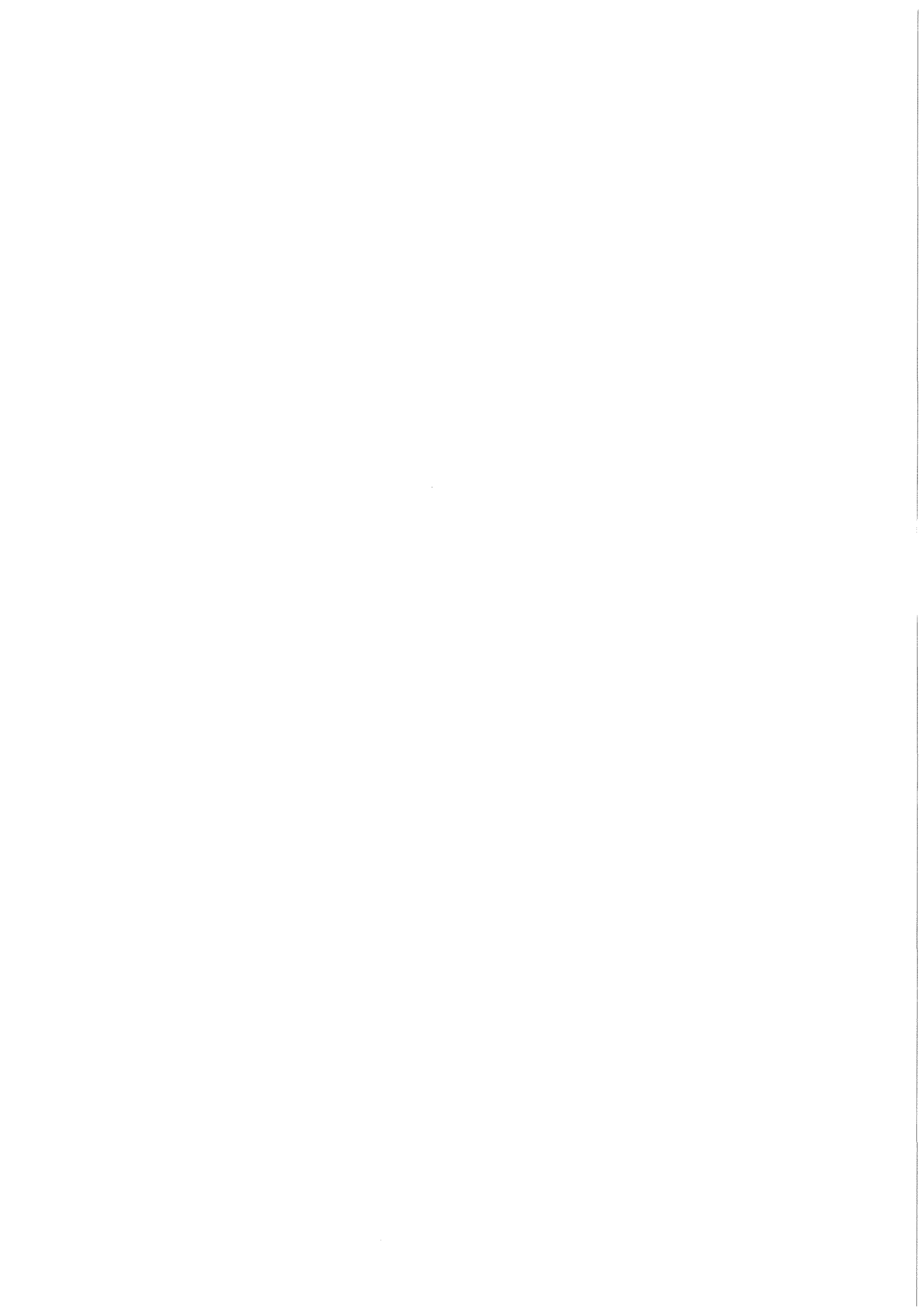


KfK 3350
Juli 1983

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1982

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 3350

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

Jahresbericht 1982

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
ISSN 0303-4003

Vorwort

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

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

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

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

Der vorliegende Jahresbericht 1982 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 1983

NUCLEAR SAFETY PROJECT

ANNUAL REPORT 1982

The Annual Report 1982 is a detailed description (in German language) of work within the Nuclear Safety Project performed in 1982 in the nuclear safety field by KfK institutes and departments and by external institutes on behalf of KfK.

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

- work performed
- results obtained
- plans for future work

This report was compiled by the project management

Karlsruhe, June 1983

InhaltsverzeichnisSeite

SUMMARIES

1 - 72

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

<u>06.01.01</u>	HDR-Blowdown-Versuche zur dynamischen Beanspruchung von Reaktoreinbauten	4100 - 1
06.01.01/09A PNS 4115	Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von Reaktordruckbehältereinbauten	4100 - 1
06.01.01/10A PNS 4116	Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Verhaltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB) des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche	4100 - 25
<u>06.01.02</u>	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur dynamischen Beanspruchung von RDB-Einbauten	4100 - 37
06.01.02/11A PNS 4125	Numerische Simulation der Blowdownbeanspruchungen von DWR mit gekoppelten fluidstruktur-dynamischen Rechenverfahren	4100 - 37
06.01.02/12A PNS 4126	Laborversuche zur Abstützung von fluidstruktur-dynamischen Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühlmittelverluststörfällen	4100 - 50
06.01.02/13A PNS 4128	Mechanisches Verhalten der Kernmanteleinspannung und der Core-Stützen beim Blowdown	4100 - 53
06.01.15/03A PNS 4127	Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments	4100 - 60

		<u>Seite</u>
<u>06.01.18</u>	Reaktor-Störfalltrainer	4100 - 71
06.01.18/01A	Der Störfalltrainer, ein Hilfsmittel zur Vertiefung des kenntnisbedingten Handelns beim Führungspersonal in Kernkraftwerken	4100 - 71
<u>06.01.03</u>	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten	4100 - 78
06.01.03/16A PNS 4140	Entwicklung von strömungsformabhängigen Kondensations- und Schlupfmodellen in einer Zweiphasen-Düsenströmung	4100 - 78
06.01.03/17A PNS 4137	Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasenmassenstrom-Meßverfahren	4100 - 94
06.01.03/18A PNS 4139	Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik	4100 - 108
 <u>PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen</u>		
<u>06.01.04</u>	Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen (SSYST)	4200 - 1
06.01.04/19A 20A, 21A, 22A, 23A, 24A PNS 4231.1-8	Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen und Speziellen Transienten	4200 - 1
<u>06.01.06</u>	Materialverhalten von Zircaloy bei Kühlmittelverluststörfällen	4200 - 43
06.01.06/20A PNS 4235.1	Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Zircaloy-Hüllmaterial	4200 - 43
06.01.06/21A PNS 4235.2	Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei Kühlmittelverluststörfällen	4200 - 55
06.01.06/22A PNS 4235.3	Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy-4-Hüllrohren	4200 - 59

		<u>Seite</u>
06.01.06/23A PNS 4235.4	Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)	4200 - 69
<u>06.01.07</u>	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 71
06.01.07/09A /10A PNS 4236.1/2	Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)	4200 - 71
<u>06.01.08</u>	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200 - 90
06.01.08/05A PNS 4237.1	Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten in der 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 90
<u>06.01.09</u>	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 94
06.01.09/06A PNS 4238	Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)	4200 - 94
<u>06.01.10</u>	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200 - 163
06.01.10/05A PNS 4239	Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA-Programm)	4200 - 163
<u>06.01.16</u>	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	4200 - 174
06.01.16/11A PNS 4254	Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden	4200 - 174
06.01.16/10A PNS 4253	Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff bei hohen Temperaturen	4200 - 196

		<u>Seite</u>
06.01.16/08A /09A PNS 4251.1/2	Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-Programm)	4200 - 210
06.01.16/07A PNS 4250	Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD-Programm)	4200 - 231
<u>06.01.17</u>	Untersuchungen zum Störfallverhalten fortgeschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)	4200 - 248
06.01.17/07A PNS 4240.1	Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler Stabbündel	4200 - 248
06.01.17/08A PNS 4240.2	Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Stahlhüllrohren	4200 - 251
06.01.17/09A PNS 4240.3	Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf	4200 - 254
06.01.17/10A PNS 4240.4	Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllwerkstoffen für FDWR	4200 - 260
 <u>PNS-Teilporjekt 4300 - Ablauf und Behrrschung von LWR-Kernschmelzenunfällen</u>		
<u>06.01.11</u>	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300 - 1
06.01.11/21A PNS 4311	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments	4300 - 1
06.01.11/23A PNS 4314	Ermittlung von Daten zur Beschreibung des Reaktions- und Freisetzungsverhaltens bei Temperaturerhöhung im RDB und beim Kernschmelzen	4300 - 10
06.01.11/24A PNS 4317	Materialkundliche Untersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente. Beton mit verschiedenem Zuschlag: Verhalten beim Aufheizen, Wechselwirkung mit der Kernschmelze	4300 - 16
06.01.11/25A PNS 4315	Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten beim Kernschmelzen	4300 - 20

		<u>Seite</u>
<u>06.01.12</u>	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen mit Beton	4300 - 42
06.01.12/20A PNS 4325	Ausbreitung von Stahlschmelzen im Beton, Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung	4300 - 42
06.01.12/21A PNS 4323	Experimente zur Wechselwirkung zwischen Stahlschmelzen und Beton	4300 - 54
06.01.12/22A PNS 4331	Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton	4300 - 68
06.01.12/23A PNS 4334	Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzenunfällen	4300 - 82
 <u>PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhaltung und Reduktion der Strahlenbelastung</u>		
<u>06.01.14</u>	Abluftfilterung an Reaktoren	4400 - 1
06.01.14/13A PNS 4414	Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von Siedewasserreaktoren	4400 - 1
06.01.14/14A PNS 4415	Entwicklung und Verbesserung von Abluftfiltern für Unfälle	4400 - 15
06.01.14/15A PNS 4416	Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern unter Störfallbedingungen	4400 - 21
06.02	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON WIEDERAUFARBEITUNGSANLAGEN	
 <u>PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit und Wiederaufarbeitung</u>		
<u>06.02.01</u>	Störfallanalysen für die große Wiederaufarbeitungsanlage (WAA)	4500 - 1
06.02.01/08A PNS 4513	Ein neues zeitabhängiges stochastisches Modell zur Risikoanalyse der Abgasstrecke PASSAT	4500 - 1

06.03. EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

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

<u>06.03.01</u>	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt	4800 - 1
06.03.01/07A PNS 4812	Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens von Pu, Am, Cm und Np in der Umwelt	4800 - 1
06.03.01/08A PNS 4813	Mikrobiologische Einflüsse auf die Mobilität und Bioverfügbarkeit von Radionukliden in Böden und Sedimenten	4800 - 15
<u>06.03.02</u>	Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich	4800 - 19
06.03.02/15A PNS 4822	Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schad- im regionalen Bereich (> 15 km Entfernung)	4800 - 19
06.03.02/16A PNS 4824	Ausbreitungsmodelle für besondere meteorolo- gische Situationen	4800 - 25
06.03.02/17A PNS 4825	Meteorologische Fernmeßmethoden	4800 - 28
06.03.02/18A PNS 4826	Modellierung des weiträumigen Schadstoff- transports	4800 - 34
<u>06.03.03</u>	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800 - 38
06.03.03/09A PNS 4832	Ausbreitungsmeteorologischer Teil des Unfall- folgenmodells der Deutschen Risikostudies Kernkraftwerke (DRS)	4800 - 38
06.03.03/10A PNS 4831	Fortentwicklung des Unfallfolgenmodells Phase B der Deutschen Risikostudie	4800 - 44

S U M M A R I E S

OF THE

GERMAN REPORTS

<u>Content</u>	<u>Page</u>
06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS	1
<u>PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components under Accident Conditions</u>	1
<u>06.01.01</u> HDR-Blowdown-Experiments on Dynamical Loadings on Reactor Internals	1
06.01.01/09A Design, Precomputation and Evaluation of the PNS 4115 HDR-Blowdown Experiments on Dynamical Loadings and Deformations of Reactor-Pressure-Vessel Internals	1
06.01.01/10A Experimental Data Acquisition and Processing PNS 4116 of the Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals in the HDR Blowdown Experiments	4
<u>06.01.02</u> Development and Verification of Codes for Dynamic Stress Analysis of Reactor Components	5
06.01.02/11A 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
06.01.02/12A Laboratory Experiments for Validation and PNS 4126 Enhancement of Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial Phase of LOCA	6
06.01.02/13A Mechanical Response of the Core Barrel Clamping PNS 4128 and the Control Rod Guide Tubes during Blowdown	7
06.01.15/03A Development and Verification of Codes for PNS 4127 Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments	9
<u>06.01.18</u> Accident Presentator	10
06.01.18/01A The Accident-Presentator, a Tool for Training PNS 4130 the Staff of Engineers in a Nuclear Power Plant to Analyse Off-normal Situations	10

		<u>Page</u>
<u>06.01.03</u>	Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques and Application at Blowdown Experiments	11
06.01.03/16A PNS 4140	Development of Condensation- and Slip Models of Two-Phase Flow Computer Codes	11
06.01.03/17A PNS 4137	Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different Methods of Two-Phase Mass Flow Measurements	12
06.01.03/18A PNS 4139	Experimental Facility for Nonsteady State Two-Phase Flow	13
<u>PNS-Subproject</u>	<u>4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions</u>	14
<u>06.01.04</u>	Development and Assessment of a Fuel Behavior Code System	14
06.01.04/19A 20A, 21A, 22A, 23A, 24A PNS 4231.1-5	Development and Verification of a Code System for Fuel Rod Analysis under Accident Conditions	14
<u>06.01.06</u>	Material Behavior of Zry-4 under LOCA Conditions	18
06.01.06/20A PNS 4235.1	Investigations of the Mechanical Behavior of Zircaloy Cladding Material	18
06.01.06/21A PNS 4235.2	Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes under LOCA Conditions	19
06.01.06/22A PNS 4235.3	Investigation of the Influence of Oxide Fuel and Fission Products on the Mechanical properties of Zry Cladding Tubes under LOCA Conditions	20
06.01.06/23A PNS 4235.4	Burst Tests on Zircaloy Cladding Tubes under Combined Mechanical and Chemical Load (FABIOLA)	23

		<u>Page</u>
<u>06.01.07</u>	Fuel Rod Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA	25
06.01.07/09A /10A PNS 4236.1/2	Investigation on the Fuel Rod Behavior under Controlled Thermal Hydraulic Boundary Conditions (COSIMA-Program)	25
<u>06.01.08</u>	In-pile Experiments in the DK-Loop of the FR2 Reactor	28
06.01.08/05A PNS 4237.1	Investigations on the Fuel Rod Behavior in the 2nd Heatup Phase of a LOCA	28
<u>06.01.09</u>	Fuel Rod Behavior in the Refill and Reflood Phase of a LOCA	29
06.01.09/06A PNS 4238	Investigations of the Interaction between Ballooning Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling (REBEKA-Program)	29
<u>06.01.10</u>	Influence of Coolant Channel Blockages upon Emergency Core Cooling in the Reflood Phase of a LOCA	31
06.01.10/05A PNS 4239	Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA-Program)	31
<u>06.01.16</u>	Investigations on Severe Core Damage	33
06.01.16/11A PNS 4254	Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding during Anticipated Transients and Severe Core Damage	33
06.01.16/10A PNS 4253	Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4-Cladding and UO ₂ Fuel under Severe Core Damage Transients	34
06.01.16/08A /09A PNS 4251.1/2	Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage Investigations (CORA-Program)	36

		<u>Page</u>
06.01.16/07A PNS 4250	Long Term Coolability of Severely Damaged Cores (COLD Program)	37
<u>06.01.17</u>	Investigations on the Accident Behavior of Advanced Pressurized Water Reactor (FDWR)	40
06.01.17/07A PNS 4240.1	Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed Hexagonal Fuel Rod Bundles	40
06.01.17/08A PNS 4240.2	Investigations of the Influence of Oxide Fuel and Fission Products on the Mechanical Properties of Steel Cladding Tubes	41
06.01.17/09A PNS 4240.3	Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes in Steam	42
06.01.17/10A PNS 4240.4	Investigations of the Mechanical Behavior of Cladding Material for APWR	43
<u>PNS-Subproject</u>	<u>4300 - Investigation and Control of LWR Core-Meltdown Accidents</u>	45
<u>06.01.11</u>	Reaction Behavior, Activity Release and Transport of Fission Products during Core-Meltdown	45
06.01.11/21A PNS 4311	Investigations on the Interaction of Fission Products and Aerosols in LWR-Containments	45
06.01.11/23A PNS 4314	Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials at Core Melting Conditions	47
06.01.11/24A PNS 4317	Material Investigations in the Framework of the BETA-Experiments	48
06.01.11/25A PNS 4315	Experiments on Determination and Limitation of Fission and Activation Product Release during Core Meltdown	49
<u>06.01.12</u>	Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete	51
06.01.12/20A PNS 4325	Erosion of Concrete by Steel Melts - Investigation of the Melt Front Velocity	51

	<u>Page</u>
06.01.12/21A PNS 4323	Experiments of Interaction of Steel Melts and Concrete 52
06.01.12/22A PNS 4331	Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a Core Melt with Concrete 54
06.01.12/23A PNS 4334	Development of Models for the Analytical Determination of Core Meltdown Accidents 56
<u>PNS-Subproject</u>	<u>4400 - Improvements of Fission Product Retention and Reduction of Radiation Load</u> 58
<u>06.01.14</u>	Offgas Filters in Nuclear Power Stations 58
06.01.14/13A PNS 4414	Determination of the Iodine Species in the Exhaust Air of Boiling Water Reactors 58
06.01.14/14A PNS 4415	Development and Improvement of Exhaust Air Filters for Accident Conditions 59
06.01.14/15A 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</u>	<u>4500 - Safety of the Reprocessing</u>
<u>06.02.01</u>	Incident Analysis for the Large Reprocessing Plant 62
06.02.01/08A PNS 4513	A New Time Dependent Stochastic Model in Risk Analysis Using the KfK Dissolver Offgas Cleaning System PASSAT 62

	<u>Page</u>
06.03	63
MITIGATION OF CONSEQUENCES	
<u>PNS- Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of</u>	63
<u>Released Nuclear Pollutants</u>	
<u>06.03.01</u>	63
Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness	
06.03.01/07A PNS 4812	63
Investigation of the Physical and Chemical Environmental Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness. Pu, Am, Cm, Np.	
06.03.01/08A PNS 4813	65
Microbiological Influences on the Mobility and Bioavailability of Radionuclides in Soils and Sediments	
<u>06.03.02</u>	66
Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear Pollutants in the Short Range and the Mesoscale	
06.03.02/15A PNS 4822	66
Investigation of the Atmospheric Dispersion of Radioactive Substances in the Mesoscale (more than 15 km Distance)	
06.03.02/16A PNS 4824	67
Atmospheric Diffusion Models for Particular Meteorological Situations	
06.03.02/17A PNS 4825	68
Investigation of Remote Sensing Methods in Respect to Their Suitability to Measure Meteorological Parameters in the Atmospheric Boundary Layer	
06.03.02/18A PNS 4826	69
Modelling of the Long Range Transport of Pollutants	
<u>06.03.03</u>	71
Investigation of the Radiologic Impact of Reactor Accidents under Probabilistic Aspects	
06.03.03/09A PNS 4832	71
Partial Model of Atmospheric Dispersion in the Consequence Model of the German Reactor Risk Study (DRS), Phase B	
06.03.03/10A PNS 4831	72
Improvement of the Consequence Model, Phase B of the German Reactor Risk Study	

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

06.01.01/09A 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; IRE)

Work performed

A series of post-test calculations has been performed with FLUX/DRIX/CYLDY3 for the HDR experiments V31/V31.1 in order to find the optimal parameters for the pre-computations of the more severe experiment V32 (which had been announced as the "German Standard Problem No. 5"). These precomputations have been performed using two different methods of connecting the DRIX-model for the nozzle flow and the FLUX-model.

Furthermore, pre-computations have been done for the test V33, which started from the same thermodynamical initial conditions as V32, but the opening area of the blowdown pipe had been reduced to one quarter by an orifice plate.

After the tests V31.2 (a replication of V31/V31.1 with increased measurement density), V32 and V33 had been run in early 1982; their results have been evaluated and compared to the computational findings. From the comparisons, conclusions have been deduced regarding the validity and applicability of the computational models comprehended by the codes.

In the test V34, isothermal initial conditions have been established; the core barrel was not clamped at its upper flange, and the gaps between the snubbers at its lower edge and the pressure vessel wall had been reduced such that impacts could be expected to occur during the blowdown. In order to prepare this experiment, the low temperature measures of the gaps and the pre-test position of the core barrel have been determined in co-operation with PHDR. Besides this, parametrical studies concerning different initial gap sizes as well as a pre-calculation using the expected initial conditions have been

performed with FLUX/DRIX/CYLDY3. After the test was run, post-calculations were performed with initial conditions fitted to the experimental findings, and the impact model enhanced to allow for plastic deformation.

Results obtained

For the tests where the upper core barrel flange had been rigidly clamped to the pressure vessel (V31.x, V32 and V33), a generally good and often very good agreement between calculated and measured data was found. Parametric studies in the post-computations for V31 and detailed analysis of the pre-computations for V32 indicate:

- A refinement of the discretization in FLUX yields only marginal improvement; the "medium fine grid" used for V31 is sufficient.
- The coarse modelling of evaporation in the upper plenum after the pressure has dropped below the saturation pressure (in FLUX merely possible by adapting the speed of sound in this region) cannot describe adequately the thermodynamical processes. The effect on pressure differences and other strain entities at the core barrel, however, is small. Thus the evaporation in the upper plenum may be neglected in the model at all.
- DRIX shows pressure waves inside the blowdown nozzle at the beginning of the blowdown, which are less damped than the experimental waves. By these waves oscillations of the core barrel are induced, the amplitudes, however, being mostly far smaller than those of the main motion. Therefore the simulation of the nozzle flow by DRIX is sufficient, especially as the quasi-stationary mean pressure is matched very well.
- A simple procedure for coupling the DRIX model to the FLUX model is satisfying.
- A detailed structural model of the pressure vessel is (even for HDR) of minor importance for determining loadings and strains of the core barrel, provided that the effect of the vessel flexibility upon the pressure wave propagation inside the downcomer is taken into account properly.

The computation for test V33 showed the reliability of the computational models which are used. Besides this, it confirms the already formerly stated finding that a reduction of the break opening cross section does not yield a linearly proportional reduction of the loadings of the pressure vessel internals.

In these tests various thermodynamical initial conditions as well as different fluid dynamical boundary conditions have been investigated. From the good agreement between measured and computed results in all these cases it is concluded that the combination of the codes FLUX, DRIX and CYLDY3 as well as the computational models on which they are based, may be considered to be verified successfully, at least for configurations where the core barrel is clamped to the pressure vessel.

The evaluation of test V34 shows that the prescribed initial conditions (particularly the gap sizes) had not been matched by the experiment. Therefore the pre-calculation of kinematical entities (e.g. displacements) could not yield any agreement with the test results, whereas the pressure differences have been predicted perfectly. Furthermore, some effects of markable plastic deformations (presumably at the snubbers) could be settled for the periods of impacts between the core barrel and the pressure vessel wall. This had not been modelled in the pre-calculation. Some post-test calculations using the experimental initial conditions as well as a simple model of plastification yielded all together a rather good agreement. Besides this, the very good prediction of the fluid dynamics in V34 shows that fluid-structure interaction is hardly affected by the support conditions of the core barrel, but mainly by the "local" flexibilities of the structural components.

Plans for future work

As the tests concerning pressure vessel internals have been finished and evaluated in phase I of the HDR safety program, work on this project will be closed by the end of 1982.

06.01.01/10A Experimental Data Acquisition and Processing of the
PNS 4116 Dynamic Behavior of the Pressure Vessel Test Internals
 in the HDR Blowdown Experiments
 (J. Kadlec, F. Eberle, G. Lang, R. Scharnowell; IRE)

Work performed

Pre-test and post-test calibrations of accelerometers and displacement transducers. Extraction of eigenfrequencies, mode shapes and critical damping ratios of HDR-core barrel from the step relaxation response signals measured in the snapback test V59.05. Completion of report /1/ summarizing the results of the snapback test series V59 and describing the computer code EVA.

Results obtained

The pre-test calibration of accelerometers and displacement transducers revealed minor deviations ($\leq \pm 3\%$) of the sensitivity from the supplier's data; nearly the same values (deviations $< 1\%$) were obtained in the post-test calibrations performed on several selected samples. The modal-analytic evaluation of the snapback test V59.05 revealed good performance of the test procedure and demonstrated the feasibility of the experimental modal-analysis in the hostile environment (hot water 240°C , 111 bar). Extracted eigenfrequencies revealed a small increase (approx. 3-5%) compared to the values at room temperature; this increase corresponds to theoretical expectations. Extracted critical damping ratios showed trends similar to the corresponding room temperature values. The intercomparison of the mode shapes extracted in both test series did not reveal remarkable deviations.

Plans for future work

Completion of the modal analytic evaluation of the blowdown test series V31.2-V33 and of the snapback test series V59.04-V59.06. Elaboration of the final documentation.

Literature

/1/ G.Eberle, J. Kadlec: Extraction of eigenfrequencies, mode shapes and critical damping ratios of HDR core barrel mockup from step relaxation response signals measured in the HDR snapback test series V59. KfK 3408, Oct.82

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

06.01.02/11A Development and Verification of Coupled Fluid-Structure
PNS 4125 Dynamics Codes for Analysis of Dynamic Stresses and
Deformations of Reactor Vessel Internals during LOCA
(J. Benner, T. Isozaki, F. Katz, H. Knüppel, A. Ludwig,
E.G. Schlechtendahl, U. Schumann; IRE)

Work performed

- Development of a new version (FLUX-5) of the FLUX code, which incorporates a homogenized model for the reactor core. Interactions of the core with the core support structure and the water are taken into account.
- Improvements of the structural model in FLUX, in particular with provision for flexible end flanges of the core barrel.
- Enhancement of the contact model which simulates the loose support of the core barrel at the upper flange and the potential impacts with the reactor vessel at the lower end. Plasticity at the points of contact have been included in the model.
- Conversion of the LANL-code KFIX from Control Data to IBM computers. The IBM version has been made available to the HDR-project for further release.
- Simulation of a JAERI experiment (jet impingement and pipe whip test) with DRIX-2D. This work was performed in cooperation with a JAERI delegate to KfK/PNS.

Results obtained

- A parametric study of PWR blowdown events in a PWR with the new FLUX-5 code indicates that the most significant interaction between the core barrel and the fuel elements is via the upper grid plate and the fuel pin spacers. Fluid-structure interaction has only a minor effect within the core. However, the variations of results for several model types are only in the order of the overall expected accuracy. The most simple model (that is a rigid mass ring at the lower end of the core barrel representing 50% of the fuel mass, which is in accordance with both the previous FLUX modelling and its simulation in the HDR experiment) gives results which deviate only by 25% from the more sophisticated model in a conservative way.

- The enhanced FLUX-4 model (flexible flanges and plastically behaving contact points) was used for post-calculations of the HDR experiment V34. The post-calculation has become necessary as the actual gap widths were obviously different from those used with predictive calculations. The overall agreement between calculation and experiment was satisfactory, even though some discrepancies at the very times of contact could not be resolved completely.
- The KFIX-code is now available in both Control Data and IBM versions.
- The calculations for the JAERI experiment provided another successful test for the DRIX code. The results indicate, however, that the experimental technique for rupturing the front disk of the pipe does not provide for instantaneous opening, but rather opens the full cross section in two steps with 25 msec delay.

Plans for future work

Work will continue mainly for the final development and application of the core model in FLUX-5. The nonlinear behaviour of the core barrel flange will be investigated in more detail. Additional calculations will be performed with KFIX for the experiments belonging to 06.01.03/16A with beginning utilization of the CYBER 205 vector computer at the University of Karlsruhe.

06.01.02/12A Laboratory Experiments for Validation and Enhancement of
PNS 4126 Fluid/Structure Dynamics Codes Relevant to Initial Phase
 of LOCA

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

Work performed

With the single cell and a different geometry of the internal pendulum tests were performed to investigate the influence of the gap on inertia coupling and damping. The fluid and the fluid density (vacuum, air, water) respectively, and system reset were subjected to variations.

A first version of the bundle geometry (16 rods, \emptyset 10) was fabricated and subjected to a functional test in the existing cylindrical external tube of the single cell. A second version of the bundle geometry (49 rods, \emptyset 10), relying on the first version, with a rectangular external tube was designed and fabricated. Construction of a suitable measurement technology has started.

Results obtained

The evaluation of the tests involving the single cell has shown that the good agreement of inertia coupling values between experiment and theory, already found earlier, is likewise maintained in case of gap reduction by the factor 2.5. However, damping markedly increases.

Testing of the first version of the bundle geometry was successful and furnished valuable indications concerning single-rod and bundle supports which have been incorporated in the design of the second version.

First tests on the construction of a suitable measuring technology have been promising. It is intended to plot a graph of the movements of the single-rod ends.

Plans for future work

The measuring technology for the bundle geometry will be constructed. The tests with the two bundle geometries (16-rod bundle with circular boundary line and 49-rod bundle with rectangular boundary line) will be performed.

06.01.02/13A Mechanical Response of the Core Barrel Clamping and the
PNS 4128 Control Rod Guide Tubes during Blowdown
 (R. Krieg, Y. Bu, M. Geiß, G. Hailfinger; IRE)

Work performed, results obtained

For the core barrel clamping three different models have been developed: a simplified model describing the basic types of deformation, a two-dimensional finite element model and a three-dimensional finite element model. The simplified model is restricted to elastic deformations only; the finite element models, however, are able to describe plastic deformations. The results obtained are consistent. Of course, with the three-dimensional finite

element model only coarse spatial resolutions are provided, since the number of degrees of freedom must not exceed a reasonable upper limit. The results show that for blowdown loading considerable plastic deformations of the core barrel clamping and a strong influence on the overall core barrel response must be expected.

The analysis of the core support columns requires a three-dimensional description of the blowdown flow in the upper plenum between the columns. In addition, the close arrangement of the columns requires high spatial resolutions. Therefore the common solution methods are no longer acceptable. To overcome this problem the recently developed computer programs SING1 and SING-S which are based on a boundary integral method have been applied. Here the advantage is that not the three-dimensional fluid region but only the two-dimensional fluid boundaries must be discretized. The calculated core barrel deflections are essentially within the elastic region. Just for one small diameter column rather high plastic deformations are obtained. In order to check the different assumptions, also two-dimensional calculations for a fluid slice taken from the upper plenum have been carried out. Using the shallow water analogy these results could be compared with shallow water experiments. Again it has been confirmed that the fluid compressibility can be neglected for determination of the maximum column deflections. Furthermore it has been found that the two-dimensional calculations for the fluid slice taken from the upper plenum may be used to assess to total loading acting on each column.

Plans for future work

Based on the findings about the core barrel clamping an improved blowdown analysis will be done for a typical PWR.

For the core support columns the investigations are finished.

06.01.15/03A Development and Verification of Codes for Analysis of
PNS 4127 Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments
(F. Eberle, F. Engelhard, G. Hailfinger, B. Göller, J.Kadlec,
G. Lang, R. Krieg, G. Messemer, R. Scharnowell, E. Wolf; IRE)

Work performed, results obtained

For investigation of a LWR-containment under excessive loading the computer program ROTMEM has been improved in order to consider elastic-plastic constitutive equations on the Prandtl-Reuss type. However, comparisons of different calculations showed that the simpler equations of the Hencky type are sufficient. The assumption, that the radial containment deformations may be limited locally by the outer concrete shell, did not result in higher maximum stresses which occur in the shell close to the stiffened regions of the nozzles. Here failure is expected, if the internal pressure increases. According to present understanding large cracks must be assumed which has some influence on the radioactive release. In order to check the calculations and the type of failure a facility has been built in order to carry out membran test with high two-axial strains.

For investigations of the dynamic containment response including shell imperfections computational methods are under development. In addition experiments with a rather accurate spherical shell (diameter 1.2 m, thickness 1 mm) will be done. Fabrication of this shell by several complicated cutting processes has been prepared. It is intended to do both modal analyses without and with imperfections and buckling tests.

The experiments to the fluid-structure interaction of the horizontal cylindrical shell partly filled with water have been finished. The axial shapes of the eigenoscillations were of the same type as observed for the empty shell. However, the circumferential shapes of the eigenoscillations consisted of waves with varying amplitudes and wave length.

Plans for future work

Membran tests with high two-axial strains in order to check the calculated results for high internal containment pressure and in order to investigate the type of containment failure.

Further investigations of the dynamic response of the containment including the influence of shell imperfections. Manufacturing and measurement of the geometry of the spherical shell which will be used for experiments.

Final calculations for the dynamic behaviour of the horizontal cylindrical shell partly filled with water.

06.01.18 Accident Presentator

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

Work performed

The accident presentator displays the transient data of an accident. Access is given to roughly 1000 analog - and 5000 binary time - dependent data of a power plant. They describe the sequence of events for a given accident. To start the work, only real events are considered, where all the data necessary were available.

A prototype of the presentator has been setup including the software, to update all the data according to the progress in time and to display the data via a screen or printer/plotter.

Five interesting events are available at this time. The person to be trained has the task to find out what is happening in the plant and why.

Results obtained

First test sessions have shown the ability of the presentator to display the events in a realistic manner.

Plans for future work

The process of preparing the input data for the presentator will be automatized. Further test sessions will show which didactic support is necessary, o.g. recording the sequence of data calls by the trainee.

- 06.01.03 Development of Two Phase Mass Flow Measurement Techniques
 and Application at Blowdown Experiments
- 06.01.03/16A Development of Condensation- and Slip Models of Two-Phase-
PNS 4140 Flow Computer Codes
 (M. Wadle; IRE)

Work performed

The previously used test section (KfK-Nozzle) has been completely modified, and the instrumentation was improved in cooperation with the LIT and the IRB. Higher signal quality was achieved, and the 6-beam densitometer was extended to eight beams. Furthermore a traversable pilot-probe was constructed for measurement of the separation zone after the divergent nozzle.

According to precalculations with the DUESE-code, in which a flow pattern map was implemented, an experiment matrix has been established.

In the IRE the LASL-code KFIX is available in its HDR-version. This code was adapted to the 2D nozzle geometry and a friction model was implemented.

During summer 1982 about 110 experiments (2/3 water-vapor experiments, 1/3 water-air experiments) were performed. The experimental data were digitized, correlated and converted by means of calibration curves. Many experiments were calculated with the DUESE-code.

Results obtained

For more than 100 different experiments with varying inflow conditions, experimental pressure and temperature-curves are available (water-vapor experiments: pressure level from 3 MPa to 10,5 MPa, volumetric vapor quality from 0 to 80 %; water-air experiments: pressure level from 0,3 MPa to 0,95 MPa, mass vapor quality from 0 to 7,8 %).

With a new condensation model and an additional pressure loss due to a sudden expansion, many experiments were calculated. The results show good agreement with the experimental data, depending on a sophisticated application of the friction factor f and the number of bubbles/droplets N . In some experiments an extremely steep pressure gradient develops in the divergent part of the nozzle, which cannot be calculated with the DUESE-code.

Plans for future work

New experiments with tracer injection for slip measurement are prepared and scheduled for spring 1983. The results will be compared with the calculation and the constitutive relations will be improved.

06.01.03/17A Joint Test Rig for Tests and Calibration of Different Methods
PNS 4137 of Two-Phase Mass Flow Measurements
(J. Reimann, H.J. Brinkmann, A Demski, H. John, L. Pawlak,
W. Seeger, C. Smoglie, E. Wanner, E. Weinbrecht; IRB)

Work performed

- A gryostatic mass flow rate measurement instrument (Micro Motion Inc., USA) was tested in water and air-water flow.
- Air-water experiments were performed with test geometry a) and a horizontal branch. Steam-water experiments started.
With test geometry c) experiments were carried out, using a downward orientated branch; experiments with an upward orientated branch are presently performed.

Results obtained

- The instrument had a high accuracy in single phase water flow (error $\approx 1\%$). With increasing void fractions ($\geq 10\%$) the signal was no longer interpretable.
- Test geometry a): Phase separation is the largest at a large mass flow rate fraction through the branch. The redistribution is only weakly dependent on inflow mass flux and quality. An improved model for the pressure drop across the branch was developed.

Test geometry c): For the downward orientated break a correlation was developed for the onset of gas pull-through. Furthermore a generalized graph was found for the break mass flow rate and quality as a function of the liquid level. For the upward orientated break a criteria for the onset of liquid entrainment was developed. The increase of break mass flow rate with entrainment is small as long as stratified flow in the main pipe exists.

Plans for future work

Air-water and steam-water experiments with geometries a) and b); air-water experiments with geometry c) and a horizontal branch.

06.01.03/18A Experimental Facility for Nonsteady State Two-Phase Flow
PNS 4139 (H. John, S. Barth, A. Demski, G. Eisele, K. Hitzig,
G. Huy, S. Kleiber, H. Lechner, A. Megerle, L. Pawlak,
J. Reimann, E. Wanner, He. Weber, R. Weinbrecht; IRB)

Work performed

- The built up of the loop, inclusive the electrical equipment for control and data transfer was finished. The data lines from the transducers to the computer PDP11 were tested.
- Function tests of the blowdown loop were started with cold water where compressed air was the driving force.
Several regular blowdowns with boiling water and different entrance pressures up to 12 MPa were successfully performed.
- First blowdowns with massflow measuring devices from the LOBI-Loop in Ispra (Euratom) and with radio tracer tests (KfK-LIT) started. The results are calculated now.

Results obtained

The successful test of the True Mass Flow Meter, a new 5 Beam- γ -Densitometer and the quick opening valve under blowdown conditions.

Plans for future work

Transient calibration tests of the LOBI-Spool pieces, the radio-tracer measuring method, the ultrasonic system for liquid level detection and the temperature correlation.

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

06.01.04/19A Development and Verification of a Code System for Fuel Rod
20A, 21A, Analysis under Accident Conditions
22A, 23A, 24A
PNS 4231.1-8 (H. Borgwaldt, INR; S. Malang, IRB; R. Meyder, IRE)

Work performed

SSYST-2:

On request by NEA Data Bank, some support was given in the implementation, final tests and preparation of the transmittal tape for the released version of SSYST-2. This included the demonstration of the coupling of SSYST-2 with RELAP/MOD6 as well as with another primary systems code, NORCOOL.

Activities to increase code reliability by introducing data consistency checks into all general purpose and the majority of physical modules of SSYST have been continued. GRS, under subcontract of PNS, made detailed calculations on the experiments REBEKA-3 (KfK) and LOC-3 (PBF, Idaho Falls) as a contribution to the verification of SSYST-2.

SSYST-3:

The new code version SSYST-3, with additional application modules and a streamlined, restructured systems kernel, has been completed. Part of this new version is the preprocessor code PREPRO for complete checks of large SSYST-3 input files in standard or free format. SSYST-3 has been prepared to simplify the future inclusion of additional physical models and a more general execution sequence control.

The documentation of the creep rupture model NORA2 is completed. This model describes creep and rupture behavior of Zircaloy tubes at high temperatures assuming a cylindrical geometry. NORA2 is now also integrated into the SSYST modules STADEF and ZIRKOF, so that clad deformations can be determined quickly and precisely.

Work to integrate the flooding code REFLUX/GRS has been continued.

SFD-modeling:

The MULTRAN code completed in the last year has been fully integrated into SSYST. It models the partitioning of the oxide layer in a cubic and a tetragonal part as observed at temperatures above 1850 K.

A special version of the SIMTRAN code has been developed which calculates the fuel temperature in a case where a fuel rod or a fuel rod simulator is heated up to the melting point of Zircaloy.

To improve understanding of the fuel rod behavior under SFD-conditions and to quantify single effects, calculations of some ESSI experiments performed in the NIELS melting facility were started.

Thermohydraulics codes:

The KfK-version of RELAP4/MOD6/004 was transmitted to GKSS and NEA Data Bank. Cycle 14 of RELAP5/MOD1 has been put in operation in CYBERNET. That version was used to calculate the CSNI Standard Problem 13 (LOFT-L2-5).

The FACOM-version of RELAP5/MOD1/001 that has been taken over from JAERI did not work on IBM-system at KfK. To get a running IBM Code extensive adaption work and checkout testes have to be done in close cooperation with GRS. In order to reach the level of the latest CDC-version of RELAP5/MOD 1 the original code updates have been incorporated into the IBM-version.

Results obtained

Verification of SSYST-2:

The verification calculations of GRS using SSYST-2 yielded a good agreement with the measured values. The REFLOS module proved to be suited to simulate the thermohydraulics of the REBEKA-3 experiment. The results obtained lie within the scatter band of the measured values.

The computing times required by SSYST-2 must be considered as extremely favorable; compared to SSYST-1 they are only 32%.

SSYST-3:

A working version of SSYST-3 has been transmitted to GRS, Köln, for field testing. The final version of the preprocessor code PREPRO has the following capabilities: Input for loosely coupled modules is only scanned and passed. Input for all regular fully integrated SSYST-3 modules is accepted in formatted, unformatted or symbolic form and is converted to standard format. In addition, the data are checked for formal correctness, and the list of required modules for executing the input is evaluated.

The failure criterium of NORA2 is based on the total circumferential elongation (TCE) in the plaine of failure, usually reported for tube burst tests. This failure strain is a function of strain rate and temperature. For the pure phases of Zircaloy α and β TCE increases with increasing strain rate whereas in the α/β two phase region TCE decreases with increasing strain rate. Considering however the local failure strain of the probes, it is found that the local failure strain is independent of the strain rate, in a first

approximation. Even the dependence on temperature becomes simpler. This local failure strain is about 200% to 300%. Therefore the sensitivity of TCE with respect to strain rate and temperature must be a consequence of local variations of stress and temperature along the circumference of the probe.

This interpretation can be confirmed with the SSYST module AZI. AZI describes a rod slice in r- θ geometry. The assumptions for the calculations are: creep law according to NORA2, modification of failure strain as indicated above and initial variations in wall thickness (+/- 10 μ) and in temperature (+/- 2K). Such variations are always present for real probes. According to this, also in the model TCE is controlled by a localisation of strain caused by imperfections of the probes.

The computer code for modelling the 3D thermoelastic and plastic deformation of a fuel rod cladding between two grid spacers has been successfully tested for the thermoelastic solutions and also for plastic deformations. It was found that the explicit integration of plastic strains is too time consuming. Improved integration techniques are tested now. The documentation of 3D deformation model has begun.

SFD-modeling:

The results of the MULTRAN code agree well with the experimental results as reported by Cathcart and Leistikow (1000 - 1500 °C), Urbanic and Leistikow (1550 - 1800 °C), and Baker (above 1940 °C).

Calculations with the special version of the SIMTRAN code showed that the temperature difference in the cladding between surface and oxide/metal interface can reach values up to 50 K if a rod is heated up to the melting point of Zircaloy.

The calculation of the thermal behavior of the fuel rod simulators of the ESSI experiments showed that the steam flow between the Zircaloy tube and the insulation had a strong influence on rod cooling. Experiments performed later in the ESSI test series with an insulation directly attached to the Zircaloy tube confirmed this finding.

Thermohydraulics codes:

The IBM-version of RELAP5/MOD1 has been updated up to cycle 6 and tested.

Plans for future work

Full integration of REFLUX/FRS as a SSYST module, communicating with other physics modules. Implementation of a generalized execution sequence control in SSYST-3. Analysis of the experimental data on the interaction between fuel and Zircaloy cladding.

Modeling of the interaction between fuel and Zircaloy cladding with respect to the oxygen profile in the cladding wall.

Starting from 1983 work related to RELAP5 and other advanced thermohydraulics codes will be continued within a new sub-project 06.01.21.

- 06.01.06 Material Behavior of Zry-4 under LOCA Conditions
- 06.01.06/20A Investigations of the Mechanical Behavior of Zircaloy
PNS 4235.1 Cladding Material
 (M. Boček, A. Falkenstein, C. Petersen, H. Schneider,
 W. Schweiger; IMF-II)

Work performed

- Completion of creep-tests in a close graduation of temperatures.
- Completion of FABIOLA-burst-experiments to verify the developed burst criterions.
- Completion of destructive post test examination of irradiated in-pile deformed tubes of the G-serie.
- Comparison of creep burst experiments in respect to burst time and burst strain.

Results obtained

- The creep test serie is needed to know better - in a close graduation of temperatures - the temperature dependence of the stress exponent and the stress and temperature dependence of the apparent activation energy of creep. By that means the life fraction rule (LFR) will be on a level to be installed in the international code SSYST to calculate burst times and burst temperatures during emergency accidents of pressurized light water reactors.
- The burst data now available from FABIOLA-experiments up to a heating rate of 16 K/sec. had been used on one side to increase the accuracy of the constants to calculate burst strains by means of the modified-Monkman-Grant relationship (MMG). On the other side they had been used to verify in respect to burst temperature and burst time the LFR and to burst strain the MMG very successful /1, 2, 3/.
- The evaluation of destructive post test examination of the G-serie (35.000 MWd/t preirradiation and in-pile deformation) had been completed /4/. Differences in mechanical properties compared to test results with cladding containing fresh fuel of A- and B-series and to results from tests with preirradiated cladding (F-serie) could not be detected.
- The calculation of burst time and burst strain from creep burst tests to the REBEKA-facility (IRB, KfK) with the Larson-Miller extrapolation method led for the burst time to acceptable results. The burst strain

could be calculated in analogy to the modified Larson-Miller extrapolation method with encouraging results /5/.

Plans for future work

After answering all important questions given on the above question this part of the project is completed.

References

/1/ M. Bocek

"Lifetime and Failure Strain Prediction for Material Subjected to Non-stationary Tensile Loading Conditions; Applications to Zircaloy-4"
ASTM STP 754 (1982) 329

/2/ M. Bocek, C. Petersen and L. Schmidt

"The Lifetime and Failure Strain Prediction of Zircaloy-4 Cladding Loaded under LOCA-Similar Temperature Ramp Conditions"
Nuclear Technology (in press)

/3/ M. Bocek and C. Petersen

"Lebensdauer- und Versagensverformungsvorhersage von Zircaloy-4 bei KVS-ähnlichen Belastungen"
Proceeding of Annual KTG-Meeting '82, (1982), Mannheim, F.R. Germany, 315-318

/4/ P. Hofmann et al.

"In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlustunfall (Versuchsserie G)"
KfK-Report Nr. 3433 (in press)

/5/ Unpublished Report

06.01.06/21A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes under
PNS 4235.2 LOCA Conditions
 (S. Leistikow, G. Schanz; IMF-II)

Work performed

The results of the investigation of the F series fuel rods (20.000 MWd/t_U) have been published. The evaluation of the G series rod (35.000 MWd/t_U) was finished and compared with the results of low burn-up rods C (2.500 MWd/t_U)

and E (8.000 MWd/t_U) and of electrically heated fuel rod simulators.

Results obtained

In comparison of all investigated rods and simulators the influences of burn-up and nuclear heating are found to be restricted to only some aspects of minor importance. The oxidation during pre-irradiation can be neglected in comparison with the steam oxidation during the transient. The external oxide scale thickness shows a common scatter band for all rods with the exception of seriously cracked oxide at excessively strained positions and the sporadic occurrence of white patches of thick oxide for some of the pre-irradiated rods. The formation of white oxide is due to early and localized breakaway behaviour induced by the pre-irradiation. Appreciable internal cladding oxidation due to steam access is restricted to the burst position where the steam is mainly consumed. Rods with higher burn-up have formed scales even thicker than the external scales at the vicinity of the burst opening. Altogether the observed oxidation has not determined the ballooning and burst behaviour of the rods.

Compared to the as-received cladding condition a higher microhardness level is reached already after low burn-up. During the LOCA-transient the hardness decreases again and the local values spread to a common scatter band for all rods. The temperature evaluation of the cladding microstructure has indicated azimuthal differences between 0 and about 100 K of peak temperature for different cross sections of fuel rods and simulators. The method has proved to be reliable and helpful in comparison to the thermocouple measurements during the tests although it has allowed only indirect estimations of burst temperatures.

Plans for future work

Publication of the results of the G series fuel rods and concluding report.

06.01.06/22A 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, H.Eckstein, J.Spino, H.Zimmermann,
J.Burbach, Ch.Gosgnach, H.Metzger; IMF)

Work performed

- Determination of the zircaloy/iodine reaction products in creep rupture tests in inert gas with Zircaloy-4 cladding tubes containing iodine between 500 and

900 °C.

- Determination of the critical iodine concentration leading to SCC failure of Zircaloy cladding tubes in the presence of UO_2 .
- Fracture mechanics description of iodine-induced stress corrosion cracks in internally notched zircaloy cladding tubes between 500 and 700 °C.
- Determination of cladding inside surface corrosion during in-pile LOCA-type transients in the FR2 reactor.

Results obtained

- The test results have been documented /1,2/. The chemical environment which leads to zircaloy cladding failure as a result of iodine-induced stress corrosion cracking was characterized. The iodine in the specimens was completely transformed into gaseous and solid zirconium iodides. At the critical iodine concentration which caused low ductility failure of the tube specimens, most of the iodine was present as condensed zirconium subiodides ($I/Zr \leq 0.4$). Only a very small fraction of the total iodine remained in the gaseous phase as ZrI_4 . The ZrI_4 gas phase alone was responsible for crack propagation under the test conditions investigated. Therefore, the critical ZrI_4 partial pressures which resulted in low ductility failure were determined. They varied between 0.005 bar at 550 °C and 0.043 bar at 800 °C /1,2/.
- In the presence of UO_2 fuel, the critical iodine concentration increases, especially above 600 °C. The reaction of Zircaloy with oxygen, to produce ZrO_2 is more thermodynamically advantageous than the reaction with iodine to produce zirconium iodides. However, kinetics studies show that the zircaloy/iodine reaction below 600 °C seems to be favored over the zircaloy-oxygen reaction. At normal reactor operating temperatures (approx. 350 °C), the influence of the oxygen potential on iodine-induced stress corrosion cracking in zircaloy cladding tubes is probably negligible, but under accident transient conditions can be significant. The studies were completed in 1982, and the remaining experimental results will be published in 1983.
- The observed time-to-failure behavior of iodine-containing Zry-% cladding tubes from 500 to 700 °C can be described by the elastic-plastic fracture mechanics model CEPFRAME. The model includes an empirically-determined computation method for the incubation period for the incubation period (as a portion of the time to failure), as well as an elastic-plastic model for describing crack growth due to iodine-induced SCC. The total service

life of the cladding tube is obtained by adding the incubation period for crack formation to the time of crack growth. The incubation period is a temperature-dependent function of both the depth of surface damage and the load, and is 40 to 90% of the time-to-failure. The elastic-plastic crack growth model is a modified version of the stress intensity K_I -concept of linear-elastic fracture mechanics. The extensions of this concept take into account a plastic strain zone ahead of the crack tip and, in addition, a dynamic correction factor to the crack geometry /3/. Model results show good agreement with experimental data at 500, 600 and 700 °C. The crack velocity at all three temperatures is a clear power function of stress intensity ahead of the crack tip; the exponent is 4.9. Application of the model CEPFRAME to temperatures below 500 °C is possible in principle; the upper temperature limit is approximately 650 °C. The model is suitable for use in computer codes describing LWR fuel rod behavior in transients (ATWS) /3/.

- Postirradiation examinations of preirradiated LWR fuel rods of the G-series (35.000 Mwd/t_U) burnup) have been completed and documented in a report /4/. This cladding inside surface corrosion is similar to that of the pre-irradiation fuel rods with 20.000 Mwd/t_U burnup /5/. That is, inside surface corrosion due to steam occurs primarily near the burst. The oxide layer is sometimes thicker on the inside of the cladding than on the outside. No influence of fission products, especially of iodine, on the deformation and rupture behavior of the cladding was found. In general, the fission product releases during preirradiation and during the LOCA transient were less than 10% /6,7/.

Plans for future work

These studies were completed in 1982 und have been documented in scientific journals and KfK reports /1-7/. The general results of the out-of-pile and in-pile large break LOCA experiments are presented in /8/.

References

- /1/ P. Hofmann, J. Spino;
Chemical Aspects of Iodine-Induced SCC Failure of Zircaloy-4 Tubing above 500 °C. Journ. of Nucl. Mat. 114 (1983), pp. 50-65.
- /2/ P. Hofmann, J. Spino;
Determination of the Critical Iodine Concentration for SCC Failure of Zircaloy Tubing Between 500 and 900 °C. Journ. of Nucl. Mat. 107 (1982), pp. 297-310

- /3/ W. Dienst, H. Eckstein, P. Hofmann:
Fracture Mechanics Analysis of Iodine-Induced Crack Growth in Zircaloy-4
Tubing between 500 and 700°C, Nucl. Eng. Design, to appear
- /4/ P. Hofmann et. al.:
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
störfall (35 000 MWd/t_U), KfK 3433 (1983)
- /5/ P. Hofmann et. al.:
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-
störfall (20 000 MWd/t_U), KfK 3288 (1982)
- /6/ E.H. Karb, P. Hofmann et. al.:
LWR Fuel rod behavior in the FR2,; In-pile Tests Simulation the
Heatup Phase of a LOCA, KfK 3346 (1982)
- /7/ E.H. Karb, P. Hofmann et. al.:
LWR Fuel Rod Behavior during Reactor Tests under LOCA conditions:
Results of the FR2 In-pile Tests, Journ. of Nucl. Mat. 107 (1982), pp.
pp. 55-77;
- /8/ A. Fiege, P. Hofmann et. al.:
Stand und Ergebnisse der Untersuchungen des PNS zum LWR-Brennstabver-
halten bei Kühlmittelverluststörfällen, KfK 3422 (1982),
- 06.01.06/23A Burst Tests on Zircaloy Cladding Tubes under Combined
PNS 4235.4 Mechanical and Chemical Load (FABIOLA)
(L. Schmidt, H. Lehning, D. Piel; IMF III)

Work performed

The burst tests were continued with Zircaloy-4 cladding tubes under hot rod conditions implying the heating up of the cladding tube until it bursts while the load through inner pressure remain constant. The test series involving a low heating rate (about 2K/s) was completed. Experiments with higher heating rates (about 20K/s) were started but could not be finished as planned because of unforeseen difficulties.

Results obtained

The test series involving a low heating rate of about 2K/s revealed the same dependence between burst temperature and burst pressure as in the previous test series burst temperature have a maximum in the transition zone to the Zircaloy-4 two-phase zone similar to that in the previous experiments.

In the test series started meanwhile with a heating rate of about 20 K/s a similar tendency has been found so far. But there are indications that the burst strains attain lower values.

Plans for future work

The burst tests with Zircaloy-4 cladding tubes were almost finished in 1982. In 1983 it is planed, beside several confirmative experiments, to complete the evaluation and documentation of the test results.

06.01.07 Fuel Rod Behavior in the Blowdown-Phase of a LOCA

06.01.07/09A Investigation on the Fuel Rod Behavior under Controlled
/10A Thermal Hydraulic Boundary Conditions (COSIMA-Program)

PNS 4236.1/2 (G. Class, R. Meyder, E. Stratmanns; IRE
K. Hain, F. Brüderle, T. Vollmer; IT)

Work performed

In the first half of the period under review, the control system of the test facility and the data logging system were revamped so as to match a new computer facility and, consequently, test operation could be resumed only early in the second half of the year. 17 blowdown experiments were run by late 1982, mainly on the pellet relocation problem.

Various experiments (2F LOCA-type experiments with different rod powers and one experiment with LOFT (L2-3)-type transient development) were recalculated with different nodalizations using different options by means of RELAP4/MOD6 (comparison between homogeneous calculation and calculation involving phase separation; application of various DNB correlations and film boiling relations). The DRUFAN 02 thermodynamics code was implemented on the IBM 3033.

Results obtained

1. Experiments

The experiments on the pellet relocation problem are intended to represent the influence of the void volume in the SIM fuel rod simulator on relocation of the Al_2O_3 annular pellets.

Two series of tests were run for this purpose:

- (a) with enlarged internal gap (graphite heater - annular pellet)
- (b) with enlarged external gap (annular pellet - cladding tube).

Test series (a) shows the expected slight effect of the enlarged internal gap, compared with test series (b) and a SSYST sensitivity study. Compared with the sensitivity study referred to above, the enlarged external gap exhibited the expected major influence on peak cladding temperatures in the course of a number of experiments. With initial gap widths of

- 50 μm internal
- 100 μm external,

peak cladding temperatures dropped by 250 K because of pellet relocations in the course of five blowdown experiments. This problem is to be studied in a number of further SSYST calculations and another series of experiments.

2. Recalculations by means of RELAP4/MOD6

In the recalculations conducted by means of RELAP4/MOD6 of the experiments mentioned above, a parameter investigation of the following influences was emphasized in particular:

- Nodalization
- data set with 24 volumes, 27 junctions, 39 heat slabs
- data set with 13 volumes, 16 junctions, 21 heat slabs;
- phase separation model
- homogeneous calculation
- phase separation along the measurement section
- phase separation along the plenums.

It was found that the combination of "fine nodalization" and "phase separation over the entire section" led to numerical problems and to the computation being terminated. The setup of the phase separation model (Wilson bubble-rise- and slip model) in the plenums in conjunction with fine nodalization produced for satisfactory results a 2F LOCA experiment, if, in a first approximation, at the beginning of flow reversal (from a positive to a negative core mass flow), the computation was switched from computation with phase separation in the sub-plenum to homogeneous computation. (Problem: feeding a homogeneous two-phase mixture into a vapor dome). Under these boundary conditions, the measured values were verified in the following way:

The pressure curve occasionally showed deviations up to some 7 bar, the cladding temperatures were calculated with sufficient accuracy at 50 K. Since the pressure curve shows systematic deviations from the measured pressures in all calculations by means of RELAP4/MOD6, this point needs to be clarified in a continuing study.

3. Implementation of DRUFAN O2

The DRUFAN O2 thermodynamic code (development status as of february 13, 1982) was implemented on the IBM 3033 of KfK in two steps:

(1) Implementation of the load module delivered and computation of a first example. (2) Compilation of the source delivered and computation of a first example. The first step was completed relatively quickly. However, contrary to all expectations, the following difficulties were encountered in the second step:

- Application of the FORTRAN 77 compiler, VIL24, produced a condition code > 12.
- Two subprograms were missing in the source.

The missing subroutines (CPU check; ... job name querying, date ... for compiling restart file) were taken from the corresponding library routines of KfK. The

program errors were communicated to the autor (GRS, Munich) and corrected there.

Plans for future work

- Another test series with expanded cladding tubes will be carried out on the pellet relocation problem.
- It will be possible to assess the influence of spacers and the oblique position of the simulator in the channel on the transient development in a series of experiments.
- Various "simple hydraulic tests" (e.g., with the heaters turned off in the test section) have been planned to verify individual phenomena in the recalculation.
- Intercomparison calculations of various experiments are at present being conducted with RELAP4/MOD6 and DRUFAN O2 (perhaps also with RELAP5).
- A final summary of the COSIMA experiments will be conducted in the course of next year.

- 06.01.08 In-pile Experiments in the DK-Loop of the FR2 Reactor
- 06.01.08/05A Investigations on the Fuel Rod Behavior in the
PNS 4237.1 2nd Heatup Phase of a LOCA.
- (G. Harbauer, H. Hespeler, E.H. Karb, W. Legner, W. Leiling,
M. Prüßmann, L. Sepold, K. Wagner; IT)

Work performed

Completion of the entire research program by end of 1982. The final results were documented in reports /1/, /2/.

Results obtained

The main results are:

- (1) No influence of the nuclear environment on the mechanisms of fuel failure during a LOCA.
- (2) No influence of burnup on the burst data and on the circumferential strain was found.
- (3) The preirradiated rods resulted in a fuel cracked during irradiation and fragmented during the transient tests due to cladding ballooning.
- (4) The fuel fragmentation did not influence the cladding deformation process.

References

- /1/ L. Sepold, E.H. Karb, M. Prüßmann:
"In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall,
Bericht über die Versuchsserie E, KfK 3345 (1982)
- /2/ E.H. Karb et. al.:
"LWR Fuel Rod Behavior in the FR2 In-pile Tests Simulating the Heatup
Phase of a LOCA, Final Report",
KfK 3346

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

06.01.09/06A Investigations of the Interaction between Ballooning
PNS 4238 Zircaloy Claddings and the Emergency Core Cooling
(REBEKA-Program)
(K. Wiehr, A. Emling, F. Erbacher, U. Harten, W. Just,
H.J. Neitzel, P. Schäffner, He. Schmidt, E. Vogel; IRB)

Work performed

- Single rod experiments in He- and steam-atmosphere under flat topped temperature transient test conditions (plateau).
- Improvement of the burst criterion relating to the influence of oxidation on the burst stress.
- Completion and evaluation of the 1st 7x7 bundle experiment with flooding.

Results obtained

The bundle experiment REBEKA 5 with flooding (7x7 array) was performed. All 49 fuel rod simulators had Zircaloy claddings and internal overpressure. The outer ring of fuel rod simulators was able to balloon in this experiment to enable a maximum mechanical interaction between the Zircaloy claddings. The questions to be investigated were, if an intensive rod to rod interaction, a continuous cosine shape axial power profile and/or the bundle size itself would increase the strains and the coolant channel blockage. The test procedure was the following:

Internal overpressure 70 bar He at equilibrium bundle temperature of 145°C (system pressure 4 bar). The heat-up rate from 145°C to 765°C was about 7 K/s. During the heat up phase there was a steam velocity of about 2 m/s downstream through the bundle. Flooding with a cold flooding rate of about 3 cm/s was initiated at a maximum cladding temperature of 765°C.

The deformation started about 15 seconds before start of flooding at a maximum internal overpressure of 88 bar, the cladding temperature in the plateau during the flooding phase was about 800°C and bursts occurred in the average at about 68 bar and 800°C early during reflood. The burst interval of the inner 25 claddings was between 25 seconds.

The outer ring of the Zircaloy claddings ballooned under azimuthal temperature distributions and will not be taken into account in the comparison with REBEKA 3 results.

The mean value of maximum burst strains of the inner 5x5 claddings was 52%, of the inner 3x3 48%. The maximum channel blockage was 52%. In spite of the somewhat higher max. burst strain, which is understood, the coolant channel blockage of 52% is identical with the REBEKA 3 result. The REBEKA 5 results are a good agreement with recent knowledge. In spite of the continuous cosine shape axial power profile no increased coolant channel blockages was generated. The mechanical interactions between the rods were not dominant. No influence of the bundle size on the strain and the coolant channel blockage was found.

The REBEKA-bundle tests 1-5 were evaluated in respect to the influence of the flow direction through the bundle on the axial distribution of the locations of maximum strains in the bundle, which determines the max. flow blockage. All 5 experiments show the expected influence of flow direction on the plastic deformation of the Zircaloy claddings.

Plans for future work

- Single rod tests with regard to further developing the burst criterion.
- 7x7 rod bundle test without changing the flow direction in the refill- and reflood phase (International Standard Problem ISP 14, reference to NRU-tests.)

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

06.01.10/05A Flooding Experiments with Blocked Arrays (FEBA Program)
PNS 4239 (P. Ihle, K. Rust, H. Schneider; IRB)

Work performed

Test series VII and VIII were completed. All test series planned were terminated after performance of about 150 single tests using the 25 rod arrays. Quantitative investigation of cooling enhancement due to increased turbulence promotion and improved evaporation of water droplets downstream of coolant channel constrictions of 62% (series VII) and 90% (series VIII) for all subchannels and hence, known coolant mass flow.

Results obtained

As expected the improvement of heat removal downstream of 62% and 90% blockages is higher than downstream of a grid spacer. The grid spacer effect had been described already. The results explain quantitatively the statements made that the effect of reduced coolant mass flow downstream of blockages with bypass mostly is compensated for 90% blockages and fully is compensated for 62% blockages due to improved cooling effectiveness of the remaining mass flow. The essential part of the effect occurs in the early phase of reflood characterized by mist cooling. With increasing number and size of flow obstacles in the cooling channels in increasing portion of the water, carried over for undisturbed bundle geometries, is dispersed and evaporated within the bundle. This improves the heat removal.

For the description of the droplet heat transfer during the mist flow regime downstream of grid spacers the FEBA results were used. With the aid of the fluid temperature probe signals the mist flow regime has been defined and normalized for various flooding conditions. System pressure and Reynolds-Number of the water injected are the parameters of an empirical correlation. An additional correlation using the correlation above has been formulated describing the droplet heat transfer downstream of grid spacers. Following this method the results of series VII and VII recently performed will be evaluated.

A comparison of FEBA-data with results calculated with RELAP4/MOD6 showed that the mist cooling effectiveness is under predicted even for undisturbed bundle geometries.

Parallely to the evaluation and analysis within the frame of the program the FEBA data are used by other institutions for code verification and modeling.

Plans for future work

The experimental part of the program had been terminated December 1982.

The data of the recent test series will be evaluated and the results of the whole program will be documented.

- 06.01.16 Investigations on Severe Core Damage
- 06.01.16/11A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding during Anticipated
PNS 4254 Transients and Severe Core Damage
 (S. Leistikow, A.E. Aly, B. Bennek-Kammerichs, H.v. Berg,
 D. Jennert, G. Schanz; IMF-II)

Work performed

High-temperature oxidation testing of Zircaloy-4 cladding tube sections in steam at 1350 to 1600 °C. Measurement of oxidation kinetics and oxidation-induced cladding deformation. Evaluation by metallography, hardness measurements, and fractography.

Extended exposures up to 25 hrs in the temperature range 600 - 1300 °C to establish a comprehensive survey on kinetics of weight gain, oxide/ α -Zr(O)-layer growth and scale morphology.

Results obtained

Within the temperature range 1350 - 1600 °C it is possible to describe the resultant reaction turnover of material by a parabolic time function. Up to total metal consumption the oxide is forming as adherent and consequently protective scales. In the Arrhenius representation of the parabolic rate constants versus the reciprocal absolute temperature the results are fitting to the earlier investigations at temperatures \leq 1300 °C. The discontinuity of the linear function occurring at 1550 °C is to be attributed to the transformation of tetragonal ZrO_2 into the cubic structure. The massive embrittlement of the α -Zr(O) phase, adjacent to the ZrO_2 , is indicated by the typical brittle fracture of the oxidized tube material. Microhardness measurements showed the oxygen concentration profiles in the α -Zr(O) and the transformed β -phase. Dimensional measurements allowed to register radial and axial strains occurring under the influence of the progressive oxidation.

A comprehensive survey is now being prepared for publication on the oxidation kinetics of Zircaloy-4 in the temperature range 600 - 1600 °C and during exposure times up to 25 hours. The documentation will be completed by a whole set of metallographic pictures showing the state of the material from very short steam exposures up to total oxidative consumption.

Plans for future work

Publication of the above mentioned documentation. Temperature-transient long-time exposures.

06.01.16/10A Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4-Cladding and UO₂
PNS 4253 Fuel under Severe Core Damage Transients
 (P. Hofmann, Ch. Braun, D.K. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos,
 J. Burbach, G. Gausmann, H. Metzger, E. Nold; IMF)

Work performed

- Examination of the solid UO₂/solid zircaloy interaction with 100-mm long fuel rod sections in argon between 1400 °C and the melting point of Zircaloy-4 (about 1750 °C).
- Studies of the wetting behavior of molten Zircaloy-4 relative to UO₂ in the temperature range 1800 to 2200 °C in argon.
- Studies of the chemical interaction between liquid zircaloy and solid UO₂ in argon.
- Studies of the UO₂/zircaloy reaction above 3000 °C.

Results obtained

- The UO₂/Zry reaction experiments under inert gas conditions are being concluded /1,2/. The extent of the chemical interaction between UO₂ and zircaloy depends decisively on the conditions of contact at the UO₂/Zry interface. Significant chemical interactions take place only when good fuel/cladding contact is achieved. Zircaloy reduces UO₂ to form oxygen-stabilized α-Zr(O) and metallic uranium. The liquid uranium (melting point 1100 °C) diffuses and penetrates into the α-Zr(O) and forms a (U,Zr) alloy liquid above ~ 1150 °C. The growth of the α-Zr(O) phase follows a parabolic rate law. Therefore, the reaction rates may be plotted in an Arrhenius diagram. The oxygen gradient in the cladding has been determined by Auger electron spectroscopy and electron microprobe analyses. As the cladding becomes saturated with oxygen, the oxygen gradient across the cladding wall disappears and the (U,Zr) layer is transformed into (U,Zr) globules to minimize the surface energy of the liquid with respect to the surrounding α-Zr(O).
- The wetting behavior of UO₂ by liquid zircaloy depends on the oxygen content of the melt and on the temperature. Wetting improves with increasing oxygen content, i.e., the contact area between the molten zircaloy and solid UO₂ increases. Therefore, a specific amount of zircaloy containing some oxygen can chemically interact with (dissolve) a much larger area of UO₂ than the same amount of zircaloy containing no oxygen /3,4/.

- In the presence of liquid zircaloy, rapid chemical dissolution of solid UO_2 occurs far below the melting point of the fuel. The reduction of stoichiometric UO_2 to hypostoichiometric UO_{2-x} is accompanied by the formation of liquid uranium at the UO_2 grain boundaries, which may result in the disintegration or large sections of solid fuel /3/. Initially, a dispersion of UO_2 particles is present in the melt before the UO_2 is dissolved to form a homogeneous (U,Zr,O) melt. The melt decomposes upon cooling into α -Zr(O) and a (U,Zr) alloy. A higher oxygen contents of the (U,Zr,O) melt, solid (U,Zr) O_2 particles precipitate /3/.
- UO_2 /Zry mixtures containing between 5 and 95 wt.% UO_2 were melted in an arc furnace and subsequently homogenized at 1400 °C for 30 minutes. Up to 30 wt.% UO_2 dissolved in Zry before a ceramic (U,Zr) O_2 phase was observed in the solidified specimen. The specimens will be used a reference for the UO_2 /Zry reaction experiments above the melting point of Zry (approx. 1750 °C) to allow the fraction of UO_2 dissolved in Zry to be estimated. Chemical characterization of the specimens will be performed.

Plans for future work

- UO_2 /Zry-4 reaction experiments under oxidizing conditions.
- Determination of the rate of dissolution of solid UO_2 by liquid Zry as a function of temperature.
- Chemical characterization of the UO_2 /Zry melt specimens.

References

- /1/ P. Hofmann, D.K. Kerwin;
"Preliminary results of UO_2 /Zry-4 experiments under Severe Fuel Damage Conditions", IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Element Performance, Preston, England, March 14-19, 1982
- /2/ P. Hofmann, D.K. Kerwin;
"Preliminary Results of UO_2 /Zircaloy-4 Experiments under Severe Fuel Damage Conditions"
Res Mechanica 5 (1982) 293-308.
- /3/ P. Hofmann, D. Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos;
"Physical and Chemical Phenomena Associated with the Dissolution of Solid UO_2 by Molten Zircaloy-4",
6th International Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry,
28 June - 1 July 1982, Vancouver, Canada

/4/ W. Dienst, P. Hofmann, D. Kerwin-Peck;

"Chemische Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zircaloy-4 im Temperaturbereich von 1000 bis 2000 °C"

PNS-Jahreskolloquium 1982, KfK 3470 (1982)

06.01.16/08A Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage
09A Investigations (CORA-Program)

PNS 4251.1/2 (S. Hagen, A. Grünhagen, W. Lange, H. Malauschek,
K. Wallenfels, K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer,
F. Schloß, T. Vollmer; S. Peck; IT)

Work performed

CORA facility development:

The technical details of the CORA facility were further developed and a schematic of the whole facility produced. In order to use the rotunda of FR2 with the existing infrastructure as a location for the CORA facility, it was proven for safety reasons that the FR2 facility could expect no reaction from the experiment operation and proposed transients. The fuel rod simulator concept was tested at high temperature. The first parts of the facility have been ordered.

Pretests:

The influence of the exothermal reaction energy on the temperature rise was investigated with two types of experiments: (1) series of 6 experiments with a single fuel rod simulator surrounded by a zircaloy shroud and 10 cm of ceramic fiber insulation ($ZrO_2 + Al_2O_3$) was performed in steam. The initial temperature rise was varied between 0.3 and 5 °C by varying the electric power increase. (2) A 3x3 bundle of fuel rod simulators was heated in steam. The bundle was surrounded by a zircaloy shroud and a 6 mm thick zircaloy fiber insulation.

Results obtained

CORA facility development:

The requirement of reaction free experiment operation within FR2 lead to the concept of a "safety enclosure". That is, the facility components which are relevant from a safety standpoint were enclosed in a 210 m³ pressure tight containment. The high temperature shield, quench funnel, surge condenser, and the two vent condensers were specifically enclosed.

The effectiveness of the chosen "safety enclosure" with respect to the following

topics was substantiated by the expert opinion of the Fraunhofer Institute for Fuel and Explosive Materials:

1. Postulated steam explosions, caused by downward falling melt.
2. Effect of a hypothetical hydrogen explosion inside the experiment apparatus.
(The hydrogen originates from the zircaloy/steam reaction of the cladding.)

Pretests:

All 6 single rod experiments showed a distinct temperature escalation. The maximum temperature gradient achieved was about 6 °C/sec. In all cases the maximum temperature remained below 2100 °C. The reaction was limited by run off of the molten zircaloy out of the reaction zone. Also, the formation of a hydrogen layer on the surface of the oxide may have influenced the limitation of the escalation.

In the bundle experiment the greatest temperature escalation was observed on the central rod of the bundle. The maximum temperature achieved was around 2200 °C. The melt originating in the reaction zone later froze in the lower, cooler region of the bundle in a compact mass solidly surrounding the rods.

Plans for future work

Work on the temperature escalation will be continued in single rod and bundle experiments.

Comparison of results in steam and Ar/O₂ mixtures with improved axial temperature measurements will provide information on the possible influence of a hydrogen layer.

Design, construction and ordering of components for the CORA facility is continuing.

06.01.16/07A Long Term Coolability of Severely Damaged Cores
PNS 4250 (COLD Program)
(G. Hofmann, H. Schneider; IRB)

Work performed

The more important results of the feasibility study were summarized in Ref. 1. The dependence of the dryout heat flux from the bed depth was investigated with a series of 111 additional dryout tests. In these tests also the location of the first dry spot was measured; a computer model for predicting this location was developed and compared with the experimental data. Bottom inlet

flow experiments were conducted also; the results were compared to an existing model.

An additional outer circuit of the RF generator for heating of more than 1 m deep beds was installed and tested.

Results obtained

The dryout heat flux was found to be independent of bed depth for top-fed beds of 3 mm-spheres when they were deeper than 250 mm, though an influence up to 400 mm was reported earlier due to the misleading interpretation of a very small data base. It was found that even with 3 mm-particles long-term boiling causes minor geometrical bed changes with an increased dryout heat flux as a consequence.

The evaluation of the top-fed experiments resulted in an improved understanding of dryout as the end of a hydraulically transient process characterized by a time-dependent saturation change in the bed which precedes the appearance of the first dry spot. The dryout location was measured for the first time as a function of the power step beyond dryout. A quasi-steady-state computer model was developed to describe this process and to predict the location of the first dry spot in the bed. Model and experiment are in reasonable agreement for particle beds with small capillary forces /2/. An analysis of the differential equation describing the saturation distribution in the 1-dim. model with capillary forces has shown the possibility to apply the dryout location model to small diameter particle beds also.

A comparison between the model of Ref. 3 with experimental data from this program for bottom inlet flow by natural convection revealed a remarkable discrepancy. The dryout heat flux and the bottom inlet mass flux are calculated by far too low. It is believed that this is due to the way in which the axial pressure gradient is calculated in the model and that the channelled flow assumption without interfacial momentum exchange is not adequate for the lower portion of the bed.

Plans for future work

Since the prediction of the pressure difference within the bed seems to be a weak point of existing dryout models, future experiments with up to 1 meter deep beds are planned to explore this point; they will be set up to investigate mainly combined top-fed and bottom-fed situations and will include efforts to measure the saturation distributions.

References

/1/ G. Hofmann, H. Schneider;

Langzeitkühlung im stark beschädigten Core, PNS-Jahresbericht 1981,
KfK 3250 (1982)

/2/ G. Hofmann;

On the location and mechanisms of dryout in top-fed and bottom-fed
particulate beds. Proceedings of the Int. Information Exchange Mtg.
on Post Accident Debris Cooling, Karlsruhe (July 1982), page 186

/3/ R.J. Lipinski;

Bottom-Fed Deep Debris Bed; Adv. Reactor Safety Research Quarterly
Rep., Jan. - March 1981, NUREG/CR 2238 (1982)

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

06.01.17/07A Flooding and Deformation Behavior of Closely Packed
PNS 4240.1 Hexagonal Fuel Rod Bundles
 (F.J. Erbacher, W. Just, 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.
- Development of a testing device to measure the local electrical resistance of the heating element (qualification of the axial power profile).
- Fabrication of prototype fuel rod simulators.
- Modification of the test rigs.

Results obtained

Work was concentrated on the development of a suitable experimental technique. Most of this preparatory work has been completed successfully. The test program can be started in 1983.

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 on a 61-rod bundle with Zircaloy cladding tubes.

06.01.17/08A Investigations of the Influence of Oxide Fuel and Fission
PNS 4240.2 Products on the Mechanical Properties of Steel Cladding Tubes
(P. Hofmann, J. Burbach, H. Metzger; IMF)

Work performed

- Uniaxial tensile tests with corroded flat 1.4970 type SS specimens between 400 and 1000 °C.
- Short-time creep-rupture experiments with 1.4970 type SS tube specimens containing fission products between 800 and 1200 °C.

Results obtained

- Flat specimens of 1.4970 austenitic steel were subjected to corrosion at 650 °C by uranium dioxide to which the fission product Cs, I and Te had been added. Tensile tests were performed after corrosion, and the changes in loading capability of the corroded specimens in contrast to the uncorroded specimens were correlated with the measured reaction zone thicknesses. To quantitatively describe the change in the mechanical properties of steel as a result of corrosion, a coefficient of effectiveness and a ductility factor were defined. The coefficient of effectiveness and the ductility factor were determined as functions of the mechanical-thermal pretreatment of the steel, simulated burnup, corrosion depth, test temperature and strain rate. It appears from the test results that the reaction zone in most cases actually enhances the strength of the corroded specimens. However, the ductility of the corroded cladding material is always reduced /1,2/.
- Among all of the fission product elements (Cs, I, Te) and fuel (UO_{2+x})/ fission product mixtures examined, only tellurium had a pronounced influence on rupture strain and time-to-failure of 1.4970 type cladding tubes. In the presence of tellurium, the tube specimens at all test temperatures (800 - 1200 °C) failed in a brittle mode with rupture strains less than 1 % compared to rupture strains between 5 and 45 % (800 and 1000 °C, respectively) for the reference specimens (no fission products). The times-to-failure of these specimens were reduced by several factors compared to the reference specimens.

Plans for future work

- Studies of the chemical interaction between 1.4970 types stainless steel and UO_{2+x} above 1000 °C.

- Continuation of the creep-rupture experiments with 1.4970 type SS tube specimens in the presence of simulated fission products; determination of the critical tellurium concentration, which results in low-ductility failure.

References

/1/ L. Schäfer, P. Hofmann;

"Zugeigenschaften des austenitischen Stahles 1.4970 nach Korrosion mit UO_{2+x} und Spaltprodukten", Jahrestagung Kerntechnik 1982, Mannheim, 4.-6. Mai 1982, S. 525-528

/2/ L.Schäfer, P. Hofmann;

"Tensile properties of 1.4970 Austenitic Stainless Steel after Corrosion caused by UO_2 and Simulated Fission Products"
eingereicht zur Veröffentlichung im Journ. of Nucl. Mat.

06.01.17/09A Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes in
PNS 4240.3 Steam
(S. Leistikow, H.v. Berg, Z. Zurek, G. Schanz; IMF-II)

Work performed

Investigations into the oxidation kinetics of the 15Cr15Ni austenitic steel at 600 - 1300 °C during 2 - 6 hrs and of 12Cr ferritic steel at 900 - 1300 °C to 6 hrs completed.

Results obtained

Some additional experiments, in which 15Cr15Ni steel tube specimens at various temperatures were inserted, accomplished the data set by which the Arrhenius equation of the parabolic steam oxidation within the temperature range 600 - 1300 °C could be calculated: $K_p = 2,80 \cdot 10^{11} \exp(-227/RT)$.

K_p is the parabolic rate constant, the activation energy Q is given in kJ/mol. Equal steam oxidation experiments, in which 12Cr steel tube and sheet specimens were inserted, were performed between 900 and 1300 °C. The maximum duration of exposure was initially 6 hrs (at 900 °C) and was reduced with increasing temperature to 2 hrs (at 1300 °C), since after 4 hrs at 1200 °C and 2 hrs at 1300 °C total consumption of the exposed specimens could be registered. Within this whole time/temperature range the weight gain of the materials as function of time of exposure could be described by parabolic functions.

The oxide scales formed in this way were composed of three subscales = an internal spinel phase, a medium one of mixed wustite and magnetite and an external thin one of magnetite. The sheet material oxidized between 1000 and 1100 °C showed an overall instability of the metal/oxide bondage by spalling and blister formation, at the other temperatures and adherence of the oxide scale was improved with increasing duration of steam exposure. The increase of external and internal tube diameter by swelling and after total consumption was about 12 - 15 % each.

Plans for future work

Further tests of the ferritic 12Cr steel at 600 - 900 °C.

06.01.17/10A Investigations of the Mechanical Behavior of Cladding Material
PNS 4240.4 for APWR
 (C. Petersen, H. Schneider; IMF-II)

Work performed

The literature search to select alternative cladding material for APWR is completed.

Performance of creep tests on the steel W.Nr. 14970 (X10 NiCrMoTiB 1515).

Results obtained

The literature search to select austenitic and ferritic, martensitic steels as cladding material for APWR is completed. The data about physical and mechanical properties had been found up to a temperature-range of 800 °C maximum /1/. Therefore the necessity exist, to run own tests on the selected steels in the temperature range above 800 °C to obtain data about their mechanical properties.

The commencement of operation of a new installed Instron testing machine with a high vacuum, high temperature furnace caused several difficulties, because the power control of the furnace influenced to controller of the testing machine. So, instead of running the test program, the efforts had been concentrated on the elimination of the trouble.

Plans for future work

- Continuation of tensile and creep tests.
- Check of the existing failure models in regard to their applicability on the tested materials.

References

/1/ C. Petersen

"Literaturübersicht über mechanische und physikalische Eigenschaften von ausgewählten Stählen bei höheren Temperaturen"

KfK-Report Nr. 3469 (in Vorbereitung)

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

06.01.11/21A Investigations on the Interaction of Fission Products and
PNS 4311 Aerosols in LWR-Containments

(H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck; LAF I)

Work performed

The code version NAUA Mod4 was released to the USNRC and to the EPRI. A workshop was performed at EPRI, Palo Alto on March, 29-30, 1982 to introduce the code to the potential users in the USA.

The calculations of aerosol transport and removal during a low pressure core melt accidents with release category FK2 have been completed. Past test calculations of NSPP aerosol experiments have been performed.

The planning of the large scale experiment DEMONA (Demonstration Experiment for Modeling of Nuclear Aerosols) was continued. The experiments will be conducted in the period 1983-1985 in the Model Containment at Battelle Frankfurt. Participants will be KfK/LAF I, Battelle Frankfurt, EIR Würenlingen and KWU Erlangen. Besides KfK, BMFT and EIR will contribute to the funding of the project. The preparation of the experiment has been started.

The pre-tests of the aerosol instrumentation for the BETA experiment were completed.

Results obtained

The aerosol removal calculations for the release category FK2 (following the German Risk Study) have been completed. In the calculations not only the containment but additionally the annulus and the auxiliary building have been modeled. Reductions factors of approximately 5 in the containment, 3 in the annulus, and 10 in the auxiliary building were obtained for the released aerosols. This gives a total reduction by a factor of 140 calculated with NAUA as compared to a factor of 5 in the German Risk Study.

Past test calculations have been performed for experiments carried out in the NSPP vessel at ORNL. In the NSPP 400 series of experiments the behaviour of

UO₂ aerosols is measured in saturated steam NAUA-Mod 4 underestimated the removal rates considerably, which shows that an additional deposition mechanisms must have been active during the experiment. Such a mechanism could be diffusiophoretic deposition due to large flows of condensing steam to the vessel walls during the experiments. Including a preliminary model for diffusiophoresis in NAUA an excellent agreement between measured and calculated aerosol concentrations could be obtained. The modeling of diffusiophoresis will thus be pursued with high priority.

The planning of the DEMONA project has been intensified and experimental preparations have been initiated. The time schedule contains a number of seven tests in the period from late 1983 to the end of 1984. Using a basic set of thermodynamic and aerosol conditions as in a late overpressure core melt accident (release category FK6), variations of aerosol and steam source rates and also of the geometric structure of the Model Containment are planned. Non-radioactive mixed aerosols will be used, composed of up to four different metal oxides, which are generated by vaporizing and oxidizing metal powders in a plasma flame. Time dependent measurements will be made of all relevant thermodynamic data and aerosol parameters as generation rates, airborne and depleted masses, size distributions of both solid and liquid components.

Scaping calculations with NAUA-Mod4 have been performed to identify the required aerosol generation rates and to quantify the influence of the containment leakage on the accuracy of aerosol measurements. A test rig was constructed in which optimal operating conditions for the aerosol generator and feed lines will be experimentally tested. Further experimental work was conducted to test an optical mass monitor for airborne aerosol concentrations.

The tests of aerosol measurement methods for the BETA project have been completed. The apparatus will be constructed in 1983.

Plans for future work

The aerosol generator tests will be conducted in early 1983. After construction of the aerosol measuring devices operational testing and calibration will be done in the NAUA vessel.

A thermodynamic test run of the Model Containment is scheduled in 1983, after which the installations of the instrumentation will take place. The facility should be ready for operation by the end of 1983.

06,01.11/23A Constitutions and Reaction Behavior of LWR Materials at
PNS 4314 Core Melting Conditions
(A. Skokan, K. Biemüller, G. Reiser, G. Schlickeiser; IMF I)

Work performed

- Constitutional investigations in the U-Zr-O system at temperatures between 1500 and 2000 °C.
- Thermogravimetric and thermal analysis on simulated core melts with fission product elements and basaltic concrete at temperatures up to 2100 °C.
- Examination of a light water reactor fuel rod segment after a 3.9 % burn-up; investigation of the fuel and fission product behaviour before and after a simulated transient (1200 °C/30 min/Ar) by microprobe analyses of the fuel and of some fission products, partly solved in the fuel and partly precipitated submicroscopically.

Results obtained

- The eutectical composition in the quasibinary join $\text{UO}_2\text{-Zr(O)}$ is more rich in UO_2 than previously assumed (15 instead of 5 mole %). In the vicinity of the composition $\text{ZrO}_{1.0}$, the cubic suboxide has been found at 2000 °C, containing a few percent of U.
- During the interaction of the metallic corium melt with basaltic concrete, considerable losses by vaporization are observed at temperatures above 1650 °C. The interaction of the oxide corium melt with basaltic concrete is characterized by considerable vaporization at higher temperatures above 1750 °C. The fission products are partly carried along with the vaporizing melts.
- Within the range of accuracy, no release of Cs, Mo and Zr was found. Nd was slightly released. The release of Xe after isothermal annealing was 8 %, after the temperature transient 52 % (related to the concentration of generated Xe).

Plans for future work

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

06.01.11/24A Material Investigations in the Framework of the BETA-
PNS 4317 Experiments
(V. Schauer; IMF I)

Work performed

Extended theoretical assessment of thermodynamical data for the reaction having considerable influence on the interaction between core melt and high-density concrete (with iron oxide), the oxidation of the metal components by CO_2 being included. Compilation of the reaction mechanisms.

Fabrication of crucibles from iron oxide yielding heavy-density concrete and reaction and melting tests with a metallic core melt at high temperatures. Preliminary experimental tests of the gas analyses.

Results obtained

Thermochemical data of all relevant chemical reactions that are required for the WECHSL code have been achieved and compiled. Reactions between Zr, Cr, Fe and H_2O , CO_2 , Fe_3O_4 were considered.

Solidus temperatures were measured for concrete types containing magnetite (Fe_3O_4) and hematite ($\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$) aggregates. Compared to normal concrete with basaltic or limestone aggregates, these iron oxide concrete types seem to be attacked by the melt more slowly, and the hydrogen production is considerably lowered. The heat ablation has been calculated.

Plans for future work

- Examination of thermite melt samples.
- Further experimental investigations of the interaction between high-density concrete and a metallic core melt.

In future the results will be reported in PNS 4314.

06.01.11/25A Experiments on Determination and Limitation of Fission and
PNS 4315 Activation Product Release During Core Meltdown

(H. Albrecht, K. Nolte, V. Prech, K. Simon, H. Wild; IRCH)

Work performed

1. Two tests were carried out with improved aerosol collection techniques (automatic filter changer) to determine the release rates of Ru, Ba, Sn, and In in steam at 2400 °C.
2. Two tests were performed with corium melts in ZrO₂ crucibles which intentionally failed at 2500 °C and caused the melt to react with a concrete crucible. While penetrating into the concrete, the melt was inductively heated for 6 to 8 min, and the resulting aerosol was collected in time intervals of 1 minute.
3. The release characteristic of I and Cs in a steam atmosphere was studied for varying compounds of these elements in the fuel (fissium).

Results obtained

- The results of the tests mentioned under 1. are summarized in the following table:

Element	Time at 2400 °C (min)	Integral Release (%)	Average Release Rate (%/min)
Ru	7.5	0.0003	0.00004
Ba	14	0.11	0.008
Sn	14	30	2.6
In	14	63	7.1

As a special feature of the release behavior of some elements, it was found that the release rates at constant temperature were not independent of time. E.g. for Ba and In, the release rates at 2400 °C related to the current inventory decreased by a factor of 3 within 12 minutes while they remained constant for Ru, Mo and Np.

- During the melt/concrete interaction the release rates were found to be extremely time dependent. This was due to the strong reaction in the first minutes and to the temperature decrease of the melt which could not entirely be avoided by the hf-heating. Some quantitative results can be seen from the following table:

Element	Integral Release (%)	Maximum Release Rate (%/min)	Average Release Rate (%/min)
Te	42	13.5	7.5
Sb	4.7	1.1	0.7
Ag	58	15.7	11.7
Mo	0.08	0.015	0.011
Ru	0.007	0.0014	0.0010

- If the fission contains I and Cs only in the form of CsI, the release characteristics of both elements were nearly identical. This indicates that CsI is stable in the presence of UO_2 and all other fission products up to at least $2200^\circ C$. If Cs (or I) is not included in the fission product inventory of fission, the main release of I (or Cs, respectively) occurs at temperatures which are about $300^\circ C$ lower than in the preceding case.

If I and Cs are both present as HIO_2 and Cs_2CO_3 and if the melt contains small amounts of absorber material (Ag-In-Cd), then the aerosol was found to contain most of the I in the form of AgI and only 0.1 % as a gaseous species.

Plans for future work

Further 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

06.01.12/20A 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

In the reporting period the testing of measuring procedures for the determination of the temperature distribution and the melt front propagation was continued. The usual thermite melt experiments in US and BETA geometries were performed.

The applicability of NiCrNi thermocouples with 0.5 mm Inconel sheaths has been tested. The cross section of this type is a factor 4 smaller than a thermocouple of 1 mm. This has a distinct advantage with respect to the higher thermal conductivity of the thermocouple in comparison to the concrete.

In experiment M14, W-Re thermocouples were tested. These TCs had a 8 mm diameter protective quartz tube as sheath. The W-Re thermocouples were positioned in the concrete at four different distances from the cavern floor. The test should provide a statement about the life time of these thermocouples.

The applicability of light guides for the determination of the melt front propagation has been tested. The front end of the light guides are embedded at different depths in the concrete. The arrival of the melt front is signaled by the increasing brightness at the front end.

Results obtained

The test with 0.5 mm thermocouples within US and BETA crucibles have shown that thin sheathed thermocouples can be successfully used in large concrete units.

The W-Re thermocouples used had an life time after the arrival of the melt front of less than 5 minutes. The 0.5 mm NiCrNi thermocouples failed immediately upon the arrival of the melt with a temperature rise time in the range of a second. Due to their larger mass the W-Re thermocouples had a response time approximately ten minutes greater.

A comparison of melt front penetration measurements between light guides and thermocouples has shown that the guide tubes can also be used for the determination of melt front propagation. The uncertainty in time determination is

larger for the light guides, but the independence from induction fields interactions recommends this method as a back up solution.

Plans for future work

In the acceptance tests of the BETA-facility the capability of the measuring methods in strong induction fields must be tested.

06.01.12/21A Experiments of Interaction of Steel Melts and Concrete

PNS 4323 (D.Perinić, R.Döbele, W.Egry, H.Gutzeit, M.Hespeler, W.Höhn, B.Kammerer, U. Kirchhof, W.D.Klotz, H.Lukitsch, A.Mack, N.Paroth, G.Prokott, G. Sebold, K. Trautwein, H. Wleklinski, D. Zimmerlin; IT)

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 measured including the licensing procedure had been carried on.

Results obtained

1. The thermite casting facility was subjected to a second testing involving 1000 kg thermite. All components of the facility have fulfilled their functions and can be installed in the BETA facility without modification.

Assembly work in the process engineering zone of the BETA facility was started according to schedule. The first part of assembly work of the cooling system in the pump area was completed. The cooling tower has been erected. The frame of the facility and the vertical lifting platform in the BETA hall have been assembled and preliminary acceptance has been granted.

The first invitation of bids for the exhaust gas system was stopped and the concept modified. One offer has been received for the new concept. The respective modifications of the steel frame have been ordered.

2. Work on planning and development, respectively, of the measurement, control, monitoring and recording technology was continued and intensified. Most of it will be completed by the end of the year.

Preparations for installing the measuring technology in the BETA control room have started. This includes instrumentation of the control panel for the control room, fabrication of electronic wafers for amplifiers, and construction of the equipment for crucible rupture monitoring.

The immersion probe system was granted preliminary acceptance in the workshop of the manufacturer on September 20, 1982. It has been delivered to KfK. The supports for the maintenance positions of the immersion probe system in the BETA hall have been mounted.

The 10 t balance was modified by the manufacturer in order to attain the required accuracy of measurement. The acceptance was made using weights (10 t) of the Bureau of Standards in Karlsruhe on June 9, 1982.

3. During the period of reporting eight BETA preliminary tests were performed with a view to develop the measuring technology and the crucible technology, five of them true to scale.

In test M102 the crucible and cap were made true to BETA scale. 600 kg of thermite powder were ignited in the crucible. The exhaust gas was evacuated via a 10 m long lined pipe. The experiment served to test the crucible reinforcement, crucible monitoring system, cap pressure measurement system, periscope cooler with ratio pyrometer, two periscope dummies, refractory lining, and gas measurement system.

Beginning with concrete crucible B1 all crucibles are made with a steel mold guaranteeing true to scale fabrication so that the crucibles fit the crucible support. For crucible lining the more temperature resistant furan resin was chosen to embed glass fiber mats, as an alternative to polyester resin, and tested in an experiment involving 100 kg of thermite melt (M17). Due to the good test results obtained this resin will be used in future for BETA crucible lining.

4. After the partial construction permit had been granted for the shell constructions, construction work started in schedule within the 7th calendar week of 1982. Because of unforeseeable difficulties with the ground water level for the two excavations (inductor, capacitor batteries) all subsequent deadlines had to be slightly postponed, But since then construction work has been within the fixed deadlines so that the first part of assembly work in process technology including cooling tower, recirculation cooling system, cooling tower circuit and steel construction, was completed on schedule.

Both the final construction permit and the construction permit under water laws for operating the cooling tower had still been granted within the first half-year. Acceptance in time of the hall crane by the Technocal Inspectorate (TÜV) made it possible to use the crane for process engineering assembly work in the hall, as intended. Completion of the BETA building complex (experimental hall, supply building, control room) took place at the end of the period of reporting.

Plans for future work

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

06.01.12/22A Hydrodynamical and Thermal Models for the Interaction of a
PNS 4331 Core Melt with Concrete
 (M. Reimann, S. Stiefel; IRB)

Work performed

- Computations for the Swedish BWR-plant Barsebäck.
- Extensions of WECHSL for high density concrete.
- Sensitivity study for the influences of different parameters.
- Assessment of the long-term behavior of a core melt.

Results obtained

For the Swedish BWR-plant Barsebäck, computations have been carried out in the framework of the FILTRA project. After failure of the RPV, the core melt slumps into a dry concrete cavity and contacts a steel door. With a simplified version of SYMROT, crust formation, transient heat conduction, and the melt-through of this steel door could be treated. The door's failure occurred after some seconds. After the slumping of the core melt into the suppression pool, the concrete erosion was calculated with WECHSL by assuming water on the top of the melt. At the bounds of the metal melt, massive crusts are formed. Consequently, the melt propagates mainly in the radial direction. The WECHSL code was extended to cover also the decomposition of high density concrete containing a considerable weight fraction of Fe_2O_3 or Fe_3O_4 . These aggregates lead to a rapid oxidation of the metallic constituents of the melt and moreover, they have the potential to reoxidize the burnable gases hydrogen and carbon monoxide to steam and carbon dioxide.

In the 4th phase of a core melt accident, the temperatures of the molten layers drop down in an interaction period of about 10^4 s close to the solidification temperature of the metal layer, and crust formation starts. In the frame of a sensitivity study, the crusts are assumed at one hand to be gas-tight after having grown to a certain thickness and on the other hand, the crusts remain completely gas permeable. Thus, the heat transport from the melt bulk to the inner bound of the crust is varied between natural and gas-driven convection.

The total volume flux of the gases released from the concrete and, consequently, the pressure built-up in the containments, showed only a weak dependence from the heat transfer model. The computed cavity shapes show for siliceous concrete and gas-driven convection a relatively uniform erosion in all directions. In the natural convection case, metal crusts are formed at the bottom and the erosion runs preferably in the radial direction. For calcareous concrete, the radial erosion is limited, especially in the natural convection case, by oxide crust formation.

Under the assumption of gas-tight crusts, adated melt bulks occur after some hours of interaction. However, this configuration is not stable and tends towards periodical remelting and freezing. About after a week, a stable condition may be reached. The melt layer is then completely frozen, the oxide layer is completely enclosed by a crust and has a high bulk temperature. This results in erosion rates between 0.1 (vertical) and 0.5 (radial) mm/min.

Plans for future work

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

06.01.12/23A Development of Models for the Analytical Determination of Core
PNS 4334 Meltdown Accidents

(H. Alsmeyer, K. Dres; IRB)

Work performed

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

Results obtained

The formation and stability of crusts resulting from the freezing of the metallic or oxidic components of the core melt are very important with respect to the long time behavior of the core materials in contact with the reactor basement. The reduction of heat transfer associated with the formation of crusts as well as the reduced gas release and the possible decrease of hydrogen formation will influence the containment overpressurization and the attack of the concrete.

Model experiments were carried out to investigate the heat transfer from a frozen crust to the lateral concrete wall. Following the present knowledge a gap exists between the decomposing concrete and solidified melt, which is filled by the silicious melt and percolated by the gases released from the concrete. Heat transfer from core material to concrete through the gap is largely enhanced by the agitation of the gas bubbles. The experiments determined the heat transfer as function of gas width, gas flow rate, surface tension, temperature difference and Prandtl-number of the fluid, where the gas was injected at the bottom of the vertical gap. The results could be presented in dimensionless form, thus allowing application to reactor materials. Other experiments have been carried out to study the heat transfer from the liquid melt to the solidified crust of melt material near the concrete surface. On the base of the experiments described below it is assumed that crusts over horizontal surfaces have holes to release gases escaping from the concrete. However, vertical walls are covered by a gas tight crust. The model experiments, first carried out with water to simulate a low viscous, low Pr-number melt, show that the mean heat transfer from the melt to the crust surface is in a large range independent of the number of gasing holes and depends only on the volume flux of the gas. For horizontal crusts, the heat transfer coefficient is proportional to $Re^{0.4}$, where Re is formed with the superficial gas velocity,

and is independent of the driving temperature difference. Heat transfer to a vertical crust which is, for the conditions mentioned above, in contact to a gas agitated fluid, practically agrees with the heat transfer to the horizontal crust. This signifies that the heat transfer is dominated by the stirring of the gas bubbles in the pool whereas the release of the bubbles from the surface is of minor importance to the mean transfer.

Present experiments with highly viscous fluids investigate the influence of Pr-number on heat transfer to allow application of the experimental results to the different components of a core melt.

Further experiments studied the phenomenology of the formation and stability of crusts in two component melts using horizontal layers of simulant materials. The layers of concrete - metallic melt - oxidic melt were simulated by dry ice - water - oil with internal heat simulation in the oil layer. Heating rate was adjusted in such a way that solidification of the melt could occur due to heat removal to the sublimating dry ice. For high heat generation in the oil the percolation of the released gas through the melt is unaffected by the thin ice crust at the bottom of the water layer, because the crust possesses a large number of gas releasing holes. Consequently, the melt is well stirred and the temperatures in the water and oil layer are nearly equal. The experiment shows that this is a stable situation over long periods. Reducing the internal heat generation, crust thickness may increase considerably and suppress the gas release through the crust. Therefore, heat transfer is controlled by free convection due to temperature induced density gradients in the liquid pool materials. To maintain the heat removal under the different condition, a much higher temperature in the oil layer does occur, thus allowing for heat removal to the bottom by conduction and thermal convection only. In an intermediate heating range, the experiments show periodic melting and freezing as well as locally inhomogeneous crust formation. To apply these phenomena to the reactor situation, quantitative models have to be developed.

Plans for future work

Further investigations on heat transfer and model description for formation and stability of crusts including more complex geometries.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENT 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

06.01.14/13A 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

The main results of the ^{131}I measurements in the stack exhaust and in the various exhausts within the plant over a period of 12 months are as follows:

- a) In the stack exhaust the fraction of the radiologically decisive elemental ^{131}I was 45 % on an average. The remainder consisted nearly completely of organic ^{131}I .
- b) The elemental ^{131}I released with the stack exhaust was largely contributed by the unfiltered reactor building exhaust (throughput ca. 110 000 m³/h). An other important source of the elemental ^{131}I released to the environment was the unfiltered turbine building exhaust (throughput ca. 120 000 m³/h).
- c) The potentially high release of elemental ^{131}I with the purge air was strongly reduced by iodine filtration (DF > 10³).

Plans for future work

Performance and termination of corresponding measurements in an other boiling water reactor.

06,01.14/14A 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

- Since at present the input data for the NAUA code to be applied to core melt accidents are discussed, the computations have been discontinued for the time being. However, it is evident that the challenges on an exhaust air filter system will become lower than the values used in previous computations. Since the conditions resulting from first computations are considered to be perfectly controllable by a post-accident exhaust air filter system, reserves are still available in the development potential.
- The investigations into metal fiber filters were continued. On 2 μm fiber filters measurements were performed of the removal efficiency under normal conditions, at elevated temperature and elevated pressure with varying face velocities. A first high loading test was performed.

To investigate the dust holding capacity a measurement technology had been ordered which will be upgraded on the basis of the first tests and allow to make measurements of the removal efficiencies on different prefilters, specific to particle sizes. This is to allow a faster evaluation (without SEM pictures) and optimization of the prefilters.

Results obtained

When 2 μm fibers were used, decontamination factors $> 10^5$ were achieved with face velocities up to 40 cm/s. The tests at elevated temperature were carried out up to 200 °C. With increasing temperature an increase in the removal efficiency was found, namely by a factor 5 upon transition from room temperature to 200 °C. The influence of the humidity of the air was found. The influence of pressure on the removal behavior was studied within the range of 1-5 bar. For the face velocity values between 30 to 40 cm/s were chosen. With increasing pressure the removal efficiency decreases while the other conditions remain the same. First tests performed on highly loadable all-metal prefilters were started. Extremely high values of loading of approx. 5 kg/m² filter surface were attained for a particle size between 1 and 10 μm ($\eta \geq 97 \%$).

Plans for future work

- Work will be continued with new input data to the extent they are derived from other working programs.
- The test of the metal fiber filters will be carried on under variation of the combination of pressure, temperature and relative humidity. The investigations in the efficiency of prefilters, specific to particle sizes and dust holding capacity, will be continued.

06.01.14/15A Investigation into the Behaviour of HEPA-Filters at High
PNS 4416 Temperature, Air Humidity and Elevated Differential Pressure
 (V. Rüdinger, U. Ensinger; LAF II).

Work performed

- With respect to the determination of the aerosol mass concentration an instrument which provides flameless atomic adsorption spectroscopy was obtained and tested. A method for the solubilization of the aerosol substance deposited on the nuclepore filters was worked out.
- Investigations into the response of HEPA filters to high humidity, in the range of 60 % RH and also under exposure to fog conditions, both at 50 °C was continued. One new HEPA filter and two filters, respectively, preloaded with ambient dust up to 700 and 800 Pa pressure drop at rates flow, were tested during time periods between 150 and 250 h.
- A third, extensive, program to further investigate the response of HEPA filters to high differential pressure was carried out at the Los Alamos National Laboratory (LANL) test facility. It included about 70 structural tests and an additional 25 tests to determine filter flow resistance characteristics.
- The design of the planned facility BORA was carefully revised in order to extend flexibility of operation and to reduce equipment costs.

Results obtained

- Concentrations of the chosen thermally stable aerosol substances down to 0.1 µg/ml can be measured reliably enough to allow the determination of decontamination factors greater than 10^3 .
- Under 100 % rel. humidity the filter resistance at rated flow increased up to 1000 Pa with the new filter and up to between 1400 and 3500 Pa with the preloaded filters. Operation under fog conditions further increased the pressure drop and resulted in structural failure at 3.3 kPa differential pressure with the new metal frame high temperature filter and at 6.3 and 4.7 kPa with the preloaded filters with wooden frames and an elastomeric sealant.
- The results obtained for the structural limits and the flow resistance characteristics of the HEPA filters tested, are consistent with earlier results. The structural limits of two types of modified conventionally pleated filters with wooden frames were found to exceed 27 kPa.
- Significant modifications in the design of the test facility BORA resulted in an extension of the range of operating conditions as well as in a considerable reduction in the equipment costs. The contracts for the construction of the test facility were negotiated and signed.

Plans for future work

- The new method for the determination of filter efficiency will be tested under ambient conditions and checked against standard procedures.
- The investigations into the flow resistance characteristics of HEPA filters at high humidities will be pursued.
- The results of the 3rd series of filter tests at the LANL-facility will be evaluated and documented. One more series will be carried out at the LANL-facility to conclude the investigations of currently standard commercial filters under air conditions of ambient temperature and humidity.
- The construction of the facility BORA will be concluded by the end of 1983. The system for the humidification will be designed and built. The R+D-instrumentation and the data acquisition system will be assembled, and tested.

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

06.02.01/08A A New Time Dependent Stochastic Model in Risk Analysis
PNS 4513 Using the KfK Dissolver Offgas Cleaning System PASSAT
(H. Wenzelburger, K. Nagel; IDT)

Work performed

- Incident analyses of a fiber packed mist eliminator (Brink filter), a HEPA-filter, and a iodine-sorption-filter have been performed using RIDO and SIPAS respectively.
- Based on new experimental data the physical behaviour of barriers could be modelled in more detail.

Results obtained

- Increasing amounts of released aerosols seem only possible by random cracks in the HEPA-filter.
- A large amount of released iodine is given if both heater of PASSAT failed within the dissolution period of fuel (8 hours).
- First numerical results for iodine released in PASSAT using the SIPAS code for different maintenance and repair policies.

Plans for future work

- We will describe the physical behaviour of following units:ADAMO and KRETA.
- We will use new experimental results to get better physical dependences of existing models.
- Numerical evaluation of the analytical model and comparison of the results given by the simulation models RIDO and SIPAS.

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
- 06.03.01/07A Investigation of the Physical and Chemical Environmental
PNS 4812 Behavior of Radionuclides Characterized by a Particular Biological Effectiveness. Pu, Am, Cm, Np.
(M.Pimpl, H.Schüttelkopf, W.Schmidt, G.Hefner, J.Hiller;HS)

Work performed

- The analytical procedures for Pu, Am, and Cm were proved and adjusted on all plant materials which will be produced in a greenhouse.
- The literature was investigated for analytical methods so determine Np in environmental materials. The development of an analytical procedure was started, which will allow to determine Np parallel to Pu, Am, and Cm.
- The releases of Pu with gaseous and liquid effluents of the Karlsruhe reprocessing plant were measured monthly.
- Experiments were continued to increase the mobility of actinides in soil columns.
- Preliminary work was done for the measuring of transfer factors in a greenhouse.
- Investigations on the field of conventional soil analysis were continued.
- The ICP-instruments which are available on the market were compared. That one which is the best suitable for simultaneous determination of 40 elements in soil and biological materials was ordered.

Results obtained

- Samples from the vicinity of the Karlsruhe Nuclear Research Center of 20 different agricultural plants, which will be grown in the greenhouse, were analysed for Pu, Am, and Cm. The analytical procedure was improved and successfully applied. Besides of leafy vegetables, which showed a very low

Pu contamination, no activity concentrations higher than the detection limit were found.

- With Np-239 as a tracer the analytical procedure used for Pu was modified in such a way that it is possible to determine Np in environmental samples in high yields. The applicability to Np-237 must be investigated, before the analytical methods for Pu and Np can be connected for a simultaneous determination.
- Pu-241 is measured monthly in the gaseous and liquid effluences of the Karlsruhe reprocessing plant in addition to Pu-238 and Pu-239+240. Furthermore, Pu-241 was determined in samples from the terrestrial and aquatic environment of the Karlsruhe Nuclear Research Center.
- In total, 20 soil columns of 30 cm diameter and 80 cm of length, which were taken undisturbed at 9 locations of different agricultural important soil types, were installed in an greenhouse and grass was sown. The columns become irrigated until a grass-plot has built up and constant conditions concerning soil physics have been established, before the investigation of migration behavior will be started up.
- For growing plants on contaminated soils the growing procedures in common use in agriculture and horticulture are not suitable. Therefore plant cultivation was started on not contaminated soils to work out special cultivation technics which can be used when plants are to be grown on contaminated soils. Different methods for covering the soil surface to prevent resuspension were proved and suitable irrigation procedures were determined. Moreover, climatic parameters for all plants to be cultivated in the greenhouse were proved as established.

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.

06.03.01/08A Microbiological Influences on the Mobility and Bioavailability
PNS 4813 of Radionuclides in Soils and Sediments

(S. Strack, A. Müller, A. Riedl; HS)

Work performed

- Various methods of quantitative determination of the microflora and its metabolic activity were examined.
- Preliminary tests were performed with percolator apparatuses in order to find out suitable experimental conditions.
- Conditioned soil samples, incubated with H-3 and C-14 compounds, were examined using microautoradiography.

Results obtained

The preparatory work started this July has advanced so far that the laboratory experiments proper can begin early next year.

Plans for future work

Performance of laboratory experiments with untreated and treated soil columns, to clarify the mechanisms how migration, retention and changes in the biological availability of radionuclides in soil can be influenced by microbiological activity.

- 06.03.02 Investigations on the Spreading Behavior of Nuclear
Pollutants in the Short Range and the Mesoscale
- 06.03.02/15A Investigation of the Atmospheric Dispersion of Radioactive
PNS 4822 Substances in the Mesoscale (more than 15 km Distance)
- (W. Hübschmann, P. Thomas, S. Vogt; HS)

Work performed

A tetron flight series has been carried out from 12th through 17th of May. Five tetrons have been launched and radar tracked at the Rohrbacher Hof (east side of the Rhine valley) during NE winds, 3 tetrons at Minfeld (west side of the Rhine valley in the Pfalz area) during south-western wind. All of the tetrons were equipped with transponders and were tracked up to 83 km, at an average height of 400 m above ground. Four out of the eight transponders have been sent back to KfK.

Two other flight series took place at Gundremmingen and at Essen. The tetrons were tracked by a radar of the German Meteorological Service. Accordingly, the tetrons were equipped by radar reflectors and were tracked up to between 14 and 31 km.

Results obtained

The 29 tetron flights of the PUKK campaign carried out in Sept./Oct. 81 have been plotted. From the successive flight series the horizontal dispersion parameter σ_y as dependent on the source distance has been derived. These σ_y are somewhat greater than those derived from diffusion experiments and extrapolated to greater distances.

Plans for future work

Tetron flight series will be continued. It is investigated, whether multiple tracking of several tetrons simultaneously is feasible.

06:03.02/16A Atmospheric Diffusion Models for Particular Meteorological
PNS 4824 Situations

(K. Nester; HS)

Work performed, results obtained

A planned SF₆ diffusion experiment to be performed in cooperation with JRC Ispra has been cancelled because of unfavourable meteorological conditions during the foreseen time period.

Diffusion experiments performed during very unstable stratification (category A, partly weak winds) and with emission heights of 160 m and 195 m have been reevaluated. A new evaluation code has been programmed according to a proposal of R.G. Lamb, USA. It takes into account the long-wave vertical air motion in predominantly convective turbulence. The plume axis, therefore, is deformed. For the category A experiments a satisfactory correlation of measured and calculated tracer concentrations has been achieved. It is to be expected, that this result will hold also for off-gas plumes released at greater emission height or with plume rise.

The plume trajectory code SPALT has been applied to a diffusion experiment with weak wind velocity and changing wind directions. Tracer concentrations around the concentration maximum are reasonably well approximated, if the actual wind directions and velocities measured at 40 m and 100 m height are applied and the long-wave rotations of the wind direction are used to evaluate the trajectory. The comparison gets less favourable beyond 1000 m distance from the source.

Plans for future work

The experiment evaluation with the computer code according to Lamb will be continued. The evaluations will be extended to experiments performed with source heights of 60 m and 100 m.

06.03.02/17A Investigation of Remote Sensing Methods in Respect to their
PNS 4825 Suitability to Measure Meteorological Parameters in the
Atmospheric Boundary Layer

(R.v. Holleuffer-Kypke, W. Hübschmann, P. Thomas; HS)

Work performed

Two-Doppler-SODAR-systems have been installed at KfK for a one year period. They are located close to the meteorological tower. The SODAR transmits a sound pulse of 1600 Hertz every 3 seconds. The Doppler-shift of the backscattered signal is used to calculate the wind vector. The required range of detection is 420 m height.

The test period of one of the SODAR instruments (SODAR-R) was completed at the end of 1982. The test of the other instrument (SODAR-B1) was interrupted because of service and performance problems. An improved system (SODAR-B2) replaced this instrument at the end of 1982.

Results obtained

The performance of the SODAR-R was satisfactory during summer and winter. Wind direction and wind velocity are well correlated to the respective parameters measured at the 200 m high meteorological tower.

Plans for future work

Final evaluation of the SODAR-R measurements, operation of the SODAR-B2, and evaluation of SODAR-B2 measurements.

06.03.02/18A Modelling of the Long Range Transport of Pollutants
PNS 4826 (G. Halbirtter, G. Neumann-Hauf; AFAS)

Work performed

Within the framework of this project, the Trajectory Puff model MESOS, which was developed by H. ApSimon and A.J.H. Goddard at Imperial College, London, was implemented and tested on the KfK computer facility. The model was modified in order to take account also of the daughter nuclides generated during the atmospheric transport of radioactive pollutants (max. 3), their atmospheric transport as well as their radioactive decay and deposition on soil.

Calculations were performed for the site at Jülich and a pollutant emitter (source) of a height of 10 m for the long-range dispersion of Caesium-137 (aerosol), Iodine-131 (reactive gas) and a noble gas. Mean values for atmospheric and ground-level contamination as well as statistical indices for short-term exposure from accidental releases were calculated. These calculations form the basis for the comparison of the MESOS model and the diffusion model as applied in the accident-consequence-model of the German Risk Study on Nuclear Power Plants (UFOMOD).

Results obtained

The results of the two models, MESOS and UFOMOD, are in good agreement concerning the mean-values of pollutants deposited at different distances from the source. While at a distance of 900 km from the source only 20% (MESOS) or 10% (UFOMOD), resp. of the originally released reactive gas survive in the atmosphere, the fraction of aerosols remaining airborne amounts to still 50% at the same distance.

The main difference between the two diffusion models consists in the way the dispersion directions of the emitted puff are taken into account. In the Trajectory Puff model MESOS the dispersion direction of the emitted pollutant puff is calculated for any point in space and at any time period. The mean ground-level concentration in Ci m^{-2} from a 3 hours release of 1 Ci at the site of Jülich between 44° and 62° northern latitude and 10° western and 20° eastern longitude on the basis of meteorological data of the year 1973/74 shows a complex-spatial distribution.

The way in which the isolines of the ground-level contamination along the Alps approach each other closely in southernly and south-easterly directions from the source is striking. The comparison of the spatial distribution of the mean ground-level contamination for the nuclides Cesium (aerosol) and Iodine (reactive gas) shows the more complex structure for the case of the aerosol due to the importance of the wet deposition for ground-level aerosol contamination. While at shorter distances from the source areas with high contamination for Iodine-131 are more expanded compared to those for Cesium-137, at larger distances from the source (≥ 200 km) areas with a contamination higher than a certain value for aerosol contamination are much larger.

As the diffusion model used in the UFOMOD model assumes the same probabilities for each dispersion direction of an emitted pollutant puff it can be expected that significant differences between the diffusion models will emerge, esp. with regard to the spatial distribution of mean ground-level contamination.

Plans for future work

The comparison of the MESOS model and the diffusion model from UFOMOD will be continued and finished during 1983. A final report about the results will be published.

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

06.03.03/09A Partial Model of Atmospheric Dispersion in the Consequence
PNS 4832 Model of the German Reactor Risk Study (DRS),
(W. Hübschmann, S. Vogt, P. Wittek; HS)

Work performed

The partial model of atmospheric dispersion and deposition in the consequence model of the German Reactor Risk Study (UFOMOD/B3) has been updated and adapted to German environmental conditions. Modifications refer mainly to the deposition parameters and to the modelling of wind direction changes.

The international comparison of accident consequence models has been completed. Task 6 and 7 have been reevaluated using a modified version of UFOMOD/B3.

The input data base of UFOMOD has been improved by providing:

- wind direction distributions of 19 power reactor sites,
- hourly meteorological measurements of the KFA Jülich (1977), and from kaiseraugst (1978),
- topographical data of the Federal Republic of Germany.

Results obtained

Consequences due to activity releases of the release categories 2 and 6 of the DRS have been reevaluated using more realistic release fractions which take account of the aerosol deposition inside of the containment.

The number of early fatalities, due to release category 2 (large containment leak), was decreased in general by two orders of magnitude, the number of late fatalities by one order magnitude. The number of late fatalities due to release category 6 (late overpressure failure of containment) was decreased by about two orders of magnitude.

Plans for future work

The modification and improvement of the consequence model UFOMOD, partial model of atmospheric dispersion and deposition will be continued and will be completed end of June 1983 as scheduled.

06.03.03/10A Improvement of the Consequence Model, Phase B
PNS 4831 of the German Reactor Risk Study
(A. Bayer, J. Braun, K. Burkart, J. Ehrhardt,
J. Helton, U. Zöllner; INR)

Work performed

The accident consequence model UFOMOD has been updated considering

- deposition velocities and washout coefficient, recently developed
- dose factors developed on the basis of the recommendations of ICRP-30
- resuspension for humid climate
- transuranium isotopes within the ingestion submodel

This version is called UFOMOD / B3

Results obtained

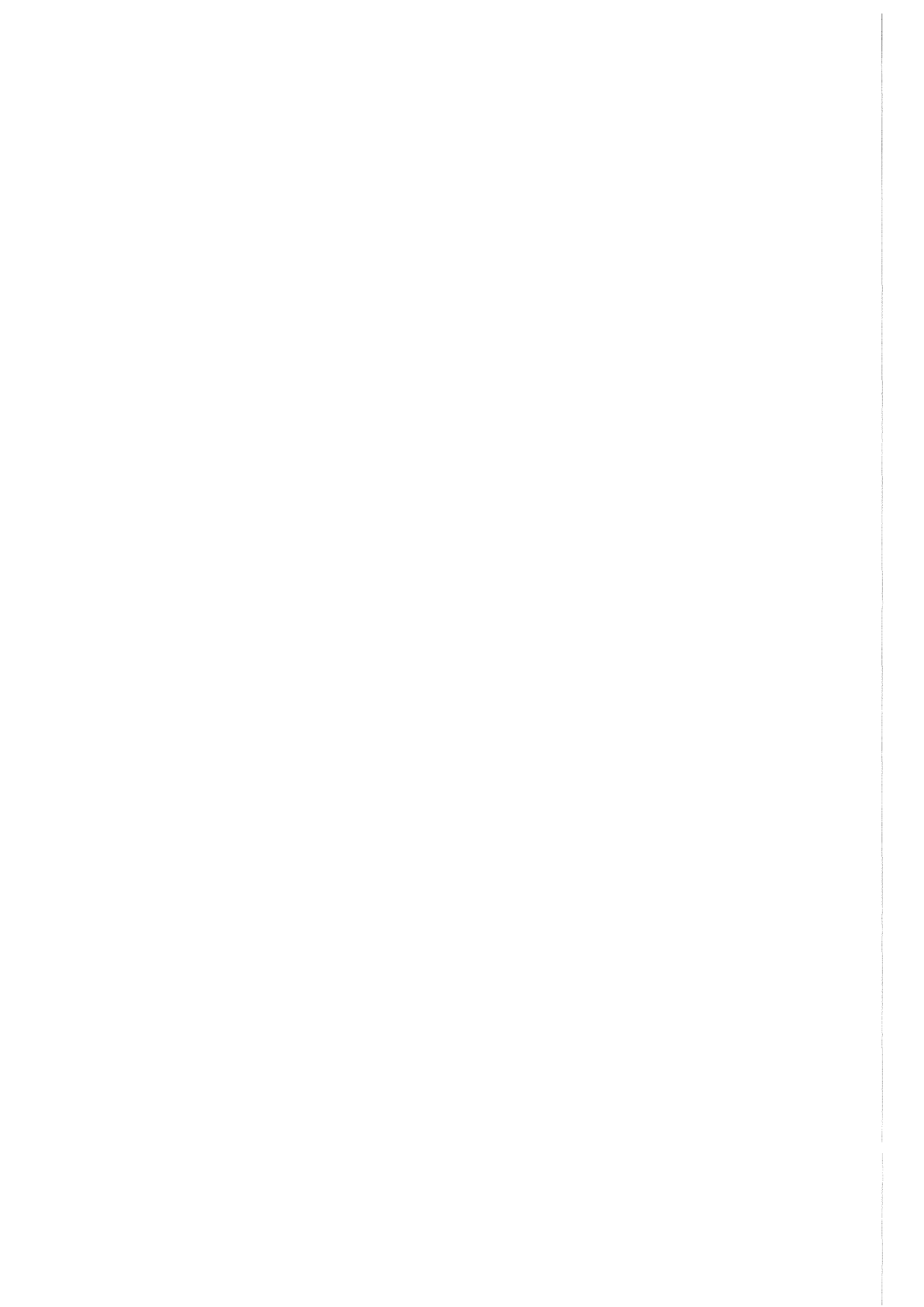
Applying this new model risk assessments have been performed

- for the HTR-1160 at the site of Hamm
- for the PWR-1300 with release categories of the German Risk Study
- for the PWR-1300 taking into account the release categories FK2-2 and FK2-6, recently developed
- for the development of "Safety Goals"
- for the reevaluation of the protective action submodel.

Plans for future work

Within phase B of the German Risk Study the accident consequence model will be continuously improved concerning the submodels as well as the parameters. Special emphasis will be laid on the quantification of uncertainties and their processing.

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 - 37
06.01.15	Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments	4100 - 60
06.01.18	Der Störfalltrainer, ein Hilfsmittel zur Vertiefung des kenntnisbedingten Handelns	4100 - 71
06.01.03	Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei Blowdown-Experimenten	4100 - 78

- 06.01.01 HDR-Blowdownversuche zur dynamischen Beanspruchung von
Reaktoreinbauten
- 06.01.01/09A Auslegung, Vorausberechnung und Auswertung der HDR-Blowdown-
PNS 4115 Experimente zur dynamischen Belastung und Beanspruchung von
Reaktordruckbehältereinbauten
(A. Ludwig, G. Enderle, M. Geiß, F. Katz, H. Knüppel,
E.G. Schlechtendahl, U. Schumann; IRE)

1. Übersicht über die durchgeführten Arbeiten

Bei den Sicherheitsuntersuchungen für Druckwasserreaktoren wird ein plötzlicher Bruch der Primärkühlwasserleitung am Reaktoreinlaßstutzen angenommen. Es ist nachzuweisen, daß die dabei auftretenden dynamischen Beanspruchungen der Reaktortankeinbauten (RDB-E) die Abschaltbarkeit und Nachkühlbarkeit des Reaktors nicht in unzulässiger Weise beeinträchtigen. Für diesen Nachweis sind in den letzten Jahren verbesserte Rechenmodelle (im Vorhaben 06.01.02) entwickelt worden, die eine Abschätzung der Sicherheitsreserven bei heute üblichen Auslegungsmethoden gestatten. Zur Überprüfung der Rechenmodelle wurden am stillgelegten HDR-Reaktor Blowdown-Versuche im wirklichkeitsnahen Maßstab durchgeführt. Im Vordergrund der Untersuchungen standen dabei die Belastungen des Kernmantels durch die Drucklasten in der Anfangsphase des Blowdowns.

Die Arbeit im Jahr 1982 stand ganz im Zeichen der Hauptserie der RDB-E-Blowdownversuche am HDR, die von Februar bis April durchgeführt wurde. Zunächst wurden die Versuche V32 (große Unterkühlung des Wassers im Bruchstutzen; "Deutsches Standardproblem Nr. 5"), V33 (reduzierte Bruchöffnungsfläche) und V34 (lose Kernmantellagerung, Anschläge zwischen Kernmantel und RDB) mit den unter 06.01.02 (PNS 4125) entwickelten Rechenprogrammen FLUX4, DRIX-2D und CYLDY3 (im folgenden unter der Bezeichnung FLUX zusammengefaßt) vorausberechnet. Für V33 und V34 waren zuvor in Zusammenarbeit mit PHDR die einzustellenden Versuchsparameter erarbeitet worden. Nach den Versuchen folgte die Auswertung der Versuchsergebnisse und ihr Vergleich mit den berechneten Abläufen. Dieser Schritt erforderte beim Versuch V34 eine ganze Serie von Nachrechnungen, in deren Verlauf das Anschlagmodell noch durch ein einfaches Plastifizierungsmodell ergänzt wurde.

Die Ergebnisse der Versuche V31 (V31.0 und V31.1 aus der Vorversuchsreihe, V31.2 aus der Hauptversuchsreihe), V32 und V34 werden an anderer Stelle mit

den Resultaten der FLUX-Rechnungen verglichen [1, 2, 3]. Der vorliegende Bericht konzentriert sich deshalb auf die Auswertung des Versuchs V33.

2. Zielsetzung des HDR-Versuchs V33

Bei den früheren Blowdownversuchen der HDR-RDB-E-Reihe bis zum Versuch V32 waren die Beanspruchungen der Druckbehältereinbauten nach einer schlagartigen, vollständigen Öffnung des Blowdownstutzen-Querschnitts untersucht worden. Man kann diese Versuche als Simulationen eines 1F-Bruchs beim Druckwasserreaktor (DWR) ansehen. Im Mittelpunkt des Interesses stehen in neuerer Zeit aber eher "kleine Lecks", und im Genehmigungsverfahren für DWR soll nun im Hinblick auf die Strukturbeanspruchung von einer kleineren Bruchfläche (0,1F) ausgegangen werden. Daher ist zu klären, wie die Belastungen und Beanspruchungen der RDB-Einbauten mit dem Bruchquerschnitt zurückgehen.

Rechnerische Parameterstudien mit FLUX für DWR- und HDR-Bedingungen (s. [4]) zeigten einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen dem Öffnungsquerschnitt und den Belastungsgrößen auf, und zwar dergestalt, daß die Lasten allgemein deutlich weniger reduziert werden als der Bruchquerschnitt. Dabei reagieren Beanspruchungsgrößen, die mit niederfrequenten Bewegungen verbunden sind, stärker auf die Änderungen des Bruchquerschnitts als solche, die mit hochfrequenten Bewegungen einhergehen.

Um diese theoretischen Befunde abzustützen oder ggf. zu widerlegen, wurde ein Experiment vorgeschlagen und als HDR-Versuch V33 durchgeführt, bei dem die Anfangs- und Randbedingungen nominell wie beim Versuch V32 eingestellt wurden und nur an der Mündung des Bruchstutzens, unmittelbar stromauf der Berstscheibeneinrichtung, in das Rohr mit 200 mm Durchmesser eine Kreisringblende mit einem inneren Durchmesser von 100 mm eingesetzt war. Der freie Öffnungsquerschnitt wurde also auf ein Viertel reduziert.

3. Merkmale des FLUX-Modells für V33

Das Rechenmodell FLUX, das in [2] ausführlich beschrieben ist, besteht aus drei Teilmodellen: dem Zweiphasen-Nichtgleichgewichts-Modell DRIX-2D, mit dem die Stutzenströmung simuliert wird, dem dreidimensionalen Fluid- und Fluid-Struktur-Wechselwirkungs-Modell FLUX4 zur Abbildung des Fluidverhaltens im RDB-Innern und seiner Wechselwirkung mit dem Verhalten flexibler Strukturbauteile, und dem schalendynamischen Modell CYLDY3, das Daten über die Eigenschaften der flexiblen Strukturbauteile für FLUX4 bereitstellt.

Für die Vorausrechnung zum HDR-Versuch V33 wurde der Bruchstutzen im DRIX-2D-Modell radial in vier Maschen aufgeteilt, um die Blende abbilden zu können. In FLUX4 wurde das "mittelfeine" Maschennetz N3 [5] verwendet. Dabei wird der RDB-Innenraum azimuthal in 16 Maschen pro Symmetriehälfte aufgeteilt (entsprechend ist die höchste berücksichtigte Umfangsordnung in der Struktur $n_{\max}=16$). Die Strukturmoden wurden bis zu einer Grenz-Eigenfrequenz in Vakuum von 1000 Hz berücksichtigt. Somit ergaben sich ca. 4430 Fluidmaschen und ca. 583 Strukturfreiheitsgrade.

Das Strukturmodell für die V33-Rechnung war schon für eine der beiden V32-Vorausrechnungen ("FDW" in [2]) erstellt worden. Es ist schematisch in Abb. 1 wiedergegeben. Die Schalenbereiche wurden jeweils mit CYLDY3 modelliert, wobei die Schalenränder des RDB und der obere Flansch des Kernmantels als starr behandelt wurden, während der untere Flansch mit dem Massering als flexibler Ring abgebildet wurde. Die beiden Teilmodelle für RDB und Kernmantel wurden mit dem Programm CY3COPP [2] zu einem Gesamtmodell vereinigt.

Die fluiddynamische Verknüpfung des RDB-Innenbereichs mit dem Stutzen erfolgte nach dem Schema der "schwachen" Kopplung [2, 6]. Dabei wurde die Berechnung der Stutzenströmung mit DRIX-2D nur für die ersten 48,6 ms durchgeführt. Zu dieser Zeit zeigte das Rechenergebnis schon fast quasistationäre Zustände an. Deshalb wurde die DRIX-Rechnung hier abgebrochen - hauptsächlich, um Rechenkosten zu sparen; in der Rechnung mit FLUX4, die im Anschluß daran bis 100 ms Problemzeit erfolgte, wurde dann der letzte mit DRIX berechnete Druckwert an der Verbindungsstelle der beiden Modellbereiche für die restliche Zeit als konstante, stationäre Randbedingung benutzt.

4. Versuchsergebnisse von V33

Wie schon bei den vorhergehenden Versuchen kamen die eingestellten Anfangszustände [7] nahe an die geplanten Werte [8] heran. Der Anfangsdruck im RDB betrug statt 110 bar etwa $108,9 \pm 0,35$ bar, und die Wassertemperaturen im RDB wichen im allgemeinen nur um ± 2 K, an wenigen Stellen bis zu 6 K von den Sollwerten ab, die zwischen 308 und 240 °C vorgesehen waren.

Aus den verfügbaren Druckaufnehmersignalen im Stutzenbereich [7] ist zu schließen, daß die Berstscheibeneinrichtung den Ausströmquerschnitt wie bei V32 innerhalb von 1 bis 1,5 ms freigegeben hat. Danach steigt der Druck im Stutzen stromauf der Blende schon ab 3 ms wieder rasch an und erreicht fast wieder seinen Anfangswert (s. Abb. 2). Außerdem bewirkt die Blende, daß der

Massenstrom im Stutzen nach einem ersten steilen Anstieg schon nach 6 ms sein Maximum erreicht (ca. 650 kg/s gegenüber etwa 2700 kg/s nach 50 ms bei V32), um danach mit leicht abfallender Tendenz um einen Wert von ca. 550 bis 570 kg/s zu pendeln.

Da der Druck im Stutzen schon nach etwa 4 ms den Sättigungswert wieder übersteigt (die Temperaturen im Stutzen verlaufen nahezu konstant), bleibt das Wasser im ganzen Stutzen unterkühlt. Infolgedessen zeigen alle Druckmeßstellen im Stutzen zwei bis drei Perioden einer Druckwelle (s. Abb. 2) in einer Deutlichkeit, die in den entsprechenden Kurven von V31 und V32 nicht zu finden war. Dadurch wird die in [1] anhand der Messungen von V31 geäußerte Vermutung gestützt, daß die Druckwellen dort zwar aufgetreten sind, wegen lokaler Überhitzung des Wassers in den Meßbohrungen aber nicht erfaßt werden konnten. Bei V33 ist nur die Möglichkeit lokaler Überhitzungen weggefallen; eine "Dämpfung" der Druckwellen müßte wegen der Blende sogar verstärkt zu beobachten sein.

Die Druckwellen zu Beginn des Blowdown sind auch noch im Ringraum zwischen RDB-Wand und Kernmantel zu erkennen - deutlich und frühzeitig direkt am Stutzen (s. Abb. 3), weniger ausgeprägt, in Stufen unterteilt und später einsetzend mit zunehmendem Abstand. Dabei ist der Drucksprung am Stutzen und die Steilheit seiner Flanke fast gleich groß wie beim Versuch V32, der sich nominal nur im Öffnungsquerschnitt des Blowdownstutzens von V33 unterschied. Mit wachsendem Abstand vom Stutzen nimmt jedoch sowohl die Höhe des Drucksprungs als auch die Steilheit seiner Flanke bei V33 schneller ab als bei V32.

Im weiteren Verlauf des Blowdowns findet man im Ringraum ähnliche nieder- bis mittelfrequente Druckschwankungen wie bei V32, nur sind ihre Amplituden kleiner, und der ihnen überlagerte Druckabfall geht wegen des geringeren Massenstroms aus dem Blowdownrohr wesentlich langsamer vonstatten. Dieser allgemeine Druckabfall im RDB zeigt sich fast ungestört im unteren Plenum und im oberen Bereich des Kernmantel-Innenraums.

Den geschilderten Druckverläufen im Ringraum und im Innenraum entsprechen die Druckdifferenzen zwischen Außen- und Innenseite des Kernmantels (s. Abb. 4). Nach anfänglich steilen Flanken sind niederfrequente Oszillationen mit mehr oder weniger stark ausgeprägten Oberwellen festzustellen. Wie schon bei den früheren Versuchen tritt mit zunehmender Entfernung vom Blowdownstutzen zu Beginn der Transiente eine entgegengesetzte Druckdifferenz hervor, die auf

die Wechselwirkung zwischen Fluid und Struktur zurückzuführen ist: die Biege-
wellen in der Kernmantelschale eilen der Druckwelle im Ringraum voraus.

Die Auslenkungen und Beschleunigungen des RDB als Reaktion auf die Rückstoß-
kräfte des austretenden Strahls bleiben bei V33 deutlich kleiner als bei V32,
bedingt durch den kleineren Massenstrom. Hinzu kommt, daß der Druck im RDB
langsamer abfällt und damit auch die RDB-Aufweitung durch Innendruck langsamer
zurückgeht. So vermindert sich die Maximalauslenkung des RDB von über 1 mm
auf ca. 0,38 mm, und die mittlere Auslenkung auf der Stutzenseite ab etwa 60
ms beträgt statt ca. 0,8 mm nur noch rund 0,3 mm. Diese Werte gelten für
Meßstellen, die sich etwa 1,5 m unterhalb des Blowdownstutzens befinden.
Dabei erfolgt auf der Stutzenseite die erste Auslenkung sehr plötzlich, und
dieses steile Stück des Kurvenverlaufs findet man bei V32 und V33 gleicherma-
ßen. Möglicherweise ist hier vor allem eine Auswirkung des Rückstoßimpulses
der wegfliegenden Berstscheiben zu erkennen. Dagegen gibt es Anzeichen, daß
bei der schwächeren Strahlkraft in der quasistationären Phase die Atmungs-
und Schalenschwingungen des RDB gegenüber den balkenartigen Biegeschwingungen
stärker hervortreten. Deshalb gehen die RDB-Auslenkungen bei V33 weniger mit
der Entfernung vom Stutzen zurück als bei V32.

Auch bezüglich der Kernmantelbewegungen werden die Besonderheiten des Versuchs
V33 im Vergleich mit V32 deutlich. Wie z.B. Abb. 5 zeigt, wo die Relativver-
schiebungen zwischen Kernmantel und RDB-Wand in beiden Versuchen für eine Meß-
stelle gegenübergestellt sind, erfolgt zunächst ein ähnlich steiler Anstieg,
aber die erreichte Maximalauslenkung beträgt nur ein Drittel bis zur Hälfte
der Werte bei V32. Im weiteren Verlauf sind auch die Kurvencharakteristiken
verschieden, d.h. die modale Zusammensetzung der angeregten Schwingungen hat
sich verändert. Da die Auslenkungen der RDB-Wand selbst nur an wenigen Stel-
len gemessen wurden, kann aufgrund der Meßergebnisse nicht ohne weiteres ent-
schieden werden, ob die qualitative Veränderung der Relativverschiebungs-Ver-
läufe mehr auf die andersartigen RDB-Bewegungen oder auf eine andere Anregung
der Kernmantelschwingungen selbst zurückzuführen ist.

Viel weniger als die Verschiebungen unterscheiden sich die Beschleunigungen
am Kernmantel bei den beiden Versuchen. Beide Male treten zunächst hochfre-
quente Spitzen großer Amplitude auf, die aber schon nach wenigen Perioden auf
einen Bruchteil zurückgeht. Anschließend überlagern sich niederfrequente Be-
schleunigungen den hochfrequenten Oszillationen. Die erste Beschleunigungs-
spitze erreicht bei V33 mit 913 m/s^2 einen kaum kleineren Wert als bei V32,

wo sie auf etwa 1040 m/s^2 kommt. Dagegen sind die nachfolgenden niederfrequenten Beschleunigungsamplituden bei V33 mit rund 110 m/s^2 nur etwa halb so groß wie bei V32 (s. [7, 9]).

Dehnungen hängen eng mit Verformungen, also auch mit Auslenkungen und Verschiebungen zusammen. Andererseits stehen sie den eigentlichen Beanspruchungsgrößen "Spannungen", die direkt nicht meßbar sind, von allen am HDR gemessenen Größen am nächsten. Allgemein sind die Amplituden aller Dehnungen bei V33 deutlich kleiner als bei V32 - etwa um den Faktor zwei bis drei (s. [7, 9]). Als Beispiel ist in Abb. 6 ein Axialdehnungsverlauf in Flanschnähe außen am Kernmantel für beide Versuche wiedergegeben. Auch hier gibt es qualitative Unterschiede zwischen den beiden Kurven, doch fallen die quantitativen Abweichungen mehr ins Auge.

5. Ergebnisse der FLUX-Vorausrechnung zu V33 im Vergleich mit Meßwerten

Der Druckverlauf im Blowdownstutzen wird durch die DRIX-2D-Rechnung bei V33 allgemein sehr zufriedenstellend vorhergesagt. In Abb. 2, wo die Ergebnisse für eine Meßstelle im äußeren Drittel des Stutzens eingetragen sind, zeigen beide Kurven beim Blowdownbeginn einen Druckabfall um praktisch den gleichen Betrag an, und auch die zweite und dritte Periode der im Stutzen hin- und herlaufenden Druckwellen ist in beiden Resultaten zeitlich gut korreliert und amplitudenmäßig sehr ähnlich. Nur die Druckschwankungen im Rechenergebnis zwischen ca. 9 und 35 ms können in der Meßkurve kaum identifiziert werden. Jedoch sind die Abweichungen in diesem Bereich wesentlich geringer als noch bei den Nachrechnungen zu V31 [1].

Auch das Druckniveau in der quasistationären Phase (ab ca. 10 ms) ist gut getroffen. Selbst die Annahme eines konstanten Drucks ab 48,6 ms führt in der Rechnung zu keinen signifikanten Abweichungen (die Unsicherheit bei der Druckmessung im Stutzenbereich war von der gleichen Größenordnung).

Der Anstieg des Massenstromes beim Blowdownbeginn wird durch die Rechnung gut wiedergegeben, bis hin zum Maximalwert von 650 kg/s . Während aber anschließend die berechnete Kurve bei diesem Maximum ziemlich glatt in einen horizontalen Verlauf übergeht, findet man im Versuchsergebnis einen Abfall auf einen kleineren quasistationären Wert von ca. 550 kg/s . Bei diesem Versuch ergibt sich mit DRIX also nach der Anfangsphase ein um rund 20 % zu großer Massenstrom - anders als bei V31 [1], wo DRIX den Versuchswert eher unterschätzte. Zwei Gründe können hierfür maßgeblich sein: Zum einen ist möglicherweise die

Strahleinschnürung an der Blende trotz der zweidimensionalen Modellierung nicht ausreichend berücksichtigt worden; andererseits ist V33 der erste Versuch dieser Art, bei dem das Fluid im gesamten Innern des Blowdownrohrs (stromauf der Blende) auch nach dem Rechenergebnis einphasig flüssig bleibt. Daß DRIX bei Anwesenheit von Dampf dazu neigt, einen zu kleinen Massenstrom zu berechnen, war bekannt; wie gut dieser Wert bei rein flüssigem Strömungsmedium simuliert wird, war bisher noch nicht überprüft worden.

Anders als am Stutzenausgang wird im Ringraum zwischen Kernmantel und RDB-Wand beim Übergang zum Stutzen (Abb. 3) bei der ersten einlaufenden Entspannungswelle ein deutlich zu großer Drucksprung berechnet. Vielleicht war der für die ganze Rechnung konstant gewählte Stoßdruckverlust-Beiwert für den Stutzeneinlaufbereich (s. [2]) für die Anlaufphase der Strömung unpassend gewählt. Die zweite Periode der Druckwelle wird wie der mittlere Druckverlauf im Anschluß daran gut wiedergegeben; hier zeigt allerdings das Rechenergebnis bis 20 ms nach Blowdownbeginn noch Druckwellen in einer Stärke an, die im Experiment nicht mehr festzustellen ist. Schließlich liegt das berechnete Druckniveau ab 65 ms ständig um bis zu 3,5 bar über dem gemessenen; dies dürfte eine Auswirkung des auch im Stutzen zu hoch angenommenen Druckes sein.

In größerem Abstand vom Stutzen findet man ähnliche Verhältnisse, wenn auch die Überschätzung des Drucksprungs bei der ersten Entspannungswelle hier geringer ausfällt. Deutlicher als direkt am Stutzen bleibt außerdem die Anfangsabweichung des Druckes über den gesamten von der Rechnung erfaßten Zeitbereich erhalten. Im unteren Plenum ist sie fast ausschließlich für den Unterschied zwischen gemessenem und berechnetem Druckverlauf verantwortlich, wie auch im oberen Plenum bzw. im oberen Teil des Kernmantel-Innenraums, wo jedoch die Geschwindigkeit des Druckabfalls beim Versuch etwas kleiner war als nach der Rechnung. Dies war in stärkerem Maße auch bei V31 beobachtet worden [1]; als Abhilfe wurde deshalb das fluiddynamisch wirksame Volumen des oberen Plenums vergrößert. Es scheint so, daß zwar die Tendenz dieser Maßnahme, die mit dem Volumen der angeschlossenen Leitungen zu rechtfertigen ist, in die richtige Richtung weist, ihr Ausmaß aber noch nicht ganz ausreicht.

Die Differenzdrücke am Kernmantel (z.B. Abb. 4) werden im ganzen ebenfalls gut bis sehr gut vorausgesagt. Etwas größere Abweichungen zwischen Meß- und Rechenwerten in den ersten 25 ms und ab etwa 70 ms sind weitgehend mit den geschilderten Abweichungen des Absolutdruckes im Ringraum zu erklären. Entsprechend gleichen sich die gemessenen und berechneten Differenzdruckverläufe

mit zunehmendem Abstand vom Blowdownstutzen einander an.

Wie schon im vorigen Abschnitt erwähnt wurde, treten bei den - im Vergleich zu V32 - kleineren Auslenkungen des RDB die Oberwellen gegenüber der Grundschwingung deutlicher hervor. Dieser Effekt wird durch die FLUX-Vorausrechnung im Großen und Ganzen richtig wiedergegeben, wie z.B. Abb. 7 zeigt, wobei an dieser Stelle (180° zum Stutzen versetzt) in der berechneten Kurve die Oberwellen sogar stärker betont sind als in der gemessenen. Auch zeigt sich in diesem Diagramm klar der Einfluß des als starr modellierten RDB-Oberteils: In den ersten 12 ms wird der Beginn der Auslenkung vom Stutzen weg zu früh vorhergesagt, während die experimentell gefundene anfängliche Bewegung in Gegenrichtung im Rechenergebnis gar nicht auftritt.

Die Übereinstimmung zwischen Rechen- und Meßergebnissen ist bei den radialen Verschiebungen des Kernmantels relativ zum jeweils gegenüberliegenden Teil der RDB-Wand generell gut. Etwa 1,6 m unterhalb des Stutzens (Abb. 8) werden lediglich die Spitzenwerte bei 10 ms und bei 43 ms überschätzt. Besonders gut trifft die Rechnung die Meßergebnisse in der unmittelbaren Nähe des unteren Kernmantelflansches (Abb. 9). Hier verlaufen beide Kurven bis 60 ms fast deckungsgleich, einschließlich der anfänglichen Gegenschwingung zwischen 10 und 20 ms. Fast ebenso zufriedenstellend ist das Rechenergebnis auch bei den anderen Meßstellen am Kernmantel. Die Kurven stimmen im generellen Verlauf und in den Extremwerten weitgehend überein. Nur in einigen Einzelheiten, die entweder auf höhere Schalenschwingungsformen zurückgehen oder bei denen sich die Unterschiede zwischen berechneter und aufgetretener (aber nicht gemessener) RDB-Auslenkung auswirken können, weichen sie stärker voneinander ab.

Anders als mit den Wegaufnehmern am Kernmantel wurde mit den Beschleunigungsaufnehmern bezüglich eines ortsfesten Koordinatensystems gemessen. In Abb. 10 sind die Ergebnisse einer Meßstelle dargestellt, die sich etwa 0,2 m oberhalb des Stutzens am Kernmantel befindet. Auch hier muß von einer guten Übereinstimmung von Messung und Rechnung gesprochen werden. Der großen Anfangsbeschleunigung, deren Spitzen im berechneten Verlauf zeitrichtig wiedergegeben werden, folgen bei beiden Kurven schon nach 7 bis 8 ms hochfrequente Oszillationen kleiner Amplitude. Dabei kann nicht verwundern, daß einerseits die Amplituden der ersten beiden Spitzen etwas überschätzt wurden und andererseits im anschließenden Zeitbereich die Einzelheiten der Kurvenverläufe (bei vergleichbarer Amplitude) voneinander abweichen. Beides dürfte durch die endliche Zahl der Strukturfreiheitsgrade und durch die Diskretisierung des Fluid-

bereiches im Rechenmodell bedingt sein. Dagegen ist nicht klar, weshalb die dem Meßsignal überlagerte niederfrequente Beschleunigung (Frequenz bei etwa 20 Hz) im Rechenergebnis nicht zu finden ist.

Beim Vergleich der gemessenen und berechneten Dehnungen ist zu beachten, daß die Auswertung in der Rechnung nicht unbedingt für die genaue Meßstellenposition erfolgte, sondern am nächstgelegenen Knotenpunkt des Maschennetzes. Diese Unschärfe der örtlichen Auflösung ist meist ohne Belang; speziell bei den Dehnungen kann sie jedoch in der Umgebung von Lastkonzentrationen oder im Einflußbereich von Randstörungen (in der Nähe der Flansche) größere Abweichungen hervorrufen. Außerdem sollten hochfrequente Anteile der berechneten Dehnungsverläufe, die in den Meßsignalen nicht erscheinen, nicht überbewertet werden. Da Dehnungen aus räumlichen Ableitungen der Verschiebungen bestimmt werden, reagieren sie besonders empfindlich auf die Diskretisierungsfeinheit und auf die Zahl der Strukturfreiheitsgrade im Rechenmodell.

In Abb. 11 ist die Umfangsdehnung außen am Kernmantel unmittelbar beim Blowdownstutzen aufgetragen. Ihr allgemeiner Verlauf wird durch die Rechenergebnisse sehr gut reproduziert, und die hochfrequenten Abweichungen in der Anfangsphase bis ca. 30 ms sind wesentlich geringer als bei V31 [1] und keinesfalls größer als bei V32 [2]. Sie sind an dieser Stelle durch die nicht ausreichende Auflösung der Lastverteilung bedingt und führen vor allem zur deutlichen Überschätzung der ersten Dehnungsspitzen, ähnlich wie bei den Axialdehnungen an dieser Position.

Anhand einiger Dehnungs-Meßstellen, bei denen jeweils innen und außen am Kernmantel ein Dehnmeßstreifen angebracht wurde, läßt sich die Zusammensetzung der Dehnung aus Membrananteilen (die über die Wandstärke konstant sind) und Biegeanteilen (die innen und außen verschiedene Vorzeichen aufweisen) erkennen. Man findet merkliche Biegedehnungen an Meßstellen im ungestörten Schalenbereich des Kernmantels nur in einzelnen kurzen Zeitabschnitten; im übrigen verläuft die Dehnung außen und innen fast deckungsgleich. Die Zeitbereiche signifikanter Biegedehnungen treten in den Rechenergebnissen gleichermaßen hervor und stimmen mit den Versuchsergebnissen überein. Allerdings wurden gelegentlich die Amplituden der Membrandehnung und auch der Biegedehnung überschätzt. Aber der generelle Verlauf der Dehnungen wurde insgesamt zufriedenstellend berechnet.

Andererseits treten an Meßstellen in der Nähe des oberen Kernmantelflansches vergleichsweise große Biegeanteile der Dehnungen auf. Soweit sich diese Meß-

stellen nicht in der vom Stutzen und der Kernmantelachse aufgespannten Ebene befinden, werden die Axialdehnungen und vor allem die Biegedehnungen in Axial- und Umfangsrichtung teilweise drastisch überschätzt (manchmal fast bis zum Faktor 2). Ziemlich eindeutig ist hierfür die idealisierte und letztlich vielleicht unrealistische Flanschabbildung im Modell verantwortlich: bei einem flexiblen Flansch werden zwangsläufig die Dehnungen, besonders ihre Biegeanteile, im angrenzenden Schalenbereich kleiner als bei einem starren Flansch.

Diese These wird durch die Ergebnisse von zwei Aufnehmern bestätigt, die auch unmittelbar am Flansch, aber genau über dem Stutzen (s. Abb. 12) bzw. 180° gegenüber liegen. Hier wurden die Dehnungsamplituden sogar geringfügig unterschätzt, und im übrigen passen gemessene und berechnete Kurven so gut zusammen, daß die größeren Abweichungen bei den azimuthal versetzten Meßstellen auf Schwingungsformen mit Umfangsordnungen $n > 1$ und damit unmittelbar auf die Flanschnachgiebigkeit zurückzuführen sind.

6. Rechnerische Beanspruchungsgrößen bei V33 im Vergleich zu V32

Spannungen können am HDR-Kernmantel nicht unmittelbar gemessen werden. Daher wurden bei der Vorausrechnung auch keine Spannungsverläufe für einzelne Positionen unmittelbar ausgewertet. Statt dessen wurde nach jedem Rechenschritt das Maximum der von Mises'schen Vergleichsspannung über alle Knotenpunkte des diskreten Rechnetzes ermittelt, und zwar in zwei Varianten. Zum einen wurde vor der Berechnung der Vergleichsspannung die Biegespannung der Membranspannung überlagert. In der zweiten Variante wurde die Vergleichsspannung nur aus den Komponenten der Membranspannung bestimmt. Die so ermittelten Verläufe der maximalen Vergleichsspannungen im ganzen Kernmantel ergeben ein besseres Maß für die effektive Strukturbeanspruchung, als es die Spannungsverläufe an einzelnen Positionen könnten.

In Abb. 13 ist der zeitliche Verlauf des Maximums der aus Membran- und Biegespannungen berechneten Vergleichsspannung bei V33 aufgetragen. Die Ortskoordinaten, bei denen diese Maximalwerte auftreten, können den Rechenergebnissen ebenfalls entnommen werden. Außerdem sind die entsprechenden Ergebnisse der vergleichbaren Vorausrechnung zu V32 angegeben (V32-Modell FDW mit schwacher FLUX-DRIX-Kopplung, s. [2]). Aus der Rechnung zu V33 ergibt sich eine scharfe Spitze zu Beginn des Blowdowns mit dem Höchstwert 139 MPa ($1 \text{ MPa} = 1 \text{ N/mm}^2$). Sie tritt in der Nähe des Blowdownstutzens auf. Danach gehen die Maximalspannungen sehr rasch auf ein sehr niedriges Niveau um 35 MPa zurück, wobei auch einzelne Spitzen kaum 50 MPa übersteigen und der Ort der Extremwerte fast

random zwischen oberem und unterem Kernmantelende und entlang dem Umfang hin und her wandert.

Bei V32 trat das erste Maximum (183 MPa) ebenfalls im Stutzenbereich auf. Danach zeigte sich jedoch bis ca. 25 ms ein Maximalspannungsplateau beim verhältnismäßig hohen Wert von 120 bis 150 MPa, und anschließend blieben die Werte immer noch bei 60 bis 80 MPa; der Ort der Extremwerte war auf den Kernmantelumfang direkt am oberen Flansch beschränkt. Nur während des Zeitintervalls etwa zwischen 65 und 80 ms sanken die Maxima bis auf ca. 30 MPa und traten am unteren Kernmantelende auf. Das bedeutet, daß bei V32 die maximalen Beanspruchungen, abgesehen von den ersten 3 bis 4 ms, durch globale Verformungen des Kernmantels verursacht wurden, während beim milderen und langsameren Blowdown des V33 eher lokale Effekte maßgeblich sind, die insgesamt zu signifikant kleineren Spannungswerten führen.

Diese Interpretation wird durch Abb. 14 bestätigt, wo die Vergleichsspannungsmaxima nur aufgrund der Membranspannungen für beide Versuche dargestellt sind. Der erste Spitzenwert ist in beiden Fällen hier wesentlich kleiner; die lokale Ausbeulung am Stutzen bedingt demnach, daß die Spannungen zu rund zwei Dritteln durch Biegungen verursacht werden. Danach steigt aber das Membranspannungsmaximum bei V32 noch kräftig an (bis zu 79,5 MPa) und bestimmt die Materialbeanspruchung fast alleine. Bei V33 ändert sich dagegen der Biegespannungsanteil ständig und erreicht häufig ein Drittel der in Abb. 13 wiedergegebenen Gesamtspannung.

Im folgenden werden die Verläufe einiger weiterer rechnerischer Beanspruchungsgrößen besprochen, deren bildliche Darstellung den Rahmen dieses Beitrags sprengen würde. Es handelt sich einerseits um Schnittkräfte und Schnittmomente im Kernmantel beim Übergang zum oberen Flansch. Sie wurden durch Integration der entsprechenden Spannungsergebnisse über den Kernmantelumfang ermittelt. Andererseits werden die integrale horizontale Druckkraft auf den Kernmantel und das integrale Druckkraft-Biegemoment bezüglich einer horizontalen Achse durch das obere Kernmantelende behandelt. Diese Größen wurden durch Integration des Fluid-Randdruckes über die gesamte (innere und äußere) Kernmanteloberfläche ermittelt; sie zeigen die globale Belastung und unterscheiden sich von den Schnittgrößen allein durch die involvierten Trägheitskräfte oder -Momente.

Bei der axialen Schnittkraft bieten beide Rechnungen, die zu V33 wie die zu

V32, fast dasselbe Bild. Diese Größe wird offensichtlich durch eine einzige Eigenschwingungsform mit rund 75 Hz Eigenfrequenz wesentlich beherrscht, die bei beiden Versuchsbedingungen fast gleichartig angeregt wird. Tatsächlich wurde eine Eigenfrequenz des Gesamtsystems aus RDB, Kernmantel und Wasserfüllung von 75,9 Hz berechnet, deren zugehörige Schwingungsform rotationssymmetrisch ist (Umfangsordnung $n = 0$) und die hauptsächlich eine vom oberen zum unteren Kernmantelende in der Amplitude monoton zunehmende Axialschwingung des Kernmantels aufweist. Der etwas unterschiedliche Oberwellengehalt führt zur Überhöhung einzelner Schwingungsspitzen bei V32. Dort bewegen sich die Amplituden zwischen -768 und +535 kN, wogegen bei V33 nur der Bereich von -480 bis +533 kN überstrichen wurde.

Auch die horizontale Schnittkraft und das Schnittmoment um die horizontale Achse durch das obere Kernmantelende quer zur Stutzenrichtung sind überwiegend durch eine Schwingungsform bestimmt, wenn auch nicht so dominant wie die Axialkraft. Es handelt sich um eine balkenartige Biegeschwingung ($n = 1$), deren Schwingungsform vor allem horizontale Auslenkungen des Kernmantels mit einer Knotenlinie etwa beim unteren Drittel und einem "Bauch" beim oberen Drittel anzeigt. Ihre Frequenz wurde mit 27,82 Hz berechnet. Die Anregung sowohl dieser Schwingungsform als auch von Formen höherer Axialordnung, die in den Kurven ebenfalls zu erkennen, wenn auch nicht leicht zu identifizieren sind, ist nun mehr vom Druckfeld im RDB-Innern abhängig, weshalb sich die horizontale Schnittkraft und das Schnittmoment bei V32 und V33 deutlich unterscheiden. Die Extremwerte der Schnittkraft sind bei V32 -1,28 MN und +1,86 MN, bei V33 -1,02 MN und +1,14 MN; das Schnittmoment erreicht in den ersten 100 ms des Blowdown bei V32 +2,55 MNm und -1,12 MNm, bei V33 +867 kNm und -698 kNm. Dabei ist zu beachten, daß der Maximalwert der horizontalen Schnittkraft bei beiden Versuchen in der Anfangsphase, zwischen 5 und 10 ms nach Blowdownbeginn, auftritt, das Maximum des Schnittmoments aber erst in der zweiten Periode seiner Grundschwingung nach 45 bis 50 ms, und daß die Schnittkraft in dieser Zeitspanne mehrfach ihr Vorzeichen wechselt, während das Schnittmoment bis ca. 90 ms nach Blowdownbeginn bei V32 stets positiv bleibt und bei V33 nur zweimal die Nullmarke gerade erreicht oder allenfalls geringfügig unterschreitet.

Dagegen treten sowohl bei der integralen horizontalen Druckkraft auf den Kernmantel als auch beim integralen Druckkraft-Biegemoment die höheren Frequenzen stärker hervor. Während aber die Druckkraft für beide Versuche ein mit der horizontalen Schnittkraft qualitativ grob vergleichbares Bild (Ex-

tremwerte bei V32 -1,35 und +2,13 MN, bei V33 -1,0 und +1,24 MN) ergibt, findet man beim Druckkraft-Moment (Extremwerte bei V32 -2,25 und +7,24 MNm, bei V33 -3,03 und +4,5 MNm) völlig andere Kurvenverläufe und einen deutlich geringeren Unterschied zwischen den Ergebnissen für V32 und V33 als beim Schnittmoment. Sein erstes deutliches Maximum, das jeweils etwa denselben Wert erreicht wie das zweite, baut sich - anders als das Maximum der Druckkraft selbst - erst nach etwa 15 ms auf, also zu einem Zeitpunkt, da die erste vom Bruchstutzen einlaufende Entspannungswelle sich sicher schon im ganzen Ringraum, wenn nicht im ganzen RDB ausgebreitet hat.

7. Schlußfolgerungen aus den Meß- und Rechenergebnissen sowie aus ihrem Vergleich

Die Gegenüberstellungen im 5. Abschnitt haben gezeigt, daß in der Vorausrechnung des HDR-Blowdownversuchs V33 mit dem Rechenmodell FLUX bzw. mit den in FLUX zusammengefaßten Rechenprogrammen die Versuchsergebnisse zwar nicht in allen Einzelheiten, aber in ihrer Gesamtheit doch sehr zufriedenstellend vorausgesagt werden konnten. Das Hauptziel des Versuchs V33 und der begleitenden Rechnungen war aber nicht primär die Code-Verifikation, sondern die Beantwortung der Frage, inwieweit theoretisch vorhergesagte nichtlineare Abhängigkeiten wichtiger Beanspruchungsgrößen von der Bruchöffnungsfläche (1) experimentell bestätigt werden und (2) durch die verfügbaren Rechenmodelle zuverlässig erfaßt werden. Aus diesem Grunde erscheint es zweckmäßig, die qualitativen Vergleiche zwischen den Ergebnissen von V32 und V33 im folgenden wenigstens zum Teil quantitativ auszuwerten. Der einzige Versuchsparameter, der zwischen diesen Versuchen geändert wurde, war ja die Bruchöffnungsfläche.

Bei dieser Auswertung werden nicht nur die experimentellen Daten herangezogen, sondern auch Rechenergebnisse aus den beiden FLUX-Vorausrechnungen. Dabei wird vorausgesetzt, daß die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung bei V32 gleich gut ist wie bei V33, oder die Abweichungen etwa gleich groß sind. Diese Voraussetzung ist im wesentlichen erfüllt, s. [2], obwohl bei V32 in FLUX ein feineres Maschennetz verwendet wurde.

In Tabelle 1 sind für einige typische Belastungsgrößen die gemessenen und berechneten Extremwerte aus V32 und V33 sowie jeweils ihr Verhältnis zueinander ("Reduktionsfaktor" f_V bei den Versuchen bzw. f_R bei den Rechnungen) angegeben. Soweit diese Größen auch gemessen wurden, ist in Abb. 15 der rechnerische Reduktionsfaktor über dem experimentellen aufgetragen. Daraus ersieht man, daß alle Werte sehr nahe bei der Winkelhalbierenden, der Idealkurve,

liegen, ausgenommen der Faktor der Radialbeschleunigung beim Stutzen. Dieser Wert war aber bei V32 um mehr als den Faktor 2 zu groß berechnet worden.

Im übrigen entnimmt man Tabelle 1 und Abb. 15, daß die Reduktionsfaktoren zwischen V32 und V33 einen Bereich von 0,310 bis 0,878 (experimentell) bzw. von 0,340 bis 0,762 (rechnerisch) überstreichen. Bei genauerem Hinsehen kann man feststellen, daß die kleineren Werte der Reduktionsfaktoren für Größen gelten, die sich nur relativ langsam ändern ("niederfrequente" Vorgänge), während die größeren Werte zu Belastungsgrößen gehören, die mit hochfrequenten Oszillationen einhergehen. Solche hochfrequenten Vorgänge werden also durch die Verminderung der Bruchöffnungsfläche weniger beeinflußt als die niederfrequenten, die hierauf beinahe proportional reagieren.

Die gezeigten Ergebnisse sind in Abb. 16 auch mit den Ergebnissen einer Parameterstudie mit FLUX zusammengefaßt, wobei für das Querschnittsverhältnis A/A_1 zwischen V33 und V32 der nominelle Wert von 0,25 angenommen wurde (aufgrund der Strahleinschnürung an der Blende wäre auch ein etwas kleinerer Wert zu rechtfertigen, dessen exakte Größe aber nicht bekannt ist). Trotz der größeren Modelleinschränkungen bei der Parameterstudie (auch die Stutzenströmung wurde mit dem Potentialströmungsmodell von FLUX4 simuliert) sind die dortigen Ergebnisse mit den hier gewonnenen konsistent. Das für die HDR-Verhältnisse ermittelte Streuband der Reduktionsfaktoren, dessen Grenzen proportional zu $(A/A_1)^{1/4}$ bzw. zu $(A/A_1)^{3/4}$ verlaufen, wird von den bei V33 festgestellten Werten nur geringfügig nach oben und unten überschritten.

Demnach geht aus den Versuchen und der vorliegenden Untersuchung hervor:

- Die theoretisch vorhergesagte, nichtlineare und unterschiedliche Abhängigkeit verschiedener Belastungsgrößen von der Bruchöffnungsfläche wurde experimentell bestätigt. Im wesentlichen gehen die Belastungen nicht im gleichen Maße zurück, wie der Bruchquerschnitt reduziert wird.
- Das Ausmaß der Abhängigkeiten einzelner Größen kann mit den Rechenmodellen von FLUX zuverlässig und genügend genau ermittelt werden.

Referenzen

- [1] A. Ludwig, F. Katz, H. Knüppel, U. Schumann: Bewertung der FLUX-Rechnungen zu der HDR-Versuchsreihe V31 (V31, V31.1, V31.2) im Hinblick auf die Meßergebnisse. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3443 B (1983), in Vorbereitung.

- [2] U. Schumann, G. Enderle, M. Geiß, F. Katz, H. Knüppel, A. Ludwig: Pre-computations with FLUX for the German Standard Problem No. 5, "Loadings on RPV Internal Structures During Rapid Depressurization". Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3444 B (1983), in Vorbereitung.

- [3] U. Schumann: Experimental and Computed Results for Fluid-Structure Interactions With Impacts in the HDR Blowdown Experiment. Nucl. Engrg. Des. (1983), im Druck.

- [4] H. Rininsland, A. Fiege, W. Gulden, F. Horsch, J. P. Hosemann: Fortschritte der Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Nukleare Sicherheit. In: Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1981 des Projektes Nukleare Sicherheit. Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3270 (1982).

- [5] U. Schumann: Fast Elliptic Solvers and Three-Dimensional Fluid-Structure Interactions in a Pressurized Water Reactor. J. Comp. Phys. 36 (1980) 93-127.

- [6] A. Ludwig, U. Schumann: Fluid-Structure Analysis for the HDR Blowdown and Snapback Experiments with FLUX. Nucl. Engrg. Des. 70 (1982) 321-333.

- [7] unveröffentlichter Bericht (1982)

- [8] L. Wolf (ed.):
unveröffentlichter Bericht (1981)

- [9] unveröffentlichter Bericht (1982)

Tabelle 1: Experimentelle und rechnerische Maximalwerte verschiedener Beanspruchungsgrößen in V32 und V33 und Grad ihrer Reduktion (f_V, f_R) von V32 nach V33

Größe	Einheit	Exp. Max. bei		f_V	Ber. Max. bei		f_R
		V32	V33		V32	V33	
Δp	bar	-10,2	-5,85	0,574	-13,7	-7,41	0,541
	bar	-8,14	-3,72	0,457	-8,96	-4,56	0,509
w_S	mm	1,92	1,03	0,536	2,06	1,19	0,578
w_R	mm	2,18	0,676	0,310	1,99	0,783	0,393
	mm	1,82	0,649	0,357	1,68	0,595	0,354
b_S	m/s ²	1040	913	0,878	2350	1170	0,498
$\epsilon_{S,ax}$	E-4	1,31	0,81	0,618	1,85	1,41	0,762
$\epsilon_{S,az}$	E-4	3,85	2,48	0,644	5,37	3,63	0,678
$\epsilon_{R,ax}$	E-4	-3,83	-2,39	0,624	-4,02	-2,01	0,500
$\epsilon_{R,az}$	E-4	1,95	0,92	0,472	2,65	1,19	0,449
σ_{max}	MPa	---	---	---	183	139	0,760
$\sigma_{M,max}$	MPa	---	---	---	79,5	52,8	0,664
F'_{ax}	kN	---	---	---	-768	-480	0,625
F'_{hor}	MN	---	---	---	2,13	1,24	0,582
M'_{hor}	MNm	---	---	---	1,86	1,14	0,613
M'	MNm	---	---	---	7,24	4,50	0,622
M'	MNm	---	---	---	2,55	0,867	0,340

Bedeutung der Symbole in Tabelle 1 und in Abb. 15 und 16

Δp	Druckdifferenz am Kernmantel
w_S	Lokale Relativverschiebung zwischen Kernmantel und RDB in Stützennähe
w_R	Relativverschiebung zwischen Kernmantel und RDB weit weg vom Stutzen (der Index "R" steht für "Ring" und weist auf den Massering am unteren Ende des Kernmantels hin)
b_S	Lokale Radialbeschleunigung des Kernmantels in Stützennähe
ϵ_S	Dehnung im Kernmantel aufgrund lokaler Belastung in Stützennähe
ϵ_R	Dehnung im Kernmantel aufgrund globaler Belastung weit weg vom Stutzen
Index "ax"	(bei Dehnungen) Axialdehnung
Index "az"	(bei Dehnungen) Umfangs-, Azimutaldehnung
σ_{max}	Maximale Vergleichsspannung aufgrund der Membran- und Biegespannungen
$\sigma_{M,max}$	Maximale Vergleichsspannung aufgrund nur der Membran- spannungen
F'_{ax}	Axiale Schnittkraft am oberen Flansch des Kernmantels
F'_{hor}	Horizontale Schnittkraft am oberen Flansch des Kernmantels
M'_{hor}	Schnittkraft-Biegemoment am oberen Flansch des Kernmantels
F_{hor}	Horizontale integrale Druckkraft auf den Kernmantel
M'	Integrales Druckkraft-Biegemoment auf den Kernmantel

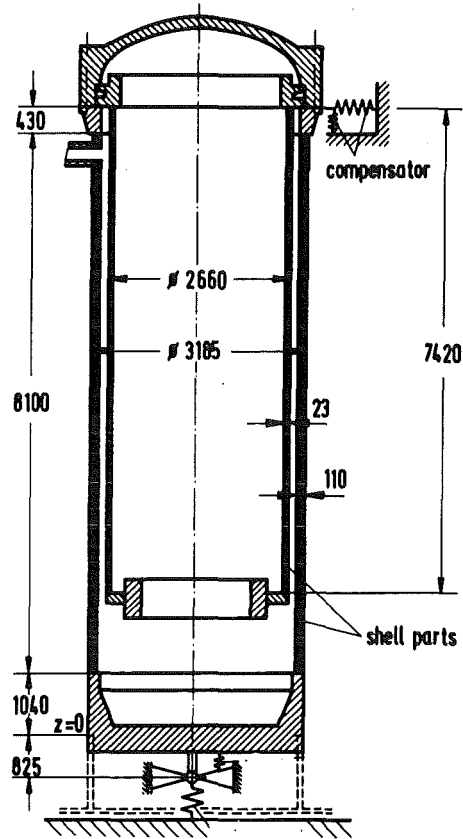


Abb. 1: Längsschnitt durch den RDB des HDR mit Kernmantel
(Skizze der strukturdynamischen Teilmodelle)

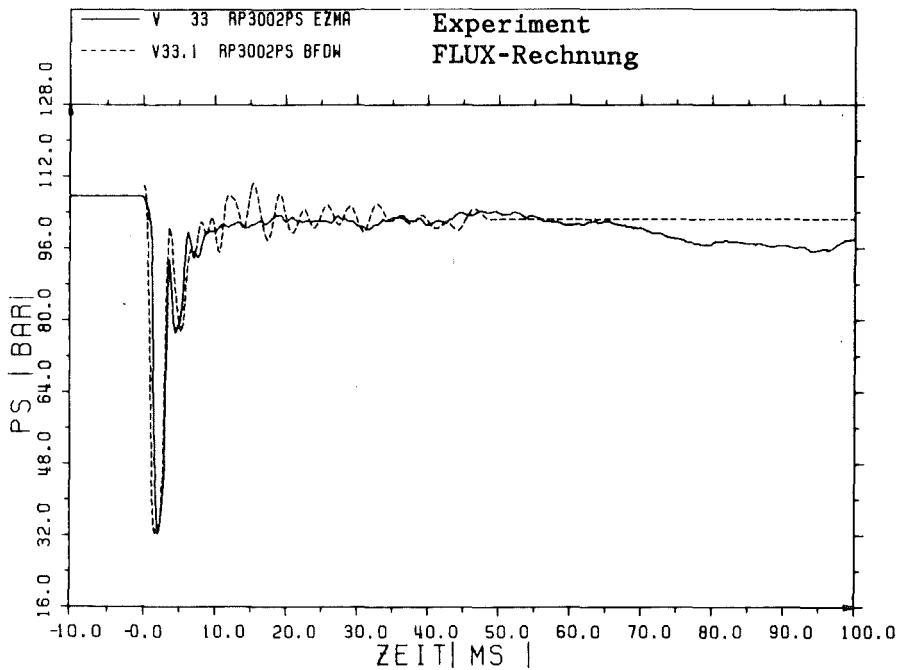


Abb. 2: Druck im Bruchstutzen im Meßring bei V33 - Meßergebnis und
Rechenergebnis -

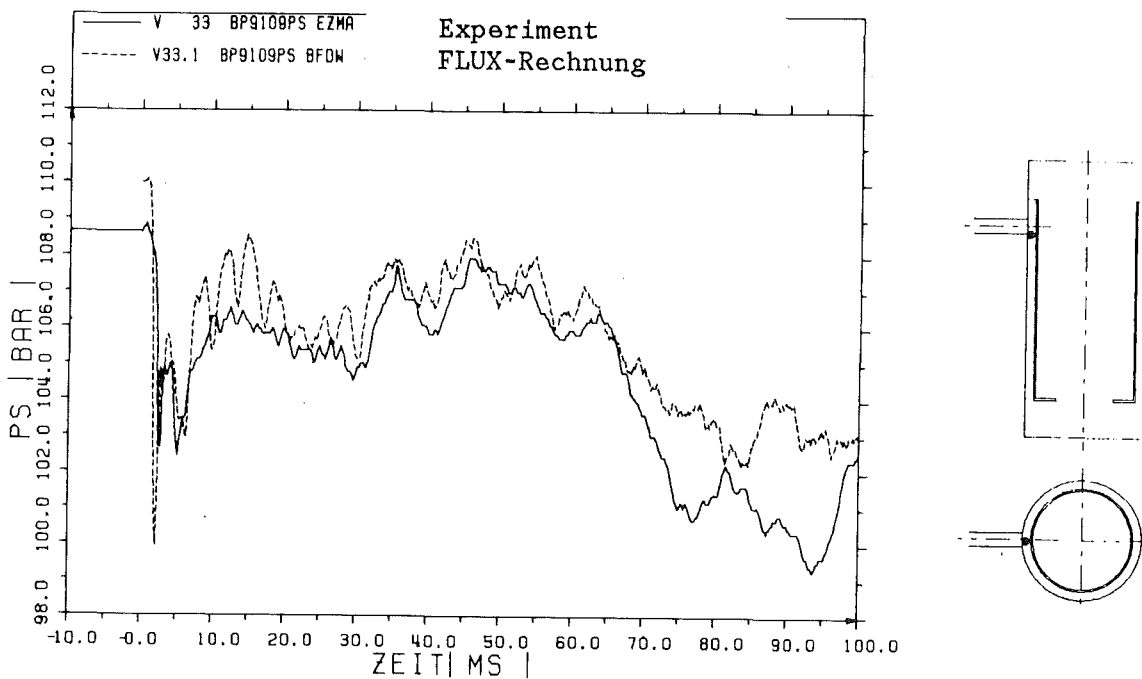


Abb. 3: Druck im Ringraum am Stützen bei V33 - Meßergebnis und Rechnergebnis -

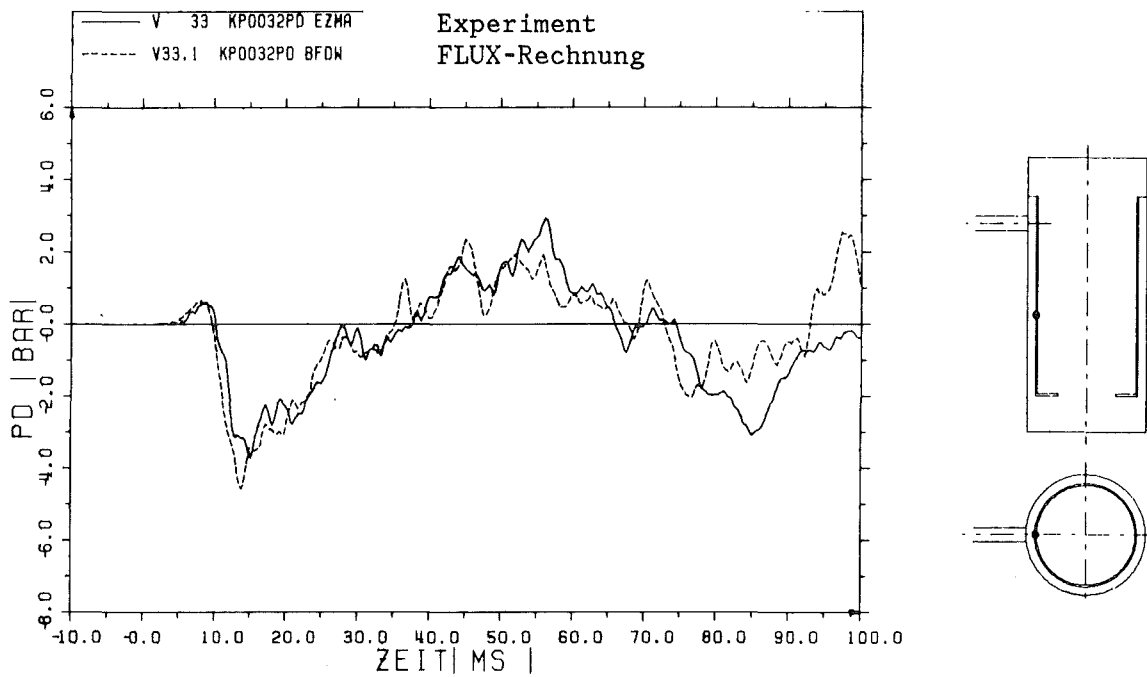


Abb. 4: Differenzdruck am Kernmantel etwa in halber Höhe bei V33 - Meßergebnis und Rechnergebnis -

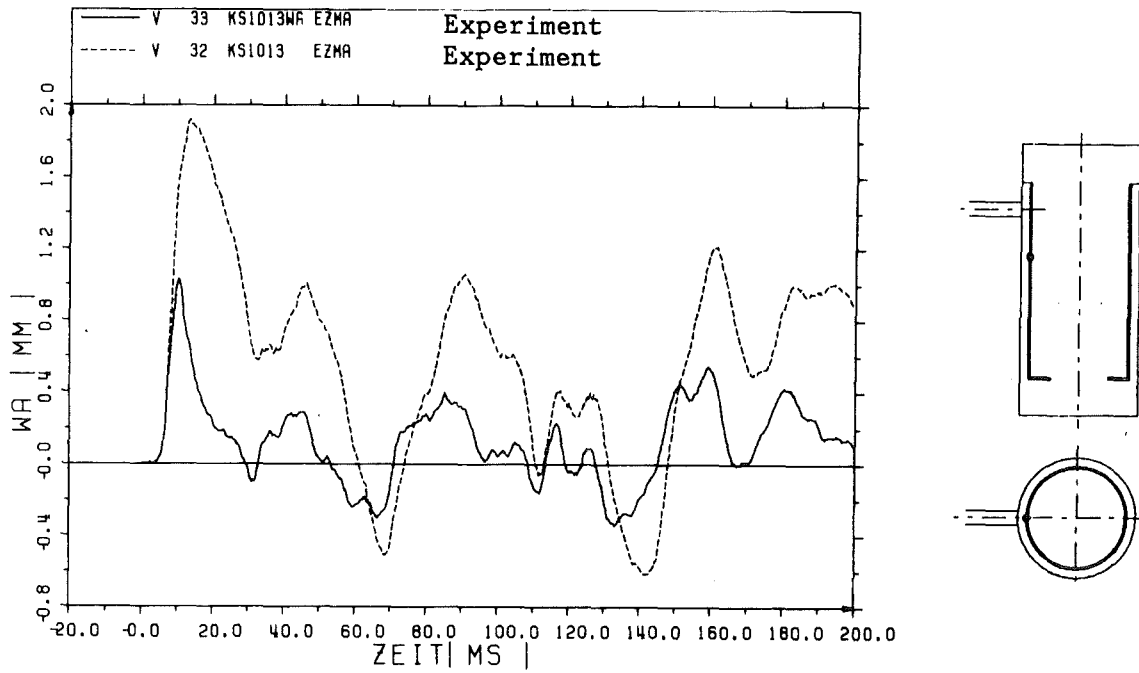


Abb. 5: Bei V32 und V33 gemessene Relativverschiebungen zwischen Kernmantel und RDB-Wand

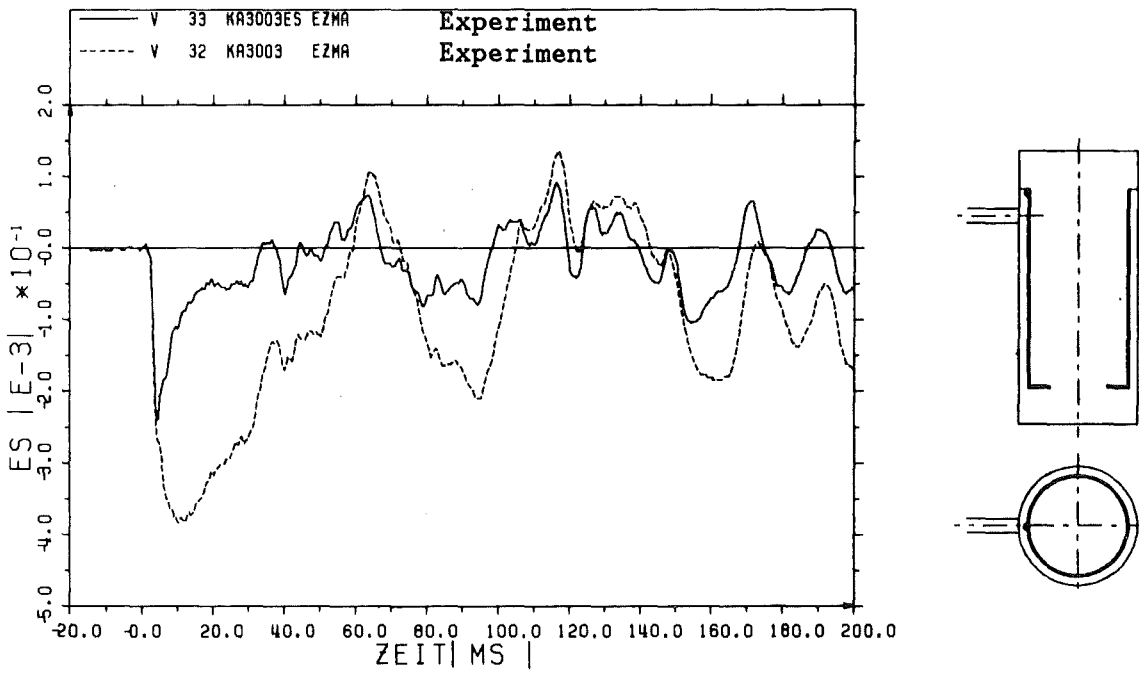


Abb. 6: Bei V32 und V33 gemessene Axialdehnungen außen am Kernmantel in Flanschnähe oberhalb des Blowdownstutzens

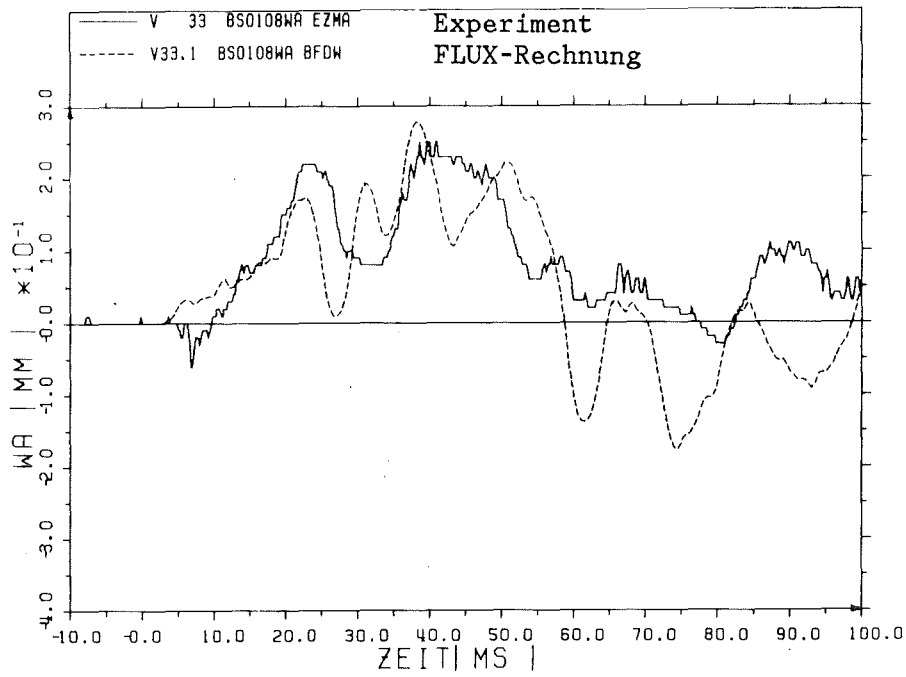


Abb. 7: RDB-Auslenkung gegenüber dem Stutzen bei V33
- Meßergebnis und Rechenergebnis -

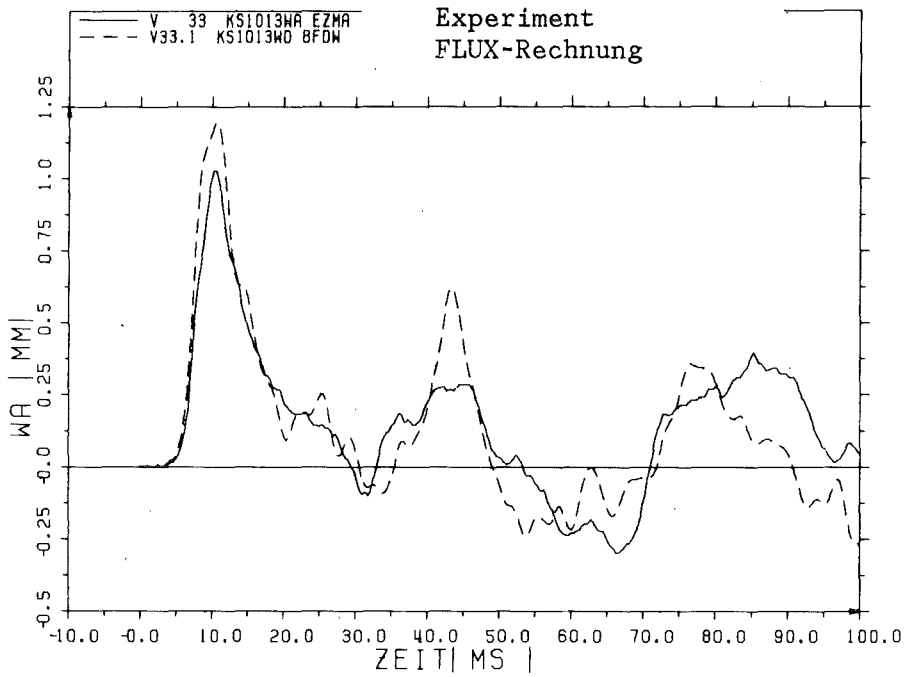


Abb. 8: Radiale Relativverschiebung zwischen Kernmantel und RDB-Wand
unterhalb des Stutzens bei V33 - Meßergebnis und Rechenergebnis -

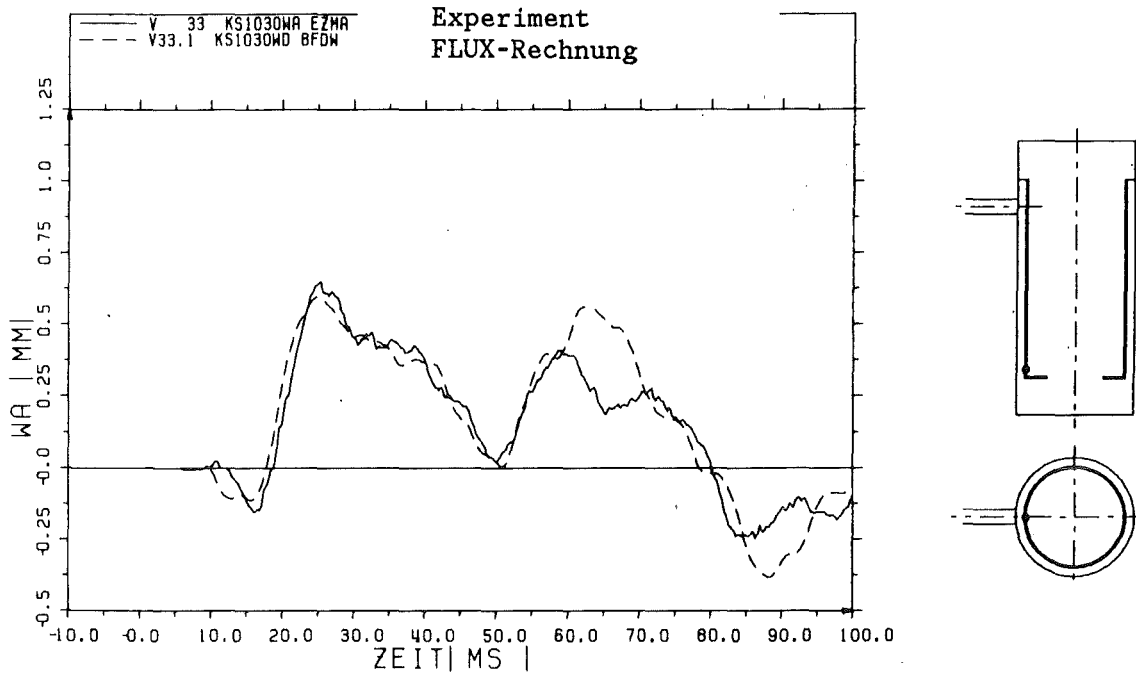


Abb. 9: Radiale Relativverschiebung zwischen Kernmantel und RDB-Wand am unteren Rand des Kernmantels bei V33
 - Meßergebnis und Rechenergebnis -

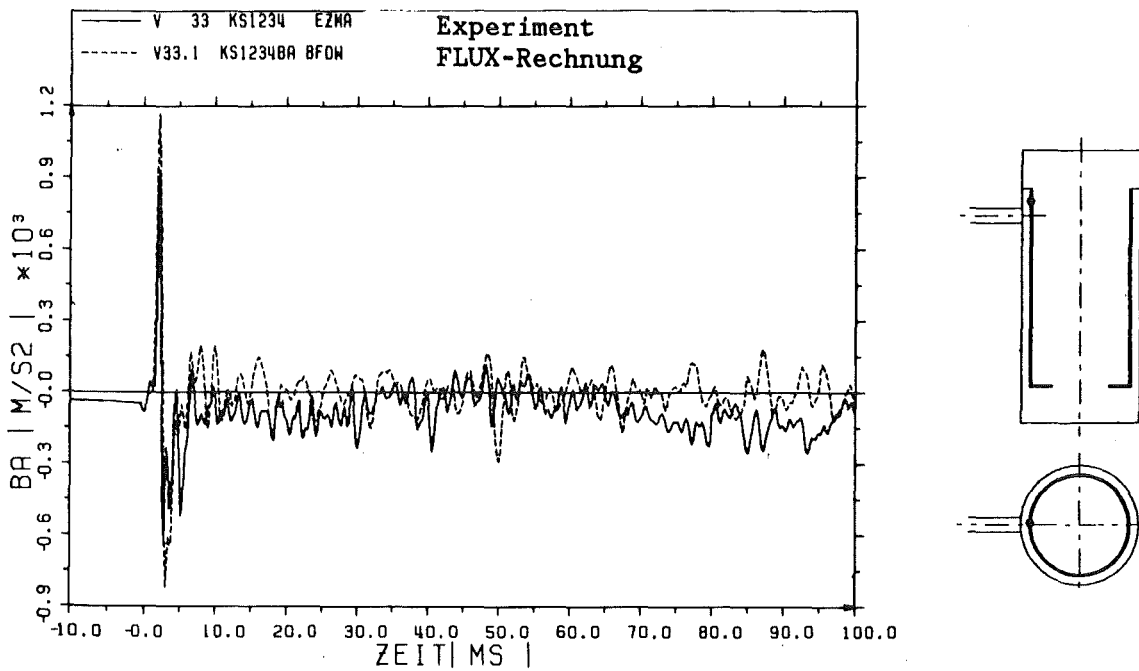


Abb. 10: Radialbeschleunigung am Kernmantel knapp oberhalb des Stutzens bei V33 - Meßergebnis und Rechenergebnis -

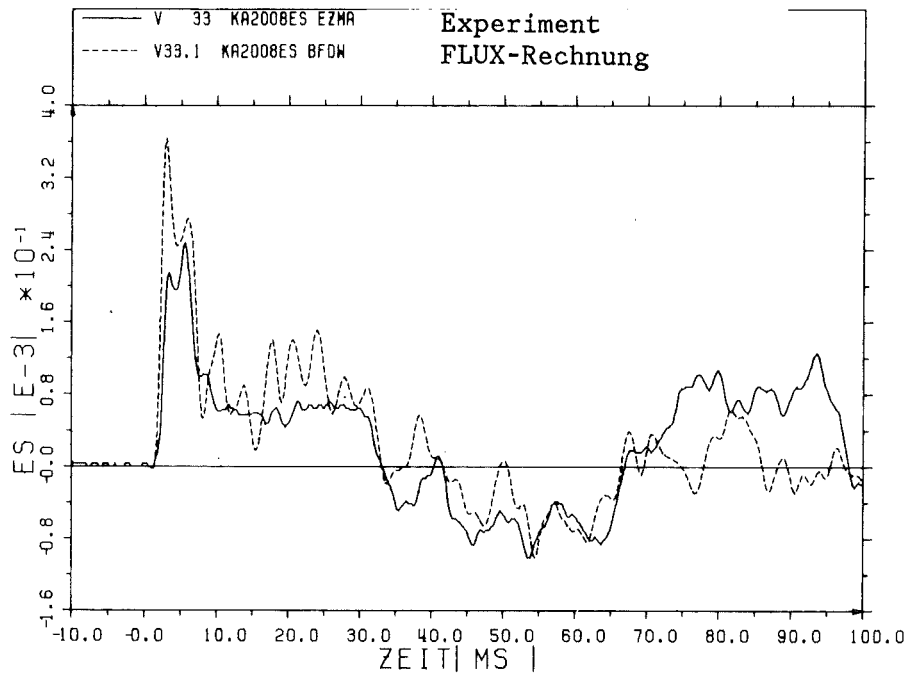


Abb. 11: Umfangsdehnung außen am Kernmantel beim Bruchstutzen
- Meßergebnis und Rechenergebnis -

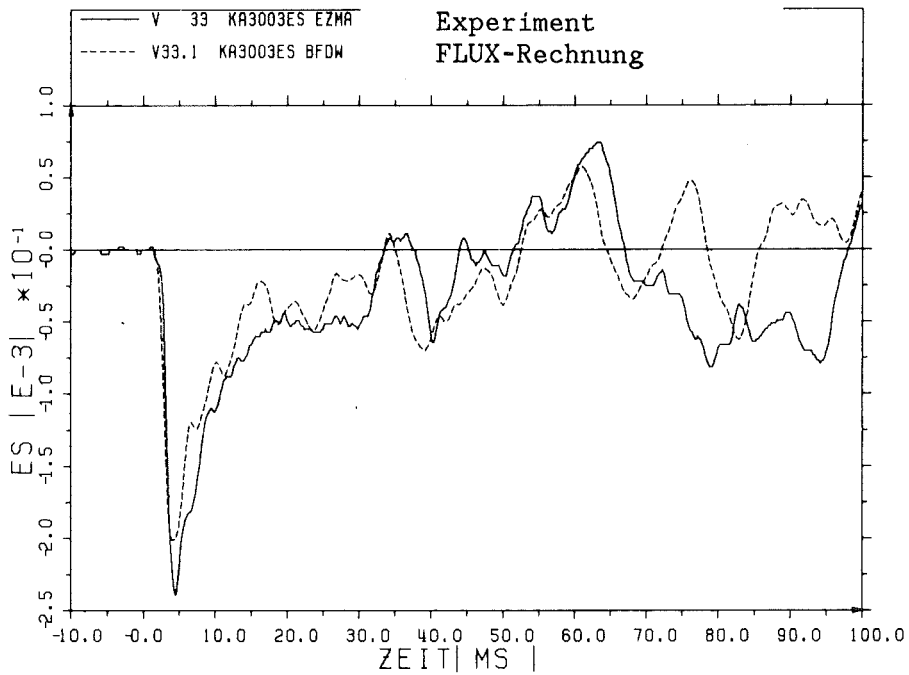


Abb. 12: Axialdehnung außen am Kernmantel knapp unterhalb des oberen
Flansches auf dem Stutzenmeridian - Meßergebnis und Rechenergebnis -

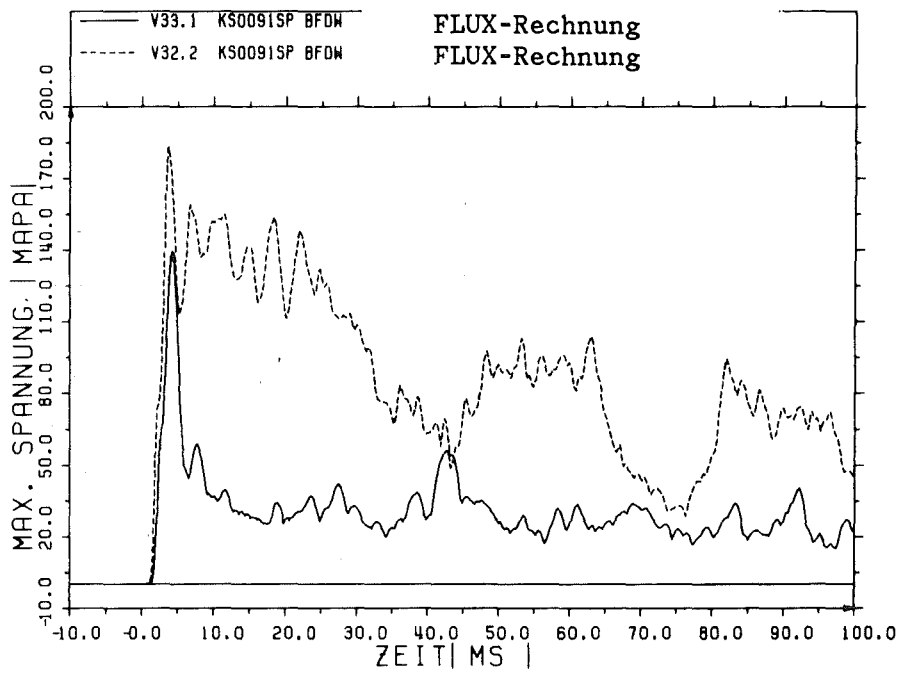


Abb. 13: Für V32 und V33 berechnete maximale Vergleichsspannungen im Kernmantel, berechnet aus Membran- und Biegespannungen.

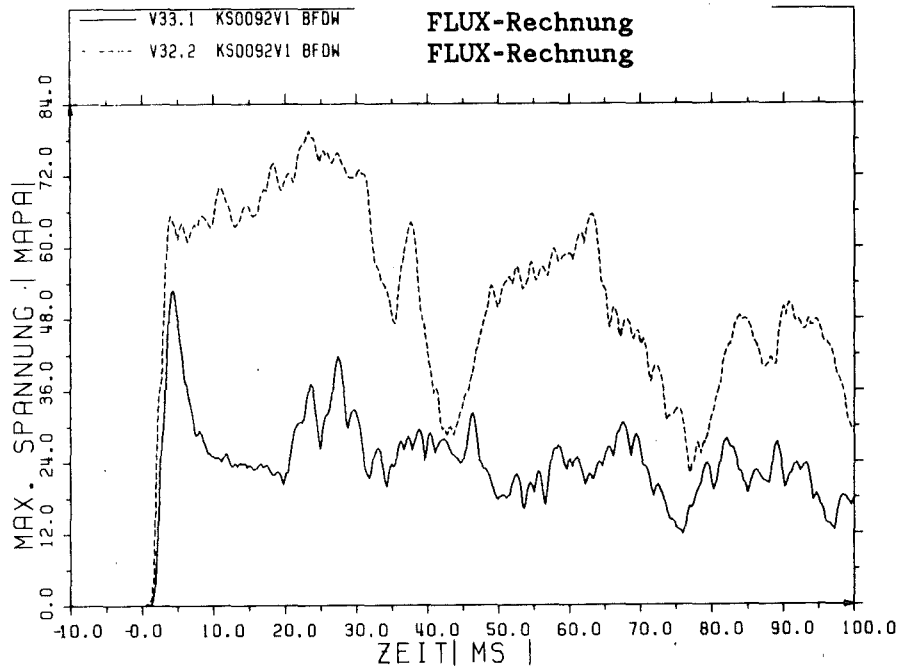


Abb. 14: Für V32 und V33 berechnete maximale Vergleichsspannungen im Kernmantel, berechnet nur aus Membranspannungen.

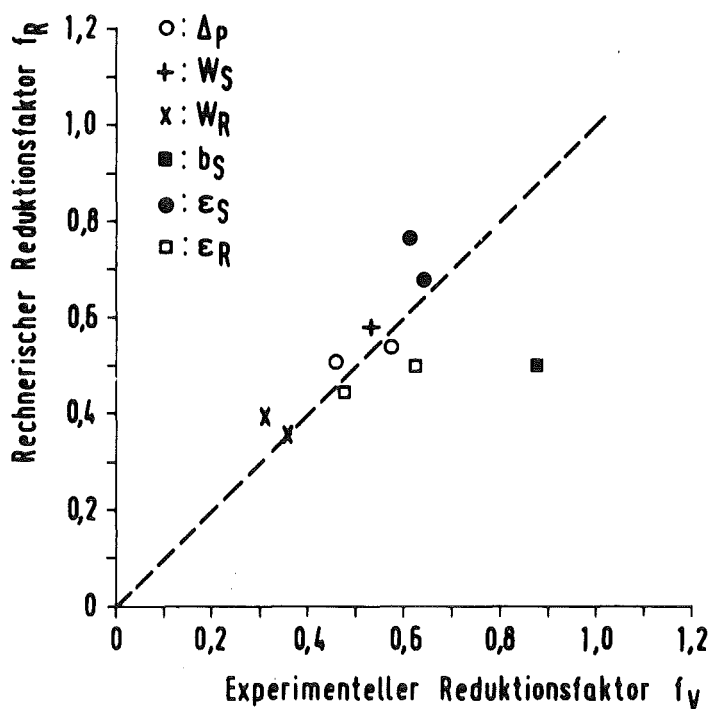


Abb. 15: Änderung verschiedener Beanspruchungsgrößen in V33 gegenüber V32 nach Messung und FLUX-Rechnung (Erklärung der Symbole bei Tabelle 1)

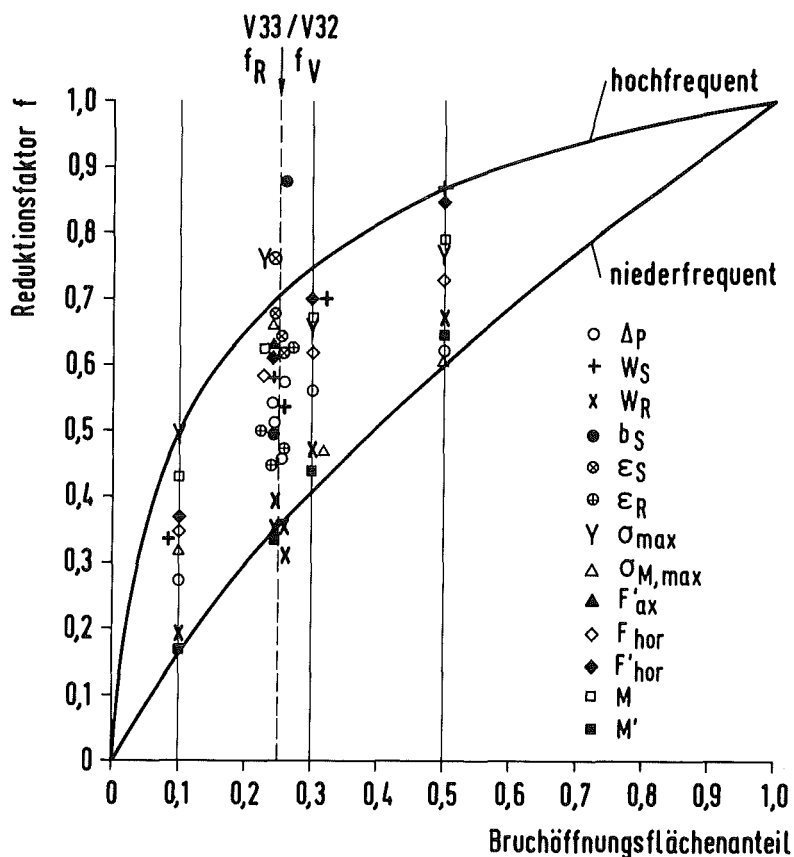


Abb. 16: Einfluß der Bruchöffnungsfläche auf verschiedene Beanspruchungsgrößen nach einer Parameterstudie mit FLUX und als Ergebnis des Vergleichs von V32 und V33 (Erklärung der Symbole bei Tabelle 1)

06.01.01/10A Meßtechnische Erfassung und Auswertung des dynamischen Ver-
PNS 4116 haltens der Versuchseinbauten im Reaktordruckbehälter (RDB)
des HDR im Rahmen der HDR-Blowdown-Versuche
(J. Kadlec, F. Eberle, G. Lang, R. Scharnowell; IRE)

1. Einleitung

Im Rahmen der in der HDR-Versuchsanlage in Karlstein/Main gefahrenen Snapback- und Blowdown-Versuchsreihen V59 und V31.2-V34 wurden folgende begleitende Untersuchungen durchgeführt:

1. Vor- und Nachkalibrierung einiger ausgewählter, am HDR eingesetzter Weg- und Beschleunigungsaufnehmer;
2. modalanalytische Auswertung einiger ausgewählter Snapback-Versuche.

Der Schwerpunkt dieser Arbeiten lag bei der Bestimmung der Eigenfrequenzen, der Eigenschwingungsformen und der modalen Dämpfungsquotienten des im HDR-Druckbehälter eingebauten HDR-Modellkernbehälters. Die experimentell ermittelten Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen werden für die Verifizierung von fluid/strukturdynamischen Rechenprogrammen benötigt, deren Entwicklung im Berichtszeitraum abgeschlossen wurde [1 - 4]. Die experimentell ermittelten modalen Dämpfungsquotienten werden in Nachrechnungen der dynamischen Antwort des HDR-Modellkernbehälters auf den jeweiligen Blowdown bzw. Snapback-Vorgang eingesetzt.

Die modalanalytischen Experimente wurden am entsprechend instrumentierten Modellkernbehälter in zwei Etappen realisiert. In der ersten Etappe (Sommer 1980) hat man insgesamt 13 Snapback-Versuche V59.1.2-V59.4.3 bei unterschiedlichen Parametern (RDB leer oder mit Wasser gefüllt, Systemdruck bis ca. 20 bar, Systemtemperatur ca. 20 °C) durchgeführt [3]; die entsprechenden Resultate der modalanalytischen Auswertung sind im Bericht [5] zusammengefaßt. In der zweiten Etappe (Frühjahr 1982) wurde unmittelbar vor den Blowdown-Versuchen V31.2, V32 und V33 jeweils ein Snapback-Versuch vorgeschal-

tet, der bei den Anfangsbedingungen des gegebenen Blowdown-Versuchs (RDB gefüllt mit Wasser, Systemdruck bis ca. 110 bar, Systemtemperatur bis ca. 310 °C) ausgeführt wurde. Aus dieser zweiten Versuchsreihe wurde der Snapback-Versuch V59.05 (Vorversuch zum Blowdown-Versuch V32) modalanalytisch ausgewertet; die dabei gewonnenen Ergebnisse sind im nächsten Absatz zusammengefaßt und den entsprechenden Resultaten aus der ersten Etappe gegenübergestellt.

2. Ergebnisse

Die in der zweiten Etappe benutzte Versuchsanordnung und ein Flußdiagramm der Meßdatenverarbeitung ist in Abb. 1 schematisch dargestellt. Für die transiente Schwingungsanregung des Modellkernbehälters wurde eine hydraulische Snapback-Vorrichtung eingesetzt, die für 200 kN Auslenkkraft und die oben spezifizierten Anfangsbedingungen ausgelegt wurde [6]. Die Meßinstrumentierung und die primäre Meßdatenerfassung war gleich wie bei dem Blowdown-Versuch V32 [1]. Die modalanalytische Auswertung der auf Magnetband gespeicherten Meßdaten erfolgte auf dem IBM 3033-Computer des KfK mit dem Rechenprogramm EVA [5]. Als Resultat dieser Auswertung wurde ein Satz von Eigenfrequenzen, Eigenschwingungsformen und modalen Dämpfungsquotienten des HDR-Modellkernbehälters gewonnen. Die ersten zwei sind mit den entsprechenden theoretischen Voraussagen unmittelbar vergleichbar. Die modalen Dämpfungsquotienten werden zwar in den Rechnungen der dynamischen Antwort des Kernbehälters auf äußere Belastungen benötigt, sie sind aber zur Zeit nicht theoretisch voraussagbar.

Die identifizierten Eigenfrequenzen f und modalen Dämpfungsquotienten ζ aus den beiden Versuchsetappen sind in der Tabelle I gegenübergestellt und in den Abbn. 2 bis 4 über die Umfangsordnung ν aufgetragen (Symbol μ bezeichnet die Axialordnung). Wegen des niedrigen Anregungsniveaus bei dem Snapback-Versuch V59.05 reichte bei einigen Modes das Signal/Rauschen-Verhältnis nicht aus, um sichere Eigenfrequenzen und insbesondere modale Dämpfungsquotienten extrahieren zu können; in solchen Fällen wurde in der Tabelle I nzi (nicht zuverlässig identifiziert) angegeben. In Abb. 2 ist ersichtlich, daß die aus dem Snapback-Versuch V59.05 extrahierten Eigenfrequenzen systematisch etwa 3 bis 5 % oberhalb von den entsprechenden Werten aus der ersten Etappe liegen. Dieser Anstieg ist auf die temperaturbedingte

Abnahme der Steigifkeits- und Massenbelegung des gekoppelten Systems Kernbehälter-Wasservorlage-Reaktordruckgefäß zurückzuführen und entspricht den theoretischen Erwartungen. Die mit dem Rechenprogramm FLUX [3] berechneten Eigenfrequenzen sind in Abb. 2 mit dem Symbol \cdots eingetragen. Bei den in Abb. 3 und 4 dargestellten Dämpfungsquotienten kann im Gegensatz zu den Eigenfrequenzen kein derartiger, systematischer Trend beobachtet werden. Die Ursache dafür liegt in der enormen Variabilität der Strukturdämpfung, die im wesentlichen durch die Flächenreibung verursacht ist und deshalb durch die augenblicklichen Bedingungen (Verbiegungen, Anpreßkräfte) in sehr weiten Grenzen beeinflußt werden kann. Da die Experimente der beiden Etappen durch einen relativ großen Zeitraum (mit Umbauten an der Versuchsanlage) voneinander getrennt sind und darüber hinaus bei wesentlich unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt wurden, ist das Auftreten unterschiedlicher Dämpfung nicht überraschend.

In Abb. 5 bzw. 6 sind als Beispiel vertikale und horizontale Schnitte durch die Eigenschwingungsformen der niederfrequenten Modes des Modellkernbehälters dargestellt, die bei der ersten bzw. zweiten Versuchsetappe identifiziert wurden. Die einzelnen Diagramme sind untereinander konsistent. Auf zwei Tatsachen muß allerdings hingewiesen werden:

- a) Die in Abb. 5 dargestellten Eigenschwingungsformen wurden mit Beschleunigungsaufnehmern gemessen; sie sind deshalb als absolute Größen zu betrachten. Demgegenüber wurden die in Abb. 6 dargestellten Eigenschwingungsformen mit Wegaufnehmern gemessen und müssen deshalb als relative Größen (bezogen auf die RDB-Wand) betrachtet werden.
- b) Für die Bestimmung der in Abb. 6 dargestellten Eigenschwingungsformen standen in einem Schnitt in Umfangsrichtung max. nur 5 Meßsignale zur Verfügung. Deshalb sind die durch die Meßpunkte approximierten Cosinuslinien (gestrichelte Linien - siehe [5]) mit einem großen Unsicherheitsfaktor behaftet.

3. Rechenprogramm EVA

Das Rechenprogramm EVA wurde für die modalanalytische Auswertung der Snapback-Versuchsreihe V59 entwickelt. Es basiert auf der numerischen Bestimmung der komplexen Eigenwerte

$$\lambda_n = -\xi_n \omega_n + i \Omega_n \quad (1)$$

und der komplexen Anfangsamplituden C_{rn} der Gleichung

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

die die Antwortsignale $x_r(t)$ an der r-ten Meßstelle als eine Überlagerung von Beiträgen von $2N$ -komplexen Eigenmodes beschreibt; $r = 1, 2, \dots, R$. In den Gl. (1) und (2) bezeichnet ω_n bzw. $\Omega_n = 2\pi f_n$ die Eigenkreisfrequenz des ungedämpften bzw. gedämpften n-ten Eigenmodes; t ist Zeit und R Anzahl der Meßstellen. Eine ausführliche Beschreibung des dem Rechenprogramms EVA zugrunde liegenden mathematischen Modells ist in [5] gegeben. Das Rechenprogramm EVA wurde in Kombination mit dem Snapback-Verfahren in einer speziellen Versuchsreihe [7] mit zwei konventionellen Verfahren der experimentellen Modalanalyse verglichen und auf diese Weise getestet. Dabei hat sich herausgestellt, daß die Anwendung der Methode "Snapback-Verfahren + Rechenprogramm EVA" mit dem kleinsten Zeitaufwand bei der Versuchsdurchführung und Auswertung verbunden ist. Da sich diese Methode auch bei anderen, modalanalytischen Experimenten gut bewährt hat, wird sie über die Koordinationsstelle Technologietransfer des Kernforschungszentrums Karlsruhe auch anderen potentiellen Anwendern der experimentellen Modalanalyse angeboten.

Schlußfolgerungen

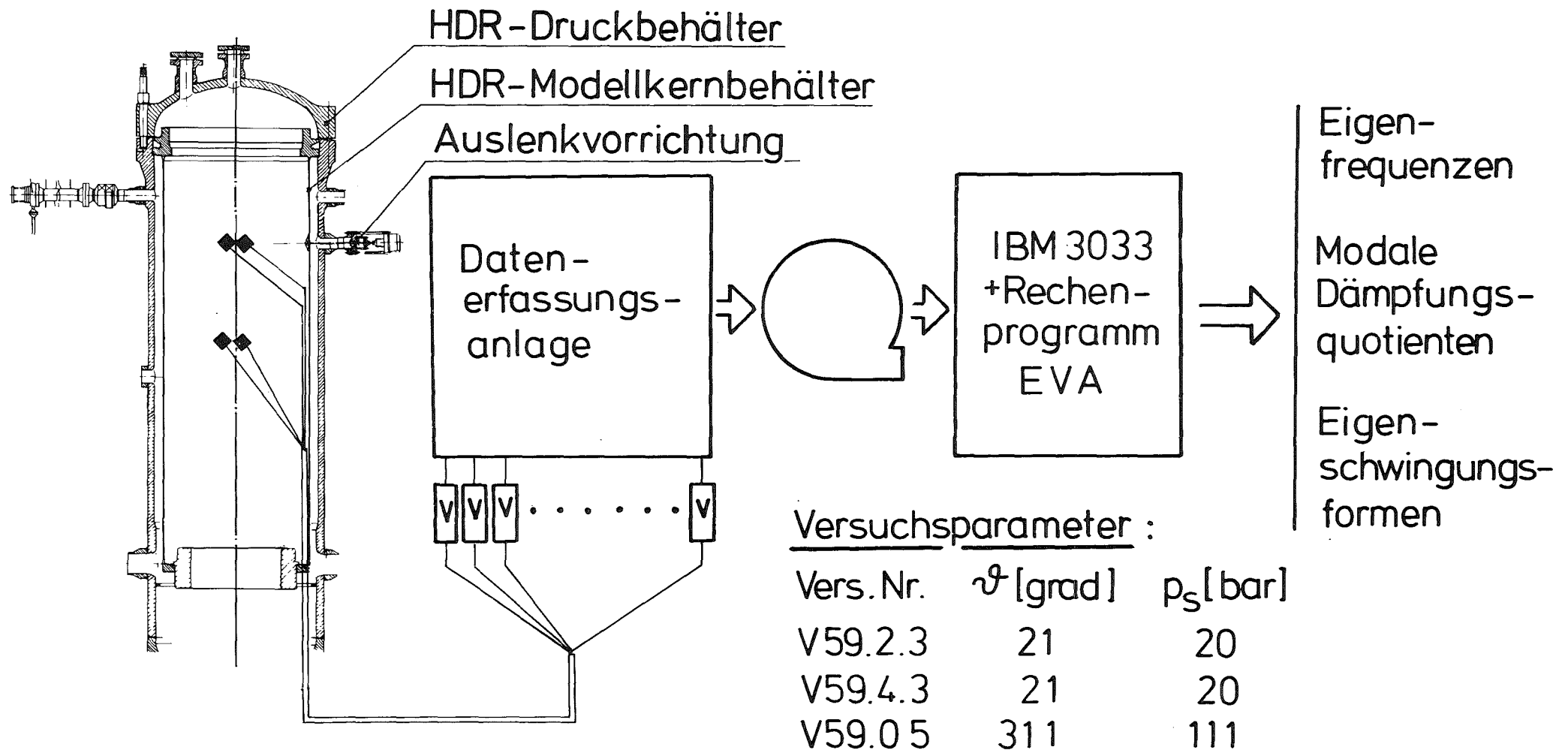
Die durchgeführte Auswertung des Snapback-Versuches V59.05 hat gezeigt, daß das Snapback-Verfahren in Kombination mit dem Rechenprogramm EVA auch in schwierigen Umgebungsbedingungen (hohe Temperatur, hoher Druck) für modalanalytische Untersuchungen einsetzbar ist. Die identifizierten Eigenfrequenzen des HDR-Modellkernbehälters zeigten eine leichte Zunahme bei hoher Temperatur und hohem Druck in Übereinstimmung mit den theoretischen Erwartungen.

Referenzen

- [1] L. Wolf: Maßgebende Einflüsse auf Druckbehältereinbauten bei Blowdown. 6. Statusbericht des Projektes HDR-Sicherheitsprogramm des Kernforschungszentrums Karlsruhe, 2. Dezember 1982, Schule für Kerntechnik.
- [2] J.R. Travis:
Private Mitteilung
- [3] A. Ludwig, U. Schumann: Fluid-structure analysis for the HDR blowdown and snapback experiments with FLUX. Nuclear Engineering and Design, 70, 1981, Seite 321-333.
- [4] U. Schumann, G. Enderle, M. Geiß, F. Katz, H. Knüppel, A. Ludwig: Precomputations with FLUX for the German Standard Problem No. 5, "Loadings on RPV Internal Structures During Rapid Depressurization". Kernforschungszentrum Karlsruhe, in Vorbereitung.
- [5] F. Eberle, J. Kadlec: Extraction of Eigenfrequencies, Mode Shapes and Critical Damping Ratios of HDR Core Barrel Mockup from Step Relaxation Response Signals Measured in the Snapback Test Series V59. KfK 3408, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Oktober 1982.
- [6] F. Eberle, E. Erb, J. Kadlec, P. Philipp, E. Wolf: HDR-Snapback Experiments. Transactions of the 6th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, 17-21 August 1981, Paper B3/1.
- [7] F. Eberle, J. Kadlec, R. Scharnowell: Vergleich vier verschiedener Methoden der experimentellen Modalanalyse. VDI-Bericht 456, 1982, Seite 195-200.

Lfd. Nr.	μ	ν	V59.2.3, V59.4.3		V59.05	
			f [Hz]	ζ [%]	f [Hz]	ζ [%]
1	1	1	6.42	1.5	nzi	nzi
2	1	1	6.48	0.46	6.78	0.16
3	1	3	12.66	0.094	13.25	0.15
4	1	2	12.99	0.14	13.59	0.16
5	1	4	20.31	0.073	21.27	0.095
6	2	1	26.58	0.48	27.34	0.36
7	2	1	26.73	0.24	nzi	nzi
8	2	3	27.90	0.095	29.07	0.18
9	2	4	28.92	0.069	30.03	nzi
10	2	2	32.85	0.34	34.62	0.35
11	2	2	32.97	0.40	nzi	nzi
12	1	5	35.28	0.061	36.77	0.067
13	2	5	40.01	0.083	41.48	0.16
14	1	2	41.02	0.57	nzi	nzi
15	3	4	45.35	0.079	47.16	nzi
16	3	3	49.98	0.094	51.88	0.13
17	3	5	50.67	0.097	52.45	nzi
18	1	6	56.57	0.072	58.45	0.09
19	3	1	57.37	0.45	nzi	nzi
20	3	1	58.00	0.35	nzi	nzi
21	2	6	59.71	0.064	nzi	nzi
22	3	2	60.02	0.19	61.67	0.15
23	4	5	65.96	0.074	68.23	0.14
24	4	4	66.18	0.087	69.00	nzi
25	3	6	66.75	0.11	nzi	nzi
26	4	3	74.60	0.30	nzi	nzi
27	4	6	77.43	0.072	79.94	0.088
28	2	2	79.60	1.1	nzi	nzi
29	1	7	83.75	0.044	86.27	0.079
30	2	7	86.29	0.062	88.87	0.11
31	3	7	91.80	0.10	94.45	nzi
32	4	7	99.79	0.12	nzi	nzi

Tabelle 1: Identifizierte Eigenfrequenzen f und
Dämpfungsquotienten ζ
("nzi": nicht zuverlässig identifiziert)



- 4100-31 -



Abb. 1: Versuchsaufbau und Meßdatenflußschema der Snapback-Versuchsreihe V59

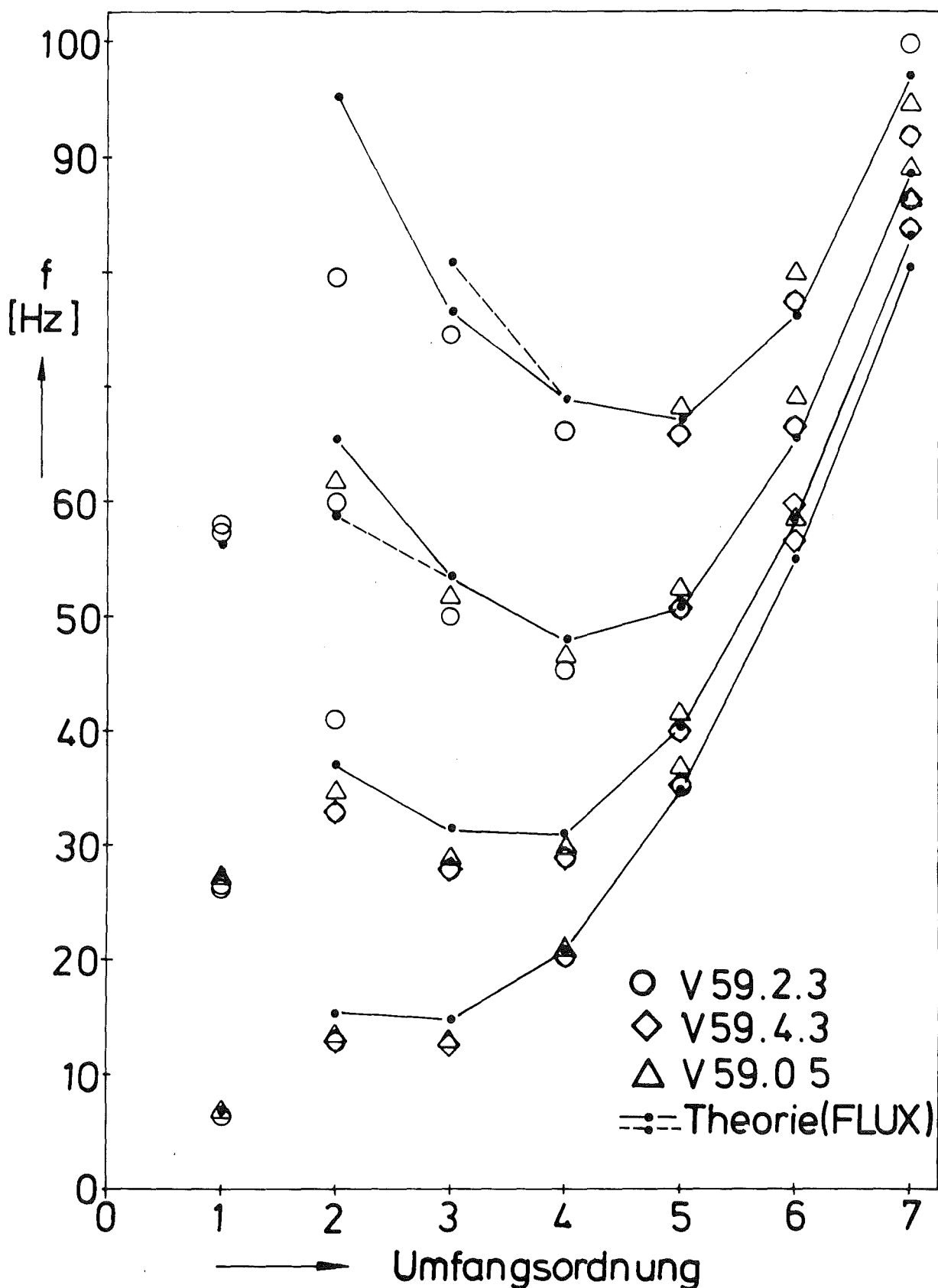


Abb.2 : Experimentell ermittelte und vorausberechnete Eigenfrequenzen des HDR-Modellkernbehälters

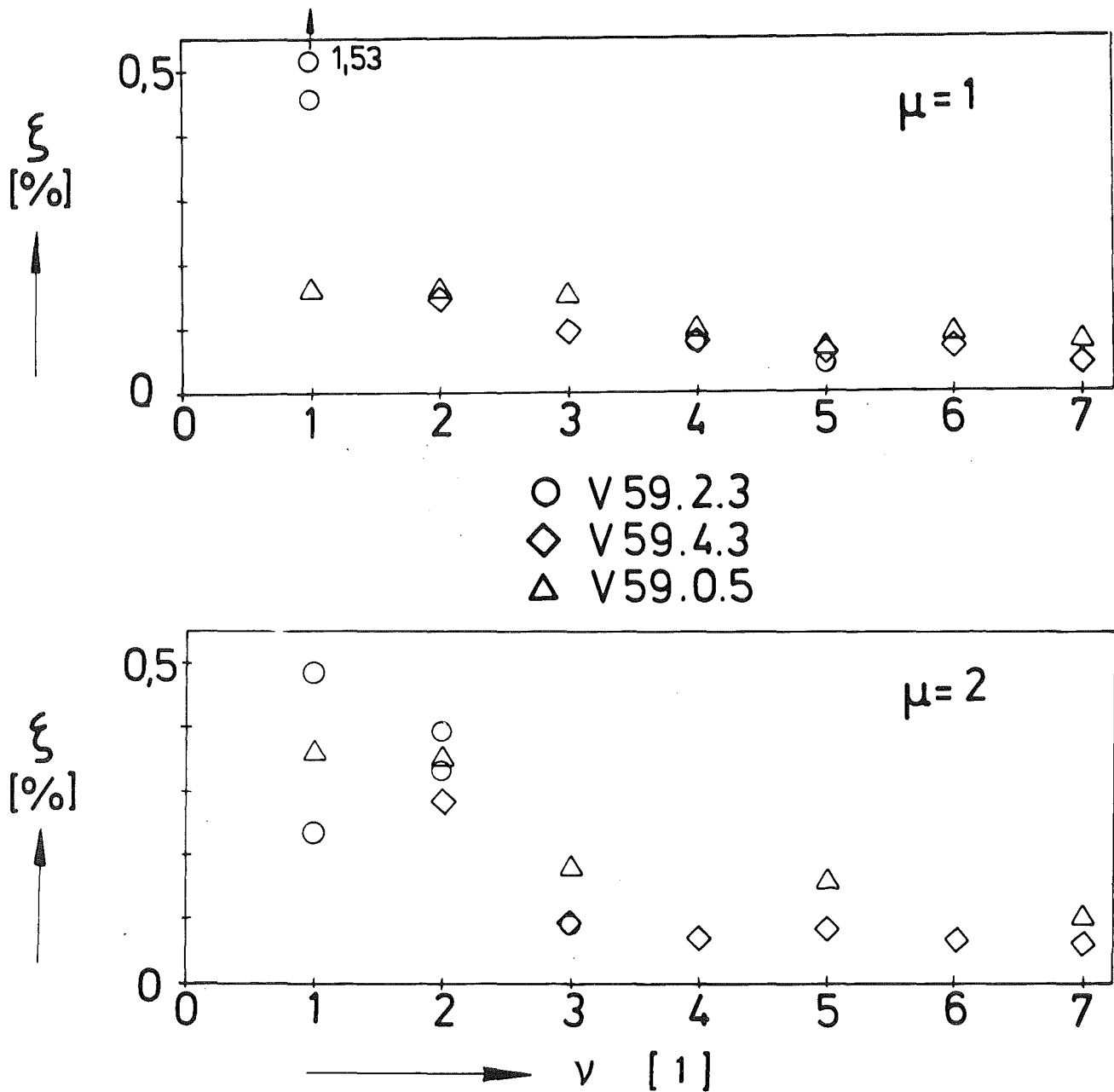


Abb.3: Experimentell ermittelte modale Dämpfungsquotienten des HDR-Modellkernbehälters ($\mu=1$ und 2)

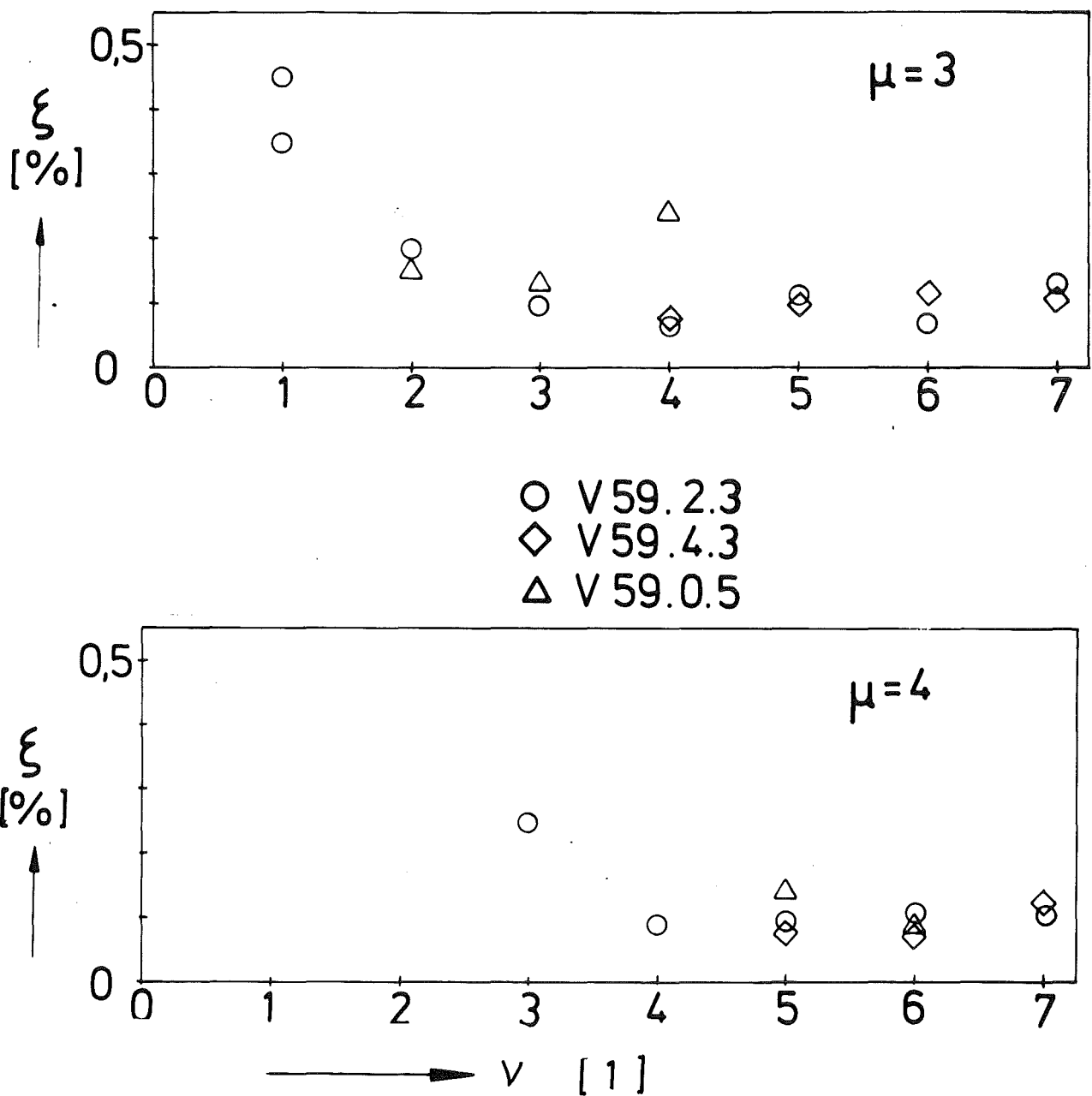


Abb.4: Experimentell ermittelte modale Dämpfungsquotienten des HDR-Modellkernbehälters ($\mu=3$ und 4.)

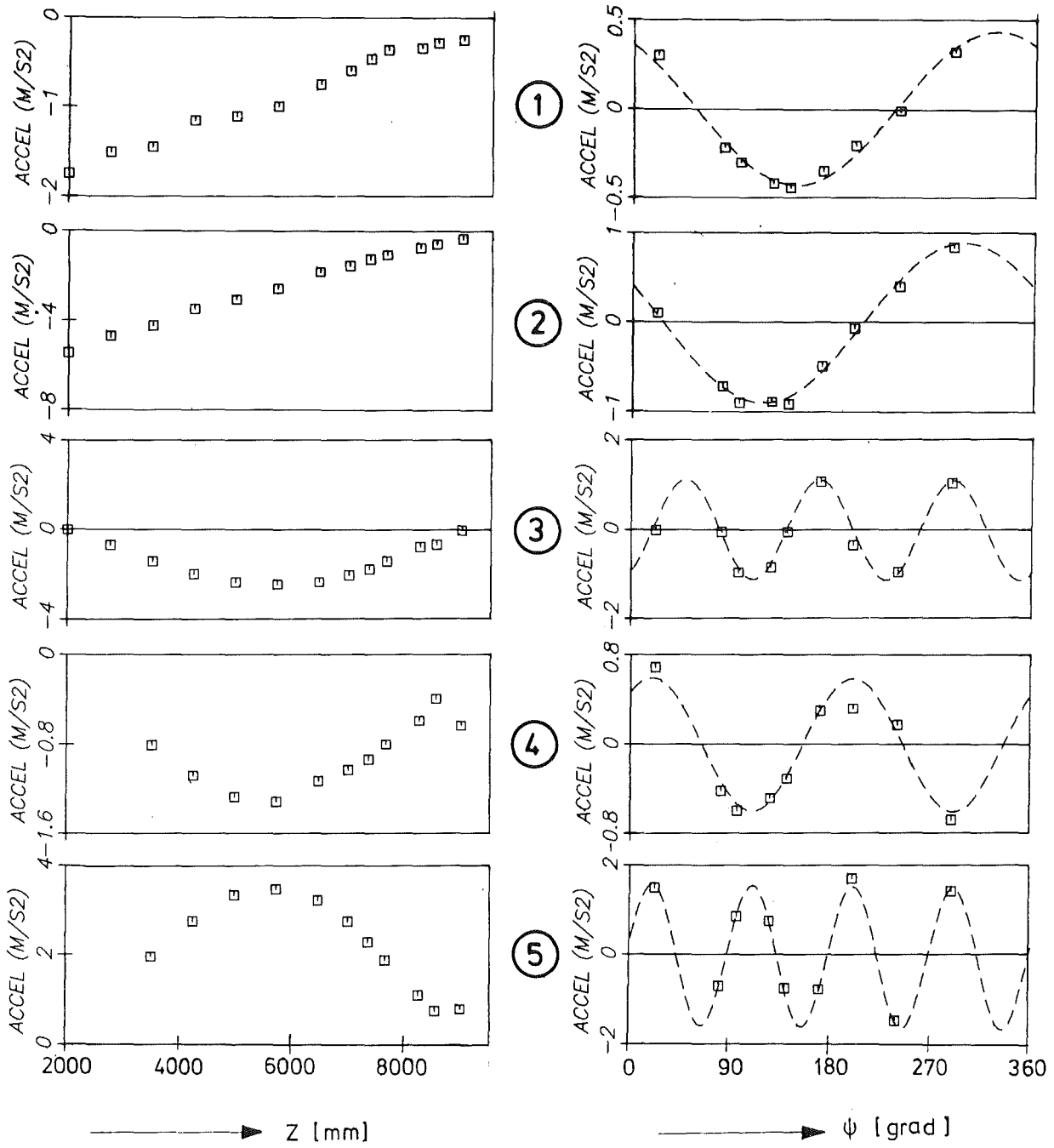


Abb. 5: Experimentell ermittelte Eigenschwingungsformen des HDR-Modellkernbehälters aus den Versuchen V59.2.3 und V59.4.3

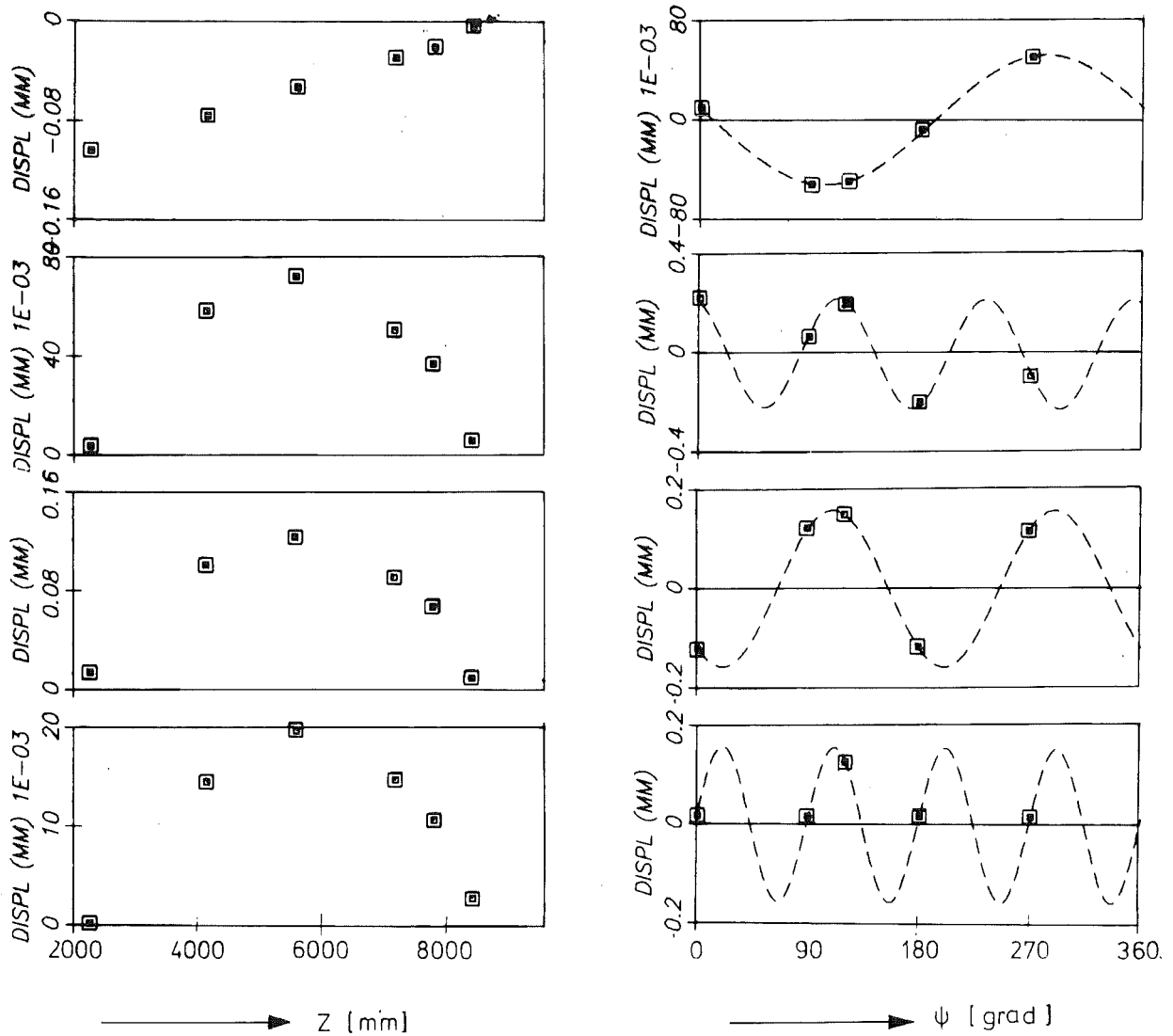


Abb.6: Experimentell ermittelte Eigenschwingungsformen des HDR-Modellkernbehälters aus dem Versuch V59.05

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

06.01.02/11A Numerische Simulation der Blowdownbeanspruchungen von DWR mit PNS 4125 gekoppelten fluid-strukturdynamischen Rechenverfahren

(J. Benner, T. Isozaki, F. Katz, H. Knüppel, A. Ludwig, E.G. Schlechtendahl, U. Schumann; IRE)

1. Einleitung

Bei der Sicherheitsanalyse eines Druckwasserreaktors (DWR) wird der plötzliche Bruch einer Hauptkühlmittelleitung in der Nähe eines Eintrittsstützens angenommen. Zur Simulation der dabei auftretenden dynamischen Beanspruchungen wurde in den letzten Jahren eine Anzahl von Rechenmodellen entwickelt. Die Verifikation dieser Modelle erfolgte mit Hilfe der Blowdown Experimente am stillgelegten HDR-Reaktor in Karlstein/Main.

2. Übersicht über die durchgeführten Arbeiten

Der Vergleich der Rechnungen mit den Ergebnissen der HDR-Experimente ist inzwischen abgeschlossen (s. 06.01.01). Dabei ergab sich für den im IRE entwickelten FLUX - Code [1] bei allen relevanten HDR-Experimenten eine ausgezeichnete Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung.

Im letzten Jahr verlagerte sich der Schwerpunkt der Aktivitäten deshalb auf den Übergang von der idealisierten HDR-Geometrie zur realen Geometrie eines DWR. Dazu wurden Modelle für die verschiedenen Kernbehältereinbauten (Reaktorkern, Corestützen, Kernumfassung, oberer und unterer Tragrost, Gitterplatte) und ihre Wechselwirkungen untereinander, mit dem Kernbehälter und dem Kühlmittel entwickelt [2-6]. Diese Modelle wurden in den bestehenden FLUX Code integriert (Modell Version FLUX-5) und damit der Blowdown eines DWR parametrisch untersucht.

Darüber hinaus wurden die Untersuchungen von 2-Phasenströmungen mit dem DRIX-Code fortgesetzt.

3. Das Einbautenmodell von FLUX-5

Abb. 1 zeigt eine Übersichtsskizze des erweiterten FLUX Modelles. Im weiteren wird aber nur auf die Kernbehältereinbauten eingegangen. Für folgende Einbauten sind dabei Modelle vorgesehen:

- Reaktorkern mit Kernumfassung
- Oberer Sammelraum mit Corestützen und Steuerstabführungsrohren
- Oberer Tragrost
- Gitterplatte
- Unterer Tragrost

Die folgenden Wechselwirkungen zwischen einzelnen Strukturen können berücksichtigt werden:

- Fluid-Struktur-Wechselwirkung (alle Komponenten)
- Kopplung der Corestützen und der Stäbe im Reaktorkern mit den Rosten und der Gitterplatte. Es wird eine gelenkige Verbindung angenommen, durch die Kräfte, aber keine Momente übertragen werden.
- Kopplung der Roste und der Gitterplatte (im folgenden meist kurz als Platten bezeichnet) mit dem Kernbehälter. Die Platten werden im FLUX Modell als starr betrachtet. Sie sind fest mit dem Kernbehälter verbunden und folgen der Starrkörperbewegung des Kernbehälters. Eine Momentübertragung von den Platten auf den Kernbehälter wird vernachlässigt.
- Kopplung der Stäbe im Reaktorkern untereinander über Abstandshalterfedern.
- Kopplung der Stäbe im Reaktorkern mit dem Kernbehälter über die Kernumfassung.

Im folgenden werden die einzelnen Teilmodelle kurz beschrieben.

Reaktorkern und oberer Sammelraum

Die Geometrie dieser Bereiche ist ähnlich, es handelt sich in beiden Fällen um eine Anzahl zylindrischer Stäbe, die sich in Fluid bewegen. Es wird deshalb zur Beschreibung der Bewegungsvorgänge in beiden Bereichen dasselbe physikalische Modell benutzt.

Wegen der großen Zahl von Stäben, deren Bewegung simuliert werden muß (ca. 50000 Stäbe im Reaktorkern) ist es zumindest für diesen Bereich unmöglich, einzelne Stäbe zu betrachten. In FLUX wird deshalb die gekoppelte Bewegung von Fluid und zylindrischen Stäben mit einem Kontinuumsmodell beschrieben. Das Fluid-Stab Kontinuum wird dabei als spezielles 2-Phasen Gemisch behandelt, wobei die "Stabphase" sehr anisotrope Stoffeigenschaften hat. Die Bewegungsgleichungen werden mit Hilfe der Homogenisierungstheorie [7, 8] formuliert. Hierbei handelt es sich um ein allgemeines mathematisches Verfahren, um heterogene physikalische Probleme, die auf der mikroskopischen Ebene eine periodische Feinstruktur aufweisen, approximativ zu behandeln.

Um die Homogenisierungstheorie anwenden zu können, müssen eine Reihe vereinfachender Modellannahmen getroffen werden:

Geometrie des Stabbündels:

- Die Stäbe bilden ein 3D, periodisches Gitter. Dabei soll die Periodizität sowohl für die Geometrie der Stäbe als auch für ihre Stoffeigenschaften gelten.
- Die Periodizitätslänge d des Gitters (s. Abb. 2a) ist klein gegen eine typische makroskopische Größe wie der Kernbehälterradius.
- Die Stabauslenkungen sind so klein, daß die periodische Anordnung des Gitters nur wenig gestört wird.
- Räumliche Änderungen in der Stabbewegung sind langwellig, während benachbarte Stäbe sich annähernd gleich bewegen ("unisono" Bewegung des gesamten Bündels).

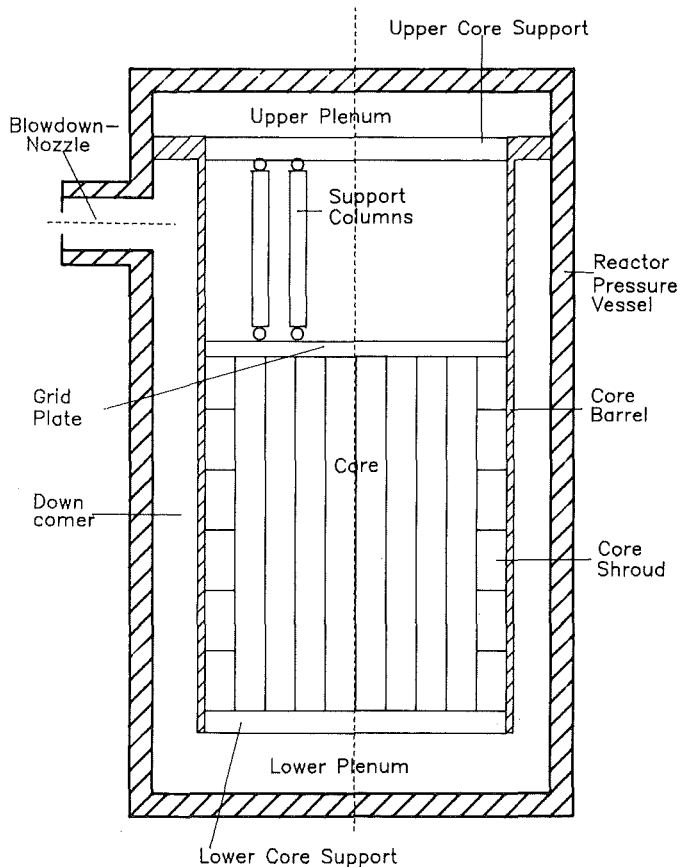


Abb. 1: Übersichtsskizze des FLUX-5 Modelles.

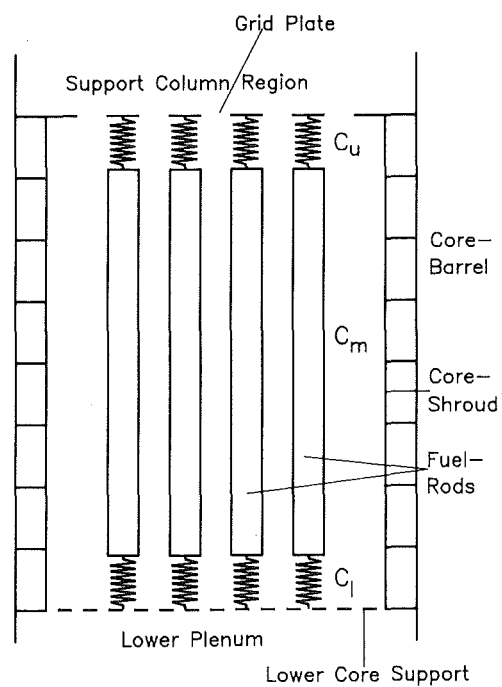
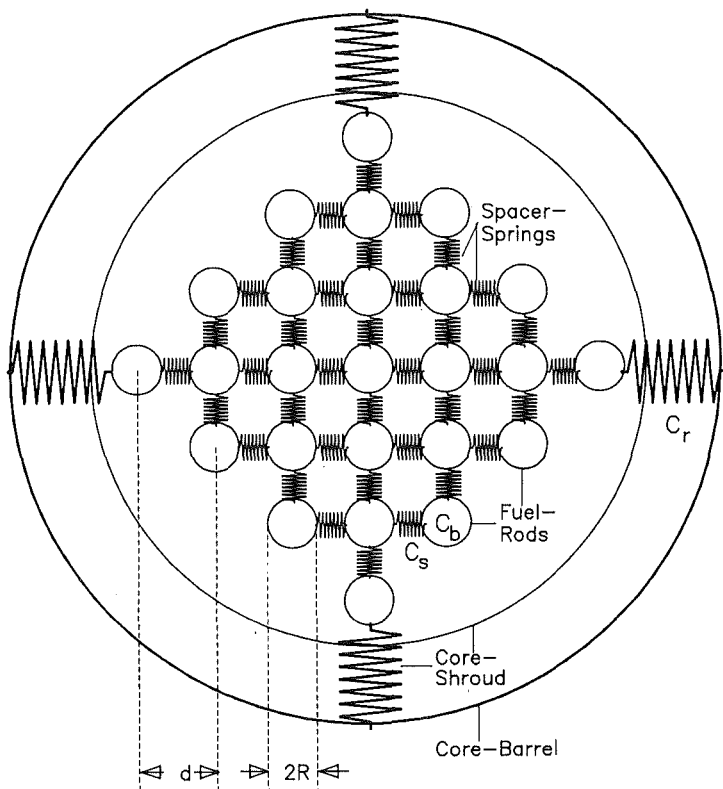


Abb. 2a: FLUX-5 Kernmodell: Hozizontaler Schnitt

Abb. 2b: Axialer Schnitt

Fluid

- Das Fluid ist lokal inkompressibel, d.h. Dichteänderungen im Fluid sind räumlich langwellig.
- Zähigkeitskräfte sind klein gegen Trägheitskräfte, so daß ein grobes Modell für die Reibung zwischen Fluid und Stäben verwendet werden kann.

Elastische Stabkräfte

- Stabbiegung: Die Stäbe werden als identische, homogene, linear elastische Balken betrachtet. Es wird ein konstanter Steifigkeitswert über die gesamte axiale Länge eines Stabes verwendet. Dieser Wert ist so gewählt, daß er eine effektive Steifigkeit für ein gesamtes Brennelement darstellt.
- Axiale Stabdehnung: Die Stäbe werden als identische, linear elastische Federn betrachtet (s. Abb. 2b). Hier können drei verschiedene Steifigkeitswerte über die axiale Länge verwendet werden.
- Abstandshalter: Die Abstandshalter werden durch ein System linearer Federn ersetzt, die jeden Stab mit seinen 4 nächsten Nachbarn koppeln (s. Abb. 2a). Bei Randstäben besteht eine direkte Verbindung zum Kernbehälter unter Verwendung einer Ersatzsteifigkeit für die Kernumfassung. Alle diese Federn sind axial nicht lokalisiert, sondern gleichmäßig verschmiert.

Fluid-Struktur-Wechselwirkung

- Die Wechselwirkung des Bündels zylindrischer Stäbe mit dem Fluid wird mit einem Tensor der virtuellen Fluidichte beschrieben. Die Größe der virtuellen Fluidmasse, die theoretisch mit Hilfe der Homogenisierungstheorie abgeleitet wurde [3], konnte inzwischen an einem Experiment bestätigt werden [5].

Modelle für die Gitterplatte und oberen/unteren Tragrost

Diese drei Komponenten werden mit den physikalischen Modell einer perforierten Platte dargestellt (s. Abb. 3). Die axiale Durchströmung dieser Platte sowie die horizontalen und axialen Kräfte, die diese Platten auf den

Kernbehälter ausüben, werden mit einem separaten Homogenisierungsansatz beschrieben. Dazu sind wieder eine Reihe von Modellannahmen nötig:

- Die Löcher bilden ein 2D, periodisches Gitter, das dieselbe Periodizitätskonstante wie das Stabbündel hat.
- Die Löcher sind kreisförmig mit einem über die Dicke der Platte konstanten Radius.
- Die Platten werden als starr betrachtet.
- Axiale Plattenbewegungen sind klein.

Die Verwendung dieses relativ groben Modelles für die Roste und die Gitterplatte läßt sich dadurch rechtfertigen, daß bei dem mit FLUX simulierten Blowdown durch den Kühlmittleinlasstutzen weniger die axialen Belastungen als vielmehr die horizontalen Kräfte auf Kern und Kernbehälter von Interesse sind.

4. Fluid-Strukturanalyse eines DWR mit FLUX-5

Im folgenden werden nun einige Ergebnisse einer Parameterstudie mit FLUX-5 diskutiert. Die Bewegung des Kernbehälters wird dabei mit dem Schalencode CYLDY3 [9] simuliert. Es sollen hier drei Fragenkomplexe angesprochen werden:

- (1) Wie wirkt sich die Berücksichtigung eines realistischen Einbautenmodelles auf die berechneten Kernbehälterbeanspruchungen aus?
- (2) Welche Eingabeparameter bestimmen wesentlich die Globalbewegung des Reaktorkernes beim Blowdown?
- (3) Wie sieht diese Globalbewegung aus?

Da dies ausschließlich qualitative Fragestellungen sind, fanden die bisherigen Rechnungen unter vereinfachten Randbedingungen statt:

- Kernbehälter fest eingespannt in Flansch
- Keine Anschläge des Kernbehälters gegen den RDB

- Starrer RDB
- Vernachlässigung von Dämpfungseffekten

Die Eingabedaten (Geometrie, thermodynamischer Ausgangszustand des Fluides, Steifigkeiten u.s.w.) orientieren sich so weit wie möglich an den realen Verhältnissen im DWR. Simuliert wurde stets der vollständige Bruch des Einlasstutzens mit 5 msec Bruchöffnungszeit, um bei der Parametervariation maximale Effekte zu erhalten.

4.1 Vergleich von FLUX-5 und FLUX-4 Rechnungen

Um die Auswirkung des neuen Einbautenmodelles auf die berechneten Kernbehälterbeanspruchungen zu untersuchen, wurden Vergleichsrechnungen mit dem alten FLUX-4 Modell durchgeführt. Hierin wurden bei sonst gleicher Geometrie die Kerneinbauten durch einen Massering simuliert, dessen Gewicht wie im HDR Modell als 50% der Gesamtmasse eines DWR Kernes gewählt wurde.

Es zeigt sich, daß die Unterschiede zwischen FLUX-5 und FLUX-4 Ergebnissen nur relativ gering sind. So zeigt Abb. 4 im Vergleich die berechneten Kernbehälterauslenkungen 5 m unterhalb des Blowdownstutzens. Beide Kurven sind über einen weiten Zeitbereich (< 60msec) sehr ähnlich, in den Spitzen liegen die FLUX-5 Ergebnisse um ca. 25% unter den FLUX-4 Ergebnissen. Für andere Positionen der Kernbehälterschale ergibt der Vergleich ähnliche Ergebnisse, die Differenzen zwischen den beiden Rechenverfahren meist sogar noch kleiner. Typisch ist, daß in der Rechnung mit Kernmodell die Kernbehälterauslenkung nach ca. 40 msec stark zurückgeht. Dies ist mit einer starken Anregung der Kernbewegung und dem damit verbundenen Energietransfer in das System Stäbe-Abstandshalter zu erklären.

Abb. 5 zeigt die mit beiden Codes berechneten Maximalspannungen im Kernbehälter. Im ersten Peak nach ca. 8 msec haben hier beide Rechnungen fast denselben Wert, in den nachfolgenden beiden Spitzen liegt die FLUX-4 Rechnung um ca. 10% höher. Die Maximalspannung tritt über einen weiten Zeitbereich hin (zwischen 5 und 50 msec) in beiden Rechnungen direkt an der Kernbehälter-einspannung auf.

Auch bei der integralen Druckkraft (s. Abb. 6) unterscheiden sich beide Rechnungen nur unwesentlich. Interessant sind hier allerdings die hochfrequenten Schwingungen in der FLUX-5 Kurve nach 50 msec. Dies könnte eine Folge der

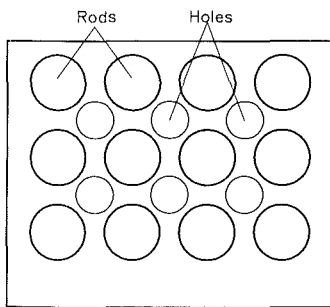


Abb. 3: Das Modell der perforierten Platte.

Abb. 4:

Radiale Kernbehälterauslenkung 5 m unterhalb des Blowdownstutzens.
 Durchgezogene Linie: FLUX-5
 (Rechnung mit Kernmodell).
 Gestrichelte Linie: FLUX-4
 (Rechnung mit Massering).

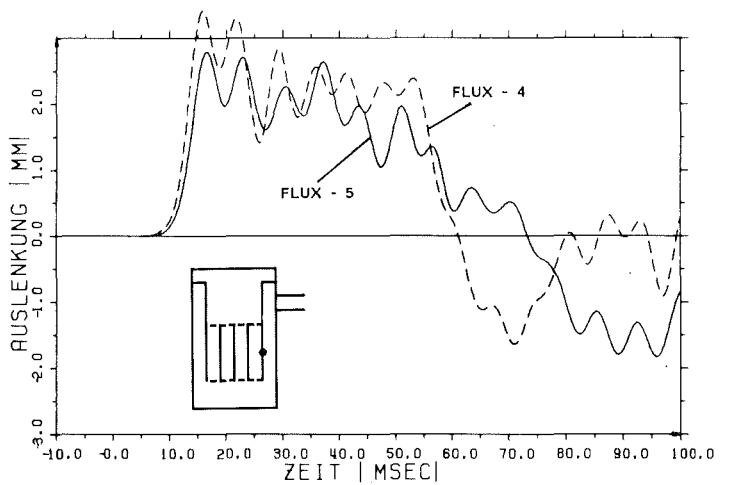


Abb. 5: Maximalspannung am Kernbehälter.

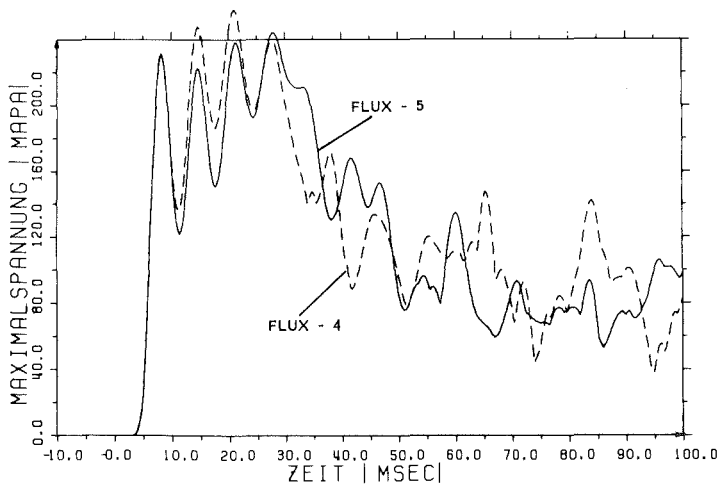
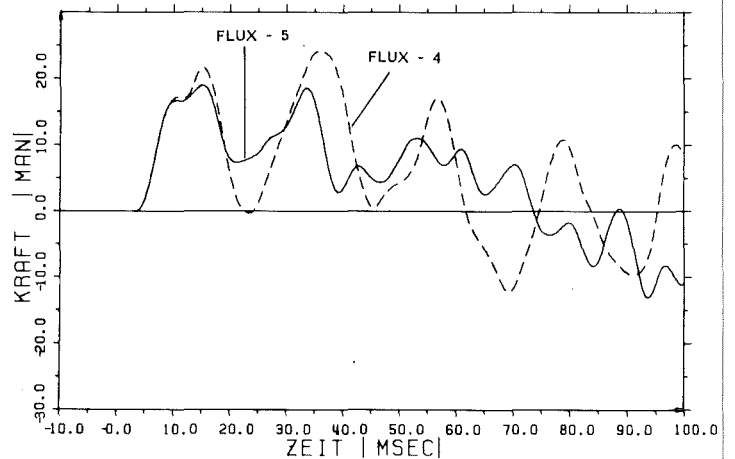


Abb. 6: Integrale Druck-Querkraft am Kernbehälter.



Kräfte sein, die vom Kern über die Kernumfassung auf den Kernbehälter übertragen werden. Beim Druck-Biegemoment (s. Abb. 7) sind solche Unterschiede in der Frequenz nicht zu sehen, allerdings sind hier die Unterschiede in den Amplituden wesentlich größer.

Beim berechneten zeitlichen Druckverlauf im Kernbehälterinneren (s. Abb. 8) ist eine systematische Abweichung zu erkennen, die mit FLUX-5 berechnete Kurve fällt schneller ab. Dies ist dadurch zu erklären, daß das Fluid-Stab Kontinuum eine höhere effektive Schallgeschwindigkeit hat. Bei dem in diesen Rechnungen simulierten großen Bruch sinkt der Druck im Kernbehälterinneren nach ca. 50 msec unter den Sattedampfdruck. Die danach auftretenden 2-Phasen Effekte werden hier durch eine Veränderung der Schallgeschwindigkeit im oberen Plenum nach 50 msec Simulationszeit berücksichtigt (SAVE-RESTART Technik).

4.2 Die globale Bewegung des Reaktorkernes

Die Globalbewegung des Reaktorkernes wird vor allem von den Abstandshaltern bestimmt. Dazu ist in Abb. 9 und Abb. 10 die radialen Stabauslenkung in der Ebene durch Stutzenachse und Kernbehälterachse an zwei Punkten verglichen. Es werden zwei Extremfälle betrachtet: In Lauf B0 haben die Federsteifigkeiten c_s und c_r (s. Abb. 2a) einen Wert, der der Gesamtsteifigkeit eines Abstandshalters gegen Querbelastung entspricht. In Lauf B1 wurden diese beide Steifigkeiten auf Null gesetzt. Dies hat zur Folge, daß es im Fall B1 sehr viel länger dauert, bis die Stäbe ihre maximale Auslenkung erreichen, da in den ersten Millisekunden nur Anregung über das Fluid wirksam ist. An der in Abb. 9 gezeigten Position ist das B0 Ergebnis unrealistisch, da vom Kernbehälter auf die äußersten Stäbe keine Zugbelastung ausgeübt werden kann. An der 180° gegenüberliegenden Position (s. Abb. 10) ist dagegen die B1 Kurve unrealistisch. Ein lineares Abstandshaltermodell kann also die Anregung des Kernes durch die Kernumfassung nicht richtig erfassen.

Die restlichen Eingabeparameter des Kernmodelles sind für die Globalbewegung der Stäbe von geringerer Bedeutung. So bestimmt die Biegesteifigkeit c_b (s. Abb. 2a) vor allem die lokale Stabverformung in der Nähe der Einspannstellen. Die axialen Steifigkeitsparameter c_u , c_m , c_l beeinflussen die Horizontalbewegung der Stäbe nicht. Überraschenderweise hat sich auch der Fluid-Struktur-Wechselwirkungseffekt (dargestellt durch die virtuelle Fluidmasse) als nicht bestimmend für die Stabbewegung erwiesen. Es muß aber noch einmal betont werden, daß bisher nur die Globalbewegung des Kernes untersucht wurde, bei

einer Analyse lokaler Spannungen und Dehnungen könnten sich die Verhältnisse ändern.

Zuletzt soll noch ein Überblick über die Globalbewegung des Kernes beim Blowdown-Störfall gegeben werden (s. Abb. 11). Gezeigt sind die Auslenkungen der Corestützen (dicke Stäbe) und Brennstäbe (dünne Stäbe) in der Ebene durch Kernbehälterachse und Stützenachse, jeweils zu verschiedenen Zeitpunkten. Der nicht eingezeichnete Stützen befindet sich auf der rechten Seite. Alle gezeigten Auslenkungen sind um den Faktor 200 vergrößert. Die Eingabedaten entsprechen dem oben diskutierten Fall B0.

Man kann erkennen, daß die hauptsächliche Anregung der Stäbbewegung über den unteren Rost erfolgt. Durch wiederholte Anregung bildet sich sehr schnell eine wellenförmige Gestalt der Stäbe aus. Ca. 40 msec nach Beginn des Blowdowns sind die größten Stäbauslenkungen zu erkennen, sie betragen in der Stabmitte um 4 mm. Der ganze Kernverband schwingt sehr synchron, mit Ausnahme der äußersten Stäbe, die direkt mit dem Kernbehälter gekoppelt sind.

5. Zusammenfassung

Mit dem Rechenprogramm FLUX-5 steht ein leistungsfähiges Werkzeug zur Simulation der Blowdown-Beanspruchungen eines DWR zur Verfügung. Die bisher durchgeführte Parameterstudie hat durchweg plausible Ergebnisse gebracht. Es wurde gezeigt, daß die Verwendung eines realistischen Kernmodelles Änderungen bei der Kernbehälterbelastung von der Größenordnung 10% - 20% bringt, verglichen mit den Ergebnissen des alten FLUX-4 Modelles. Als wesentliche Neuerung bietet FLUX-5 aber auch die Möglichkeit, Belastungen von Kernbehältereinbauten zu simulieren. Um hier quantitativ belastbare Aussagen zu erhalten, muß allerdings noch das Abstandshaltermodell verbessert werden.

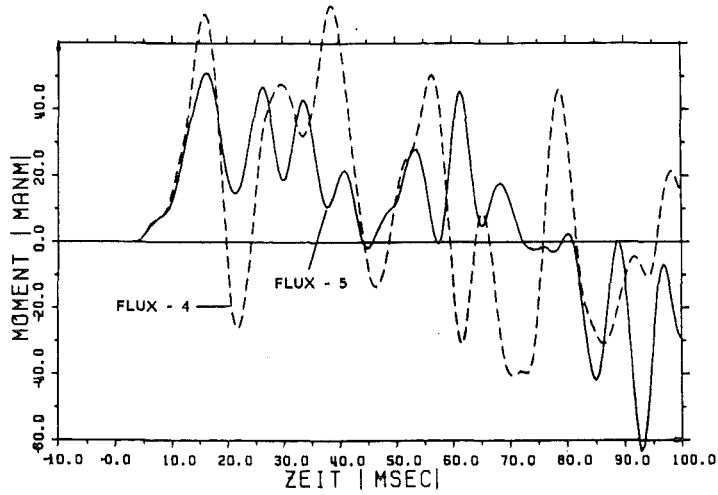


Abb. 7: Biegemoment am Kernbehälter.

Abb. 8: Zeitlicher Druckverlauf im Kernbehälterinneren.

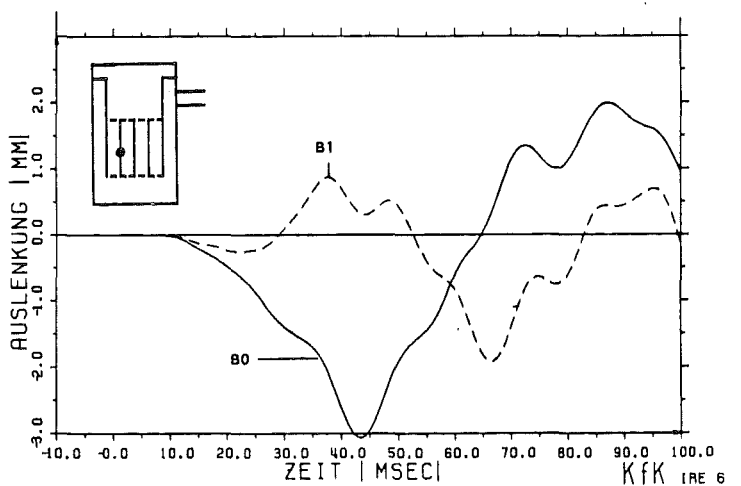
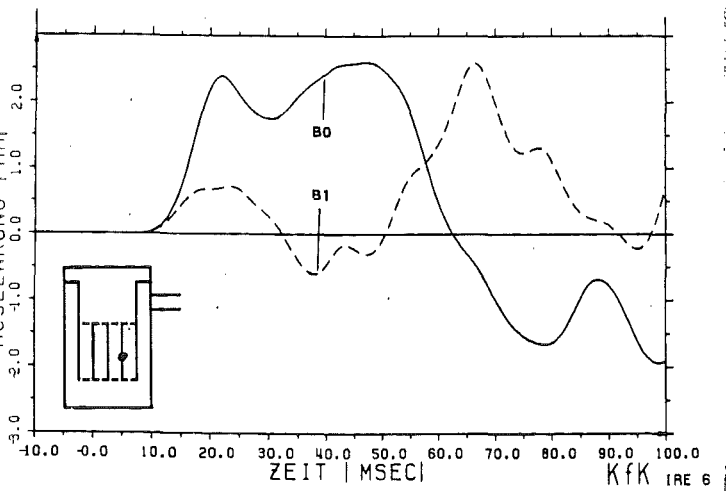
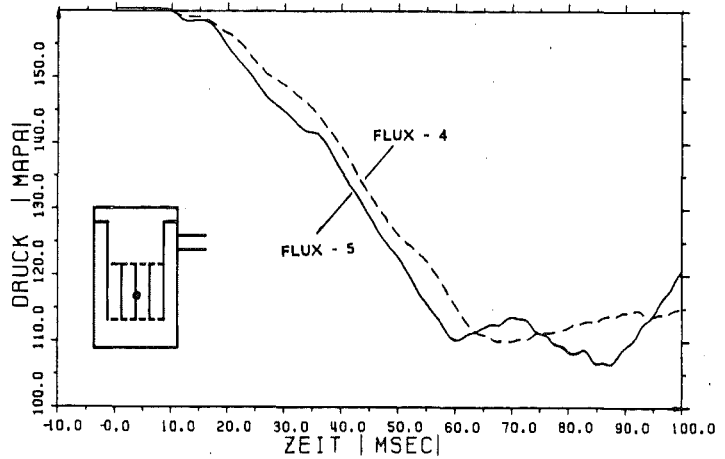


Abb. 9: Radiale Stabauslenkung 5 m unterhalb des Stutzens in der Ebene durch Stutzenachse und Kernbehälterachse. Gezeigt ist eine Position in Wandnähe auf der Stutzenseite.

B0: Lauf mit voller Abstandhaltersteifigkeit

B1: Lauf mit Abstandhaltersteifigkeit Null.

Abb. 10: Dasselbe wie Abb. 9 an der um 180° versetzten Position. Eine negative radiale Auslenkung ist hier eine Bewegung in Stutzenrichtung.

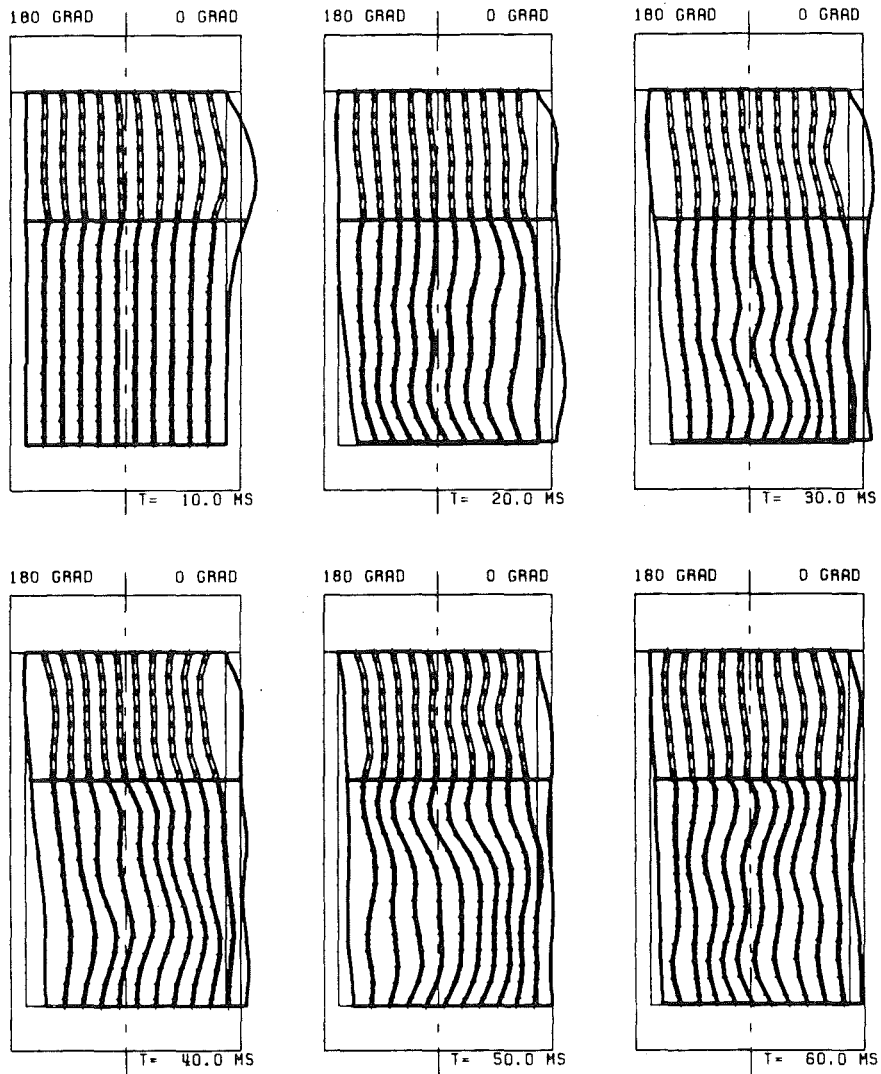


Abb. 11: Radiale Stabauslenkung in der Ebene durch Kernbehälterachse und Stützenachse. Der Stützen befindet sich bei der Position 0 GRAD. Die Auslenkungen sind 200-fach vergrößert.

Literatur

- [1] U. Schumann:
Effektive Berechnung dreidimensionaler Fluid-Struktur-Wechselwirkung
beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors - FLUX -, KfK 2645
(1979).
- [2] U. Schumann:
Homogenized equations of motion for rod bundles in fluid with periodic
structure, Ing. Archiv 50 (1981), 203 - 216.
- [3] U. Schumann:
Virtual density and speed of sound in a fluid-solid mixture with periodic
structure, Int. J. Multiphase Flow 7 (1981), 619 - 633.
- [4] U. Schumann, J. Benner:
Homogenized model for fluid-structure interaction in a pressurized
water reactor core, 6th SMiRT Conf., Paris (1981), paper B 5/7.
- [5] J. Benner, U. Schumann:
Analytical investigation of a one-dimensional homogenized model for a
pressurized water reactor core, Nuc. Eng. Des. 66 (1981), 413 - 426.
- [6] J. Benner:
Numerical simulation of fluid-structure interactions in a pressurized
water reactor core, to appear in: Proc. Third Int. Symp. on Numerical
Methods for Engineering, Paris (1983).
- [7] A. Bensoussan, J.L. Lions, G. Papanicolaou:
Asymptotic analysis for periodic structures, North Holland (1978)
- [8] E. Sanchez-Palencia:
Non homogeneous media and vibration theory, Springer Lecture Notes in
Physics 127 (1980).
- [9] A. Ludwig, R. Krieg:
An analytical quasi-exact method for calculating eigenvibrations of thin
circular cylindrical shells, J. Sound and Vibr. 74 (1981), 155 - 174.

06.01.02/12A Laborversuche zur Abstützung von fluid-strukturdynamischen
PNS 4126 Rechenprogrammen zur Beschreibung der Anfangsphase bei Kühl-
mittelverluststörfällen

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

Stand der Arbeiten

Im Jahre 1982 wurde die Einzelzelle durch Änderung der Innenpendelgeometrie umgerüstet und eine zweite Versuchsreihe wurde durchgeführt. Eine erste Version der Bündelgeometrie (16 Stäbe, ϕ 10) wurde erstellt und in dem bestehenden kreiszylindrischen Außenrohr der Einzelzelle einem Funktionstest unterworfen. In Anlehnung daran wurde die Zweitversion der Bündelgeometrie (49 Stäbe, ϕ 10) mit rechteckigem Außenrohr konstruiert und gefertigt. Außerdem wurden Vorversuche zur Erstellung einer geeigneten Meßtechnik für die Bündelexperimente durchgeführt.

Versuche mit der umgerüsteten Einzelzelle

Zur Untersuchung des Einflusses der Fluidspaltdicke auf die Trägheitskopplung und die Dämpfung wurde die Einzelzelle durch Änderung des Innenpendeldurchmessers auf einen um den Faktor 2,5 kleineren Fluidspalt umgerüstet. Ansonsten wurde die Prüfstandsordnung unverändert beibehalten. Das Außenpendel war gefesselt und nur das Innenpendel konnte freie Schwingungen ausführen. Variiert wurde das Fluid bzw. die Fluidichte (Vakuum, Luft, Wasser), die Schwingungsamplitude der Anregung (2-5 mm) und die Systemrückstellung. Es wurden folgende Eigenfrequenzen erreicht: 0,55; 1,69; 3,04; 4,16 und 6,79 Hz in Vakuum bzw. 0,2; 0,82; 1,52; 2,10 und 3,42 Hz in Wasser.

Die charakteristischen Abmessungen der Einzelle betragen: Bündellänge/Durchmesser des Innenpendels ca. 1144 mm/70 mm, Fluidspaltdicke ca. 5 mm, über die Länge gemittelte Massenbelegung a) der Innenpendelstruktur 8,53 kg/m, b) des verdrängten Wassers 4,23 kg/m. Hinsichtlich der anteiligen Massenträgheitsmomente (gewichtete Massenbelegung) lag der Wasseranteil bei Zugrundelegung der Potentialtheorie um den Faktor 3,18 über dem Strukturanteil. Die Wasserfüllstandshöhe betrug 96 % der Länge des Innenpendels. Die Schwingungsamplitude wurde mit einem berührungslosen, induktiven Wegaufnehmer aufgenommen und mit einem Visicorder aufgezeichnet.

Die Messungen zeigen tendenziell eine weitgehende Ähnlichkeit mit den Ergebnissen der früheren Versuche, die mit einer Fluidspaltdicke von 12,5 mm durchgeführt wurden. Hervorzuheben ist die ausgezeichnete Reproduzierbarkeit der Ergebnisse bei Versuchen mit gleichen Parametern.

Die aus den Messungen errechneten Trägheitskopplungswerte (virtuelle Fluidmasse) beim Fluid Wasser ergeben eine gute Übereinstimmung zur Theorie.

Die Abweichungen betragen bei der niedrigsten Eigenfrequenz von 0,2 Hz ca. 8,5 % und nehmen mit steigender Frequenz ab auf ca. 0,4 %. Die Versuche für das Fluid Luft wurden noch nicht ausgewertet.

Der Schwingungsverlauf des Innenpendels entspricht einer abklingenden harmonischen Zeitfunktion, wobei jedoch keine streng geschwindigkeitslineare Dämpfung vorliegt. Vielmehr ist der Dämpfungskoeffizient geschwindigkeits- bzw. amplitudenabhängig. Wird der mittlere Dämpfungskoeffizient \bar{D} (Lehrsches Dämpfungsmaß) als der über die Amplitudenspanne von etwa 2,4-0,2 mm gemittelte Wert verstanden, so ergeben sich für das Fluid Wasser Dämpfungswerte von ca. 11,8 % bei 0,2 Hz, die auf ca. 3,2 % abnehmen bei 3,4 Hz. Diese Werte sind verglichen mit denen der früheren Versuche etwa um den Faktor der Spaltveränderung größer. Die Amplitudenabhängigkeit des Dämpfungskoeffizienten ist bei der 3,4 Hz-Schwingung am stärksten ausgeprägt. Er liegt bei großen Amplituden ca. 41 % über und bei kleinen Amplituden ca. 12 % unter dem mittleren Wert.

Bündelgeometrie

Hinsichtlich der Optimierung verschiedener Details der zu erstellenden Bündelgeometrie wurde eine Erstversion bestehend aus 16 Stäben (ϕ 10, Stablänge 1171 mm, Fluidspaltweite 3,5 mm) in das vorhandene kreiszylindrische Außenrohr der Einzelzelle eingebaut und in Betrieb genommen. Dabei interessierten insbesondere die Verhältnisse der Stabaufhängung und der Bündellagerung.

Die Konstruktion ist so ausgeführt, daß die Einzelstäbe an ihrem oberen Ende pendelnd angelenkt sind. Das untere Stabende kann frei schwingen. Die Stabaufhängung erfolgt über einen dünnen im Stabkopf eingespannten Stahldraht, der den jeweiligen Stab mit einer Tragplatte verbindet und eine allseitige Pendelbewegung ohne Vorzugsrichtung zuläßt. Die Tragplatte selbst ist starr mit dem Versuchsstand verbunden. Die Schwingungsanregung erfolgt über das

Außenrohr und wird durch das Fluid auf das Stabbündel übertragen. Zur Beobachtung der Stabbewegungen trägt das Außenrohr an seiner Unterseite einen Deckel aus Plexiglas, der die Sicht auf die unteren Stabenden gewährleistet.

Die mit der Bündel-Erstversion mit dem Fluid Wasser durchgeführten Vorversuche bestätigten das gewählte konstruktive Konzept. Die Experimente haben außerdem gezeigt, daß im Frequenzbereich zwischen 0,35 und 5,3 Hz fünf verschiedene Schwingungsformen des Stabbündels auftreten, deren Zustandekommen jedoch wesentlich von der Größe der Erregeramplitude abhängt. Nach den bisherigen Beobachtungen bilden sich die höheren Schwingungsformen nur aus, wenn die Erregeramplitude etwa den Betrag der Stabspaltweite erreicht. Im Gegensatz dazu ist die Grundswingungsform unabhängig von der Erregeramplitude. Sie tritt bei einer Frequenz von 0,39 Hz auf und liegt somit in Nähe der errechneten Einzelstab-Eigenfrequenz (0,57 Hz) des ungekoppelten Systems. Diese Schwingungsform zeichnet sich dadurch aus, daß im gesamten Bündel zwar alle Stäbe mit der gleichen Frequenz, jedoch phasenverschoben zueinander schwingen und sich außer in Anregungsrichtung auch in der Normalebene dazu bewegen.

Die Meßtechnik zur Erfassung des Bewegungsablaufs ist noch in der Entwicklung. Bisher wurden die Vorgänge unter Zuhilfenahme einer Spiegelvorrichtung gefilmt. Im nächsten Schritt sollen auch die Amplitude und Kraft der Erregung nach Betrag und Phasenlage ermittelt werden.

Nach diesen insgesamt erfolgreich verlaufenen Vorversuchen wurden die wesentlichen konstruktiven Details des 16-Stabbündels in die Konstruktion der Bündel-Zweitversion übernommen. Dabei handelt es sich um eine Bündelgeometrie mit 49 Stäben, ϕ 10, in quadratischer Anordnung mit einem Stabgitterabstand von 13,5 mm. Die Bündelaußenbegrenzung erfolgt durch einen zylindrischen Kasten mit Rechteckquerschnitt, der am Oberteil pendelnd am Versuchsstand angelenkt ist. Zur Beobachtung der Bündelbewegung besteht der Begrenzungskasten aus Plexiglas!

Die Fertigung der Einzelteile ist abgeschlossen und mit der Montage wurde begonnen.

06.01.02/13A Mechanisches Verhalten der Kernmanteleinspannung und
PNS 4128 der Core-Stützen beim Blowdown

(R. Krieg, Y. Bu, M. Geiß, G. Hailfinger; IRE)

1. Überblick

Zur Beanspruchung der Kernmantel-Einspannung bei einem Blowdown durch den Einlaßstutzen wurden verschiedene Finite Element Rechnungen mit dem Computer-Programm ADINA durchgeführt. Plastische Verformungen, die aufgrund der bisher vorliegenden Ergebnisse für eine schnelle und vollständige Bruchöffnung des Einlaßstutzens zu erwarten sind, wurden berücksichtigt.

Als Ergebnis wurden die nichtlineare Einspanncharakteristik des Kernmantelflansches und die lokale Spannungsverteilung im Einspannbereich ermittelt.

Eine detailliertere Darstellung ist im nächsten Kapitel zu finden.

Zur Beanspruchung eines Reaktordruckbehälters unter stark überhöhtem Innendruck wurden ebenfalls Finite Element Rechnungen durchgeführt. Auch hier wurden plastische Verformungen berücksichtigt. Tatsächlich können unter quasi-statischen Bedingungen derartige Drücke, die bis zum Dreifachen des Betriebsdruckes reichen, gar nicht auftreten. Dennoch liefern die Ergebnisse mit überhöhten Drücken interessante Informationen über die Sicherheitsreserven gegen plastisches Versagen. Außerdem sind diese Rechnungen eine Basis für die Untersuchung der Beanspruchung des Reaktordruckbehälters bei kurzzeitigen Druckpulsen, die gelegentlich im Zusammenhang mit Dampfexplosionen diskutiert werden.

Zur Beanspruchung der Core-Stützen bei einem Blowdown durch den Auslaßstutzen wurden weitere zwei- und dreidimensionale Rechnungen mit den Programmen SING1 und SING-S durchgeführt. Der Einfluß einiger wichtiger Annahmen wurde hierbei genauer untersucht. Außerdem wurden die zweidimensionalen Rechnungen mit Hilfe der Flachwasser-Analogie und einfacher Experimente hierzu überprüft. Eine kürzere Darstellung ist in [1], eine ausführlichere und abschließende Darstellung der Ergebnisse ist in [2, 3] zu finden. Die bereits vor einem Jahr gemachte Aussage wurde erhärtet: Die Spannungen in den Core-Stützen überschreiten selbst bei einem schweren Blowdown die Fließgrenze nur unwesentlich. Lediglich bei einer weniger wichtigen Stütze mit kleinem Durchmesser kann ein Versagen nicht ausgeschlossen werden.

2. Beanspruchung der Kernmanteleinspannung bei einem Blowdown durch den Einlaßstutzen

Zur Bestimmung der nichtlinearen Einspanncharakteristik des oberen Kernmantelflansches wurde der Einfluß verschiedener Randbedingungen auf die Flanschsteifigkeit untersucht. Die Einspannverhältnisse in einem typischen Druckwasserreaktor sind relativ unscharf, da unterschiedliche Wärmedehnungen von Kernmantel und Reaktordruckbehälter sowie Reibungskräfte die Verformung des Flansches eventuell behindern können. Abb. 1 zeigt die verschiedenen untersuchten Randbedingungsfälle (Modelle 1 bis 4). Abb. 2 zeigt die verformte Struktur (Modell 1). Durch die Stülpverformung des Flansches entstehen an der Übergangsstelle große Biegeverformungen, welche hohe lokale Spannungsspitzen zur Folge haben.

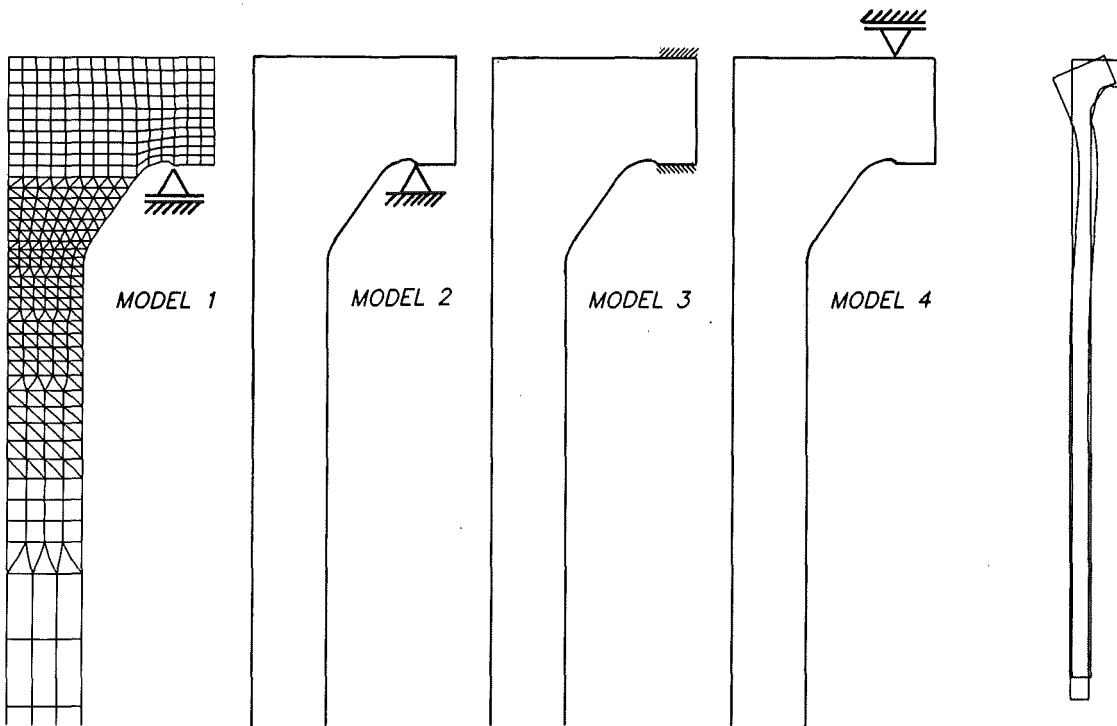


Abb. 1: Untersuchte Randbedingungsfälle,
Diskretisierung

Abb. 2:
Verformte Struktur

In Abb. 3 ist der Zusammenhang zwischen Membranbelastung in der Schale und der axialen Verschiebung eines Punktes an der Übergangsstelle von der Kernmantelschale zum Flansch dargestellt. Dieser Zusammenhang beschreibt die Einspanncharakteristik. Der Vergleich der ersten 3 Modelle miteinander zeigt, daß die Steifigkeit des Flansches entscheidend davon abhängt, ob er, wie in Abb. 2 dargestellt, stülpen kann. Hingegen ist die ermittelte Einspanncharakteristik nahezu unabhängig davon, ob der Flansch die Möglichkeit zum radialen Verschieben besitzt. Mit Modell 4 wurde die Flanschnachgiebigkeit bei axialen Druckspannungen untersucht. Wie zu erwarten, ergibt sich für die Druckbelastung (Modell 4) nahezu dieselbe Einspanncharakteristik wie für die Zugbelastung (Modell 1). Die realen Einspannverhältnisse dürften am ehesten in der Nähe von Modell 1 liegen, welches die weichste Flanschlagerung darstellt. Hierbei treten die größten plastischen Verformungen auf. Die Einspanncharakteristik für dieses Modell stellt somit einen konservativen Grenzfall dar.

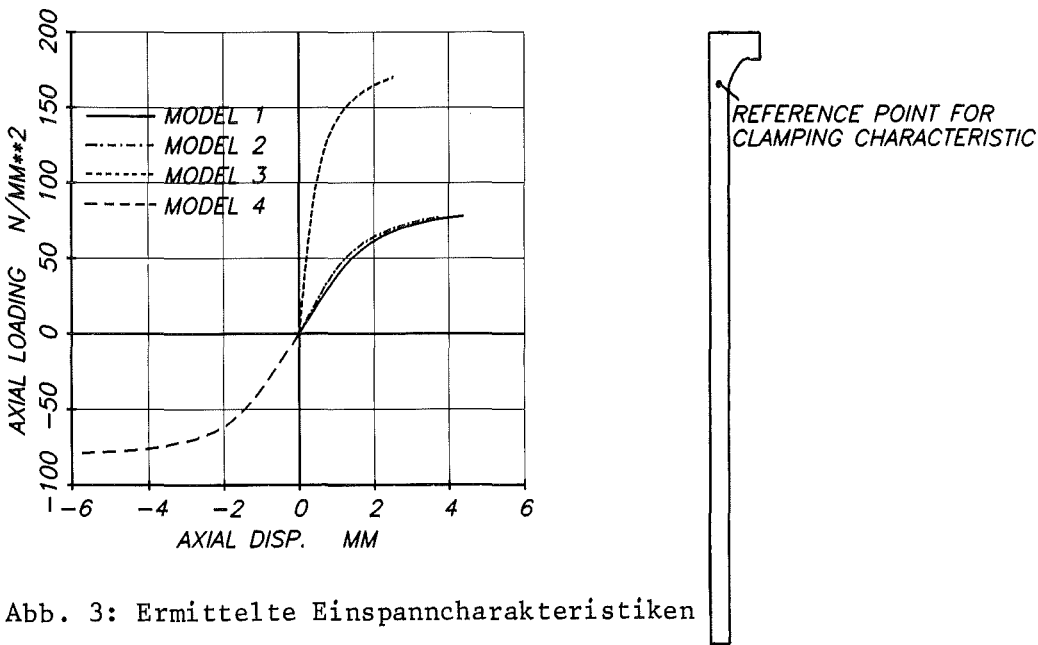


Abb. 3: Ermittelte Einspanncharakteristiken

Für den elastischen Lastbereich wurde die FEM-Rechnung mit Hilfe eines Stufenkörpermodells, welches aus einer Zylinderschale und einem Ring besteht, überprüft. Dabei wird die Schale mit der Flügge'schen Theorie und der Flansch mit einem einfachen Ringmodell beschrieben. Abb. 4 zeigt die ermittelten Axialverschiebungen von FEM-Rechnung und Stufenkörpermodell im Vergleich. In Abb. 5 sind die entsprechenden Axialdehnungsverläufe dargestellt. Es ergibt sich, daß das Stufenkörpermodell zwar in der Lage ist die globalen Verhältnisse (Flanschnachgiebigkeit, Membranspannungen) zu beschreiben. Dagegen liefert es nicht die lokale Spannungsverteilung am Übergang zwischen Flansch und Schale und es überschätzt die auftretenden Biegespannungen erheblich.

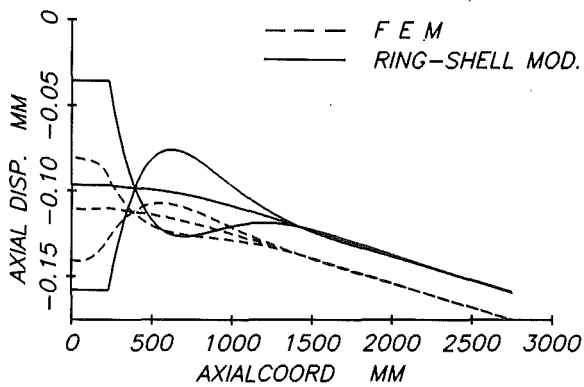


Abb. 4: Axialer Verlauf der Axialverschiebungen

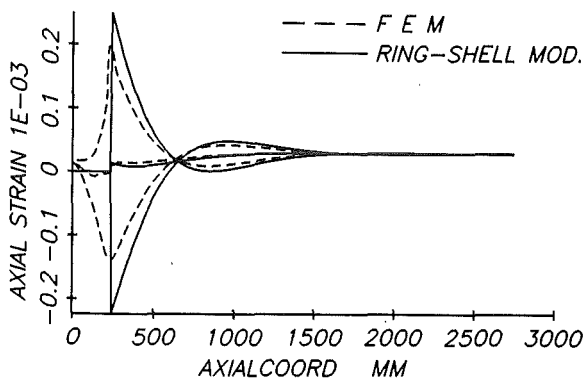
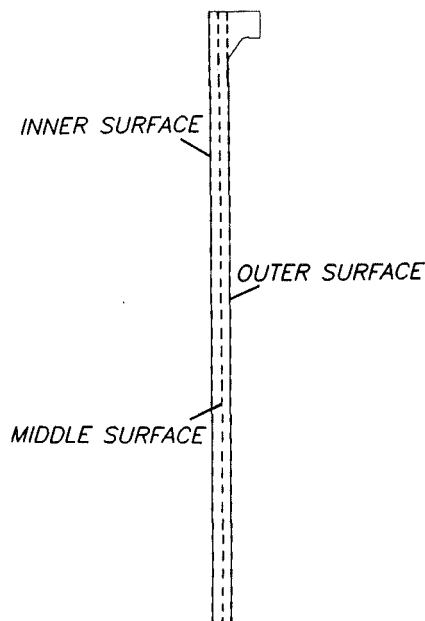


Abb. 5: Axialer Verlauf der Axialdehnungen



Radiale Positionen der in Abb. 4 und 5 gezeigten axialen Verläufe

Die bei einem Blowdown vorwiegend auftretenden Balkenbiegeschwingungen des Kernmantels belasten den Flansch durch axiale Schalenmembranspannungen im 1. Umfangsmode. Die obigen Einspanncharakteristiken wurden aber für den 0. Mode berechnet, weil dies mittels einer 2-dimensionalen axialsymmetrischen Analyse mit vertretbarem Rechenaufwand noch möglich ist. Die Flanschnachgiebigkeit im 1. Mode läßt sich dann näherungsweise durch Integration der Flanschnachgiebigkeit im 0. Mode ermitteln. Um diese Vorgehensweise zu überprüfen, wurde ein 3-dimensionales Flanschmodell erstellt (Abb. 6). Hier besteht die Belastung, wie für einen Blowdown typisch, aus sinusförmig am Umfang verteilten axialen Membranspannungen. Für den elastischen Lastbereich ist die Übereinstimmung zwischen der 3-dimensionalen Analyse und den integrierten axialsymmetrischen Ergebnissen zufriedenstellend. Im plastischen Lastbereich dagegen sind die Ergebnisse der 3-dimensionalen Analyse zweifelhaft, da das verwendete Modell aus Rechenzeitgründen eine viel zu grobe Diskretisierung besitzt.

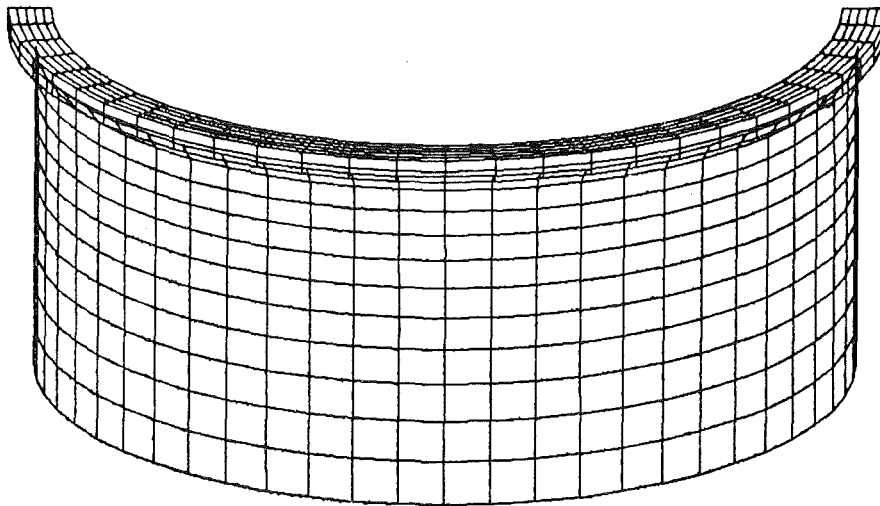


Abb. 6: 3D-Flanschmodell

3. Beanspruchung des Reaktordruckbehälters durch hohe Innendruckbelastung

Für die geplante Beanspruchungsanalyse des Reaktordruckbehälters unter hohen kurzzeitigen Innendruckbelastungen wurde ein axialsymmetrisches Modell erstellt. Hierbei werden gewisse geometrische Vereinfachungen im Stutzenbereich des Behälters, der eine ausgeprägte 3-dimensionale Geometrie besitzt, gemacht. Um die Zulässigkeit dieser Vereinfachung zu überprüfen, wurde dieser Bereich detailliert mit Hilfe eines 3-dimensionalen Modells untersucht. Die Ergebnisse zeigen, daß die Spannungsspitzen im Stutzenbereich durch begrenztes lokales plastisches Fließen mit zunehmender Belastung sehr rasch abgebaut werden. Dies ist wegen des sehr inhomogenen Spannungszustandes in diesem Bereich möglich. Dagegen ist in den ungestörten Schalenbereichen des Behälters eine derartige Spannungsumlagerung wegen des relativ homogenen Beanspruchungsniveaus nur in begrenztem Maße möglich, so daß in diesen Bereichen bereits volle Plastifizierung erreicht wird, wenn die plastischen Verformungen im Stutzenbereich noch deutlich lokalen Charakter haben. Damit ist aber gezeigt, daß der Stutzenbereich keine Schwachstelle darstellt und somit dieser Bereich näherungsweise mit Hilfe eines 2-dimensionalen Modells mit geeignet gewählter Steifigkeit in diesem Bereich beschreibbar ist.

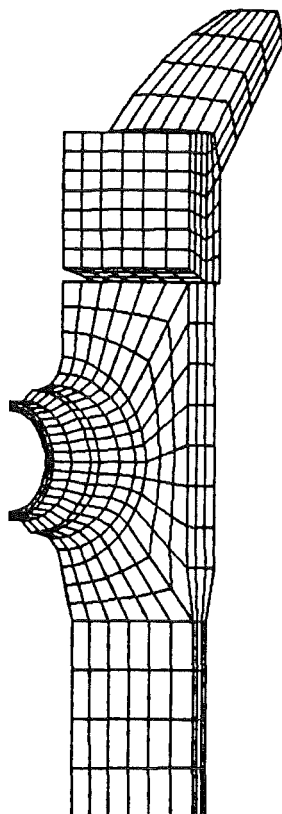


Abb. 7: 3D-Modell des
Stutzenbereiches

4. Literatur

- [1] R. Krieg, B. Dolensky and G. Hailfinger: Transient cross flow around tube bundles described by a boundary integral method. Internat. Conf. on Finite Element Methods, Shanghai, China, 1982
- [2] R. Krieg, B. Dolensky, F. Eberle, G. Hailfinger: Core Support Columns in the Upper Plenum of a Pressurized Water Reactor under Blowdown Loading. Part I: Two-dimensional Analysis, Assessment of Essential Simplifications. Nucl. Eng. and Des. 73 (1982), 23-34
- [3] R. Krieg, B. Dolensky, A. Granda: Core Support Columns in the Upper Plenum of a Pressurized Water Reactor under Blowdown Loading. Part II: Three-dimensional Analysis Calculation of Deformations and Stresses. Nucl. Eng. and Des. 73 (1982), 35-44

06.01.15/03A Weiterentwicklung und Verifizierung von Codes zur Analyse der
PNS 4127 dynamischen Spannungen und Verformungen von LWR-Containments
(F. Eberle, F. Engelhardt, G. Hailfinger, B. Göller, J. Kadlec,
G. Lang, R. Krieg, G. Messemer, R. Scharnowell, E. Wolf; IRE)

1. Überblick

Schwerpunkt der Arbeiten war die Beanspruchung von DWR-Containments durch langsam ansteigenden Innendruck bis in den Bereich großer plastischer Verformungen [1]. Derartige Beanspruchungen werden bei einem postulierten Kernschmelzunfall diskutiert. Das hierfür entwickelte Rechenmodell wurde verbessert. Außerdem wurden Versuche zur plastischen Verformung einer kreisförmigen Membran bei einseitiger Druckbeaufschlagung vorbereitet. Mit ihrer Hilfe soll das Werkstoff-Verhalten bei zweiachsiger Beanspruchung ermittelt und das Rechenmodell überprüft werden. Außerdem soll die Art des Versagens - ob kleines Leck oder größeres Aufreißen - ermittelt werden.

Zur Untersuchung des dynamischen Verhaltens eines DWR-Containments wurden Versuche an einer dünnwandigen Kugelschale geplant. Mit der Herstellung dieser Kugelschale (etwa 1400 mm Durchm., 1 mm Wandstärke) wurde begonnen. Da relativ hohe Genauigkeiten verlangt werden (Formungengenauigkeit einige Zehntel, Wandstärkenschwankung ein Zehntel Millimeter), ist der Herstellungsprozess sehr aufwendig.

Zur Überprüfung von Computerprogrammen wurden Experimente zum Eigenschwingungsverhalten einer liegenden, teilweise mit Wasser gefüllten Zylinderschale durchgeführt (Modalanalyse) [2]. Im Gegensatz zu früheren Experimenten mit einer stehenden Zylinderschale handelt es sich jetzt um ein echtes dreidimensionales Problem. Die gemessenen Schwingungsmodes am Umfang sind jetzt keine harmonischen Funktionen mehr. Die Rechnungen hierzu sind noch in Arbeit.

2. Beanspruchung von DWR-Containments durch langsam ansteigenden Innendruck

Untersuchungen mit ähnlicher Zielsetzung werden auch in den Sandia Laboratories durchgeführt. Dort soll ein Modell-Containment (ca. 1.5 m hoch), das aus einer Zylinderschale mit aufgesetzter Halbkugel besteht, rechnerisch und experimentell bis zum Versagen durch inneren Überdruck untersucht werden. Erste

Rechenergebnisse, die dort mit dem Finite-Element-Code MARC erzielt wurden, zeigen das Containment bei Maximal-Dehnungen von rund 10 %. Vergleichende Rechnungen, die hier mit dem Programm ROTMEM durchgeführt wurden, lieferten sehr gut übereinstimmende Ergebnisse.

Für die deutschen DWR-Sicherheitsbehälter wurden mit ROTMEM Rechnungen durchgeführt, um den Einfluß verschiedener Typen von Störstellen auf das Versagen zu untersuchen. Dabei zeigte sich, daß Anschläge, an die sich der Sicherheitsbehälter bei größeren Deformationen anlegen könnte, das Beanspruchungsniveau in der Schale erheblich reduzieren.

Weitere Rechnungen mit ROTMEM zeigten, daß bei festgehaltenem Innendruck der höchste Beanspruchungszustand am Rande eines - angenommenen - Loches auftritt. (Im linear elastischen, ebenen, rotationssymmetrischen Spannungszustand sind die Beanspruchungen am Rande eines Loches genau doppelt so groß wie in der ungestörten Konfiguration.) In Bild 1 sind in das hier benutzte einachsige Spannungs-Dehnungsdiagramm des Materials die Beanspruchungszustände bei einem inneren Überdruck von 10 bar eingezeichnet, und zwar für die drei Fälle ungestörter Schalenbereich, Schale vor einer dickeren Ronde und Schale am Rande eines Loches.

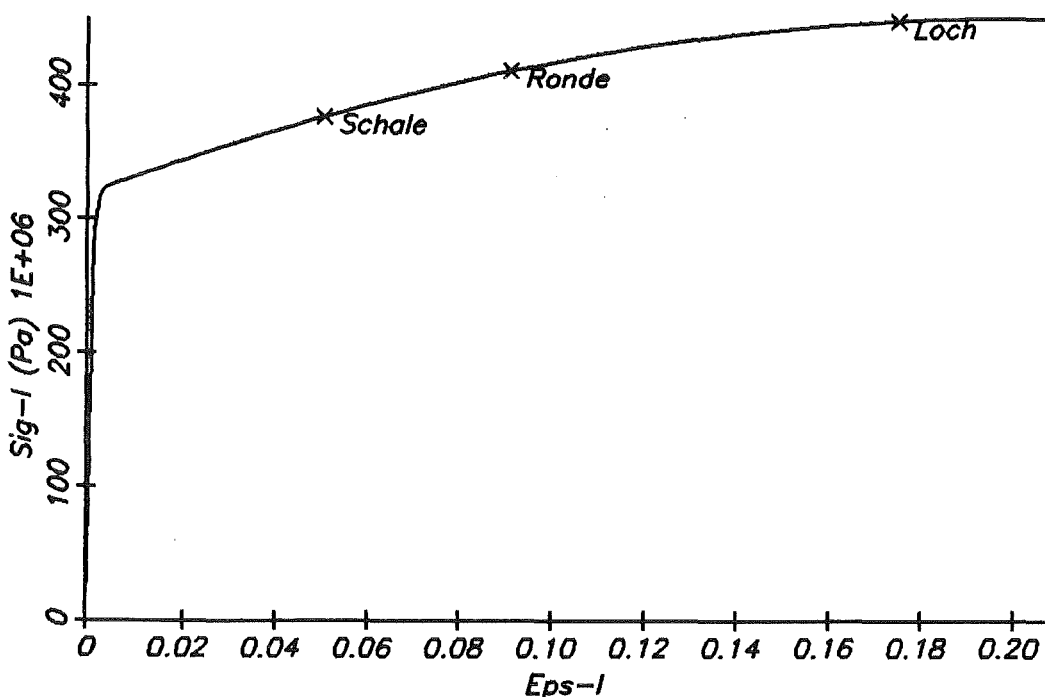


Abb. 1: Beanspruchungszustände im Sicherheitsbehälter bei 10 bar Innendruck
- In ungestörter Schale. - Vor einer Ronde. - Am Rande eines Loches.

Bei dem hier angenommenen Materialverhalten würde der Sicherheitsbehälter bei 10 bar auch vor der Ronde noch nicht versagen; wenn aber bei diesem Druck im unverstärkten Schalenbereich ein Loch aufträte, dann läge das Beanspruchungsniveau praktisch an der Versagensgrenze, das Loch würde weiter aufreißen und der Sicherheitsbehälter global versagen.

Zur Abstützung und Präzisierung dieser Aussagen wurde die Durchführung geeigneter Modell-Experimente vorbereitet, in denen dünne Membranen (2 mm dick, 1 m Durchmesser) mit und ohne Störungen bis zum Versagen beansprucht werden. Damit kann dann das Programm ROTMEM und das implementierte Stoffgesetz überprüft werden.

3. Untersuchungen zum dynamischen Verhalten des DWR-Containments

Zur Untersuchung des dynamischen Verhaltens eines DWR-Containments sind Versuche an einer dünnwandigen Kugelschale geplant. In Anlehnung an die geometrischen Verhältnisse realer DWR-Anlagen wird für die Modellkugel ein Wanddicken-/Radiusverhältnis (d/R) von $1/700$ angestrebt. Der Werkstoff soll, entsprechend dem im Reaktorbau verwendeten Feinkornbaustahl 15MnNi63, eine Bruchdehnung von ca. 20-30 % aufweisen. Hinsichtlich der Herstellung der Modellkugel, deren Durchmesser bei Festlegung der Wanddicke auf 1 mm etwa 1,4 m beträgt, wurden verschiedene Fertigungsverfahren betrachtet wie Rollumformen, Explosivumformen, Zusammenschweißen aus vorgefertigten Blechsegmenten in Form von Orangenschalen und spanabhebende Bearbeitung. Die beiden ersten Herstellungsverfahren schieden aufgrund der großen zu erwartenden Wanddickenschwankungen aus der Betrachtung aus und nur die beiden letztgenannten Verfahren wurden weiterverfolgt. Inzwischen wurde eine Kugel aus vorgefertigten Blechsegmenten mit \varnothing 703 mm und Wanddicke 1 mm in Schweißausführung gefertigt, die vorwiegend zur Erprobung der künftigen Instrumentierung dienen soll. Diese im allgemeinen gut gelungene Kugel weist jedoch im Bereich der Schweißnähte größere Dickenschwankungen auf. Deshalb ist geplant, parallel dazu eine hochpräzise, spanabhebend gefertigte Hohlkugel herzustellen, deren Formabweichung $\leq 0,5$ mm und deren Wanddickenschwankung $\leq 0,1$ mm betragen soll und die eine wesentlich genauere Überprüfung der angewendeten Modelltheorie zuläßt. Die Fertigung einer derartigen Kugel erfordert allerdings einen entsprechenden hohen technischen Aufwand.

Zunächst werden zwei dickwandige Halbkugelböden aus dem Werkstoff 15MnNi63 zusammengeschweißt. Im unteren Bereich um 50° gegen die Hochachse wird ein Aufspannflansch angeschweißt (Abb. 2a). Nach dem Schweißen und einer anschließenden Wärmebehandlung zum Abbau der Eigenspannungen wird die Kugelaußenfläche auf einer NC-gesteuerten Drehmaschine angearbeitet (Abb. 2a). Die Kugel wird nun in ein zuvor ebenfalls kugelig ausgearbeitetes zweiteiliges Stützgehäuse (Abb. 2b) eingespannt; zusätzlich wird der Spalt zwischen Kugelaußenfläche und Stützgehäuseinnenkontur evakuiert (Abb. 2c). Dann erfolgt die spanabhebende Bearbeitung der Kugelinnenkontur (Abb. 2d).

Die bisher durchgeführten Vorarbeiten zur Realisierung des beschriebenen Herstellungsprozesses sind positiv verlaufen. So hat die Überprüfung einer spanabhebend erzeugten Innenkugel-Kontur an einem Halbkugelboden von $\varnothing 703$ mm im Meridianschnitt eine maximale Radiusabweichung von nur 0,04 mm ergeben. Ebenso haben Versuche zur Problematik der spanabhebenden Bearbeitung dünnwandiger Drehteile gezeigt, daß in einem Gehäuse eingespannte Hülsen von ca. $\varnothing 110$ mm auf Wanddicken von ca. 0,04 mm zerspant werden konnten.

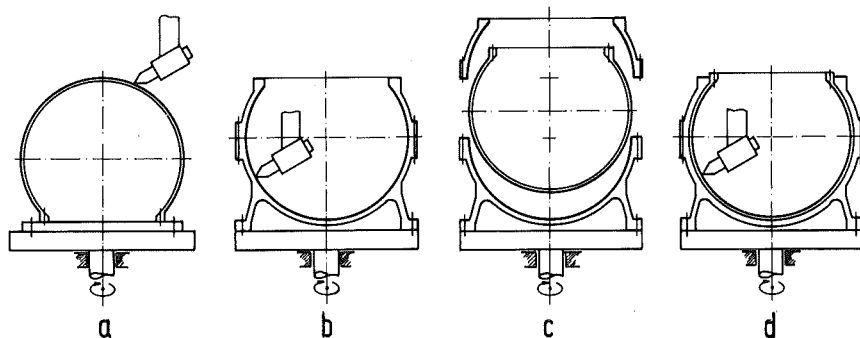


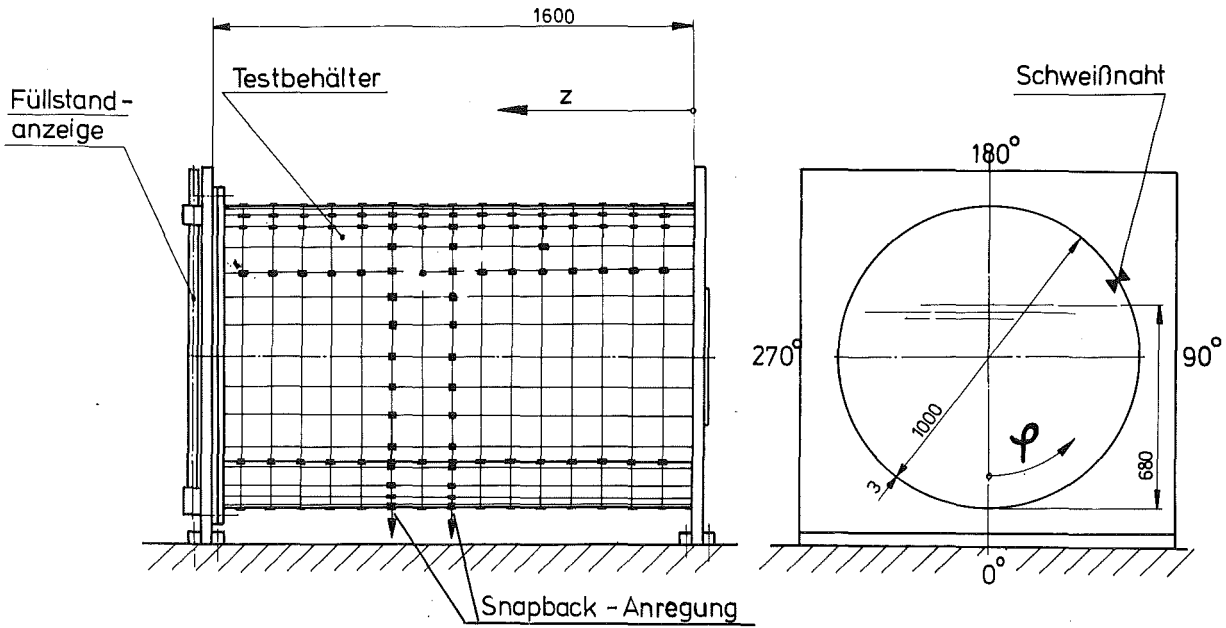
Abb. 2: Herstellung einer dünnwandigen, formgenauen Kugelschale

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

4. Experimente zum Eigenschwingverhalten einer liegenden, teilweise mit Wasser gefüllten Zylinderschale

Der bei den modalanalytischen Untersuchungen benutzte Versuchsaufbau mit dem entsprechenden Meßstellenplan ist in Abb. 3 schematisch dargestellt. Die getestete Zylinderschale (\emptyset 1000 x 3 x 1600 mm) wurde auf einer schweren Aufspannplatte installiert. Die Schwingungsanregung der Schale erfolgte mit einer Snapback-Vorrichtung oder mit einem Impulshammer; für die Messung der entsprechenden dynamischen Antwort wurden 32 Beschleunigungsaufnehmer benutzt, die schrittweise an 157 Meßpositionen eingesetzt wurden. Die modalanalytische Auswertung der auf einem digitalen Magnetband registrierten transienten Meßsignale erfolgte mit Hilfe des Rechenprogramms EVA [2].

Als Resultate der vorläufigen Auswertung wurden 24 Eigenschwingungsmodes der leeren Schale und 18 Eigenschwingungsmodes der teilweise wassergefüllten Schale identifiziert. Einige typische Eigenschwingungsformen mit den entsprechenden Eigenfrequenzen f und modalen Dämpfungsquotienten ζ sind in den Abbildungen 4 bis 7 dokumentiert. In den Abbildungen 4 und 5 ist ersichtlich, daß die dargestellten Eigenschwingungsformen der leeren Schale durch eine Anzahl von leicht modulierten Cosinuswellen in Umfangsrichtung und durch eine Halbwelle in Axialrichtung in erster Näherung beschrieben werden können. Die Eigenschwingungsformen der teilweise wassergefüllten Schale sind wesentlich komplizierter. Z.B., die unten in Abb. 6 und 7 dargestellte Eigenschwingungsform ($f = 136,06$ Hz, $\zeta = 0,065$ %) hat acht stark modulierte Wellen in Umfangsrichtung, eine axiale Halbwelle im Luftbereich der Schale ($\phi = 180^\circ$) und zwei axiale Halbwellen im Wasserbereich der Schale ($\phi = 0^\circ$).



Abwicklung des Testbehältermantels

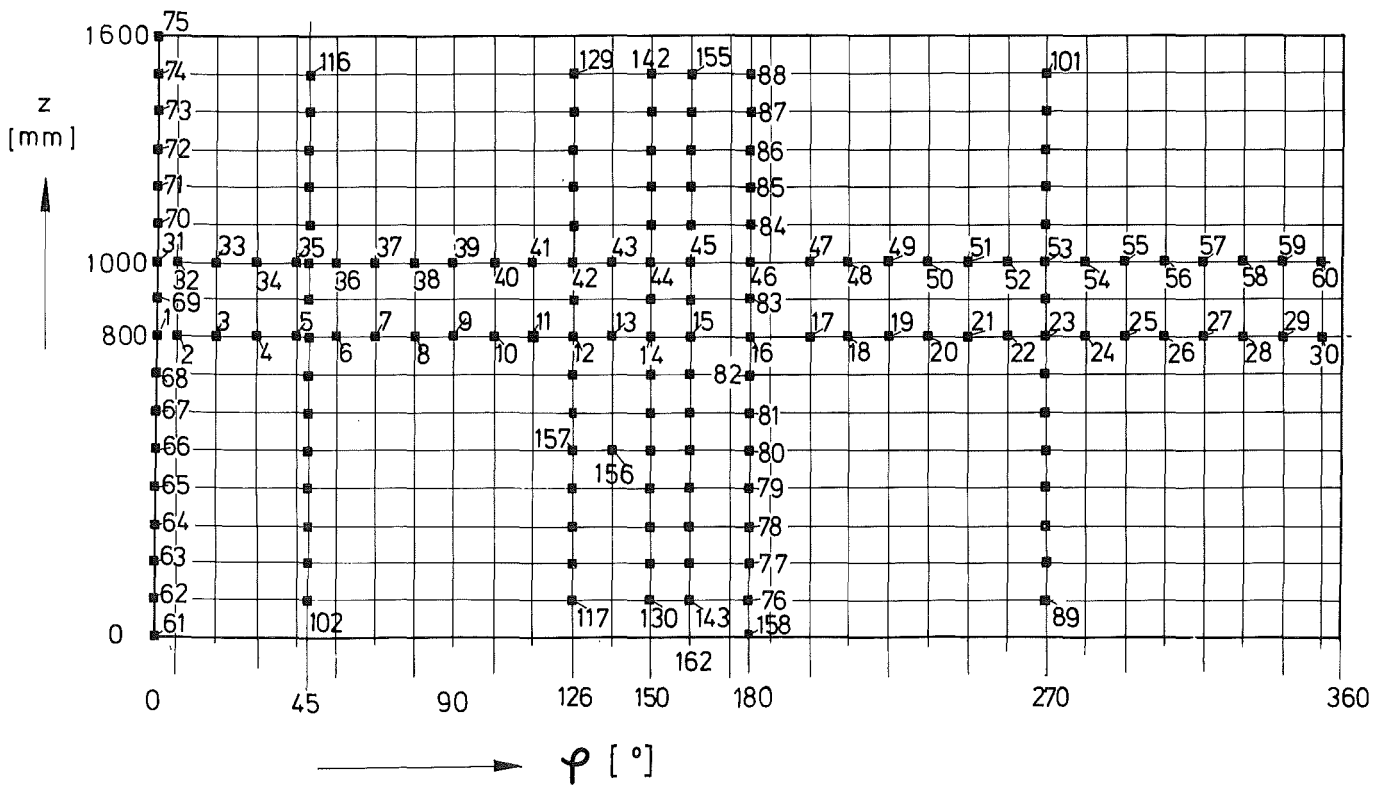


Abb. 3 : Versuchsaufbau

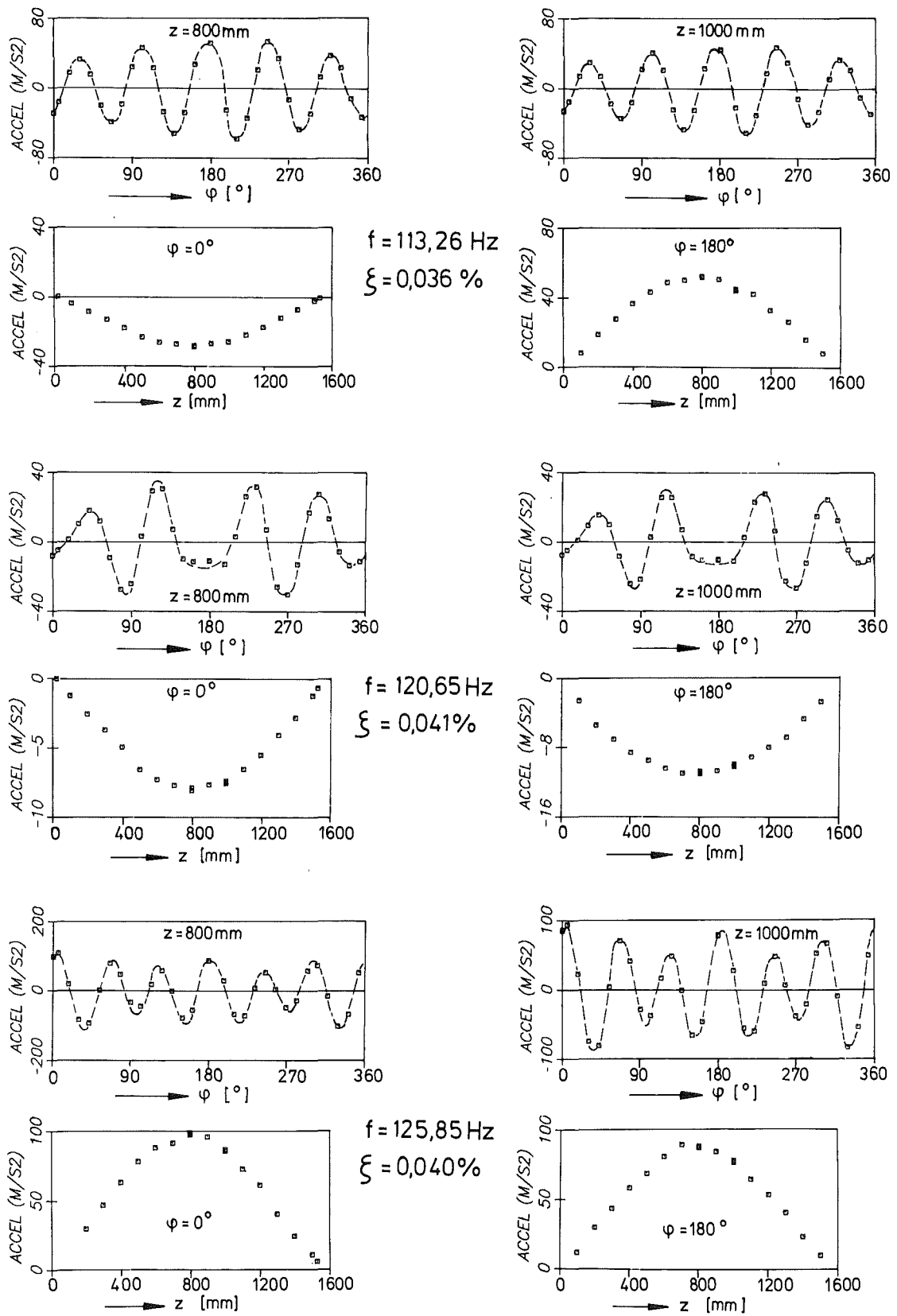


Abb. 4: Typische Eigenschwingungsformen der leeren Zylinderschale

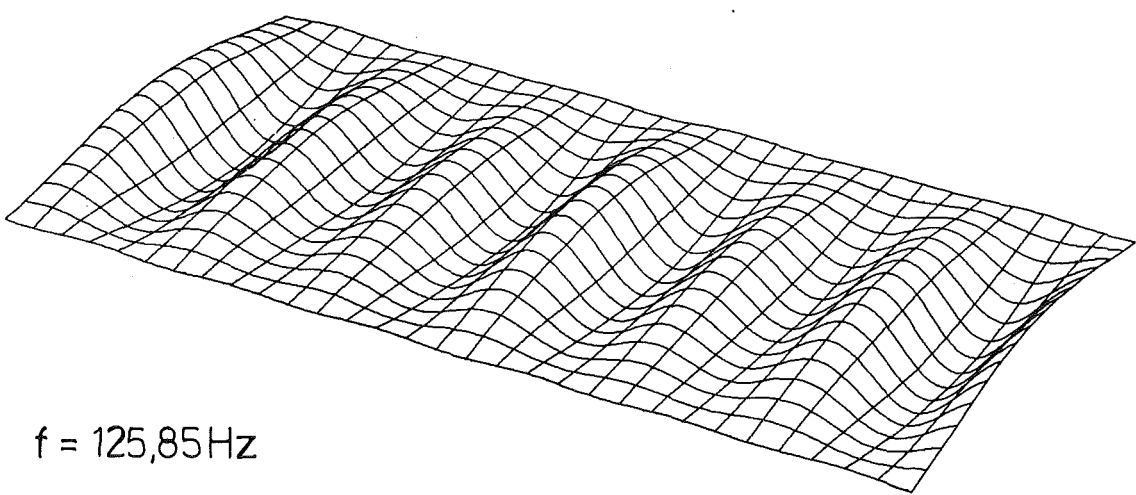
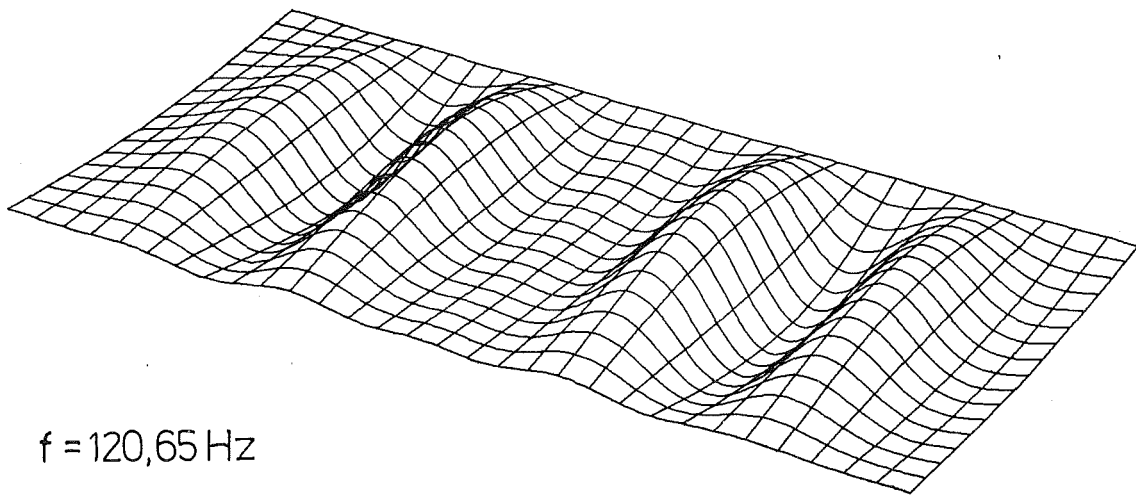
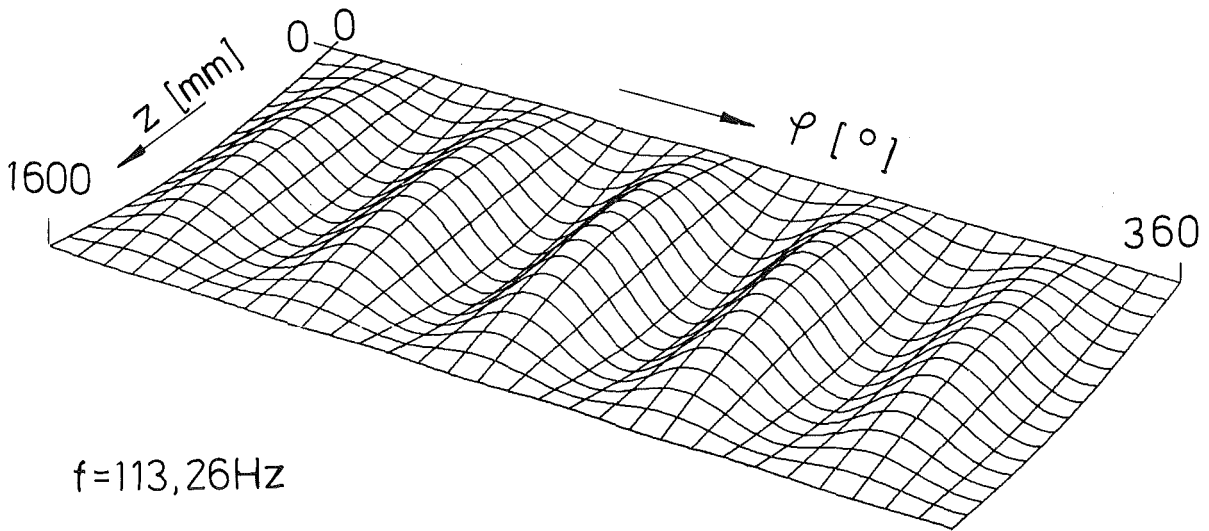


Abb. 5: Relief-Diagramme der approximierten Eigenschwingungsformen der leeren Zylinderschale

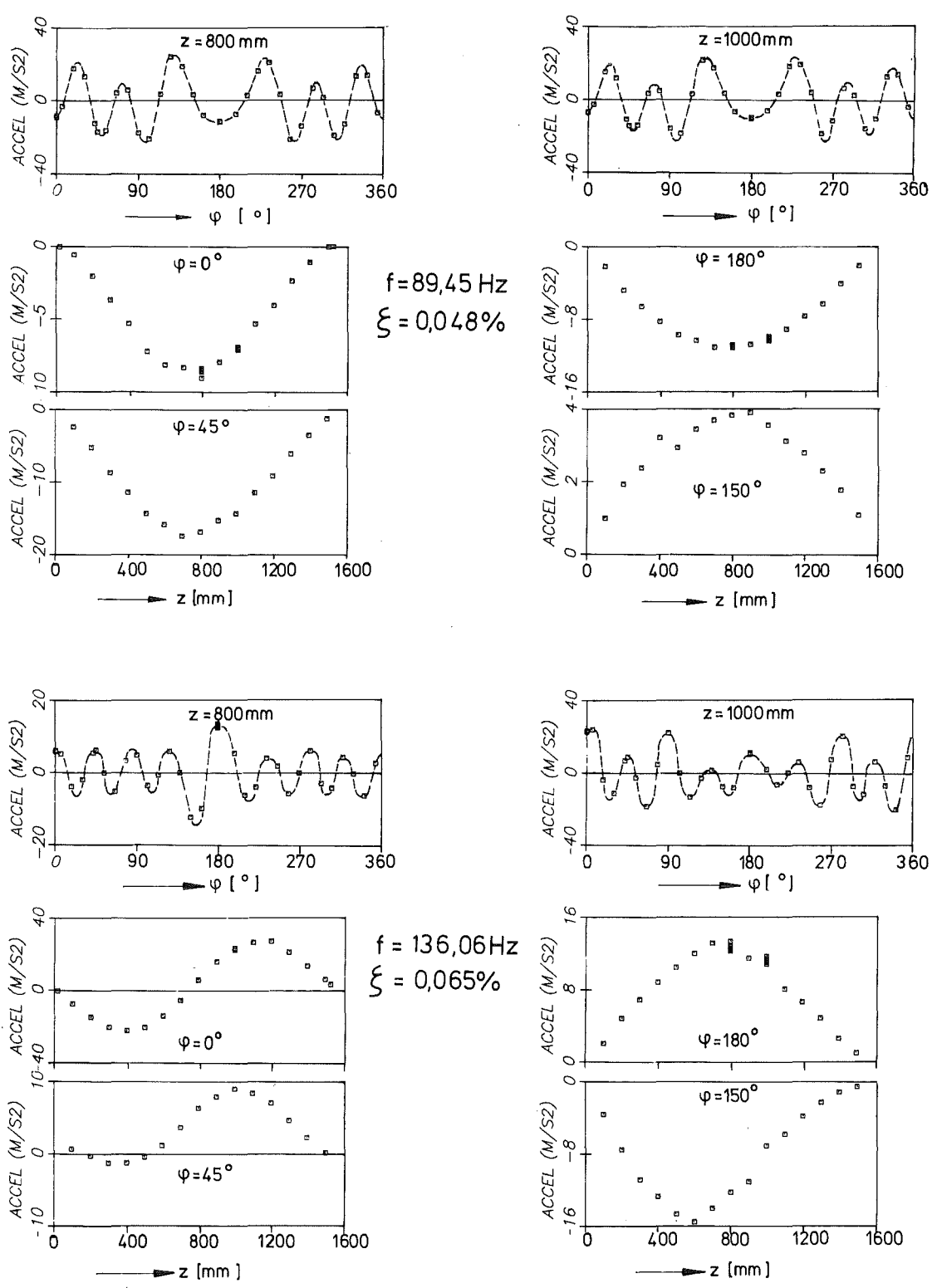


Abb.6: Typische Eigenschwingungsformen der wasser-gefüllten Zylinderschale

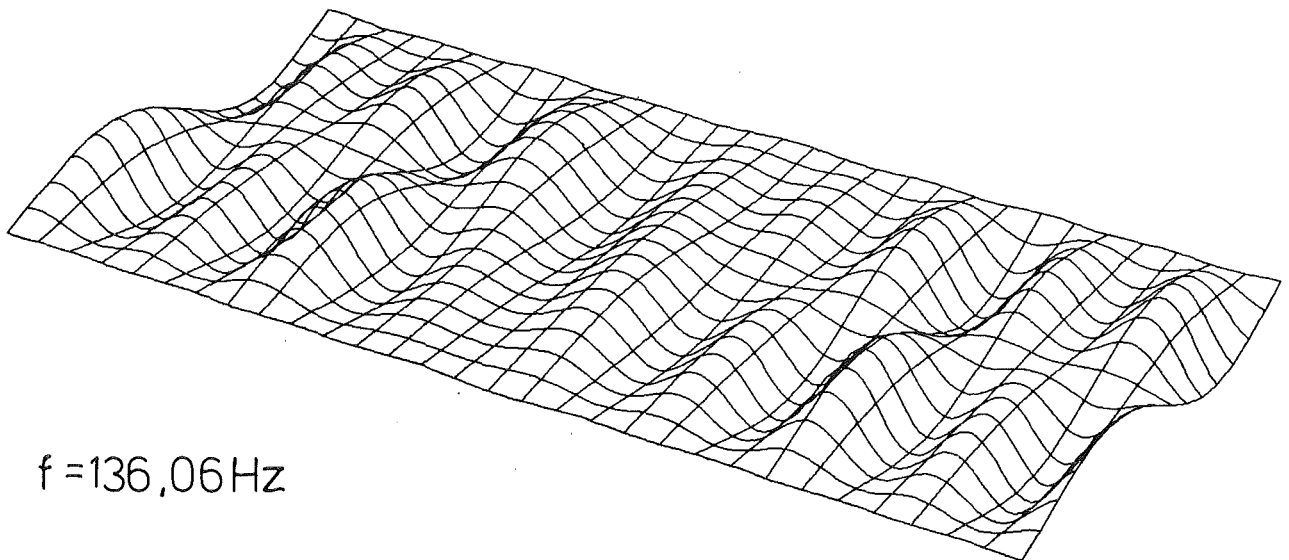
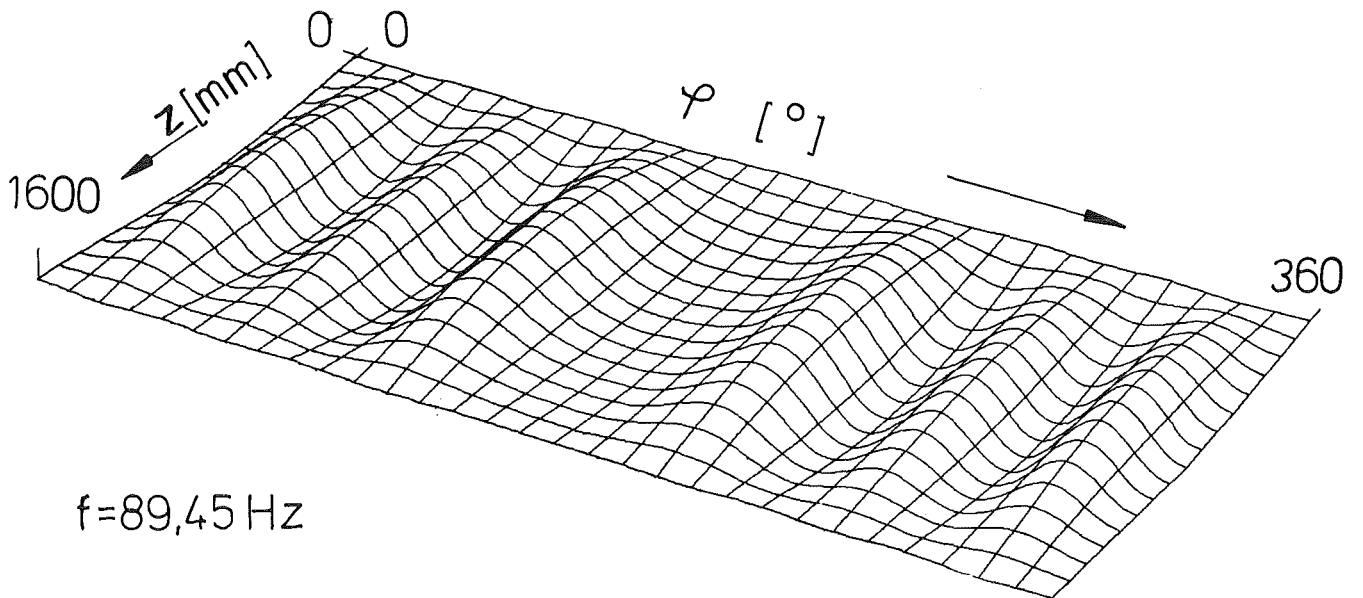


Abb.7: Relief-Diagramme der approximierten Eigen-
schwingungsformen der wassergefüllten
Zylinderschale

5. Literatur

[1] W. Gulden, B. Göller, R. Krieg: Analysis of the Mechanical Behavior of LWR-Containments under Accident Conditions, Workshop on Containment Integrity for Nuclear Power Reactors, Washington, D.C., June 7-9, 1982

[2] F. Eberle, J. Kadlec, R. Scharnowell: Vergleich vier verschiedener Methoden der experimentellen Modalanalyse. VDI-Berichte Nr. 456, 1982, Seite 195 bis 200

06.01.18 Reaktor-Ströfalltrainer

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

1. Einleitung

Menschliches Verhalten beim Betrieb von Kernkraftwerken wird heute als ein entscheidender Sicherheitsfaktor angesehen /1/. Nach der Definition von Goodstein und Rasmussen /2/ lassen sich die Bereiche des fertigkeit-, des regelbedingten und des kenntnisbedingten Handelns unterscheiden. Das Betriebspersonal eines Kernkraftwerkes bewegt sich überwiegend im Bereich der fertigkeit- und regelbedingten Handelns. Entsprechend ist auch die inzwischen bewährte Ausbildung ausgerichtet. Vom verantwortlichen Führungspersonal wird jedoch erwartet, daß es über Wissen verfügt, das weit über diese Bereiche hinausgeht und sich überwiegend im kenntnisbedingten Rahmen bewegt. Gerade in Krisensituationen obliegt es dieser Gruppe, Entscheidungen zu treffen und Gegenmaßnahmen zu veranlassen, die im Extremfall sogar im Widerspruch zu eingeübten Fertigkeiten und festgeschriebenen Regeln stehen können.

Handlungen im kenntnisbedingten Bereich, für die noch keine Vorschriften im Betriebshandbuch vorhanden sind oder die gar im Widerspruch dazu stehen, setzen ein fundiertes Anlagenwissen voraus. Die sichere Diagnose der gegebenen physikalischen Situation muß aufgrund der verschiedenen in der Warte verfügbaren Informationsquellen (Reaktorschutztafel, Linienschreiber, Analoganzeigen, Meldeschlitze, Rechnerausdrucke) und auf der Basis einer genauen Kenntnis der Anlage gestellt werden. Die Übertragung des angezeigten Zustands auf den wahren Zustand der Anlage muß im Störfall u.U. nach einem gegenüber dem Normalfall modifizierten Schema vorgenommen werden, da z.B. auch im Bereich der Anzeigen Störungen auftreten können. Wichtig ist daher die Einübung eines Diagnoseverhaltens, das sich nicht auf Routine sondern ganz auf das physikalisch-technische Verständnis der Anlage stützt. Zur Übung dieses Verhaltens ist der Störfalltrainer gedacht. Er ergänzt die bereits vorhandenen Schulungstechniken wie Unterricht und Simulatortraining.

2. Einbettung des Störfalltrainers in bestehende Schulungssysteme

Der Störfalltrainer weist einige Fähigkeiten auf, die von anderen Lehrmitteln nicht in gleicher Weise geboten werden können. Andererseits sind Funktionen, die für sein Schulungsziel nicht von zentraler Bedeutung sind, nicht ausgebaut. So reagiert, im Gegensatz zum Reaktorsimulator, der Störfalltrainer im Ablauf des Störfalles nicht auf Eingriffe, vielmehr wird ein vorher festgelegter Störfallablauf wiedergegeben (Unterbrechungen und Wiederholungen sind möglich). Dagegen bietet der Trainer den Vorteil, z.B. tatsächlich abgelaufene Störfälle originalgetreu wiederzugeben, ohne Einschränkungen durch die begrenzten Möglichkeiten eines Simulators. Außerdem läßt sich ein und derselbe Störfall modifizieren, so daß er nicht nach kurzer Zeit als ein 'schon dagewesener' erkannt wird.

Gegenüber anderen Hilfsmitteln, die dem selben Lehrziel dienen (Dias, Papierunterlagen, Protokolle), bietet der Störfalltrainer die Vorteile des zeitlich realistischen Ablaufs und die Möglichkeit, die Vielzahl der in der Warte verfügbaren Informationen rasch und in einer an die Warten-Darstellung angelehnten Form abzufragen.

Der Störfalltrainer ist so ausgelegt, daß er in jedem Kernkraftwerk stehen kann; das gilt sowohl für seine Hardware d.h. Baugröße, Rechnertyp, Kosten u.s.w. (Bürocomputer, ca. 100 TDM), als auch seine Software, zum einspielen und archivieren von Störfällen und für ihre Modifikation. Auf den letzten Punkt wird dabei besonderer Wert gelegt. Es soll leicht möglich sein, eine Modifikation eines Störfalles vorzunehmen. Dies ermöglicht als neue Übungsmethode die Vertauschung der Positionen des Lehrenden und Lernenden. Die Übungen können so einen Spielcharakter erhalten, der sie interessanter macht, als das Studium von Akten über den einen oder anderen Störfall.

Die in den Störfalltrainer einzubringenden Störfälle sind überwiegend historischer Natur, wobei die Übertragung von Störfällen aus anderen Anlagen eine wesentliche Quelle für den Aufbau des Störfallarchivs darstellt. Jeder Betreiber eines Kernkraftwerkes sollte über ein eigenes Archiv verfügen, das seinem Bedarf entspricht.

3. Darstellen von Störfällen durch Störfalltrainer

Ausgehend von den Störfall- und Kraftwerksdaten wird die Kraftwerkswarte durch einen Minicomputer mit fünf alphanumerischen Bildschirmen und zwei Druckern simuliert. Ein Störfallverlauf kann dynamisch in Realzeit, verzögert, beschleunigt oder mit zeitlichen Sprüngen dargestellt werden, wobei auch Unterbrechungen möglich sind. Diese Ablaufsteuerung erfolgt von dem ersten Bildschirmplatz aus, der aber auch für beliebige Datenabfragen ergänzend zur Verfügung steht.

Den anderen vier Bildschirmen sind bestimmte Informationsarten zugeordnet, die Datenauswahl innerhalb einer solchen Gruppe erfolgt durch Eingaben an der jeweiligen Tastatur. Zwei Bildschirme zeigen zwei beliebig wählbare Meßwertgruppen, entweder durch Balkendiagramme mit eingeblendeten Grenzwerten oder durch Kurvenverläufe (Meßgeräte- und Schreibernachbildung). Die Reaktorschutztafel auf einem weiteren Bildschirm umfaßt etwa 20 Seiten, auf denen durch eine einfache Graphik die Logik des Reaktorschutzsystems mit den zugehörigen Rückmeldungen dargestellt wird. Eine Meldungsauswahl nach Anlagenbereichen und Meßwertarten für den vierten Bildschirm basiert auf dem in diesem KKW gültigen Kennzeichen-System bzw. auf einer Auswahl von frei definierbaren Meldungs- und Zustandsgruppen (Simulation von Signalgruppen in der Warte). Anstehende Meldungen und aktuelle Zustände können bezüglich der verschiedenen Anlagenbereiche und Signalarten auf diesem Bildschirm aufgelistet werden oder auf einem der Drucker, der darüber hinaus wie in der realen Warte sämtliche Meldungen protokolliert. Der zweite Drucker dient der Ausgabe von Meßwertverläufen beliebiger zurückliegender Zeitbereiche und beliebiger zeitlicher Auflösung.

Für die Ablaufsteuerung und die Auswahl der Informationen bietet das System dem Benutzer Kommandomenüs an, die gegebenenfalls durch Erfragen von Parametern ergänzt werden.

4. Erstellen von Störfalldateien

Der Störfalltrainer führt einen Zustandsvektor für alle Analogwerte (ca. 1600) und alle Binärmeldungen (ca. 5000). Diese Daten charakterisieren zunächst den Normal- bzw. Ausgangszustand des Kernkraftwerkes vor dem Störfall, z.B. 100% Leistung. Der Störfall wird nun durch zeitabhängige Änderung der Analogwerte und der Binärmeldungen dargestellt. Die dazu notwendige Information ist in einer Störfalldatei gespeichert. Dort ist in zeitlicher Reihenfolge festgelegt, welche Daten im Zustandsvektor wann geändert werden sollen.

Für jeden Störfall muß solch eine Datei erstellt werden. Erfolgt ein Störfall von anderen Startbedingungen als von 100% Leistung aus, so muß auch hierfür eine entsprechende Datei erstellt werden.

Für die Erstellung einer Störfalldatei gibt es drei verschiedene Entwicklungsstufen, die nachfolgend erläutert werden. Sie alle werden durch einen 'Störfallditor' unterstützt, der sich in der Entwicklung befindet, und später auf dem Computer des Störfalltrainers implementiert werden soll. Im KfK wird hierzu die vorhandene IBM 3033 eingesetzt.

4.1 Erstellung einer Störfalldatei aus Akten

Bei dieser Art der Bereitstellung einer Störfalldatei werden sämtliche Daten von Hand eingegeben und in verschiedenen Dateien abgelegt. So die Folge der Binärmeldungen mit Uhrzeit und Nummer, und der Verlauf der vorhandenen Analogwerte als Wertetabellen. Diese Störfallreferenzdatei enthält nun alle typischen Daten und dient zur Archivierung. Ausgehend von diesem Zustand kann man nun die einzelnen Tabellen im Dialog auf der Rechenanlage ändern und so den Störfall modifizieren bzw. verschleiern. Die aufbereiteten Daten werden abschließend durch ein Rechenprogramm vereinigt und in der zeitlichen Reihenfolge sortiert. Damit ist die Störfalldatei erstellt.

Diese Art der Erstellung der Störfallreferenzdatei und ihre Prüfung ist sehr aufwendig. Außerdem ist bei diesem manuellen Verfahren die Anzahl der verfügbaren Analogsignale i.a. stark eingeschränkt (ca. 20-30) und gibt durch ihre Auswahl möglicherweise schon Hinweise auf die Störfallursache. Schließlich ist bei diesem Verfahren die Modifikation von Störfällen nur in begrenztem Umfang möglich, da vielfach Änderungen im Verlauf der Analogsignale auch damit konsistente Änderungen in den Binärsignalen erfordern. Diese Nachteile werden durch die nachfolgend beschriebenen Arten der Erstellung einer Störfallreferenzdatei abgebaut.

4.2 Erstellung einer Störfalldatei aus Magnetbandaufzeichnungen und Berechnungen

Es ist teilweise heute schon üblich in einem Kernkraftwerk die für eine spätere Störfallanalyse wichtigen Analogsignale, ähnlich einem Fahrtschreiber, ständig auf einem Magnetband aufzuzeichnen. Diese Daten können durch ein entsprechendes Rechenprogramm in die Form einer Störfallreferenzdatei gebracht werden. Dieses Rechenprogramm muß aber speziell auf die Aufzeichnungsweise des betroffenen Kernkraftwerkes abgestimmt sein. Ergänzt man die

Aufzeichnung der Anlagsignale um eine ähnliche Dokumentation der Binärmeldungen so kann man die Bereitstellung der Störfallreferenzdatei automatisieren.

Gegenüber dem Verfahren nach 4.1 wird damit eine wesentliche Erleichterung erreicht. Man kann jetzt auf mehr als 100 Analogwerte zugreifen und die manuelle Eingabe von Daten und ihre Prüfung entfällt.

4.3 Ableitung von Binärmeldungen aus Analogwertverläufen

Bei der Übertragung von Störfällen von einem Kernkraftwerk auf ein anderes können i. a. die Analogwerte ohne Änderung übernommen werden. Bei den Binärmeldungen jedoch muß berücksichtigt werden, daß jedes Kernkraftwerk seinen eigenen Satz von Binärmeldungen hat. In einem letzten Entwicklungsschritt sollen nun Binärmeldungen aufgrund der (modifizierten) Analogwerte der Störfallreferenzdatei abgeleitet werden. Ein großer Teil der Binärmeldungen dokumentiert das Überschreiten von Grenzwerten analog aufgezeichneter Größen, ein anderer Teil ist im Normalfall unmittelbar aus dem Ansprechen von Reaktorschutzsignalen o.ä. vorhersagbar. Dies legt den Gedanken nahe, die Binärmeldungen, die sich aufgrund der (modifizierten) Analogwerte ergeben unmittelbar aus den Analogwerten selbst abzuleiten. D.h. die Logik der Rechenprogramme und Grenzwerttabellen, die derzeit im Kernkraftwerk zur Ableitung von Binärmeldungen dienen und die automatischen Aktionen des Reaktorschutzes müssen in ein Rechenprogramm integriert werden, dem als Eingabe die Analogwertverläufe zur Verfügung stehen. Es spielt dabei nur noch eine untergeordnete Rolle, ob die Analogwertaufzeichnungen aus dem eigenen Kernkraftwerk, aus einem anderen Kernkraftwerk oder gar aus Rechnungen mit großen Rechenprogrammen wie RELAP, TRAC oder DRUFAN stammen.

Binärmeldungen, die den Zustand einer Komponente beschreiben z.B. Ventil auf oder zu sind aber nach wie vor nach der in Punkt 4.2 beschriebenen Weise in den Störfalltrainer einzubringen..

5. Anwendungsfeld für den Störfalltrainer

Auf längere Sicht werden folgende Anwendungen des Störfalltrainers möglich:

- a) Darstellung eines nicht modifizierten Störfalles, wenn Änderungen in den Binärmeldungen bzw. Grenzwerten des eigenen Kernkraftwerkes vorgenommen wurden, oder wenn neue Meßgrößen eingeführt wurden.
- b) Modifikation eines Störfalles.

- c) Übertragung eines Störfalles von einem Kernkraftwerk auf ein anderes.
- d) Darstellung von Störfällen, die aus einer Rechenprogrammanalyse (DRUFAN, ALMOD, RELAP, TRAC) stammen.
- e) Aufbau einer zentralen Bibliothek von Störfällen.

6. Schluß

Die hier aufgezeigten Möglichkeiten des Einsatzes und der Handhabung des Störfalltrainers umreißen die notwendigen Arbeiten zu seiner Verwirklichung. Zur Erprobung dieses Konzepts wurde ein Prototyp des Störfalltrainers entwickelt, der sich an zwei verschiedenen Kernkraftwerken orientiert. Für diesen Prototyp erfolgt die Erstellung der Referenzdatei nach dem in 4.1 geschilderten Verfahren. Die Anzeigefähigkeiten wurden aber in vollem Umfang realisiert.

/1/ H. Schnauder, D. Smidt:

Der Faktor Mensch beim Betrieb von Kernkraftwerken mit besonderer Berücksichtigung von Krisensituationen, KfK 3234, Oktober 1981

/2/ L. Godstein. J. Rasmussen:

The Use of Man-Machine System Design Criteria in Computerized Control Rooms

Beitrag in A.B. Anne, J. Vlietsha (eds), Automation for safety in shipping and offshore Petroleum Operations

North Holland Publ. Comp. (1980)

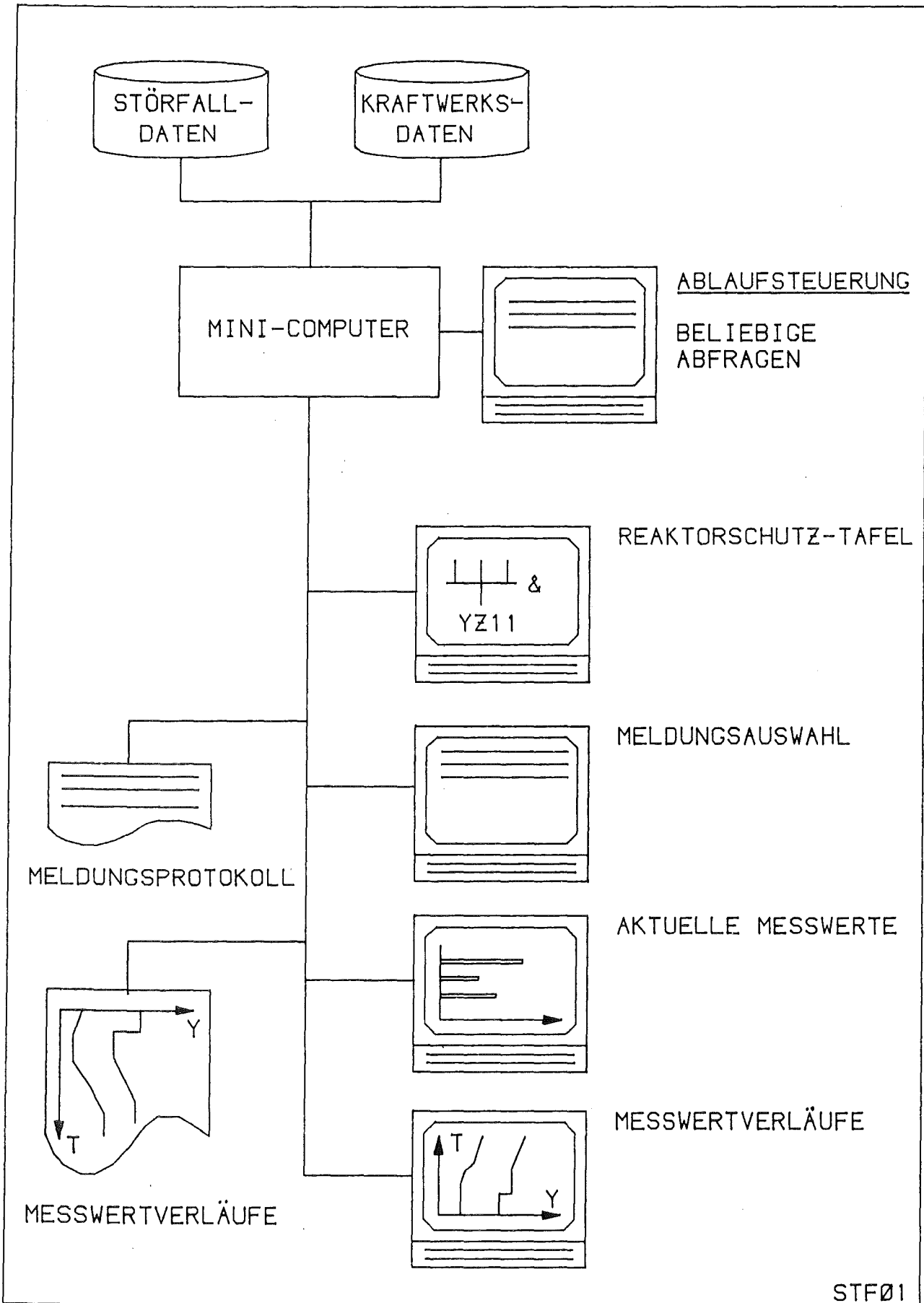


Abb. 1: Ausgabegeräte des Störfalltrainers

- 06.01.03 Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und
Anwendung bei Blowdown-Experimenten
- 06.01.03/16A Entwicklung von strömungsformabhängigen Kondensations- und
PNS 4140 Schlupfmodellen in einer Zweiphasen-Düsenströmung
(M. Wadle, IRE)

Einleitung

Die in der Reaktorsicherheitsforschung eingesetzten Zweiphasen-Rechencodes beinhalten neben den physikalischen Erhaltungsgleichungen Stoffgesetze, die sogenannten konstitutiven Gleichungen, die z.B. den Massen- oder den Momententransfer zwischen den einzelnen Phasen beschreiben. Dieser Übergangsmechanismus ist von der Art der Strömung abhängig.

Ziel des nun begonnenen Forschungsvorhabens ist es, Modelle für den Kondensationsvorgang und den Momentenaustausch zwischen flüssiger und gasförmiger Phase in einer Düsenströmung zu entwickeln, in geeignete Rechenprogramme zu implementieren und anhand von gut instrumentierten Grundlagenexperimenten zu verifizieren.

Versuchseinrichtung, Meßdatenerfassung und Experimentierprogramm

Als geeignete Versuchseinrichtung stand im IRE die in Lit. /1/ beschriebene Düsenteststrecke zur Verfügung. Aus theoretischen Betrachtungen und meßtechnischen Gründen sollte der Kondensationseffekt durch Druckrückgewinn in der Querschnittserweiterung bewirkt werden. Eine Skizze des Untersuchungsbereiches, in der auch sämtliche Meßgeräte eingezeichnet sind, zeigt Abb. 1. Das Konzept des Diffusorbetriebes sowie die Erweiterung der bisherigen 6-Strahl-Dichtemeßeinrichtung (DME4) auf 8 Strahlengänge zur besseren Auflösung des Dichteprofils, das Anbringen weiterer Druckaufnehmer und Thermolemente und die beiden zusätzlichen Dichtemeßeinrichtungen DME2 und DME5 im Vergleich zu früheren Messungen bedingten aus Festigkeitsgründen eine vollständige Umkonstruktion des Tragegestells der Teststrecke. Weiterhin sollte mit einer traversierbaren Pitotsonde das nach der Erweiterung zu erwartende Totwassergebiet vermessen werden. Die endgültige Gesamtkonstruktion der Versuchseinrichtung, den Detailaufbau der erweiterten 8-Strahl-DME und die genaue Lage der Pitotsonde zeigen Abb. 2 und 3.

Die Meßwerte der Thermoelemente und der Druckaufnehmer wurden in PCM-Technik auf Band genommen, digitalisiert und anhand von Eichkurven ausgewertet. Von den Signalen der Pitotsonde wurden x-y-Schriebe erzeugt.

Basierend auf Vorausrechnungen mit dem auf die neue Strömungsrichtung eingestellten Code DUESE wurde eine Versuchsmatrix erstellt. Die Rechnungen hatten ergeben, daß der Kondensationseffekt bei großen Massenströmen und kleinen Dampfmassengehalten besonders ausgeprägt und auch meßtechnisch gut zu erfassen sein sollte.

Aus versorgungstechnischen Gründen waren im Jahre 1982 noch keine Tracerver-
suche zur Schlupfbestimmung möglich, sie sind für März/April 1983 vorgesehen. Lieferschwierigkeiten verzögerten den Einbau der DME2, die deshalb erst im Frühjahr 1983 zur Verfügung steht.

Nach Abschluß der Umkonstruktion konnten dann im Juli und August 1982 insgesamt 110 Versuche mit der in den stationären Zweiphasenkreislauf des IRB eingebauten Teststrecke durchgeführt werden. Davon waren ungefähr 2/3 Dampf-Wasser-Versuche. Die Versuchsmatrix für diese Experimente zeigt Abb. 4, für die Wasser-Luft-Experimente Abb. 5.

Rechenprogramme

Im IRE stehen zur Nachrechnung von Zweiphasenproblemen mehrere Rechenprogramme zur Verfügung. Bisher wurden im Rahmen dieser Untersuchung drei verschiedene Codes verwendet.

DRIX - Dieser im IRE-6 entwickelte 2D-Code löst die instationären Erhaltungsgleichungen (5) der Physik mittels ICE-Technik und verwendet zusätzlich eine dynamische Drift-Flux-Approximation. Bei der Anwendung auf die aktuelle Teststreckengeometrie zeigten sich bei längeren Rechenzeiten erhebliche Druckoszillationen im Bereich der Erweiterung, die bisher eine erfolgreiche Nachrechnung von Experimenten nicht ermöglichten.

KFIX - Rivard und Torrey entwickelten zur Nachrechnung von Blowdownexperimenten den Computercode KFIX, der dreidimensional sämtliche 6 Erhaltungsgleichungen voll implizit löst. Im IRE ist nur eine an die HDR-Geometrie angepaßte Version des Codes vorhanden, in der zusätzliche Terme zur Fluid-Struktur-Wechselwirkung implementiert sind, aber keine Modelle zur Berücksichtigung der Reibung. Im Laufe des Jahres

konnte jedoch eine Version des Codes hergestellt werden, die den Versuchen angepaßt ist. Anwendungsrechnungen mit dieser Version wurden jedoch noch nicht durchgeführt.

DUESE - In den DUESE-Code wurde die Strömungsbilderkarte nach Mandhane eingebaut und die Geometrie auf die neue Durchströmungsrichtung eingestellt. DUESE rechnet eindimensional mit variablem Querschnitt und beinhaltet eine Drift-Flux-Näherung und ein Verdampfungsmodell. Es werden 4 Erhaltungsgleichungen der Physik gelöst. Ein erstes Kondensationsmodell für den Bereich der Erweiterung wurde implementiert. Es geht davon aus, daß am Ende des dünnen Querschnitts die beiden Phasen gleiche Temperaturen angenommen haben. Nach der relativ abrupten Erweiterung, in der der Druck sehr schnell ansteigt, wird dann ein Ungleichgewicht zwischen aktueller Sattedampf-temperatur und Fluidtemperatur angenommen, das sich in einer vorgegebenen Zeit ausgleicht. Aus dieser Zeit läßt sich anhand der Geschwindigkeit ein Weg ausrechnen, auf dem sich in der bisherigen Modellversion die Temperaturdifferenz linear verringert.

Im Bereich von abrupten Querschnittsveränderungen wird in der Technik ein zusätzlicher Term zur Berücksichtigung des Carnotschen Stoßverlustes in die Impulsgleichungen eingeführt. Für Zweiphasenströmungen gibt es einige Modelle, die in Lit /2/ zusammengefaßt sind.

Aus dem Bereich der einphasigen Strömung läßt sich zeigen, daß der zusätzliche Term exakt

$$P_{\text{verl}} = K \cdot \frac{\rho v^2}{2g} \quad \text{beträgt}$$

$$\text{mit } K = \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2$$

A_1 - kleiner Querschnitt, A_2 - großer Querschnitt.

Daraus wurde für die Zweiphasenströmung der Verlustterm

$$P_v = \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2 \left(\frac{\rho_f v_f^2}{2g} + \frac{\rho_g v_g^2}{2g}\right)$$

abgeleitet, wobei A_1 und A_2 sich aus den Durchmesserwerten der aktuellen und der davorliegenden Zelle ergeben.

Dieses Modell sowie die 4 in Lit. /1/ erwähnten sind inzwischen in DUESE implementiert und können im Bereich der Erweiterung wahlweise angeschaltet werden.

Auswertung und Ergebnisse

a) Pitotsonde

Anhand der Signale der Pitotsonde konnte die Ausbildung eines Totwassergebietes nachgewiesen werden. Die dünnen Sondenröhrchen wurden jedoch teilweise mechanisch so stark belastet, daß bei den Wasser-Dampf-Versuchen die gesamte Sonde abgerissen wurde. Beim nachträglichen Einbau von Ersatzsonden war die radiale Positionierung problematisch.

Bei Wasser-Dampf-Versuchen waren die Signale stärkeren Schwankungen unterworfen als bei den Wasser-Luft-Versuchen. Aus dem radialen Verlauf läßt sich eindeutig eine Neigung des in die Erweiterung einsetzenden Freistrahls nach unten beobachten. Diese wird auf den Einfluß der Erdschwere zurückgeführt. Deutlicher ausgebildet ist der Freistrahls (kinetische Strömungsenergie) bei höheren Dampfmassenanteilen (größere Geschwindigkeit) und bei höheren Massenströmen (großes Produkt ρv^2). Der Einfluß beider Parameter auf den Durchmesser ist relativ klein (Abb. 6). Eine detailliertere Auswertung mit den Druck- und Dichtesignalen in dieser Meßebeue war noch nicht möglich.

b) Nachrechnung von Versuchen mit DUESE

Inzwischen wurde mit der Nachrechnung verschiedener Wasser-Dampf-Versuche mit dem erweiterten DUESE-Code begonnen. Dazu wurden die Versuche zunächst grob gruppiert. Kriterium war das Verhältnis von Eingangs- zu Ausgangsdruck und der Druckverlauf im dünnen Querschnitt. Die Aufteilung in Typen und die Verteilung der Versuche zeigt Abb. 7, wobei Typ E einer voll kritischen Strömung im dünnen Querschnitt bei geringem Gegendruck entspricht. Für jede der Gruppen wurde mit DUESE mindestens ein Versuch nachgerechnet.

Zunächst ergaben sich relativ große Unterschiede beim Temperaturverlauf. DUESE rechnet immer mit Sattedampfzustand. Die Differenz zwischen gemessener und gerechneter Temperatur wird auf den relativ großen Fehler der Thermoelemente, der in diesem Bereich > 3 K liegt, und einem erst nachträglich festgestellten Leck in der Vergleichsstelle zurückgeführt.

Die Temperaturen können deshalb nur vorsichtig zur Auswertung herangezogen werden.

Die homogene Programmversion berechnet nach der Erweiterung einen starken Druckrückgewinn, der auch nach der Implementierung von Stoßverlusten nur schwach gedämpft wird. Eine sinnvolle Nachrechnung der Strömung in der Erweiterung scheint damit nicht möglich (Abb. 8). Auch die Simulation eines sogenannten "backward facing step" oder die Modellierung eines konstanten Öffnungswinkels nach den Signalen der Pitotsonde ergibt einen Druckverlauf, der nicht den Meßdaten entspricht (Abb. 9).

Die Rechnung mit dem separaten Modell ergab, daß sich die Rohrrauigkeit gegenüber früheren Versuchen von 1 auf 5 μm erhöht hat. Der Druckverlauf reagiert sehr sensibel auf diesen Eingabeparameter. Die wichtigsten weiteren Parameter sind die Zahl der Tröpfchen/Bläschen pro m^3 und die Konstante in der Verdampfungsformel (Abb. 10).

Versuche der Gruppe A können sehr gut nachgerechnet werden. Es ergibt sich nach der Erweiterung im Experiment und Rechnung ein merklicher Druckrückgewinn, der im einphasigen Fall stark überschätzt, dann aber durch Einführung des Stoßmodells gut beschrieben wird. Bei den übrigen Zweiphasenversuchen der Gruppe A dämpft das Stoßmodell den Rückgewinn zu stark ab (Abb. 11).

Im Bereich der Gruppe B ist eine teilweise Nachrechnung noch möglich. Ohne Stoßmodell wird der Druckverlauf weiter stromab der Erweiterung gut genähert, mit dem Stoßmodell ergibt sich gute Übereinstimmung direkt nach der Querschnittsänderung. Es kann deshalb davon ausgegangen werden, daß bei den höher beaufschlagten Druckaufnehmern stromab die Strömung wieder anliegt (Abb. 12).

Im Bereich der Gruppen C und D erhält man gute Ergebnisse bei der Verwendung des Stoßmodells. Bei geringem Druckniveau muß aber im Vorlaufrohr die Verdampfungsrate gesteigert werden, um den starken Druckabfall im Bereich kurz vor der Erweiterung zu erklären. Dies zeigt, daß kurz bevor die Strömung überkritisch wird, in diesem Rohrteil besonders stark verdampft wird (flashing).

Nach dem vollständigen Öffnen des Gegendruckventils sinkt der Druck im weiten Querschnitt auf fast Umgebungsdruck ab. Die überkritische Strömung zeigt keinen Druckrückgewinn mehr. Das homogene Rohrreibmodell erklärt noch recht gut den Druckabfall bis zur Hälfte des Vorlaufrohres. Selbst die Rechnung mit maximal erhöhter Verdampfung im zweiten Teil

weicht stark vom gemessenen Verlauf ab. Das zweite Rohrreibmodell, das von einer Ringströmung ausgeht und in Abhängigkeit von $1/(1-\phi)^2$ einen Zweiphasenmultiplikator berechnet, überschätzt den Druckverlust im Vorlauf und versagt im Erweiterungsbereich auch (Abb. 13).

Der Test der Kondensationsprozedur anhand gemessener Dichtesignale war noch nicht möglich.

Ausblick

Als nächstes sollen die Meßwerte der Dichteeinrichtungen mit den Rechnungen verglichen und das Programm KFIX zur Nachrechnung einiger Versuche herangezogen werden.

Nach endgültiger Fertigstellung der Teststrecke werden im Frühjahr 1983 Tracer-Versuche zur Schlupfmessung in Düsenrichtung durchgeführt. Analoge Experimente in Diffusorrichtung sind für Herbst 1983 geplant. Begleitend wird die Weiterentwicklung der Codes und der Modelle fortgesetzt.

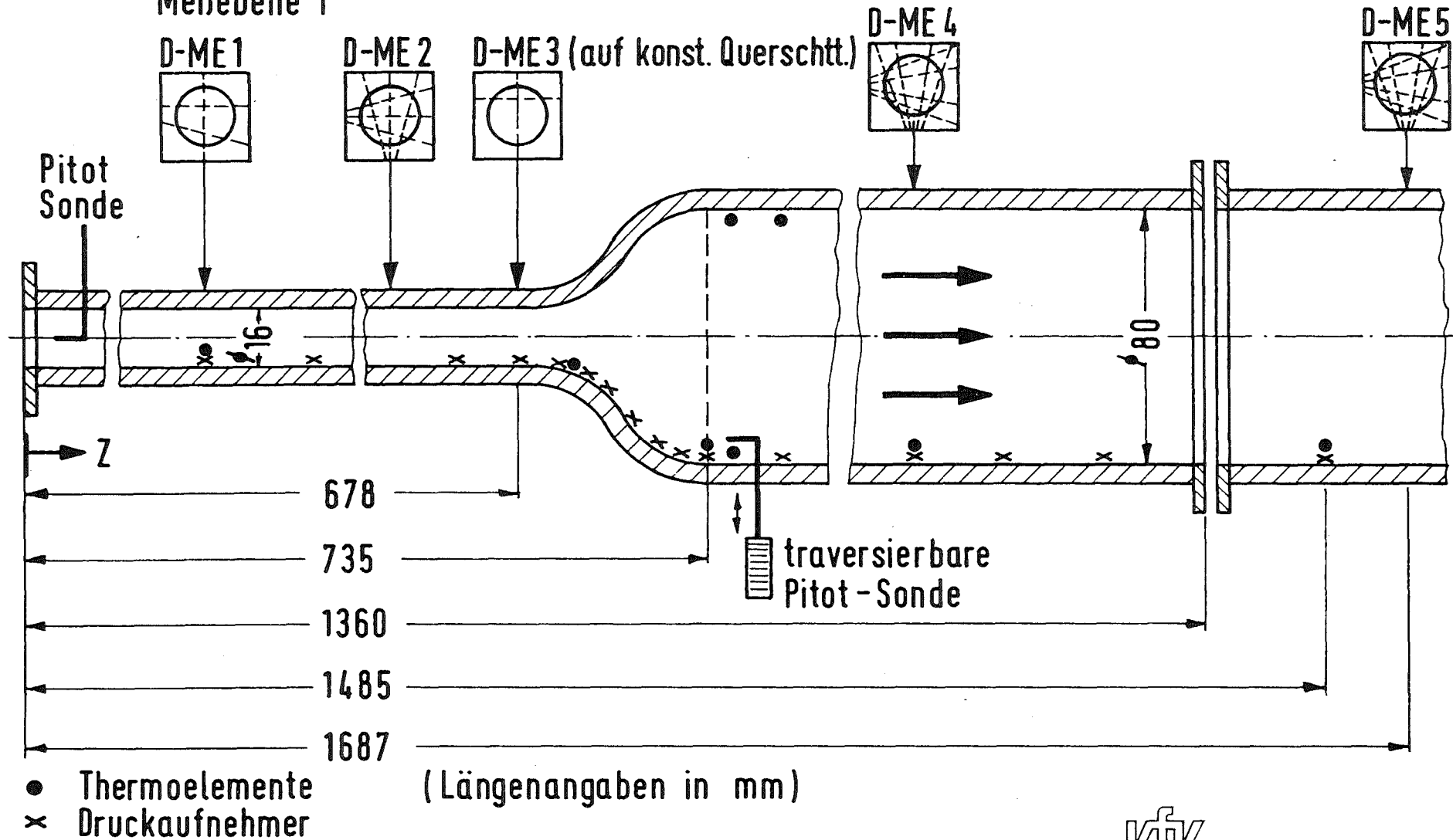
Literatur

- /1/ Kedziur, F.; John, H.; Löffel, R.; Reimann, J.
Experimental Investigation of a Two-Phase Nozzle Flow.
KfK-2902 (Juli 1980)

- /2/ Lottes, P.A.
Expansion Losses in Two-Phase Flow.
Nuclear Science and Engineering, 9, 1961, 23-31

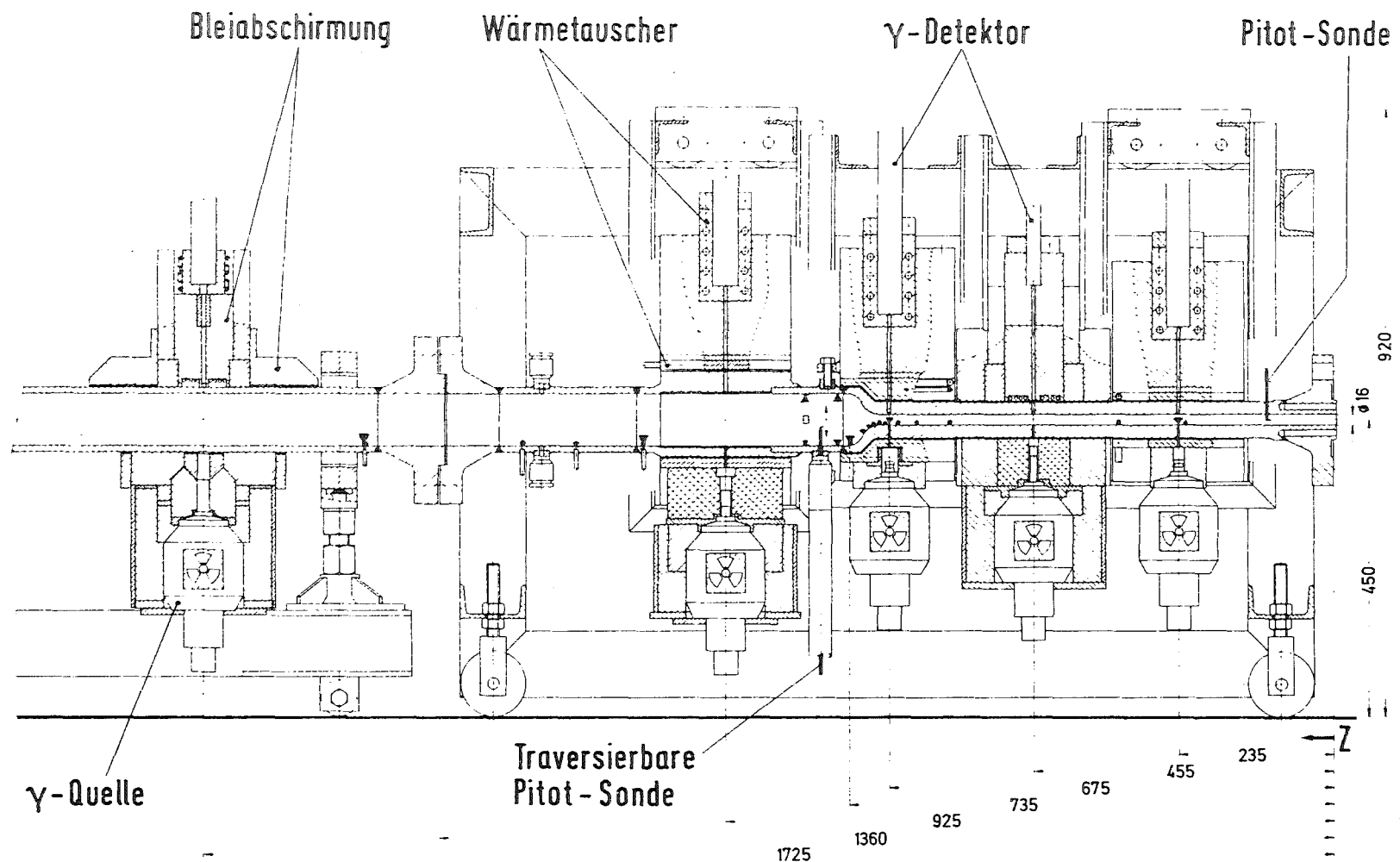
γ -Dichtemeßeinrichtung

Meße Ebene 1



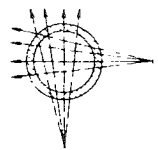
- 4100-84 -

Abb. 1 Teststrecke für Zweiphasen - Diffusorströmung



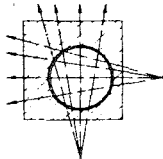
γ-Quelle

Traversierbare
Pitot - Sonde

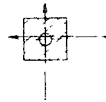


8-Strahl-Dichtemeßeinrichtung

- Druckmeßstelle
- ▼ Temperaturmeßstelle



8-Strahl



2-Strahl



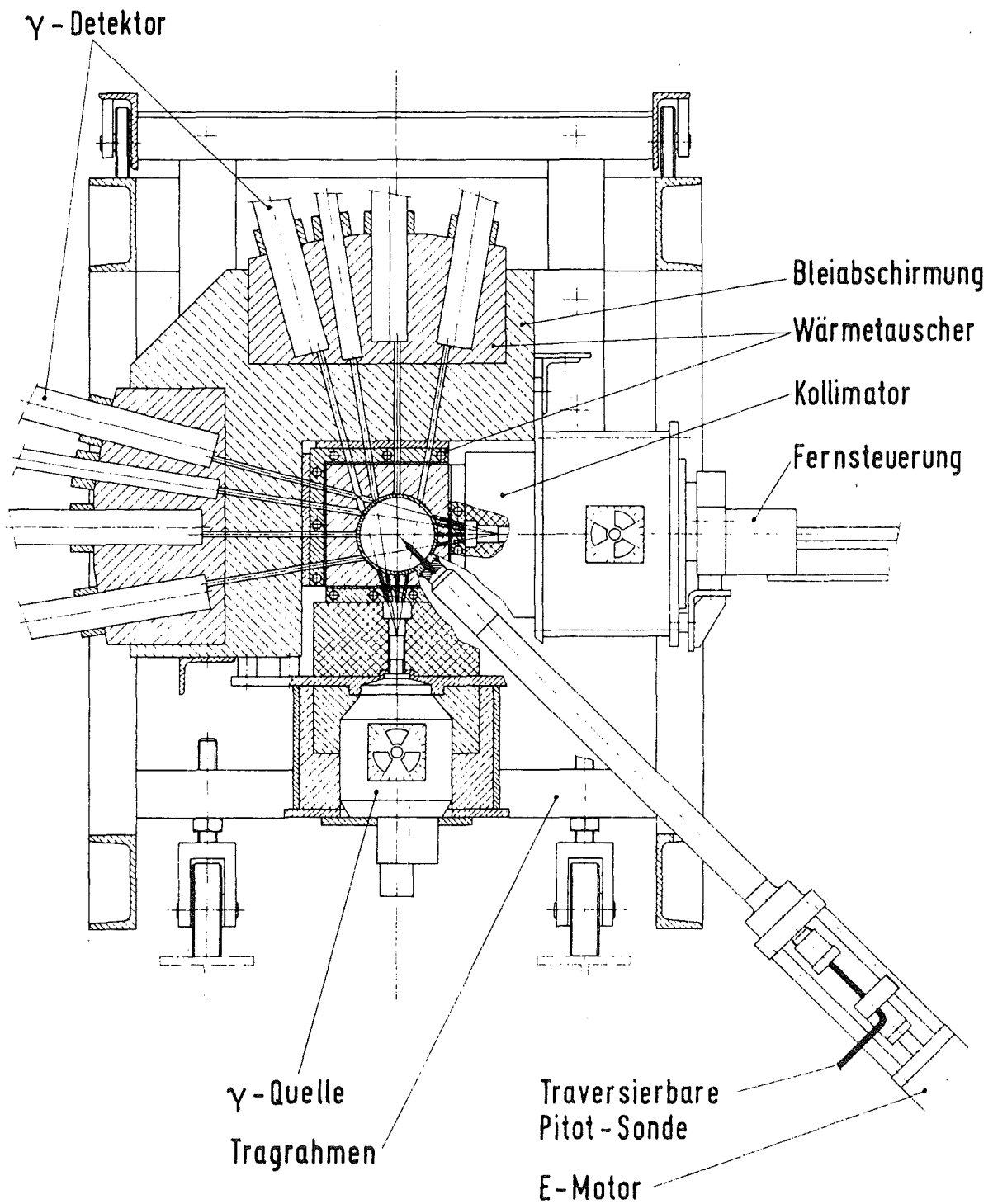
6-Strahl



3-Strahl

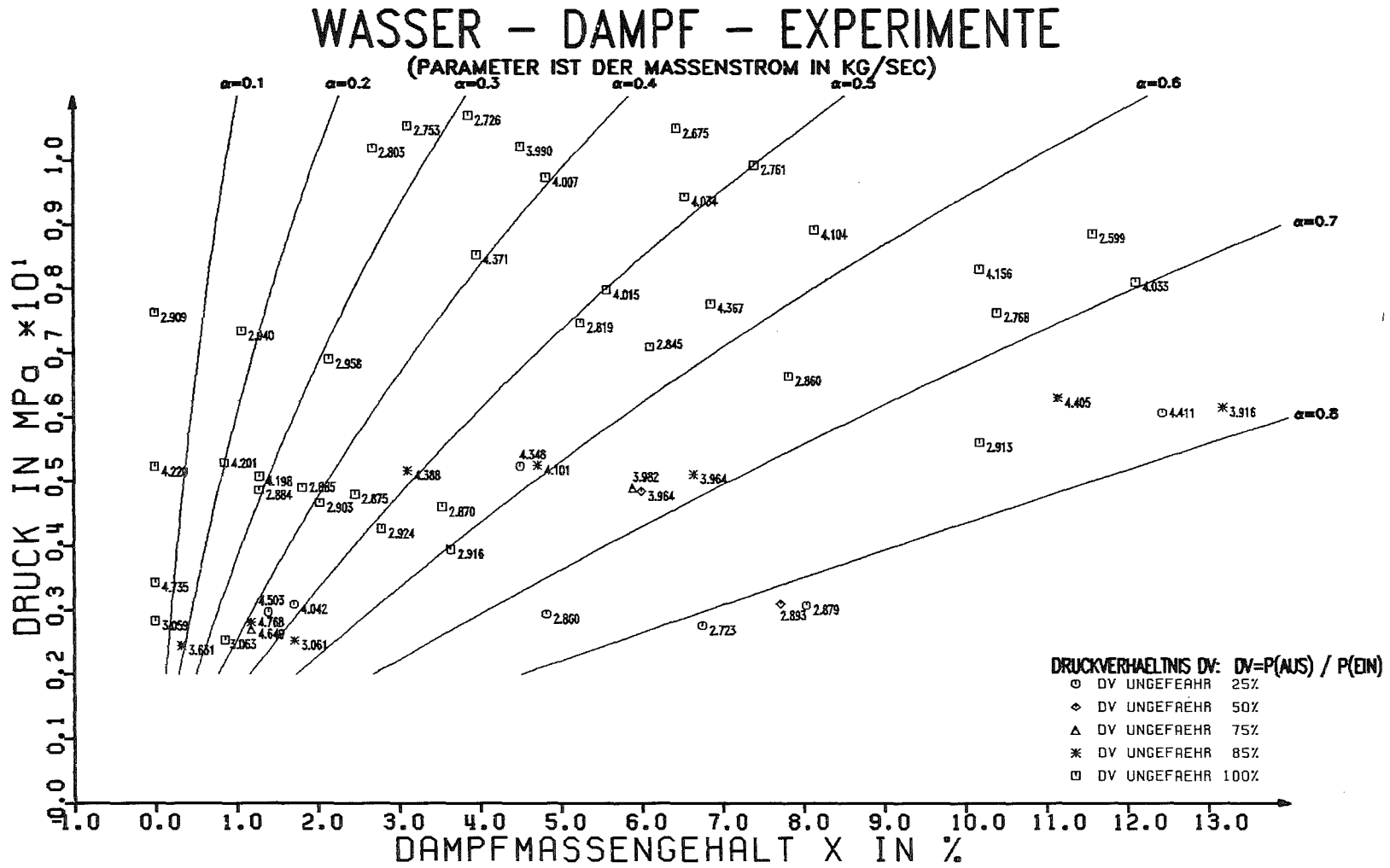


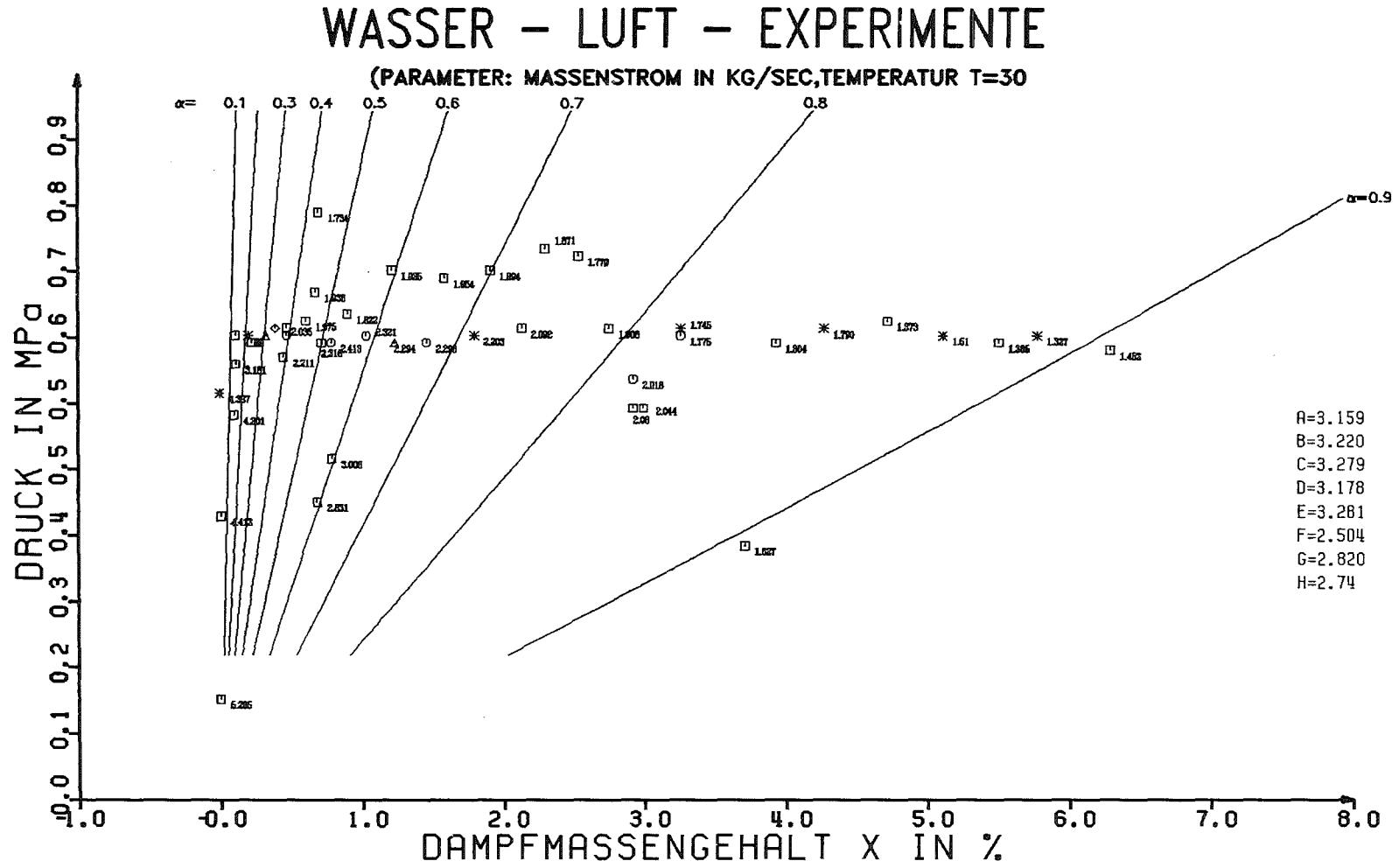
Abb. 2 Zweiphasenteststrecke



KfK

Abb. 3 8-Strahl-Dichtemessrichtung und Traversierbare Pitot-Sonde





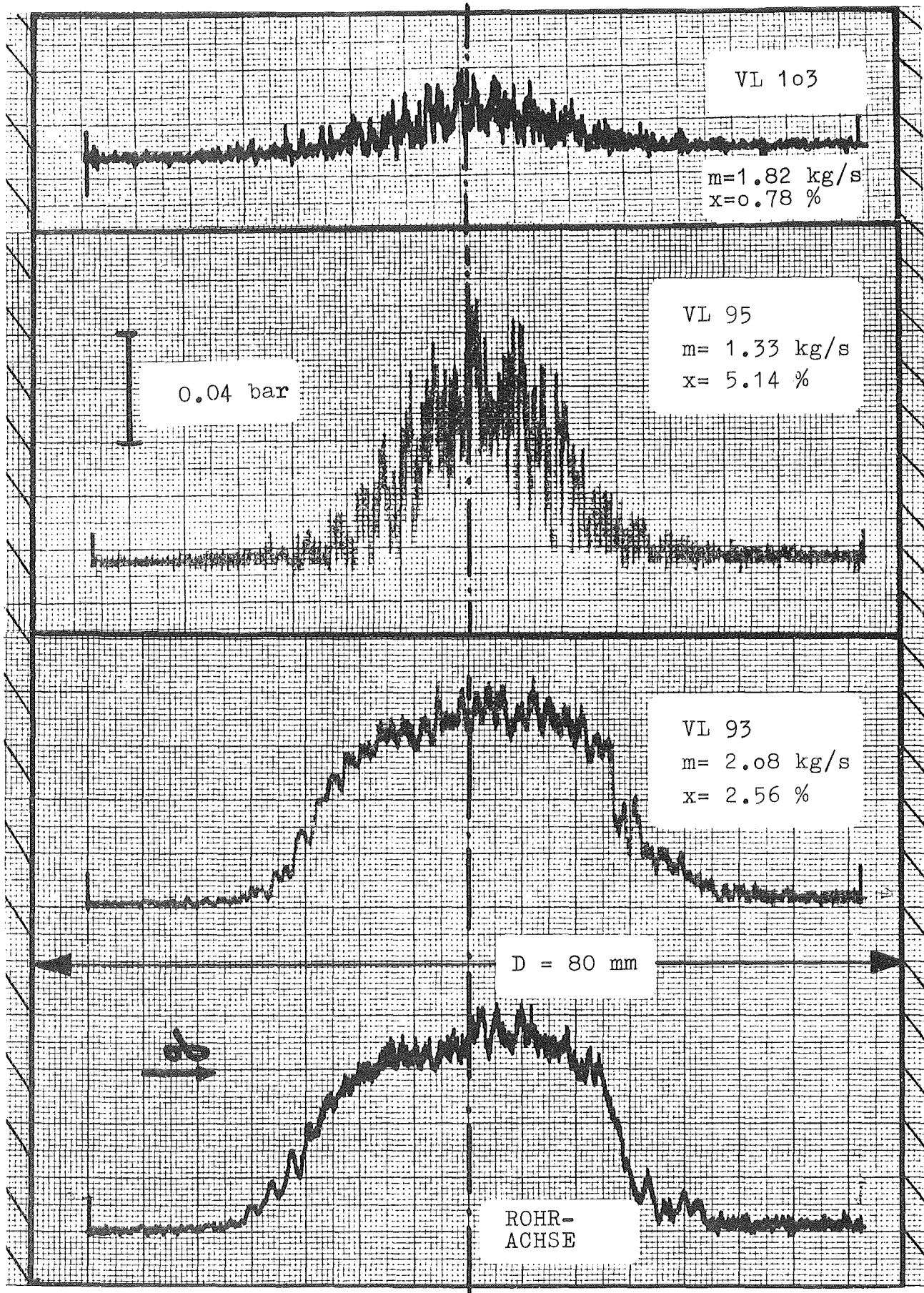


Abb. 6 Signalverlauf der traversierbaren Pitot-Sonde

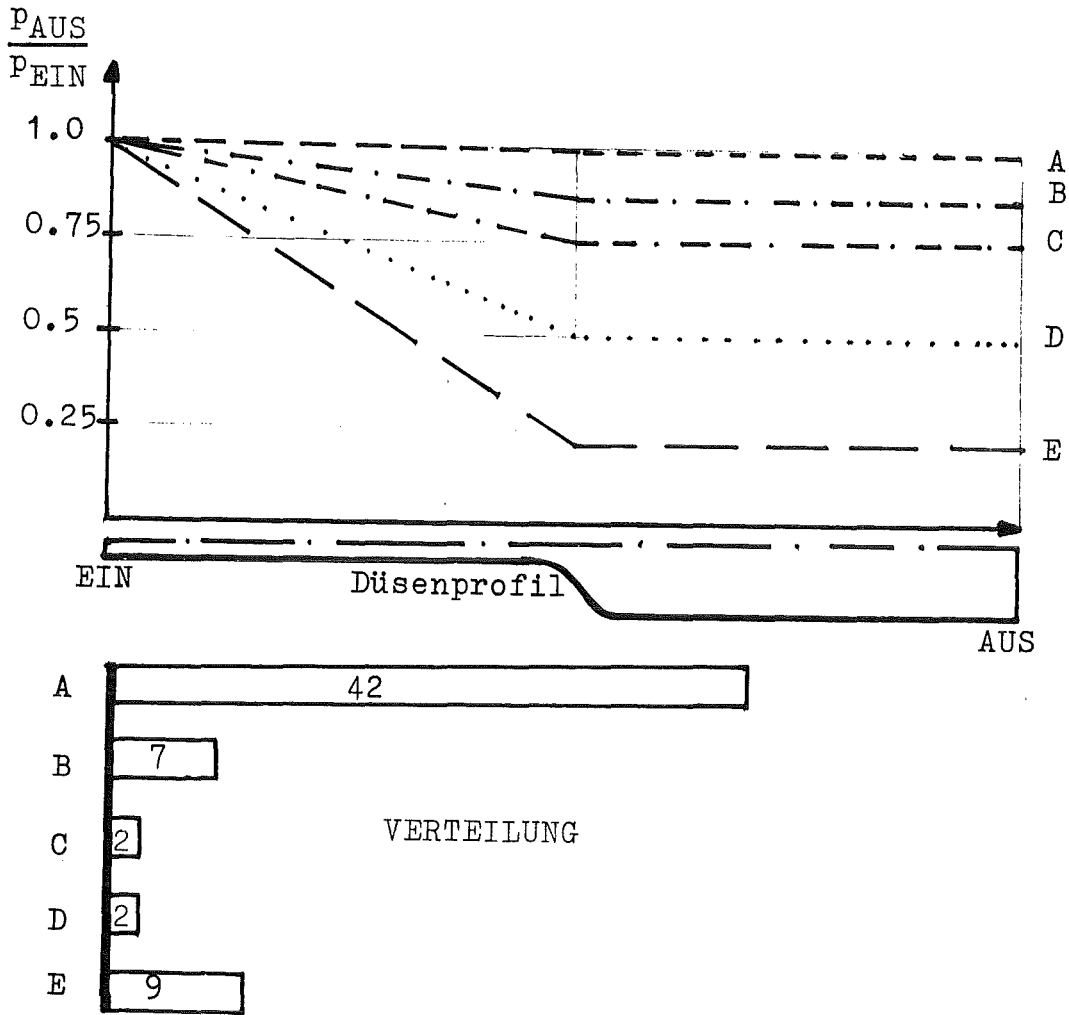


Abb. 7 Gruppierungskriterium und Verteilung der Versuche

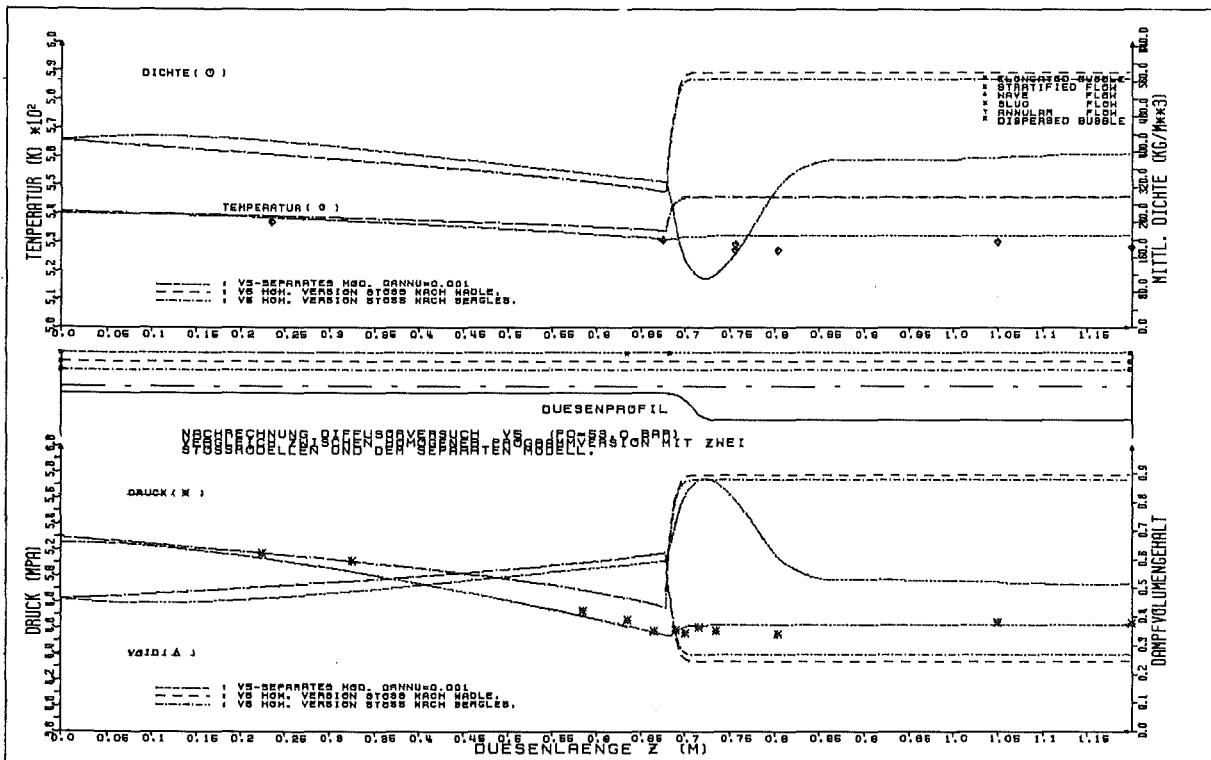


Abb. 8 Vergleich von homogenem und separatem Zweiphasenmodell

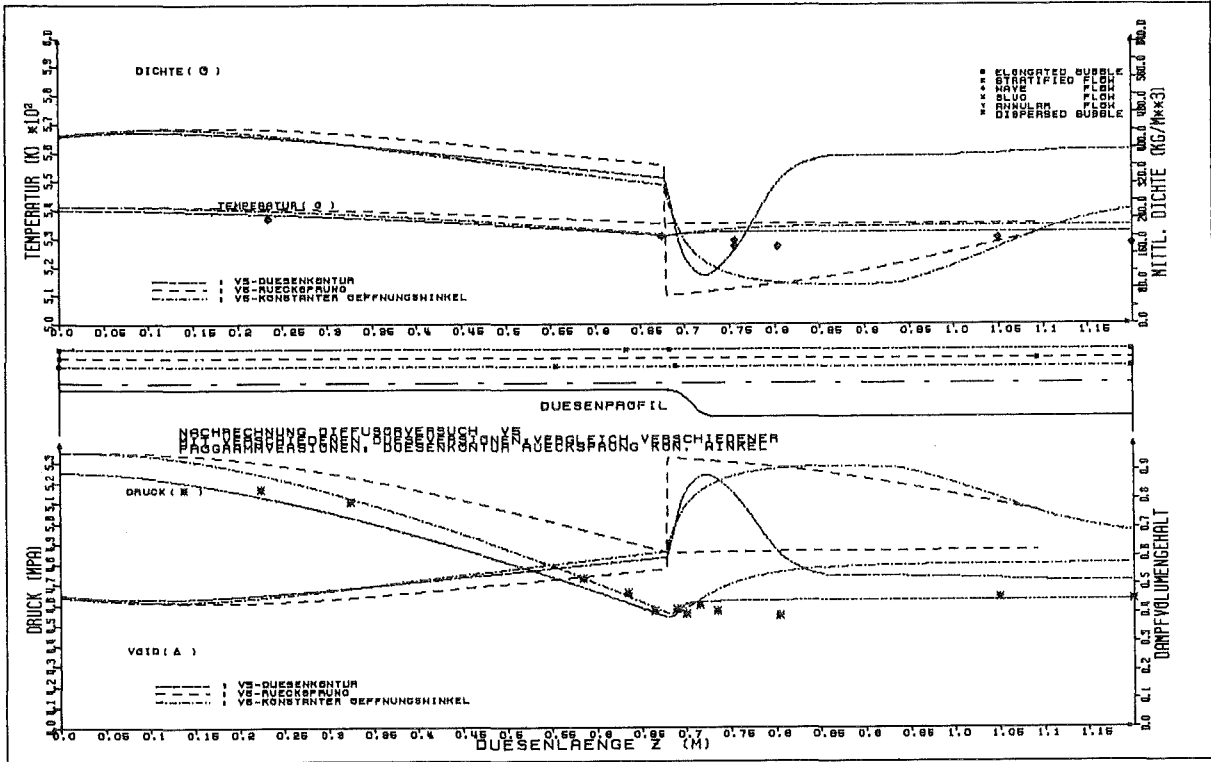


Abb. 9 Vergleich verschiedener Durchmesserprofile. Düsenkontur, Rücksprung und konstanter Öffnungswinkel.

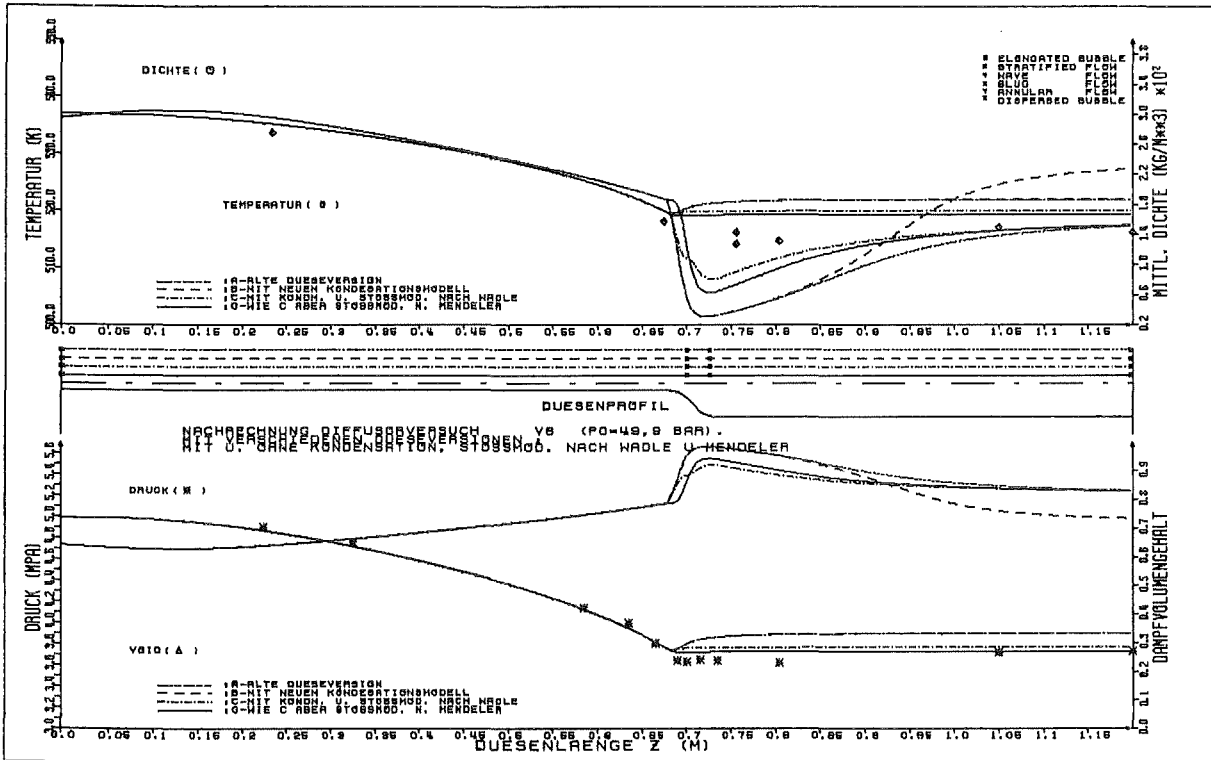


Abb. 10 Überblick über die neuen Modelle in DUESE Nachrechnung V8

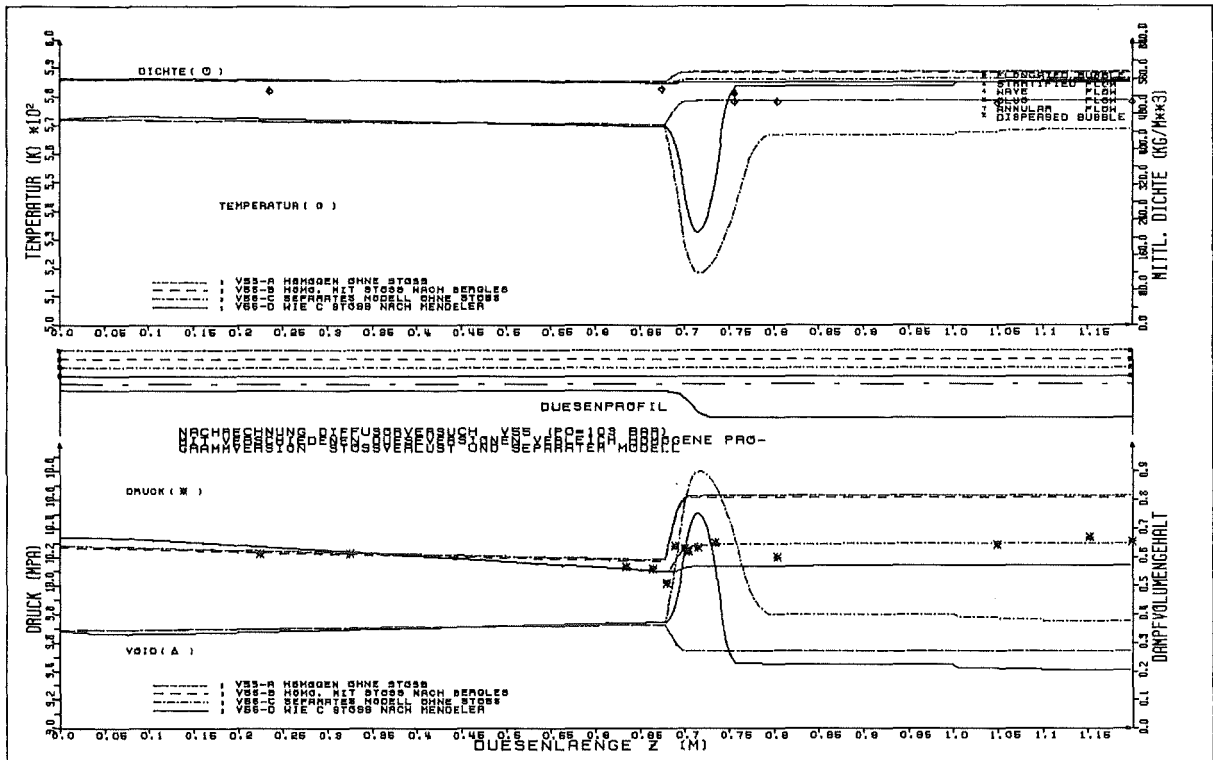


Abb. 11 Nachrechnung V55

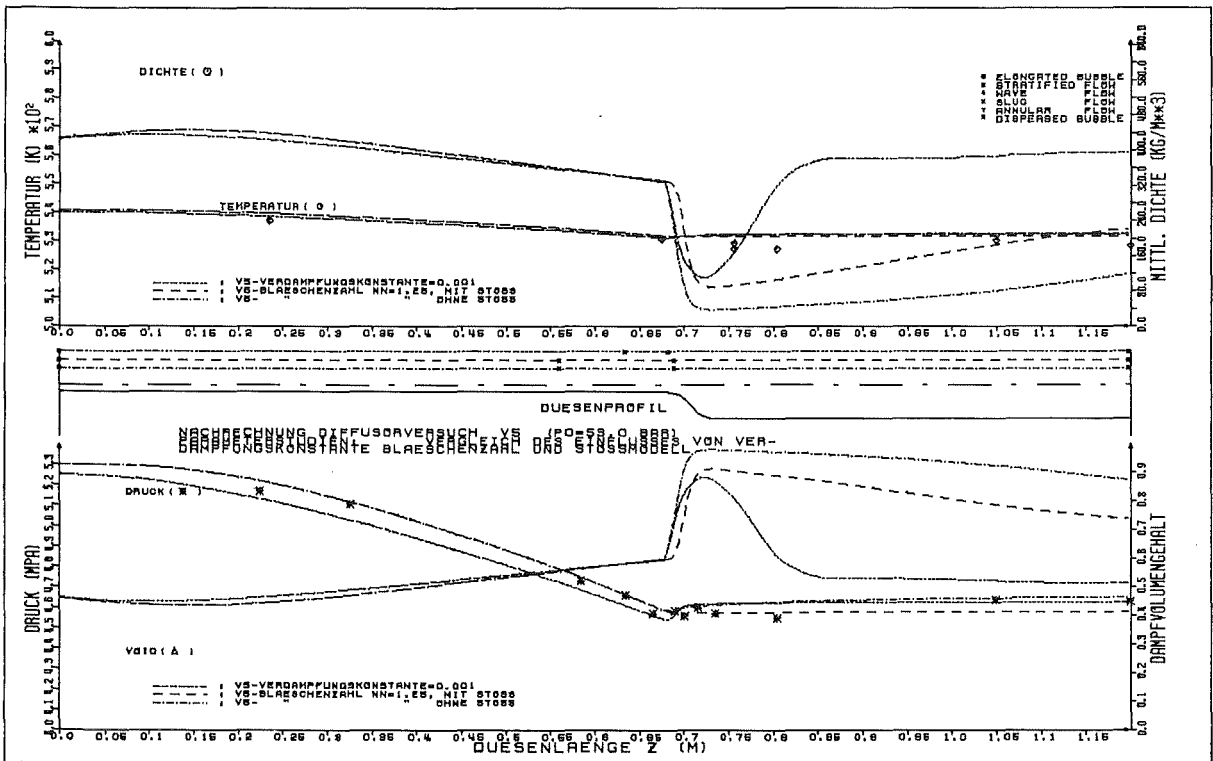


Abb. 12 Nachrechnung V5

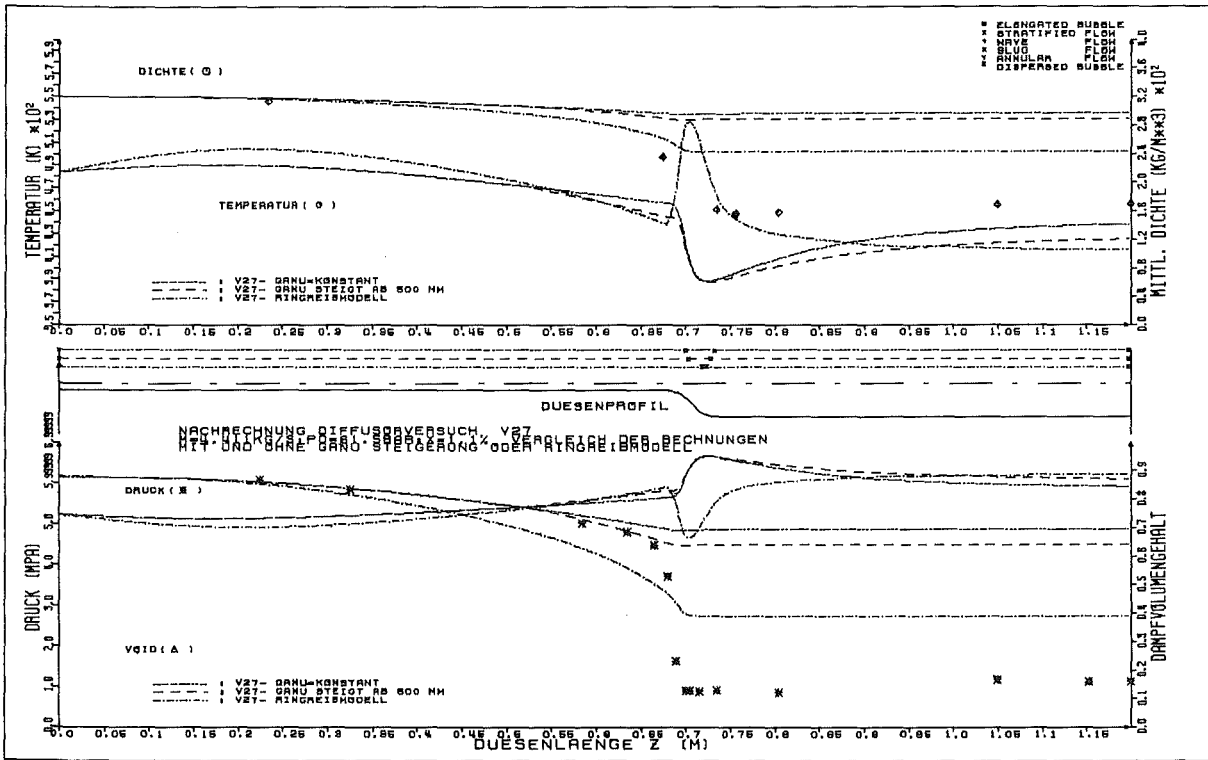


Abb. 13 Nachrechnung V27

06.01.03/17A. Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasenmassenstrom-Meßverfahren
PNS 4137
(J. Reimann, H.J. Brinkmann, A. Demski, H. John, L. Pawlak, W. Seeger, C. Smoglie, E. Wanner, E. Weinbrecht; IRB)

1. Einleitung

Bei Experimenten zum Kühlmittelverlustunfall ist die genaue Messung des zweiphasigen Massenstroms von großer Bedeutung. Daher wurden entsprechende Meßverfahren entwickelt und in stationärer Luft-Wasser und Dampf-Wasser-Strömung ausführlich getestet. Die Untersuchungen wurden abgeschlossen und dokumentiert (siehe z.B. /1/, /2/). Über den Test entsprechender Verfahren in instationärer Strömung wird im folgenden PNS-Beitrag (PNS 4139) berichtet.

Im Berichtszeitraum konzentrierten sich die Arbeiten am Versuchsstand für stationäre Zweiphasenströmung auf die Untersuchung der Umverteilung von Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen. Eine solche Umverteilung kann durch derzeit verwendete Codes nur in unbefriedigender Weise berechnet werden. Die untersuchten Geometrien sind a) ein T-Stück mit gleichen Rohrdurchmessern und b) ein T-Stück mit einem Abzweigdurchmesser d_3 , der sehr viel kleiner ist als der Hauptrohrdurchmesser d_1 . Der letztere Fall ist von besonderem Interesse im Hinblick auf Kühlmittelverlustunfälle verursacht durch kleine Lecks. Während eines solchen Unfalls kann eine Schichtenströmung in der waagerechten Hauptkühlmittelleitung auftreten; der durch das Leck austretende Massenstrom und Dampfgehalt ist dann stark abhängig von der Lage des Lecks.

2. Umverteilung von Zweiphasenströmungen in einem T-Stück

Ziel dieser Untersuchungen ist die Modellierung der Aufteilung und Umverteilung von Gas-Flüssigkeits-Gemischen beim Durchströmen eines T-Stückes (Zuströmdurchmesser $d_1 =$ Abstrom- $d_2 =$ Abzweig- $d_3 = 50$ mm) in Abhängigkeit von den Differenzdrücken über das T-Stück. Variiert werden in weiten Bereichen die Zustromgrößen (Massenstrom \dot{m} , Dampfgehalt x_1 , Druck p_1) um ein großes Spektrum von Phasen- und Geschwindigkeitsverteilungen (Strömungsformen) abzudecken. Es sollen Luft-Wasser und Dampf-Wasser-Experimente bei verschiedenen Abzweigwinkeln durchgeführt werden.

Die Bestimmung der Massenströme und Dampfgehalte im Abstrom und Abzweig erfolgt - wie in /3/ ausführlich beschrieben - durch Separation der Phasen und anschließender Messung in einphasigem Zustand. Die Anlage arbeitete bei Luft-Wasser-Betrieb in weitem Betriebsbereich zufriedenstellend. Nur bei sehr großen Gasvolumenströmen trat ein geringfügiger Wassermittelschlag in die Gasmeßstrecken auf. Da bei Dampf-Wasser-Betrieb meist hohe Dampfstromströme auftreten, wurden zusätzliche Hilfsseparatoren eingebaut. Eine weitere Änderung bestand in der Verlängerung der Rohrleitungen stromab des T-Stücks, um Druckverlustmessungen bei ausgebildeter Strömung zu gewährleisten.

Die im folgenden vorgestellten Ergebnisse gelten für Luft-Wasser-Strömung bei Drücken bis zu $p_1 = 1$ MPa und waagerechte Strömungsrichtung im Zustrom und Abzweig. Charakteristische Ergebnisse für die Phasenumverteilung enthält Abb. 1. Für einen konstant gehaltenen Zustromzustand wird die Drosselkurve durchfahren: ausgehend von einem Zustand mit voll geöffnetem Abstromventil und geschlossenem Abzweigventil wird schrittweise das erste Ventil geschlossen und das zweite geöffnet. Ist der Gasmassenanteil im Abstrom gleich dem des Zustroms, so fällt in Abb. 1 die Drosselkurve mit der Winkelhalbierenden zusammen. Abb. 1 zeigt für verschiedene Zuströmbedingungen starke Abweichungen der Messungen von der Gleichverteilungskurve; eine ausgeprägte Abhängigkeit von den Zuströmwerten ist jedoch nicht zu erkennen. Trägt man das Verhältnis der Dampfgehalte von Abzweig und Zustrom über dem entsprechenden Massenstromverhältnis auf, so ist der Einfluß der Zuströmwerte deutlicher zu erkennen (Abb. 2). Bei hohen Werten von \dot{m}_3/\dot{m}_1 wird annähernd die Grenzkurve der totalen Phasenseparation erreicht, d.h. das T-Stück wirkt in diesem Bereich als nahezu idealer Separator. Bei Werten von $\dot{m}_3/\dot{m}_1 \sim 0.3$ besitzen die Kurven ein Maximum, das bei Vorhandensein einer Schwallströmung im Zustrom ($V_{sg1} = 5$ m/s) höher ist als bei einer Ringströmung ($V_{sg1} = 18$ m/s).

Neben der Umverteilung sind die Druckverluste im T-Stück als Funktion der o.g. Parameter von großer Bedeutung. Abb. 3 zeigt die axialen Druckverteilungen im Zustrom, Abstrom und Abzweig für zwei Drosselstellungen bei konstant gehaltenen Zustromwerten. Mit Hilfe dieser Kurven werden die irreversiblen Druckverlustbeiwerte im T-Stück bestimmt. Abb. 4 zeigt Ergebnisse für einphasige Wasserströmung. Die Werte liegen in dem Bereich, der auch von anderen Autoren überdeckt wird. Diese Druckverlustbeiwerte werden zur Modellierung des zweiphasigen Druckverlustes benötigt. Die Bestimmung des zweiphasigen Druckverlustes mit aus der Literatur entnommenen Korrelationen (Homogenes Modell, Chisholm Modell)

ergaben keine befriedigende Genauigkeit; an einem verbesserten Modell wird gearbeitet.

Die Luft-Wasser-Experimente mit horizontalem Abzweig wurden abgeschlossen; erste Dampf-Wasser-Experimente bei Systemdrücken bis zu 10 MPa wurden durchgeführt. Nach Abschluß dieser Versuche sollen entsprechende Untersuchungen mit nach oben und nach unten gerichtetem Abzweig folgen.

3. Ausströmung aus kleinem Leck bei geschichteter Strömung im waagerechten Rohr

3.1 Strömungsphänomene

Im folgenden wird das kleine Leck durch verschiedene Rohrstutzen simuliert (Länge 75 mm, Durchmesser 6, 12 oder 20 mm). Der Durchmesser des waagerechten Rohres beträgt 206 mm; die Rohrgeometrie entspricht daher ebenfalls einem T-Stück. Bei geschichteter Strömung im waagerechten Rohr treten je nach Zuströmbedingung und Lage des Lecks bzw. Abzweigs verschiedenartige Ausströmformen auf: Befindet sich das Leck an der Unterkante des Rohres, so strömt bei kleiner Druckdifferenz Δp_{1-3} und hohem Wasserspiegel nur Wasser aus. Ab einem bestimmten Wert der Druckdifferenz (bzw. des Wasserspiegels) wird Gas mitgerissen. Dieser Strömungsvorgang ist wiederum davon abhängig, ob die Ausströmmenge gerade gleich der Zuströmmenge ist, oder ob eine sogenannte Schichtenströmung vorliegt, bei der nur ein Teil des strömenden Fluids durch das Leck ausfließt. Im erstgenannten Fall besitzt die Strömung meist einen starken Drall (vgl. Badewannenwirbel); im letzteren Fall erfolgt die Ausströmung wirbelfrei. In Abb. 5 sind beide Fälle schematisch und durch Photographien dargestellt.

Bei nach oben gerichtetem Leck wurde immer eine ausgeprägte Drallströmung in der Nähe des Abzweigs beobachtet. Auch hier tritt eine zweiphasige Strömung auf, wenn bei genügend großer lokaler Druckabsenkung der Wasserspiegel angehoben wird und Tropfen weggerissen werden. Aufgrund des starken Dralls, gelangt jedoch nur ein kleiner Anteil des Wassers in das Leck, die meisten Tropfen treffen auf die Wand des waagerechten Rohres und strömen nach unten ab. Dieser Strömungsvorgang ist in Abb. 5 unten dargestellt.

Bei waagerechtem Abzweig sind je nach Wasserspiegelhöhe alle Fälle möglich.

3.2 Leck an der Rohrunterkante

Die folgenden Ergebnisse gelten für die Schichtenströmung (Abb. 5 Bildmitte); Einzelheiten und Ergebnisse für die anderen Strömungsbedingungen sind in /4/, /5/ enthalten. Abb. 6 zeigt Resultate für den Beginn des Luftmittrisses.

Die Messungen können durch folgende Beziehung beschrieben werden

$$\text{Fr} \left(\frac{\rho_1}{\rho_1 - \rho_g} \right)^{0.5} = 0.94 \left(\frac{h_b}{d} \right)^{2.5} \quad (1)$$

wobei Fr = Froude Zahl = V_{13}/\sqrt{gd} mit V_{13} = Flüssigkeitgeschwindigkeit im Abzweig, d = Abzweigdurchmesser; g = Schwerkraft, ρ_1 bzw. ρ_g = Flüssigkeits- bzw. Gasdichte und h_b = Höhe des Wasserspiegels bei Beginn des Luftmittrisses. Wird anstelle von V_{13} der Austrittsmassenstrom \dot{m}_{13} benutzt, so wird Gl. (1) unabhängig von Abzweigdurchmesser d_3 :

$$\frac{h_b (\rho_1 (\rho_1 - \rho_g) g)^{0.2}}{\dot{m}_{13}^{0.4}} = 1,13 \quad (2)$$

Von Interesse ist der Verlauf der Leck-Massenstromdichte G_3 und des Leck-Dampfgehaltes x_3 für Werte $h < h_b$. Abb. 7 zeigt diese Größen in normierter Darstellung für verschiedene Abzweigdurchmesser und Druckdifferenzen. Die Experimente liegen in guter Näherung jeweils auf einer Kurve. Ersichtlich ist die starke Abnahme des Gesamtmassenstroms bzw. Zunahme des Dampfgehaltes bei kleiner werdendem Abstand.

3.3 Leck an der Rohroberkante

Abb. 8 zeigt Ergebnisse für den Beginn des Wassermitttrisses bei nach oben gerichtetem Abzweig. Die Messungen können durch folgende Beziehung dargestellt werden:

$$\frac{h_b (\rho_g (\rho_1 - \rho_g) g)^{0.2}}{\dot{m}_{g3}^{0.4}} = 1,39 \quad (3)$$

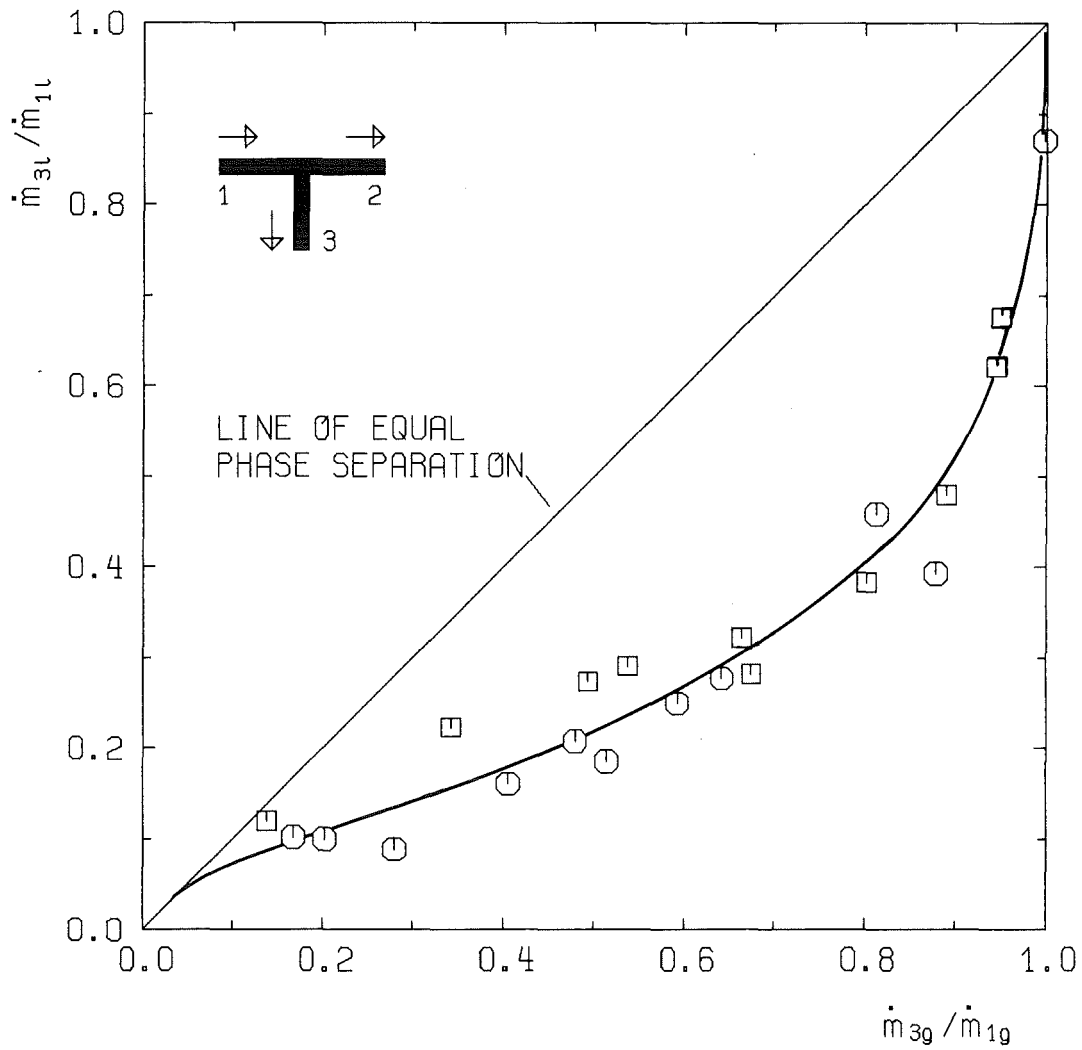
Abb. 9 zeigt wiederum in normierter Darstellung den Verlauf der Leckmassenstromdichte G_3 und des Leck-Dampfgehaltes x_3 für Werte $h < h_b$. Im Gegensatz zu Kap. 3.2 ist die Änderung von G_3 bzw. x_3 bei zunehmender Wasserspiegelhöhe

h relativ gering, solange kein Übergang von der Schichten- zur Schwallströmung auftritt. Der Grund dafür liegt - wie bereits erwähnt - darin, daß aufgrund des starken Dralls der Gasströmung nur ein kleiner Tropfenanteil den Abzweig erreicht.

Nach Abschluß der Arbeiten mit nach oben gerichtetem Abzweig soll der horizontale Abzweig untersucht werden. Da dieser Fall von großem Interesse für die Kleinen-Leck-Versuche des LOBI-Vorhabens (Euratom Ispra) ist, sind entsprechende Untersuchungen auch mit Dampf-Wasser-Strömung geplant.

Literatur:

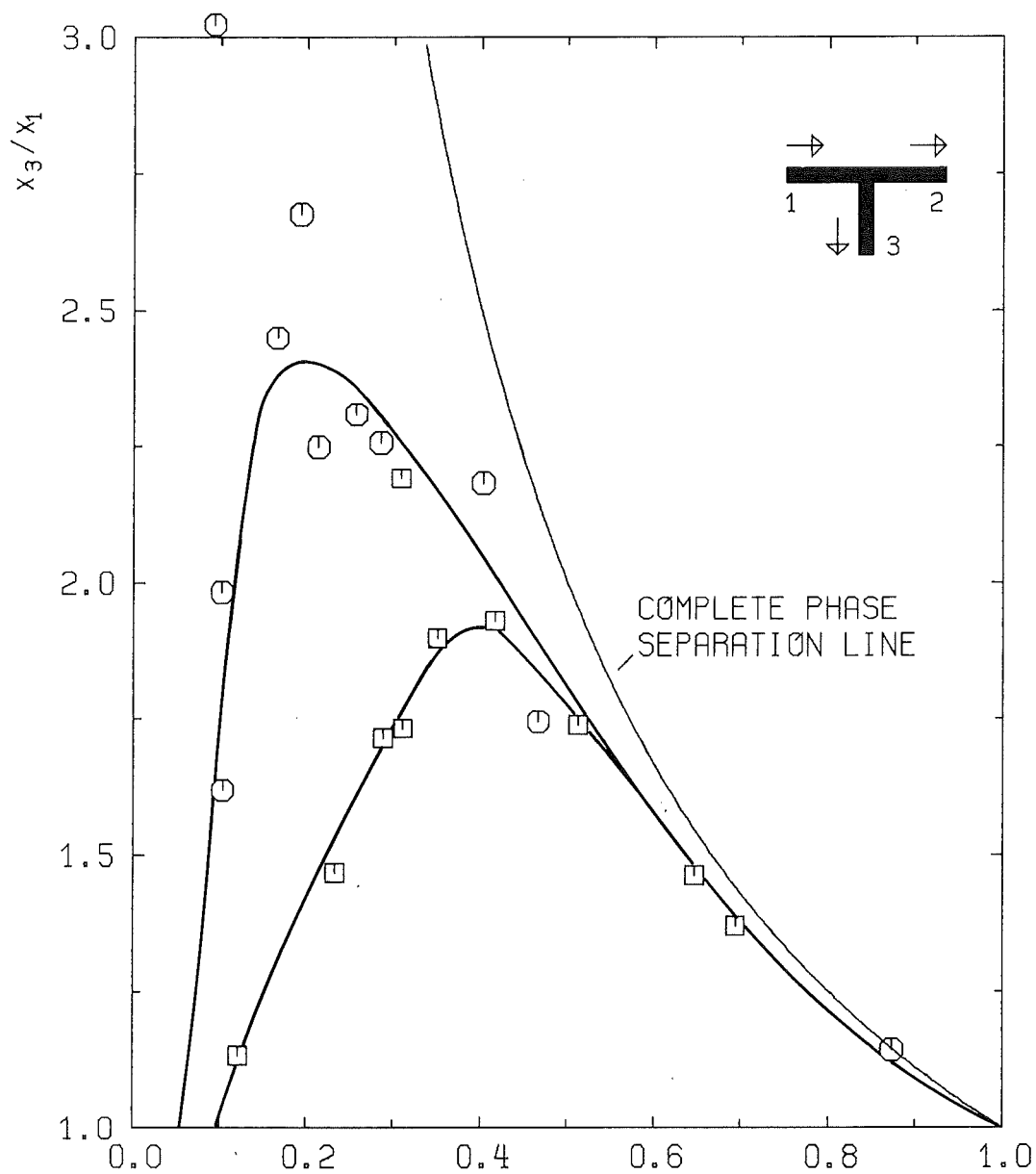
- /1/ Reimann, J., John, H., Müller, U.: Measurements of Two-Phase Mass Flow Rate: A Comparison of Different Techniques; Int. J. Multiphase Flow, Vol. 8, No. 1 1982, Page 33-46.
- /2/ Reimann, J.: Developments in Two-Phase Mass Flow Rate Instrumentation; Nato Advanced Workshop on Advances in Two-Phase Flow and Heat Transfer, Spitzingsee/Schliersee, FR Germany, August 31 - Sept. 3, 1982.
- /3/ Reimann, J., John, H., Brinkmann, B., Demski, A., Pawlak, L., Seeger, W., Wanner, E., Weinbrecht, R.: Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren, PNS-Jahresbericht 1981, KfK-Bericht 3250, 1982.
- /4/ Reimann, J., Khan, M.: Flow Through a Small Pipe at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow; Annual Meeting of the European Two-Phase Flow Group, Paris la Defense, June 2-4, 1982
- /5/ Reimann, J.; Khan, M.: Flow Through a Small Break at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow; Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara, California, January 11-14, 1983.



Symbol	p_1 (MPa)	v_{sl} (m/s)	v_{sg} (m/s)
○	0.8	2	5
□	0.8	2	18

KfK
IRB

ABB. 1 VERTEILUNGSKURVEN $\dot{m}_{3l} / \dot{m}_{1l} = f(\dot{m}_{3g} / \dot{m}_{1g})$



Symbol	p_1 (MPa)	v_{sl} (m/s)	v_{sg} (m/s)
○	0.8	2	5
□	0.8	2	18



ABB. 2

VERTEILUNGSKURVEN

$x_3/x_1 = f(\dot{m}_3/\dot{m}_1)$

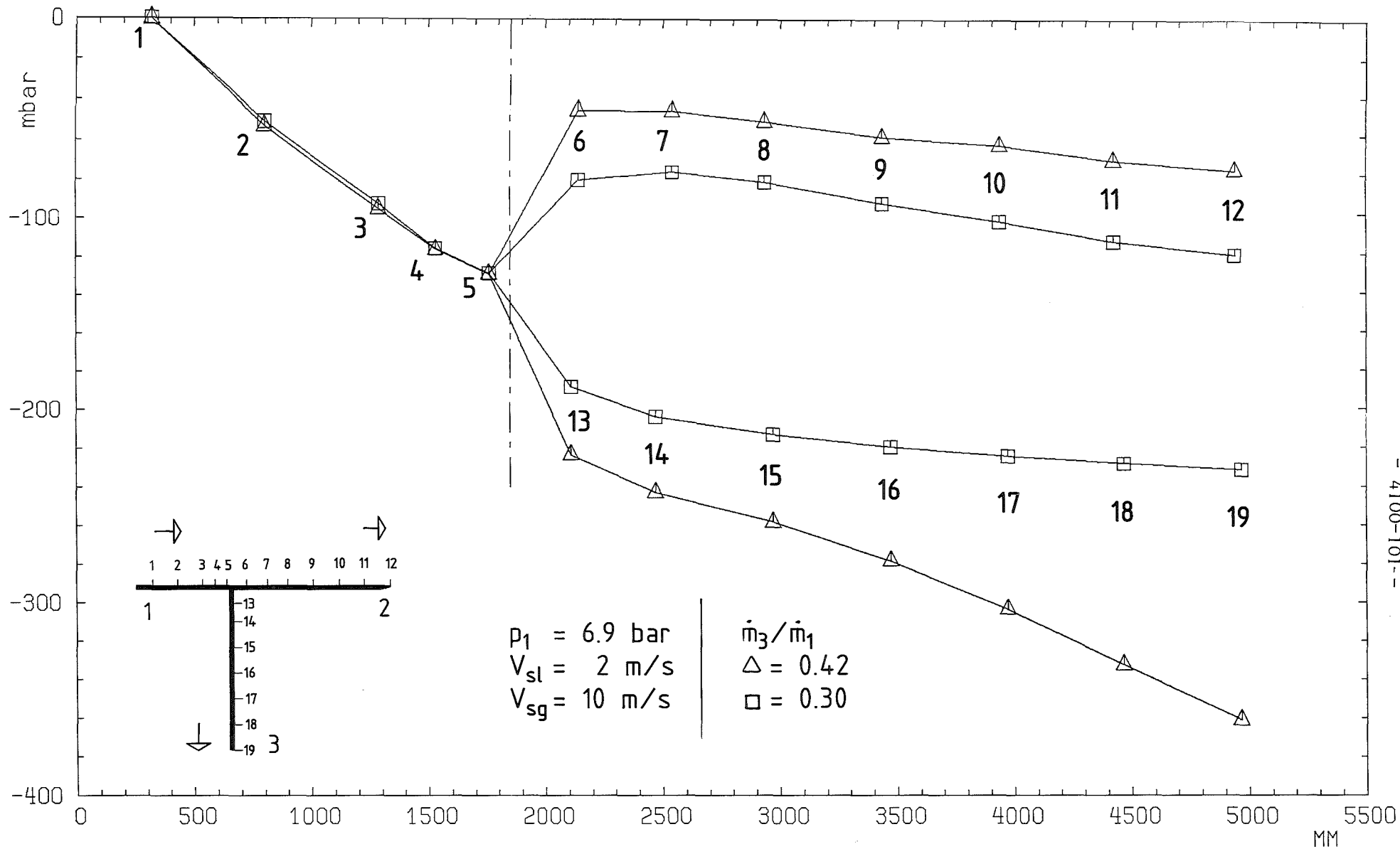


FIG. 3 MEASURED PRESSURE GRADIENT IN THE RUN AND IN THE BRANCH

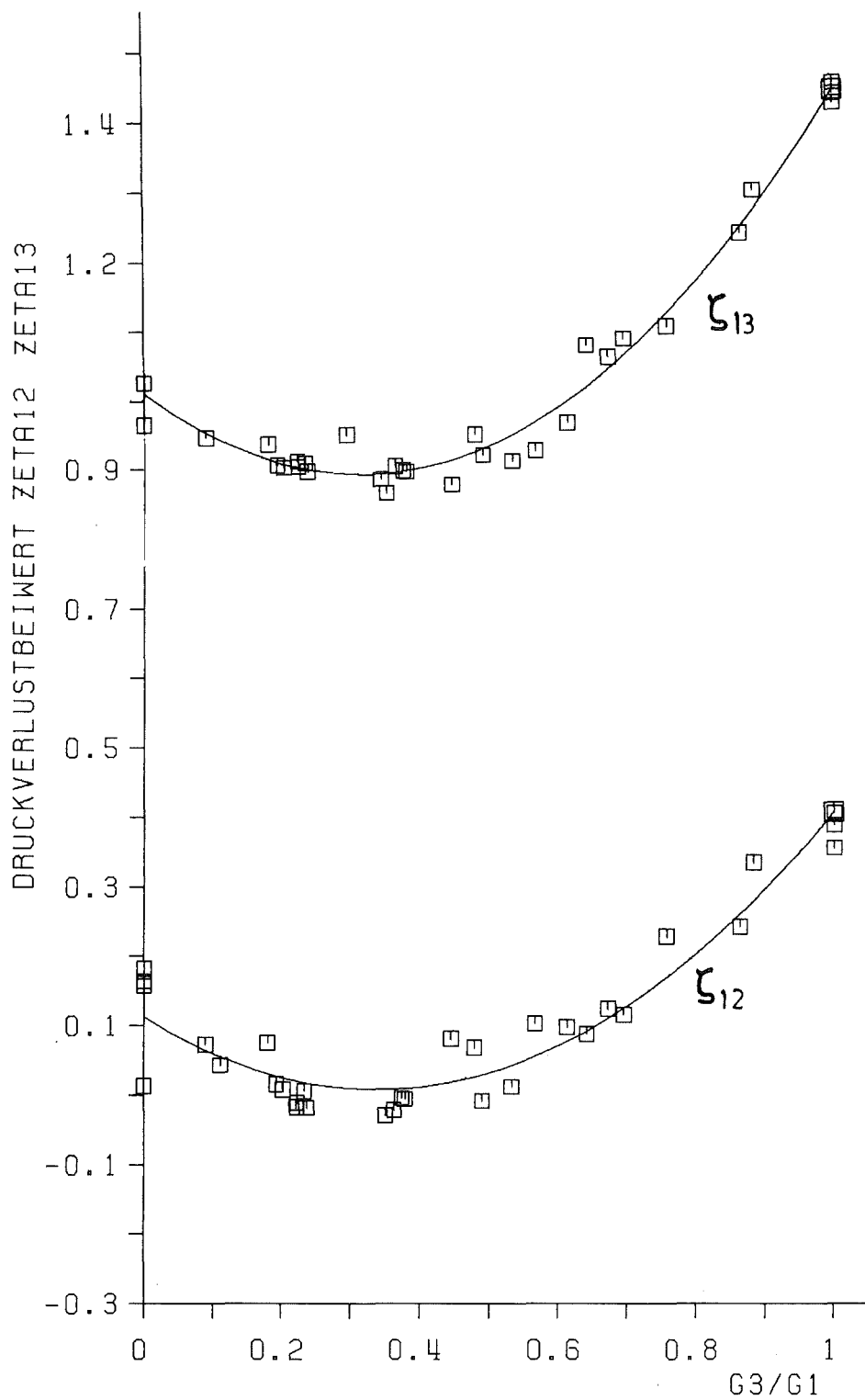
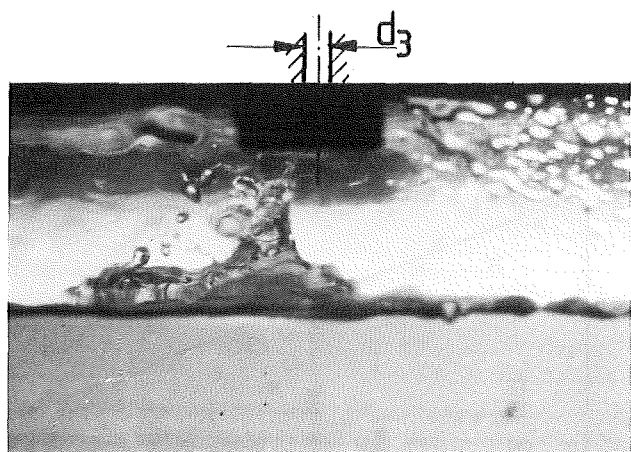
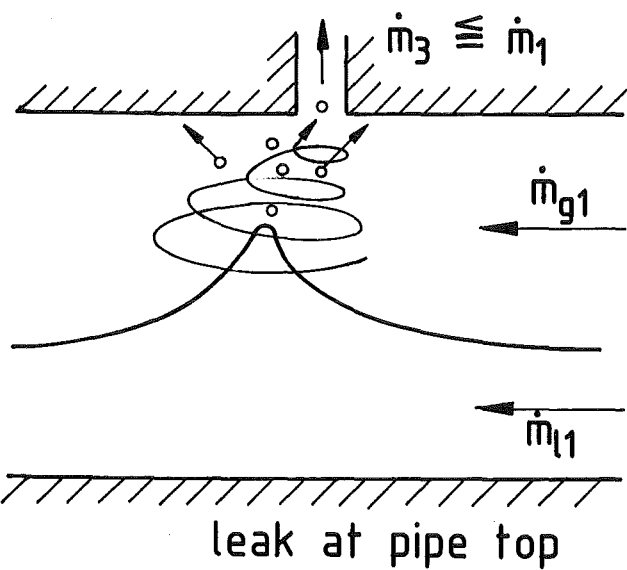
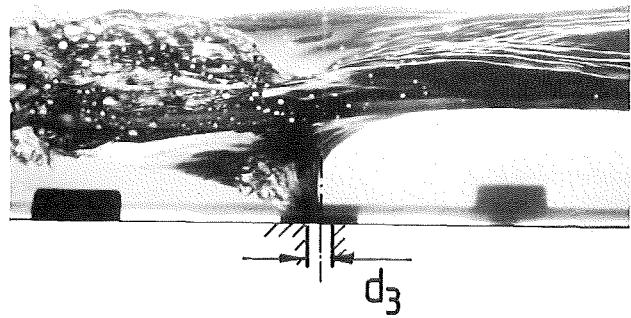
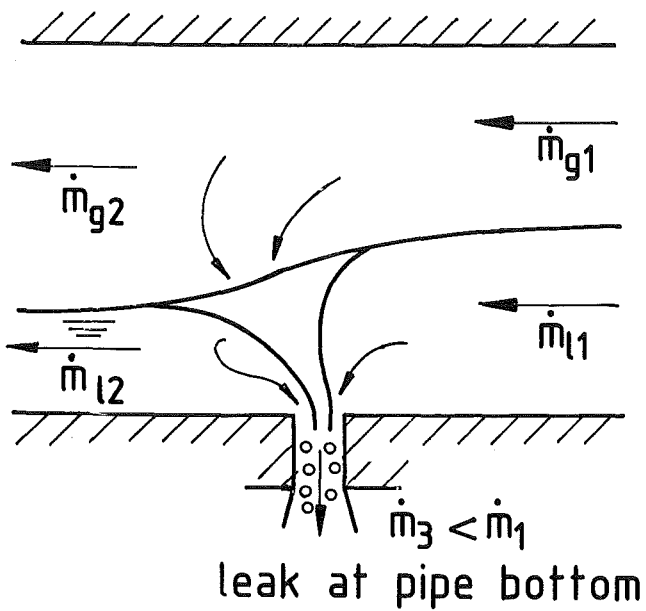
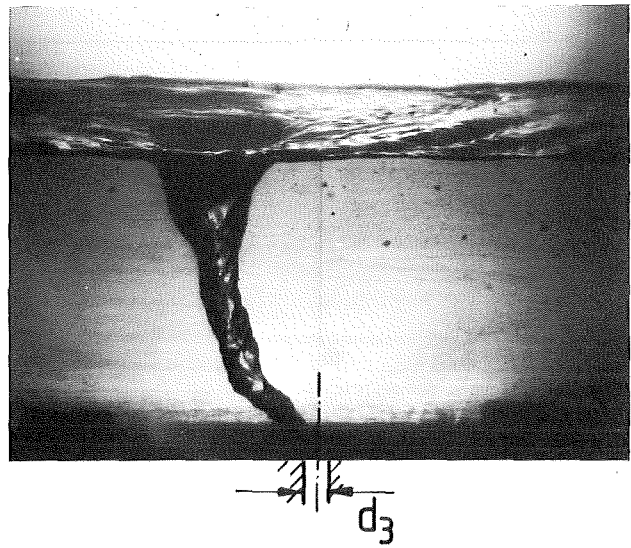
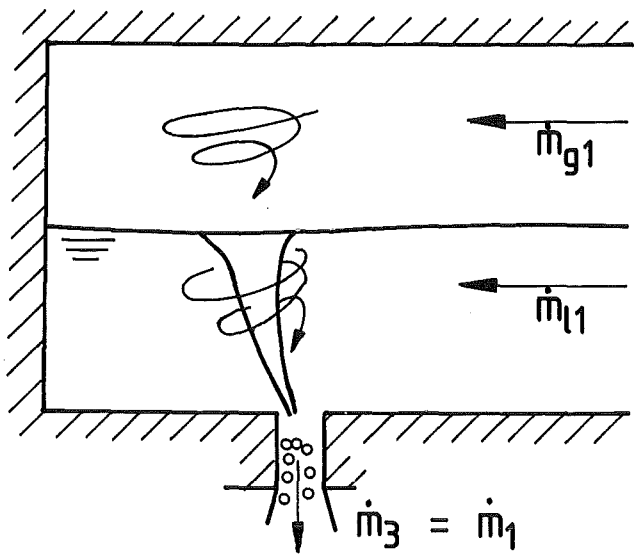


Abb. 4 Druckverlustkoeffizient ζ_{12} , ζ_{13}



KfK

Fig. 5 Leak Flow for Different Leak Positions

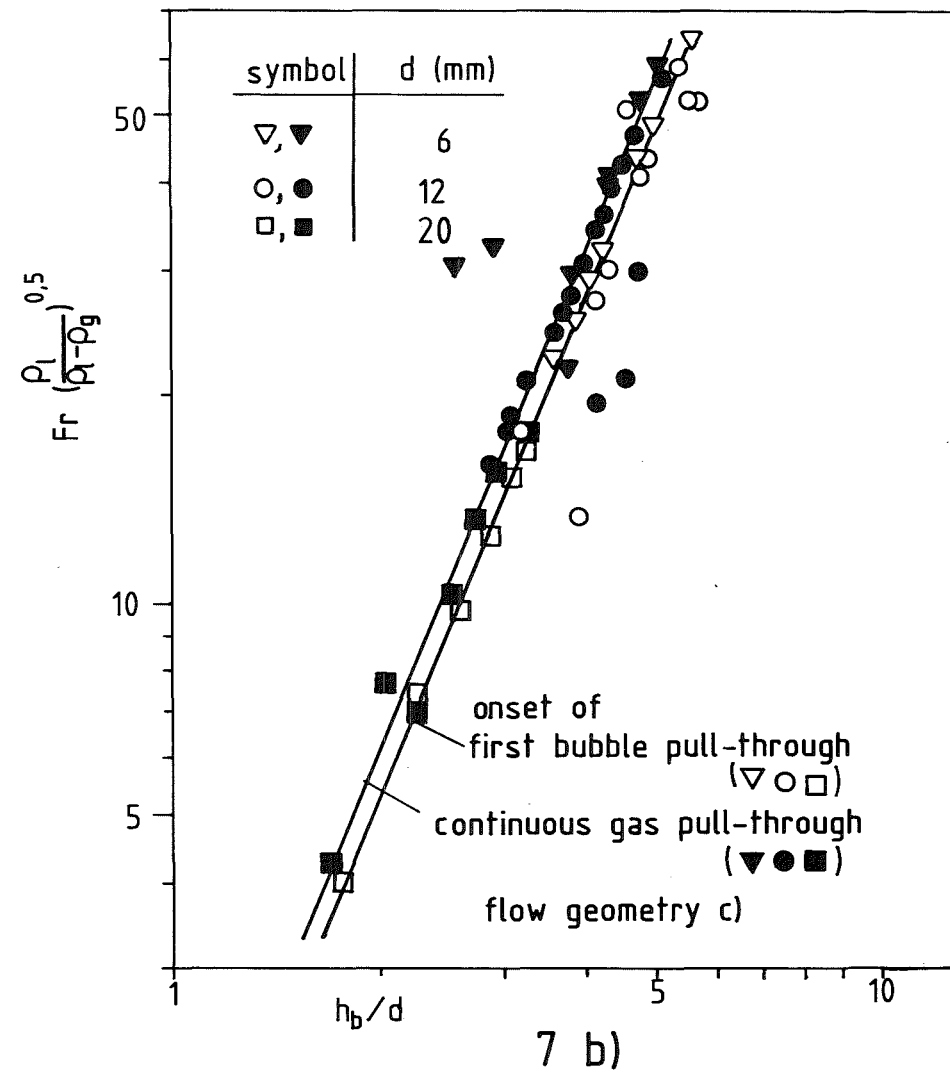
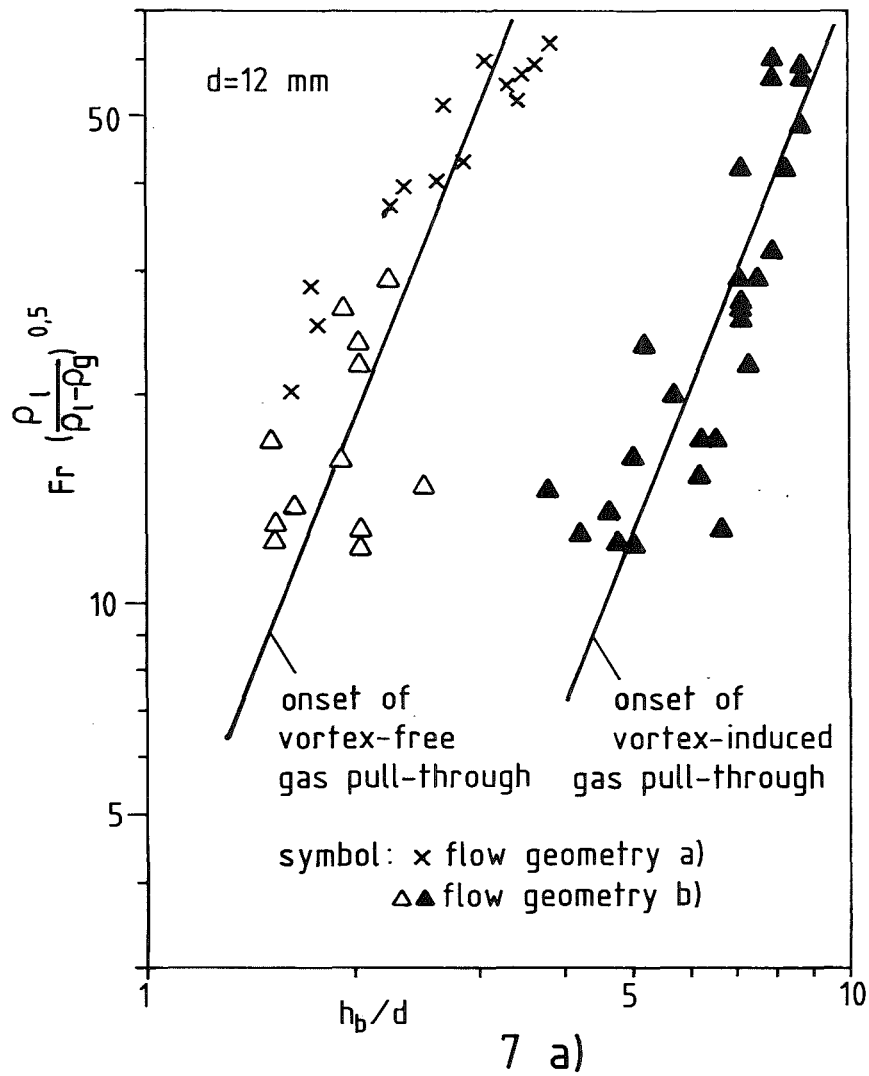


Fig. 6 Onset of Gas Pull-Through for Different Flow Geometries

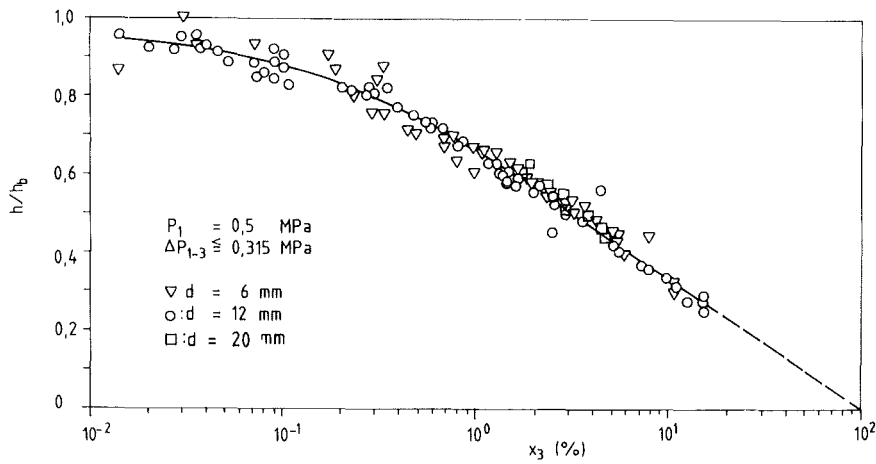
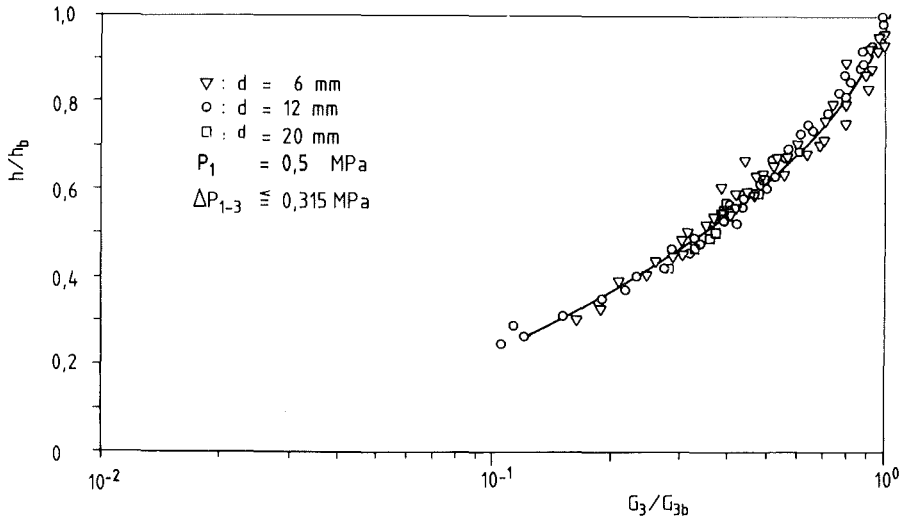
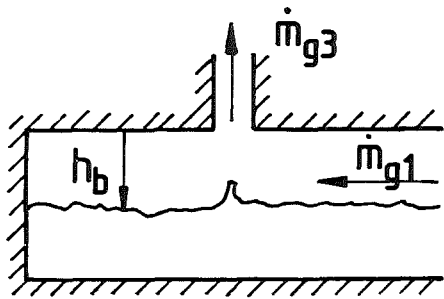


Fig. 7 Break Mass Flux Ratio G_3/G_{3b} and Quality x_3 as a Function of Dimensionless Interface Level h/h_b



Onset of liquid entrainment

$$K = \frac{h_b (g \rho_g \Delta \rho)^{0.2}}{\dot{m}_{g3}^{0.4}}$$

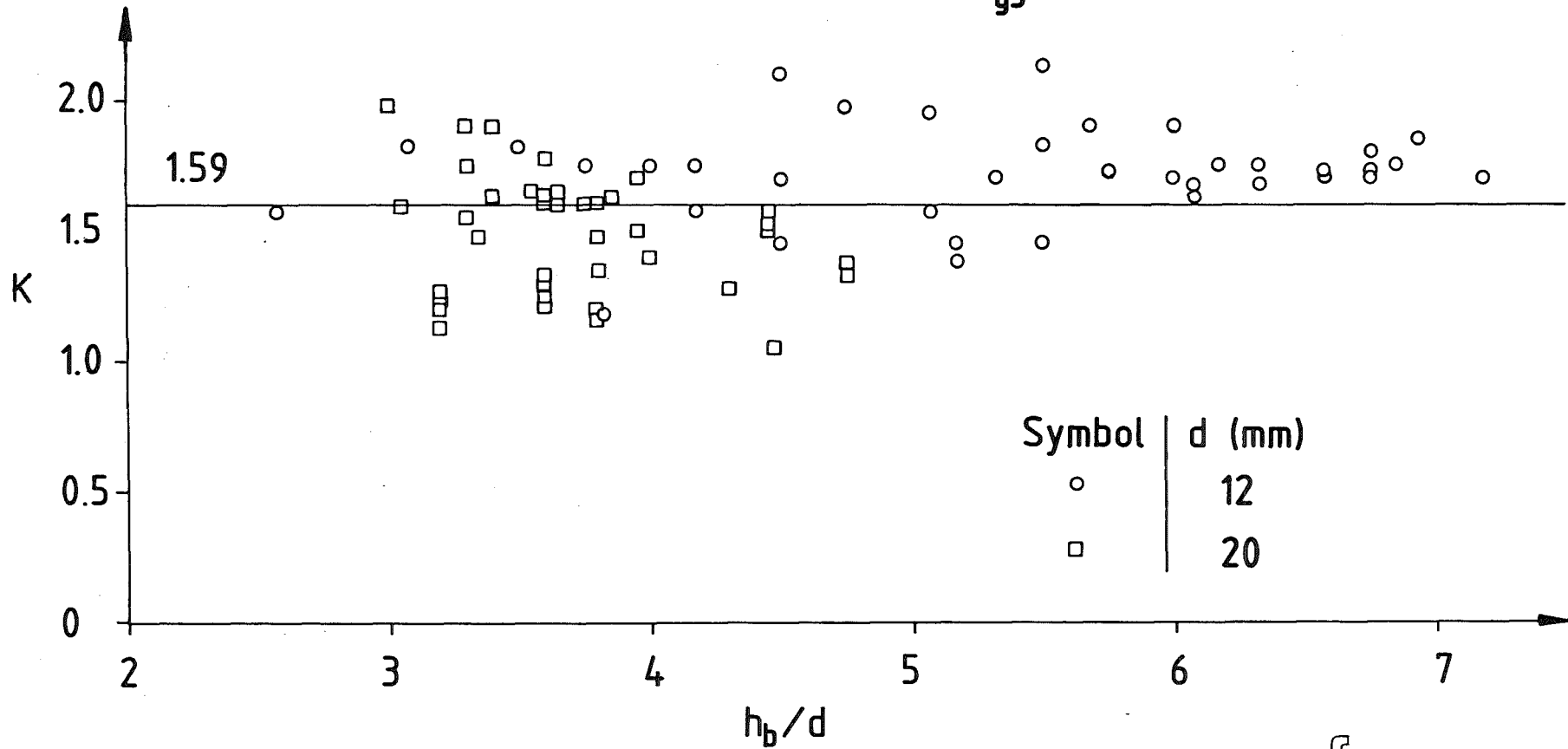


Fig. 8 Onset of Liquid Entrainment

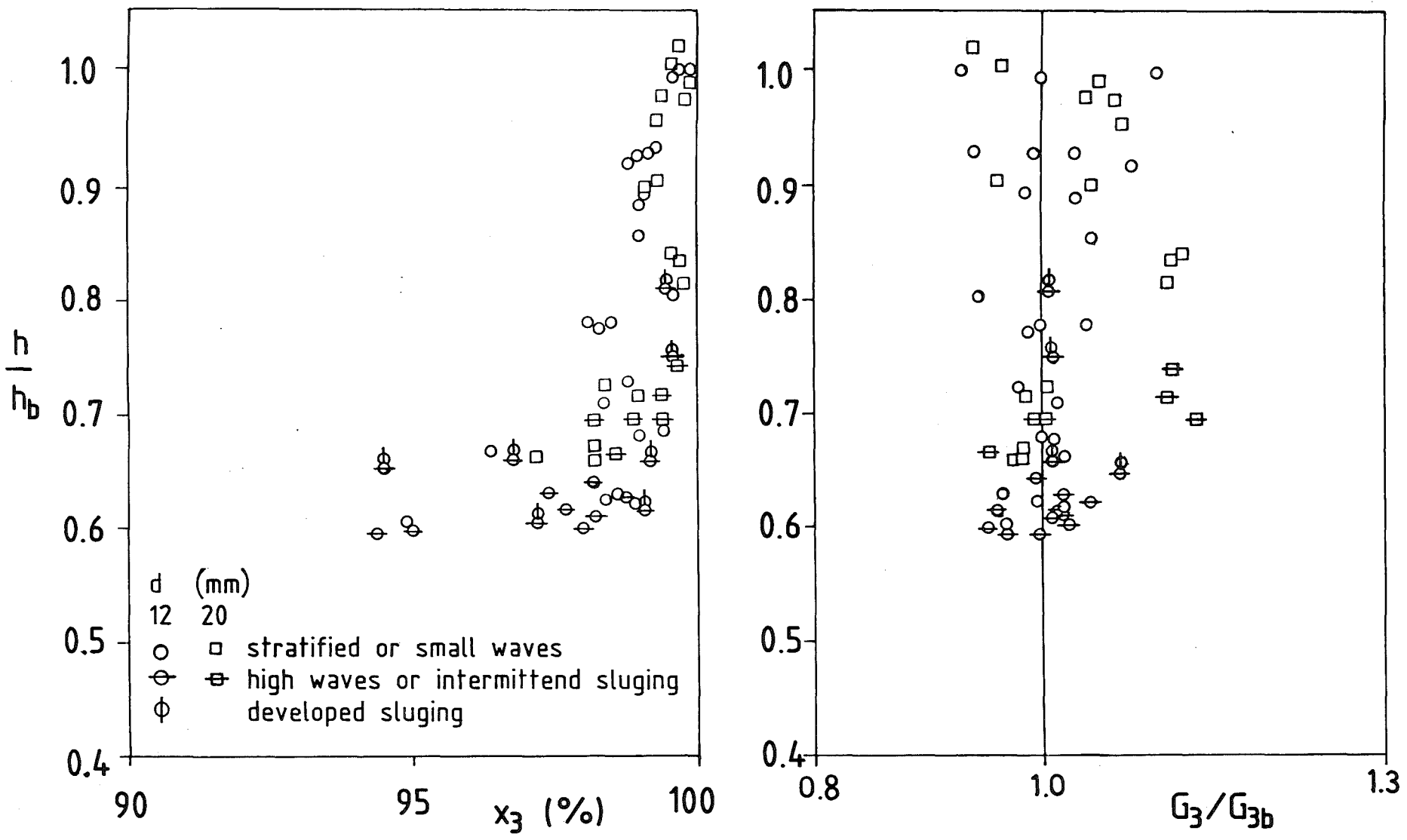


Fig. 9 Break Entrance Quality x_3 and Break Mass Flow Ratio as a Funktion of Dimensionless Interface Level h/h_b



06.01.03/18 A Versuchsstand für instationäre Zweiphasenmeßtechnik
PNS 4139

(H. John, S. Barth, A. Demski, G. Eisele, K. Hitzig, G. Huy,
S. Kleiber, H. Lechner, A. Megerle, L. Pawlak, J. Reimann, E.
Wanner, He. Weber, R. Weinbrecht)

Die im "Gemeinsamen Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren" im IRB durchgeführten Experimente, über die unter 06.01.03/17 A berichtet wird, werden im Kreislauf für instationäre Zweiphasenmeßtechnik unter realistischen Blowdown-Bedingungen ihre Fortsetzung finden. Im Jahresbericht 1980 wurde über den konstruktiven Aufbau dieses Kreislaufes und seine Komponenten ausführlich berichtet. In den Zeitraum dieses Berichtes fällt der Abschluß der Aufbauphase dieses Kreislaufes, die Durchführung der Funktionstests und die Aufnahme der ersten Experimente.

Nach Fertigstellung der Rohrleitungen und der Isolierungen, Abb. 1 zeigt ein Foto des Kreislaufes zu diesem Zeitpunkt, nahmen die Arbeiten zur Elektrifizierung des Kreislaufes die meiste Zeit in Anspruch. Die Meßgeber für Druck, Differenzdruck, Temperatur und Kraft wurden montiert. Die elektrischen Versorgungsleitungen für Pumpen, Motorventile, Magnetventile, True Mass Flow Meter und die Elektronik, ferner die Signalleitungen zum Meßraum (Bau 276) zur Schaltwarte (B 272) und zum Rechner PDP 11/03 (B 413) wurden verlegt und angeschlossen. Nach dem Durchtesten der Signalleitungen für analoge und digitale Signale, dem Anpassen und Abgleichen der Rechnereingänge wurde die Datenerfassung erprobt und die entsprechenden Programme ertüchtigt. Die weiterentwickelte Version des seriellen 5-Strahl- γ -Densitometers für NW 50 und 80, die auf der Entwicklung für den stationären Kreislauf aufbaut, wurde fertiggestellt und erfolgreich erprobt. Das Problem der Übertragung digitaler Werte auf den Rechner konnte auch gelöst werden.

Die ersten Funktionstests für den Blowdown-Kreislauf wurden mit kaltem Wasser und einem Preßluftpolster im Blowdown-Kessel durchgeführt. Dabei wurde die Funktion des Schnellöffnungsventiles, der Druck- und Differenzdrucktransmitter, der Massenstrom-Referenzmessung (TMFM) erprobt. Vor allem konnte eine erste Messung des mit dem Kreislauf erreichbaren Massenstromes durchgeführt werden. Es zeigte sich, daß schon bei ca. 55 bar Luftdruck ein Spitzenmassenstrom von 50 kg/s, der der Auslegungsmenge entspricht, erreicht wird, der jedoch nach einer Sekunde etwa auf die Hälfte abfällt.

Eine Reihe von realistischen Funktionstest, d. h. Blowdowns mit siedendem Wasser bis zu einem Anfangsdruck von 100 bar konnten nach Überwindung der Anfangsschwierigkeiten durchgeführt und vom Rechner erfaßt und aufgezeichnet werden.

Am Ende der Berichtszeit wurden die ersten Experimente mit 2 Phasen-Massenstrom-Meßverfahren durchgeführt. In der horizontalen 8 m langen Teststrecke waren der Radiotracer-Einsatz des LIT und der Meßeinsatz von Euratom/Ispra eingebaut. Abb. 2 zeigt schematisch den Kreislauf zu diesem Zeitpunkt und Abb. 3 zeigt eine Skizze der Teststrecke mit den Einsätzen der ersten Versuchsserie. Der Radiotracer-Testeinsatz bestand aus 4 Injektionsventilen für Gas und Flüssigtracer, den Laufzeit-Meßsonden und einem 6 Strahl-Gamma-Densitometer. Es wurden Versuche mit neuen Tracern gefahren. Über die Ergebnisse wird nach der Auswertung berichtet. Der Meßeinsatz von Euratom/Ispra war bestückt mit den Massenstrom-Meßgeräten des LOBI-Kreislaufes bestehend aus 2 Drag Bodies, 2 lokal messenden Turbinen, einer Full-Flow Turbine, dem 2-Strahl-Gamma-Densitometer und einigen Druck-, Differenzdruck- und Temperaturegebern.

Zwischen beiden Meßeinsätzen wurde das IRB 5-Strahl-Gamma-Densitometer als Referenzdichtemessung und hinter der Teststrecke das True-Mass-Flow-Meter als Referenz-Massenstrommessung eingebaut.

Die Abbildungen 4 und 5 zeigen die ersten Signalaufzeichnungen dieses Blowdowns (BLW019) v. 03.12.82. Dargestellt sind die Originaldaten, in physikalische Werte umgerechnet, jedoch nicht geglättet, vom TMFM in kg/s, von der Full-Flow Turbine in m/s, den Druck- und Temperaturverlauf in bar und °C und den Drag-Body-Signalen in N (Newton).

Nach Abschluß dieser Versuchsreihe, die Anfang 1983 erfolgen soll, wird über die Versuchsergebnisse berichtet.

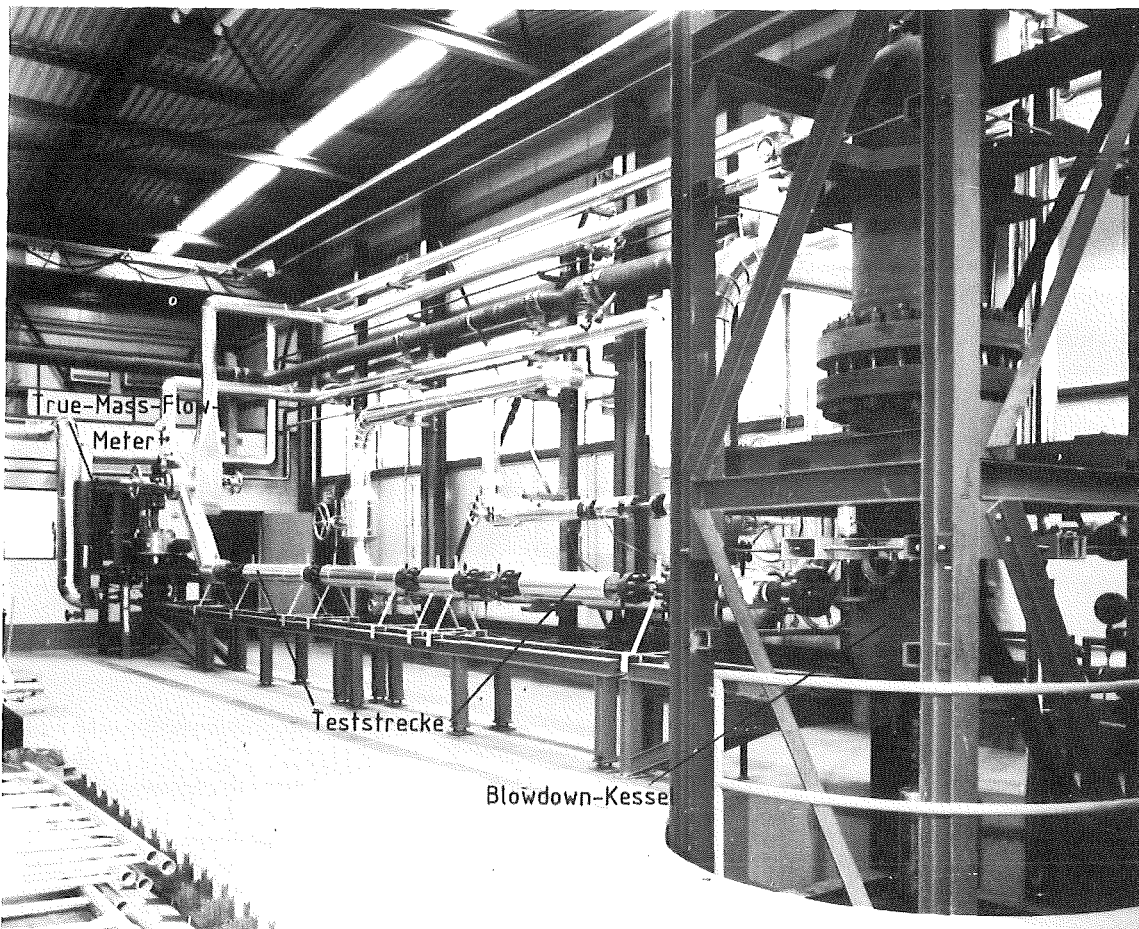
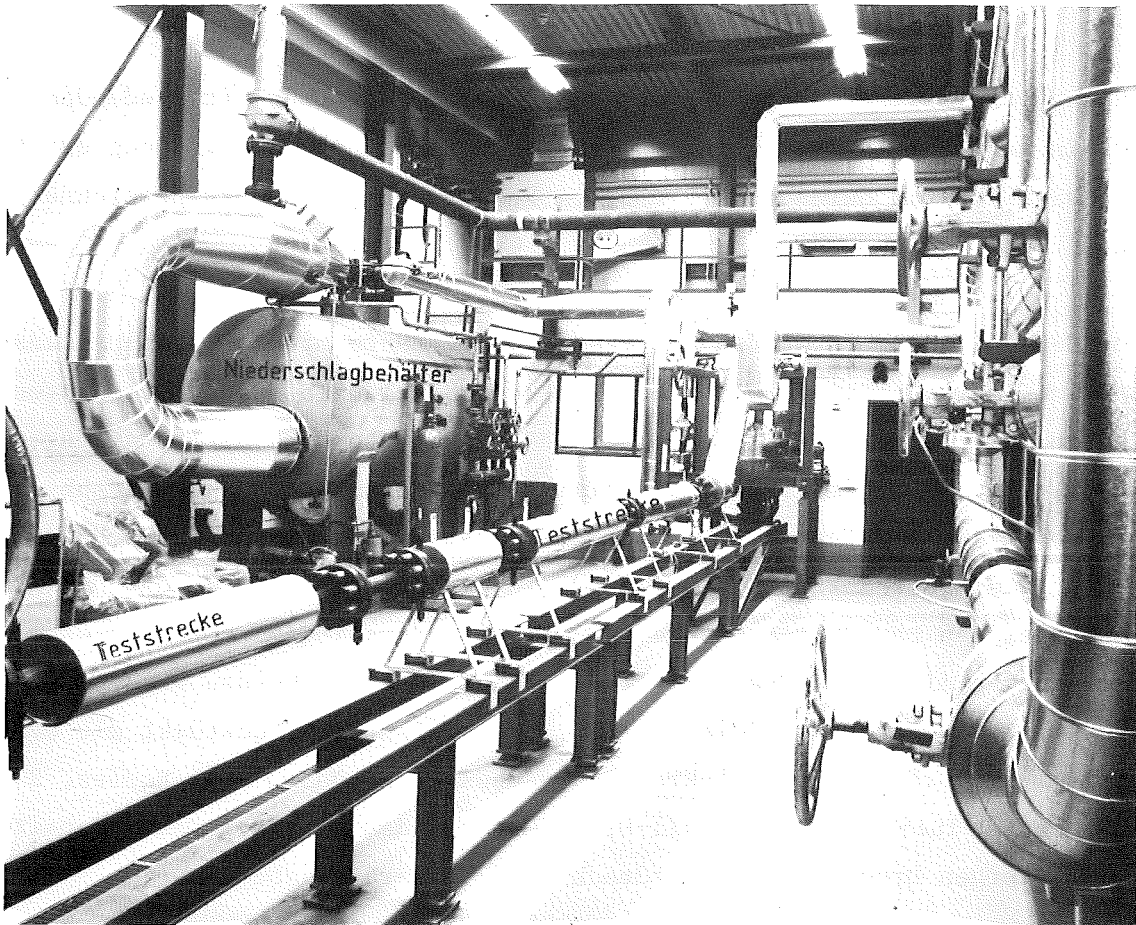
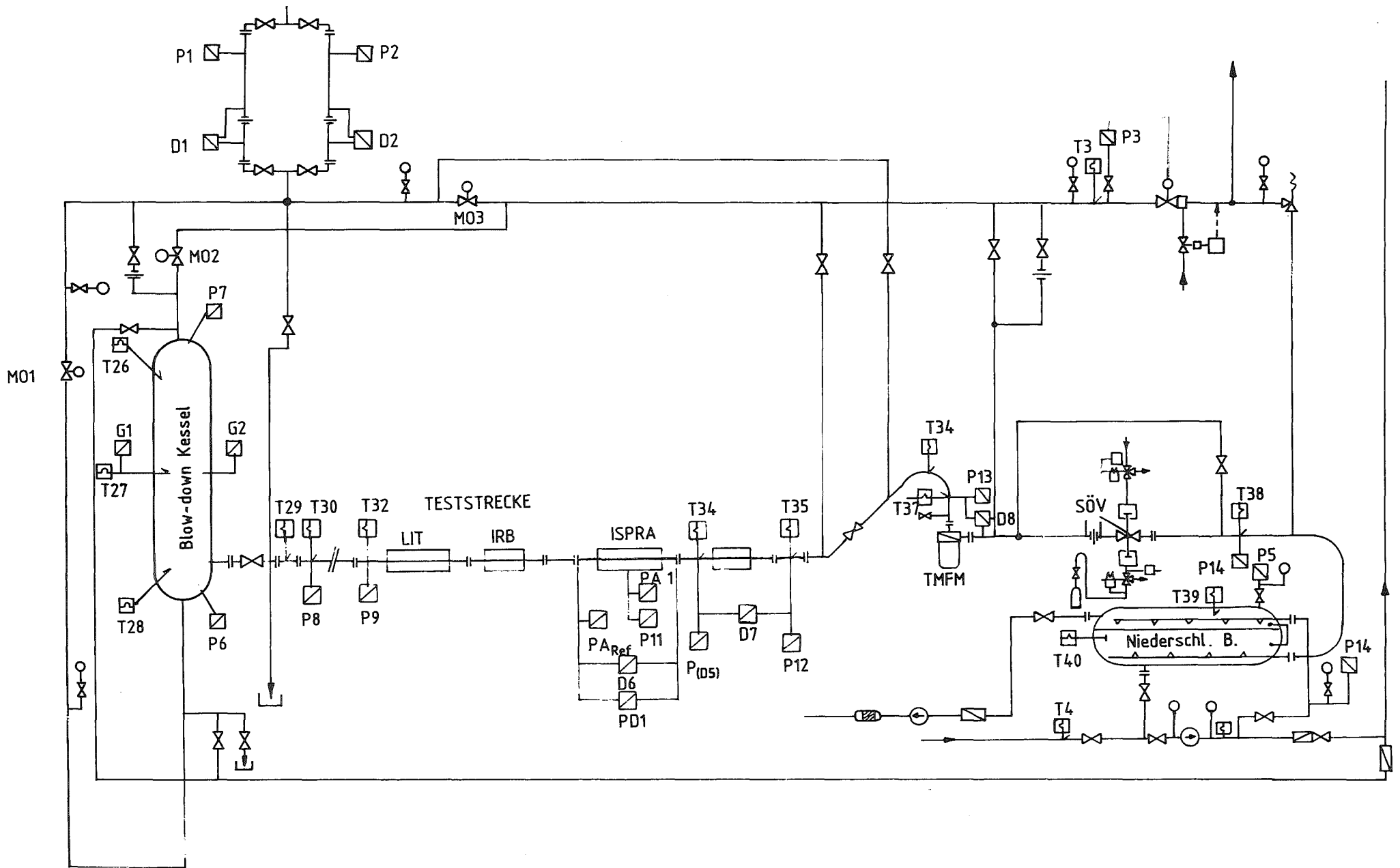


Abb. 1 Instationärer Zweiphasen Kreislauf



- 4100-111 -

Abb. 2 Instationärer Zweiphasenkreislauf

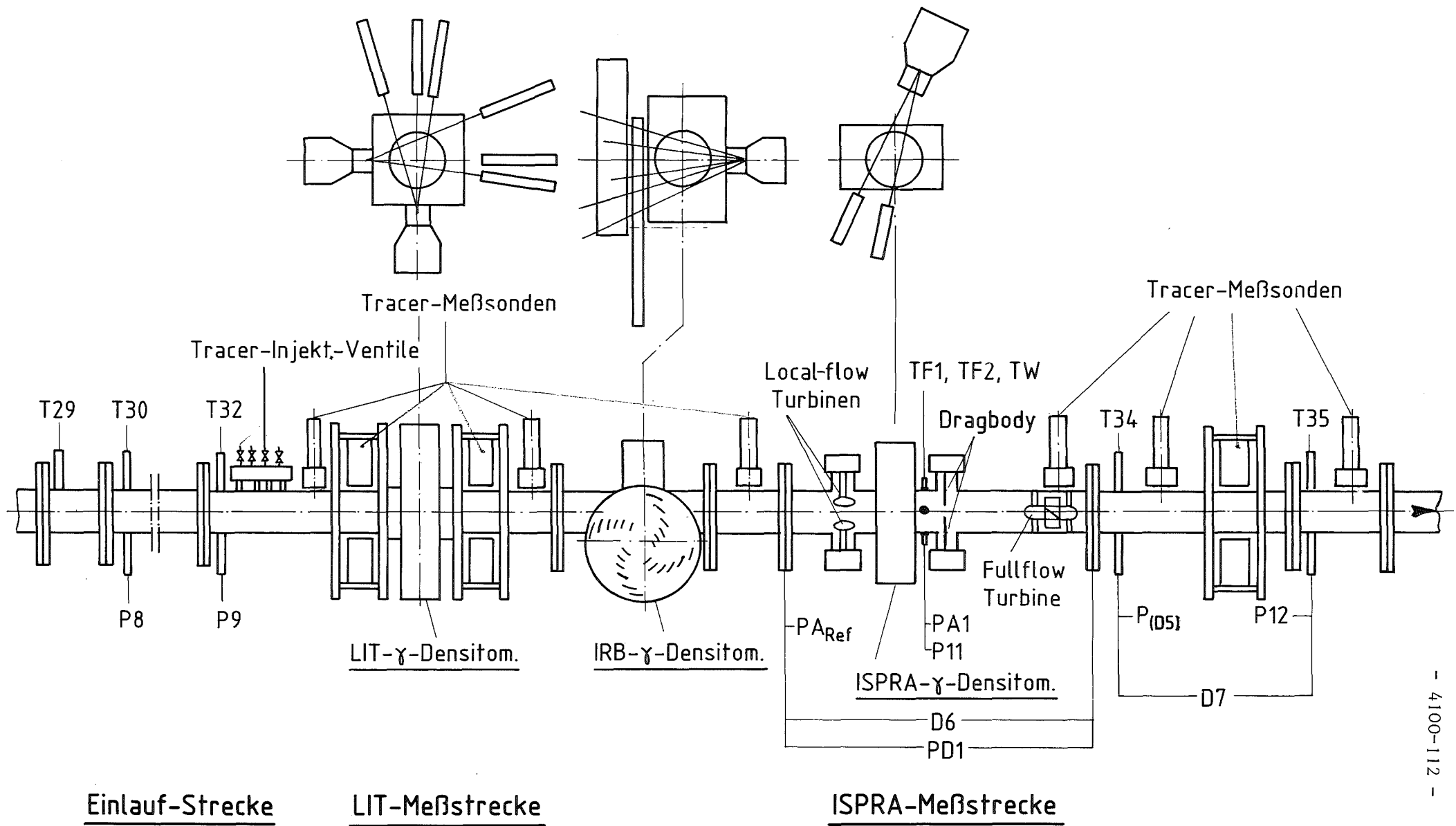
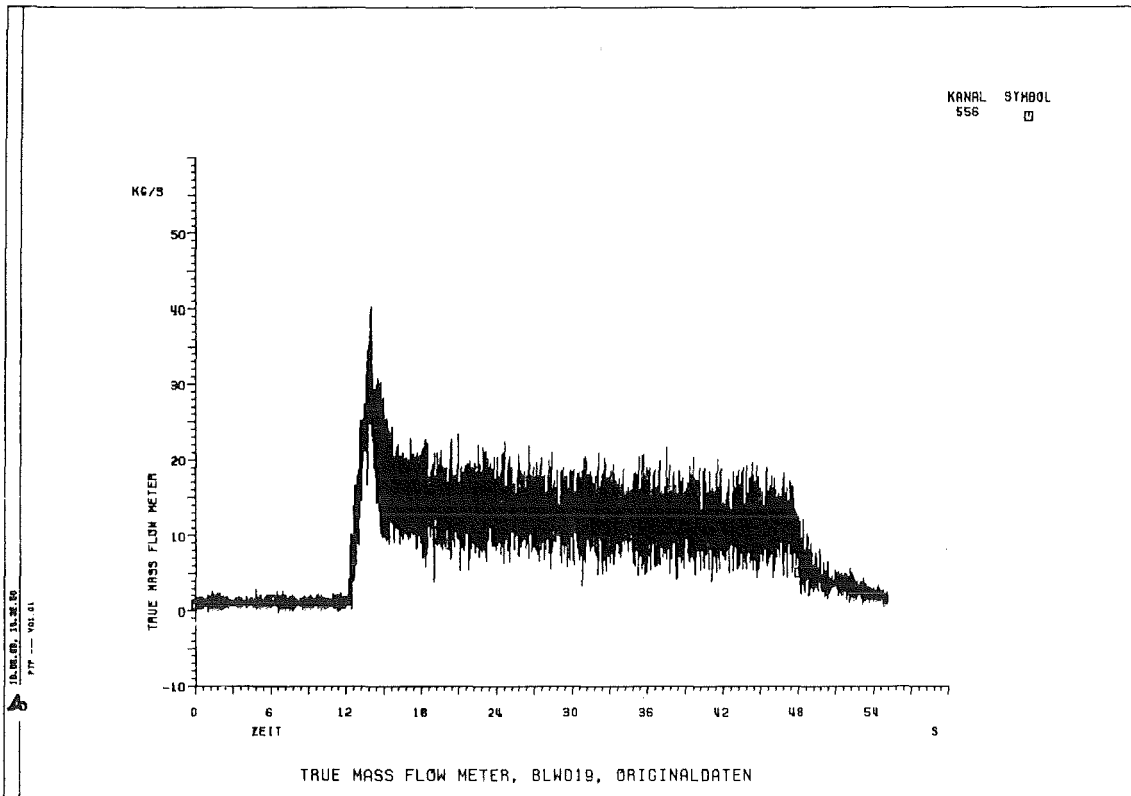
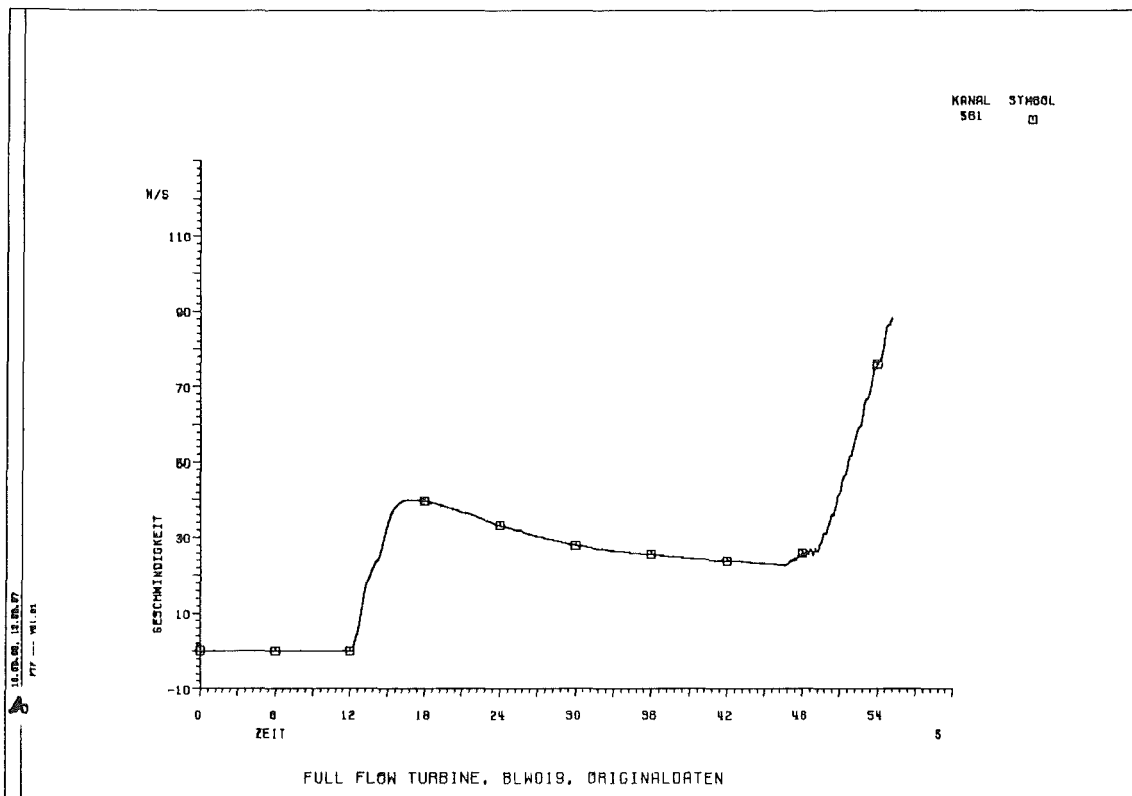


Abb. 3 Teststrecke des instationären Zweiphasenkreislaufes

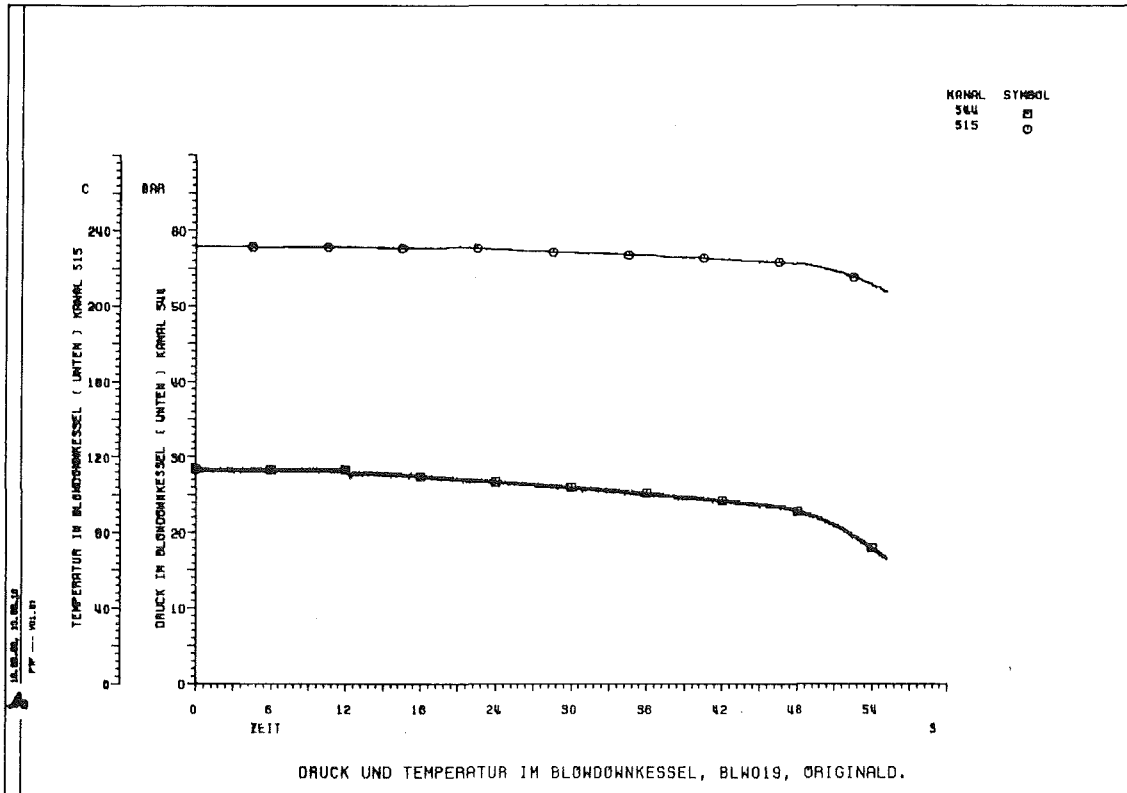


True Mass Flow Meter

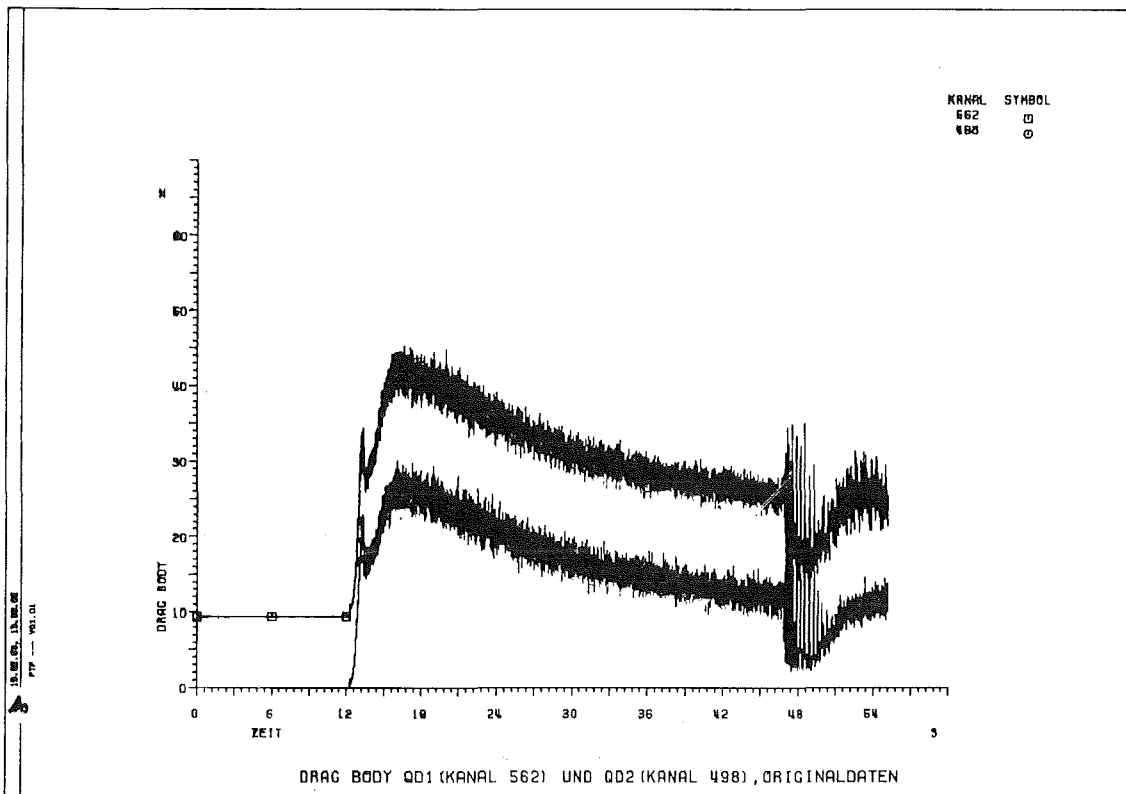


Full Flow Turbine

Abb. 4



Druck, Temperatur



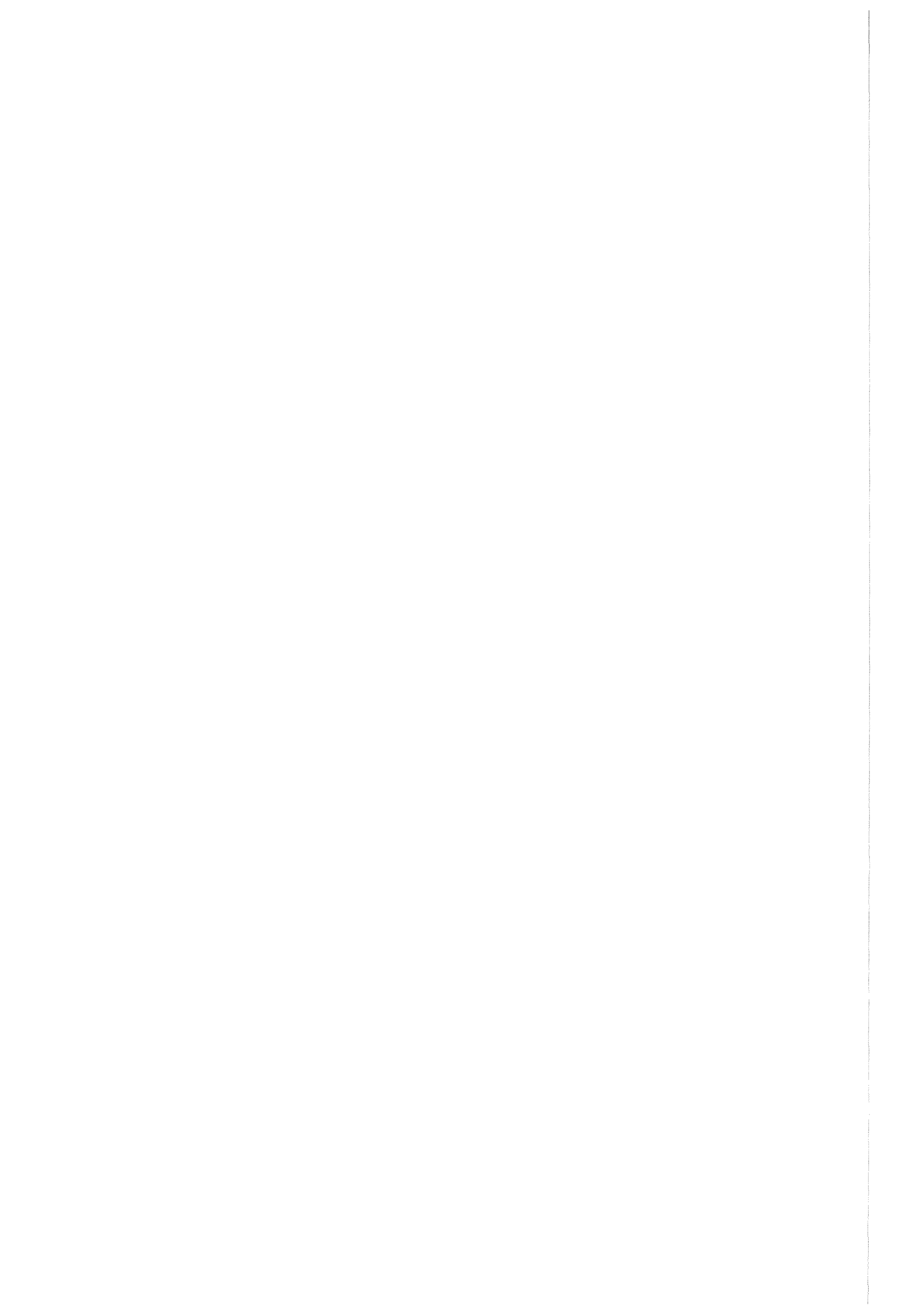
Drag Bodies

Seite

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.04	Entwicklung und Verifizierung eines Code- systems zur Beschreibung des Brennelement- verhaltens bei Störfällen (SSYST)	4200 - 1
06.01.06	Materialverhalten von Zircaloy bei Kühl- mittelverluststörfällen	4200 - 43
06.01.07	Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles	4200 - 71
06.01.08	In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2	4200 - 90
06.01.09	Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverlust- störfalles	4200 - 94
06.01.10	Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung	4200 - 163
06.01.16	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	4200 - 174
06.01.17	Untersuchungen zum Störfallverhalten fort- geschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)	4200 - 248



- 06.01.04 Entwicklung und Verifizierung eines Codesystems zur
Beschreibung des Brennelementverhaltens bei Störfällen (SSYST)
- 06.01.04/19A Theoretische Untersuchungen zum Brennstabverhalten bei Kühl-
20A, 21A, 22A, mittelverluststörfällen und Speziellen Transienten
23A, 24A
- PNS 4231.1-8 (H. Borgwaldt, INR; S. Malang, IRB; R. Meyder, IRE)

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

Der Schwerpunkt der Arbeiten lag in Abschluß und Anwendung von SSYST-3, das die Analyse von Einzelstäben und des gesamten Kerns unter den Bedingungen eines Kühlmittelverluststörfalles erlaubt. Parallel dazu wurde mit der Erweiterung des Programmsystems zur Analyse des Brennstabverhaltens im Temperaturbereich zwischen 1200 und 1850 °C begonnen. Die Arbeiten zur Bereitstellung und Anwendung von Thermo- und Fluidodynamik-Rechenprogrammen wurden fortgeführt.

1. Modellentwicklung

1.1 Verformungsverhalten gerasterter Zircaloy-4-Hüllrohre in der Umgebung des Phasenumwandlungsbereiches

(J.D. Hackenbroich, IRE; S. Leins, HDI)

Zur Entwicklung des 3D-Schalenmodells zur Beschreibung großer plastischer Hüllrohrdeformationen ist es notwendig, genauere Angaben über die axiale und azimutale Verteilung der Dehnungen während der Verformung zu erhalten. Zu diesem Zweck wurden im Versuchsstand TUBA Prüflinge verwandt, die mit einem eingeritzten, netzförmigen Raster versehen waren. (Die Versuche wurden 1981 von Herrn Gaußmann im IMF durchgeführt.)

Die Versuchsdurchführung entsprach der Versuchsführung wie sie in [1] beschrieben ist. Als Prüflinge dienten Hüllrohrabschnitte mit einer Länge von 59 mm und einem Durchmesser von 10,75 mm. Die Rohrproben waren mittels beid-

seitig angeschweißten Stopfen abgedichtet worden. An einem der Stopfen befand sich eine Zuleitung, über die der Innendruck der Probe geregelt werden konnte. 14,5 mm von diesem unteren Stopfen entfernt begann das Rasternetz. Der Abstand der Rasterlinien betrug in axialer Richtung 1,126 mm und in Umfangsrichtung 12° (1,125 mm bei $\varnothing = 10,75$ mm.)

Als Heizer diente ein Strahlungssofen mit einem annähernd isothermen Temperaturfeld. Die gesamte Versuchseinrichtung befand sich unter einer Glocke, so daß die Versuche mit Argon als Schutzgas gefahren werden konnten.

Im zeitlichen Ablauf des Versuchs muß unterschieden werden zwischen Dehn- und Berstproben. Beide Rohrproben wurden drucklos in zwei Stufen auf die gewünschte Versuchstemperatur aufgeheizt und dann mit dem gewünschten Innendruck beaufschlagt. Im weiteren Versuchsverlauf wurden der Druck und die Temperatur konstant gehalten. Bei den Dehnproben wurde der Versuch nach Erreichen einer deutlichen Verformung der Rohrprobe abgebrochen, während bei den Berstproben der Druck bis zum Aufplatzen anstand.

Insgesamt wurden 8 Versuche bei drei verschiedenen Temperaturen mit gerasterten Prüflingen durchgeführt. Die Versuche sind in nachfolgender Tabelle aufgelistet. Wie aus der Tabelle ersichtlich, wurde jeweils einer der Versuche bei gleicher Temperatur als Dehn- und der andere als Berstversuch durchgeführt.

Die Versuche B132 und B133 sind nominell identisch und sollen die Reproduzierbarkeit der Versuche verdeutlichen. Neben den Versuchsparametern gibt die Tabelle die mittleren Umfangsdehnungen und Berstzeiten bzw. Abbruchzeiten an. Die Versuchsergebnisse der Berstproben liegen im unteren Streuband der TUBA-Experimente ungerasteter Rohre.

Versuchs- Nr.	Nenntemp. °C	Nennndruck bar	Berstzeit ^① sec	mittlere Umfangsdehnung ^② %
B128 [⊗]	750	70	396,2	56,3
B138 [⊗]	750	70	305,9	62,0
B48	750	70	252,6	94,0
B119 [⊗]	800	70	60,1	38,7
B132	800	70	67,9	82,2
B133	800	70	56,9	78,7
B123 [⊗]	900	25,1	97,7	40,2
B51	900	25,1	96,9	60,3

⊗ Dehnproben

① bei Dehnproben Zeit des Versuchsabbruchs

② Dehnung gemessen an kalter Rohrprobe

Um die Verformung der Hüllrohre zu ermitteln, wurde das Raster der Probe B119 vor und nach dem Versuch und die Raster der übrigen Rohrproben nach den Versuchen an der Gesamthochschule in Siegen photogrammetrisch vermessen. Die Abbildung 1 zeigt den Aufbau des Paßpunktfeldes der photogrammetrischen Meßeinrichtung. Die Spitzen der kegelförmigen Pyramiden sind die sogenannten Paßpunkte, d.h., Punkte mit bekannten Koordinaten. Dieses Paßpunktfeld mit dem Versuchsobjekt wurde aus 9 Richtungen photographiert. Durch Vergleich der Aufnahmen miteinander und durch die Rekonstruktion des optischen Strahlenganges für einen Rasterpunkt konnten die Koordinaten x_p , y_p , z_p des Punktes im Bezug zum Paßpunktfeld ermittelt werden. Diese von den Geodäten stammende Meßmethode wurde an der Gesamthochschule Siegen erstmalig an einem so kleinen Objekt durchgeführt. Die angegebene Meßgenauigkeit liegt bei 0,02 mm. Die Koordinaten über 1000 Rasterpunkte je Probe wurden zur Auswertung auf ein DV Band überspielt.

Zur Vermessung der deformierten Proben wurde das Paßpunktfeld so verändert, daß zwei Proben gleichzeitig untersucht werden konnten. Die Abbildung 1b zeigt als Durchsicht das Rasternetz der beiden Rohrproben B51 und B132, wie sie sich aus den Daten der Vermessung, bezogen auf das Paßpunktfeld, ergeben. Die mit einem Sternchen gekennzeichneten Punkte der auf dem Kopf stehenden oberen Probe B132 sind die Koordinaten des Risses. Die Probe B51 ist ebenfalls eine gerissene Probe. Da der Riss nicht auf einer Rasterlinie liegt, wurde er nicht vermessen. Die außerhalb des Rasternetzes liegenden Kreise ergeben sich aus den Koordinaten der auf den Verschlußstopfen befindlichen 6 Meßpunkte.

Da die Ausrichtungen der einzelnen Proben im Paßpunktfeld unterschiedlich waren, war es notwendig, ein Rechenprogramm [2] zu entwickeln, das die Koordinaten aller Proben auf ein einheitliches Bezugssystem transformiert. Das Bezugssystem wurde so gewählt, daß die Rohrachse der unverformten Rohrprobe mit der Z_B Koordinatenachse und die Ebene des unteren Abschlußstopfens mit der X_B, Y_B Ebene übereinstimmt. Die sechs Meßpunkte (i) lieferten erste Bedingungsgleichungen für die Transformationsvorschrift

$$\begin{pmatrix} i \\ \bar{Y}_p \end{pmatrix} = \underline{Q} \begin{pmatrix} i \\ \bar{Y}_B \end{pmatrix} + \bar{C}$$

In der Vektorgleichung ist $\begin{pmatrix} i \\ \bar{Y}_p \end{pmatrix}$ der Ortsvektor des Punktes (i) im Paßpunktfeld und $\begin{pmatrix} i \\ \bar{Y}_B \end{pmatrix}$ der Ortsvektor desselben Punktes im Bezugssystem. Der Vektor \bar{C} beschreibt die Translation und die Matrix \underline{Q} die Drehung der Koordinatenachsen zu einander. Sowohl das Koordinatensystem des Paßpunktfeldes als auch das des Bezugssystems sind orthonormierte Koordinatensysteme, daraus ergeben sich für die Matrix \underline{Q} die weitere Bedingungsgleichungen

$$\underline{Q}^T \underline{Q} = \underline{I} \quad \text{bzw.} \quad \underline{Q}^{-1} = \underline{Q}^T,$$

d.h., die Inverse der Drehmatrix \underline{Q} ist gleich der Transponierten. Diese nicht-lineare Bedingungsgleichung beinhaltet, daß die Abstände dreier beliebiger Punkte in beiden Koordinatensystemen unverändert bleiben.

Für drei Punkte liefert die obere vektorielle Transformationsvorschrift und die Matrizenbedingungsgleichung für Q ein bestimmtes nichtlineares Gleichungssystem für die unbekanntenen Komponenten Q_{ij} der Drehmatrix und die Vektorkomponenten C_i . Mit den Koordinaten der 6 Meßpunkte des unteren Abschlußstopfens wird das Gleichungssystem überbestimmt. Die Lösung des Gleichungssystems erfolgt im Rechenprogramm TRANS2 aus einer Fehlerausgleichsrechnung. Die Nebenbedingungen werden über einen Lagrangeschen Multiplikator in der Ausgleichsrechnung berücksichtigt. Das aus der Ausgleichsrechnung folgende nichtlineare, algebraische Gleichungssystem wird vom Rechenprogramm iterativ nach dem Newton-Raphson-Verfahren gelöst. Das Programm TRANS2 ist nicht an die Geometrie der Hüllrohre gebunden und kann daher auch für andere Probleme ähnlicher Art verwendet werden. In den Abbildungen 1c sind als Beispiel die drei Ansichten des Rasters der Probe B132, wie sie aus dem Rechenprogramm TRANS2 folgen, dargestellt.

Mit den auf ein einheitliches Koordinatensystem transformierten Koordinaten der Rasterpunkte können die photogrammetrisch vermessenen Proben ausgewertet werden.

Die Probe B119 wurde vor und nach der Verformung vermessen. Aus den Daten der unverformten Probe ergibt sich für den Abstand der Rasterlinien in Umfangsrichtung ein Mittelwert von $X_t = 1,136$ mm mit einer Standardabweichung von $\pm 0,046$ mm und in axialer Richtung $X_a = 1,118$ mm mit einer Standardabweichung von $\pm 0,024$ mm. Die Standardabweichung in axialer Richtung entspricht der angegebenen Meßgenauigkeit. Die größere Standardabweichung in Umfangsrichtung resultiert aus den Abweichungen des Hüllrohres von der idealen Rohrgeometrie.

Bei der Auswertung der verformten Rohrproben wurde als erstes die Längenänderungen Δl des Rasternetzes zwischen den Rasterpunkten bestimmt. Bezogen auf die Ausgangslänge ergibt sich die als Cauchy- bzw. Ingenieurdehnung bezeichnete Dehnung, in Umfangs- und in axialer Richtung

$$\epsilon_t = \frac{\Delta l_t}{X_t} \cdot 100 \% \qquad \epsilon_a = \frac{\Delta l_a}{X_a} \cdot 100 \%$$

Die Abbildungen 2, 3, 4 zeigen neben dem auf das Bezugssystem transformierten Rasternetz die axiale Verteilung der Umfangsdehnung und der axialen Dehnung. Aufgetragen sind die Werte für die Umfangslinie mit der maximalen Umfangsdehnung. Die Proben sind nach der Größe der mittleren Umfangsdehnung, entsprechend der Tabelle, geordnet.

Die Verläufe der Dehnungskurven zeigen, daß die Umfangsdehnung nicht stetig zum Maximum hin ansteigt, sondern mehrere relative Maxima verteilt um den absoluten Maximalwert besitzt. Besonders ausgeprägt zeigt sich dies bei den geborstenen Proben. Diese Schwankungen im Verlauf der Umfangsdehnung lassen sich nicht auf Meßungenauigkeit ($\pm 4\%$ für ϵ_t) zurückführen. Dies ergibt sich auch aus dem Vergleich mit benachbarten Umfangslinien. Erste Erklärungsversuche für dieses Phänomen werden zur Zeit untersucht.

Für die Proben unterhalb des Phasenumwandlungsbereichs ergeben sich Cauchy-Dehnungen von annähernd 300%. Die hohe Berstdehnung der Probe B133 muß etwas nach unten korrigiert werden, da sie noch die Rißöffnung beinhaltet.

Die Längsdehnungen ϵ_a werden stärker von der Meßungenauigkeit ($\pm 2\%$ für ϵ_a) beeinflusst. Dies zeigt auch der Vergleich benachbarter Umfangslinien. Aus dem Vergleich der Diagramme unter einander folgt, daß für die Rohrproben unterhalb des Phasenumwandlungsgebietes die axiale Dehnung mit steigender Umfangsdehnung abnimmt. Für die beiden Proben B123, B51 oberhalb des Phasenumwandlungsgebietes bleibt die Längsdehnung über den gesamten Umfang positiv.

In Abb. 5 ist die Verteilung der axialen und tangentialen Dehnung über dem Rasternetz für die geborstene Probe B132 dargestellt. Wie die Abbildung zeigt, ist die axiale Dehnung im gesamten Bereich negativ.

Neben den Längenänderungen Δl des Rasternetzes wurden auch die Winkeländerungen zwischen den axialen und tangentialen Rasterlinien bestimmt. In der Nähe des Risses ergaben sich Winkeländerungen bis zu 12 Grad.

Die anschauliche Cauchy- bzw. Ingenieurdehnung ist für die theoretische Beschreibung großer Verformungen ungeeignet. In der Kontinuumsmechanik wird oft der Greensche Verzerrungstensor $\underline{\gamma}$ als Verzerrungsmaß eingesetzt. Seine Komponenten γ_{ij} lassen sich aus den partiellen Ableitungen $\bar{u}_{,j}$ des Verschiebungs-

vektors \bar{u} nach der Koordinate X_j und dem Tangentenvektor \bar{g}_j an die Koordinatenlinie herleiten:

$$\gamma_{ij} = \bar{g}_i \cdot \bar{u}_{,j} + \bar{g}_j \cdot \bar{u}_{,i} + \bar{u}_{,j} \bar{u}_{,i}$$

Daher wurde in der weiteren Auswertung der verformten Rohrproben die Verschiebungen einzelner Rasterpunkte gegenüber der unverformten Probe bestimmt. In der Abb. 6 sind die axialen, radialen und tangentialen Verschiebungen über den Umfang für die 19. Umfangslinie der Probe B48 dargestellt.

Die eingezeichneten Kreise sind die aus der Messung ermittelten Werte des jeweiligen Rasterpunktes. Die durchgezogene Linie folgt aus einer numerisch angenäherten harmonischen Analyse der jeweiligen Verschiebungskomponente. Sie wird für die weitere Auswertung und den Vergleich mit den 3D-Rechnungen benötigt.

Die schon in den Umfangsdehnungen beobachteten relativen Maxima zeigen sich auch in den radialen Verschiebungen und bestätigen die gemachten Beobachtungen, denn es gilt in Polarkoordinaten für die Cauchy-Dehnung

$$\epsilon_{\phi} = \frac{1}{R} (u_{\phi,\phi} + u_r)$$

Die Auswertung der Verschiebungen ergab in Verbindung mit der angenäherten harmonischen Analyse: Will man physikalisch interpretierbare Aussagen über das Verformungsverhalten der Hüllrohre bis zu Cauchy-Dehnungen von 300 % machen, dann ist es unzulässig, den Querschnitt des Rohres nach der Deformation als kreisförmig anzusehen.

Die Auswertung der Rohrproben wird demnächst mit der Bestimmung der Wandstärkenänderungen fortgesetzt. Ein Vergleich der Meßergebnisse der Verschiebungen mit den Rechnungen des 3D-Schalenprogramms steht zur Zeit noch aus.

1.2 Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des Deformations- und Versagensverhaltens von Zircaloy-Hüllrohren

(S. Raff, R. Meyder, IRE)

1. Rotationssymmetrische Hüllrohrberechnung

Die Dokumentation des Kriechberstmodells NORA2 zur Beschreibung des Kriechens und Versagens von Zircaloy bei hohen Temperaturen wurde abgeschlossen [3,4]. Dieses Modell wurde in die SSYST-Moduln STADEF (Brennstabmechanik) und ZIRKOX (Oxidation des Hüllrohrs) zur Berechnung rotationssymmetrischer Hüllrohrverformung eingebracht. Damit ist es möglich, mit SSYST die Hüllrohrdeformation im Rahmen von Schadensumfangsanalysen schnell und relativ genau zu bestimmen.

2. Versagenskriterium für lokale Modellanwendung

Das Versagenskriterium des Verformungsmodells NORA2 bei rotationssymmetrischer Hüllrohrdehnung beruht auf der experimentell erfassten Umfangsdehnung von Hüllrohrproben. Diese ist abhängig von der Dehngeschwindigkeit und von der Temperatur. In den reinen Phasen α und β steigt die Enddehnung mit zunehmender Dehngeschwindigkeit, während im Zweiphasenmischgebiet gerade die entgegengesetzte Tendenz beobachtet wird [3].

Betrachtet man jedoch die lokalen Versagensdehnungen in der Tabelle,

Proben-Nr.	T [°C]	Δp [bar]	ϵ_f^u [%]	ϵ_f^l [%]
B48	750	70	94	300
B132	800	70	82	300
B33	900	25	64	270

meßbar z.B. durch eine auf der Probe eingeritzten Rasterteilung (Abb. 1), so stellt man fest, daß die Reduktion der Umfangsdehnung im 2-Phasenbereich ($T=900^{\circ}\text{C}$) in erster Linie durch eine stärkere Dehnungslokalisierung am Umfang zustande kommt, während die lokale tangentielle Dehnung beim Versagen sich im Vergleich zum α -Bereich nur unerheblich ändert.

Diese Erkenntnis führte zu der Modellhypothese, die besagt, daß das Versagen durch eine lokale Versagensdehnungsgrenze beschrieben wird. Die für die Kühlbarkeit maßgebliche Größe der Umfangsdehnung beim Versagen muß sich dann durch lokale Anwendung des Deformationsmodells ergeben, das die Dehnungslokalisierung bei Anwesenheit von Imperfektionen am Hüllrohrumfang erfassen muß.

Diese Hypothese konnte mit dem SSYST Modul AZI[5] zur Berücksichtigung von Abweichungen in der Rotationssymmetrie in Verbindung mit dem Deformationsmodell von NORA2 bestätigt werden. Dazu mußten lediglich die Imperfektionen am Stabumfang wie Wandstärkeschwankung und Temperaturvariation modelliert werden und die Versagensdehnwerte entsprechend den Beobachtungen im Experiment erhöht werden. (Die Koppelung der Verfestigungskoeffizienten mit den Versagensgrößen in NORA mußte dabei gelöst werden.)

Die Abbildungen 7 und 8 zeigen die sich so ergebende Abhängigkeit der Versagensumfangsdehnung sowohl von einer Temperatur-, als auch einer Wandstärkeverteilung, wobei eine weitere parametrische Abhängigkeit vom Druck bzw. der mittleren Verformungsgeschwindigkeit sichtbar wird.

Sowohl Wandstärke- als auch Temperaturverteilung sind Größen statistischer Art, die bei den hier vorliegenden Rohrberstexperimenten im Einzelfall nicht gemessen wurden. Für die hier betrachteten isothermen offenbeheizten Rohrberstexperimente kann nach [1] eine Temperaturschwankung von $\Delta T < 3\text{K}$ angenommen werden, während der Erwartungswert der Wandstärkeschwankung nach [6] etwa 20 - 30 μm beträgt. Beide Werte sind in den Abbildungen 7 und 8 eingetragen und ergeben unter Annahme einer cos-Verteilung jeweils etwa die im Experiment [1,7] beobachteten Umfangsdehnwerte. Das unter realen Bedingungen im Experiment gleichzeitige Auftreten beider Imperfektionen

kann nun je nach random sich einstellender gegenseitiger Lage der Maxima den umfangsdehnungsreduzierenden Effekt verstärken oder abschwächen.

Mit Ausnahme weniger Rasterproben wurde bei den zahlreich vorliegenden Hüllrohrexperimenten nur die Umfangsdehnung, nicht aber die lokale Dehnung gemessen. Entsprechend der Modellhypothese wurde daher, ausgehend von den Umfangsdehnwerten und deren Streubreiten die lokale Versagensdehnung mit dem Modell bestimmt. Diese läßt sich dann anhand weniger Daten überprüfen. Bei den hier vorgelegten Ergebnissen wurden dabei die cos-verteilt angenommenen Imperfektionen "in Phase gelegt", sodaß die geschwächte Wand mit der höheren Temperatur zusammenfiel.

Das Ergebnis dieser Rechnungen für den Zweiphasenumwandlungsbereich bei 900°C zeigt Abb.9, in der die Versagensdehnung abhängig von der mittleren Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon} = \epsilon_f / t_f$ für Messung und Rechnung aufgetragen sind. (ϵ_f und t_f sind Dehn- und Zeitwert beim Versagen der isotherm isobaren Rohrberstexperimente.) Die untere Einhüllende der Meßpunkte wird in etwa von den in Phase liegenden maximalen Imperfektionen gebildet. Die Erwartungswerte der Umfangsdehnmeßwerte werden bei der hier angenommenen Überlagerung der Imperfektionen durch die Kurve mit halbiertes Schwankungsbreite beschrieben. Die von der mittleren Dehngeschwindigkeit unabhängige lokale Versagensdehnung betrug dabei 180 % (effektive logarithmische Dehnung), was einer tangentialen Ingenieursdehnung von 370 % entspricht.

Bemerkenswert dabei ist, daß das Deformationsmodell tatsächlich in der Lage ist, die im Phasenumwandlungsbereich stark von der Dehngeschwindigkeit abhängige Dehnungslokalisierung zu beschreiben. Diese wird durch Abbildung der mit AZI berechneten Querschnitte beim Versagen für ein Beispiel kleiner Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon} = 7.0 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$ ($\Delta p = 5.1 \text{ bar}$, Bereich großer Verformung) und großer mittlerer Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon} = 3.0 \cdot 10^{-1}$ ($\Delta p = 46.6 \text{ bar}$) in Abb.9 dargestellt. Die Wandstärke wurde dabei mit 10-facher Dicke gezeichnet. An der Auffächerung der anfangs äquidistanten Winkelteilung der Segmente sowie deren Dicke erkennt man die Dehnungsverteilung über dem Umfang. Entsprechend fällt die sich einstellende Umfangsdehnung, bei gleicher Dehnung an der Schwachstelle,

mit 157 zu 84 % recht unterschiedlich aus, d.h. die Versagensumfangsdehnung wird tatsächlich stark durch Dehnungseinschnürung (geometrisches Versagen) bestimmt, die mithilfe des Deformationsmodells NORA gut beschrieben werden kann. Dies wird durch die Modellierung unterschiedlicher dehngeschwindigkeitsgesteuerter Verformungsmechanismen sowie der Verfestigung in NORA ermöglicht.

Die obere Kurve in Abb.10 stellt die mithilfe des Modells ermittelten lokalen Versagensdehnwerte für den Temperaturbereich 600 bis 1200°C dar. Während die lokale Versagensdehnung im Gegensatz zur Versagensumfangsdehnung nicht mehr von der Dehngeschwindigkeit abhängig ist, zeigt sie eine stärkere Abhängigkeit von der Phase des Zircaloy. In α und β ist sie näherungsweise konstant, in der Umwandlungsmischphase fällt sie vom großen Wert in der α -Phase auf den Wert der β -Phase ab. Die unteren Kurven zeigen den daraus resultierenden Umfangsdehnverlauf (unter der Annahme der Imperfektionen $\Delta T = \pm 1K$ und $\Delta w = \pm 7.5\mu m$) sowie den mittleren Verlauf der Meßdaten bei einer mittleren Verformungsgeschwindigkeit von $\dot{\epsilon} \approx 10^{-2} 1/s$. Das Modell ist somit in der Lage, den aus der Literatur wohlbekannten komplizierten Temperaturverlauf der Versagensdehnung durch eine einfachere monoton verlaufende lokale Versagensdehnung zu beschreiben. Die Annäherung lokaler Dehnung und Umfangsdehnung im β -Bereich zeigt, daß dort das Einschnürverhalten auf die Versagensumfangsdehnung an Einfluß verliert.

Es verbleibt noch zu überprüfen, inwieweit die anhand des Modells gewonnenen lokalen Versagensdehnwerte mit experimentell ermittelten übereinstimmen. Dazu sind mithilfe von Rasterproben ermittelte Werte in Abb.10 eingetragen (quadratische Symbole). Als "lokale Dehnung" wird dabei die über ein Rasterelement gemittelte Dehnung definiert. In Messung und Rechnung wurde jeweils die gleiche Rasterteilung (30 azimutale Elemente am Umfang) benutzt. Die wenigen Meßpunkte liegen etwa 20 bis 30 % (relativ) unter den Modellwerten. Dabei ist zu berücksichtigen, daß das eingeritzte Netz gegenüber ungeritzten Proben eine um etwa 20 % verringerte Versagensumfangsdehnung bewirkt und durch verstärkte Dehnung in den Rasterkerben, in denen meist das Versagen eintrat, auch die "lokale Dehnung" der Maschen verringert. Lokale Messungen an Zugproben [8] haben bei 600 und 700°C Werte von

200-250 % logarithmischer Dehnung ergeben, die über der Modellkurve liegen. Daraus läßt sich der Schluß ziehen, daß das Deformationsmodell innerhalb des einfachen Schalenmodells von AZI die Dehnungslokalisierung recht gut beschreiben kann und mithilfe des Modells sinnvolle "lokale Dehnwerte" bei vorgegebenem Raster ermittelt werden, sofern bei Messung und Rechnung das gleiche Raster benutzt wird.

Einen Vergleich der Dehnungsverteilung am Rohrumfang zwischen Messung und Rechnung gibt zum Schluß Abb.11. Die Dehnwerte sind dabei über den Rasterelementen aufgetragen. Durch den vom Modell unter Annahme einer cos-Verteilung der Imperfektionen berechneten im Vergleich zur Messung breiteren Dehnungsspeak ergibt sich eine um etwa 10 % größere Umfangsdehnung. Bei der gestrichelten Modellkurve wurde als lokale Versagensdehnung die gemessene Versagensdehnung verwendet. In Anbetracht der in ihrem Verlauf nicht bekannten Verteilung der Imperfektionen sowie der relativ einfachen Mechanik von AZI kann man die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung als recht gut bezeichnen.

3. Abschließende Bemerkungen

Die konsequente lokale Anwendung des Deformationsmodells hat zur Entwicklung eines einfachen Versagenskriteriums geführt. Das Versagen wird dabei durch eine lokale im Wesentlichen von der Phase des Zircaloy abhängigen Versagensdehnung beschrieben, wobei die Dehnungslokalisierung die relativ komplizierten Abhängigkeiten der Versagensumfangsdehnung von der Dehngeschwindigkeit und der Temperatur abbildet. Dabei hat es sich gezeigt, daß das Deformationsmodell, obwohl es auf unter der Annahme der Gleichmaßverformung verarbeiteten Meßdaten von Zug- und Rohrprobenexperimenten basiert, auch Dehnungslokalisierungen gut beschreiben kann. Dies deutet darauf hin, daß die wesentlichen Phänomene der Verformung physikalisch sinnvoll beschrieben werden.

Bei der lokalen Modellanwendung in AZI sind bei probabilistischen Untersuchungen im Sinne von [9] drei lokale statistische Parameter einzuführen: Größe der Wandstärkeschwankung Δw , asymmetrische Lage

des Pellets im Hüllrohr (zur Berechnung der Temperaturverteilung am Umfang [5]), sowie die Phasenlage zwischen Wandstärke- und Temperaturverteilung.

Eine Weiterentwicklung des Deformations- und Versagensmodells mit Zielrichtung auf eine bessere physikalische Erfassung der Einzelphänomene ist möglich, erfordert jedoch detailliertere Meßdaten sowie eine dreidimensionale Mechanik. Im Rahmen des hier vorgegebenen Ziels, der Beschreibung des Stabverhaltens beim hypothetischen Störfall, gibt das Modell eine hinreichend gute Beschreibung, sodaß eine Weiterentwicklung unter diesem Aspekt nicht sinnvoll erscheint.

Das für lokale Anwendung weiterentwickelte Modell steht in SSYST3[10] innerhalb des Moduls AZI zur Verfügung.

Literatur

- [1] P.Hofmann, S.Raff, 'Verformungsverhalten von Zircaloy-4 - Hüllrohren unter Schutzgas im Temperaturbereich zwischen 600 und 1200°C', KfK 3168 (1981)

- [2] S. Leins 'TRANSFER - Programmbeschreibung'
unveröffentlichter Bericht

- [3] S.Raff, 'Entwicklung eines Deformations- und Versagensmodells für Zircaloy im Hochtemperaturbereich zur Anwendung bei Kühlmittelverluststörfalluntersuchungen an Leichtwasserreaktoren', KfK 3184 (1983)

- [4] S.Raff, R.Meyder, 'NORA-2, A Model for Creep Deformation and Rupture of Zircaloy at High Temperatures', IAEA Specialists Meeting on Water Reactor Fuel Element Performance Computer

Modelling', March 14-19, 1982, Preston, England

- [5] R.Meyder, 'Abschätzung der Brennstabschäden bei LWR-Störfällen mit dem Programmsystem SSYST', Projekt Nukleare Sicherheit, Jahreskolloquium 1981

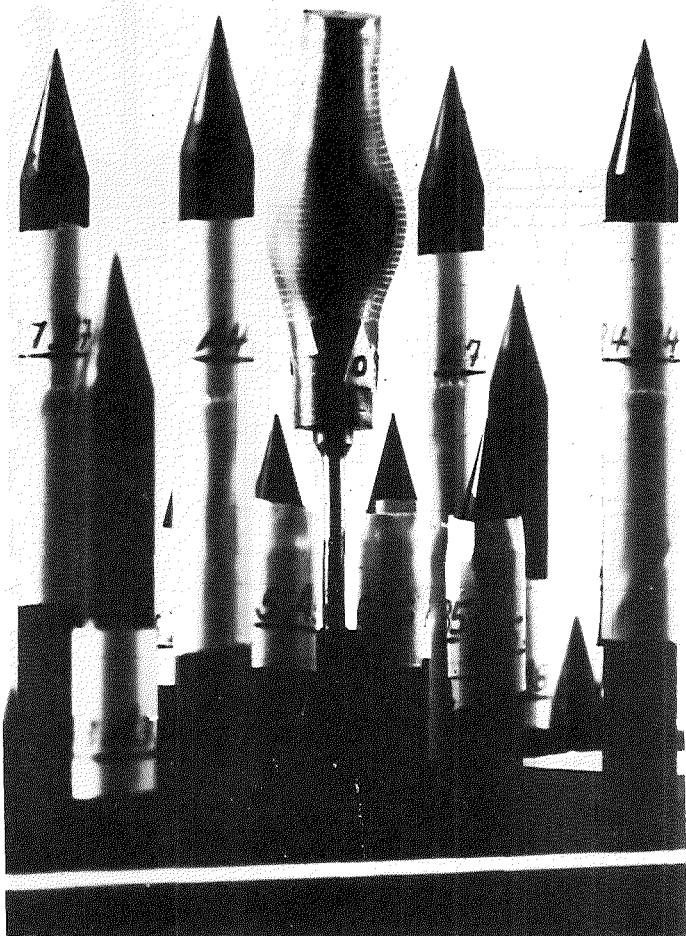
- [6] L.Sepold, M.Prißmann, Unveröffentlichter Bericht 1977

- [7] S.Leistikow et al., 'Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidationsreaktion von Zircaloy-Hüllrohren', in den PNS-Halbjahresberichten KfK 2262 (1975), KfK 2375 (1976), KfK 2435 (1976), KfK 2500 (1977), KfK 2700 (1978), KfK 2750 (1978)

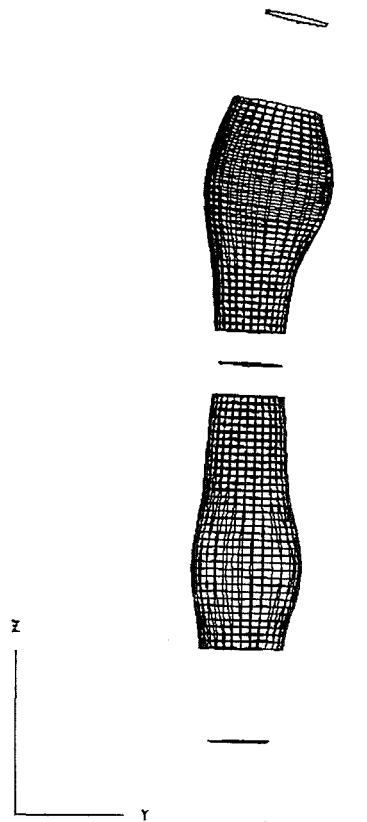
- [8] C.S.Hartley, D.A.Jenkins, 'Tensile Testing at Constant Plastic True Strain-Rate'
Journal of Metals 32(1980), pp. 23-28

- [9] W.Sengpiel, 'Probabilistische Untersuchung des Brennstabverhaltens in einem Brennelement eines Druckwasserreaktors bei einem hypothetischen Kühlmittelverluststörfall',
KfK 2965 (1980)

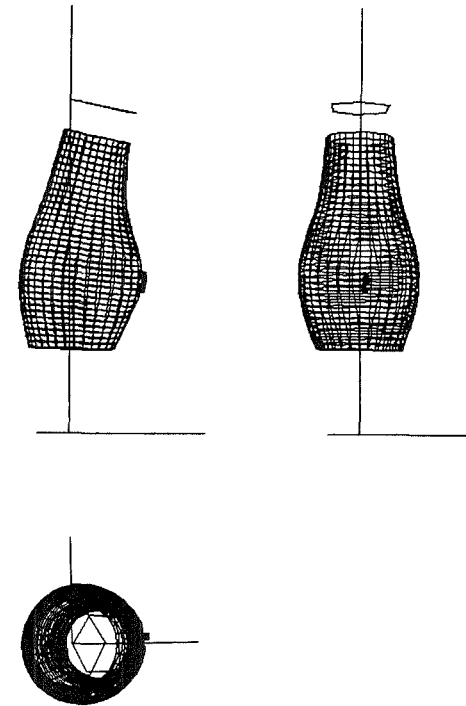
- [10] W.Gulden, R.Meyder, H.Borgwaldt, 'SSYST - A Code System to Analyse LWR Fuel Rod Behavior Under Accident Conditions',
ANS Annual Meeting June 6-11, 1982, Los Angeles



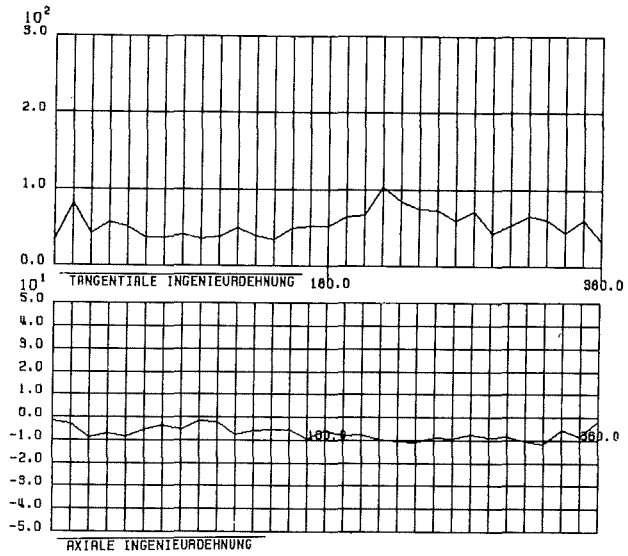
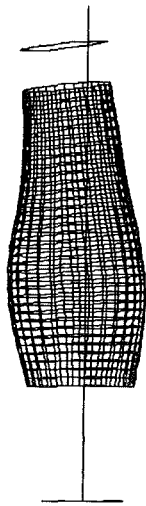
a) Ausschnitt des
Paßpunktfeldes
mit Rohrprobe



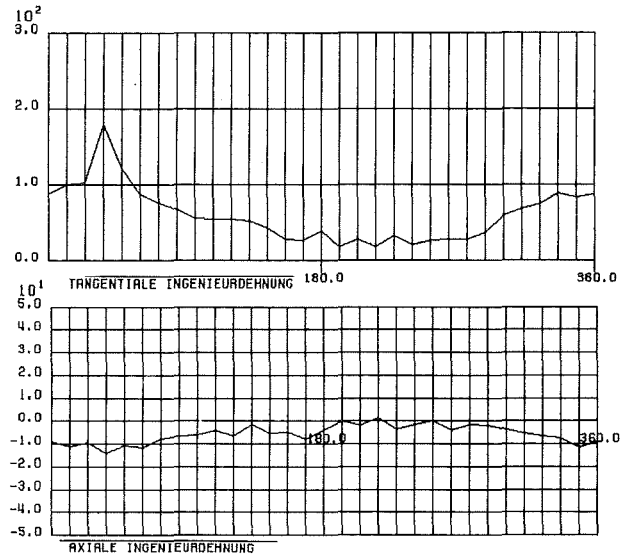
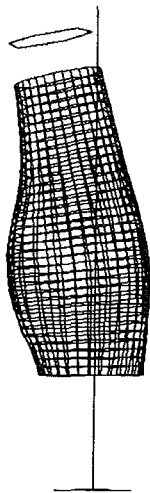
b) Rasternetz der
vermessenen Proben
B51 und B132



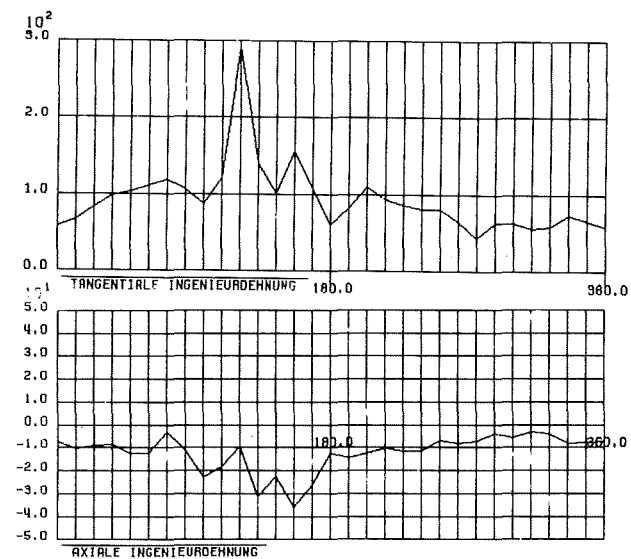
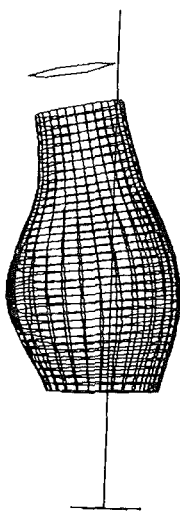
c) Auf Bezugssystem trans-
formiertes Koordinaten-
netz für B132



B128



B138



B48



Abb. 2 Transformiertes Rasternetz, tangentielle und axiale Ingenieurdehnung der Rohrproben mit Innendruck 70 bar und 750 °C Nenntemperatur

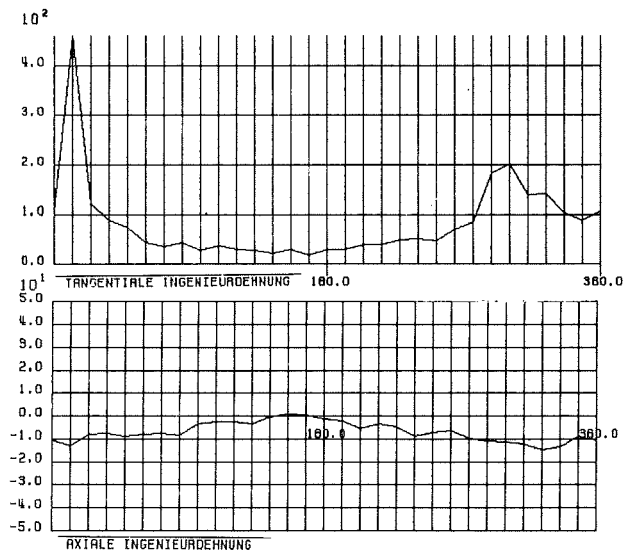
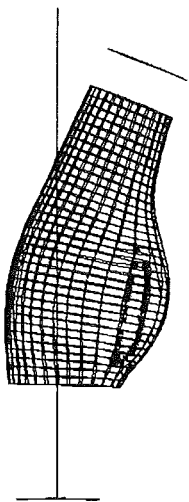
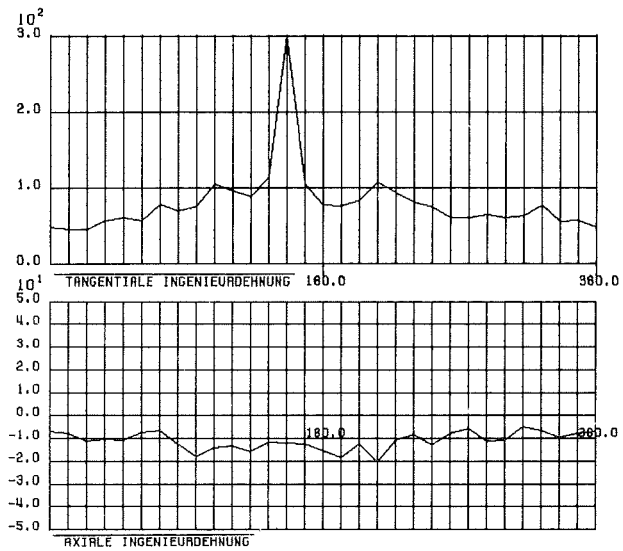
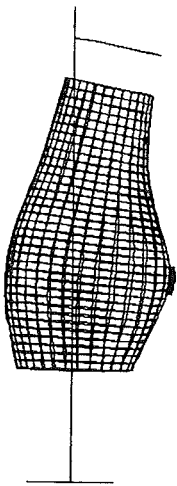
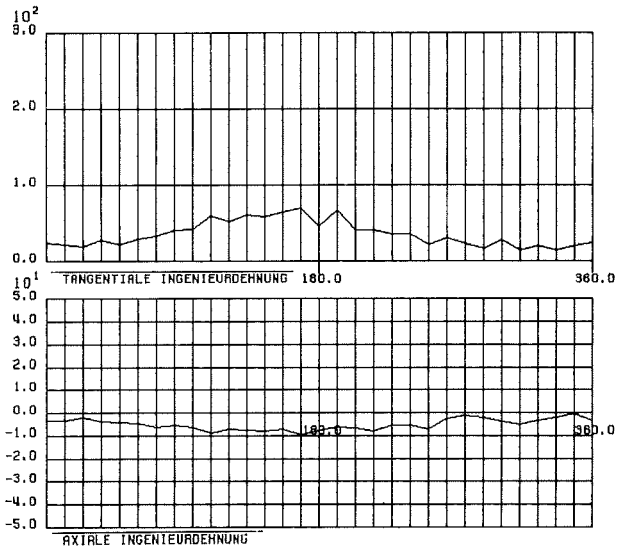
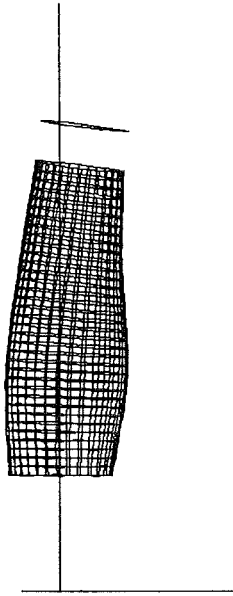
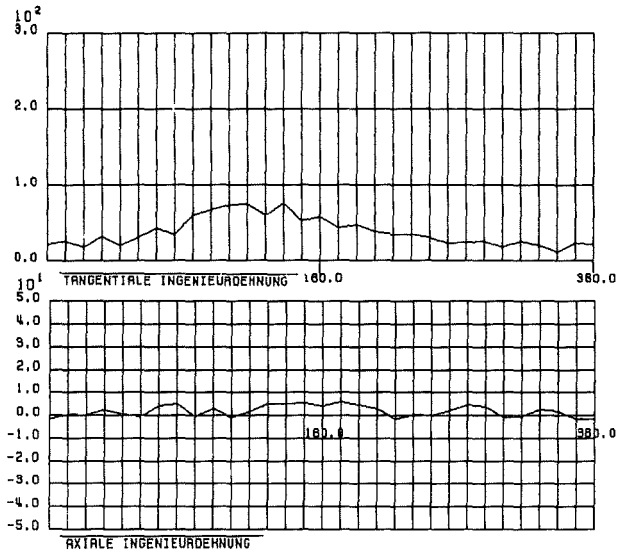
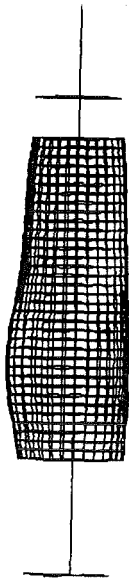


Abb. 3 Transformiertes Rasternetz, tangentielle und axiale Ingenieurdehnung der Rohrproben mit Innendruck 90 bar und 800 °C Nenntemperatur

B123



B51

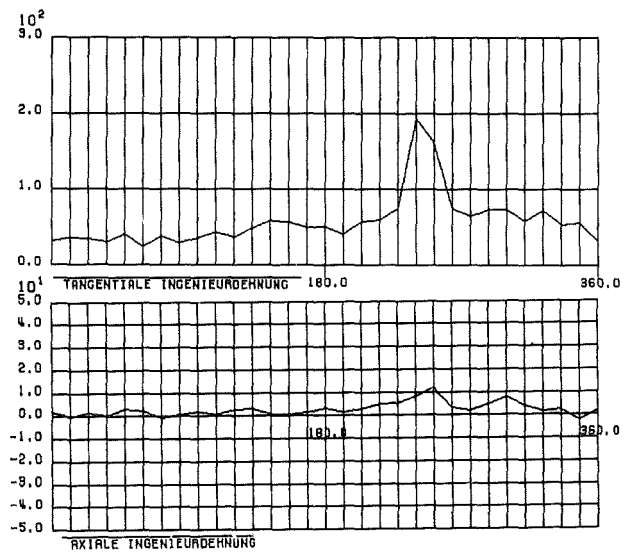
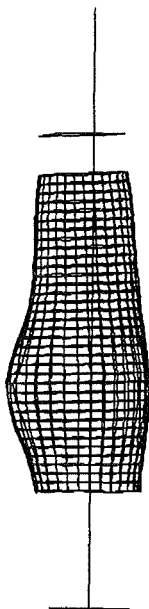
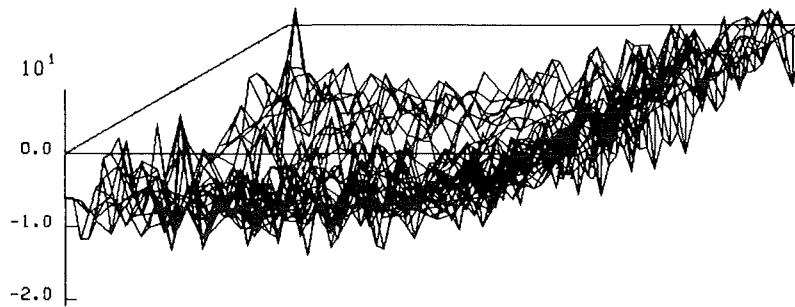
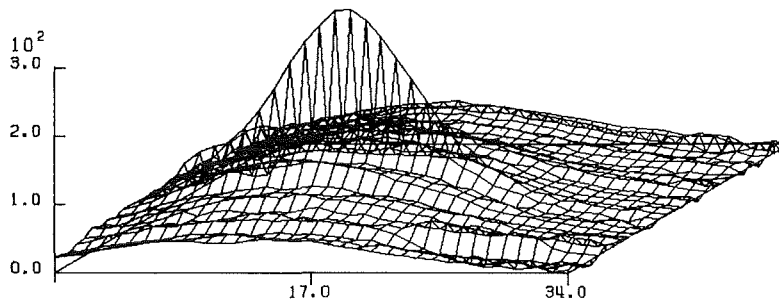


Abb. 4 Transformiertes Rasternetz, tangentielle und axiale Ingenieurdehnung der Rohrproben mit Innendruck 25 bar und 900 °C Nenntemperatur



DARSTELLUNG DER AXIALEN INGENIEURDEHNUNG
DRUCK IN MPA =70.000
TEMP. IN CEL. =777.000
ZEIT. IN SEC. =67.920

RECHNUNG NR 13

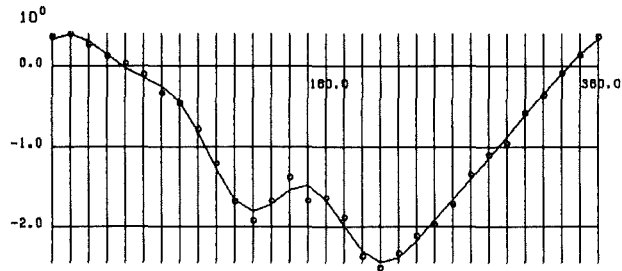


DARSTELLUNG DER TANGENTIALEN INGENIEURDEHNUNG
DRUCK IN MPA =70.000
TEMP. IN CEL. =777.000
ZEIT. IN SEC. =67.920

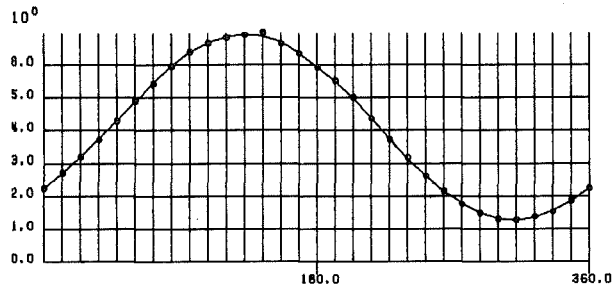
RECHNUNG NR 13



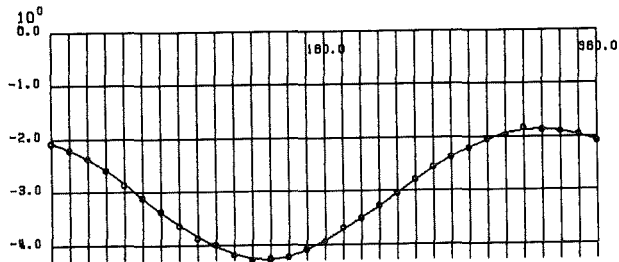
Abb. 5 Verteilung der tangentialen und axialen Ingenieurdehnung über das Rasternetz für die Rohrprobe B132



RADIALE VERSCHIEBUNG
DRUCK IN MPa = 70.000 UMFANGSORDNUNG 6
TEMP. IN CEL. = 724.000 UMFANGSLINIE 19



TANGENTIALE VERSCHIEBUNG
DRUCK IN MPa = 70.000 UMFANGSORDNUNG 6
TEMP. IN CEL. = 724.000 UMFANGSLINIE 19



AXIALE VERSCHIEBUNG
DRUCK IN MPa = 70.000 UMFANGSORDNUNG 6
TEMP. IN CEL. = 724.000 UMFANGSLINIE 19



Abb. 6 Verschiebungskomponenten der 19. Umfangslinie der Probe B48

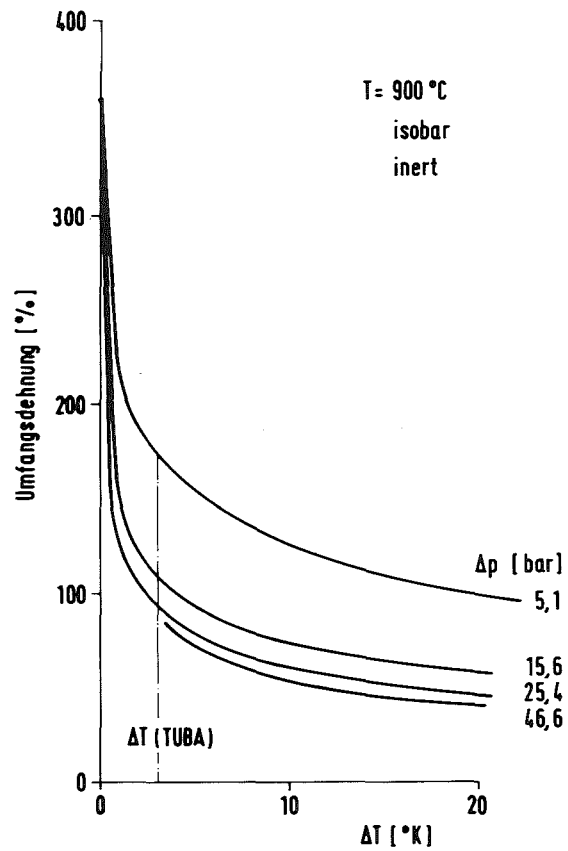


Abb. 7 Abhängigkeit der Umfangsdehnung
 beim Versagen von einer azimutalen
 cos-förmigen Temperaturverteilung
 bei Zircaloy-Hüllrohren

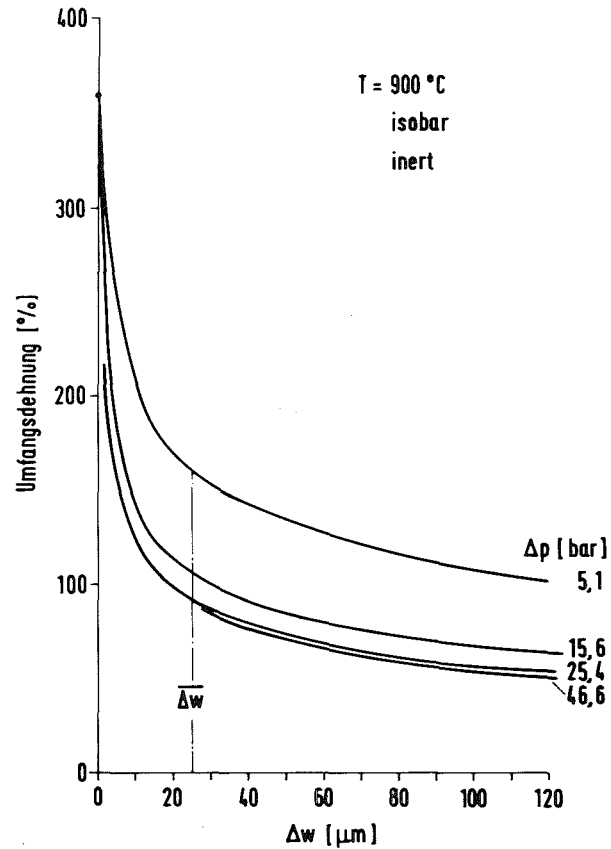


Abb. 8 Abhängigkeit der Umfangsdehnung
 beim Versagen von einer azimutalen
 cos-förmigen Wandstärkeverteilung
 bei Zircaloy-Hüllrohren

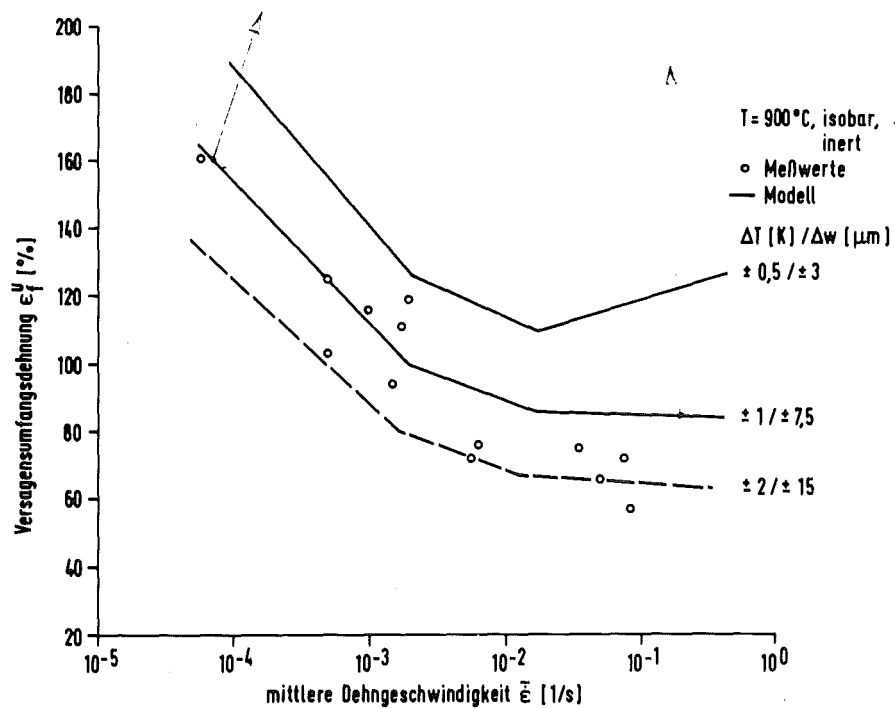
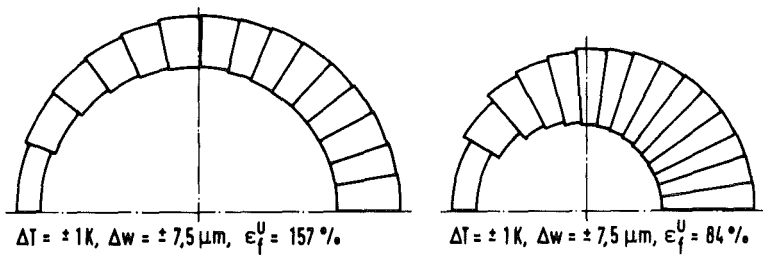


Abb. 9 Abhängigkeit der Versagensumfangsdehnung von der mittleren Verformungsgeschwindigkeit bei der Hüllrohrverformung in Inertatmosphäre

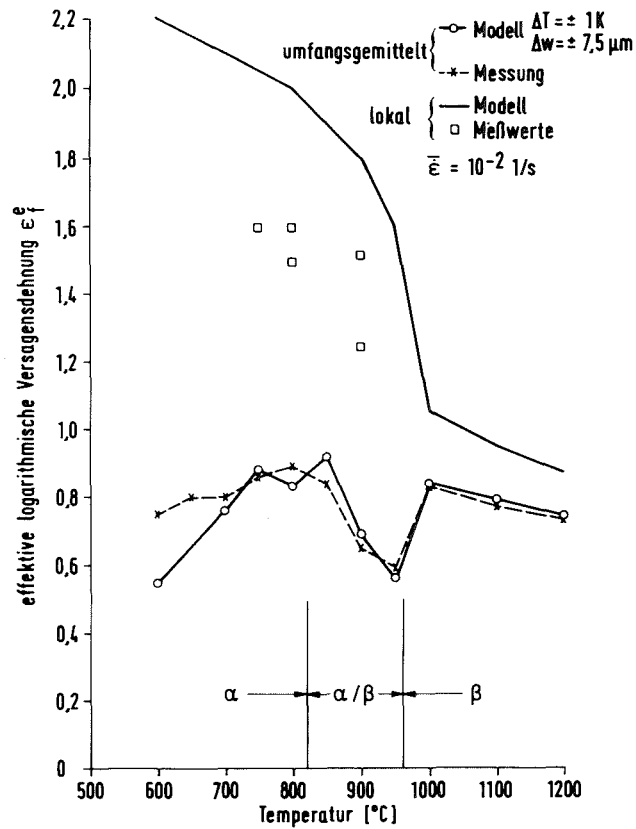


Abb. 10 Temperaturverlauf der lokalen Versagensdehnung und der entsprechenden Umfangsdehnung bei isotherm-isobarer Versuchsführung in Inertatmosphäre

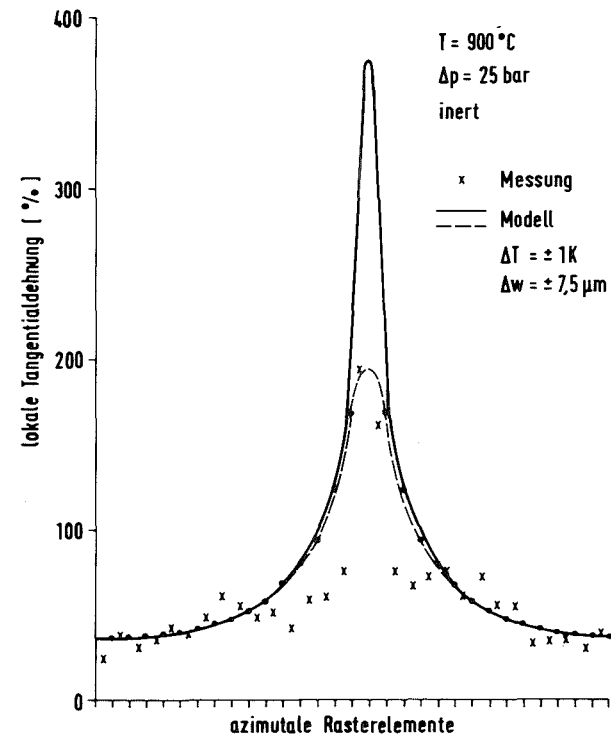


Abb. 11 Azimutale Dehnungsverteilung eines geborstenen Hüllrohrs

1.3 Entwicklung eines Rechenprogramms zur Beschreibung der Hüllrohroxidation (S. Malang, IRB)

Mit dem Rechenprogramm MULTRAN, welches die Zircaloy-Wasserdampf-Oxidationskinetik beschreibt, wurde die in verschiedenen Experimenten über 1580 °C beobachtete Unterteilung der Oxidschicht in kubisches und tetragonales Oxid modelliert. Hiermit wurde in dem Temperaturbereich zwischen 1580 und 1800 °C eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen von Urbanic /1/ und Leistikow /2/ erzielt. Auch das von Leistikow mit zunehmender Temperatur beobachtete Ansteigen des Verhältnisses

$$\frac{\text{Schichtstärke kubisches Oxid}}{\text{Schichtstärke tetragonales Oxid}}$$

wird von dem Programm richtig wiedergegeben.

In den meisten praktischen Fällen kann jedoch auf die Modellierung der zweigeteilten Oxidschicht verzichtet werden. Deshalb wurde ein vereinfachtes Modell getestet, bei dem auch bei Temperaturen über 1580 °C eine einteilige Oxidschicht beibehalten wird. Es zeigte sich, daß für dieses fiktive Oxid eine Diffusionskonstante so bestimmt werden kann, daß auch in dem hohen Temperaturbereich die experimentellen Ergebnisse mit ausreichender Genauigkeit wiedergegeben werden.

In den Abb. 1 und 2 sind die mit MULTRAN gerechneten Sauerstoffprofile sowie der zeitliche Verlauf von Oxidschichtstärke und ξ -Schichtstärke (Oxid + α -Schicht) aufgetragen, und zwar für $T = 1200$ °C (Abb. 1) und $T = 1700$ °C (Abb. 2). Zusätzlich wurden in diese Diagramme auch die mit "Rate-Equations" nach Cathcart /3/ bzw. nach Urbanic /1/ bestimmten Schichtstärken eingezeichnet. Aus den Diagrammen ist zu ersehen, daß bis zu einer bestimmten Schichtstärke die MULTRAN-Ergebnisse vollkommen mit den Ergebnissen der empirischen Rate-Equations übereinstimmen. Während die Rate-Equations auf einer halbunendlich dicken Wand basieren, berücksichtigt MULTRAN die endlich dicke Wandstärke eines Hüllrohres. Bedingt durch diese endlich dicke Wandstärke kommt es nach einiger Zeit zu einer Auffüllung der β -Schicht mit Sauerstoff, so daß die α -Schicht und auch die Oxidschicht anschließend schneller anwachsen. Dieses Verhalten ist in den Abb. 1 und 2 gut zu erkennen.

Für den Temperaturbereich über 1940 °C wurden die Stoffwerte so bestimmt, daß die von Baker-Just / 4/ angegebene Gewichtszunahme von MULTRAN richtig wiedergegeben wird.

In dem MULTRAN-Programm wird keine Temperaturberechnung durchgeführt. Die Hüllrohrtemperatur wird entweder eingelesen, oder - bei Verwendung von MULTRAN als Teil eines Programmsystems - von einem anderen Programm übernommen. Hierbei wird kein Temperaturprofil in der Wand berücksichtigt. Diese Vernachlässigung ist in den meisten Fällen zulässig. Lediglich bei Transienten, bei denen die Hüllrohrtemperatur sehr schnell bis zum Schmelzpunkt ansteigt, sollte geprüft werden, wie groß die Temperaturdifferenz zwischen der Oberfläche und der Oxid/Metall-Grenzfläche werden kann und welchen Einfluß das Temperaturprofil auf die Oxidationskinetik hat. Hierfür eignet sich das SIMTRAN-Programm /5/, da in diesem Programm simultan zum Konzentrationsprofil auch das Temperaturprofil in der Wand bestimmt wird.

Bisher wurden von SIMTRAN die Randbedingungen an der inneren und der äußeren Hüllrohroberfläche eingelesen. Vor allem im Hinblick auf die Berechnung von Abschmelzversuchen, bei denen die Hüllen von Brennstabsimulatoren bis zum Schmelzpunkt aufgeheizt werden, wurde ein neues Modell zur Berechnung der Brennstofftemperatur hinzugefügt. Hierbei wird ein Ein-Punkt-Modell verwendet, bei dem für den Wärmetransport zur Hülle zeitabhängige Verläufe von Wärmeübergangszahl und Strahlungsziffer eingelesen werden können. Außerdem wurden in SIMTRAN die in MULTRAN getesteten Materialdaten implementiert, mit denen für die gesamten Temperaturbereiche bis über den Schmelzpunkt hinaus eine sehr gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Rate-Equations nach Cathcart, Urbanic und Baker-Just erreicht wird.

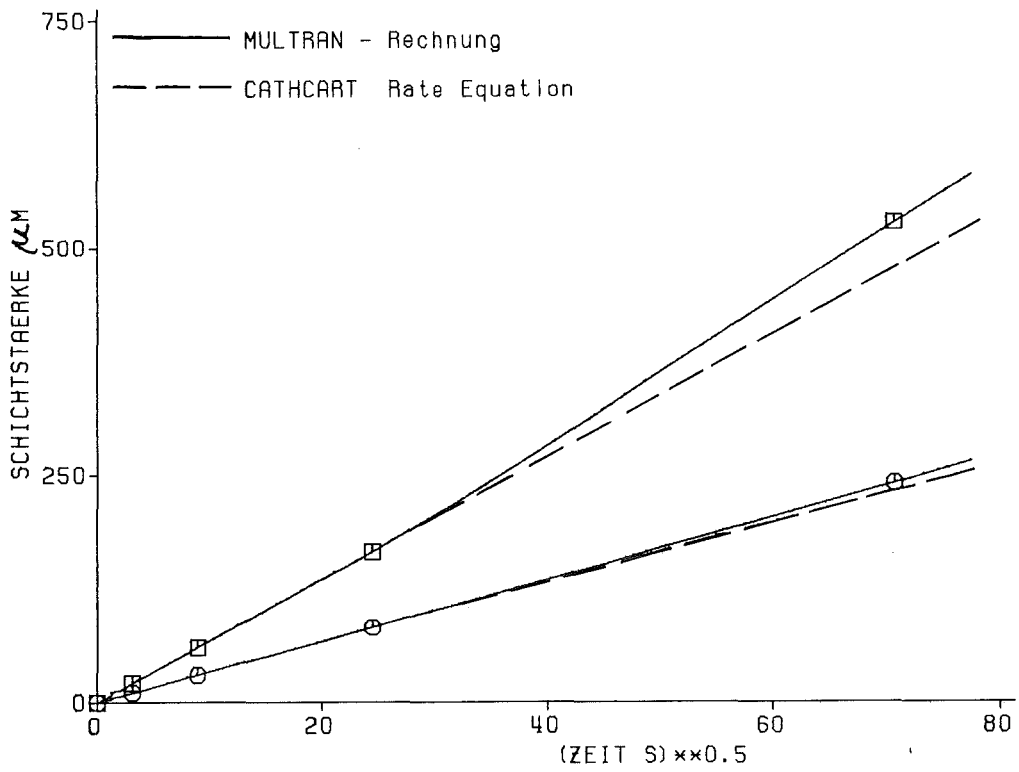
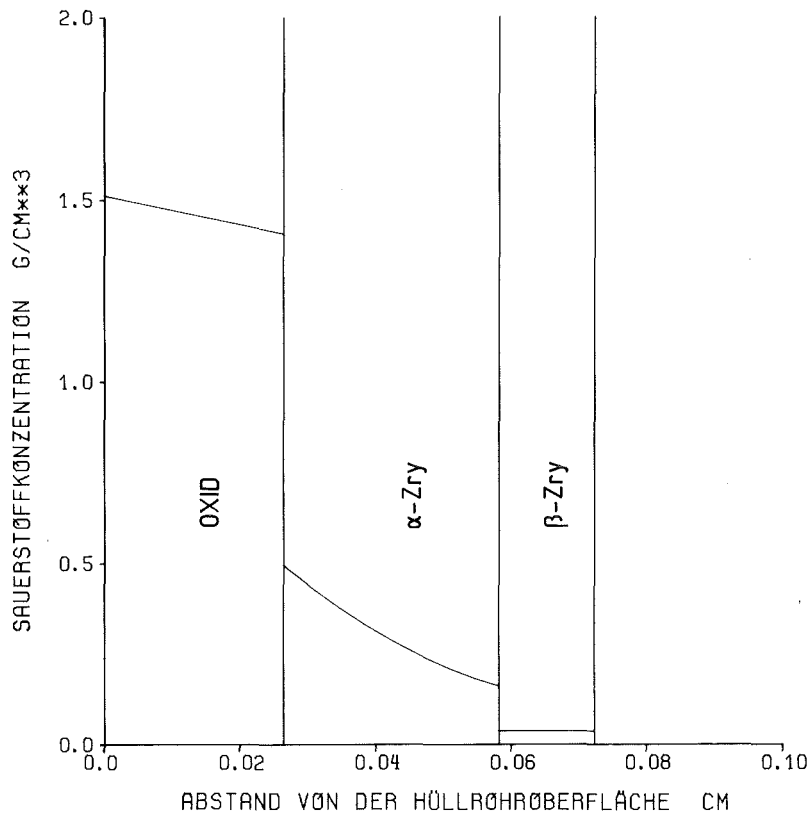
Als Anwendungsbeispiel wurde mit der neuen SIMTRAN-Version ein Brennstab untersucht, welcher mit einer Leistung von 10 W/cm in langsam überströmendem Dampf aufgeheizt wird. Wärmeabgabe erfolgt durch Konvektion ($\alpha = 5 \text{ W}/(\text{cm}^2 \cdot \text{K})$) und Strahlung ($\epsilon_{1,2} = 0.5$), wobei sowohl die Dampf- als auch die Umgebungstemperatur mit 4 K/s ansteigt. Als Ergebnis dieser Rechnung sind in Abb. 3 die zeitlichen Verläufe der Brennstofftemperatur sowie der Hüllrohrtemperatur an der inneren und äußeren Oberfläche aufgetragen. Es ist zu erkennen, daß bis zu einer Temperatur von etwa 1540 °C die Temperaturunterschiede in dem Stabquerschnitt sehr klein sind. Verursacht durch die exotherme Zircaloy-Wasserdampf-Reaktion

steigt dann jedoch die Hüllrohrtemperatur sehr schnell an, so daß über einen längeren Zeitraum Wärme von der Hülle an den Brennstoff übertragen wird. Der maximale Temperaturunterschied im Hüllrohr beträgt bei diesem Beispiel etwa 25 K.

In der unteren Hälfte der Abb. 3 sind die zeitlichen Verläufe der Schichtstärken und der Sauerstoffaufnahme aufgetragen. Dem Diagramm ist zu entnehmen, daß beim Erreichen der Schmelztemperatur die Oxidschichtstärke etwa 300 µm beträgt.

Literatur

- /1/ V.F. Urbanic, R.T. Heidrick:
High Temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam;
Journal of Nuclear Materials 75(1978) 251-261.
- /2/ A.E. Aly:
Oxidation of Zircaloy-4 Tubing in Steam at 1350 to 1600 °C;
KfK 3358 (1982).
- /3/ Cathcart, J.V. et al.:
Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics;
IV. Reaction Rate Studies, ORNL/NUREG-17, Aug. 1977.
- /4/ Baker, L., Just, L.C.:
Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures;
III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction.
ANL-6548 (1962).
- /5/ Malang, S.:
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.



□ Schichtstärke: Oxid + Alpha-Zircaloy
○ Schichtstärke: Oxid

Abb. 1 isotherme Oxidation bei 1200°C

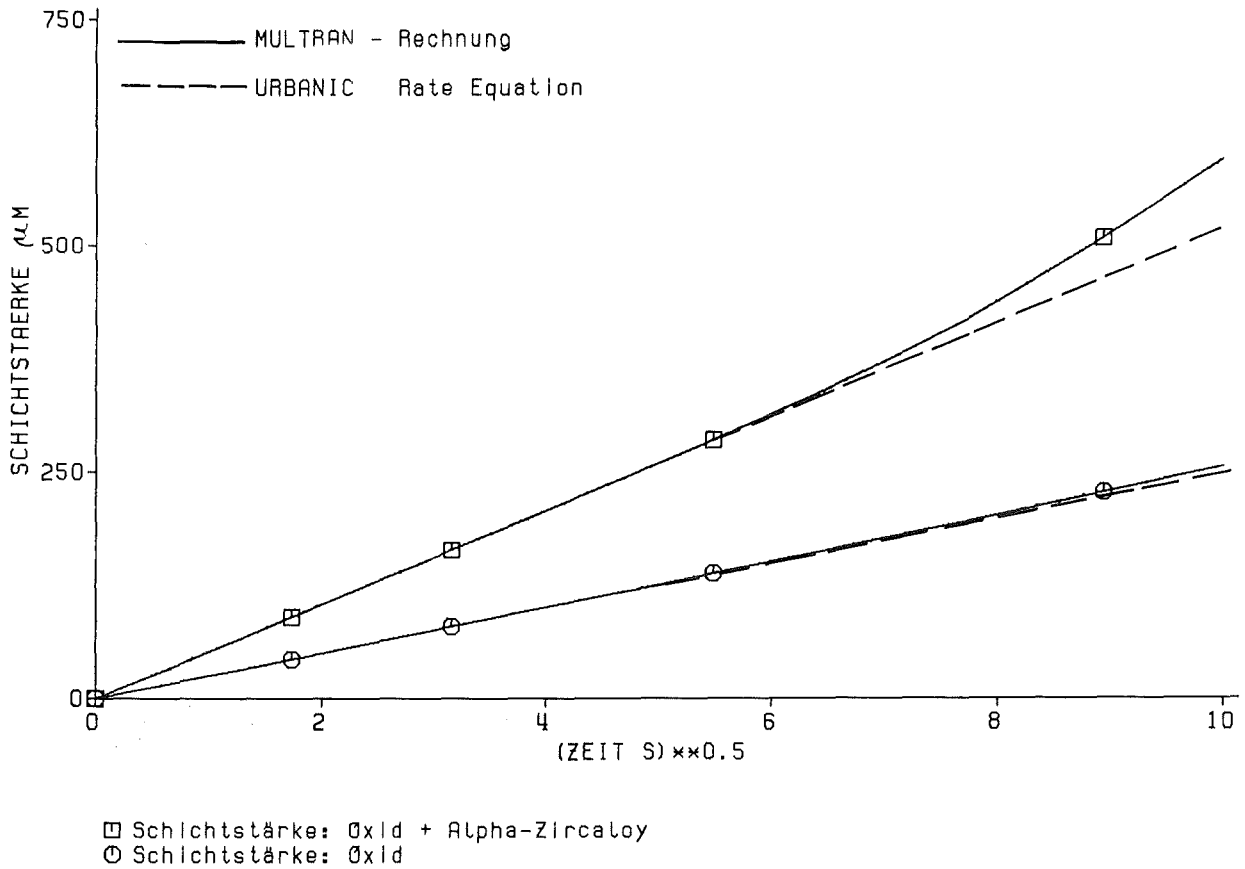
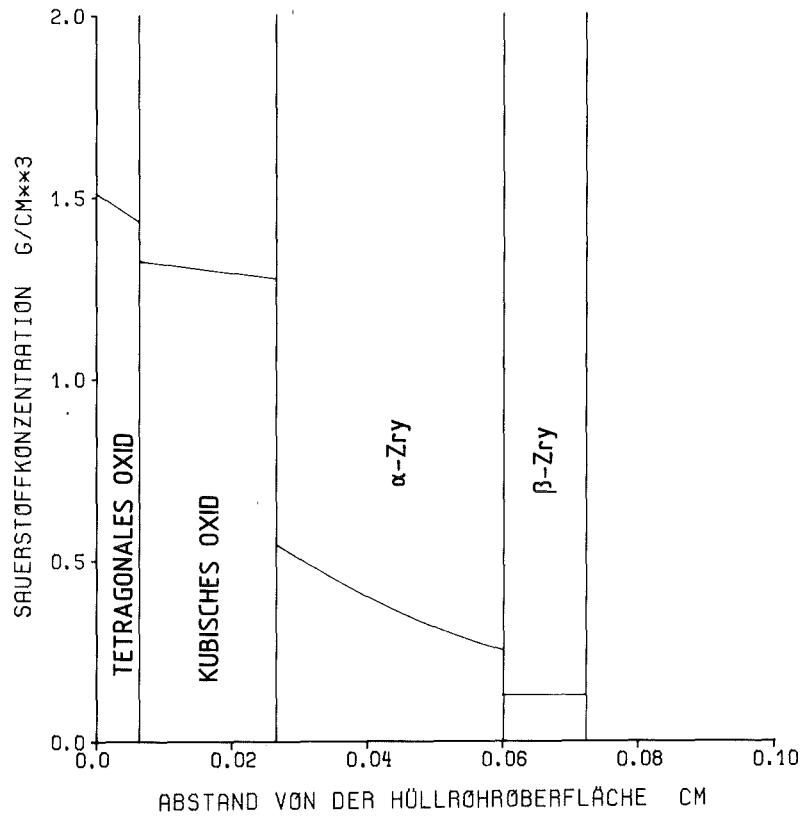
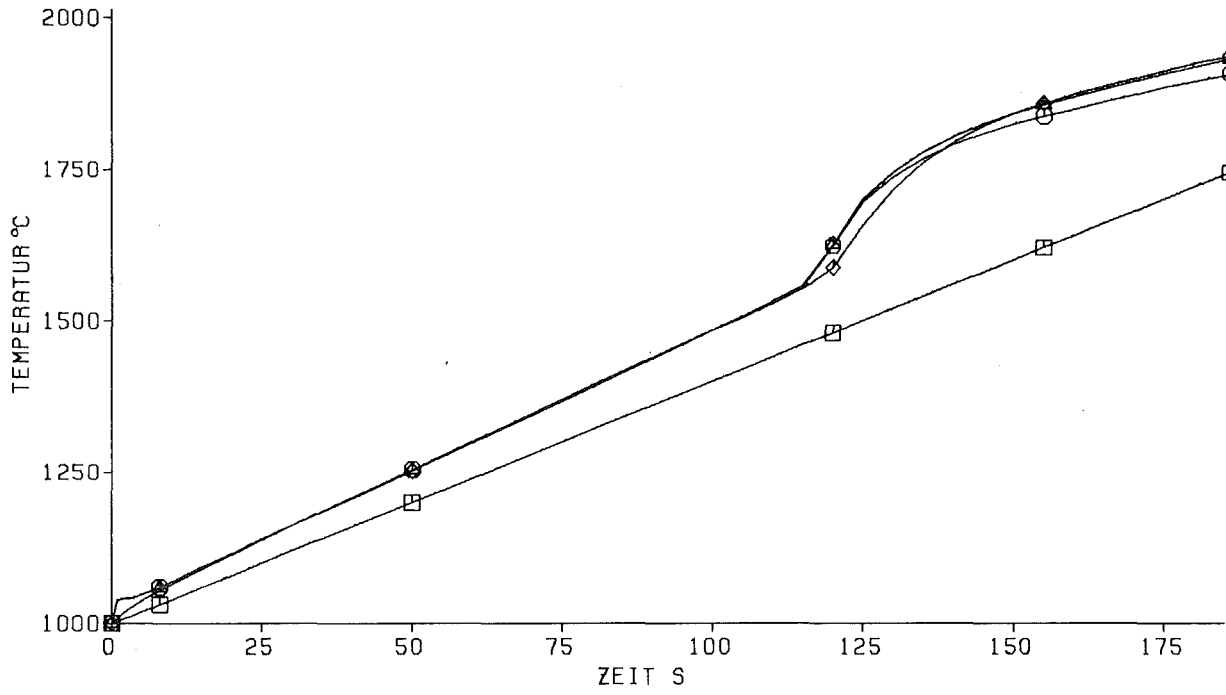
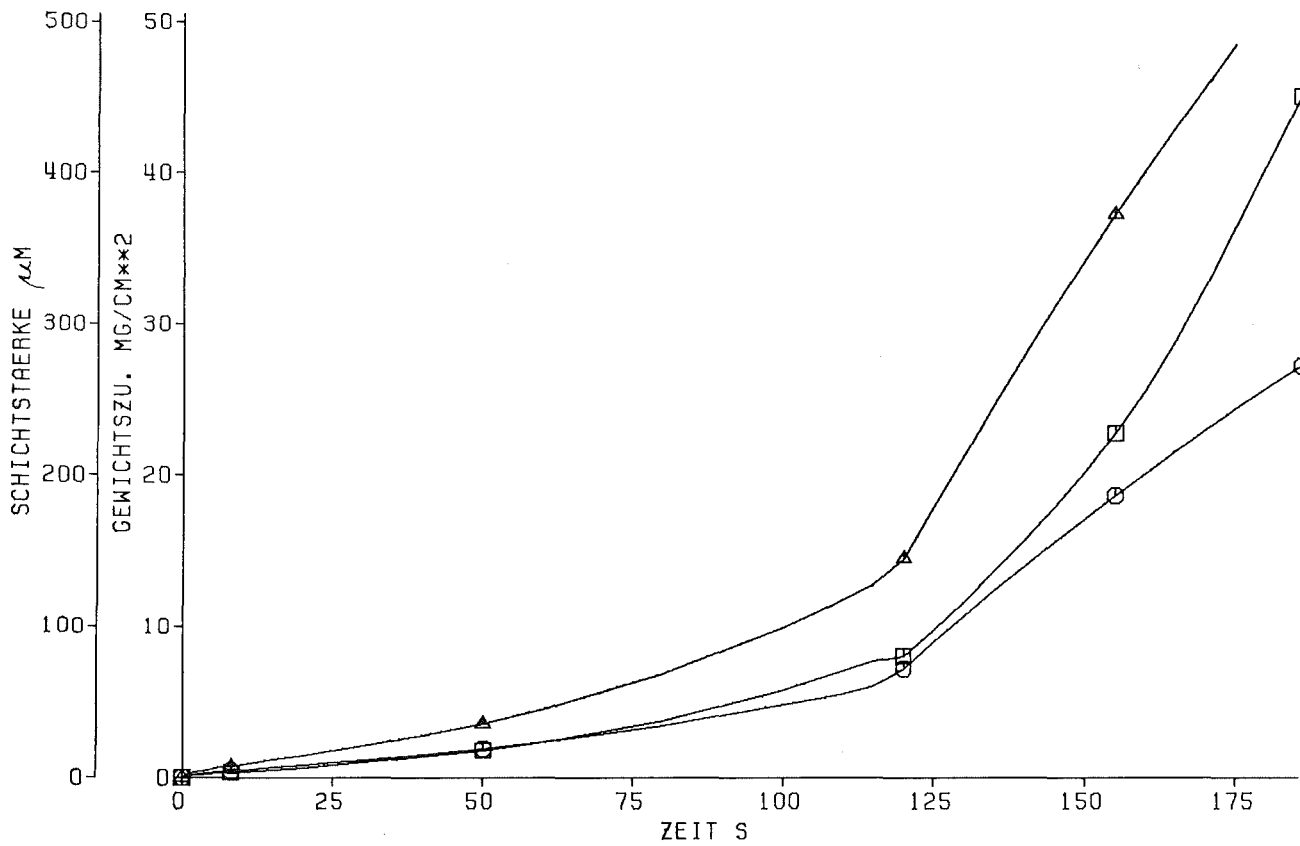


Abb. 2 isotherme Oxidation bei 1700 °C



- Temperatur des Dampfes
- Temperatur der äusseren Oberfläche
- △ Temperatur der inneren Oberfläche
- ◇ Temperatur des Brennstoffes



- Schichtstärke: Alpha-Zircaloy
- Schichtstärke: Oxid
- △ Gewichtszunahme

Abb. 3 temperaturtransiente Oxidation mit Berechnung von Brennstofftemperatur und Temperaturprofil der Hülle

2. Programmtechnische Verbesserungen und Weiterentwicklung von SSYST

(H. Borgwaldt, G. Willerding, INR)

In bezug auf das Programmsystem SSYST ist zu unterscheiden zwischen Arbeiten, welche die physikalische Modell-Bildung betreffen (siehe Kap. 1), und solchen zur Weiterentwicklung des Systems selbst, einschließlich der Integration vorhandener Codes. Im Berichtszeitraum betrafen diese Aktivitäten zum Programmsystem SSYST

- (1) Abschlußarbeiten an der freigegebenen Version SSYST-2,
- (2) Erstellung einer Referenzversion von SSYST-3.

Die Version SSYST-2 des modularen Programmsystems SSYST /1,2/ war im Oktober 1981 der NEA Data Bank, Saclay, übergeben worden. Es ergaben sich dort einige Probleme bei der Implementierung des Systems, worauf wir kurzzeitig Unterstützung leisten mußten.

Diese Arbeiten umfaßten einerseits die Generierung und das Austesten von SSYST-2 in Saclay, einschließlich Strukturierung des Transmittal Tapes. Zusätzlich wurde auf Wunsch der NEA Data Bank die Kopplung mit zwei Primärsystem-Codes demonstriert (als Teil des SSYST-2 Transmittal Tapes). Es handelte sich einmal um die IBM-Version von RELAP4/MOD6, wobei die Kopplungsroutinen zu SSYST im KfK vorlagen, zum zweiten um den CDC-Code NORCOOL. Mit intensiver Beteiligung der NEA Data Bank konnte ein Schema für die lose Kopplung von NORCOOL mit SSYST-2 kurzzeitig entwickelt und ausgetestet werden.

Ein von S. Malang entwickelter fortgeschrittener Zry-Oxidationscode MULTRAN für den Bereich höherer Temperaturen wurde als Physik-Modul vollständig in SSYST-3 integriert. Dagegen ist der von der GRS übernommene Flut-Code REFLUX erst teilweise in SSYST-3 integriert; die Kopplung mit anderen Physik-Modulen ist noch nicht realisiert.

Die Arbeiten zur Nachfolge-Version SSYST-3 wurden bis Ende 1982 weitgehend abgeschlossen. Eine Arbeitsversion wurde Ende 1982 an die GRS, Köln, für externe Anwendungs-Tests abgegeben.

Während der Übergang von SSYST-1 zu SSYST-2 in erster Linie zu wesentlich kürzeren Rechenzeiten geführt hatte, zeigt SSYST-3, neben vielen System-Verbesserungen und Erweiterungen der physikalischen Modelle, als Programmsystem eine im Vergleich zu SSYST-2 klarere Struktur, mit deutlichen Grenzen zwischen System- und Anwendungs-Code:

- (1) Im Nucleus (= eigentlicher Systemkern) mit rund 3000 Zeilen FORTRAN-Code und etwa 400 Zeilen ASSEMBLER sind 30 SSYST-Steuerworte, für elementare System-Aktivitäten, realisiert.
- (2) 18 Service-Moduln mit rund 5500 FORTRAN-Zeilen decken weitere 64 Steuerworte, für allgemeine, administrative und numerische Anforderungen, ab.
- (3) 31 Physik-Moduln, mit mehr als 20 000 FORTRAN-Zeilen, schließlich decken 33 Steuerworte ab und dienen zur Modellierung des transienten Brennstab-Verhaltens. Erweiterungen dieser Gruppe sind leicht durchzuführen.

Bei dieser Gliederung in 3 Gruppen gehen wir davon aus, daß in Zukunft wesentliche Veränderungen nur noch in der Gruppe der Physik-Moduln erfolgen werden. SSYST-3 ist vorbereitet für das einfache Auswechseln und Zufügen von Physik-Moduln, mit anderen physikalischen Modellen oder Störfall-Szenarien.

Alle Routinen des Nucleus, alle Service-Moduln und ein wesentlicher Teil der Physik-Moduln sind, zur Erhöhung der Code-Zuverlässigkeit, mit Datenkonsistenz-Prüfungen ausgestattet. Die Steuerung der Ausgabe ist für den Benutzer einfacher und flexibler.

Für zwei geplante Ertüchtigungen des Systemkerns sind die erforderlichen Vorarbeiten durchgeführt. Es handelt sich dabei um die vereinfachte Realisierung von Programmschleifen und um Zeitintervall-Abfragen in Integrations-Schleifen.

Mit SSYST-3 werden bereitgestellt der leistungsfähige Eingabe-Preprocessor PREPRO für die Konversion formatfreier/symbolischer Eingabe mit formaler Überprüfung sowie das ebenfalls früher beschriebene Preload-Programm OBJLINK zur Verarbeitung von IBM-Object-Code.

/1/ H. Borgwaldt, W. Gulden: 'SSYST, a Code-System für Analysing Transient LWR Fuel Rod Behaviour under Off-Normal Conditions',
KfK 3359 (1982)

/2/ R. Meyder: 'SSYST-2 Eingabebeschreibung und Handhabung'
KfK 2966 (1980)

3. Anwendungs- und Verifikationsrechnungen

3.1 Thermisches und mechanisches Verhalten von Brennstabsimulatoren während des Kühlmittelverluststörfalles

(V. Casal, S. Malang, K. Rust, IRB)

Für die Durchführung des REBEKA-Programms wurde ein Brennstabsimulator entwickelt, gefertigt sowie für eine Vielzahl von Einzelstab- und mehreren Bündelversuchen verwendet. Diese Brennstabsimulatoren mit einem Außendurchmesser von 10,75 mm und einer beheizten Länge von 3900 mm entsprachen hinsichtlich ihres thermischen und fluiddynamischen Verhaltens weitgehend einem Brennstab.

Für geplante Experimente (FDWR, SUPER SARA) werden Brennstabsimulatoren mit einem Außendurchmesser von 9,5 mm benötigt, wobei der Stabaufbau weitgehend dem bewährten REBEKA-Brennstabsimulator entsprechen sollte. Daher wurden das thermische und mechanische Verhalten solcher Simulatoren und einiger Varianten (ohne Ringpellet und/oder ohne inneren Stützkern) während eines Kühlmittelverluststörfalles rechnerisch überprüft und mit dem Verhalten eines Brennstabes von gleichem Durchmesser verglichen.

Für den thermischen Vergleich wurde das eindimensionale Wärmeleitprogramm HETRAP / 1 / gewählt. Für die zweidimensionale Berechnung des Temperaturfeldes und der Hüllrohrdeformation wurde der AZI-Modul des SSYST-Programms angewendet. Über die Ergebnisse dieser Untersuchungen wurde in /2/ berichtet.

Zunächst wurden für einen Brennstab und drei verschiedene Heizstabtypen das radiale Temperaturprofil im Stab unter Vollastbedingungen berechnet und in Abb. 1 aufgetragen. Es ist zu erkennen, daß bei einem REBEKA-ähnlichen Heizstab die Stromleitertemperatur 1250 °C beträgt. Dieser Wert ergab sich bei Annahme eines äußeren Gasspalt (zwischen Al_2O_3 -Ringpellet und Hüllrohr) von 50 µm und eines inneren Gasspalt (zwischen Ringpellet und Heizstab) von 10 µm. Werden die erreichbaren Fertigungstoleranzen berücksichtigt, so muß davon ausgegangen werden, daß die Summe beider Gasspalte bis zu 100 µm betragen kann. Dies hätte Stromleitertemperaturen über 1400 °C zur Folge, was bei dem verwendeten Material (Inconel 600) viel zu hoch ist. Hieraus ist zu ersehen, daß bei Heizstäben mit Gasspalt nur dann ein Vollastbetrieb möglich ist, wenn auf Ringpellets verzichtet wird.

Während der Druckentlastungsphase ist mit allen untersuchten Heizstäben eine gute Simulation des Brennstabverhaltens nur dann erreichbar, wenn bei der Bestimmung des zeitlichen Verlaufs der Stabileistung neben den thermischen Eigenschaften der Stäbe auch der zeitliche Verlauf des Wärmeübergangs von der Staboberfläche zum Kühlmittel berücksichtigt wird.

Dies ist am genauesten möglich bei Verwendung eines Prozeßrechners zur Regelung der Heizstabileistung, wie es in / 3 / vorgeschlagen, und in /4,5/ durchgeführt wurde.

Als Randbedingungen während der Wiederauffüll- und Flutphase, in der lediglich noch die Nachwärmeleistung und gespeicherte Wärme abgeführt werden müssen, dienten typische Transienten aus dem FEBA-Programm. In Abb. 2 links oben ist der zeitliche Verlauf einer solchen Wärmeübergangszahl dargestellt. Mit dieser Randbedingung wurden für einen Brennstab und die in Abb. 1 gezeigten Heizstabtypen die Oberflächentemperatur, die gespeicherte Wärme und der Wärmestrom an der Oberfläche in Abb. 2 dargestellt. Es zeigte sich, daß das thermische Verhalten eines Heizstabes ohne Ringpellet und ohne inneren Stützkern identisch mit dem eines Brennstabes ist. Dies gilt sowohl für die Oberflächentemperatur, den Oberflächenwärmestrom wie auch die gespeicherte Wärme. Wenn aus fertigungs- und betriebstechnischen Gründen auf den inneren Stützkern nicht verzichtet werden kann, liegen die maximalen Hüllrohrtemperaturen bis zu 25 K unter denen des Brennstabes, während die Oberflächenwärmeströme bis zum Zeitpunkt der Wiederbenetzung nur unwesentliche Abweichungen zeigen.

Mit dem Modul AZI des Programmsystems SSYST wurde für die Wiederauffüll- und Flutphase das zweidimensionale Temperaturfeld im Stab (r - φ - Koordinaten) sowohl ohne (Abb. 3a) als auch mit Hüllrohrverformung (Abb. 3b) berechnet.

Hierbei wurde für alle Stäbe die maximale mögliche Exzentrizität angenommen, so daß auf der einen Stabseite die Gasspalte verschwanden, auf der entgegengesetzten Seite aber die doppelte Breite des nominellen Wertes aufwies. Dies führt zur maximal möglichen Temperaturvariation am Stabumfang und damit zu einer Verstärkung der Unterschiede im Simulationsverhalten. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen waren:

- Die azimutale Temperaturvariation ist bei dem Brennstab geringer als bei

den mit ihm in den Abb. 1 und 2 verglichenen Heizstäben.

- Das Hüllrohr des Brennstabes birst bei einer mittleren Umfangsdehnung von 37 %, wie aus Abb. 3 hervorgeht. Bei den Brennstabsimulatoren kommt es zum Hüllrohrversagen bei einer Dehnung von 31 bis 32 %.

Vorläufige Rechnungen haben gezeigt, daß Füllgase mit einer geringeren thermischen Leitfähigkeit als Helium eine kleinere Umfangsdehnung verursachen. Folglich können Brennstäbe mit einem hohen Abbrand sogar niedrigere Umfangsdehnungen aufweisen als Brennstabsimulatoren mit Heliumfüllung. Andererseits würde eine geringere Exzentrizität eine Erhöhung der Umfangsdehnung bewirken.

Literatur

- /1/ S. Malang, "HETRAP-A Heat Transfer Analysis Program", ORNL-TM-4555, Oak Ridge National Laboratory (Sep. 1974).
- /2/ V. Casal, S. Malang, K. Rust: Thermal and Mechanical Behaviour of PWR Fuel Rod Simulators for LOCA-Experiments KfK 3331, Mai 1982
- /3/ S. Malang, "Simulation of Nuclear Fuel Rods by Using Process Computer-Controlled Power for Indirect Electrically Heated Rods", ORNL-TM-4712, Oak Ridge National Laboratory (Nov. 1975).
- /4/ J. R. Venhuizen, "Computerized Core Power Control Program; Semiscale Experiment", EGG-MC-5184, EG&G, Inc. (Sep. 1980).
- /5/ D.J. Shimeck and J.R. Vanhuizen, "Evaluation of On-Line Control Techniques for Heater Rods in the Semiscale Mod-3 System", Proc. Int. Symp. Fuel Rod Simulators - Development and Application, Gatlinburg, Tennessee, October 21-24, 1980, CONF-801091, p. 663 (May 1981).

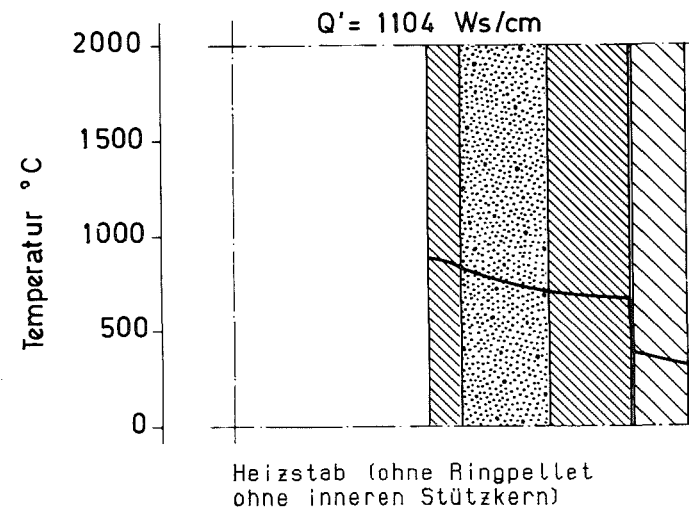
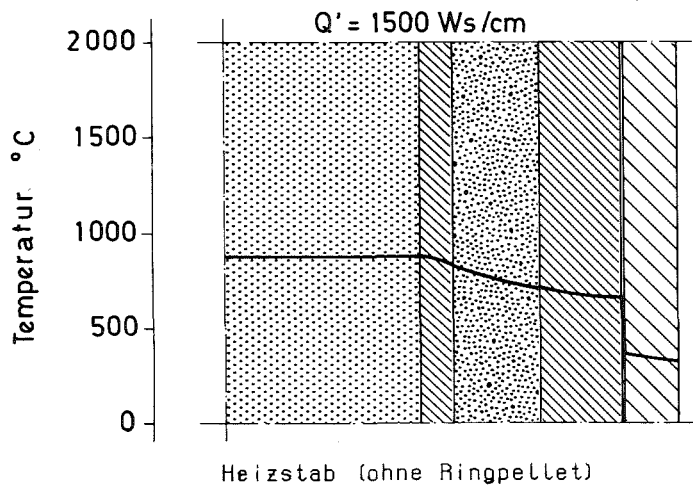
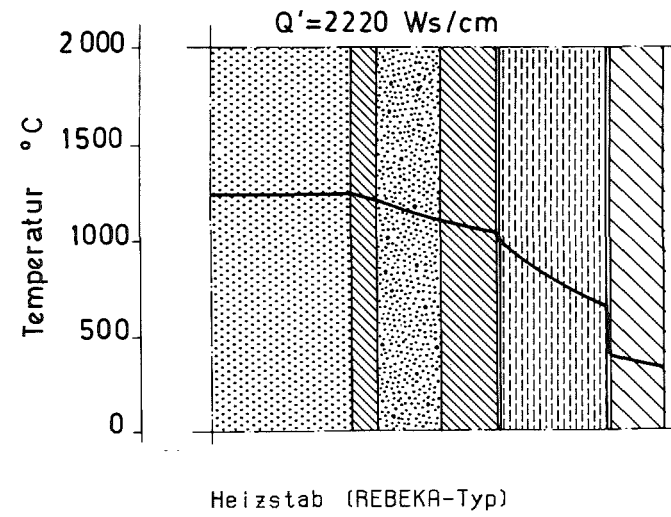
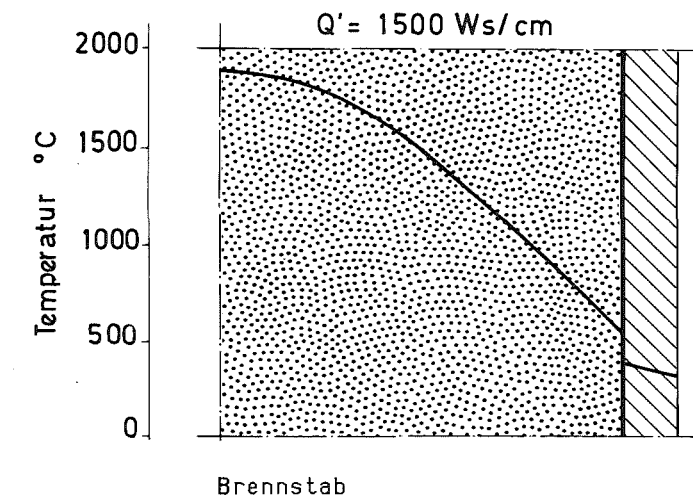


Abb. 1 Längsschnitte von Brennstab und verschiedenen Heizstäben, radiale Temperaturprofile und gespeicherte Wärme unter nominellen Betriebsbedingungen

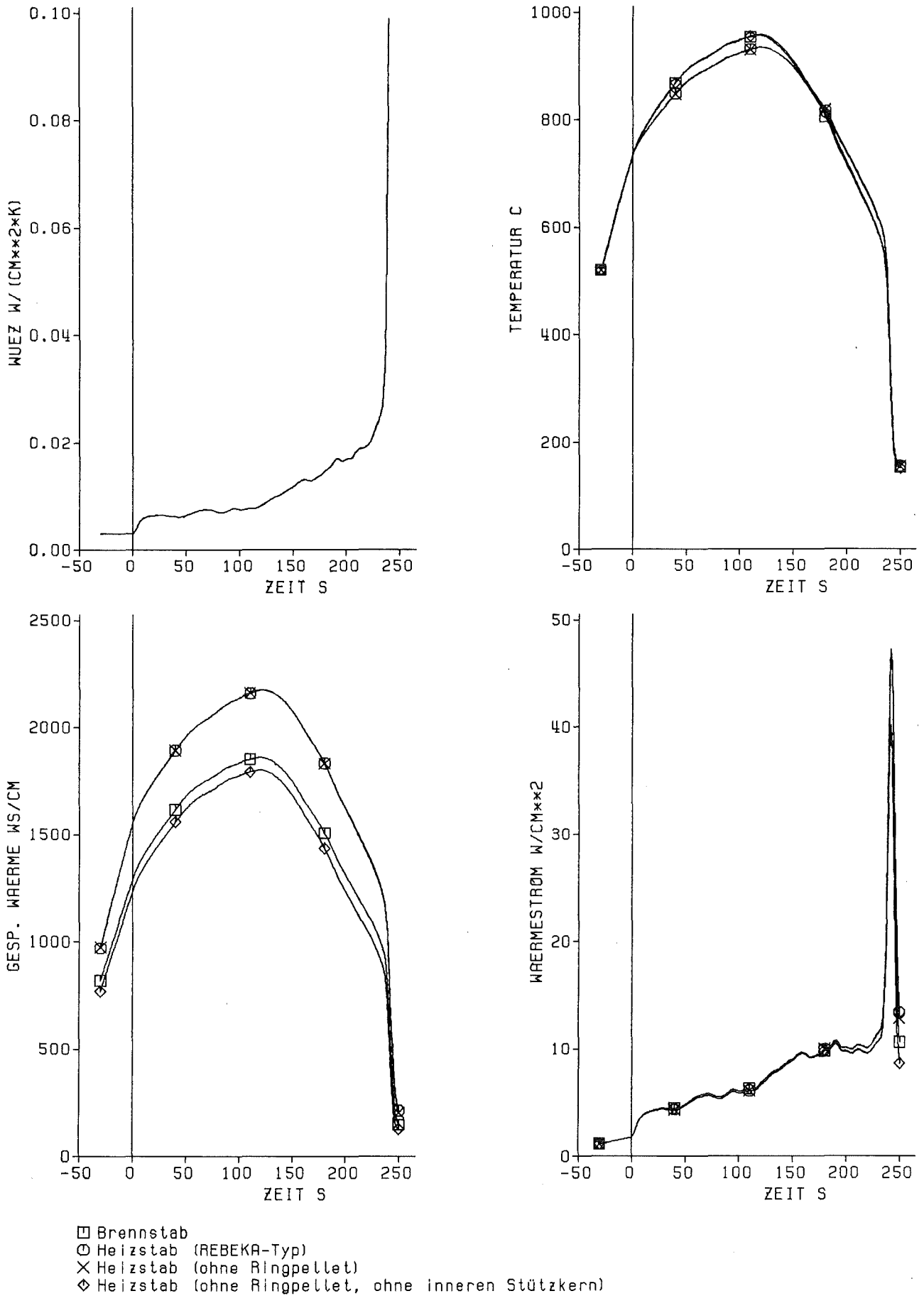


Abb. 2 Vergleich des thermischen Verhaltens von Brennstab und verschiedenen Heizstäben während der Flutphase

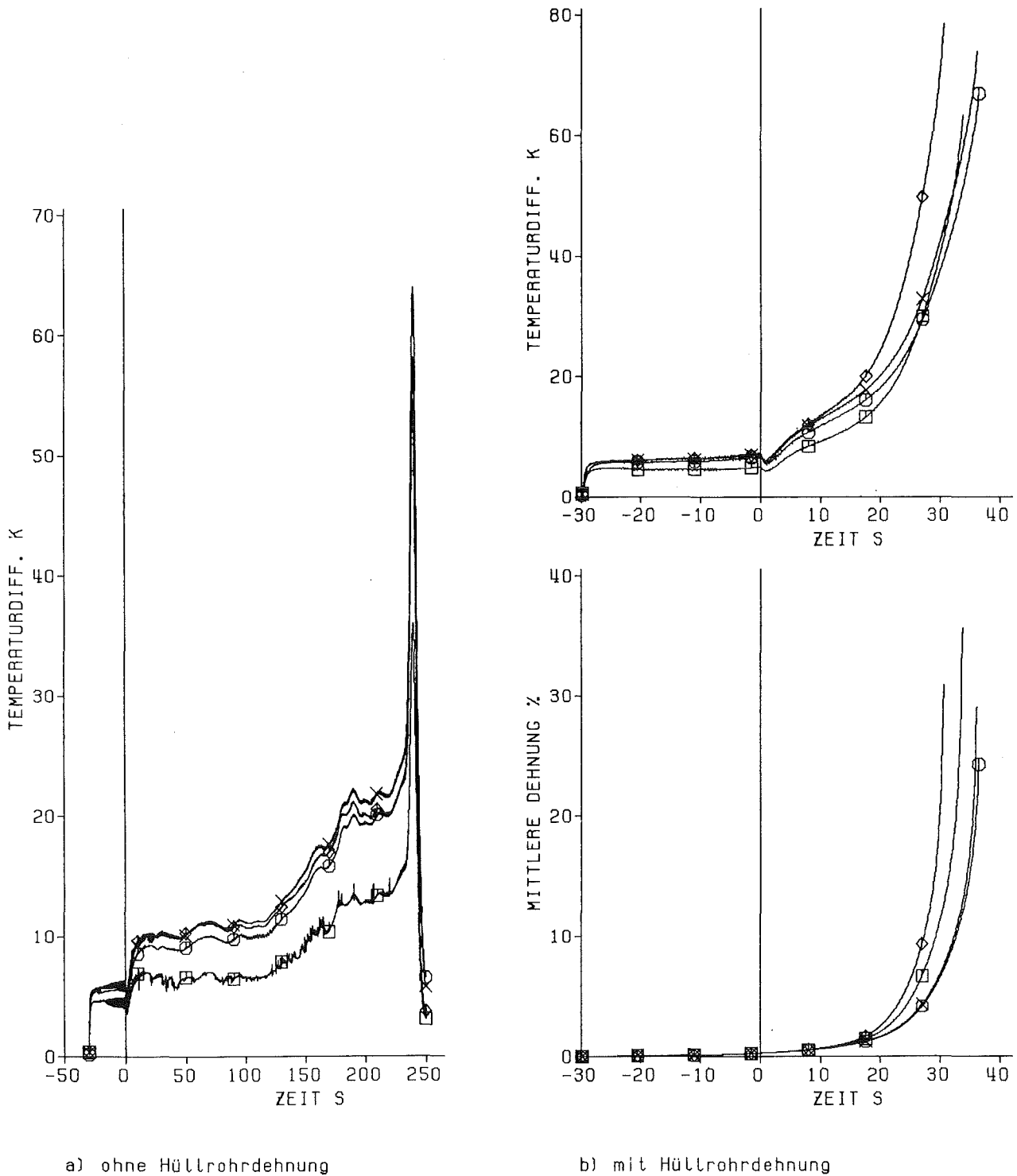


Abb. 3 Zeitl. Verlauf von azimuthaler Temperaturdifferenz und Dehnung der Hüllrohre bei maximal möglicher exzentrischer Lage der Pellets

3.2 Verifikationsrechnungen zu SSYST-2

(W. Gulden, PNS; J.D. Schubert, GRS)

Als Beitrag zur Verifikation der Version SSYST-2 wurden im Auftrag des PNS bei GRS Nachrechnungen sowohl für ein Inpile- (LOC-3 /1/) als auch für ein Out-of-pile-Experiment (REBEKA 3 /2/) durchgeführt. Im folgenden Abschnitt sind die wesentlichen Ergebnisse und Erfahrungen dargestellt, die bei der Anwendung von SSYST-2 auf diese beiden Experimente gewonnen wurden:

Nachdem SSYST-2 problemlos auf die Rechenanlage der GRS implementiert worden ist, wurde damit begonnen, eine vollständige Eingabe für die Nachrechnung des REBEKA-3-Versuchs zu erstellen. Gut geeignet erwiesen sich hierbei die Beschreibungen und Eingabebeschreibungen des Systems /3, 4, 5/. Da ein Eingabekartendeck aus mehreren hundert Karten besteht, ist diese Arbeit mit großem Aufwand verbunden, der noch vergrößert wird durch den Einsatz des Moduls VARIO, der sich jedoch bei der späteren Handhabung als sehr nützlich erwies. Er verbessert die ohnehin schon beachtenswerte Flexibilität des Systems und ermöglicht auch wenig geübten SSYST-Benutzern Änderungen in der Eingabe durchzuführen. Bei der Eingabeerstellung und Durchführung der Rechnungen aufgefundene Fehler und Inkonsistenzen wurden dokumentiert und Änderungsvorschläge gemacht.

Zu den Rechenergebnissen ist festzustellen, daß SSYST-2 sehr gute Übereinstimmung mit den Meßwerten bei den Temperaturverläufen erzielte, bei denen keine nennenswerten Dehnungen der Hüllrohre auftraten. Es konnte z.B. das Aufheizen der Simulatoren des REBEKA-Versuchs in den warmen Ausgangszustand gut nachvollzogen werden. Bei der Nachrechnung der Wiederauffüll- und der Flutphase des REBEKA-3-Versuchs stellte sich heraus, daß das im System implementierte Kriechgesetz ein etwas zu frühes Ansteigen der Verformung ergibt, und daß dieses leichte Überschätzen der Dehnungen zu einem Unterschätzen der Hüllrohrtemperaturen führt.

Der Modul REFLOS erwies sich bei den Rechnungen als geeignet, die Thermohydraulik des REBEKA-3-Versuchs nachzuvollziehen. Seine Ergebnisse liegen im Streuband der Meßwerte.

Abweichungen, die bei der Nachrechnung des LOC-3-Versuchs durch die von RELAP-4 ermittelten Randbedingungen auftragen, konnten durch Korrektur der Randbedingungen behoben werden, so daß letztlich bei allen Rechnungen gute

Übereinstimmung mit den Meßwerten erzielt wurde.

Als äußerst günstig sind die von SSYST-2 benötigten Rechenzeiten zu bewerten, die gegenüber SSYST-1 nur noch ca. 32 % betragen, obwohl auch SSYST-1 unter den Brennstabmodellprogrammen, die einen ganzen Stab simulieren können, nicht zu den rechenzeitaufwendigen gehört.

Literatur

/1/ J.M. Broughton et al.:

PBF LOCA Test Series, Tests LOC-3 and LOC-5, Fuel Behaviour Report
NUREG/CR-2073, June 1981

/2/ K. Wiehr:

unveröffentlichter Bericht, Juli 1979

/3/ W. Gulden et al.:

Dokumentation SSYST-1; Ein Programm zur Beschreibung des LWR-Brennstabverhaltens bei Kühlmittelverluststörfällen
KfK 2496, Aug. 1977

/4/ R. Meyder:

SSYST-2, Eingabebeschreibung und Handhabung
KfK 2966, Nov. 1980

/5/ R. Meyder:

unveröffentlichter Bericht, Juli 1980

4. Bereitstellung, Anschluß und Anwendung aktueller Rechenprogramme der Thermo- und Fluiddynamik

4.1 IBM-Version von RELAP5/Mod1

(G. Jacobs, G. Willerding, INR)

Das LWR-Thermohydraulikprogramm RELAP5 von EG&G Idaho, Inc. wurde für CDC-Computer konzipiert und wird in dieser Rechnerumgebung auch weiterentwickelt. Die Ausrichtung auf die CDC-Linie bringt Anwender dieses wichtigen Programms, die über keine hauseigenen CDC-Maschinen verfügen - wie KfK - in Bedrängnis; denn die Konvertierung eines Programms wie RELAP5, das CDC-Maschinen quasi auf den Leib geschneidert ist, auf IBM-Computer ist nicht problemlos und eine langwierige Angelegenheit.

KfK-INR verzichtete deshalb auf eine eigene Konvertierung und übernahm von JAERI Ende 81 eine IBM-kompatibel Version von RELAP5/MOD1/001, die für das FACOM-200 Computersystem aus dem Zyklus 1 der CDC-Originalversion entwickelt wurde. Inzwischen wurde von EG&G MOD1/019 und MOD1.5 herausgegeben. Letztere Version enthält wesentliche Modellerweiterungen, z.B. ein Flutmodell. Ferner wird für 83 noch MOD2 erwartet. Es war nicht damit zu rechnen, mit der JAERI-Version eine ausgetestete IBM-Version in der Hand zu haben. Es überraschte daher auch nicht, daß das neuübersetzte Programm schon bei dem ersten Testfall "Edwards Pipe" versagte.

Die berichtete Arbeit hatte das Ziel, die FACOM-Version auf der KfK-Rechenanlage zum Laufen zu bringen und schrittweise an den Stand der letzten Originalversion heranzuführen.

Zunächst wurde das Quellprogramm, zu dem keinerlei Begleitinformationen über die Konvertierungsarbeiten vorlagen, durch Separierung der COMMON-Blöcke und Einfügung von gewissen Steuerelementen für ein Dienstprogramm aus dem SIMMER-Programmpaket von LASL zur Programmhandhabung passend gemacht. Die erste Übersetzung mit dem IBM-Übersetzer "FORTRAN 4 extended (enhanced)" erbrachte 547 Codefehler, 16 davon mit "condition code 8". Außerdem fehlten Unterprogramme: ENCODE, STIMER(TTIMER), DATE, IAND, IOR. Die vom Übersetzer erkannten Fehler wurden beseitigt. Fehlende Unterprogramme aus dem RELAP4/MOD6-Programmpaket und dem KAPROS-System beschafft. Der Originalcode enthält eine dynamische Speicherplatzanforderung. Diese Fähigkeit wurde von JAERI nicht übertragen. Deshalb wurde eine Assembleroutine CETCOR aus dem RELAP4/MOD6-Paket modifiziert und in RELAP5 eingefügt, wodurch der Code eine problemabhängige Speicherplatzvergrößerung zurückerhielt. Die Überlagerungsstruktur des Programms wurde entsprechend geändert.

RELAP5 hat die Möglichkeit zum direkten Plotten. Benötigt wird dazu das Plot-system DISSPLA. Leider steht dies weitverbreitete Programmsystem im KfK nicht zur Verfügung. Deshalb wurden bei der Implementierung alle Plot-Unterprogramme ausgedient. Zum Plotten wurde im KfK-IRE ein Untersystem des Graphiksystems REGENT entwickelt. Es übernimmt die zu plottenden RELAP5-Ergebnisse vom Restart-Plot-File, das ja während der Rechnung erzeugt werden kann.

Bei den nachfolgenden Tests des Code mit den Original-Testproblemen traten weitere Fehler auf, die korrigiert wurden. Die wichtigsten werden genannt:

- a) Wegen falscher Typdeklaration des Feldes NCTALF wird der alphanumerische Teil des Codes für zeitabhängige Komponenten vom Programm nicht erkannt. Korrekturen an ICOMP, RTMDJ und RTMDV und dem entsprechenden COMMON-Block.
- b) Beim Ausblenden von 18 Bits aus einem 64-Bit-Wort erkennt die Funktion ID18 das erste Bit nicht als Vorzeichenbit und verursacht damit einen Adressierfehler. Korrektur in ID18.
- c) Die Variable ID hat in der Environment-Subroutine NFSIZE und INXGET nicht die Wortlänge 64, was zu einem Fehler beim Abruf von IDFIND führt. Korrektur in NFSIZE und INXGET.
- d) Asynchrones Schreiben auf das Restart-Plot-File führt bei einem STRIP-Lauf zum Abbruch. Korrektur in BUFFOT.
- e) Größere Blockgröße als der Defaultwert (= 3857 Bytes) für die Standarddruckausgabe (FT06) führt zur Überlappung des Ein-Ausgabepuffers mit dem Arbeitsfeld FAST. Korrektur in GNINIT.

Um die IBM-Version auf den neuesten Stand zu bringen, wurden die von den Autoren herausgegebenen Programmänderungen (updates) verwendet. Diese Updates waren zu konvertieren und anzupassen. Mithilfe des oben erwähnten Dienstprogramms von SIMMER werden diese dann dem Code einverleibt, ähnlich wie mit dem CDC-UPDATE-Programm unter Verwendung einer kompakten Programmbibliothek.

Der Ende 82 erreichte Stand ist Zyklus 8. Die bis hierher vorgenommenen Programmänderungen werden aus Platzgründen nachfolgend nur aufgeführt, soweit es sich um Hinzugekommenes handelt. Im übrigen enthalten die eingebrachten Updates natürlich zahlreiche Fehlerkorrekturen.

- a) Maximum und Minimum als zusätzliche Regelsystem-Funktionen.
- b) Reaktorkinetik-Eingabe bei Restart.
- c) Andere unabhängige, thermodynamische Variable in einigen Routinen.
- d) Berechnung der Anfangsbedingungen der Spaltproduktzerfallsgruppen aus dem eingegebenen Leistungsverlauf.
- e) Grenzwerte für das Regelsystem
- f) Eingabe verschiedener Temperaturverteilungen für jede Wärmestruktur

Die erreichten Zyklen, zuletzt Zyklus 8, wurden an den originalen Testproblemen (ca. 25) getestet. Die meisten dieser Testprobleme laufen ohne gravierende Differenzen zu den Originalergebnissen. Die Abweichungen liegen aber durchaus im Prozentbereich. Die LOFT-Fälle und CREARE bringen Fehler, deren Ursache noch nicht gefunden wurden.

Die Rechenzeiten der IBM-Version auf der IBM 3033 sind etwa viermal so hoch wie die der CDC-Version auf einer CDC 7600 mit LCM. Es wurde von RELAP5/MOD1/008 ein Magnetband erstellt, das für die Implementation des Programms an anderen IBM-Installationen geeignet ist.

4.2 Anwendung und Weiterentwicklung eines Flutprogramms

(K. Rust, IRB)

Mit dem Einzeleffekt-Programm REFLUX/GRS wurden mehrere Flutexperimente der Versuchsserie I des FEBA-Programms nachgerechnet, um einzelne Modelle auf ihre Schwäche zu untersuchen.

Die Ergebnisse 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 experimentsnahe zu bestimmen. Diese Diskrepanz resultiert aus der konventionellen Annahme, daß während der Nebelkühlung die heißen Stäbe durch den parallel zu ihnen strömenden Dampf, der Wassertröpfchen mit sich führt, gekühlt werden. Die Wärmeabfuhr wird somit nur der Dampfphase zugeschrieben, während die Wärmeübertragung von der Hüllrohroberfläche an die Wassertröpfchen außer Betracht bleibt. Vor allem Wassertröpfchen von geringem Durchmesser sind aber in der Lage, in die Grenzschicht einzudringen und einen wirksamen Kühleffekt zu bewirken infolge ihres vorteilhaften Verhältnisses von Oberfläche zu Masse.

06.01.06 Materialverhalten von Zircaloy bei Kühlmittel-
verluststörfällen

06.01.06/20A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von
PNS 4235.1 Zircaloy-Hüllmaterial
(M. Boček, A. Falkenstein, C. Petersen, H. Schneider,
W. Schweiger; IMF-II)

1. Stand der Arbeiten

- Eine erneute Kriechversuchsserie, die demnächst abgeschlossen sein wird, soll besonders die Temperaturabhängigkeit des Spannungsexponenten und die Spannungs- und Temperaturabhängigkeit der scheinbaren Aktivierungsenergie des Kriechens in einer engeren Temperaturstaffelung darstellen. Dadurch wird die Summenregel der Lebensanteile (SRL) weiter ertüchtigt und kann in den internationalen Code SSYST zur Berechnung von Störfällen in Druckwasserreaktoren eingehen. Weiter wurden die jetzt vorliegenden Daten aus FABIOLA-Experimenten, bis zu einer Aufheiz-Geschwindigkeit von 16K/sec, einerseits dazu benutzt, die Konstanten zur Berechnung der Bestdehnung mit Hilfe der modifizierten Monkman-Grant-Beziehung (MMG) zu verbessern, wobei sich nur eine vernachlässigbare Änderung ergab. Zum anderen wurden sie bezüglich Bersttemperatur und Berstzeit mit der SRL und bezüglich Berstdehnung mit der MMG erfolgreich nachgerechnet /1,2/.
- Die zerstörenden Nachuntersuchungen von in-pile geborstenen vorbestrahlten Brennstabprüflingen der G-Serie wurden abgeschlossen /3/. Hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften konnte kein Einfluß der in-pile Versuchsführung festgestellt werden.

2. Versagensmodelle

2.1 Gültigkeitsbereich der SRL bei Zircaloy-4

Eine Voraussetzung für die Anwendung der SRL ist die über den betrachteten Temperaturbereich unveränderte Struktur. Wie für Zircaloy-4 in Abb. 1 schematisch dargestellt ist, wird mit zunehmender Temperatur eine Vielzahl von Strukturänderungen durchlaufen. Im allgemeinen wird aber erwartet, daß sowohl Rekristallisation, wie auch die Ausscheidungen bildende β -Phase, die überwiegend an den Korngrenzen auftritt, die Hohlraumbildung an den Korngrenzen und damit das Hochtemperaturversagensverhalten des Werkstoffes beeinflusst.

In einachsigen spannungstransienten Kriechversuchen konnte früher /4/ gezeigt werden, daß im Temperaturbereich zwischen 600 und 700 °C bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten eine dynamische Rekristallisation abläuft, die zu einer Erhöhung der Lebensdauer führt. Bei temperaturtransienten Kriech- und Berstversuchen ("FABIOLA"-Berstanlage) hingegen wird bis in den oberen ($\alpha + \beta$)-Zweiphasenbereich eine gute Übereinstimmung z.B. zwischen der experimentell ermittelten und der gerechneten Versagenstemperatur festgestellt (Abb. 2). So stellt sich die Frage, warum die sich hauptsächlich in der Korngrenze ausscheidende β -Phase offensichtlich die Lebensdauer und damit auch die Bersttemperatur eines temperaturtransient beaufschlagten Hüllrohres nicht beeinflusst.

Untersuchungen der Substruktur von Zircaloy-4-Hüllrohren im Anlieferungszustand am Transmissionselektronenmikroskop zeigen neben großen Ausscheidungen eine Vielzahl fein, im Korn und in der Korngrenze, verstreuter Teilchen zweiter Phasen /5/. Dies könnte eine Antwort auf die obige Frage sein, daß es sich um eine "ausgewachsene" Ausscheidungsstruktur handelt.

Es ist bekannt, daß die Bildung von Korngrenzenhohlräumen bevorzugt an Teilchen zweiter Phasen stattfindet. Vermutlich bestehen also während der Temperaturtransiente Bedingungen bei denen die Bildung und teilweise wohl auch das Wachstum der Hohlräume abgeschlossen ist, bevor die Probertemperatur den Beginn des Zweiphasengebietes erreicht hat. So ist zu vermuten, daß die zusätzlich von der β -Phase gebildeten Ausscheidungen die Schädigungsgeschwindigkeit im Zweiphasengebiet nicht wesentlich beeinflussen.

Leider liegen nur wenige Daten von Kriech- oder Berstversuchen aus dem reinen β -Phasenbereich vor. Denn der oberhalb 1000 °C wirksame Mechanismus des beschleunigten Kornwachstums (Abb. 1) begrenzt die Gültigkeit der Summenregel der Lebensanteile in Hinblick auf die Temperatur nach oben.

2.2 Phänomenologischer Ansatz zum Versagensdehnungsverhalten

Aus den von vielen Labors vorliegenden großen Serien systematischer Untersuchungen des Verformungsverhaltens temperaturtransient verform-

ter Zry-4-Hüllrohre wird eine Korrelation der Berstdehnung $\epsilon_{\theta, f}$ mit der Versagenstemperatur T_B und der Aufheizgeschwindigkeit c gefunden. In Abb. 3 sind beispielhaft Daten aus temperaturtransienten Berstversuchen von CHUNG et al. /6,7/ dargestellt. Bei vorgegebener Aufheizgeschwindigkeit c nimmt mit zunehmender Bersttemperatur T_B die Berstdehnung $\epsilon_{\theta, f}$ im α -Phasenbereich zu, während sie im unteren $(\alpha+\beta)$ -Phasenbereich abnimmt. Im oberen $(\alpha+\beta)$ - und im β -Phasenbereich nimmt $\epsilon_{\theta, f}$ mit zunehmender Temperatur T_B wieder zu. Hieraus läßt sich feststellen, daß unter sonst gleichen Bedingungen im α -Phasenbereich bei kleineren c -Werten größere Berstdehnungen erhalten werden, während im unteren $(\alpha+\beta)$ -Phasenbereich $\epsilon_{\theta, f}$ weitgehend unabhängig von c ist. Ähnliches Verhalten wird auch von WIEHR et al. /8/ aus Berstexperimenten, die in der "REBEKA"-Hüllrohrtestanlage durchgeführt wurden, berichtet. Im folgenden soll nun durch einen phänomenologischen Ansatz das festgestellte Verhalten beschrieben werden.

Anstatt die minimale Kriechgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_m(T(t))$, die im temperaturtransienten Versuch eine von der zeitlich sich ändernden Temperatur abhängige Größe ist, mit Hilfe einer effektiven Temperatur /9/ darzustellen,

$$T_{\text{eff}} = \frac{Q_D}{R \ln\left(\frac{1}{\theta}\right)} \quad (1)$$

mit der Aktivierungsenergie der Selbstdiffusion Q_D , der allgemeinen Gaskonstante R und der Größe θ , die die Aufheizbedingungen in folgender Form enthält:

$$\theta = \frac{1}{\tau_\sigma} \int_0^{\tilde{\tau}_\sigma} \exp\left(-\frac{Q_D}{Rct}\right) dt \quad (2)$$

(mit $\tilde{\tau}_\sigma$ daraus der SRL berechneten Lebensdauer bei temperaturtransientem Versuch) wird eine äquivalente Temperatur T_{eq} eingeführt. Diese wurde von M.Boček /10/ abgeleitet und hat bei linearem Temperaturanstieg folgende Form:

$$T_{\text{eq}} = \frac{T_0 P}{P - \ln\left(\frac{\tau_0}{\tilde{\tau}_\sigma}\right)} \quad (3)$$

wobei in dem Parameter $P = \frac{Q_f}{RT_0}$ die scheinbare Aktivierungsenergie des Kriechens Q_f enthalten ist. Weiter bedeutet τ_0 die Lebensdauer bei den Startbedingungen von Spannung σ_0 und Temperatur T_0 . T_{eq} in Gl. (3) ist also die Temperatur, bei der in einem Versuch mit konstanter Spannung die gleiche Standzeit erhalten wird, wie in einem Versuch mit linearem Temperaturanstieg und der gleichen Spannung σ_0 .

Die Temperaturabhängigkeit der minimalen Kriechgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_m$ bei gegebener Spannung wird durch die DORN-Beziehung gut beschrieben:

$$\dot{\epsilon}_m(T) = BD(T) \left(\frac{\sigma_0}{E(T)} \right)^f \quad (4)$$

Nach dieser Gleichung ist die Temperaturabhängigkeit von $\dot{\epsilon}_m$ im wesentlichen in dem Selbstdiffusionskoeffizienten D enthalten. B und f sind aus experimentellen Daten zu ermittelnde Konstanten, die nicht von Spannung und Temperatur abhängen. $E(T)$ ist der Elastizitätsmodul und σ_0 die angelegte Spannung bei einer Dehnung für die die Kriechgeschwindigkeit den minimalen Wert $\dot{\epsilon}_m$ erreicht.

Im Diffusionskoeffizienten $D(T)$ ist bei temperaturtransienter Versuchsführung ebenfalls die äquivalente Temperatur einzusetzen:

$$D(T_{eq}) = D_0 \exp\left(-\frac{Q_D}{RT_{eq}}\right) \quad (5)$$

sodaß sich aus der Kombination der Gln. (3), (4) und (5) eine effektive minimale Kriechgeschwindigkeit der Form ergibt:

$$\dot{\epsilon}_{e,m}(T_{eq}) = \frac{B}{\eta(T_0)} \left(\frac{\sigma_{0,e}}{E(T_{eq})} \right)^f \exp\left[\frac{Q_D}{Q_f} \ln \frac{\tau_0}{\tilde{\tau}_\sigma} \right] \quad (6)$$

worin $\eta(T_0) = 1/D_0 \exp(Q_D/RT_0)$ ist.

Nach Einsetzen von Gl(6) in die modifizierte Monkman-Grant-Beziehung

$$\dot{\epsilon}_{e,m} \cdot \left(\frac{\tilde{\tau}_\sigma}{\epsilon_{e,f}} \right) = M_e \quad (7)$$

erhält man:

$$\epsilon_{e,f} = v \tilde{\tau}_\sigma^{1-Q_D/Q_f} = v \left(\frac{\tilde{T}_B - T_0}{c} \right)^{(1-Q_D/Q_f)} \quad (8)$$

mit $v = \frac{B}{M \eta} \left(\frac{\sigma_0}{E}\right)^f \cdot \tau_0^{Q_D/Q_f}$; \tilde{T}_B ist die Versagenstemperatur im temperaturtransienten Versuch. Weil aber $\tilde{T}_B = \tilde{T}_B(c)$ ist - wie in Gl. (9) und Abb. 1 in (4) gezeigt wurde - kann \tilde{T}_B in Gl. (8) durch folgenden Ausdruck ersetzt werden:

$$\tilde{T}_B = \frac{1}{k} \ln \frac{c}{c_0} \quad (9)$$

Dies gilt für Aufheizgeschwindigkeiten $c > c_0$. Die Steigung $k > 0$ wird als konstant und unabhängig von c angenommen. Durch Einsetzen von Gl. (9) in (8) ergibt sich

$$\varepsilon_{e,f} = v \left(\frac{\ln \frac{c}{c_0} - T_0 k}{ck} \right)^{1 - \frac{Q_D}{Q_f}} \quad (10)$$

Weil eine Änderung des Ausdruckes $\ln \frac{c}{c_0}$ klein ist verglichen mit der Änderung des Nenners in (10), folgt

$$\varepsilon_{e,f} \sim \left(\frac{1}{c}\right)^\chi \quad (11)$$

Wobei $\chi = 1 - Q_D/Q_f$ ist. Die Abhängigkeit der Versagensdehnung $\varepsilon_{e,f}$ von \tilde{T}_B bzw. c ist über das Verhältnis Q_D/Q_f verknüpft.

Folgende Fälle werden unterschieden:

- a. Wenn $Q_D = Q_f$, so ist $\varepsilon_{e,f}$ unabhängig von c und von \tilde{T}_B
- b. Wenn $Q_D > Q_f$, dann ist $\chi < 0$:
 - Für konstantes c ergibt sich mit abnehmender Temperatur \tilde{T}_B eine zunehmende Versagensdehnung $\varepsilon_{e,f}$ entsprechend der Proportionalität

$$\varepsilon_{e,f} \sim \left(\frac{1}{\tilde{T}_B}\right)^{-\chi}$$

- Für konstante Versagenstemperatur \tilde{T}_B nimmt $\varepsilon_{e,f}$ mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit c zu, entsprechend der Proportionalität

$$\varepsilon_{e,f} \sim c^{-\chi}$$

c. Wenn $Q_D < Q_f$, dann ist $\chi > 0$

- Für konstantes c nimmt $\varepsilon_{e,f}$ mit der Temperatur zu, entsprechend der Proportionalität

$$\varepsilon_{e,f} \sim \tilde{T}_B^\chi$$

- Für konstantes \tilde{T}_B nimmt $\varepsilon_{e,f}$ ab bei zunehmender Aufheizgeschwindigkeit c entsprechend der Proportionalität

$$\varepsilon_{e,f} \sim \left(\frac{1}{c}\right)^\chi$$

Beim Vergleich dieser Ergebnisse mit solchen aus Experimenten, wie in Abb. 3, wird erwartet, daß $\chi > 0$ für den α -Phasenbereich und $\chi < 0$ für einen Teil des $(\alpha+\beta)$ -Phasenbereiches gilt. Wie aus der Literatur dazu /2/ entnommen werden konnte, ändern sich sowohl Q_D als auch Q_f mit der Temperatur. Damit besteht auch für χ eine Temperaturabhängigkeit, die in Abb. 4 dargestellt ist. Der Verlauf der Abhängigkeit $\chi(T)$ stimmt mit den Schlußfolgerungen überein, die aus den obigen Überlegungen gemacht werden konnten.

3. Weiteres Vorgehen

Nach Beendigung der noch laufenden Kriechversuche und Erarbeiten des Datensatzes wird dieses Vorhaben wegen der Beantwortung aller wesentlichen Fragen nach zehnjähriger Laufzeit beendet.

4. Literatur

- /1/ M.Boček^V
"Lifetime and Failure Strain Prediction for Material Subjected to Non-Stationary Tensile Loading Conditions; Application to Zircaloy-4"
ASTM STP 754(1982)329
- /2/ M.Boček^V, C.Petersen und L.Schmidt
"The Life Time and Failure Strain Prediction of Zircaloy-4 Cladding Loaded under LOCA-Similar Temperature Ramp Conditions"
Nuclear Technology (im Druck, vorauss. August 1983)
- /3/ P.Hofmann et al.
"In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall (Versuchsserie G)"
KfK 3433 (im Druck)
- /4/ M.Boček^V
"Creep Rupture at Monotonous Stress and Temperature Ramp Loading Conditions. I. Calculations"
J. Nucl. Mat. 82 (1979) 339
- /5/ M.Boček^V und I.Armaz
"Recovery and Deformation Substructures of Zircaloy-4 in High Temperature Plasticity at Stationary and Non-Stationary Stress"
J. Nucl. Mat. 105(1982)293
- /6/ H.M.Chung, A.M.Garde und T.F.Kassner
"Mechanical Properties of Zircaloy Containing Oxygen"
Quarterly Progress Report, April - Juni 1976, ANL-76-87, 35
- /7/ H.M.Chung, A.M.Garde und T.F.Kassner
"Mechanical Properties of Zircaloy Containing Oxygen"
Quarterly Progress Report, Juli - Sept. 1976, ANL-76-121, 81
- /8/ K.Wiehr et al.
"Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)"
PNS-Jahresbericht 1980, KfK 2950, August 1981, 155

- /9/ E.H.Toscano, M.Boček^V und C.Petersen
"The Prediction of Failure Strain for Zircaloy-4 Subjected to
Non-Stationary Loading Conditions"
J. Nucl. Mat. 91(1980)151
- /10/ M.Boček^V
"On the Comparison Between Stationary and Non-Stationary High
Temperature Tensile Creep"
J. Nucl. Mat. 102(1981)47

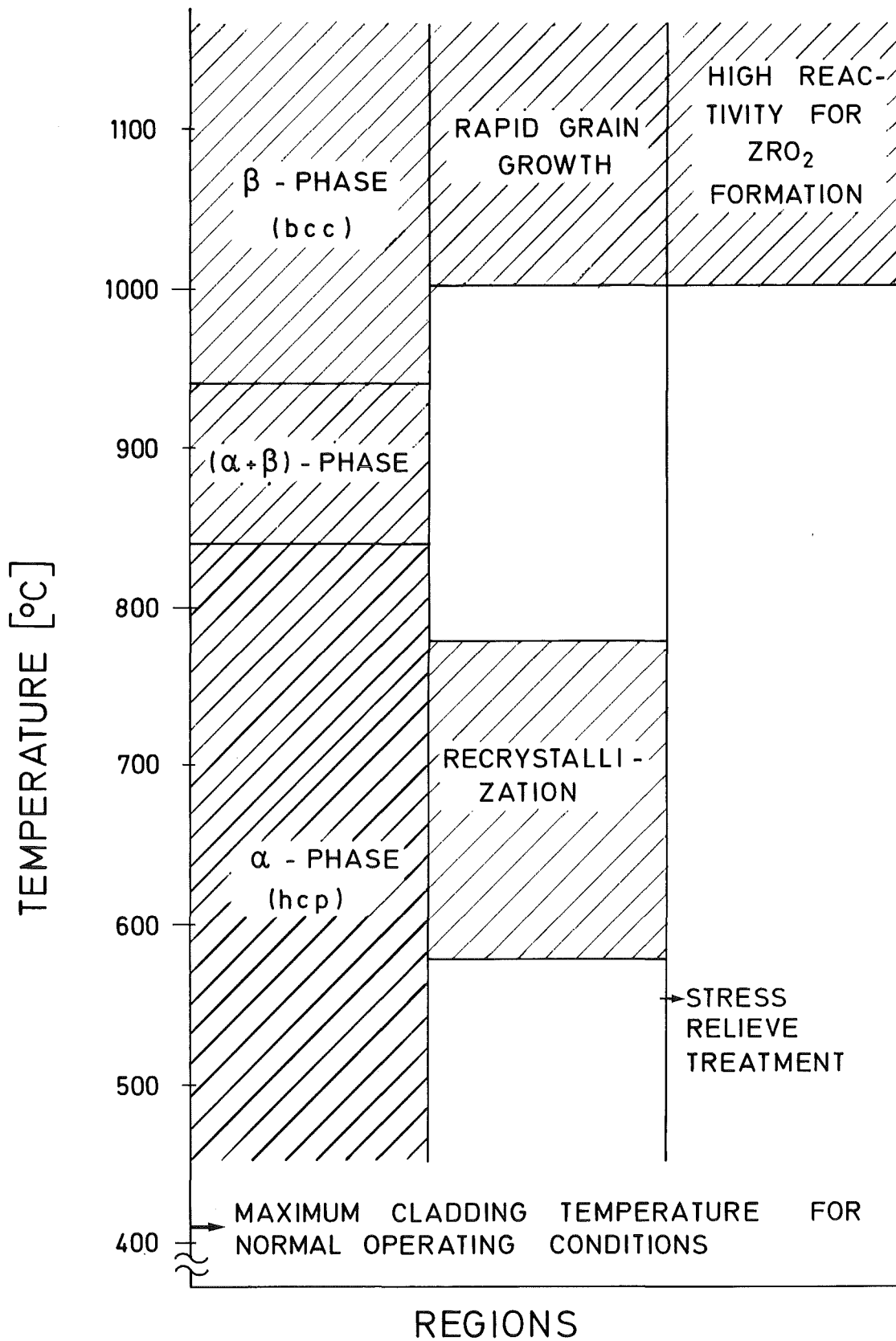


Abb. 1 Die Temperaturabhängigkeit von Eigenschaften des Zircaloy-4.

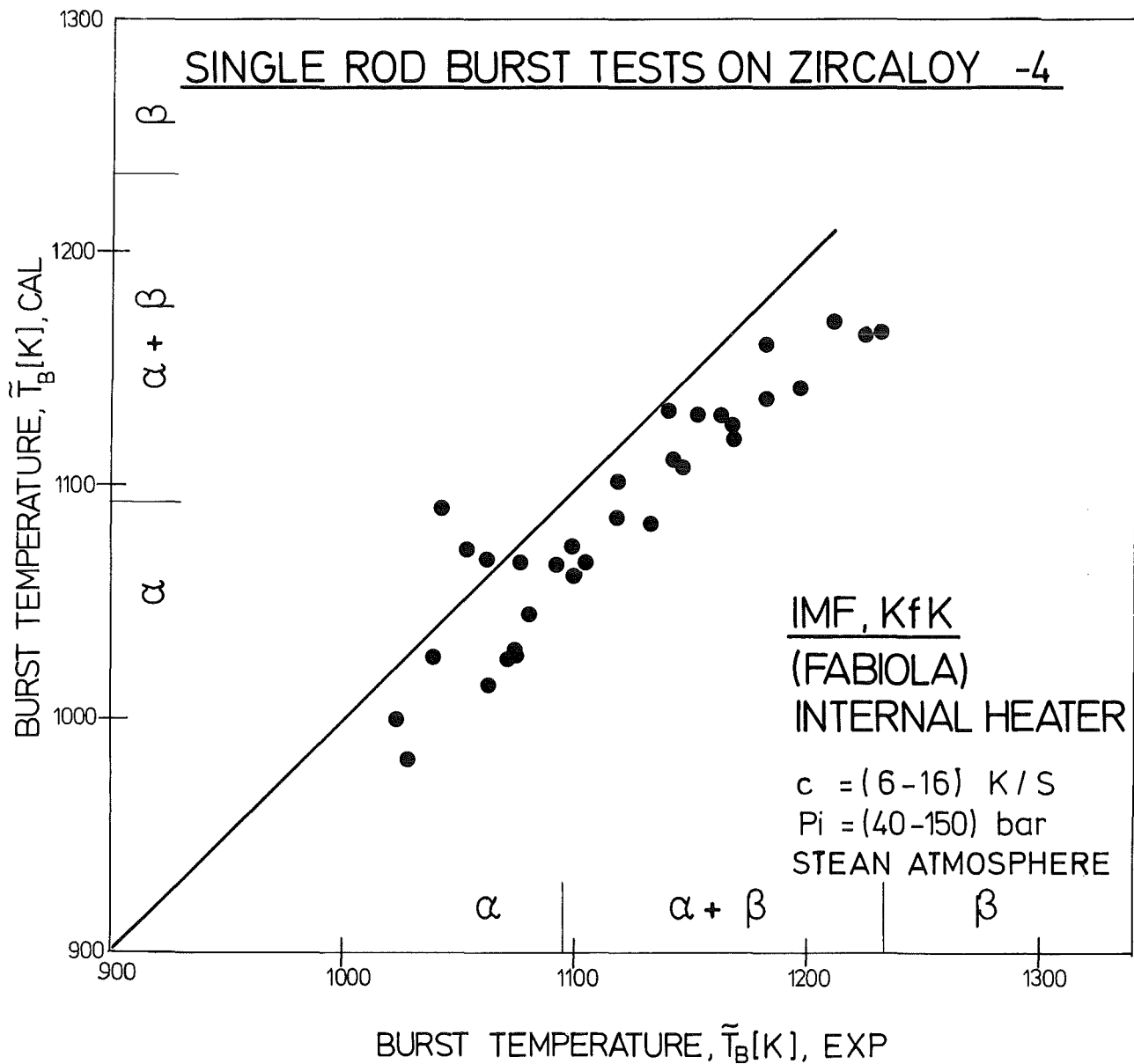


Abb. 2 Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Bersttemperaturen. Temperaturtransiente Einzelstabberstversuche aus der "FABIOLA"-Berstanlage.

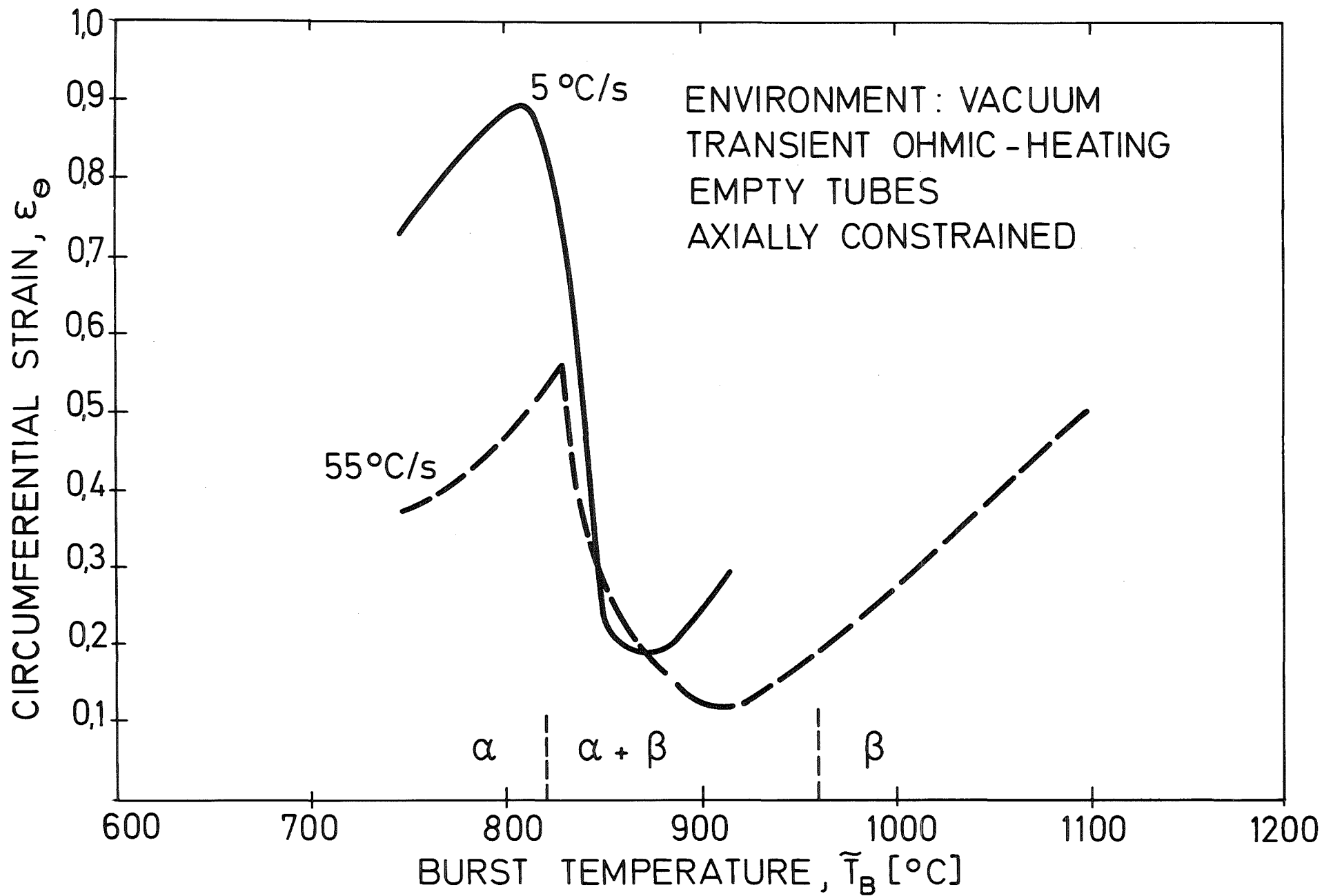


Abb. 3 Die Abhängigkeit der maximalen Umfangsdehnung ϵ_θ des Zircaloy-4-Hüllrohres von der Bersttemperatur \tilde{T}_B für verschiedene Aufheizgeschwindigkeiten.

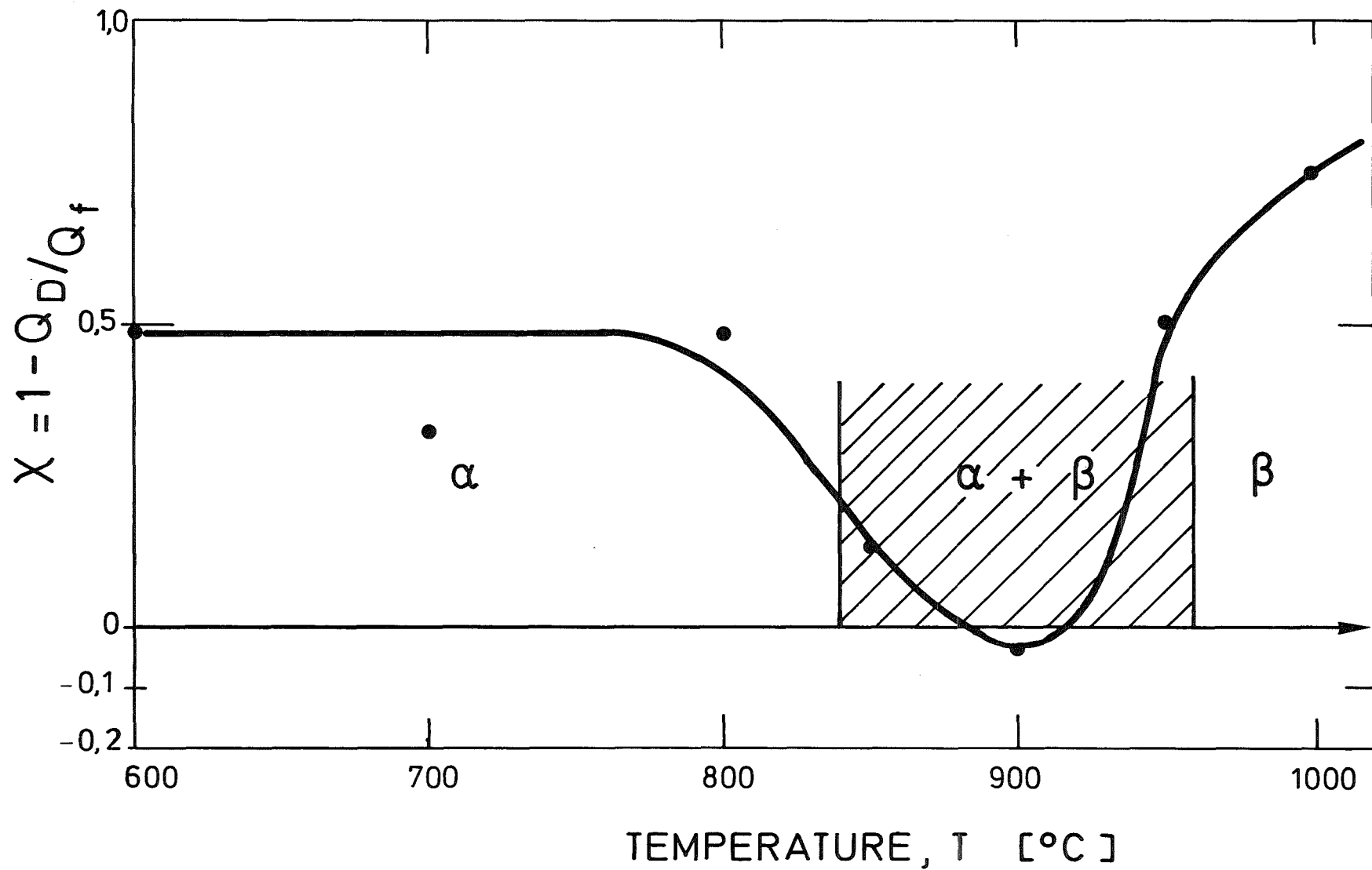


Abb. 4 Die Abhängigkeit des Parameters χ von der Temperatur.

06.01.06/21A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei Kühlmittel-
PNS 4235.2 verluststörfällen
(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 sowie elektrisch beheizten Simulatoren 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 im FR2-Reaktor in den Heißen Zellen zerlegt und nachuntersucht. In diesem Rahmen ist die Außenoxidation der Zircaloy-4-Hüllrohre durch Wasserdampf und die Oxidation der Rohrrinnenseite 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 im FR2-Reaktor bis zu einem Abbrand von ca. 35.000 MWd/t_U vorbestrahlten Brennstäbe der G-Serie wurden nachuntersucht. Die Ergebnisse wurden in einem KfK-Bericht [1] zusammengestellt, der z. Zt. im Druck ist. In diesen Bericht wurde der Vergleich mit den Brennstäben geringen Abbrandes (C-Serie mit 2.500 MWd/t_U und E-Serie mit 8.000 MWd/t_U) sowie den Brennstabsimulatoren einbezogen, deren Auswertung keine wesentlichen neuen Gesichtspunkte ergab. Mit einem Beitrag zum Abschlußbericht über die In-pile-Experimente PNS 4237 [2] wurde die Untersuchung termingerecht beendet.

3. Untersuchungsergebnisse

Für den vorbestrahlten Zustand (Brennstab G1.6) ist im Hüllrohrgefüge und in der geringfügigen äußeren und inneren Oxidation kein Einfluß des höheren Abbrandes im Vergleich zu Stab F6 nachweisbar. Nach der Transiente ergibt sich für die Stäbe eine mäßige Hüllrohroxidation, die mit früheren Befunden vergleichbar ist. Wie auch bei der F-Serie ist das vereinzelt Auftreten hellgrau bis weiß gefärbten dickeren Oxids (bis ca. 30 µm) an eng begrenzten

Stellen zu beobachten. Die defekte Oxidstruktur, die übermäßiges Wachstum ermöglichte, ist nach REM-Untersuchung durch Rissigkeit und schichtförmiges Ablättern gekennzeichnet. Das Versagen des Hüllrohrs wird auch durch diesen lokalen (Breakaway)-Effekt nicht beeinflusst. Die Oxidation der Hüllrohr-Innen-seite ist auf den Berstbereich begrenzt, wo die vermutlich defekte ZrO_2 -Schicht in der Regel dicker als außen ist.

Der Vergleich aller untersuchten Stäbe erlaubt folgende zusammenfassende Beurteilung:

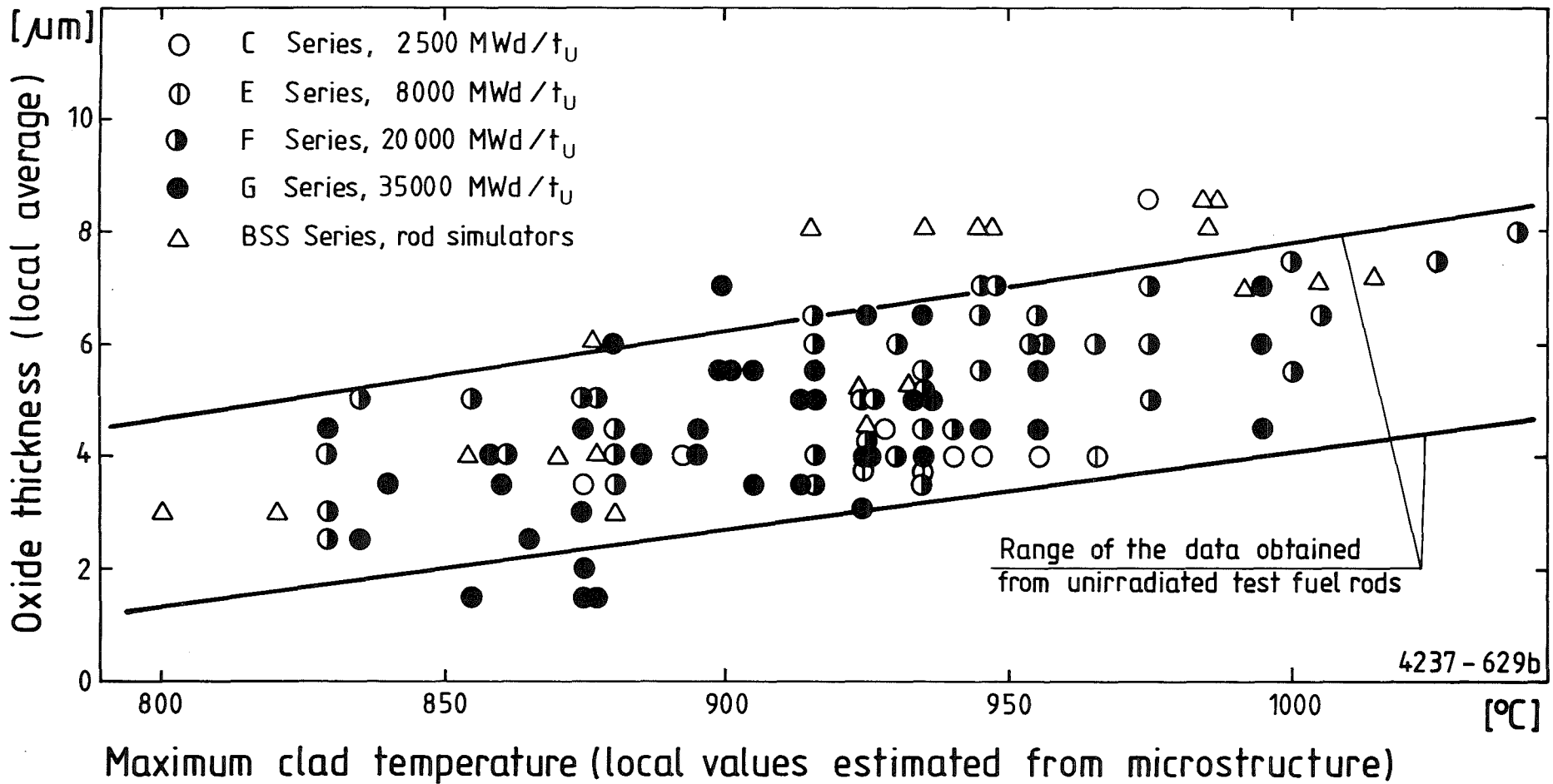
Für die Oxidschichtdicke läßt sich ein gemeinsames Streuband (Abb. 1) angeben. Weisses Oxid tritt als lokale Erscheinung lediglich bei den vorbestrahlten Brennstäben auf, ohne jedoch das Berstverhalten zu beeinflussen. Die Innenoxidation der Hülle im Berstbereich aufgrund des eingedrungenen Dampfes führt offenbar nur bei den Stäben mit hohem Vorbestrahlungs-Abbrand zu Oxidschichten größerer Dicke als an der Außenseite. Außerhalb des Berstbereiches ist die Innenoxidation aller Stäbe geringfügig.

Die aufgenommenen Mikrohärteprofile über die Hüllrohrwand werden durch Oxidation, Dehnung und erreichte Temperatur bestimmt. Im gemeinsamen Streuband der Profilmittelwerte aller Stäbe ist nach der LOCA-Transiente kein Einfluß der Vorbestrahlung und kein Unterschied zu den Brennstabsimulatoren erkennbar. Aufgrund von Strahlungsdefekten wird bereits mit geringem Vorbestrahlungs-Abbrand ein deutlich erhöhtes Härteniveau erreicht, das im Verlauf der Störfalltransiente wieder abgebaut wird.

Die nach dem Gefüge des Zircaloy-4 abgeschätzten lokal erreichten Maximaltemperaturen sind tendenziell etwas höher als die direkten Thermolement-Meßwerte. Nach der Art der Befestigung werden für die Version A höhere und für die Version B geringe TE-Korrekturen verwendet; nach der Gefügeanalyse scheint diese Korrektur im Fall A zu hoch, im Fall B jedoch eher zu gering zu sein. In verschiedenen Schnittebenen der Brennstäbe und Simulatorstäbe haben sich azimutale Temperaturdifferenzen zwischen 0 und ca. 100 K ergeben. Für die Brennstabsimulatoren ist diese Temperaturvariation in der Tendenz stärker. Die Gefügeinterpretation hat lediglich indirekte Aussagen über die Bersttemperaturen erlaubt, sie kann jedoch generell auch für andere Störfalluntersuchungen in Ergänzung zur Temperaturmessung im Bereich 800 - 1050°C von Nutzen sein.

4. Literatur

- [1] P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann: "In-pile-Versuche zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall; Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen der Versuchsserie G (35.000 MWd/t_U)", KfK 3433 (1983), im Druck
- [2] E.H. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold, P. Hofmann, G. Schanz: "LWR Fuel Rod Behavior in the FR2 In-pile Tests Simulating the Heatup Phase of a LOCA", KfK 3346 (1983)



- 4200-58 -

Abb. 1



FR 2 In-pile tests Steam oxidation of the cladding outer surface.

06.01.06/22A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von
PNS 4235.3 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von
Zircaloy-4-Hüllrohren

(P. Hofmann, Ch. Braun, H. Eckstein, J. Spino,
H. Zimmermann, J. Burbach, Ch. Gosgnach, H. Metzger; IMF)

1. Experimente zur Spannungsrißkorrosion von Zircaloy

1.1. Bestimmung der kritischen Jodkonzentration in Gegenwart von UO_2

Im Temperaturbereich 500 bis 800°C wurden Zeitstandexperimente mit jodenthaltenden Zircaloy-4-Rohrproben in Gegenwart von UO_2 -Brennstoff durchgeführt. Ziel der Experimente war, zu ermitteln, welchen Einfluß das Sauerstoffpotential des UO_2 auf die kritische Jodkonzentration, die zum verformungsarmen Versagen der Zircaloy-Hüllrohre infolge Spannungsrißkorrosion führt, besitzt. Wie die Versuchsergebnisse zeigen wird die kritische Jodkonzentration in Gegenwart von UO_2 -Brennstoff zu höheren Werten verschoben, besonders oberhalb 600°C. Die Reaktion des Zircaloy mit Sauerstoff unter Bildung von ZrO_2 ist thermodynamisch günstiger als die Reaktion mit Jod unter Bildung von Zirkonjodiden. Offenbar ist jedoch die Kinetik der Zircaloy/Jod-Reaktion unterhalb 600°C gegenüber der Zircaloy/Sauerstoff-Reaktion begünstigt. Für die normalen Reaktorbetriebstemperaturen (ca. 350°C) dürfte daher der Einfluß des Sauerstoffpotentials auf die jodinduzierte Spannungsrißkorrosion von Zircaloy-Hüllrohren vernachlässigbar sein, nicht jedoch bei Störfalltransienten /06.01.06/22A-1/.

1.2. Zeitstandexperimente in Gegenwart von Jod

Die Zeitstandexperimente mit Jod enthaltenden Zircaloy-4-Hüllrohren im Temperaturbereich 500 bis 900°C zur Bestimmung der Jod/Zirconium-Reaktionsprodukte wurden 1982 abgeschlossen und die Versuchsergebnisse dokumentiert /06.01.06/22A-2/. Die chemische Umgebung, die zum Versagen der Zircaloy-Hüllrohre infolge jodinduzierter Spannungsrißkorrosion führt, wurde charakterisiert. Das in die Probe eingesetzte Jod wird vollständig in gasförmige

und feste Zirkonjodide umgewandelt. Bei den kritischen Jodkonzentrationen, die zum verformungsarmen Versagen der Rohrproben führen, wird das Jod hauptsächlich in kondensierte Zirkonsubjodide ($J/Zr \leq 0,4$) umgewandelt. Nur ein kleiner Teil des Jods bleibt als ZrJ_4 in der Gasphase. Für die Rißausbreitung ist unter den untersuchten Versuchsbedingungen allein die ZrJ_4 -Gasphase verantwortlich. Für den Temperaturbereich 550 bis 800°C wurden daher die kritischen ZrJ_4 -Partialdrücke ermittelt. Sie variieren zwischen 0,005 bar bei 550°C und 0,043 bar bei 800°C .

1.3. Bruchmechanische Beschreibung von jodinduzierten Spannungskorrosionsrissen

Es wurden Zeitstandexperimente mit innen vorgekerbten jodenthaltenden Zircaloy-Hüllrohren zwischen 500 und 700°C durchgeführt. Bei 500°C variieren die Berstdehnungen zwischen 0 und 2%, bei 600 und 700 zwischen 1 und 10%. Mit zunehmender Kerbtiefe vermindert sich die Berstdehnung jodenthaltender Proben noch weiter.

Das Versagensverhalten der Zircaloy-Hüllrohre infolge jodinduzierter Spannungsrißkorrosion wird im wesentlichen durch zwei Prozesse bestimmt: (a) Plastische Kriechverformung in der gesamten Hüllrohrwand, die überwiegend während der Rißbildungsphase (Inkubationszeit) stattfindet; (b) Rißausbreitung, die durch die temperaturabhängige Transportgeschwindigkeit und Adsorptionsneigung des Jods im Rißspalt beeinflusst wird. Die temperaturabhängige Kombination der beiden Prozesse, sowie zusätzliche lokale plastische Deformationen in der Umgebung der Rißfront, besonders bei 600°C , bestimmen das Verformungs- und Standzeitverhalten der Rohrproben. Das beobachtete Versagensverhalten hinsichtlich der Standzeit jodenthaltender Zry-4-Hüllrohre von 500 bis 700°C kann mit dem elastisch-plastischen Bruchmechanikmodell CEPFRAME beschrieben werden. Es enthält eine empirisch gefundene Berechnungsmethode für die Inkubationszeit (als relativer Anteil der Standzeit), sowie eine elastisch-plastisches Modell zur Beschreibung des Rißwachstums infolge Jod-SRK. Die gesamte Lebensdauer des Hüllrohres setzt sich additiv zusammen aus der Inkubationszeit für die Rißbildung und der Rißwachstumszeit. Als Abbruchkriterium des stabilen SRK-Rißwachstums dient die plastische Instabilität des Restquerschnittes vor der Rißfront. Die Inkubationszeit ist eine temperaturabhängige Funktion der Tiefe der Oberflächenschädigung und der Belastung. Sie beträgt zwischen 40 und 90% der Standzeit. Das elastisch-plastische Rißwachstumsmodell ist eine modifizierte Form des K_I -Konzeptes der

linear-elastischen Bruchmechanik. Die Erweiterungen beinhalten die Berücksichtigung einer plastischen Verformungszone vor der Rißfront, die eine rechnerische Vergrößerung der Rißtiefe bewirkt, sowie einen dynamischen Korrekturfaktor der Rißgeometrie, der im wesentlichen eine Funktion der momentanen rechnerischen (effektiven) Rißtiefe ist /06.01.06/22A-3/.

Die Rechenergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten bei 500, 600 und 700°C. Die Rißgeschwindigkeit ist bei allen drei Temperaturen eine eindeutige Potenzfunktion der Spannungsintensität vor der Rißspitze mit einem Exponenten von 4,9. Die Standzeit von jodenthaltenden as-received Hüllrohren kann mit CEPFRAME bis auf einen Faktor 2 und besser abgeschätzt werden. Die Anwendung des Modells bei Temperaturen kleiner als 500°C ist prinzipiell möglich. Wegen zunehmender Streuung der Versuchsdaten, der Gefügeumbildung durch Rekristallisation und der zunehmenden Bedeutung der Kriechverformung ist die Anwendung von CEPFRAME durch die Temperaturobergrenze von etwa 650°C beschränkt. Das Modell erscheint geeignet in Rechenprogrammen zur Beschreibung des LWR-Brennstabverhaltens bei Störfällen implementiert zu werden /06.01.06/22A-3/.

2. Nachuntersuchung von in-pile LOCA-getesteten Brennstäben

2.1. Beurteilung der Hüllrohrinnenkorrosion

Die Nachuntersuchungen an den vorbestrahlten LWR-Brennstäben der G-Serie (Abbrand: 35 000 MWd/t_U) wurden abgeschlossen und sind in einem Bericht dokumentiert /06.01.06/22A-4/. Im Hinblick auf die Hüllrohrinnenkorrosion ergibt sich ein ähnliches Bild wie bei den vorbestrahlten Brennstäben mit 20 000 MWd/t_U Abbrand /06.01.06/22A-7/, d.h. eine Hüllrohrinnenkorrosion erfolgt hauptsächlich in der Umgebung der Berstelle durch den eindringenden Wasserdampf. Z.T. ist die Oxidschicht auf der Hüllrohrinnenseite dicker als auf der Außenseite. Ein Einfluß von Spaltprodukten, insbesondere Jod, auf das Verformungs- und Berstverhalten des Zircaloy-4-Hüllrohres konnte nicht festgestellt werden. Die gesamten in-pile LOCA-Versuchsergebnisse sind in einem KfK-Abschlußbericht /06.01.06/22A-5/ und in einer Zeitschriftenveröffentlichung /06.01.05/22A-6/ zusammengefaßt.

2.2. Spaltgasverhalten und Brennstoffschwellung

2.2.1. Vorbestrahlung

Zur Untersuchung des Spaltgasverhaltens und der Brennstoffschwellung während der Vorbestrahlung standen die nicht LOCA-getesteten Brennstäbe jeder Versuchsgruppe zur Verfügung. Abb. 06.01.06/22A-1 zeigt die Spaltgasfreisetzung dieser Brennstäbe in Abhängigkeit vom Abbrand. Die Spaltgasfreisetzung steigt von $< 0,3$ % bei 0,9 % Abbrand auf Werte von 2,7 bzw. 7,8 bei 3,7 bzw. 3,8% Abbrand. Die Bestimmung des zurückgehaltenen Spaltgases zeigte, daß der überwiegende Teil als Gitterspaltgas, d.h. im bestrahlungsbedingter Lösung oder in sehr kleinen intergranularen Blasen, vorliegt. Beim Stab G3.6, der den höchsten Abbrand aller untersuchten Stäbe hat, beträgt der Anteil des Gitterspaltgases am gebundenen Spaltgas mehr als 85%. Bei den Stäben mit niedrigerem Abbrand ist dieser Anteil noch höher.

In Abb. 06.01.06/22A-2 sind die Brennstoffdichten der nicht LOCA-getesteten Brennstäbe in Abhängigkeit vom Abbrand dargestellt. Die mittlere Dichte nimmt mit einer Rate von 0,75% pro % Abbrand ab. Eine Extrapolation auf den Abbrand null läßt auf eine Reduktion der Herstellungsporosität unter Bestrahlung auf ca. 2 Vol.% schließen. Aus Abb. 06.01.06/22A-2 ergibt sich eine mittlere integrale Schwellrate von 0,8 %/% Abbrand. Die maximale integrale Schwellrate liegt bei 1%/ % Abbrand /06.01.06/22A-4,-7/.

2.2.2. LOCA-Tests

Die Spaltgasfreisetzung während der LOCA-Tests ist sehr gering. Sofern überhaupt eine Freisetzung auftritt, liegt sie unter 6%. Eine genauere Aussage ist nicht möglich, da die Spaltgasfreisetzung nicht direkt gemessen werden konnte, sondern nur über den Umweg der Bestimmung des zurückgehaltenen Spaltgases berechnet wurde. 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 geringe Spaltgasfreisetzung infolge Riß- und Mikrorißbildung während der LOCA-Versuche möglich. Wenn mit Spaltgasblasen belegte Korngrenzen aufreißen, setzen sie ihren Gasinhalt frei.

Während der LOCA-Tests erfolgt keine meßbare Schwellung des UO_2 . Die an den LOCA-getesteten Stäben bestimmten Brennstoff-Dichtewerte entsprechen weitgehend denen der Vergleichsstäbe /06.01.06/22A-4,-7/.

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 infolge Kühlmittelverlustes. 11 mm lange Brennstoffproben (ca. 7,4 g) 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 erfaßte:

- 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.

Spaltgasfreisetzung und Schwellung während der Glühung sind in starkem Maße abhängig von der Glühtemperatur, der Glühzeit und von Vorbestrahlungsbedingungen (Abbrand) des Brennstoffes. Abb. 06,01.06/22A-3 zeigt die bis jetzt vorliegenden Spaltgasfreisetzungswerte der UO_2 -Glühproben des Stabes G 1.6 (mittlerer Abbrand 3,7%) als Funktion der Glühtemperatur. Die Zeitabhängigkeit der Spaltgasfreisetzung aus dem UO_2 ist gekennzeichnet durch einen raschen Anfangsanstieg. Mit zunehmender Glühdauer verringert sich die Freisetzungsrates. Der steile Anfangsanstieg wird offenbar hervorgerufen durch Aufreißen von Korngrenzen und Entweichen des in ihnen gespeicherten Spaltgases. Die weitere Freisetzung wird dann von Diffusionsvorgängen bestimmt, durch die Spaltgas aus dem Korn an die Korngrenzen transportiert wird, von denen es dann zum größten Teil freigesetzt wird. Dieser Vorgang führt bei Glühtemperaturen ab ca. $1500^{\circ}C$ zu im Gefügebild deutlich sichtbaren Korngrenzentrennungen.

Die Umverteilungsvorgänge des Spaltgases lassen sich anschaulich durch die verschiedenen Gasanteile in den verschiedenen Behandlungszustände darstellen. Abb. 06.01.06/22A-4 zeigt die Anteile, freies Spaltgas, Porensplattgas und Gittersplattgas, in Proben des Brennstabes G 1.6, im bestrahlten Zustand und nach verschiedenen Glühbehandlungen.

Neben den Glühbehandlungen ist der Vorbestrahlungszustand der Proben von entscheidender Bedeutung für die Spaltgasfreisetzung. Abb. 06.01.06/22A-4 zeigt die Spaltgasfreisetzung aus UO_2 -Proben der Brennstäben, und G 1.6 (mittlerer Abbrand 3,7%) nach verschiedenen Glühzeiten bei 1500 und 1600°C. Die Spaltgasfreisetzung steigt mit zunehmendem Probenabbrand (Abb. 06.01.06/22A-5). Ähnlich wie die Spaltgasfreisetzung verhält sich die Brennstoffschwellung; auch sie nimmt mit steigender Glühtemperatur und -dauer sowie mit dem Abbrand zu /06.01.06/22A-4,-7/.

Die Untersuchungen zur Bestimmung der Spaltgasfreisetzung während einer LOCA-Transiente wurden 1982 abgeschlossen. Die Ergebnisse wurden in /06.01.06/22A-4,-5,-6,-7/ dokumentiert. Die Nachbestrahlungsglühungen werden im Rahmen der SFD (Severe Fuel Damage) Untersuchungen weitergeführt und werden ab 1983 unter der Vorhabenummer 06.01.16 (Untersuchungen zu schweren Kernschäden) erscheinen.

3. Literatur

- /06.01.06/22A-1/ P. Hofmann, J. Spino, "Determination of the critical iodine concentration for SCC failure of Zircaloy tubing between 500 and 900°C", J. Nucl. Mater., 107 (1982) 297-310
- /06.01.06/22A-2/ P. Hofmann, J. Spino, "Chemical aspects of iodine-induced SCC failure of Zircaloy-4 tubing above 500°C", J. Nucl. Mater., 114 (1983) 50-65
- /06.01.06/22A-3/ W. Dienst, H. Eckstein, P. Hofmann, "Fracture mechanics analysis of iodine-induced crack growth in Zircaloy-4 tubing between 500 and 700°C", submitted for publication in Nuclear Engineering and Design
- /06.01.06/22A-4/ P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall; Versuchsserie G (Abbrand: 35 000 MWd/t_U)", KfK 3433 (1983)
- /06.01.06/22A-5/ E.H. Karb, P. Hofmann, et.al., "LWR fuel rod behavior in the FR2 in-pile tests simulating the heatup phase of a LOCA", Final Report, KfK 3346 (1983)
- /06.01.06/22A-6/ E.H. Karb, P. Hofmann, et.al., "LWR fuel rod behavior during reactor tests under LOCA conditions", J. Nucl. Mater., 107 (1982) 55-77
- /06.01.06/22A-7/ P. Hofmann, C. Petersen, G. Schanz, H. Zimmermann, "In-pile-Experimente zum Kühlmittelverluststörfall; Versuchsserie F (Abbrand: 20 000 MWd/t_U)", KfK 3288 (1982)

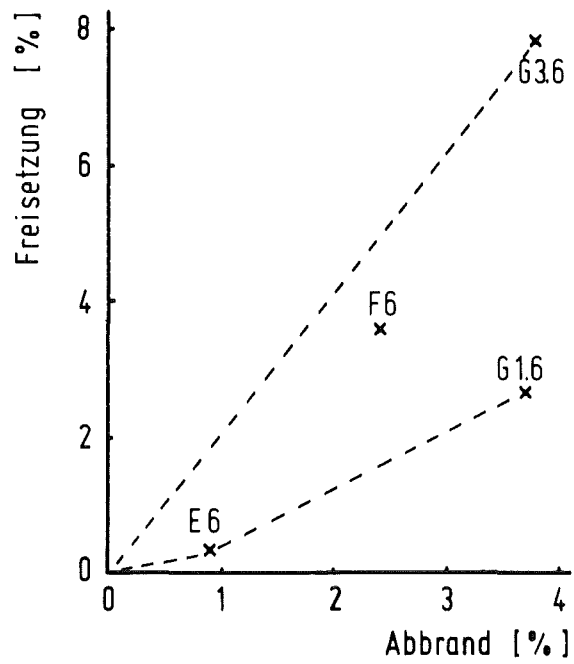


Abb. 06.01.06/22A-1: Spaltgasfreisetzung in Abhängigkeit vom Abbrand

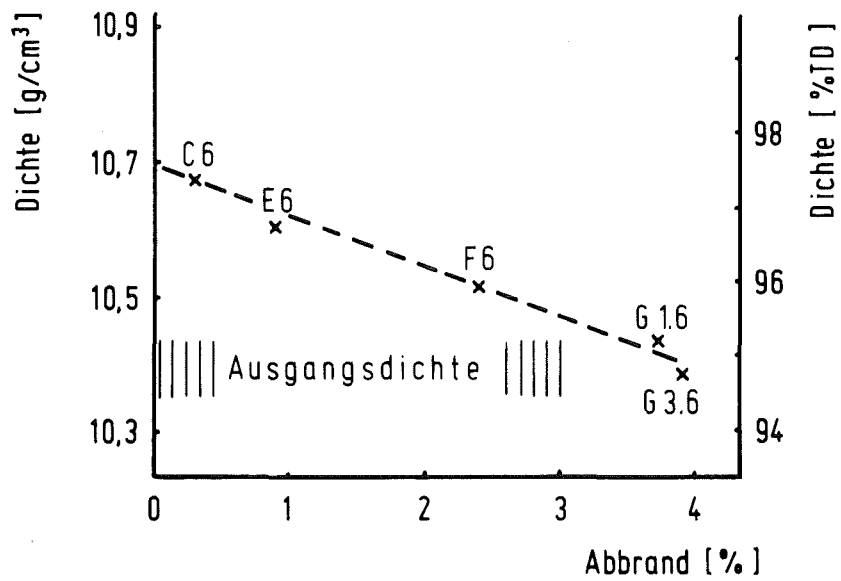


Abb. 06.01.06/22A-2: Abhängigkeit der Brennstoffdichte vom Abbrand

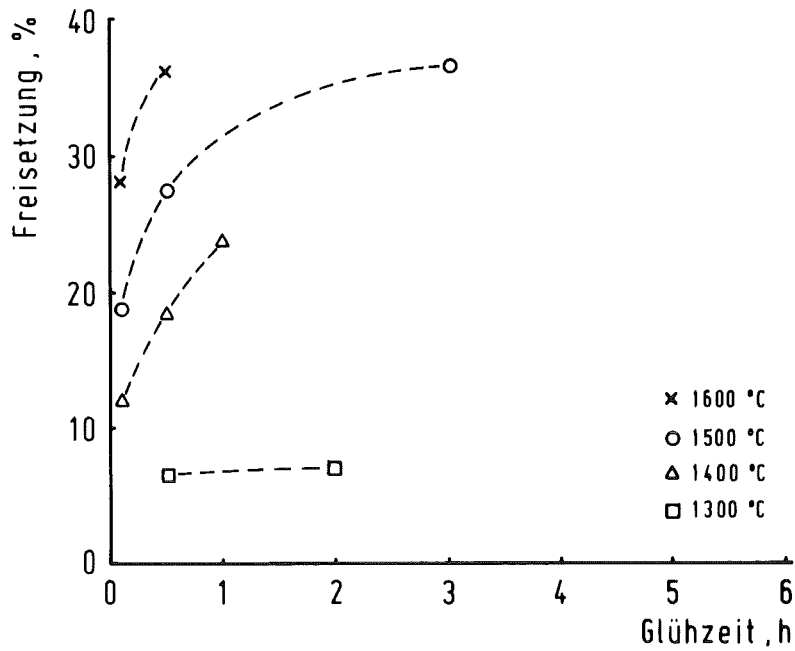


Abb. 06.01.06/22A-3: Spaltgasfreisetzung aus den Glühproben des Stabes G 1.6 in Abhängigkeit von der Glühzeit

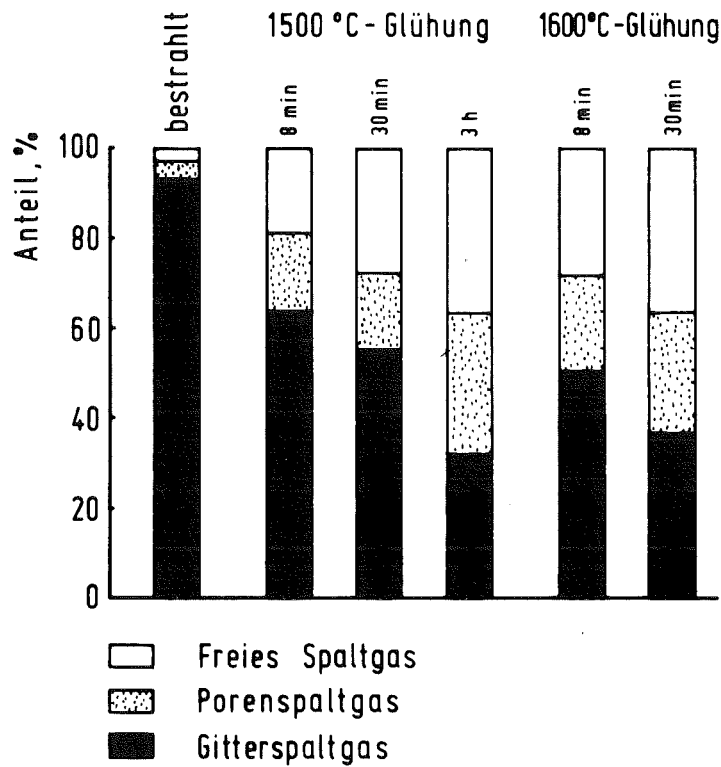


Abb. 06.01.06/22A-4: Anteile des erzeugten Spaltgases in verschiedenen Behandlungszuständen (Brennstab G 1.6; Abbrand: 35 000 MWd/t_U)

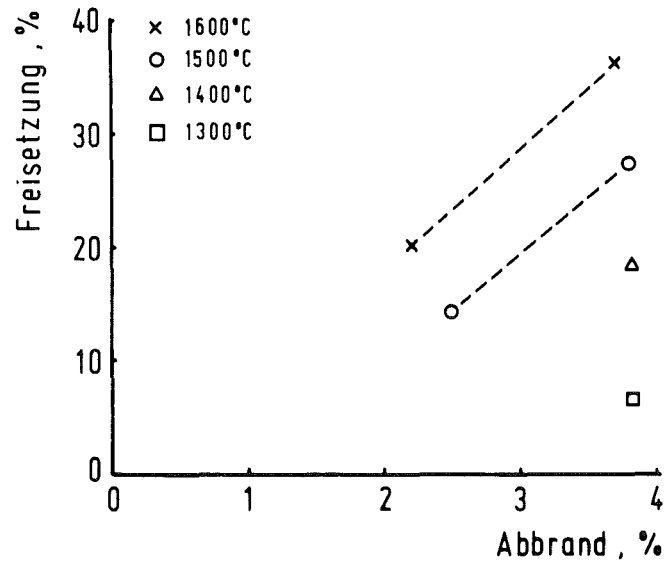


Abb. 06.01.06/22A-5: Spaltgasfreisetzung bei Glühungen in Abhängigkeit vom Probenabbrand (Glühzeit; 30 min)

O6.01.06/23A
PNS 4235.4

Berstversuche an Zircaloy-Hüllrohren unter kombinierter
mechanisch-chemischer Beanspruchung (FABIOLA)

(L. Schmidt, H. Lehning, D. Piel; IMF III)

In der Testeinrichtung FABIOLA wird das Beul- und Berstverhalten von Zircaloy-Hüllrohren untersucht. In 1982 wurden die Berstversuche unter Heißstabbedingungen weitergeführt. Dabei werden die Hüllrohre bei konstanter Innendruckbelastung bis zum Bersten mit gleichmäßiger Aufheizrate hochgeheizt. Die Versuchsreihe mit einer Aufheizrate von ca. 2 K/s konnte abgeschlossen werden. Tests mit Aufheizraten um 20 K/s wurden in Angriff genommen. Die Innendrucke lagen jeweils bei 50, 80, 120 und 140 bar.

In Abbildung O6.01.06/23A-1 sind für die bisher durchgeführten Heißstabversuche die Berstdehnungen in Abhängigkeit von der Bersttemperatur aufgetragen.

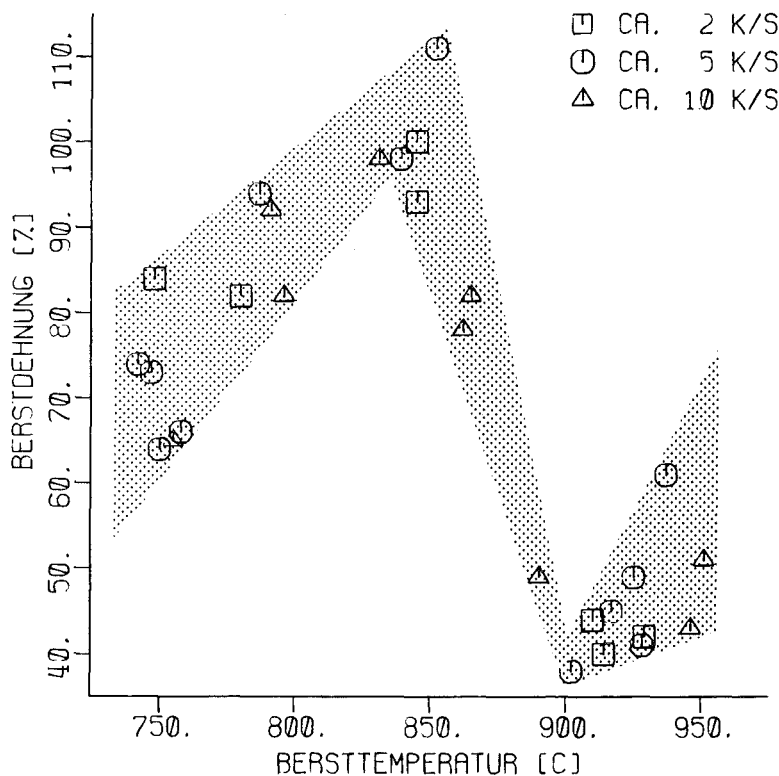


Abbildung O6.01.06/23A-1: FABIOLA-Testergebnisse
Berstdehnung über Bersttemperatur

Es handelt sich um ausgewählte Experimente, bei denen die azimutalen Temperaturabweichungen im Bereich der Berstzone unter 15 K lagen. Das Bild zeigt den bekannten Dehnungsverlauf mit einem Maximum im Übergangsbereich zum Zweiphasenbereich des Zircaloy-4 hin ($\alpha+\beta$ -Phase) und einem Minimum bei ca. 900°C.

In der FABIOLA-Teststrecke werden die Temperaturen pyrometrisch gemessen. Da der Temperaturverlauf nur auf einem kleinen Meßfleck am Umfang des Hüllrohres erfaßt wird, ist es erforderlich, für jede Versuchsreihe die Einstellungsparameter für die Versuchsführung zu ermitteln. Dazu dient ein spezieller Brennstabsimulator, der mit mehreren geeichten Thermoelementen ausgerüstet ist. Die Meßstellen sind in die Hülle eingelassen, um Verfälschungen auszuschließen, die durch die Dampfströmung verursacht werden können. Es ist somit möglich den Versuchsablauf so zu gestalten, daß eine möglichst gleichmäßige Temperaturverteilung am Umfang erreicht wird.

- 06.01.07 Brennstabverhalten in der Blowdown-Phase eines Kühlmittelverluststörfalles
- 06.01.07/09A Untersuchungen zum Brennstabverhalten unter gesteuerten /10A thermohydraulischen Randbedingungen (COSIMA-Programm)
- PNS 4236.1/2 (G.Class, R. Meyder, E. Stratmanns; IRE
K. Hain, F. Brüderle, T. Vollmer; IT)

1. Einleitung

In der out-of-pile-Versuchsanlage COSIMA (= controled single rod blowdown simulation experiment Karlsruhe) wird das Brennstabverhalten während der Blowdown-Phase des Kühlmittelverluststörfalles untersucht. Der Versuchsbetrieb wurde Mitte 1977 aufgenommen. Bisher sind in der Anlage insgesamt 187 Blowdown-Experimente gefahren worden, die Messdaten der meisten Versuche sind ausgewertet und auf Magnetbändern gespeichert.

Experimentelle Untersuchungen der einzelnen Effekte führen zur Weiterentwicklung und Verifizierung von Computercodes, mit deren Hilfe Voraussagen über das Verhalten der Brennstäbe im wirklichen Kernreaktor beim Kühlmittelverlustunfall gemacht werden.

2. Arbeiten an der COSIMA-Anlage

Wegen der Stilllegung der zentralen CALAS-Rechenanlage mußte die Messwerterfassung und Versuchssteuerung für COSIMA von einem dezentralen Rechner übernommen werden. Der hardwaremäßige Anschluß an den Rechner und die Erprobung der Software für die Messwerterfassung und Komponentensteuerung wurde vorgenommen.

Die im Anschluß daran durchgeführten Blowdown-Experimente zum Problemkreis Pelletrelocation sollen den Einfluß des Leervolumens im Brennstabsimulator SIM auf das Relocationverhalten der Al_2O_3 -Ringpellets zeigen.

Hierzu wurden zwei Versuchsreihen gefahren :

- mit vergrößertem Innenspalt (Graphitheizer/Ringpellet)
- mit vergrößertem Außenspalt (Ringpellet/Hüllrohr)

Diese Experimente sind noch nicht ganz ausgewertet .

An den Hüllrohrtemperaturen zeigt sich jedoch deutlich der gravierende Einfluß von Änderungen der Geometrie des Außenspaltcs, wogegen Änderungen des Innenspaltcs eine untergeordnete Rolle spielen. Die Versuche werden noch in Hinblick auf die Pellet-Bruchstückgröße bzw. -Anzahl, abhängig von der Ausgangsspaltweite und der Anzahl der durchgeführten Blowdown ausgewertet.

3. Analyse von COSIMA-Blowdown-Experimente.

3.1 Bereitstellung von DRUFAN 02.

Das Rechenprogramm DRUFAN 02 wurde vom GRS-München übernommen und auf der IBM3033 der KfK installiert. Ein erster Eingabedatensatz für die Analyse des COSIMA-Experimentes V82 wurde erstellt und getestet.

Hiebei wurden Programmfehler in der Source des Codes gefunden, die zwischenzeitlich vom Ersteller behoben wurden.

Mit dem in diesem Code enthaltenen verbesserten Fluidmodell soll geprüft werden ob damit die in 3.2 beschriebenen Schwierigkeiten in der Analyse der COSIMA-Experimente behoben werden können.

3.2 Analysen mit RELAP4/MOD6

3.2.1 Kritische Punkte in der Modellierung der COSIMA-Anlagestruktur

Mit den Mitteln die RELAP4/MOD6 bietet treten bei der Modellierung der relativ komplizierten COSIMA-Anlagestruktur folgende Probleme auf :

- Modellierung der Wandheizer
- Modellierung der Regelventile
- Modellierung der Plena

Modellierung der Wandheizer

Abb.17 zeigt die Anordnung der Wandheizer in der Teststrecke.

Aus dieser Abb. ist ersichtlich, daß die Wandheizer ihre Energie nur über einen gewissen Teil ihrer Oberfläche direkt ans Fluid abgeben, und zwar die Eckstäbe mit ca. 25% und die anderen mit ca. 50% ihrer Oberfläche. Das Temperaturprofil der Heizstäbe ist somit nicht rotationssymmetrisch, und ein Teil der abgegebenen Energie wird als Strukturwärme verzögert freigesetzt.

Für die bisherigen Analysen wurden die Wandsektoren, die dem Fluid zugewandt sind, als drei im Kühlmittel stehende Heizstäbe simuliert. Die anderen Sektoren wurden dem Strukturmaterial zugeschlagen. Der Einfluß dieser Abbildung auf die zum Teil unbefriedigenden Ergebnisse wird derzeit untersucht.

Modellierung der Regelventile

Die Regelventile, welche in COSIMA den Leckmassenstrom steuern, sind Kegelventile und haben eine ringförmige freie Durchtrittsfläche. In RELAP4 kann der Zusammenhang zwischen durchströmter Fläche und benetzten Umfang (hydraulischer Durchmesser) nicht richtig abgebildet werden, da zwar der Strömungsquerschnitt in den beschriebenen Rechnungen zeitabhängig variiert werden kann (Ventilsteuerprogramm), aber der hydraulische Durchmesser, wie auch der Reibbeiwert, werden konstant angenommen.

Modellierung der Plena

Die Plena der COSIMA Anlage sind kugelförmig in RELAP4 sind aber nur prismatische Volumina modellierbar. Dies bedeutet, daß der Zusammenhang zwischen der Lage eines Flüssigkeitsspiegels (bzw. Gemischspiegels) und der im Plenum vorhandenen Flüssigkeitsmenge nicht richtig abgebildet ist. Dies ist dann besonders nachteilig, wenn wegen der Lage des Abströmstutzens der Ort des Flüssigkeitsspiegels darüber entscheidet ob überwiegend Dampf oder ein Zweiphasengemisch abströmt. Für die hier beschriebenen Analysen wurden die Plena in jeweils drei zylindrische Volumen dargestellt.

3.2.2 Wahl der RELAP-Programmooptionen.

Zusätzlich (bzw ersatzweise) zu den von den RELAP-Autoren in (/ 2 /, S. 140) empfohlenen Auswahl von Optionen für die Best-Estimate Rechnung eines DWR-Blowdown, wurden folgende Optionen verwendet:

- Wilson bubble-rise model
- vertical-slip model
- Henry-Fauske choking-model
- Mod6-HTS2 Wärmeübergangslogik

Erklärungen siehe / 4 /

3.2.3 Vergleich der Nachrechnung der COSIMA-Versuche V82 und V129

Die Abb.(1 - 16) zeigen den Vergleich der Nachrechnungen mit den experimentell ermittelten Daten.

Die Nachrechnungen erfolgten bis auf eine Ausnahme mit den gleichen Rechenoptionen und der gleichen Nodalisierung.

Die Ausnahme: In der Analyse des V82 wurde im Unterplenium bis zum flow-reversal (32.7 s) Phasenseparation angenommen, hingegen wurde in der Rechnung zum V129 (Versuch mit mehrfacher Strömungsumkehr) eine homogene Verteilung des Fluids im Unterplenium angenommen.

Die Abb 1 - 4 zeigen die Korrelation zwischen den Ventilsteuerprogrammen der Abblaseventile und dem gerechneten Kernmassenströmen.

Die Abb 5;6 zeigen den Vergleich des gemessenen und gerechneten Dichteverlauf im Oberplenium. Der volumetrisch gemittelte Dichteverlauf der Rechnung (Modellierung der kugelförmigen Plena in jeweils 3 zylindrische Volumina) stimmt ausgezeichnet mit dem integralen Messwertverlauf überein. Die Dichteverteilung in den einzelnen Volumknoten zeigt das rasche Absinken des Gemischspiegels.

In den Abb 7;8 ist der zu den Abb 5;6 analoge Vergleich des Dichteverlaufes im Unterplenium dargestellt. Für die Nachrechnung des V82 findet sich die gleich gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung wie oben. Die Diskrepanz des Vergleiches für den V129 wird auf die unterschiedliche Anwendung der Rechenoption Phasentrennung im Unterplenium zurückgeführt (s.o.)

Die Abb. 9 - 12 zeigen den Vergleich der gemessenen mit den gerechneten Leckmassenstromverläufen. Die Übereinstimmung des gemessenen mit dem gerechneten Verlauf für den Leckmassenstrom aus dem Unterplenium kann als befriedigend angesehen werden. Hingegen ist die Übereinstimmung für den Leckmassenstrom aus dem Oberplenium nicht gegeben. Dies liegt jedoch zum Teil auch am Messwert, der sich fürs Experiment V129 gelegentlich nur mit einem Übertragungsfehler erklären lässt.

Die Abb 13;14 zeigen den Vergleich zwischen dem gemessenen und gerechneten Druckverlauf. Hier zeigt der Vergleich für den Versuch V82 eine wesentlich bessere Übereinstimmung als für den V129. Dennoch ist auch der Messwert des V82 unbefriedigend nachgebildet.

Die Abb 15;16 zeigen die Messwerte der Hüllrohrtemperaturen und die entsprechenden rechnerisch ermittelten Verläufe. Da die Übereinstimmung befriedigend ist, zeigt es sich das die Hüllrohrtemperaturtransiente relativ unabhängig vom Druckverlauf ist. Dies ist verständlich, die Hüllrohrtemperaturen liegen weit über der Sättigungstemperatur des Fluids und es ist somit relativ unwichtig ob die Fluidtemperatur teilweise bis zu 10° höher liegt als im Experiment.

3.2.4 Diskussion der Rechenergebnisse.

Stellt man die Frage nach den Gründen für die unbefriedigende Nachbildung des errechneten Druckverlaufes, führt dies zur Überprüfung der relevanten Größen :

- Thermodynamischer Ausgangszustand der Strecke vor Blowdown (Starteingabe für RELAP4/MOD6)
- transiente Wärmefreisetzung
- Phasenseparation

Thermodynamischer Ausgangszustand der Strecke vor Blowdown (Starteingabe für RELAP4/MOD6)

Die Beschreibung des thermodynamischen Ausgangszustand der Strecke erfolgt mittels der Angabe von Druck, Temperatur, zu- und abfließender Enthalpie (fill-junction mit positivem bzw negativen Massenstrom), den Stabileistungen, sowie den Geometriedaten der Anlagestruktur, entsprechend der Meßwerte der Anlage. Der Anfangszustand ist damit recht genau modelliert.

Transiente Wärmefreisetzung

Mehrere V82 ähnliche Experimente mit erheblicher Variation der Wandheizerleistung bzw. der Simulator-Leistung zeigen, daß diese nur wenig Einfluß auf den Druckverlauf hat wenn die Ventilsteuerprogramme (Leckquerschnitte) nicht variiert werden. Auch die Vorversuche zum 'Loft L2-3 ähnlichen' Experiment V129 (Iteration Ventilsteuerprogramm, Hüllrohrtemperatur-Verlauf, ...) zeigen dies.

Für die freigesetzten Wärmen sind jedoch nicht allein die Heizleistungen ausschlaggebend, sondern auch die Wärmeübergangs-Modus, die wiederum stark vom Dampfgehalt beeinflusst sind.

Phasenseparation

Wie der Vergleich der gerechneten mit den gemessenen Dichteverläufen (V82/ V129, Abb. 5 - 8) zeigt, wird der gemessene Dichteverlauf nur bei Ansatz von Phasentrennung befriedigend nachgebildet.

Bei der Nachrechnung des Versuches V129 wird Phasentrennung nur im Oberplenium angenommen, da der mehrfache Wechsel der Strömungsrichtung die Anwendung im Unterplenium ausschließt, der Code kann das Einspeisen eines Zweiphasengemisches in den durch den Ansatz der Phasentrennung entstandenen Dampfdom nicht berechnen.

Deshalb ist in der Nachrechnung des V82 der Ansatz der Phasentrennung nur bis 32.7 s möglich (Strömungsumkehr).

Vergleicht man für den V129 die Abb. (2 ; Ventilsteuerprogramm der Abblaseventile) mit den Abb. (4 - Kernmassenstrom ; 6,8 - Dichteverläufe; 14 - Druckverlauf) so erkennt man folgendes:

a) Zeitraum 27 - 34 s

- positiver Kernmassenstrom (vom Unterplenium zum Oberplenium),
- der gerechnete Gradient des Dichteverlaufs im Unterplenium ist im Vergleich zur Messung zu groß, d.h. der Dampfgehalt des Kernmassenstromes ist zu klein.
- der gerechnete Druck ist zu hoch.

b) Zeitraum 40 - 47.5 s

- negativer Kernmassenstrom (vom Oberplenium zum Unterplenium)
- für den unteren Volumenknäuel des Oberplenium errechnet sich, infolge der Phasentrennung, ein Fluid mit einem niedrigen Dampfgehalt, d.h. der Dampfgehalt des Kernmassenstromes ist zu klein.
- konstanter Druckverlauf in der Rechnung

zu a): Der zu große Gradient im Dichteverlauf der Rechnung fürs Unterplenium erklärt sich aus den für diesen Zeitraum zu hoch berechneten Kernmassenstrom. Dies führt zu einem verbesserten Wärmeübergang und zu einem zu hoch berechneten Druck.

zu b): Der zu niedrig berechnete Dampfgehalt im unteren Teil des Oberplenums führt zu einem Kernmassenstrom mit einem niedrigen Dampfgehalt und somit wiederum zu einem zu guten Wärmeübergang. Deshalb ist der berechnete Druckgradient auch für diesen Zeitbereich zu klein.

Die unvollkommene Modellierung der Wandheizer führt zu einer weiteren Unsicherheit in Bezug auf die freigesetzten Wärmen.

Untersucht man die Unterschiede in der Nachbildung des Druckverlaufes für den Versuch V82 auf die gleiche Weise, zeigt sich der deutliche Einfluß der Unterschiede im Ablauf der Experimente.

Der Kernmassenstrom im Versuch V82 liegt bei sehr kleinen oder großen Werten, deshalb werden überwiegend andere Wärmeübergangsmodes angesprochen als im V129. Somit wird der Druckverlauf in der Nachrechnung des V82 besser nachgebildet. Auch die Rechnung zum V129 zeigt, daß der gerechnete und gemessene Druckgradient in der Stagnationsphase (47.5 - 55 s) besser nachgebildet wird.

Die Erkenntnisse lassen den Schluß zu, daß man die COSIMA-Messdaten mit einer dem jeweiligen Experiment angepassten Nodalisierung und dem entsprechenden Einsatz des Phasentrennungs-Modelles (Ein- bzw. Ausschalten für bestimmte Zeitbereiche) mit RELAP4/MOD6 nachbilden kann. Ein solches Vorgehen hätte das Ziel, den Dampfgehalt des Kernmassenstromes zu manipulieren, sodaß die gemessenen Daten getroffen würden. Dies ist aber ein sehr unbefriedigendes Vorgehen.

Das Unvermögen des Codes RELAP4/MOD6 die Fluid-Dampf Verteilung in den kugelförmigen Plena der COSIMA Anlage zu behandeln, ist ein nicht unbekanntes Phänomen in der Analyse thermodynamischer Experimente mit diesem Code. Deshalb wird in fortgeschrittenen Thermodynamik-Codes das Fluid mit 5 bis 6 Erhaltungsgleichungen beschrieben, und es werden somit die empirischen Phasentrennungs-Modelle nicht mehr benötigt.

3.2.5 Weitere notwendige Analysen

Die in der Analyse aufgetretenen Schwierigkeiten:

- a) Einfluss der Phasenseparation auf die unbefriedigende Nachbildung des Druckverlaufes mit RELAP4/MOD6.
- b) Einfluss der Wandheizernodalisierung auf den Wärmeübergang

werden z. Z. wie folgt untersucht

Zu a) sind einfache isotherme Ausblaseversuche geplant.

zu b) Die Relevanz der unvollkommenen Modellerierung der Wandheizer auf die transiente Wärmefreisetzung wird z.Z. mit einer transienten Wärmeleitrechnung, unter Verwendung eines Rechenprogrammes /5/, das die komplizierte Geometrie (Abb 15) annähernd beschreiben kann, abgeschätzt.

LITERATUR

- / 1 / Untersuchung einer Zweiphasen-Düsenströmung und
 Überprüfung verschiedener Rechenprogramme anhand
 der experimentellen Ergebnisse.
 F. Kedziur, KfK 2946, März 1980

- / 2 / RELAP4/MOD6, USER'S Manual
 EG&G IDAHO, INC. January 1978

- / 3 / RELAP5/MOD1 Code Manual
 EG&G March 1981

- / 4 / PNS - Jahresbericht 1981
 KfK 3250 , Juni 1982

- / 5 / RELAX
 Ein FORTRAN-Programm zur numerischen Bestimmung
 von Temperaturfeldern mittels der Relaxationsmethode
 der Thermodynamik.
 S. Malang, K. Rust; KfK 1053 , September 1969.

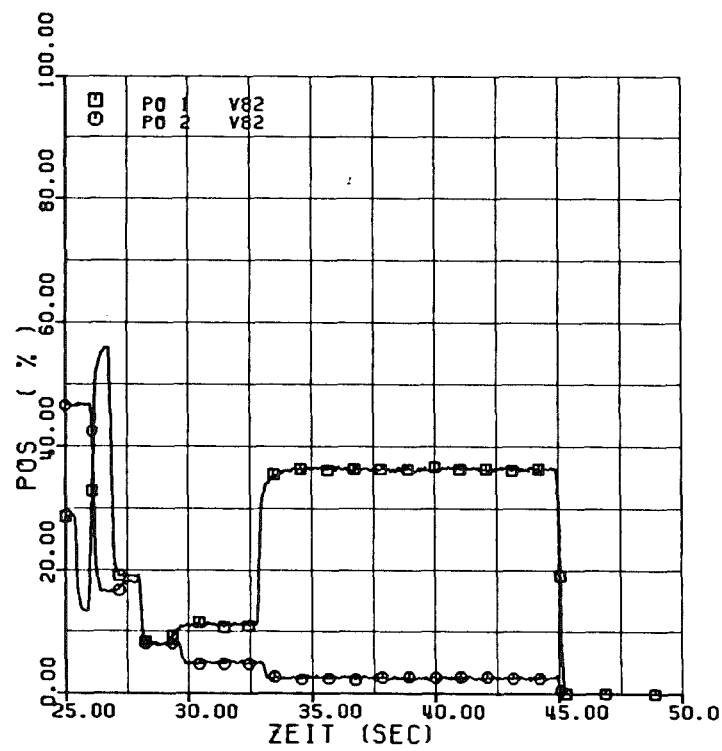


Abb. 1 Ventilsteuerprogramm der Abblaseventile V82
 PO 1 Abblaseventil Unterplenum
 PO 2 Abblaseventil Oberplenum

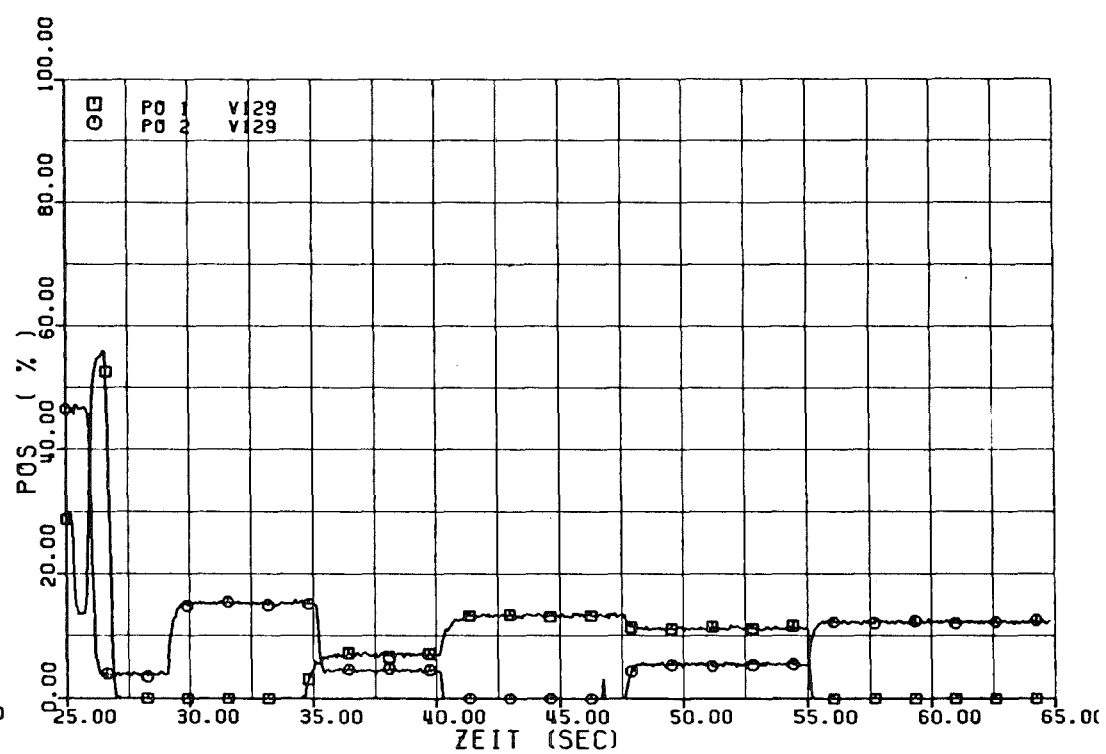


Abb. 2 Ventilsteuerprogramm der Abblaseventile V129
 PO 1 Abblaseventil Unterplenum
 PO 2 Abblaseventil Oberplenum



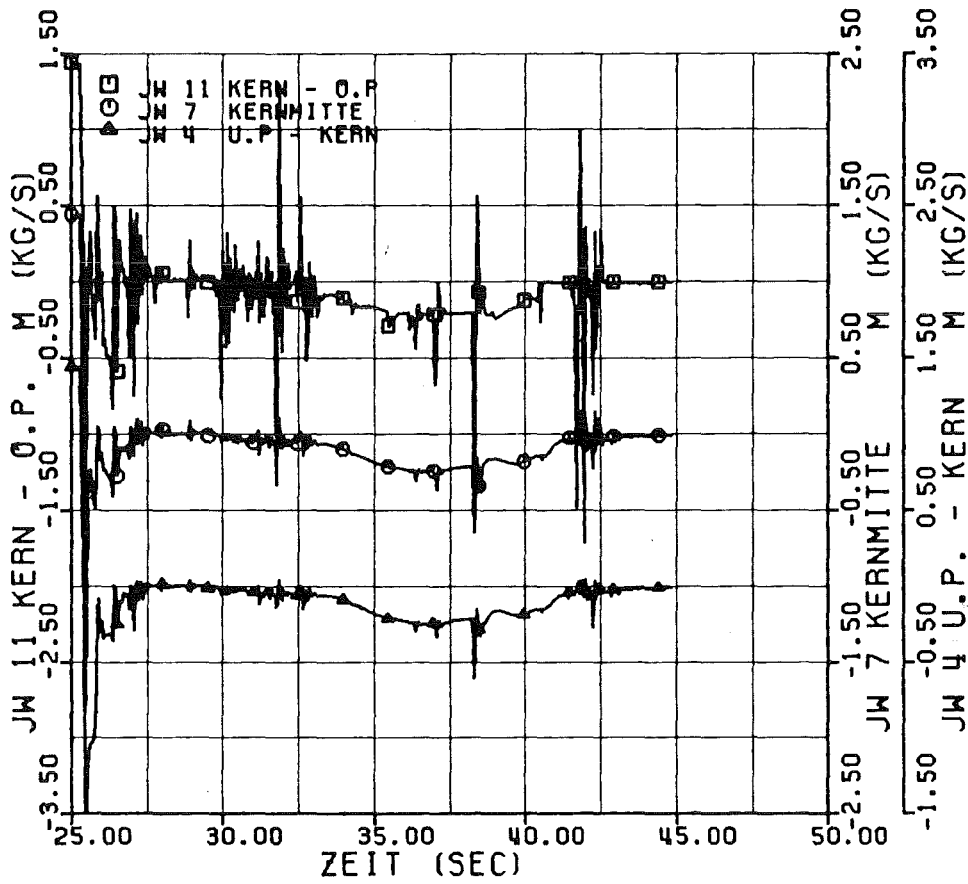


Abb. 3 gerechneter Kernmassenstrom V82

JW 11 = Kern --> Oberplenum

JW 7 = Kernmitte

JW 4 = Unterplenum --> Kern

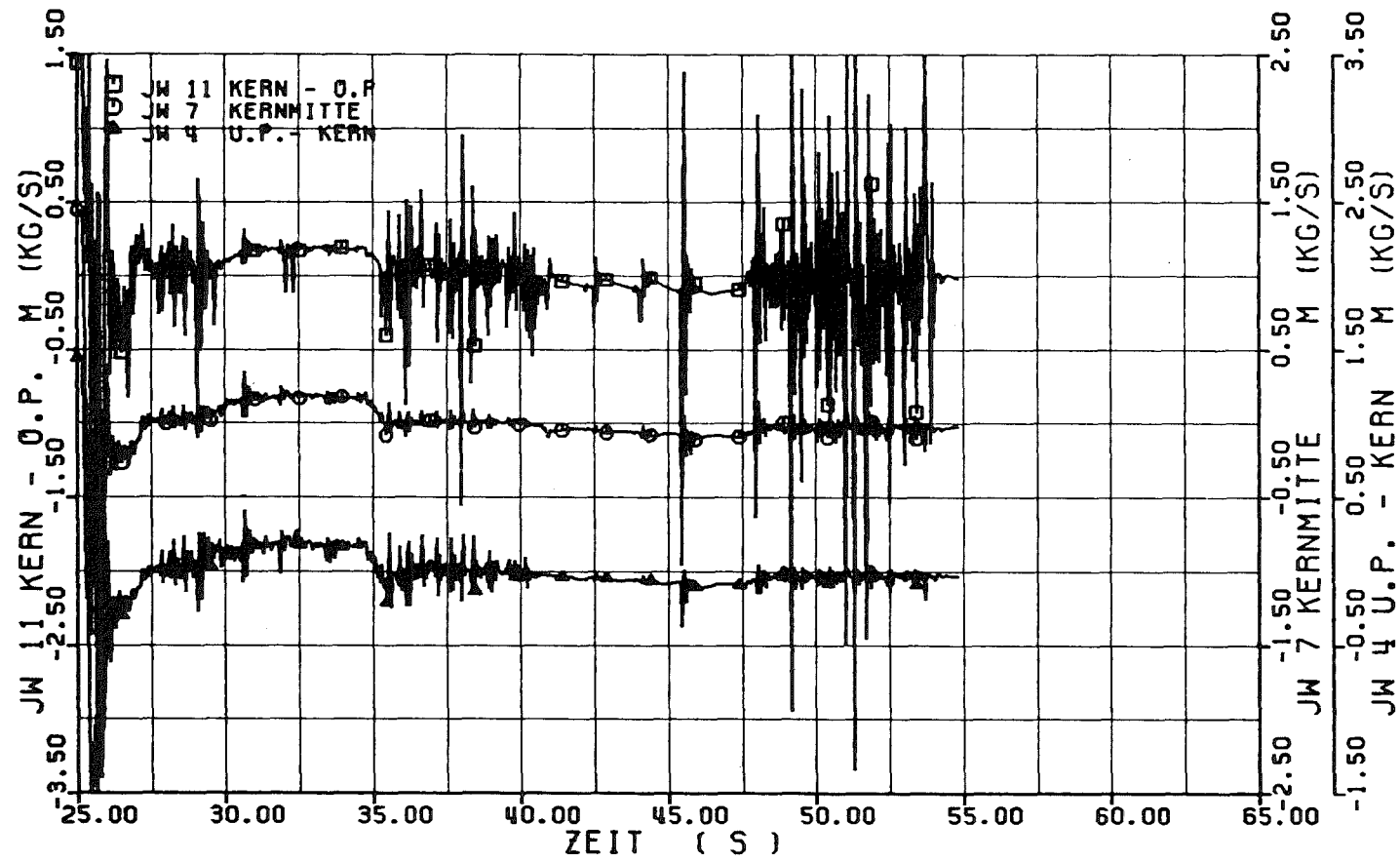


Abb. 4 gerechneter Kernmassenstrom V129

JW 11 = Kern --> Oberplenum

JW 7 = Kernmitte

JW 4 = Unterplenum --> Kern

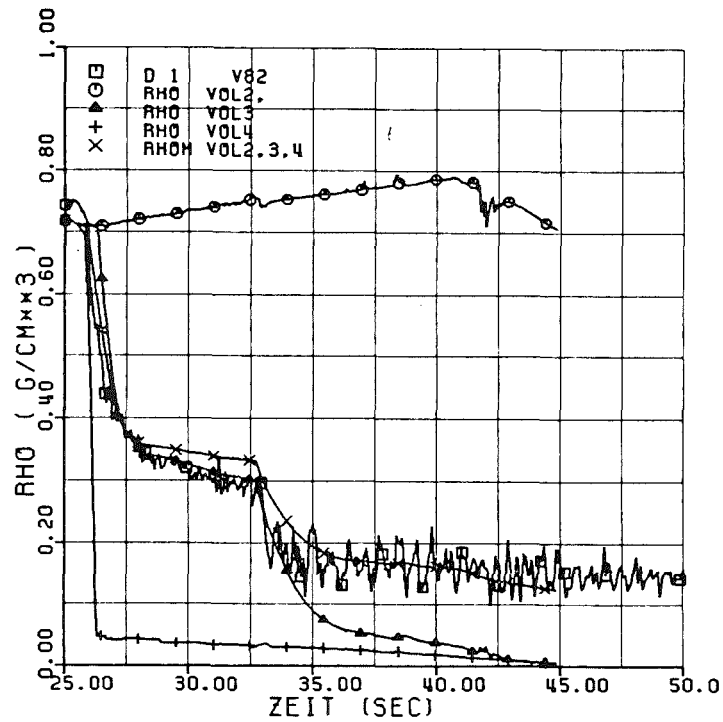


Abb. 5 Dichteverlauf im Unterplenum V82

Vergleich Messung / Rechnung

D 1 = Messwertverlauf

RHO = rechnerischer Verlauf in Knoten

RHOM = volumetrisch gemittelter Verlauf

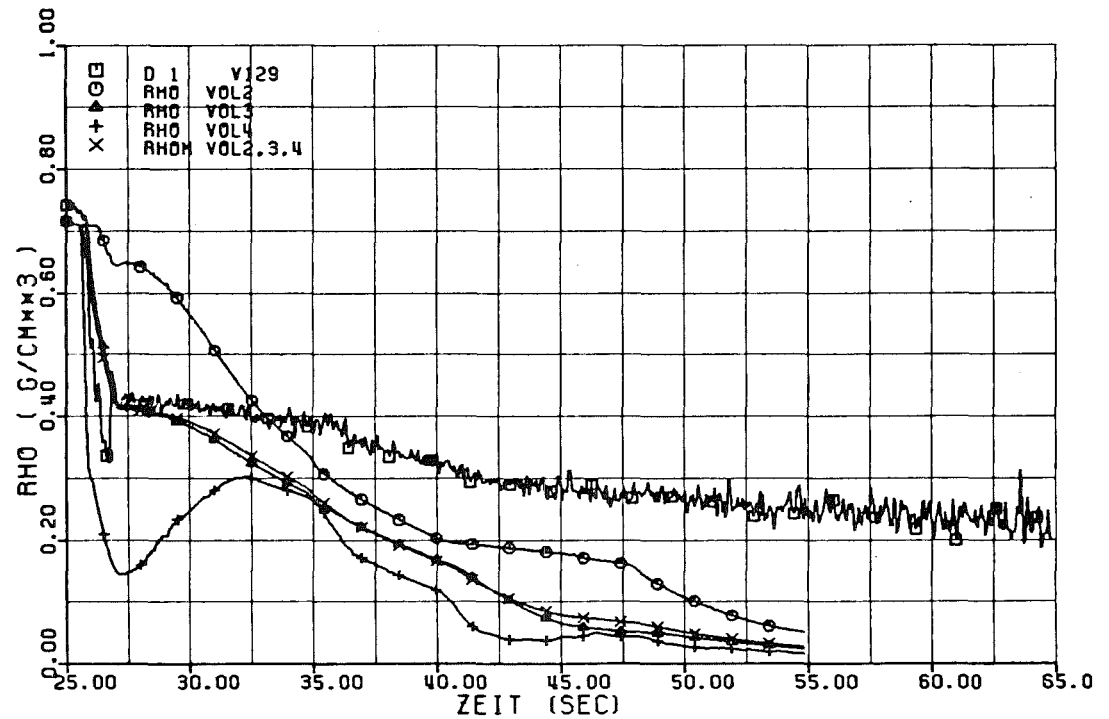


Abb. 6 Dichteverlauf im Unterplenum V129

Vergleich Messung / Rechnung

D 1 = Messwertverlauf

RHO = rechnerischer Verlauf in Knoten

RHOM = volumetrisch gemittelter Verlauf

KIK

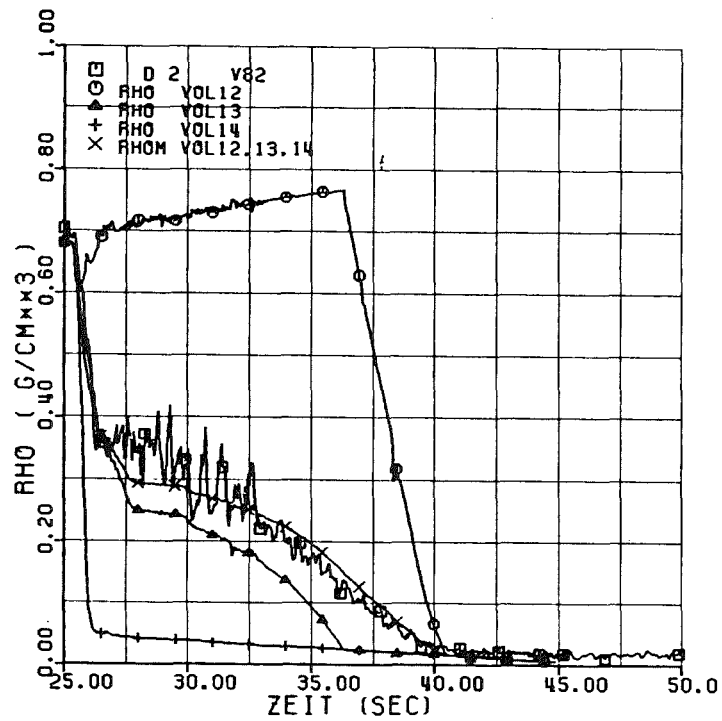


Abb. 7 Dichteverlauf im Oberplenum V82

Vergleich Messung / Rechnung

D 2 = Messwertverlauf

RHO = rechnerischer Verlauf in Knoten

RHOM = volumetrisch gemittelter Verlauf

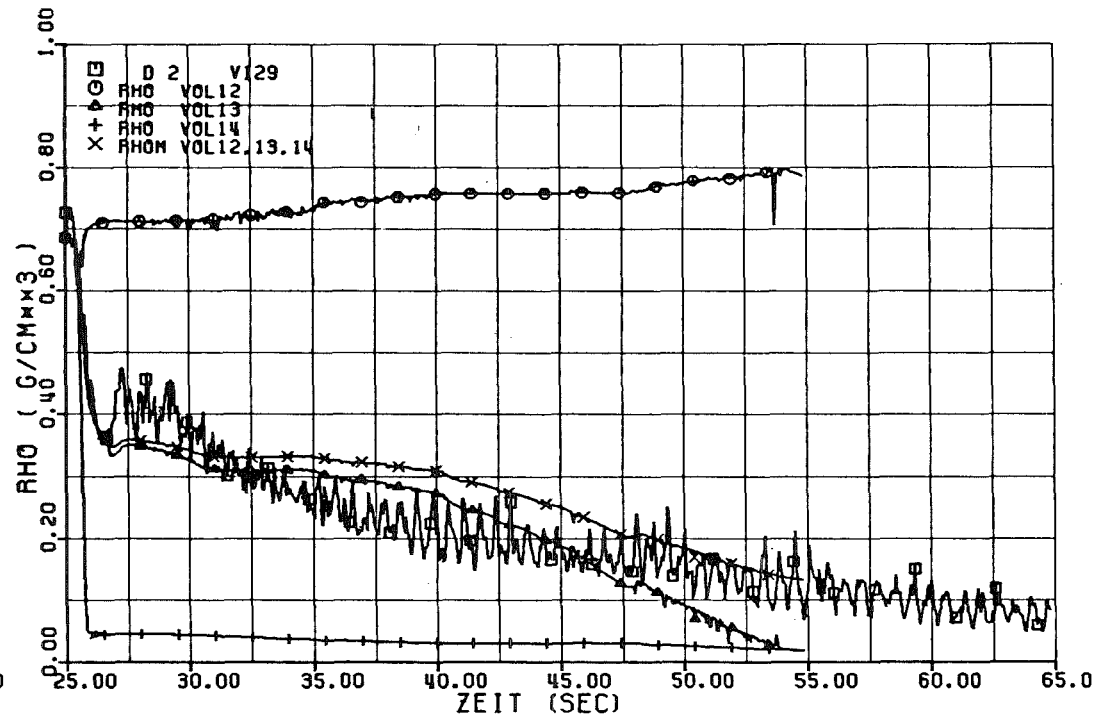


Abb. 8 Dichteverlauf im Oberplenum V129

Vergleich Messung / Rechnung

D 2 = Messwertverlauf

RHO = rechnerischer Verlauf in Knoten

RHOM = volumetrisch gemittelter Verlauf

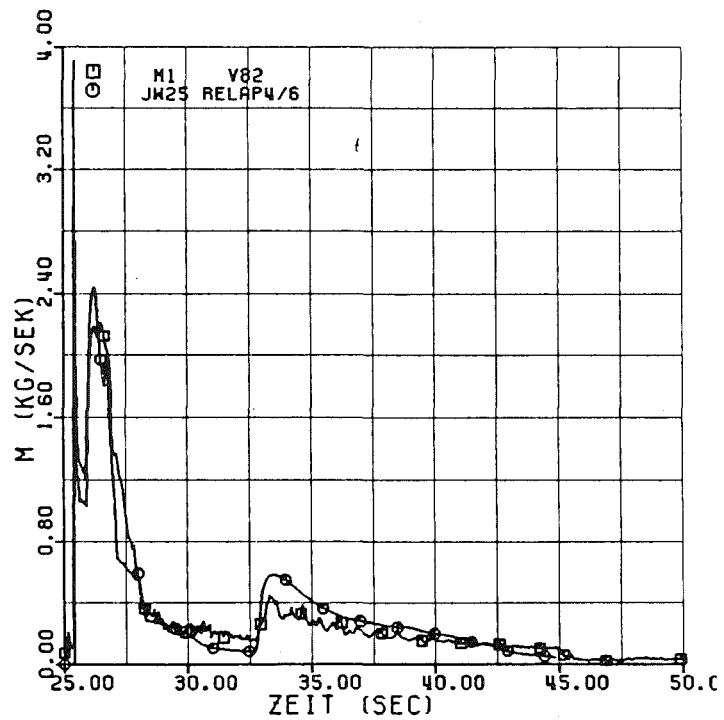


Abb. 9 Leckmassenstrom Unterplenum V82
 Vergleich Messung / Rechnung
 M 1 = Messwertverlauf
 JW 25 = rechnerischer Verlauf

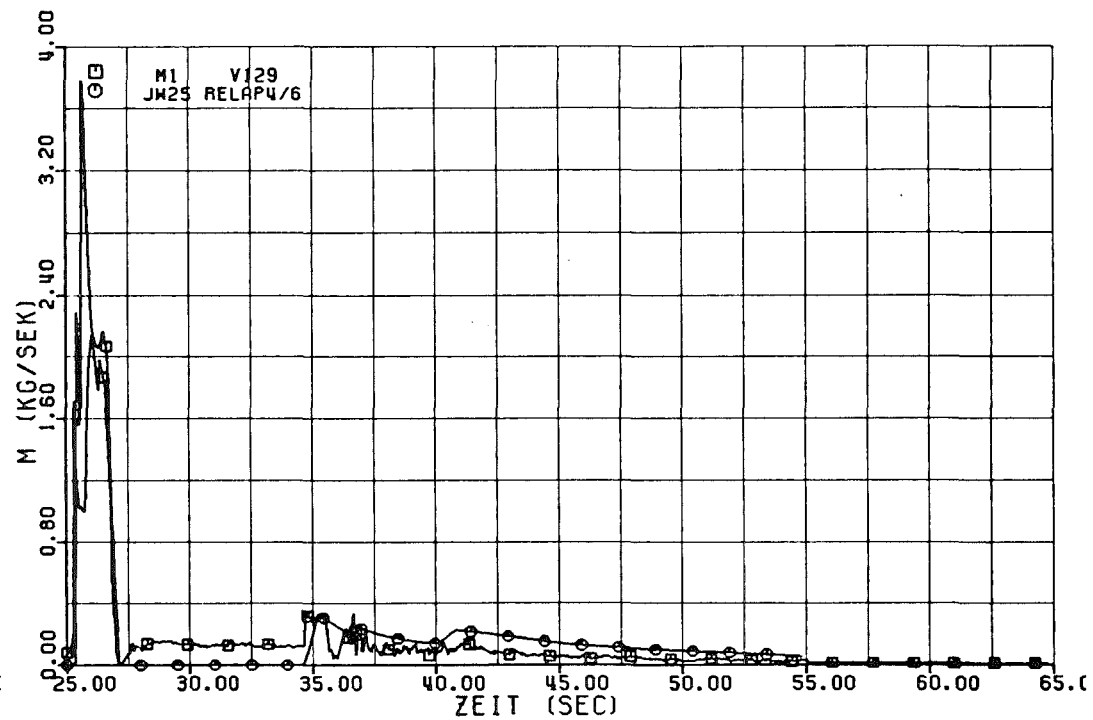


Abb.10 Leckmassenstrom Unterplenum V129
 Vergleich Messung / Rechnung
 M 1 = Messwertverlauf
 JW 25 = rechnerischer Verlauf

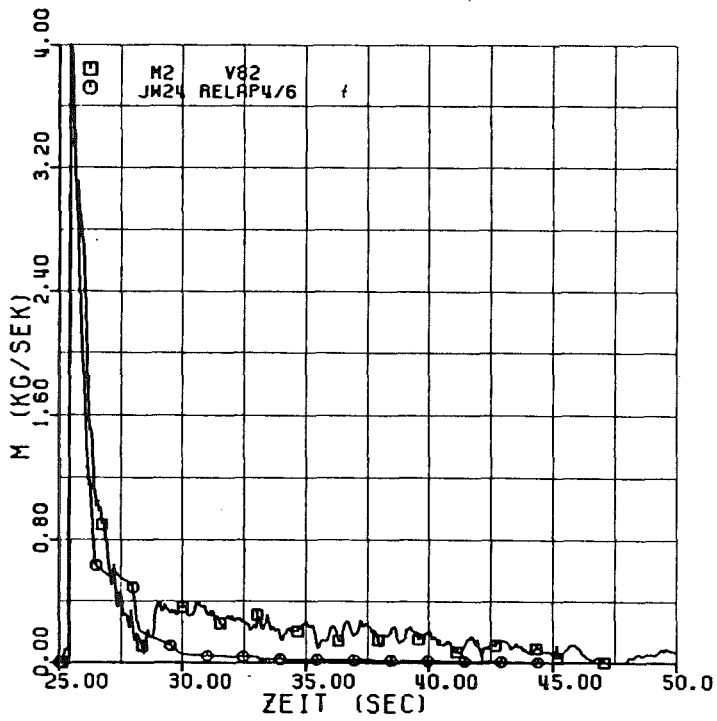


Abb.11 Leckmassenstrom Oberplenum V82
 Vergleich Messung / Rechnung
 M 2 = Messwertverlauf
 JW 24 = rechnerischer Verlauf

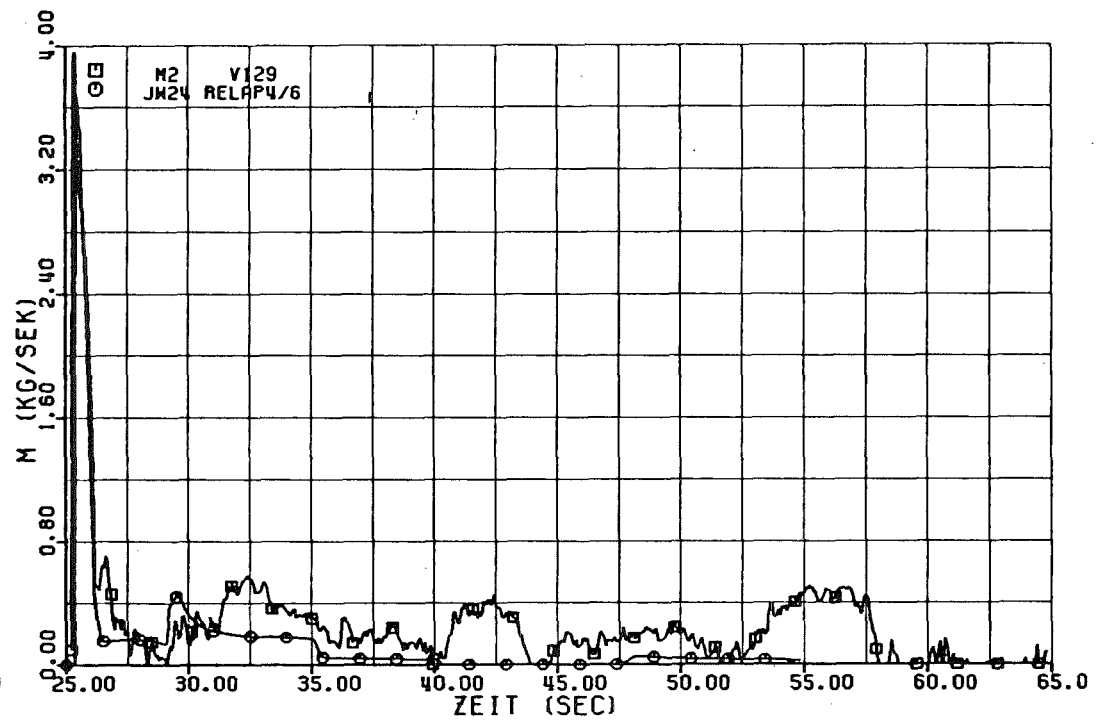


Abb.12 Leckmassenstrom Oberplenum V129
 Vergleich Messung / Rechnung
 M 2 = Messwertverlauf
 JW 24 = rechnerischer Verlauf

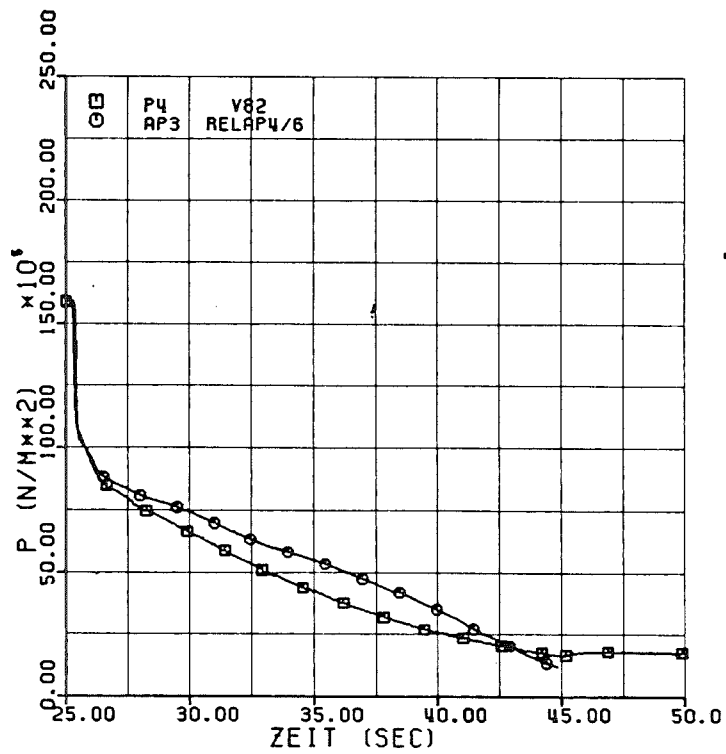


Abb.13 Druckverlauf V82

Vergleich Messung / Rechnung

P4 = Messwert im Unterplenum

AP3 = rechnerischer Verlauf

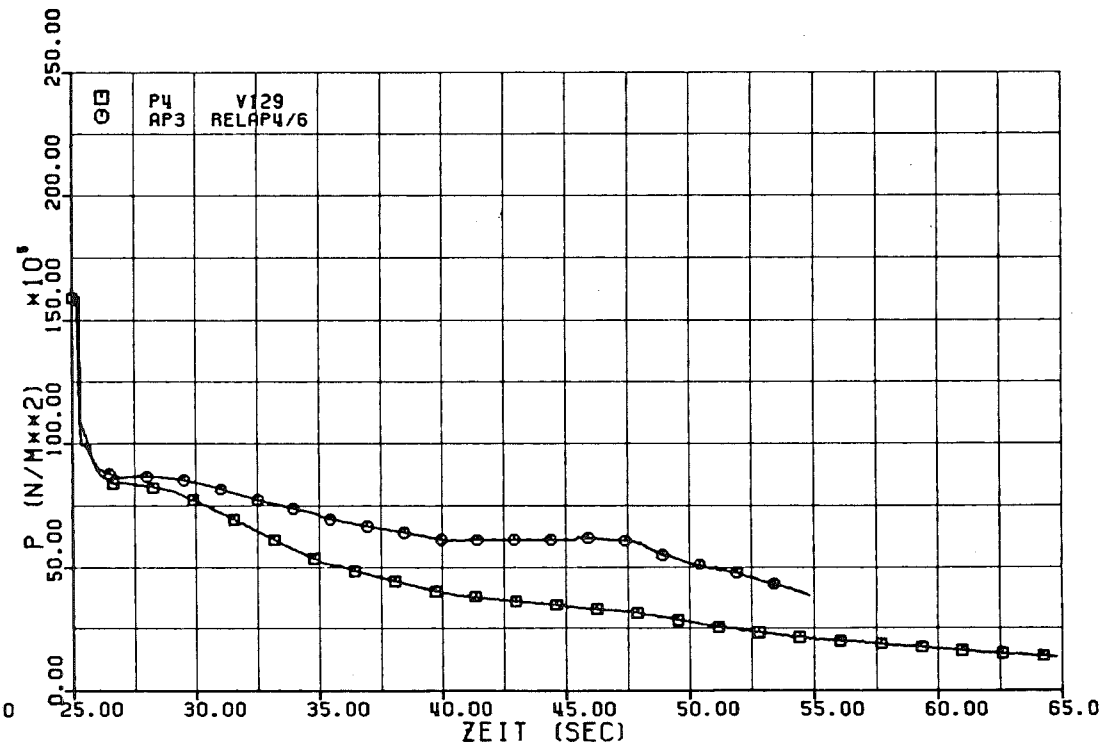


Abb.14 Druckverlauf V129

Vergleich Messung / Rechnung

P4 = Messwert im Unterplenum

AP3 = rechnerischer Verlauf



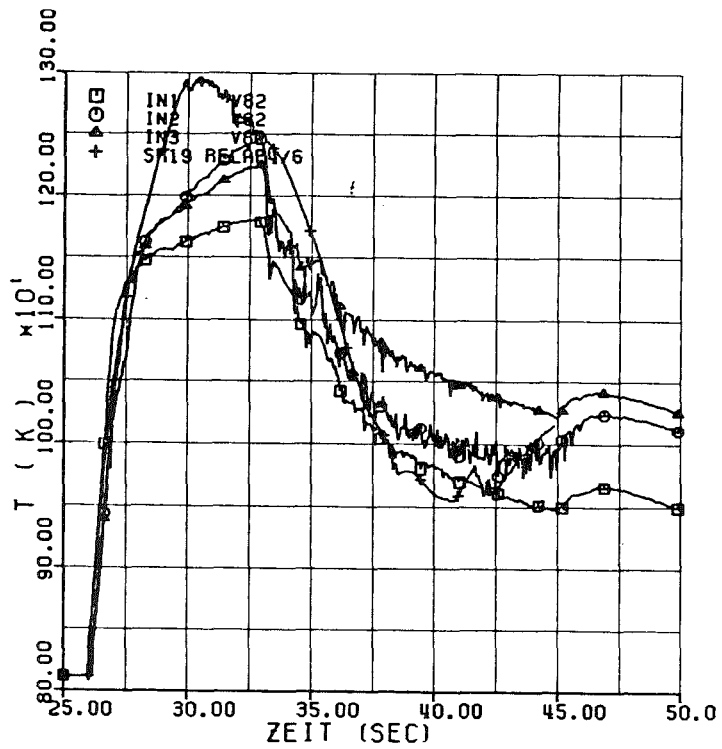


Abb.15 Hüllrohrtemperaturverlauf V82
Vergleich Messung / Rechnung
unterer Stabbereich

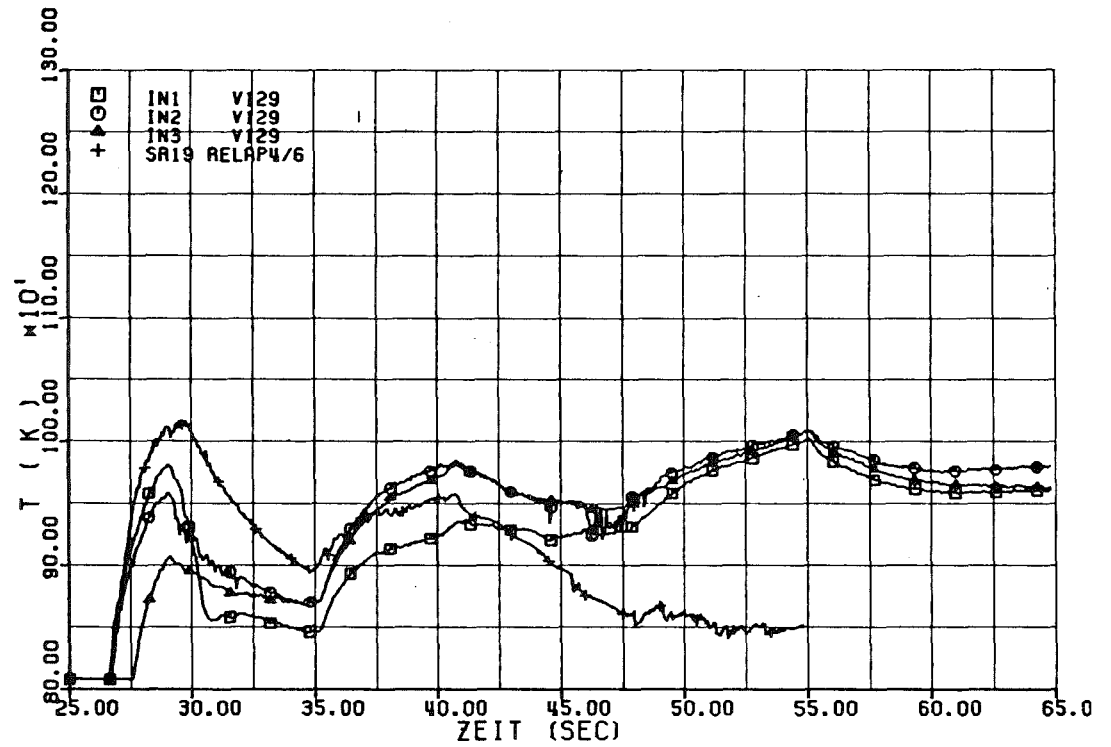


Abb.16 Hüllrohrtemperaturverlauf V129
Vergleich Messung / Rechnung
unterer Stabbereich



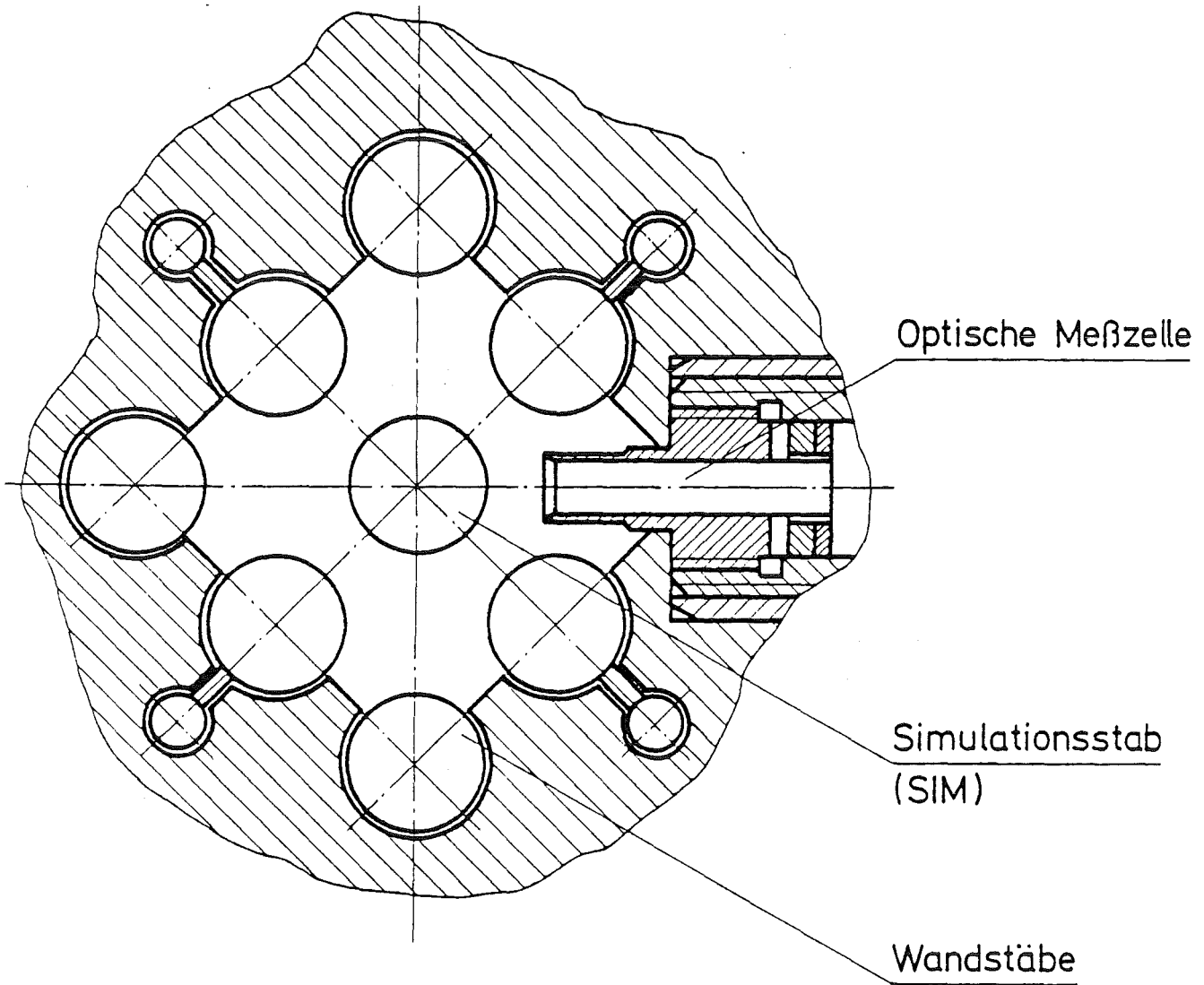


Abb.17 Querschnitt der COSIMA-Teststrecke

06.01.08 In-pile-Experimente im DK-Loop des FR2

06.01.08/05A Untersuchungen zum LWR-Brennstabverhalten in der
PNS 4237.1 2. Aufheizphase eines Kühlmittelverlust-Störfalles
(G. Harbauer, H. Hespeler, E.H. Karb, W. Legner,
W. Leiling, M. Prüßmann, L. Sepold, K. Wagner; IT)

1. Stand des Vorhabens und Hauptergebnisse

Das Forschungsvorhaben, mit dem geprüft werden sollte, ob sich die out-of-pile gefundenen Versagensmechanismen der Brennstäbe unter nuklearen Bedingungen bestätigen lassen, wurde zum Jahresende 1982 abgeschlossen. Nach Auswertung aller In-pile-Versuche (39 Versuche mit LWR-typischen Brennstäben und 8 Versuche mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren) konnte die vorläufige Schlußfolgerung bestätigt werden: Ein Einfluß der nuklearen Bedingungen auf die Mechanismen des Brennstabversagens beim Kühlmittelverlust-Störfall eines Druckwasserreaktors ist nicht zu erwarten. Die Versuche mit Brennstäben und Simulatoren, die unter gleichen Bedingungen im Heißdampfkreislauf des FR2-Reaktors durchgeführt wurden, haben qualitativ und quantitativ gleiche Resultate ergeben.

2. Wichtige Einzelergebnisse

Die wichtigsten Einzelergebnisse aus den Versuchsauswertungen sind im folgenden zusammengefaßt:

- Eine Hüllrohrdeformation von 5 - 10 % erstreckte sich über die gesamte beheizte Zone eines jeden gebeulsten Stabes. Die starke Verformung, die eigentliche Beulzone, war axial auf wenige cm begrenzt.
- Die Prüflinge barsten in der Regel an der Stelle maximaler Umfangsdehnung.
- Das axiale Leistungsprofil beeinflusste das Verformungsprofil des Stabes.
- Die maximale Umfangsdehnung lag axial üblicherweise an oder nahe der Stelle maximaler Leistung.

- Die Berstdaten (Bersttemperatur, Berstdruck und Berstdehnung) der Nuklearstab- und der Simulatorversuche waren im Prinzip gleich und lagen im Streuband der Out-of-pile-Daten anderer Institutionen.
- Es wurde kein Einfluß des Abbrandes auf die Berstdaten gefunden.
- Versuche mit vorbestrahlten Stäben zeigten zerbröckelte Brennstofftabletten. Die Pellet-Bruchstücke füllten den Beulbereich auf und veränderten somit die axiale Brennstoffverteilung im Stab.
- Die Brennstoffumverlagerung fiel mit dem Berstzeitpunkt zusammen und beeinflusste den Verformungsvorgang nicht.

3. Veröffentlichungen

3.1 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 Valey (1981), Vol. 2, 133 - 144

- /6/ E.H.Karb et al., "LWR Fuel Rod Behavior During Reactor Tests under Loss-of-Coolant Conditions: Results of the FR2 In-Pile Tests", Journal of Nuclear Materials 107 (1982) 55 - 77.
- /7/ E.H.Karb et al., "LWR Fuel Rod Behavior in the FR2 In-pile Tests Simulating the Heatup Phase of a LOCA (Final Report), KfK 3346

3.2 Auswertebereichte über einzelne Versuchsserien

- /8/ 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)
- /9/ E.H.Karb, M.Prüßmann und L.Sepold, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie F", KfK 2956 (1980)
- /10/ M.Prüßmann, E.H.Karb und L.Sepold, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie G1", KfK 3061 (1980)
- /11/ 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)
- /12/ M.Prüßmann, E.H.Karb, L.Sepold, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie C", KfK 3195 (1982)
- /13/ L.Sepold, E.H.Karb, M.Prüßmann, "In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall, Bericht über die Versuchsserie E", KfK 3345 (1982)
- /14/ M.Prüßmann, E.H.Karb, L.Sepold, "FR2-In-pile-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren", KfK 3255 (1982)

3.3 Sonstige Berichte

- /15/ W.Leiling, "Hüllrohrtemperaturmessung mit Thermoelementen an vorbestrahlten LWR-Brennstab-Prüflingen", KfK 3100 (1981)

- /16/ K.Wagner, A.Scherer, "Nachrechnung einiger FR2-In-pile-Versuche mit SSYST-2", KfK 3144 (wird veröffentlicht)

06.01.09 Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles

06.01.09/06A Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden PNS 4238 Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm)

(K. Wiehr, A. Emling, F. Erbacher, U. Harten, W. Just, H.J. Neitzel, P. Schöffner, He. Schmidt, E. Vogel; IRB)

Zielsetzung des Vorhabens ist die Erarbeitung experimenteller Informationen über den Aufblähvorgang von Zircaloyhüllen während der Niederdruckphase eines Kühlmittelverluststörfalles. Einzelstab- und Bündelexperimente liefern Meßwerte zur Überprüfung und Weiterentwicklung von Rechenprogrammansätzen des Codesystems SSYST zur Beschreibung des Brennstabverhaltens.

Im Berichtszeitraum lagen die Schwerpunkte auf der Durchführung folgender Arbeiten:

- Einzelstabversuche unter He- und Wasserdampfatosphäre mit Temperaturplateau.
- Korrektur des Berstkriteriums bezüglich des Oxidationseinflusses auf die Berstspannung.
- Überprüfung des Berstkriteriums auf Gültigkeit für Plateauversuche.
- 7x7 Stabbündelversuch REBEKA-5 durchgeführt und ausgewertet.
- Auswertung der Bündelversuche auf Einfluß der Strömungsrichtung auf das Verformungsbild der Hüllrohre.

1. Einleitung:

1.1 Problemstellung

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

Vier bisher im Rahmen des REBEKA-Programmes (Reaktortypische Bündel-Experimente Karlsruhe) durchgeführte Bündelversuche unter thermohydraulischen Randbedin-

gungen, 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 /1, 2, 3/.

1.2 Zielsetzung

Das Ziel des Experimentes REBEKA-5 besteht darin, nachzuweisen, daß trotz Verwendung von Brennstabsimulatoren mit homogenem cosinusförmigen axialen Leistungsprofil und einer deutlich höheren Anzahl von verformungsfähigen Zircaloyhüllen im Bündel keine größeren Kühlkanalversperrungen auftreten würden, verglichen mit den Ergebnissen bei kleineren Bündelanordnungen, wenn die Verformung der Hüllrohre unter thermohydraulischen Randbedingungen der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles stattfinden würde.

Die bei den bisherigen Experimenten verwendeten Brennstabsimulatoren wiesen bei voller simulierter Brennstablänge zwar ein axiales, cosinusförmiges Leistungsprofil auf, dieses war jedoch in 7 Leistungsstufen angelegt. Der axiale Mittelteil des Bündels hatte über eine Länge von 1300 mm konstante Leistung. Eine Frage, die offen blieb, war, ob ein homogenes cosinusförmiges axiales Leistungsprofil mit einem Leistungsmaximum in der axialen Mitte nicht möglicherweise doch zu einer verstärkten Koplanarität der Stellen maximaler Dehnungen im Bündel und damit zu einer höheren Kühlkanalversperrung führen könnte.

In den Bündelexperimenten R-3 und R-4 waren Hinweise zu erkennen, die vermuten ließen, daß bei größeren Bündelanordnungen, bei denen sich eine größere Anzahl von Brennstabhüllen gegenseitig beeinflussen können, auch größere Kühlkanalversperrungen, vor allem axial ausgedehntere, auftreten könnten. In den bisherigen Bündelversuchen waren jeweils nur 9 bzw. in REBEKA-4 nur 8 Brennstabsimulatoren mit Zircaloy-4-Hüllen und Innendruck versehen. Die äußere Reihe bestand bei diesen Experimenten aus nicht verformbaren Brennstabsimulatoren, die nur die thermische Umgebung für die inneren 3x3 Stäbe zu simulieren hatten. In REBEKA-5 wurde das Bündel nun auf 7x7 Stäbe vergrößert und, um eine ausgeprägte Stab-zu-Stab-Wechselwirkung zu ermöglichen, alle 49 Brennstabsimulatoren mit Zr-4-Hülle versehen und mit Innendruck beaufschlagt.

Das REBEKA-5-Experiment sollte möglichst ähnlich wie REBEKA-3 durchgeführt werden. Es soll gezeigt werden, daß ein Verformungsexperiment unter kühlmittelverluststörfallähnlichen thermohydraulischen Randbedingungen mit einem größeren

Bündel, verglichen mit Ergebnissen aus kleineren Bündelversuchen, weder kleinere Kühlkanalversperrungen (wie im NUREG 0630 ausgewiesen /4/) noch größere Kühlkanalversperrungen (wie von B. Chapman ORNL gezeigt /5/) hervorbringen würde.

2. Versuchsanlage und Versuchsablauf

Da die Versuchsergebnisse von REBEKA-5 mit denen von REBEKA-3 verglichen werden sollen, wird in diesem Kapitel auf die Unterschiede zum bisherigen Versuchsaufbau und Versuchsablauf hingewiesen.

2.1 Testkreislauf für Bündelexperimente

Abb. 1 zeigt ein stark vereinfachtes Schema des Testkreislaufs. Vom Dampfkessel (9) kommend, teilt sich der überhitzte Dampfstrom. Der eine Teilstrom durchströmt den Abscheidetank (2) und die Teststrecke (1) in Abwärtsrichtung und tritt am unteren Ende der Teststrecke gemeinsam mit dem Flutwasser wieder aus. Der zweite Dampfteilstrom nimmt seinen Weg über den Dampfumformer (4) und vereinigt sich vor dem Eintritt in den Kondensator (5) wieder mit Teilstrom 1. Hinter der Kühlmittelpumpe (7) wird das notwendige Speisewasser für den Kessel abgezweigt. Das Flutwasser wird am Boden der Teststrecke eingespeist und verläßt während der Wiederauffüllphase die Teststrecke wieder am unteren Ende zusammen mit dem Dampfteilstrom 1. Durch Schließen des Ventils 7.4 wird die Flutphase eingeleitet. Die Bezeichnungen I bzw. II an den Pfeilen geben die Strömungsrichtung des Dampfes bzw. des Wassers während der Wiederauffüll- bzw. Flutphase des Experimentes an.

2.2 Teststrecke

Da für REBEKA-5 die Bündelgröße auf 7x7 Stäbe erhöht wurde, mußte die Teststrecke (2), die das Bündel aufnimmt, geändert werden. Abb. 2 zeigt eine Zeichnung vom Aufbau der Teststrecke. Das äußere Druckrohr (159x3 mm) hat einen Innendurchmesser von 153 mm \emptyset . Im Druckrohr sitzt der viereckige Bündelführungskasten aus Edelstahl mit Innenabmessungen von 101x101 mm und einer Wandstärke von 1 mm, in dem sich das Bündel befindet. Zwischen dem Bündelführungskasten und dem Teststreckendruckrohr steht stagnierender Wasserdampf.

2.3 Stromversorgung

Die höhere erforderliche Leistung für das 49-Stab-Bündel lieferten für diesen Versuch zwei dreiphasige Transduktoren von je 600 kVA. Die drei Phasen des Transduktors-1 wurden mit je 8 parallel geschalteten Stäben der äußeren Stabreihe des Bündels belegt. Transduktor 2 wurde mit je 9 Stäben in den einzelnen Phasen belastet, wobei der jeweils 9. Stab der Phasen 1 und 2 außerhalb des Testbündels in einem wasserdurchströmten Rohr angeordnet waren. Der 9. Stab der Phase 3 war der Zentralstab. Die 2 zusätzlichen Stäbe außerhalb der Teststrecke waren notwendig, um die 3 Phasen des Transduktors-2 gleichmäßig zu belasten, d. h. Transduktorschiefplast zu vermeiden, was wegen der Schaltung des Sicherheitsabschaltsystems erforderlich war.

(Phasenbelegung der Transduktoren s. Abb. 3 - Transduktor-3 wurde nicht wie ursprünglich vorgesehen eingesetzt.)

Im Versuch gemessen werden die 2x3 Phasenleistungen der Transduktoren.

2.4 Instrumentierung der Teststrecke

Abb. 4 zeigt das Schaltbild der Teststrecke mit den Temperatur-, Durchfluß- und Niveaumeßstellen.

2.5 Instrumentierungsplan des Bündels

Abb. 5 zeigt die Bündelgeometrie mit Stabdurchmesser, Stabmittenabstand, Abstandshalterstärke, Kasteninnenmaß und Kastenwandstärke sowie die Positionierung der Thermoelemente in der Draufsicht im Bündel.

In den Kreisen sind neben den Stabnummern Punkte mit den Zahlen 1, 2 und 3 eingezeichnet, die die radiale Position der Innenthermoelemente (0,36 mm \emptyset Mantelthermoelemente NiCr/Ni in der Heizleiterhülle eingelegt) angeben. Die Punkte außen an den Kreisen zeigen Winkelpositionen der Außenthermoelemente an (0,5 mm \emptyset Mantelthermoelement NiCr/Ni mit Platinhülle auf Zr-4 Hülle gepunktet). Die Punkte am Abstandshaltergitter mit "AH" bezeichnet sind Fluidtemperaturmeßstellen, die 5 mm unterhalb und 15 mm oberhalb der Abstandshalterbleche angeordnet sind. Der oberste Abstandshalter im Bündel ist AH 1, die oberhalb und unterhalb der axialen Mittelebene sitzenden Abstandshalter sind AH 4 und AH 5. Die maßliche Zuordnung ist aus Abb. 2 zu entnehmen. Die auf der Kastenaußenwand befestigten

Thermoelemente sind mit K 1-10 bezeichnet. Sind mehrere Thermoelemente auf einer Mantellinie auf verschiedenen axialen Höhen angeordnet, so stehen an den Punkten mehrere Zahlenwerte, z. B. 1-8. Die Tabelle auf Abb. 5 gibt die Stabposition, die Stabnummern, die axialen Positionen der Innen-, Mantel- und Kastenthermoelemente an sowie die Gesamtzahl der TE's, die auf jedem Stab angebracht sind. Z. B. enthält Stab 23 3 Innen-TE's (TI) auf 1950 mm Höhe (axiale Mitte), 8 Mantelthermoelemente (TE) auf 150, 500-3900 mm und ein Ispra-TE auf 1950 mm.

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

Die Bezeichnungen auf den Kurvenabbildungen sind wie folgt zu lesen: z. B. TH 23/8 = das 8. Thermoelement auf Stab 23 von oben gezählt, also auf Position 3900 mm = unteres beheiztes Ende.

2.6 Brennstabsimulator (BSS)

Die Abbildung 6 zeigt die Konstruktionszeichnung des Brennstabsimulators (BSS) mit stufenförmigem axialen Heizleiter wie er für die REBEKA-Bündelversuche 1-4 verwendet wurde. Die Volumina der oberen und unteren Stabplena entsprechen denen eines DWR-Brennstabes. Der prinzipielle Aufbau des BSS bleibt in der neuen Version bis auf das axiale Leistungsprofil unverändert. Abb. 7 gibt die Nennmaße des BSS mit kontinuierlichem, cosinusförmigen Leistungsprofil an. Die daraus resultierende axiale Leistungsverteilung ist in Abb. 8 angegeben.

2.6.1 Leistungsabgleich der BSS

Bei der Herstellung der Brennstabsimulatoren treten gewisse Toleranzen in der beheizten Länge und damit im Gesamtwiderstand der einzelnen BSS auf. Jeweils 8 bzw. 9 BSS liegen parallel an einer Phase eines Transduktors und 24 bzw. 27 BSS an einer gemeinsamen Stromversorgungsquelle, einem Transduktor. Der leistungs-geregelte Transduktor kann jedoch nur als Einheit geregelt werden, das bedeutet, daß geringe Unterschiede in den Gesamtwiderständen der einzelnen Stäbe zu unterschiedlichen Aufheizrampen in der Wiederauffüllphase führen müssen. Da die plastische Verformung der Zircaloyhüllen sehr sensibel von der Temperatur abhängt, muß dafür Sorge getragen werden, daß die spez. Stableistung, d. h. die Aufheizrampe im Bereich der plastischen Verformung für die einzelnen Stäbe im Bündel

möglichst gleich ist. In einem Abgleichsexperiment sollen Vorschaltwiderstände für die einzelnen Stäbe so bestimmt werden, daß die Stäbe in axialer Mittelebene gleiche Hüllrohrtemperaturen aufweisen. Da die Widerstände über nicht lineare Beziehungen mit den Temperaturen verknüpft sind (mit den geänderten Widerständen ändert sich die gesamte Temperaturverteilung) wird dieser Vorgang iterativ so lange wiederholt, bis alle Hüllrohroberflächentemperaturen ausreichend genau (± 3 K) gleich sind.

Dazu wird das Bündel von einer gleichmäßigen Ausgangstemperatur von 140°C mit einer Stabileistung von etwa 8 KW/Stab auf etwa $450\text{--}500^{\circ}$ bei schwacher Kühlung (etwa 2 m/s abwärtsgerichteter Dampfströmung) aufgeheizt. Der Abgleich erfolgt in zwei Gruppen (Transduktor 1 und 2), jedoch gleichzeitig. Der Stab mit der niedrigsten Aufheizrampe in jeder Gruppe wird als Referenzstab gewählt und festgehalten. Die übrigen Stäbe jeder Gruppe erhalten Vorwiderstände, die von einem Erweiterungsprogramm des Programmsystems R-Neff errechnet werden. Dieser Vorgang des Abgleichversuchs wird etwa drei- bis viermal wiederholt, bis die Hüllrohroberflächentemperaturen am Ende der Rampe bei etwa $450\text{--}500^{\circ}\text{C}$ ausreichend genau gleich sind. Bei diesem Abgleichsvorgang werden auch unterschiedlich hohe Wärmeverluste z. B. der Eckstäbe an die kältere Bündelkastenwand ausgeglichen, d. h. diese Stäbe erhalten eine etwas höhere Stabileistung als die übrigen Stäbe der Gruppe. Für die Stäbe, die nur Innenthermoelemente besitzen, werden die Bezugs-Hüllrohrtemperaturen bestimmt, indem bei Nachbarstäben mit Innen- und Außenthermoelementen der Temperaturunterschied gemessen wird und von der Innentemperaturmessung der Stäbe ohne Außenthermoelemente abgezogen wird.

2.7 Position des Bündels in der Teststrecke

Gegenüber den bisherigen Bündelexperimenten 1-4 wurde bei REBEKA-5 die axiale Position des Bündels in der Teststrecke verschoben. Das untere beheizte Ende des Bündels befand sich nicht wie bisher 170 mm oberhalb des Wasserspiegels im unteren Behälterplenium, sondern mit dem Wasserspiegel in einer Ebene. Mit dem Schließen des Ventils 7.4 wurde dadurch ohne Zeitverzögerung der Flutvorgang eingeleitet.

2.8 Versuchsablauf

Abb. 10 zeigt schematisch den Unterschied im Versuchsablauf zwischen dem REBEKA-3- und dem REBEKA-5-Bündelversuch. Im REBEKA-3-Experiment wurde das

Bündel von etwa 180 °C auf etwa 500 °C aufgeheizt und die Leistung für etwa 1 min abgeschaltet. Während dieser Zeit erfolgte die Druckaufgabe von 70 bar auf die Brennstabsimulatorhüllen. Durch Wiederezuschaltung der Bündelleistung wurde die Wiederaufheizphase gestartet und bei Erreichen einer maximalen Hüllrohrtemperatur von 760 °C die Flutphase eingeleitet.

REBEKA-5 sollte ursprünglich identisch gefahren werden. Während der Vorversuche für den Leistungsabgleich der einzelnen Stäbe untereinander zeigte sich, daß nach dem Aufheizen des Bündels auf etwa 500 °C eine sehr gleichmäßige Temperatur radial im Bündel in axialer Mitte erreicht werden konnte. Die Leistung wurde abgeschaltet und das Bündel kühlte sich bei abwärtsgerichteter Dampfströmung wieder ab, jedoch nicht gleichmäßig, sondern verstärkt von einer Kasten-ecke ausgehend. Die homogene Temperaturverteilung über den Bündelquerschnitt ging verloren. Es wird angenommen, daß sich der Bündelkasten an einer Ecke sehr viel dichter am Druckbehälter der Teststrecke befand und dadurch örtlich höhere Wärmeverluste auftraten. Auch ein Beheizen des Druckbehälters von außen löste diese Schwierigkeit nicht. Daher wurde der Versuchsablauf für REBEKA-5 modifiziert.

Das Bündel wurde von 150 °C ohne Zwischenstop bei 500 °C auf 765 °C aufgeheizt und dann geflutet. Die Druckaufgabe erfolgte vor Beginn des Aufheizens mit 70 bar. Die Folge davon war, daß der Innendruck der Stäbe eher und auf einen höheren Wert anstieg, so daß die plastische Verformung der Hüllrohre bei REBEKA-5 etwas eher begann als bei REBEKA-3. Durch die etwas niedrigere spezifische Leistung des unteren Bündelendes auf Grund des cosinusförmigen stufenlosen axialen Leistungsprofils und der erhöhten axialen Wärmeleitung des unteren Bündelendes an das Flutwasser im unteren Behälterplenium setzte die Entwicklung der Kühlung mit Flutbeginn weicher ein als bei REBEKA-3. Die Folge davon war, daß die Hüllrohrtemperatur noch um etwa 15 K, nahezu mit der Rampe der Aufheizphase, weiter anstieg. Dann wurde der weitere Hüllrohrtemperaturanstieg jedoch abgefangen, da die Hülle nun bereits deutlich stärker von ihrer Wärmequelle abgehoben hatte. Das Bersten erfolgte frühzeitig in der Flutphase bei einem nahezu konstanten Hüllrohrtemperaturplateau. Wie die Abb. 10 schematisch zeigt, erfolgte sowohl das Bersten als auch das Wiederbenetzen der geborstenen Hüllrohre beim REBEKA-5-Versuch früher als bei REBEKA-3

3. Ergebnisse

Die folgenden Abbildungen geben Meßwerte der Versuchsanlage wieder, die den

Versuchsablauf charakterisieren.

Abb. 11 zeigt den Leistungsverlauf der einzelnen Phasen der Transduktoren. Die Phasenleistungen L4, L5 und L6 des Transduktors II (Leistungsversorgung der Innenstäbe) liegen höher als die der Stäbe im Außenkranz des Bündels, da auf jeder Phase der Innenstabversorgung 9 Stäbe angeschlossen waren. Die Unterschiede in der Leistung der Phasen L1 bis L3 des Transduktors I sind auf unterschiedliche Verbraucherwiderstände in den einzelnen Phasen und geringfügige Unterschiede in den Wärmeverlusten an die kältere Kastenwand (Abb. 12) zurückzuführen (siehe Leistungsabgleich der BSS - Kap. 2.6.1).

Abb. 13 gibt die Massendurchsätze in der Versuchsanlage sowie die dazugehörigen Drücke und Temperaturen wieder (Vergl. Abb. 4). Die während der Aufheizphase abwärts durch das Bündel strömende Dampfmenge entspricht im Mittel etwa 2 m/s und die mit dem Flutbeginn eingespeiste Flutwassermenge etwa einer kalten Flutwassersteiggeschwindigkeit von 3 cm/s im Bündel. Mit Flutbeginn steigt der Druck etwa um 0,8 bar an, da die Dampfumformstation 3.1 (s. Abb. 4) im oberen Durchsatzbereich arbeitet.

Abb. 14 gibt die Druckverhältnisse in der Teststrecke wieder. In der Wiederauffüllphase zeigt der Druck P2.2 im oberen Plenum einen geringfügig höheren Wert gegenüber P2.1 im unteren Plenum. In der Flutphase kehren sich die Verhältnisse deutlich um.

Abb. 15 zeigt den Verlauf des kollabierten Wasserstandes N2 in der Teststrecke, den Füllstandsverlauf im Wasserauswurfsammeltank sowie die Dampfaustrittstemperaturen im oberen Behälterplenum und dem Verbindungsrohr zwischen Teststrecke 2 und Wasserauswurfsammeltank 5. Während der gesamten Zeit der Hüllrohrverformung (bis zur 263 s bersten die Hüllen) ist während der Flutphase eine ausgeprägte Dampfüberhitzung am Austritt der Teststrecke zu messen.

3.1 Temperatur- u. Druckverläufe

Die Abb. 16 zeigt einen typischen Hüllrohrtemperaturverlauf in axialer Mittelebene (TH 46/4) des Bündels des Stabes 46 zusammen mit dem Innendruckverlauf dieses Stabes (PI 46) und dem zeitlichen Verlauf der Füllstandshöhe (N2) im Bündel. Die Meßstellen TI 46/1-3 geben den Temperaturverlauf der Heizstabhülle in axialer Mittelebene wieder. In der Aufheizrampe laufen die drei azimuthal um 120 °C versetzten Innenthermoelemente etwa 20 K vor der Hüllrohrtemperatur

her. Mit größer werdender Wärmeübergangszahl und sich abhebender Zr-Hülle wächst die Differenz zwischen Innen- und Hüllrohrtemperatur. Das Wiederbenetzen des Zr-Hüllrohres ist an den Innentemperaturverläufen durch eine Änderung in der Temperaturtransiente zu bestimmen. Je stärker die Hülle vor ihrem Bersten von der Pelletsäule abgehoben hat, desto schlechter ist der Zeitpunkt des Wiederbenetzens aus dem Innentemperaturverlauf zu erkennen. Die Abb. 16 zeigt, daß die plastische Verformung des Hüllrohres zeitlich zu 1/3 in der Wiederauffüllphase und zu 2/3 in der Flutphase stattfindet. Das Bersten erfolgt auf einem Temperaturplateau in der Flutphase bei etwa 800 °C.

In Abb. 17 sind die in axialer Mittelebene des Bündels gemessenen Temperaturverläufe wiedergegeben. Die außen auf der Zircaloyhülle gemessenen Temperaturen sind im unteren Kurvenzug der Aufheizrampe (frühes Abfallen auf Sattedampftemperatur) wiedergegeben. Der obere Kurvenzug in der Aufheizrampe gibt Temperaturverläufe für die Brennstabsimulatoren wieder, die nur Innenthermoelemente auf der Heizleiterhülle besitzen. Die Temperatur der Innenthermoelemente verläuft etwa 20 K höher als die der Außenthermoelemente. Die Abbildung zeigt, daß die radiale Temperatur in axialer Mittelebene des Bündels bis zum Beginn der Flutphase sehr homogen ist. Mit einsetzendem Fluten entwickeln sich individuelle Temperaturgeschichten je nach Verformungszustand und -entwicklung der einzelnen Hüllen.

Die Abb. 18 gibt die Druckverläufe der 25 inneren Stäbe des Bündels wieder. Stab 54 wurde nur mit 4,5 bar beaufschlagt, da die untere Sprengschweißverbindung zwischen dem Inconelrohr des unteren Stabplenums und der Zircaloyhülle eine Undichtigkeit aufwies und austretendes He die Kühlverhältnisse während der Flutphase in nicht überschaubarer Weise beeinflussen würde. Bei 4,5 bar Druckaufgabe war die Undichtigkeit ohne Einfluß auf das Zweiphasengemisch. (Innendruck gleich etwa Systemdruck in der Teststrecke). Ein Stab barst auf Grund seines etwas höheren Innendruckverlaufs sehr früh in der Flutphase. Das Berstintervall der 25 inneren Zircaloyhüllen liegt für REBEKA-5 bei 23,7 Sekunden. Bei REBEKA-3 lag es bei 22 Sekunden. Die Zeit vom Erreichen einer Hüllrohrtemperatur von 500 °C bis zur mittleren Berstzeit der Stäbe betrug bei REBEKA-5 etwa 66 Sekunden. Die mittlere vergleichbare Berstzeit bei REBEKA-3 betrug 79 Sekunden. Die etwas kürzere Berstzeit bei REBEKA-5 wird durch den höheren maximalen Innendruck und damit den höheren mittleren Berstdruck von etwa 68 bar gegenüber etwa 51 bar bei REBEKA-3 verursacht.

3.2 Verformungsbild der Stäbe und Kühlkanalversperrung

Abb. 19 zeigt ein Foto vom verformten Mittelteil des Bündels ohne die äußere Stabreihe in Nord-(N) und Südansicht (S). Die Ansichten zeigen einen scheinbar stark verformten Mittelteil. Es ist jedoch deutlich zu erkennen, daß die Berststellen im Bündel axial versetzt sind. Verantwortlich hierfür ist die zeitliche Verschiebung des axialen Hüllrohrtemperaturprofils gekoppelt mit dem zeitlichen Hüllrohrtemperaturverlauf, bzw. dem Berstereignis. In der Wiederauffüllphase mit abwärtsgerichteter Dampfströmung verschiebt sich die maximale Hüllrohrtemperatur in Strömungsrichtung nach unten. Mit einsetzendem Fluten dreht sich die Strömungsrichtung um. Es bildet sich ein thermodynamisches Ungleichgewicht in der Zweiphasenströmung aus, was dazu führt, daß sich das Hüllrohrtemperaturmaximum nun nach oben verschiebt.

Da Brennstabsimulatoren, ebenso wie echte Brennstäbe, geringfügig unterschiedliche Stableistungen und Geometrieunterschiede durch Spezifikationstoleranzen aufweisen und durch unterschiedliche Kühlverhältnisse in den Unterkühlkanälen beeinflußt werden, entstehen hierdurch Unterschiede in den Temperaturverläufen einzelner Stäbe. Im übrigen hängt die Verformung und das Bersten der Stäbe sehr empfindlich von der Temperatur ab.

Da das Berstereignis für die einzelnen Hüllen auf Grund der unterschiedlichen Temperaturen zu unterschiedlichen Zeiten eintritt, das axiale Temperaturprofil zwischen den Abstandshaltern sich zeitlich jedoch auch ändert, vor allem hervorgerufen durch die Strömungsumkehr von der Wiederauffüll- zur Flutphase, bedeutet dies eine axial gestreute Versetzung der Berststellen und damit der Stellen maximaler Dehnung.

Die axiale Streuung der Berststellen ist bei REBEKA-5 etwas größer als bei REBEKA-3. Ursache hierfür ist, daß die Verformung in der Wiederauffüllphase auf Grund des höheren Innendruckes etwas früher begann und das Bersten zeitlich früher in der Flutphase erfolgte, d. h. bei flacherem axialen Temperaturprofil in der Flutphase. (Das axiale Temperaturprofil zwischen zwei Abstandshaltern nimmt mit fortschreitender Zeit in der Flutphase zu. Ursache hierfür ist das thermodynamische Ungleichgewicht in der Zweiphasenströmung zusammen mit der turbulenzverstärkenden Wirkung der Abstandshalter.) Dies führt dazu, daß geringe Lokaleffekte stärker durchschlagen und eine axial stärker gestreute Versetzung der Berststellen auftritt.

Abb. 20 zeigt einen Bündelquerschnitt in der axialen Ebene der maximalen Kühlkanalversperrung. Das Bild zeigt, daß es zu keinen gravierenden mechanischen Wechselwirkungen und keinen Versagensfortpflanzungen mit der Folge vergrößerter Kühlkanalblockaden gekommen ist.

Die maximale Kühlkanalversperrung beträgt bei REBEKA-5 52 % (Abb. 21), der gleiche Wert, wie er auch bei REBEKA-3 erreicht wurde.

Vergleicht man die Form der Kühlkanalversperrungskurve, errechnet aus den inneren 25 Stabhüllen, mit der von REBEKA-3, so stellt man fest, daß die axiale Erstreckung größerer Umfangsdehnung bei REBEKA-5 sogar etwas geringer ist.

Es läßt sich also weder aus dem Maximum der Kühlkanalversperrung noch aus der Form der Versperrungskurve ein Einfluß des cosinusförmigen kontinuierlichen axialen Leistungsprofils auf erhöhte Koplanarität der Berststellen bzw. eine erhöhte Kühlkanalversperrung ableiten.

Abb. 22 gibt die gemessenen Umfangsdehnungen der 25 inneren Stabhüllen im Bereich maximaler Leistung zwischen den mittleren Abstandshaltern wieder. Zwei Dehnungsprofile fallen besonders auf. Die Hüllen zeigen ein lokal stark ausgeprägtes Dehnungsmaximum. Die Umfangsdehnungen im übrigen axialen Bereich sind jedoch nur sehr gering. Ursache für dieses Phänomen waren auf dem Heizstab klemmende Pellets. Beim Aufheizen eines Brennstabsimulators verlängert sich der Heizstab im Innern der Pelletsäule auf Grund seines größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten um bis zu 50 mm. Er schiebt also in der Pelletsäule. Da das Bündel im gefluteten Zustand durch notwendige Vortests (Einzelstabüberprüfungen nach Einbau in die Teststrecke, Überprüfung aller neuen Einrichtungen wie Stromversorgungssystem, Sicherheitsabschaltsystem, Computerprogramm, Datenerfassungssystem usw. mit angeschlossenem Bündel) etwa 50 mal aufgeheizt werden mußte, entstand durch das wiederholte Verschieben des Heizstabes gegenüber den Pellets ein Abrieb an den Pellets. Beim Widerstandsabgleich der Stäbe (letzte Prozedur vor dem Experiment), machten sich erste Hinweise auf klemmende Pellets bemerkbar. Beim Experiment selbst klemmte sich nun die Pelletsäule im heißen Bereich bei 2 Brennstabsimulatoren durch Teilchen im Spalt zwischen Heizstab und Pelletsäule auf dem Heizstab fest, und da sich der Heizstab mit steigender Innentemperatur weiter ausdehnte, entstanden Stellen, an denen ein Stück der Pelletsäule zwischen Heizstab und Zircaloyhülle fehlte. An der axialen Position der fehlenden Pellets fehlt die Wärmekapazität der Pelletmasse, und der Heizstab sah direkt die Zircaloyhülle. Die


Zr-Hülle wurde an dieser lokalen Stelle rascher aufgeheizt, so daß der überwiegende Teil der Verformung in der Wiederauffüllphase stattfand. Die schwache Kühlung und ein gleichmäßiger großer Spalt zwischen Heizstab und Hülle hatten eine sehr gleichmäßige Temperaturverteilung auf dem Hüllrohrumfang zur Folge. Es entstanden lokal ausgeprägte große Berstdehnungen.

Zum Nachweis dieses Phänomens wurde ein Einzelstabversuch unter bündelvergleichbaren Randbedingungen durchgeführt, bei dem lokal an 2 Positionen die Pellets künstlich am Schieben auf dem Stab gehindert wurden. Abb. 23 zeigt eine Röntgenaufnahme eines verkürzten Brennstabsimulators vor dem Versuch. Es sind deutlich die größere Lücke oben und die kleinere Lücke unten in der Pelletsäule zu erkennen (hellere Bereiche). Das mittlere Foto zeigt eine Röntgenaufnahme des Stabes nach dem Versuch. Die beiden Lücken in der Pelletsäule im Bereich der Beulen sind noch deutlicher zu erkennen. Abb. 23 gibt die axial gemessenen Hüllrohrtemperaturen aus diesem Versuch an. Die Temperatur an der Stelle mit der größeren Pelletlücke liegt am höchsten. Die Temperatur an der Stelle mit Pellets zeigt den geringsten Wert. Die Form der Beule mit Berststelle des Einzelstabversuchs gleicht der Verformung des Stabes 49 (lokal 103,7 % Dehnung) des Bündels wie ein Ei dem anderen (s. Abb. 27, Stab 49).

Die Abb. 25 gibt die Lage der Berststellen bzw. der maximalen Dehnungen aller 49 Brennstabsimulatorhüllen wieder. 4 Stäbe im Außenring sind nicht geborsten, jedoch deutlich verformt. Ein Stab (Nr. 54) besaß keinen Überdruck, wie bereits erläutert. Die Stäbe Nr. 49 und 4 zeigen eine kurze, lokal ausgeprägte dicke Beule, mit extrem hoher Berstdehnung. Die Abb. läßt erkennen, daß die äußere Stabreihe unter azimuthalen Temperaturverteilungen, hervorgerufen durch die kälteren Kastenwände, verformt wurde. Die Berstöffnungen sind überwiegend zur wärmeren Bündelmitte hin ausgerichtet. Die inneren 25 Stabhüllen zeigen diese Tendenz jedoch nicht, d. h. die Richtung der Berstöffnungen wird durch den kälteren Kasten nicht mehr beeinflusst, wenn der überwiegende Teil der Verformung in einem Experiment während der Flutphase stattfindet. In einem Flutexperiment genügt also eine äußere Stabreihe, um Einflüsse einer kälteren Kastenwand auf die Verformung der inneren Stabhüllen zu eliminieren.

Die Abb. 26-32 zeigen alle 49 Brennstabsimulatorhüllen mit Beulendrauf- und -seitenansicht.

Die Frage, ob irgendeine Berststelle der 25 inneren Zr-Hüllen durch eine lokale Heißstelle auf den Heizstäben hervorgerufen sein könnte, wurde ebenfalls unter-

sucht. Dazu wurden in Abb. 33 die axialen Positionen (Ordinate) der Berststellen (x) sowie der Temperaturmaxima der Heizstäbe () aus den Temperaturscans eingetragen. Keiner der 25 Stäbe zeigt eine lokale Übereinstimmung zwischen Temperaturmaximum und Berststelle. Als letzte Qualitätskontrolle der Heizstäbe wird nach Fertigstellung ein Temperaturscan angefertigt. Die 6 mm dicken Heizstäbe werden dabei von Raumtemperatur mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/s aufgeheizt und bei 880 °C auf Platte fotografiert. Auf der gleichen Platte werden vorher die Stäbe bei bekannten konstanten Temperaturen (z. B. 820, 840, 860, 880 und 900 °C) fotografiert, um zur Eichung des Densitometers die Schwärzungsgrade der Platte bei bekannten Temperaturen zu erhalten (Linien gleicher Temperatur - s. Abb. 34). Als Beispiel ist der Stab Nr. 54 mit einem ausgeprägten Temperaturpeak bei 1810 - 1825 mm von etwa 12 K herausgegriffen. Die übrigen Stäbe zeigten kleinere Abweichungen. Mit Temperaturscan an einem kompletten Brennstabsimulator mit Zircaloyhülle gemessene Temperaturen, zeigten an der Stelle eines Temperaturpeaks auf dem Heizstab nur eine etwa halb so große Abweichung. Es konnte somit gezeigt werden, daß zwischen "Heißstelle" und Berststelle kein Zusammenhang besteht, sondern andere lokale und thermo-hydraulische Effekte für die axiale Versetzung der Berststellen verantwortlich sein müssen.

3.3 Azimutale Temperaturen

Azimutale Temperaturverläufe von 3 verschiedenen Stäben in axialer Mittelebene sollen die Temperaturverteilungsverhältnisse im Bündel beschreiben.

Stab 37, ein Eckstab (Abb. 35) zeigt bereits in der Wiederaufheizphase ein mit steigender Temperatur sich verstärkt ausbildendes azimutales Temperaturprofil. Stab 64 (Abb. 36), ein Stab in der Außenreihe, weist in der Aufheizphase deutlich geringere Temperaturunterschiede auf als der Eckstab, da die an den kleineren Kastenwandanteil abzugebende Wärmemenge während der Aufheizphase entsprechend geringer ist. Stab 22 (Abb. 37), ein Eckstab der 2. Reihe, zeigt trotz in der Wiederaufheizphase begonnener Hüllrohrverformung bis zum Beginn der Flutphase überhaupt keine azimutale Temperaturverteilung. Die 3 Abbildungen, ebenso wie Abb. 25, verdeutlichen, daß die Verformung der inneren 25 Stäbe von der Kastenwand unbeeinflusst war.

3.4 Axiale Temperaturen

3.4.1 Axiale Temperaturen zwischen den mittleren Abstandshaltern

Die axialen Temperaturverläufe zwischen den mittleren Abstandshaltern (Abb. 38 u. 39) zeigen lokale Effekte im Berststellenbereich. Die reguläre Benetzungsfront befand sich zum Zeitpunkt des Berstens der Stäbe 46 und 14 etwa 1,5 m tiefer im Bündel. Stab 46 (Abb. 38) barst auf einer axialen Höhe von 1860 mm. Die Wasserauswurffront (swell-level) hatte zu diesem Zeitpunkt den axialen Mittelbereich der Stäbe bereits erreicht, und die in den Kühlkanal ragenden, von ihrer Wärmequelle entkoppelten Berstlippen bildeten eine zweite Benetzungsfront. Diese Benetzungsfront breitete sich nun von der Berststelle ausgehend sowohl in Strömungsrichtung als auch entgegen der Strömungsrichtung aus. Die auf der Abb. angegebene Wiederbenetzungsfolge verdeutlicht dieses Verhalten. Dasselbe Verhalten zeigt auch Stab 14 (Abb. 39).

3.4.2 Axiale Temperaturen über die volle Stablänge

Die axialen Temperaturverläufe über die volle Stablänge verdeutlichen, in welcher axialen Höhe sich die reguläre Wiederbenetzungsfront im Bündel zum Zeitpunkt des Wiederbenetzens der axialen Mittelposition befand. Am Stab 23 (Abb. 40) soll dies verdeutlicht werden. An diesem Stab waren die beiden obersten Meßstellen ausgefallen. Unmittelbar nach Bersten des Stabes (die Berststelle liegt nur 20 mm unterhalb der axialen Mittelebene) fand die Wiederbenetzung der axialen Mittelposition statt. Zu diesem Zeitpunkt war die 1,45 m tiefer liegende Stabposition (3400 mm) noch nicht wiederbenetzt. Für den unverformten Stab 54 darf ein reguläres Fortschreiten der Wiederbenetzungsfront angenommen werden. Dieser Stab 54 wurde in der axialen Mittelebene erst 149 Sekunden später wiederbenetzt als Stab 23.

Abb. 41 zeigt den Verlauf der axialen Hüllrohrtemperaturen für zwei verschiedene Stäbe. Obwohl der Eckstab 48 bezüglich der maximalen Temperaturen etwas niedrigere Werte aufweist als der weiter innen im Bündel angeordnete Stab 23, zeigen alle vergleichbaren axialen Stabpositionen praktisch zeitgleiches Wiederbenetzen. Nur die axiale Mittelposition weicht von diesem Verhalten ab. Der Stab 48 mit der niedrigeren Hüllrohrtemperatur in axialer Mitte benetzte später als Stab 23, da die Hülle dieses Stabes später barst und die Berststelle etwa 100 mm unterhalb der mittleren axialen Meßposition (1950 mm) lag. Die an der Berststelle gebildete neue Benetzungsfront benötigte mehr Zeit, um den größeren Weg bis zur Meßstelle zurückzulegen. Trotz weit voneinander entfern-

ter Stabpositionen liefen die axialen Benetzungsfronten praktisch zeitgleich an den Stäben nach oben, was für recht gleichmäßige Strömungsverhältnisse im Bündel selbst in der Flutphase spricht.

3.5 Fluidtemperaturen im Bereich der Abstandshalter

Das Bild der sehr gleichmäßigen Strömungsverhältnisse im Bündel wird auch von den Fluidthermoelementen im Bereich der Abstandshalter gezeichnet. Die Abbildungen 42-44 zeigen Fluidtemperaturmessungen mit 0,5 mm starken Mantelthermoelementen 15 mm oberhalb und 5 mm unterhalb der Abstandshalter. An Abstandshaltern in 3 verschiedenen axialen Ebenen sind die Temperaturverläufe von je 2 Thermoelementpaaren an verschiedenen radialen Positionen im Bündel dargestellt.

Abb. 42 zeigt Fluidtemperaturen am Abstandshalter AH5, d. h. die Thermoelementspitzen befinden sich auf den axialen Positionen 2246 mm und 2188 mm unterhalb der axialen Mittelebene. Der während der Aufheizphase bündelabwärtsströmende Dampf tritt mit Sattedampftemperatur in die Teststrecke ein. Da die Temperatur der Abstandshalter der Staboberflächentemperatur nachläuft und die Thermoelemente an den Abstandshaltern befestigt sind (möglicherweise Beeinflussung des unteren kürzeren Mantelthermoelementes durch axiale Wärmeleitung), zeigen die oberhalb des AH angeordneten Thermoelemente die höhere Temperatur während der Aufheizphase.

Mit zunehmendem Wassergehalt in der Flutphase sinken die oberhalb des AH gemessenen Fluidtemperaturen unter die Werte der unterhalb des AH gemessenen Werte ab. Das frühzeitige Benetzen der oberhalb des AH sitzenden Thermoelemente deutet auf eine stärkere Wasseransammlung bzw. die Bildung eines Wasserbettes oberhalb des AH hin. Die Benetzung der unteren Thermoelemente erfolgt gleichzeitig, was auf eine gleichmäßige Verteilung der Zweiphasenströmung im Bündel schließen läßt.

Abb. 43 gibt die gemessenen Fluidtemperaturen am Abstandshalter AH4 wieder (axiale Positionen 1702 mm und 1644 mm). Zu Beginn der Wiederaufheizung befinden sich Wassertropfen an der Spitze der unterhalb des AH angeordneten nach unten zeigenden Thermoelemente, was den Temperaturanstieg verzögert. Da von den Berststellen zwischen AH5 und AH4 neue Wiederbenetzungsfronten gebildet werden, werden auch die Fluidtemperaturmessungen am AH4 oberhalb der axialen Mitte davon betroffen.

Am Abstandshalter 1, dem obersten AH im Bündel (axiale Positionen 67 mm und 9 mm) (Abb. 44) wurden sehr viel länger Dampfüberhitzungstemperaturen gemessen. Auch dieses Bild weist auf eine recht gleichmäßige Strömungsverteilung in dieser Bündelebene hin.

An den Temperaturschrieben aller 3 Abbildungen ist zu erkennen, daß auch nachdem die Temperaturen in der Flutphase erstmals auf Satttdampf Temperatur abgefallen sind, überhitzter Dampf im Zweiphasengemisch vorhanden ist. Die Meßfühler werden jedoch so häufig von Wassertropfen getroffen, daß sie den Dampfüberhitzungsgrad nicht mehr anzuzeigen vermögen, sondern nur noch Temperaturpeaks über der Satttdampf Temperatur zeigen.

3.6 Vergleich der mittleren maximalen Dehnungen von REBEKA 3 und 5

Die mittlere maximale Dehnung der inneren 9 Stabhüllen (3x3) bei REBEKA-3 betrug 44 %.

Errechnet man den gleichen Wert für REBEKA-5 für die inneren 24 Stabhüllen (Stab 54 wird nicht berücksichtigt, da er unverformt blieb), so erhält man einen Wert von 52 %. Da sich unter diesen 24 Stäben zwei Stabhüllen mit lokal sehr großen Verformungen befinden, deren Verformungsverhalten für die Bündelthermohydraulik wegen der Lücken in der Pelletsäule nicht repräsentativ sind, ergibt sich bei der Berechnung der mittleren maximalen Dehnung ohne die Stäbe 54, 49 und 4 ein Wert von 48,6 %. Würde man die großen lokalen Berstdehnungen der beiden Stäbe fälschlicherweise bei der Berechnung der mittleren maximalen Berstdehnung berücksichtigen, so würden diese beiden Stäbe einen unrepräsentativen großen Beitrag zum Ergebnis liefern. Die etwas höhere mittlere max. Dehnung von REBEKA-5 mit 48,6 % verglichen mit 44 % bei REBEKA-3 ist durch die etwas unterschiedlichen Kühlbedingungen während der Verformung zu erklären. Der etwas höhere Innendruck bei REBEKA-5 führte zu einem etwas früheren Beginn der plastischen Verformung in der Wiederaufheizphase, d. h. einer plastischen Verformung unter geringeren azimuthalen Temperaturunterschieden auf der Hülle und damit zu größeren Berstdehnungen. Auch das frühere Bersten in der Flutphase liefert einen Beitrag in der selben Richtung, da der Wärmeübergang zu Beginn der Flutphase zwar höher als in der Wiederauffüllphase, aber ebenfalls noch gering ist.

Trotz der etwas höheren mittleren maximalen Berstdehnungen zeigen die maximalen Kühlkanalversperrungen gleiche Werte mit 52 %. Dies ist auf ein flacheres

axiales Temperaturprofil während der Verformung bei REBEKA-5 vor allem während der Flutphase zurückzuführen (axial weiterverteilte Berststellen s. Kap. 3.2). Die Hüllen mit den großen Dehnungen liefern zur maximalen Kühlkanalversperrung praktisch keinen Beitrag, da der Ort der lokalen Beulen statistisch zufällig war und nicht durch die Thermohydraulik bestimmt wurde.

3.7 Einfluß der Bündelgröße

Immer wieder taucht die Frage auf, welchen Einfluß die Bündelgröße auf das Verformungsbild der Brennstabsimulatorhüllen hat und ob eine oder zwei äußere Reihen von Brennstabsimulatoren genügen, um Wandeinflüsse des Bündelkastens auszuschalten. Um diese Frage für ein Bündelexperiment mit Fluten zu beantworten, werden die Mittelwerte der maximalen Dehnungen für den Außenring (s. Abb. 45), den Zwischenring und den Innenring gebildet. Das Ergebnis zeigt, daß der Außenring durch die kältere Kastenwand beeinflusst wird. Die Hüllrohrverformung beginnt in der Wiederaufheizphase und die äußeren Stäbe weisen während dieser Phase der Verformung azimutale Temperaturen auf, weil praktisch die gesamte Wärmeabfuhr des Bündels durch radiale Wärmestrahlung an die Wand erfolgt. Die Stäbe auf dem Zwischenring merken davon praktisch nichts. Die dominante Dehnungszunahme liegt in der Flutphase, in der die Wärmeabfuhr der Stäbe durch Zweiphasenkühlung erfolgt. Auftretende azimutale Temperaturunterschiede, die die Verformung beeinflussen, werden in der Flutphase für alle Stäbe des Bündels von der Zweiphasenkühlung geprägt /6/. Selbst wenn die Hülle des Stabes 49 mit der großen lokalen Dehnung bei der Mittelwertbildung der maximalen Dehnung für den Zwischenring nicht berücksichtigt wird, weist der Zwischenring immer noch einen höheren Mittelwert auf, als der Innenring und der Zentralstab. Das Ergebnis macht deutlich, daß bei einem Bündelexperiment mit Verformung der Hüllen in der Flutphase nur eine äußere Stabreihe ausreichend ist. Der Rest der Stabhüllen im Bündel sieht von Randeinflüssen des Kastens nichts mehr. Bei Hüllrohrverformungsexperimenten mit Fluten und einer äußeren, nicht zu berücksichtigenden Stabreihe hat die Bündelgröße auf das Verformungsbild keinen Einfluß.

3.8 Daten des Experimentes

Die Tabelle 1 und 2 gibt die Berst- und Dehnungswerte sowie die Wiederbenetzungszeiten aller Stäbe im Bündel wieder. Die Abb. 46 faßt vergleichend die Hauptcharakteristika sowie die Haupttestdaten der REBEKA-3 und REBEKA-5 - Bündelexperimente zusammen. /7/

4. Schlußfolgerungen

- Die mit REBEKA-5 erzielten Ergebnisse sind konsistent mit den Ergebnissen aus den bisherigen Bündelversuchen REBEKA 1-4 und denen aus den Einzelstabversuchen.
- Trotz etwas höherer, aus den thermohydraulischen Verhältnissen erklärlicher maximaler mittlerer Berstdehnung in REBEKA-5, ist die maximale Kühlkanalversperrung mit 52 % identisch mit der in REBEKA-3.
- Trotz des größeren Bündels mit 49 Stäben fand keine ausgeprägte gegenseitige Beeinflussung der sich verformenden Zircaloy-Hüllen statt.
- Es trat keine Versagenfortpflanzung mit der Folge einer vergrößerten Kühlkanalversperrung auf.
- Eine verstärkte Koplanarität der Berststellen mit der Folge vergrößerter max. Kühlkanalversperrung konnte trotz des stufenlosen cosinusförmigen axialen Leistungsprofils der Brennstabsimulatoren nicht festgestellt werden.
- Es konnte kein Einfluß der Bündelgröße auf die Dehnung und die Kühlkanalversperrung gefunden werden.

Literatur:

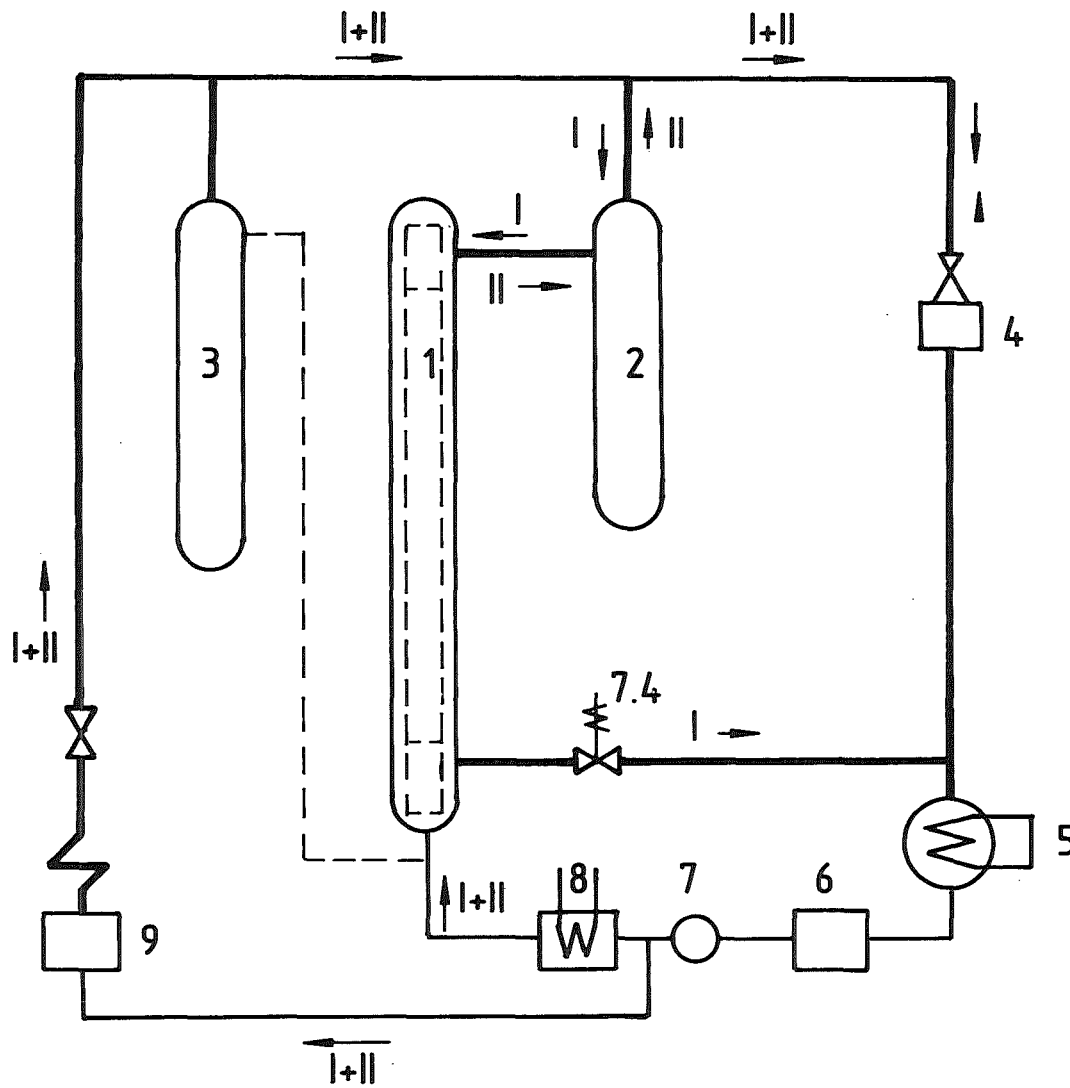
- /1/ K. Wiehr, F. J. Erbacher, H. J. Neitzel
"INFLUENCE OF THERMOHYDRAULICS ON FUEL ROD BEHAVIOUR IN A LOCA"
SAFETY ASPECTS OF FUEL BEHAVIOR IN OFF-NORMAL AND ACCIDENT
CONDITIONS, 1-4 SEPTEMBER 80 ESPOO, HELSINKI, FINNLAND
- /2/ K. Wiehr, (unveröffentlichter Bericht Juli 1979)
- /3/ K. Wiehr, F. J. Erbacher, H. J. Neitzel
"INFLUENCE OF A COLD CONTROL ROD GUIDE THIMBLE ON THE BALLOONING
BEHAVIOR OF ZIRCALOY CLADDINGS IN A LOCA",
SAFETY ASPECTS OF FUEL BEHAVIOR IN OFF-NORMAL AND ACCIDENT
CONDITIONS, 1-4 SEPTEMBER 80 ESPOO, HELSINKI, FINNLAND
- /4/ D. A. Powers, R. O. Meyer
Office of Nuclear Reactor Regulation, USNRC, Cladding Swelling and
Rupture Models for LOCA Analysis, NUREG - 0630, April 80
- /5/ B. Chapman, Effect of Bundle Size on Cladding Deformation in LOCA-
Simulation Tests, 6. Internation. Conf. on Zirconium in the Nucl.
Industry, June 28. - July 1., 1982 Vancouver, B. C., Canada
- /6/ K. Wiehr et al., Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase
eines Kühlmittelverluststörfalles aus KfK 3292, Febr. '82
- /7/ U. Harten,
(unveröffentlichter Bericht '83)

Abbildungsverzeichnis:

- Abb. 1 Schema der Teststrecke
- Abb. 2 Zeichnung vom Aufbau der Teststrecke
- Abb. 3 Phasenbelegung der Transduktoren
- Abb. 4 Schaltbild der Teststrecke mit Temperatur-, Druck-, Durchfluß- und Niveaumeßstellen
- Abb. 5 Instrumentierungsplan des Bündels (Temperaturmeßstellen)
- Abb. 6 Konstruktionszeichnung des Brennstabsimulators mit Stufenheizleiter
- Abb. 7 Nennmaße des stufenlosen cosinusförmigen Heizleiterprofils
- Abb. 8 Heizleiterprofil (Leistungsprofil)
- Abb. 9 Position des Bündels in der Teststrecke
- Abb. 10 Versuchsablauf (Vergleich von REBEKA-3 und 5, schematisch)
- Abb. 11 Elektrische Phasenleistungen des Bündels
- Abb. 12 Axiale Kastenwandtemperaturen
- Abb. 13 Massendurchsätze mit Drücken und Temperaturen
- Abb. 14 Druckverläufe in der Teststrecke
- Abb. 15 Füllstände in Teststrecke und im Wasserauswurfsammeltank mit Teststreckenaustrittstemperatur
- Abb. 16 Druck- und Temperaturverläufe von Stab 46 sowie Füllstand in Teststrecke
- Abb. 17 Temperaturverläufe der 25 Innenstäbe
- Abb. 18 Druckverläufe der 25 Innenstäbe
- Abb. 19 Geborstenes Bündel, Mittelteil ohne äußere Stabreihe
- Abb. 20 Bündelquerschnitt in Ebene maximaler Versperrung
- Abb. 21 Kühlkanalversperrung der inneren 25 Stabhüllen
- Abb. 22 Axiales Dehnungsprofil der inneren 25 Stabhüllen
- Abb. 23 Doppelbeule auf Grund lokal fehlender Ringpellets
- Abb. 24 Hüllrohrtemperaturen und Stabinnendruck des Einzelstabversuches mit Doppelbeule
- Abb. 25 Berstdehnung mit Berstlage
- Abb. 26-32 Fotos aller 49 Einzelstäbe
- Abb. 33 Axiale Lage der Berststellen der 25 inneren Zircaloyhüllen zur lokalen Heißstelle der Heizstäbe
- Abb. 34 Temperaturscan eines Heizstabes
- Abb. 35 Azimutale Temperaturen des Eckstabes Nr. 37
- Abb. 36 Azimutale Temperaturen des Außenstabes Nr. 64
- Abb. 37 Azimutale Temperaturen des Innenstabes Nr. 22
- Abb. 38 Druck- und axialer Temperaturverlauf zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes Nr. 46

- Abb. 39 Druck- und axialer Temperaturverlauf zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes Nr. 14
- Abb. 40 Axiale Temperaturverläufe des Stabes 23
- Abb. 41 Vergleich der axialen Temperaturverläufe der Stäbe 48 und 23
- Abb. 42 Fluidtemperaturen am Abstandshalter 5
- Abb. 43 Fluidtemperaturen am Abstandshalter 4
- Abb. 44 Fluidtemperaturen am Abstandshalter 1
- Abb. 45 Mittelwerte der maximalen Dehnungen
- Abb. 46 Vergleich der Hauptdaten von REBEKA-3 und 5.

TAB. 1 u. 2 Datenzusammenstellung aller Stäbe



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

Bezeichnungen
in Abb. 4

- 2
- 5
- 4
- 3.1
- 12
- 14
- 15
- 6.2 u. 6.3
- Anfahrkessel

- I Wiederauffüllphase
- II Flutphase

Abb. 1 Versuchskreislauf für Hüllrohrverformungsexperimente
Bündel - Tests

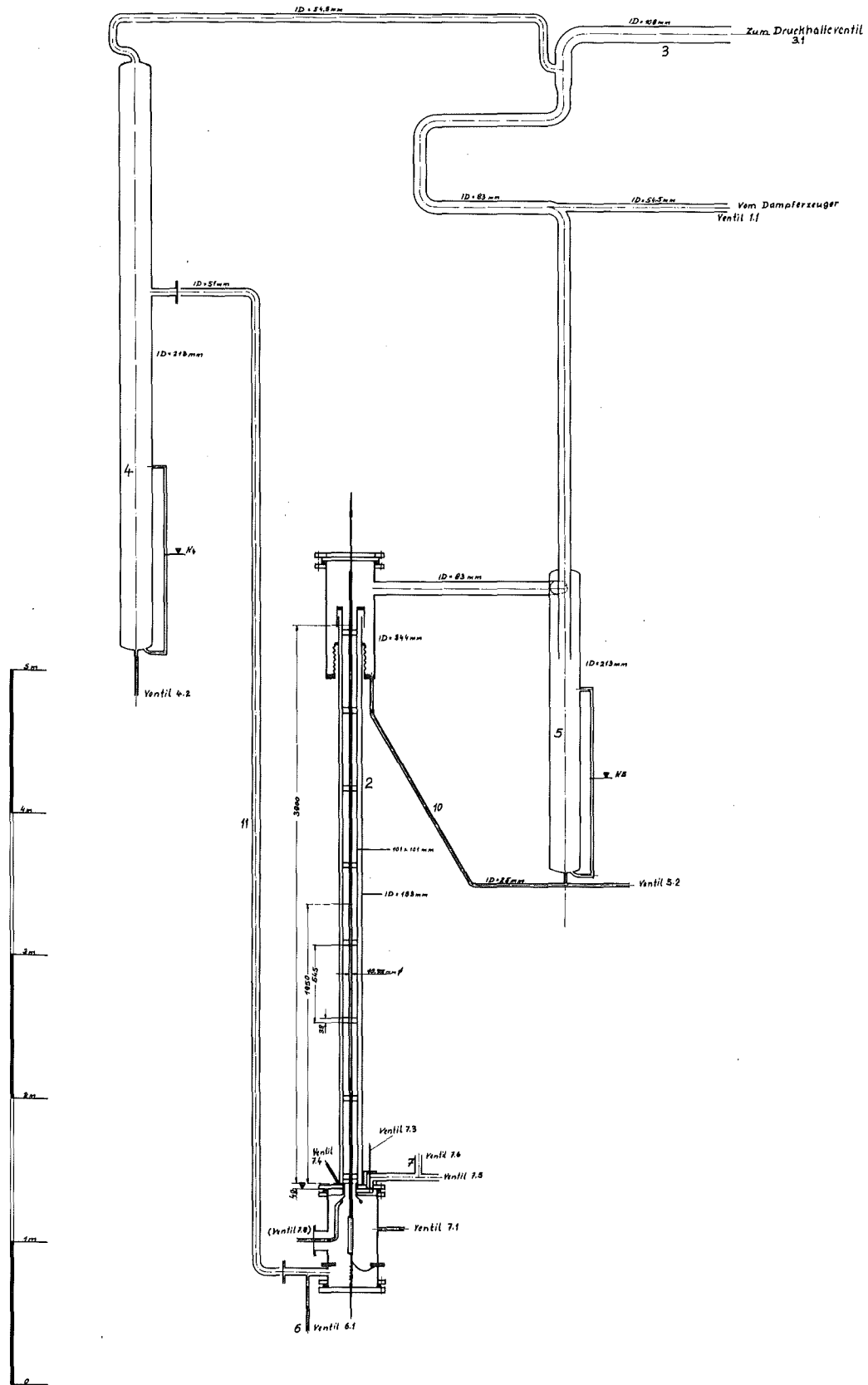
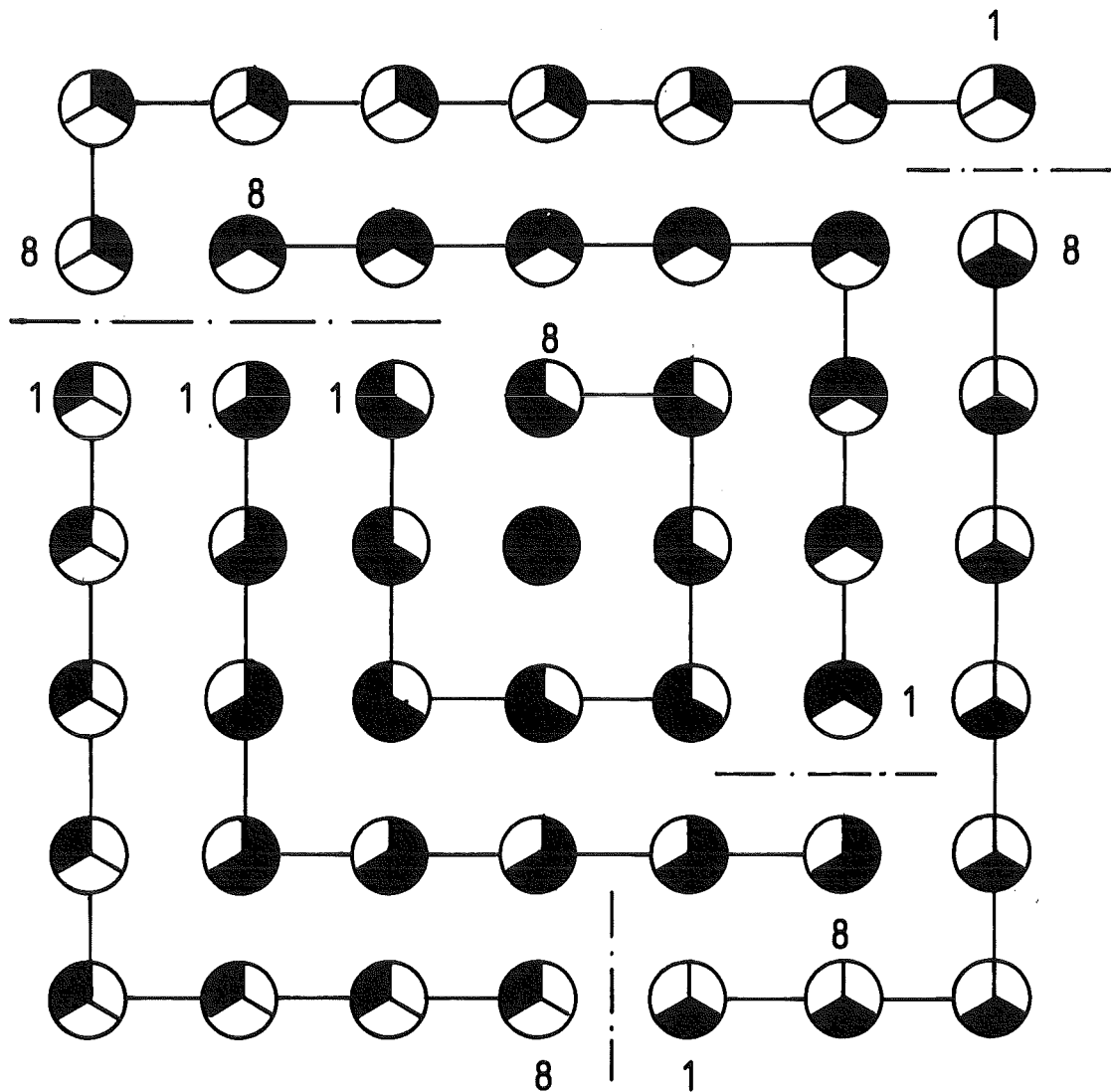


Abb. 2 Maßbild der Teststrecke

49 Stab-Bündel



Transduktor 1

- Phase 1
- Phase 2
- Phase 3

Transduktor 2

- Phase 1 + ○ } außerhalb
- Phase 2 + ○ } Teststrecke
- Phase 3 + ● Zentralstab

KfK

Abb. 3 Phasenbelegung der Transduktoren

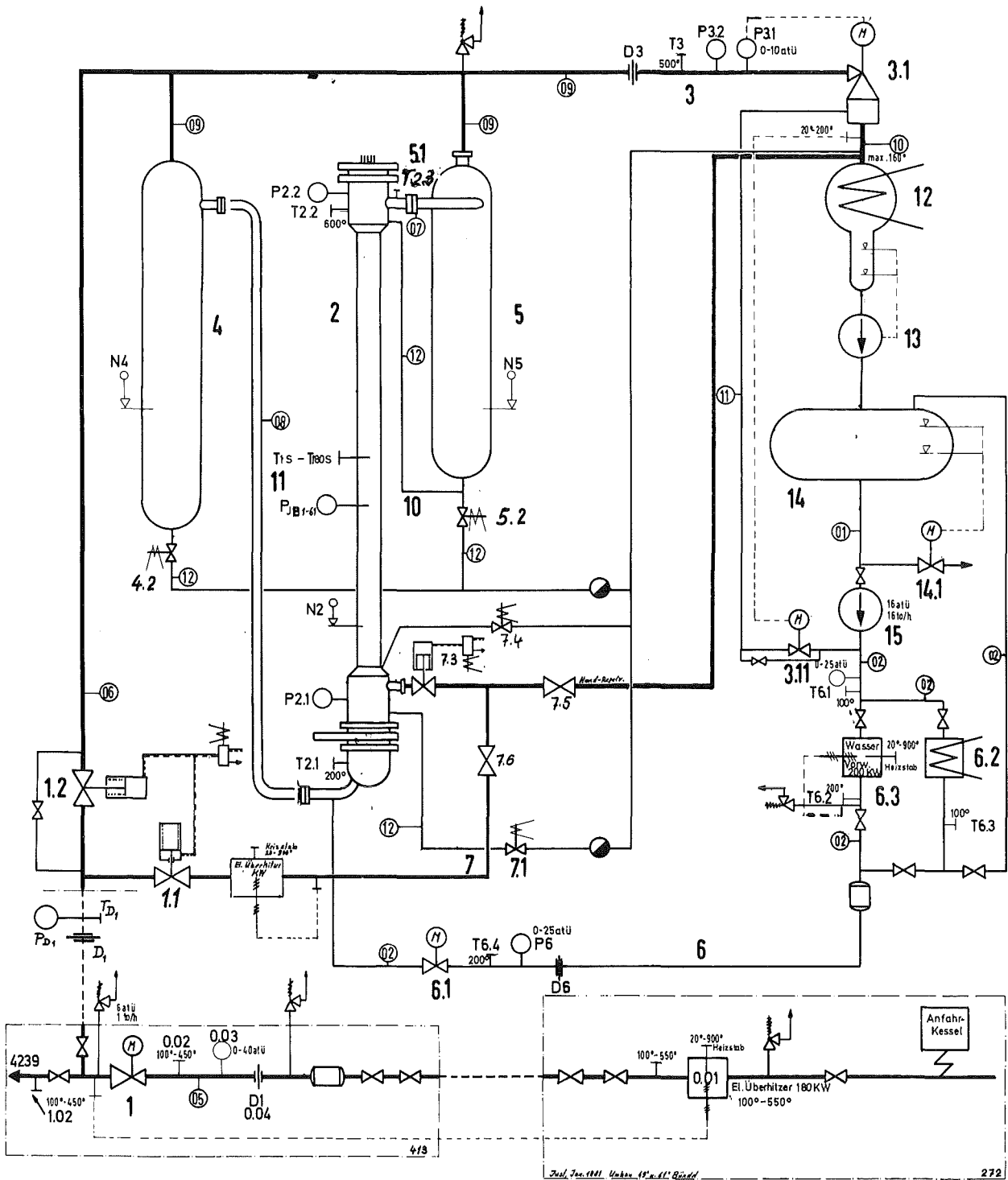
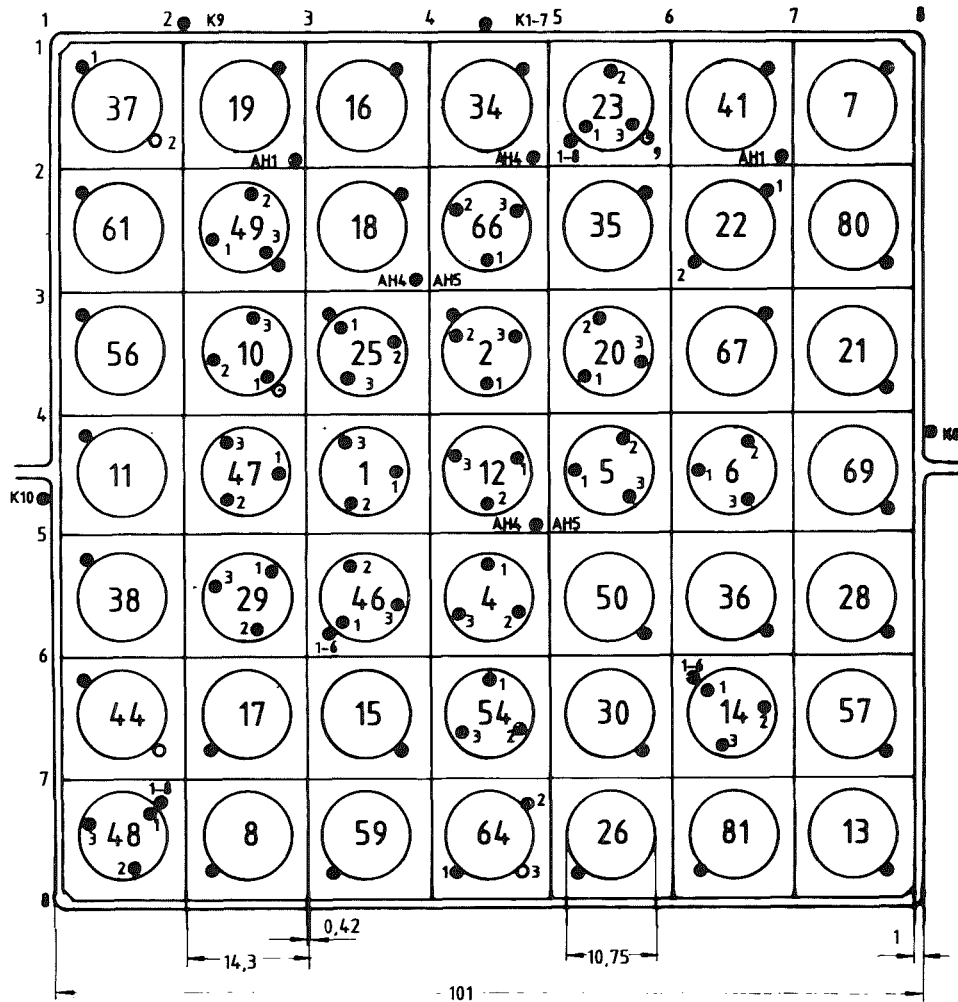


Abb. 4 Schaltbild der Teststrecke mit Temperatur-, Druck-, Niveau- und Durchflußmeßstellen



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

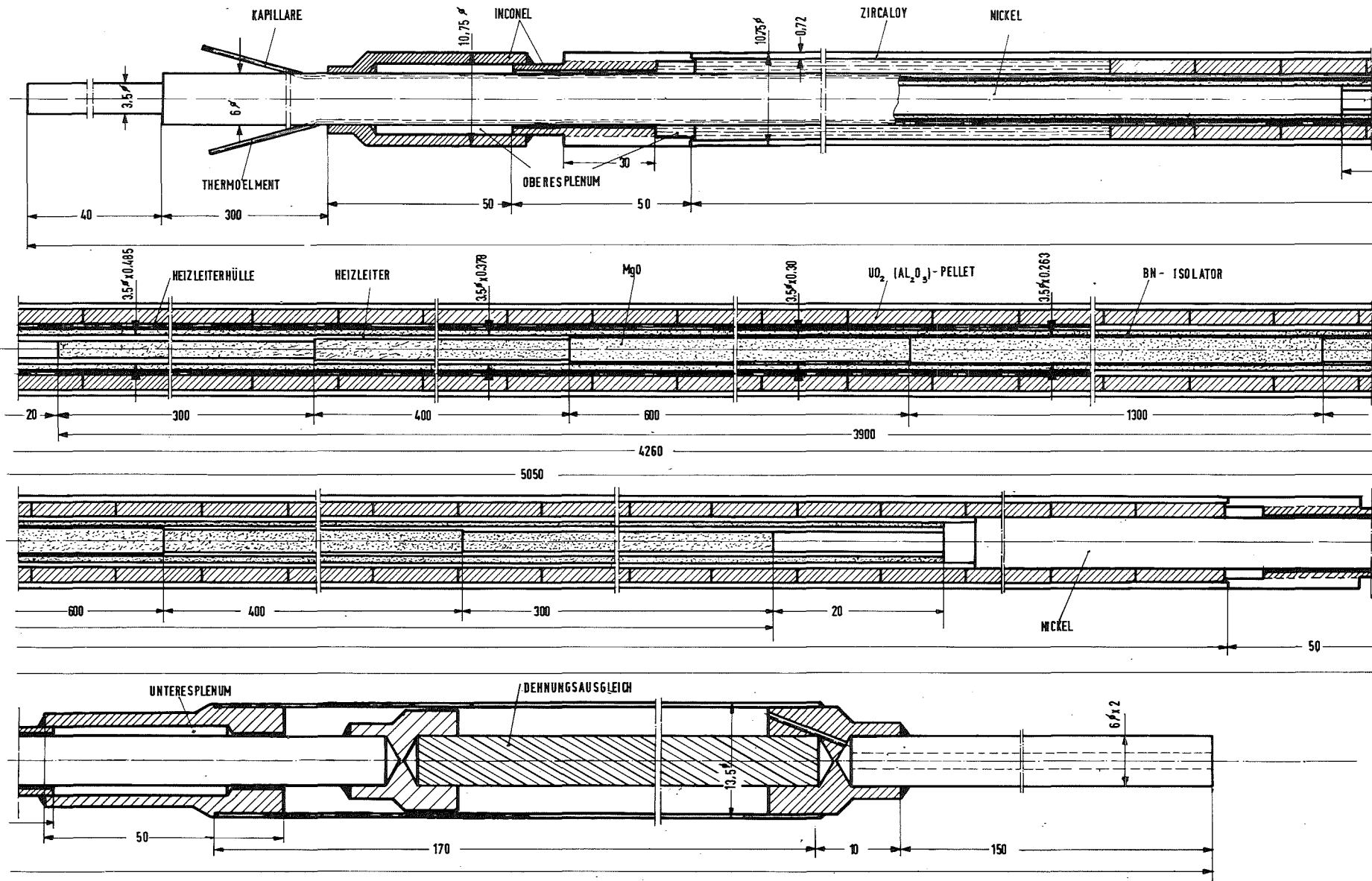
TE-Positionen werden in axialer Richtung von oben nach unten angegeben,
 z.B.: TH 46/3 - Stab 46, 3. TE in Tabelle auf 1807 mm

Position	Stab-Nr.	Ti-Posit.		IE-Positionen	Anzahl
		axial	axial /mm/		
1/1	37		1950	Ispra Ø 1 - 1950(O)	2
1/2	19		1950		1
1/3	16		1950		1
1/4	34		1950		1
1/5	23	3x1950	150,500,1000,1950,2900,3400,3750,3900		12
1/6	41		1950	Ispra Ø 0,5 - 1950	1
1/7	7		1950		1
2/1	61		1950		1
2/2	49	3x1950	1950		4
2/3	18		1950		1
2/4	66	3x1950			3
2/5	35		1950		1
2/6	22		2x1950		2
2/7	80		1950		1
3/1	56		1950		1
3/2	10	3x1950	1950	Ispra Ø 0,5 - 1950 (O)	5
3/3	25	3x1950	1950		4
3/4	2	3x1950	1950		4
3/5	20	3x1950			3
3/6	67		1950		1
3/7	21		1950		1
4/1	11		1950		1
4/2	47	3x1950			3
4/3	1	3x1950			3
4/4	12	3x1950			3
4/5	5	3x1950			3
4/6	6	3x1950			3
4/7	69		1950		1
5/1	38		1950		1
5/2	29	3x1950			3
5/3	46	3x1950	1677,1707,1807,1950,2057,2157		9
5/4	4	3x1950			3
5/5	50		1950		1
5/6	36		1950		1
5/7	28		1950		1
6/1	44		1950	Ispra Ø 1 - 1950	2
6/2	17		1950		1
6/3	15		1950		1
6/4	54	3x1950			3
6/5	30		1950		1
6/6	14	3x1950	1677,1707,1807,1950,2057,2157		9
6/7	57		1950		1
7/1	48	3x1950	150,500,1000,1950,2900,3400,3750,3900		11
7/2	8		1950		1
7/3	59		1950		1
7/4	64		1950	Ispra Ø 0,5 u. Ø 1 - 1950	3
7/5	26		1950		1
7/6	81		1950		1
7/7	13		1950		1
Kasten			150,500,1000,1950,2900,3400,3750,3x1950		10
Fluid	Abstandshalter 1,4,5	5 mm	unterhalb AH, 15 mm oberhalb AH		13

4200-119



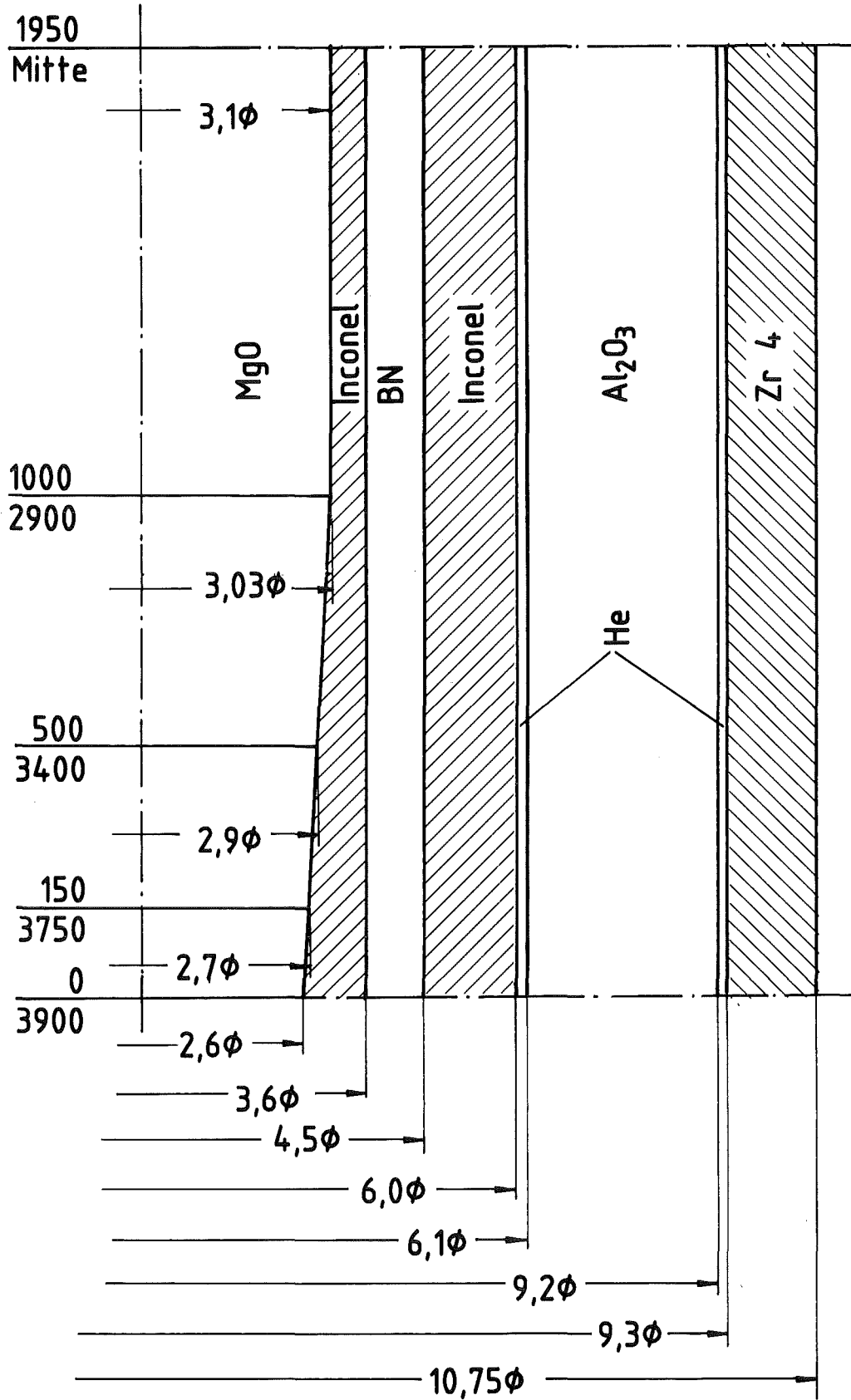
Abb. 5 REBEKA 5
 Instrumentierungsplan des Bündels (Temperaturmeßstellen)



I 4200-120 -



Abb. 6 REBEKA 5
Konstruktionszeichnung des Brennstabsimulators mit Stufenheizleiter



KfK

Abb. 7 Nennmaß des Brennstabsimulators

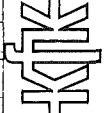
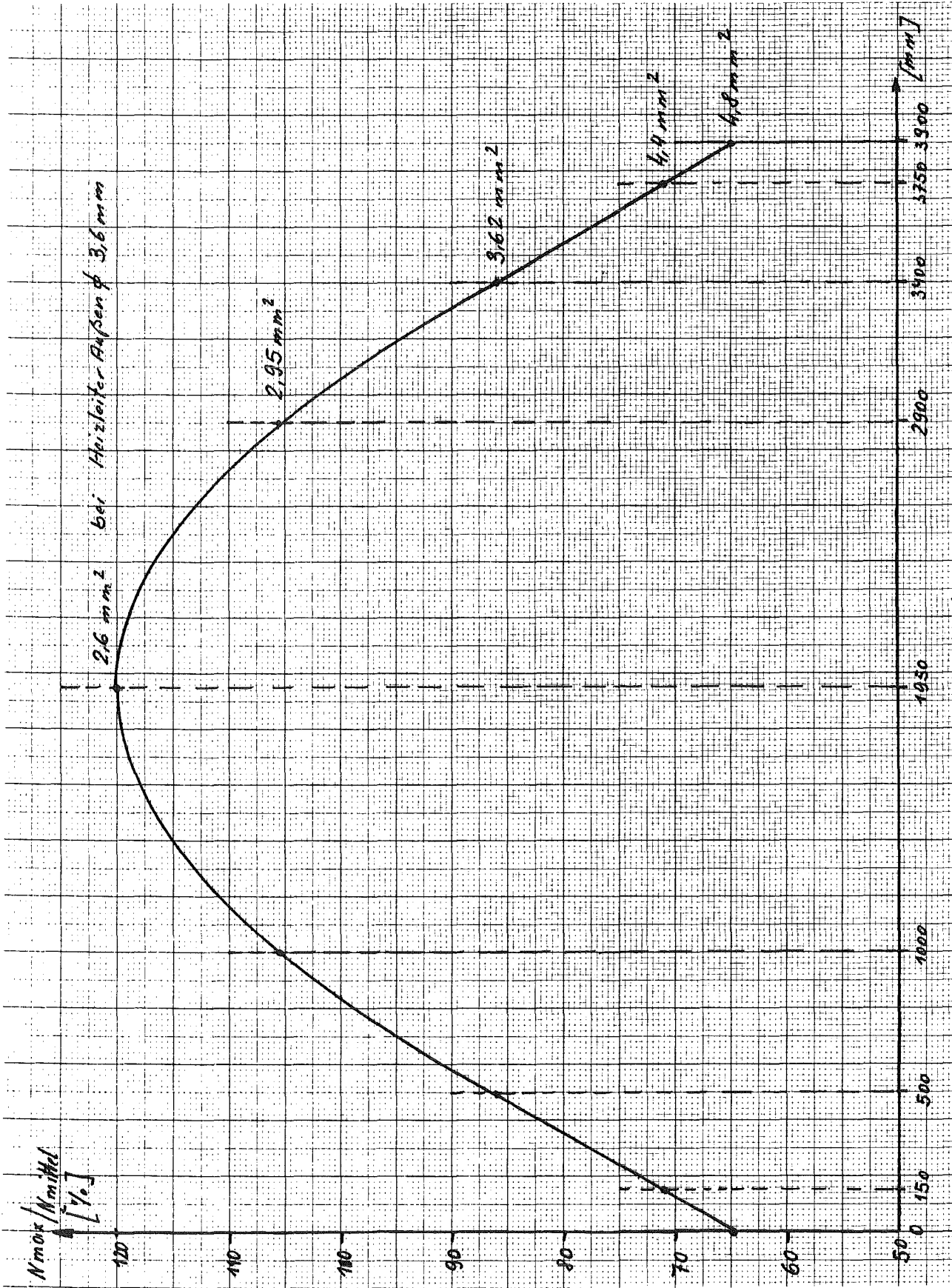


Abb. 8 Heizleiterprofil

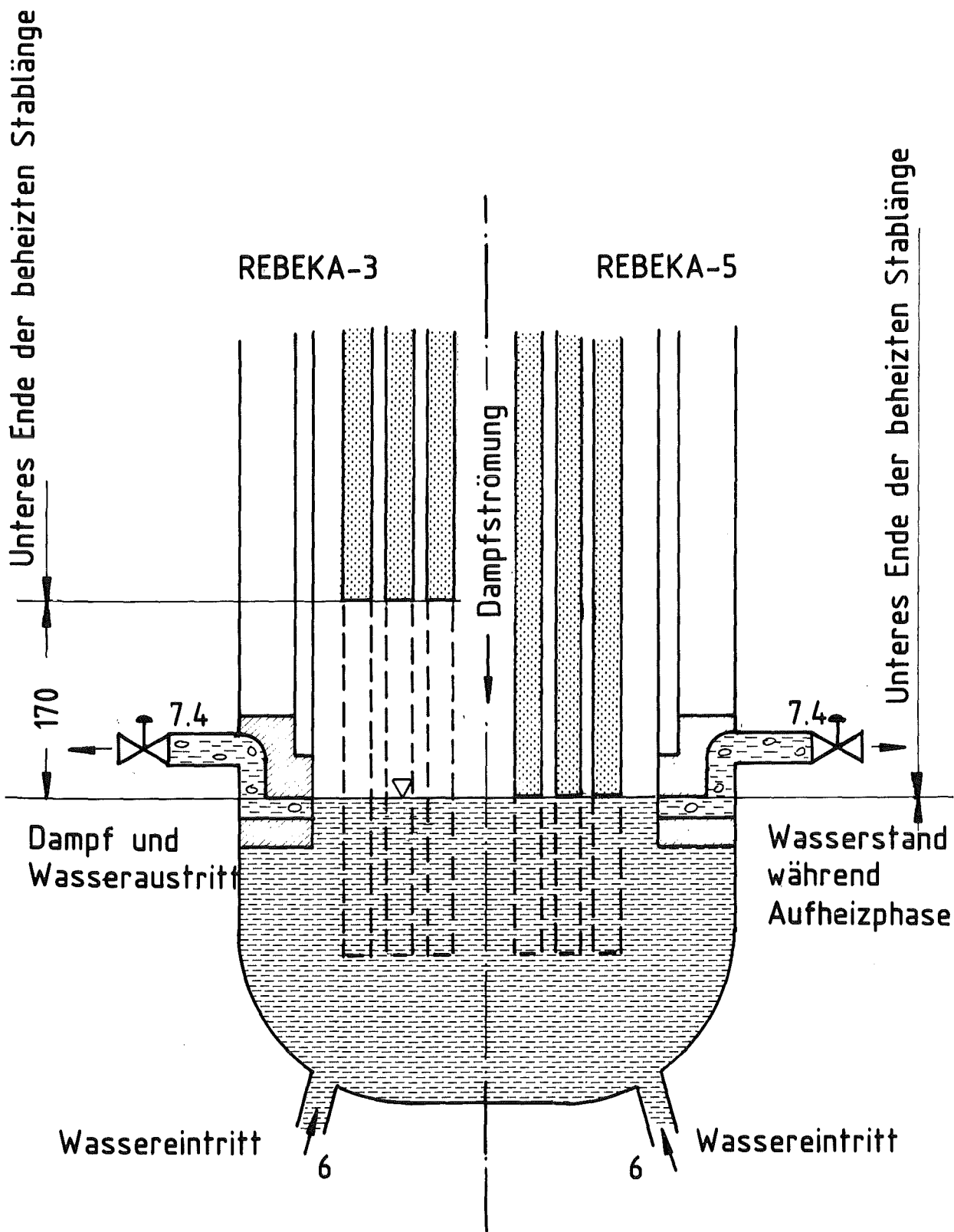
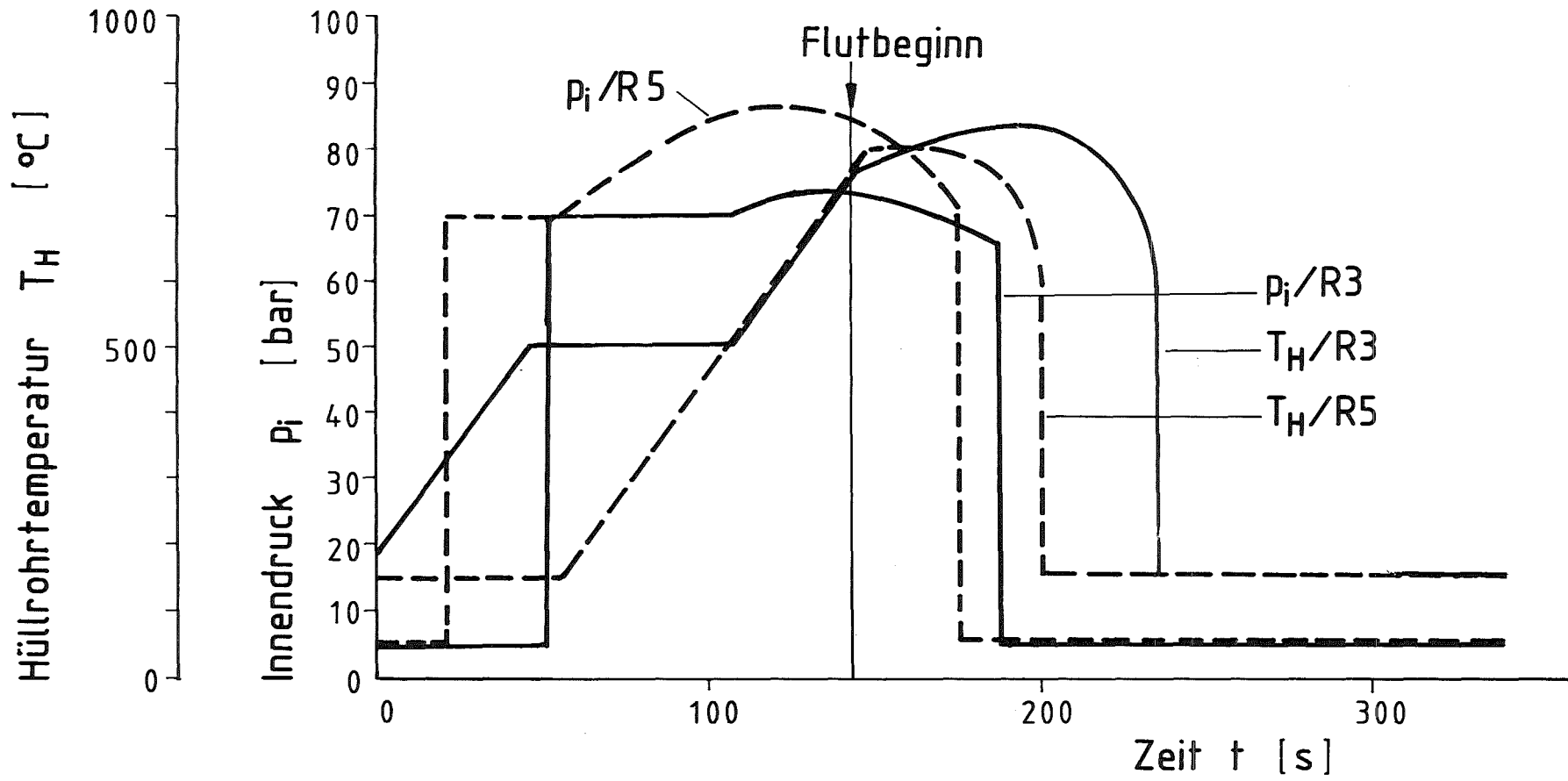


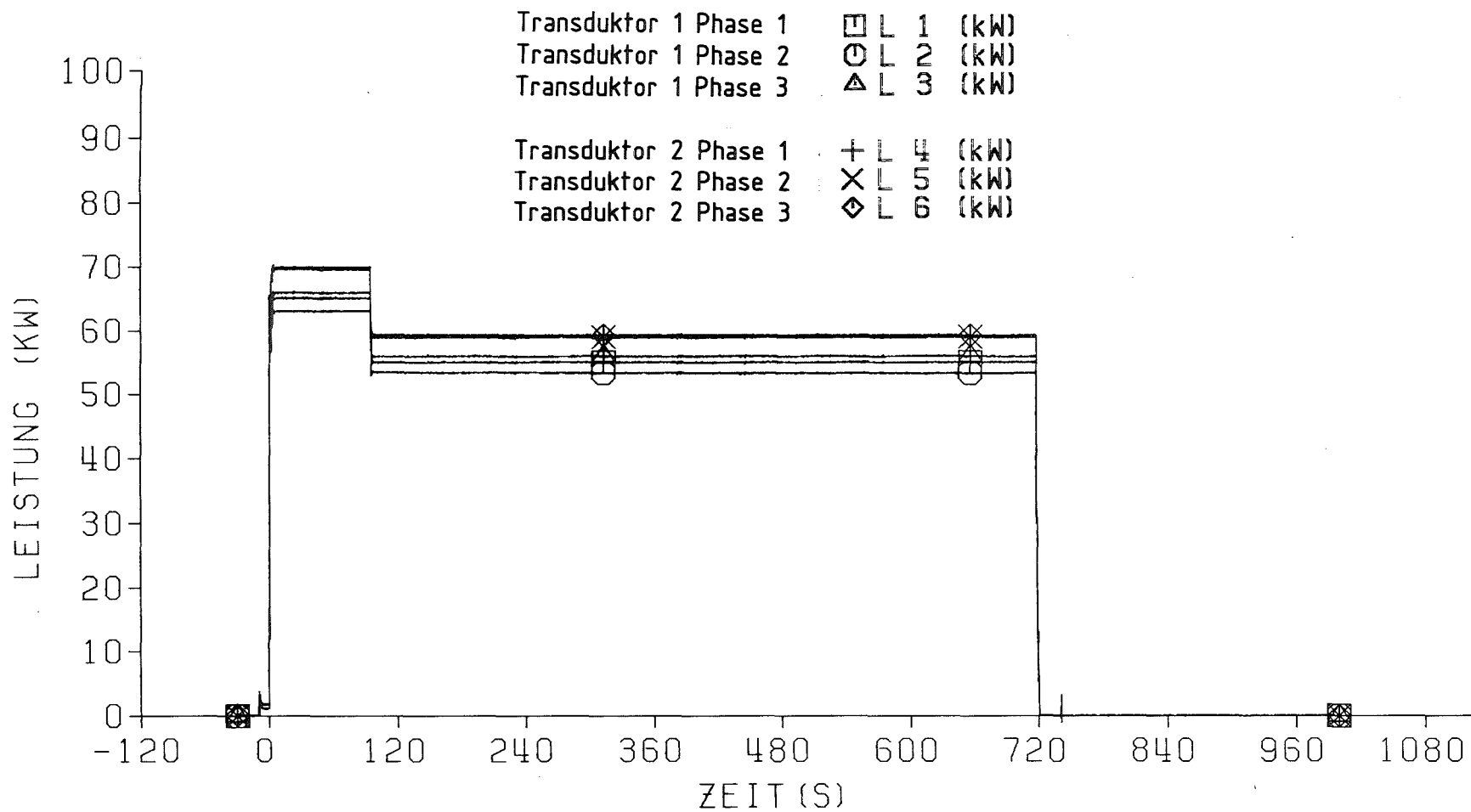
Abb. 9 REBEKA 5
Unteres Ende der Teststrecke



- 4200-124 -



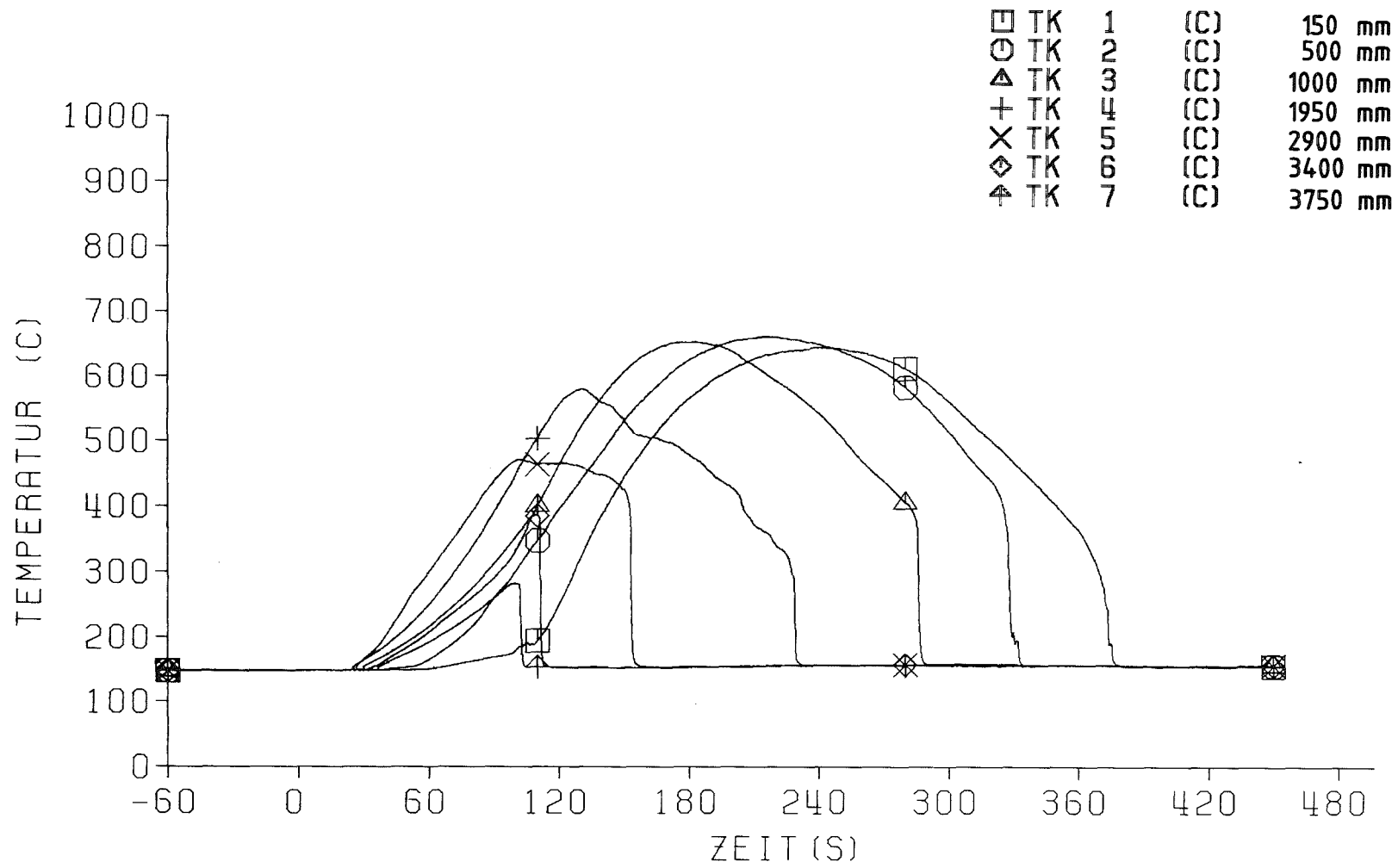
Abb. 10 REBEKA 3 - REBEKA 5
Vergleich der Testverläufe



- 4200-125 -



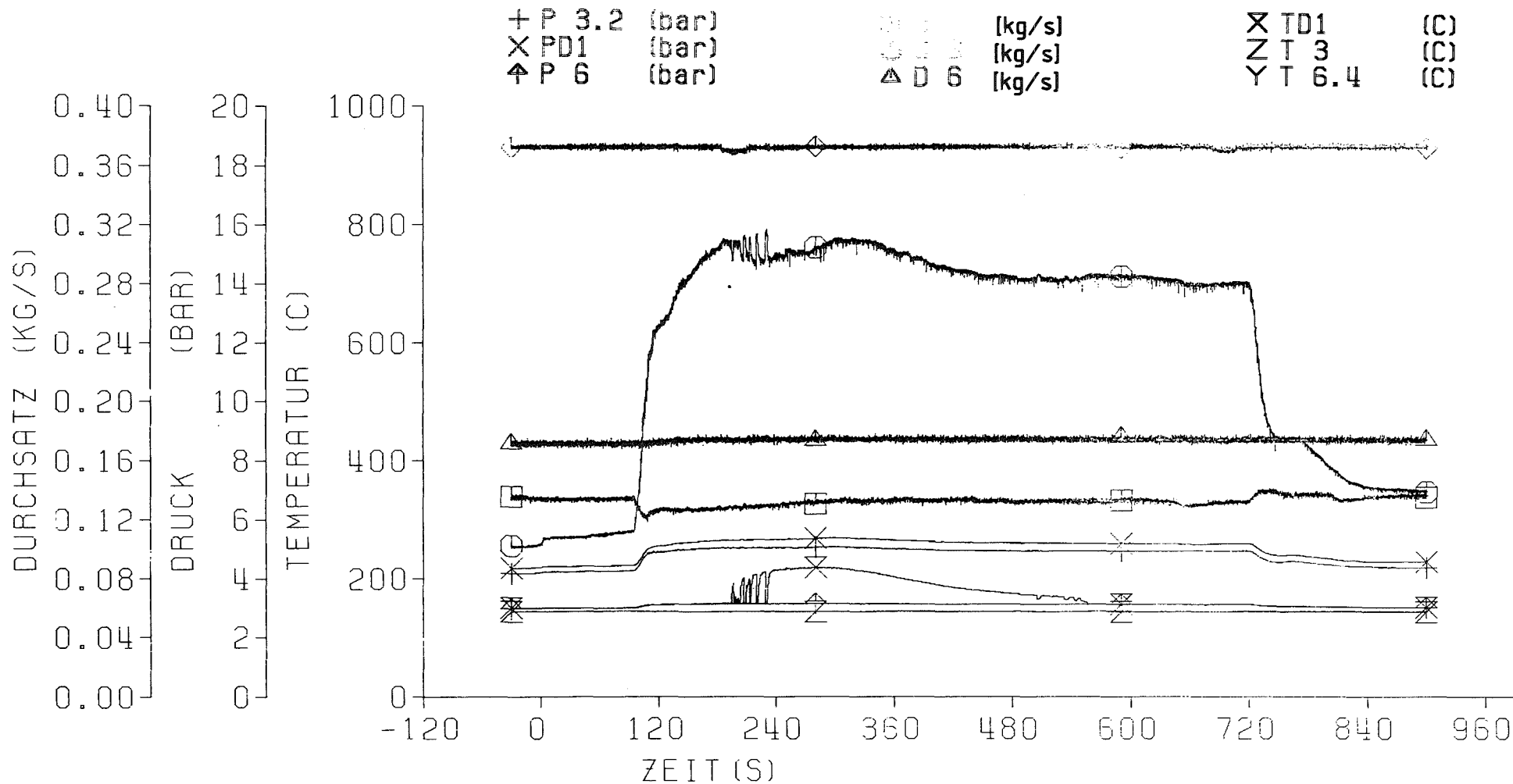
Abb. 11 REBEKA 5
Elektrische Phasenleistungen des Bündels



- 4200-126 -



Abb. 12 REBEKA 5
Axiale Kastenwandtemperaturen



- 4200-127 -



Abb. 13 REBEKA 5
 Massendurchsätze mit Drücken und Temperaturen

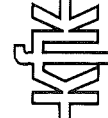
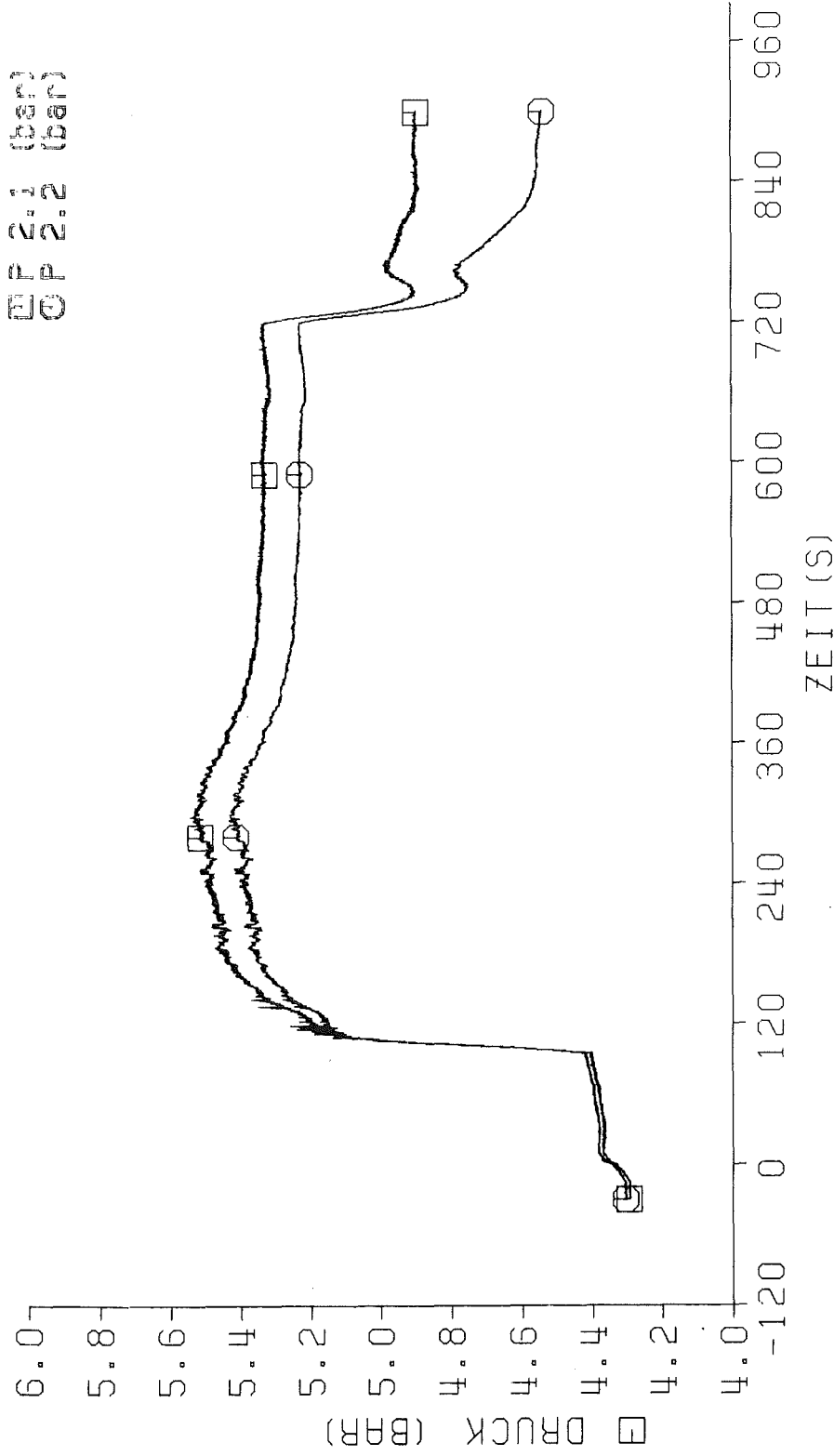


Abb. 14 REBEKA 5
Druckverläufe in der Teststrecke

- N 2 (mm) Kollabierter Füllstand in Teststrecke
- N 5 (mm) Füllstand in Wasserauswurfsammeltank
- △ T 2.2 (C) Dampftemperatur im Teststreckenkopf
- + T 2.3 (C) Dampftemperatur im Austrittsstutzen

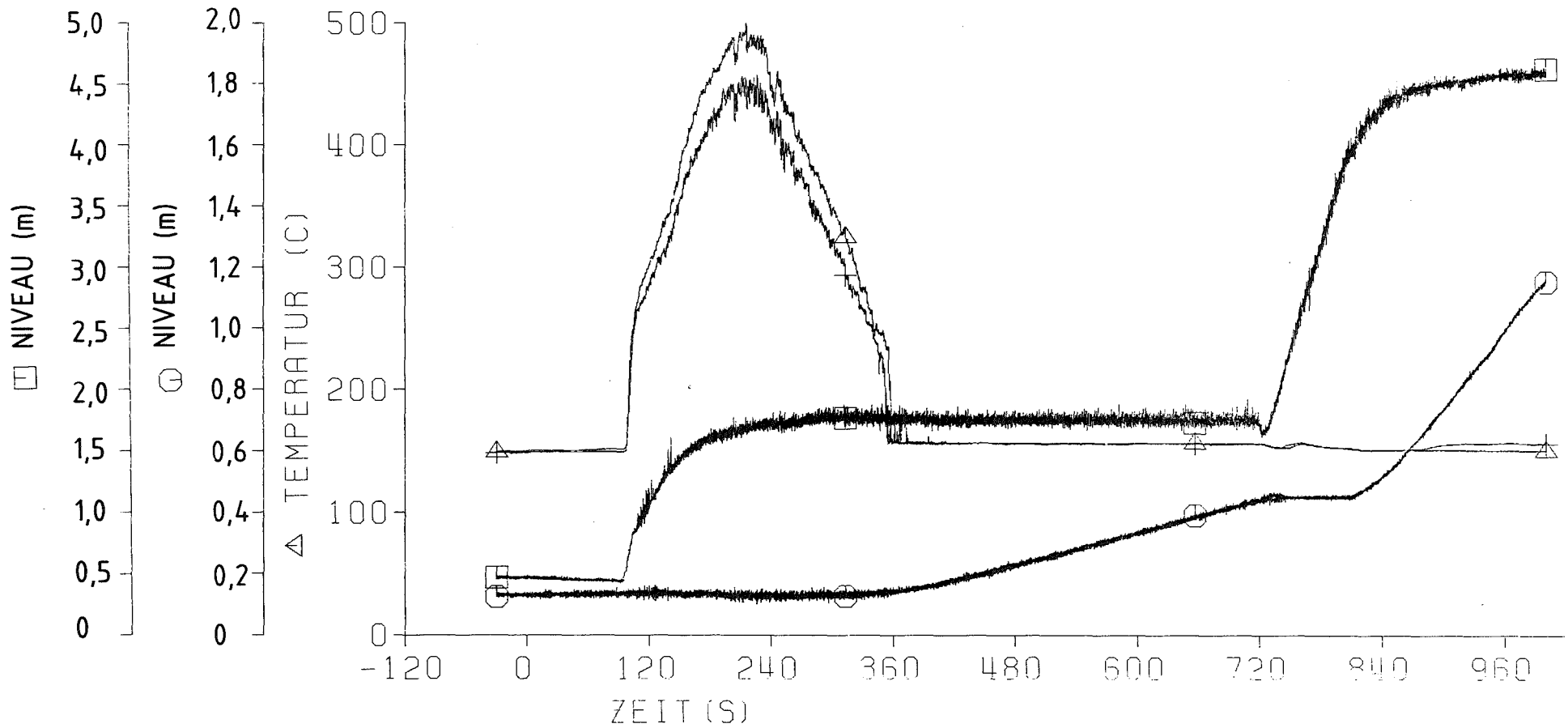


Abb. 15 REBEKA 5
 Füllstände in Teststrecke und im Wasserauswurfsammeltank mit Teststreckenaustrittstemperatur

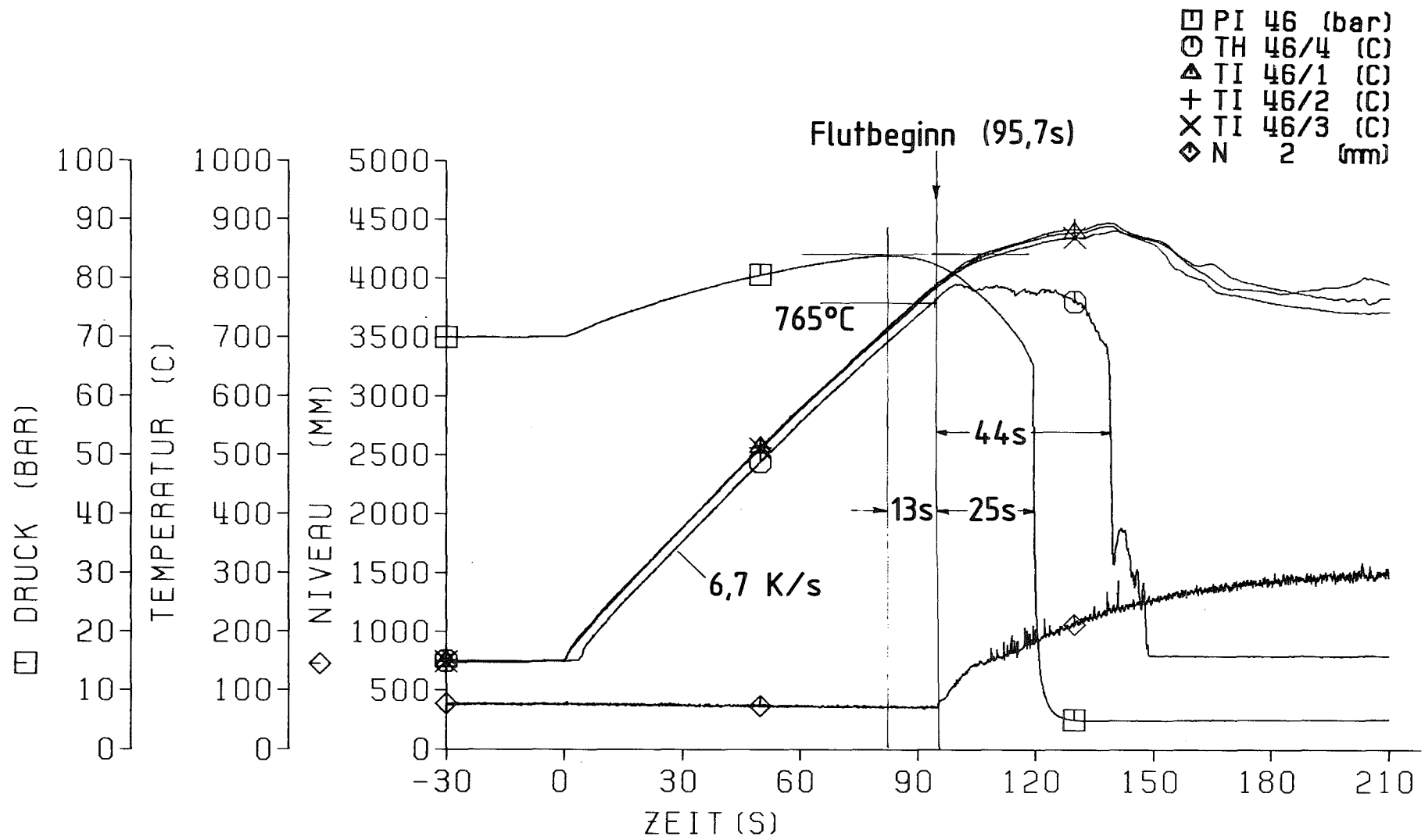
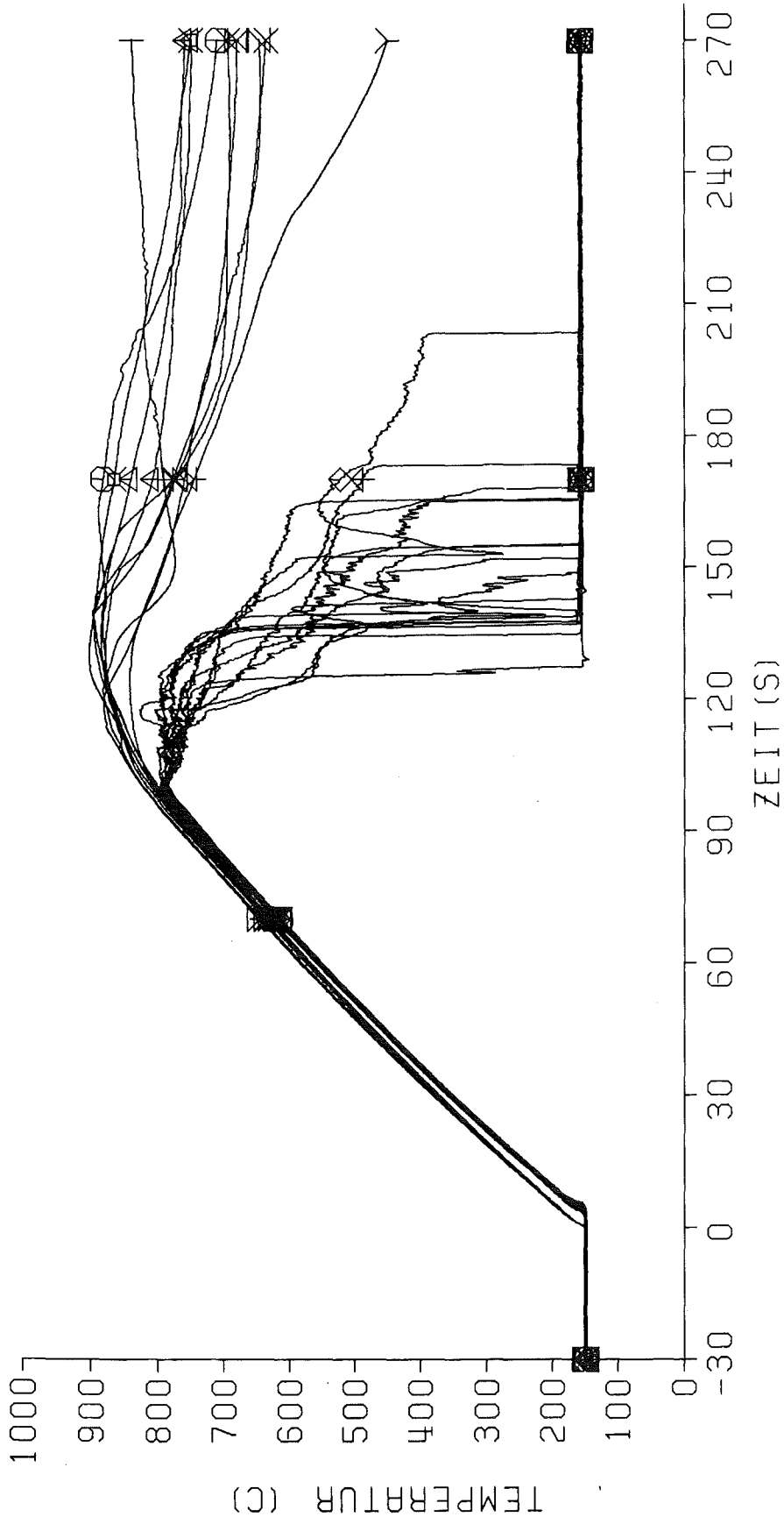


Abb. 16 REBEKA 5

Druck- und Temperaturverläufe von Stab 46 mit Füllstand im Bündel



KfK

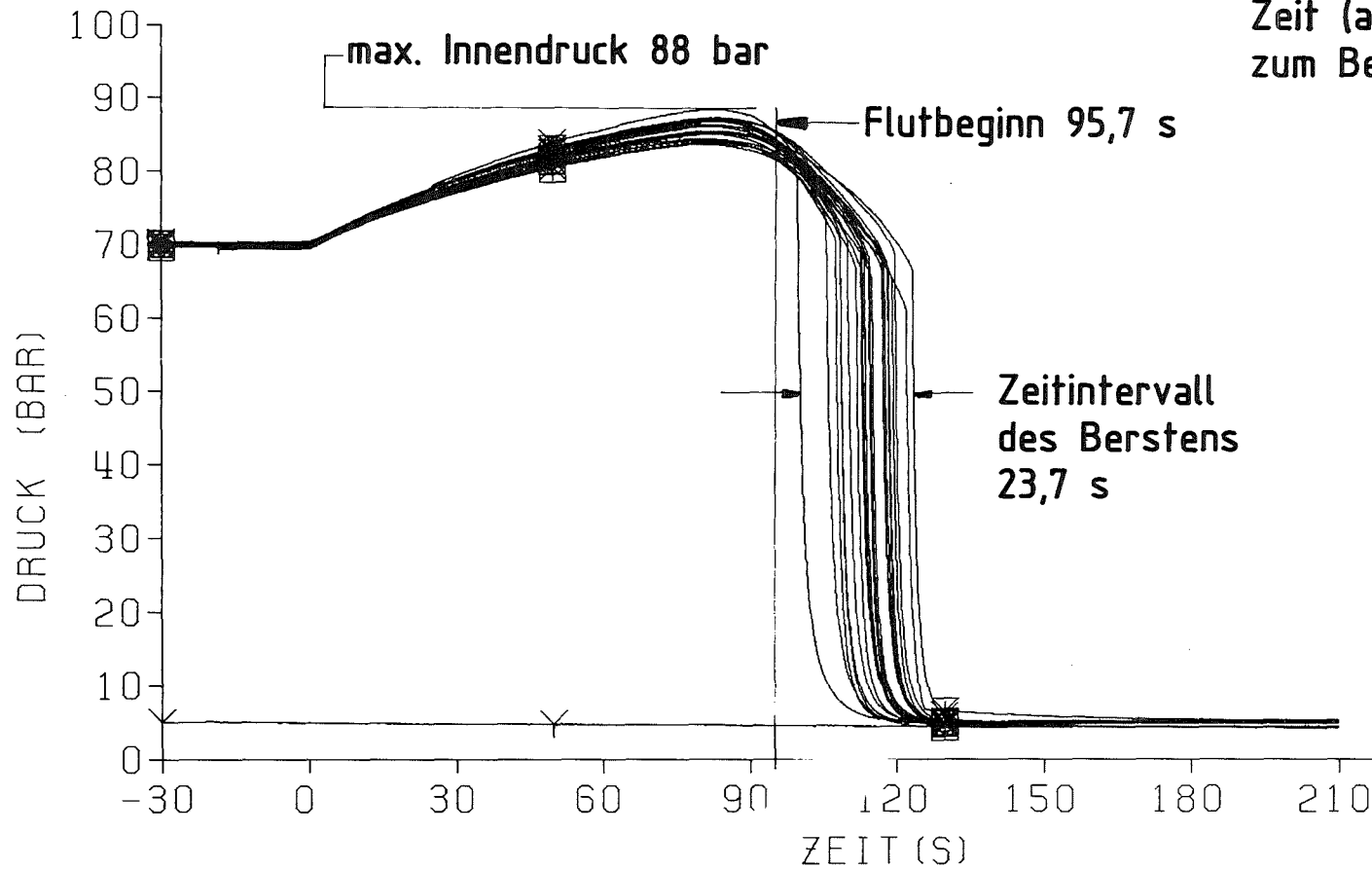
Abb. 17 REBEKA 5
Temperaturverläufe der 25 Innenstäbe

gemittelte Berstdaten:

mittlerer Berstdruck 68 bar

mittlere Bersttemperatur 800 °C

Zeit (ab 500 °C) bis zum Bersten 66 s



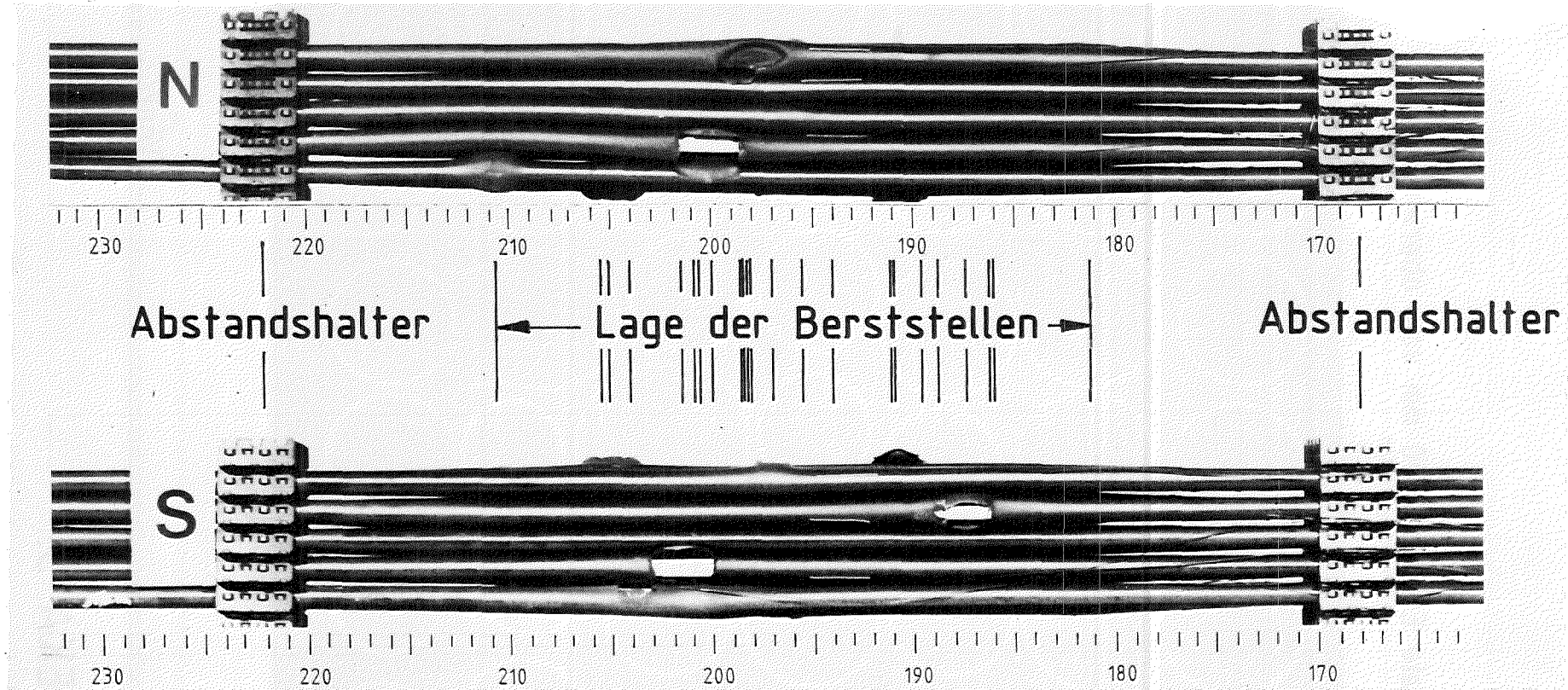
- 4200-132 -



Abb. 18 REBEKA 5
Druckverläufe der 25 Innenstäbe

unten

oben



180° gedreht

max. Kühlkanalversperrung: 52 %

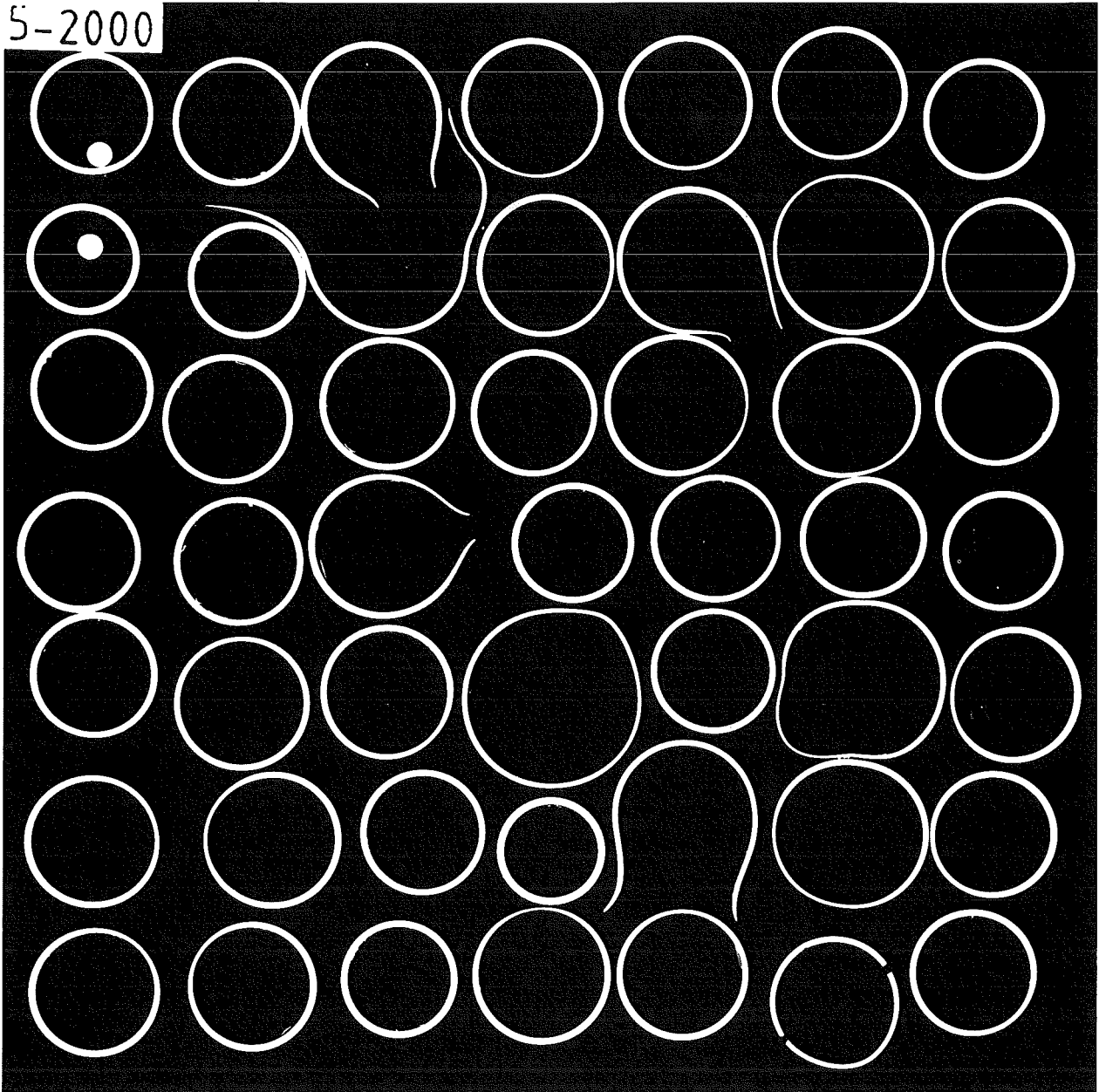
- 4200-133 -



Abb. 19 REBEKA 5.
Mittelteil ohne äußeren Ring

axiale Ebene: 2000 mm vom oberen Ende

5-2000



KfK

Abb. 20 REBEKA 5.
Bündelquerschnitt in der Ebene
maximaler Kühlkanalversperrung

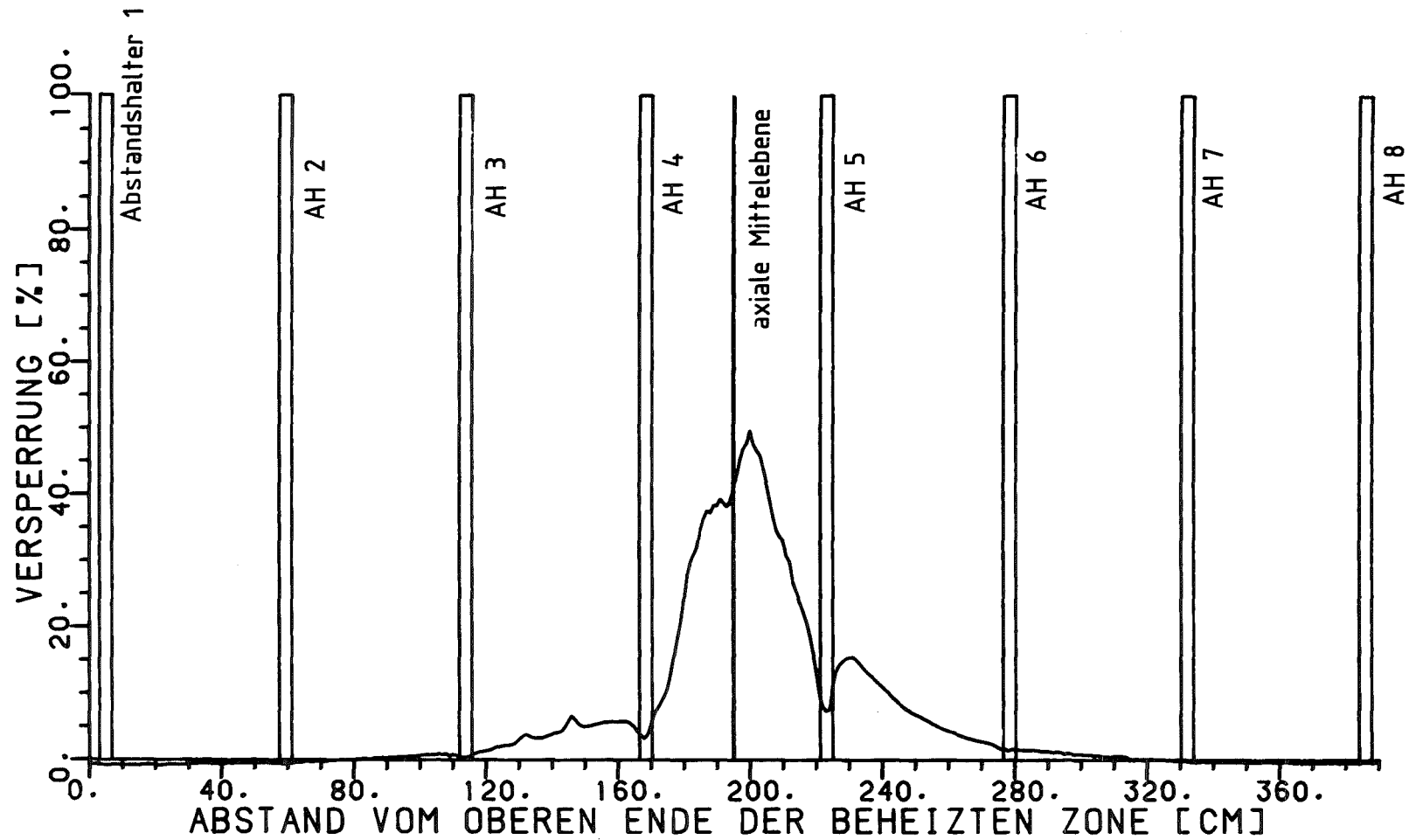
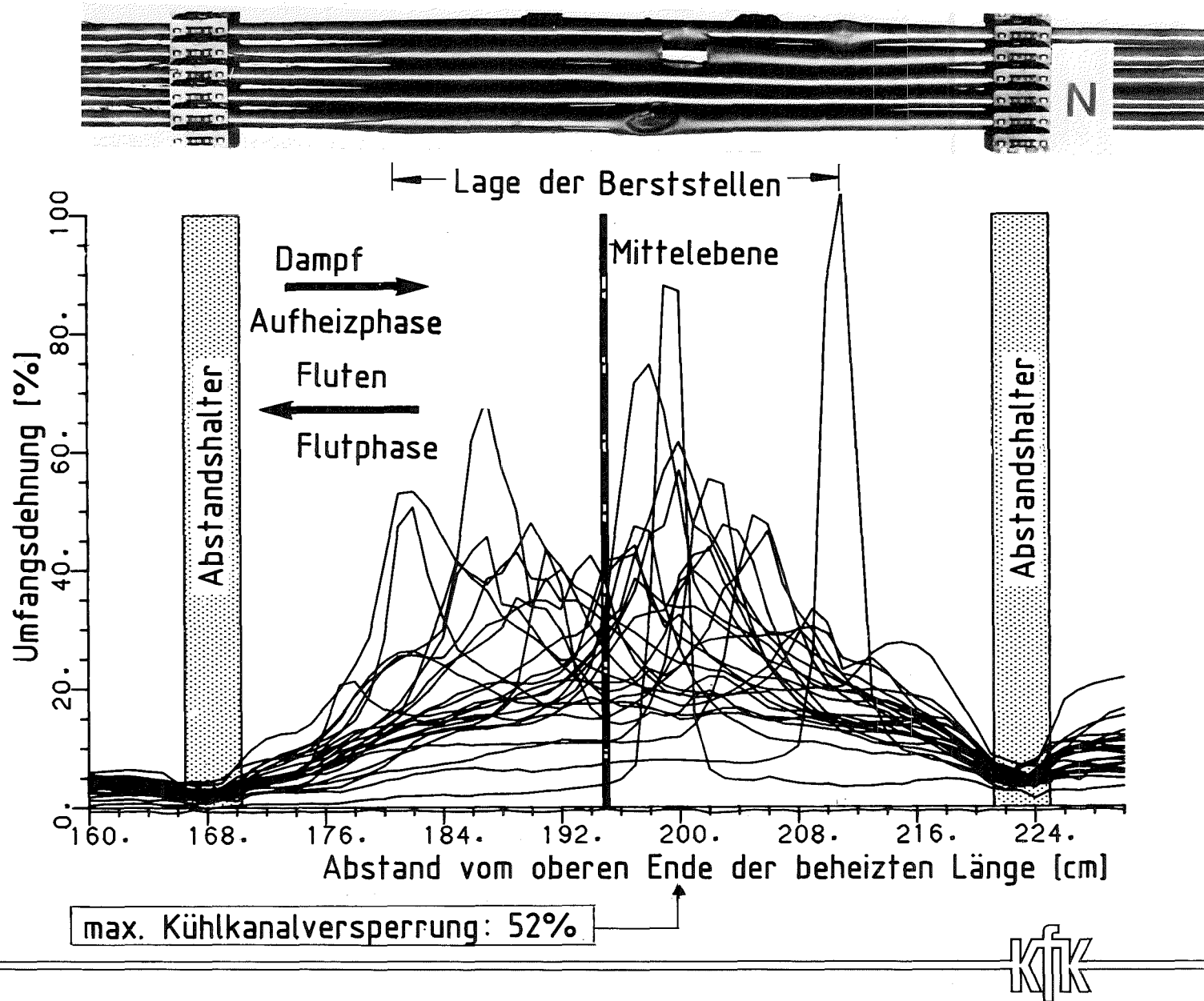
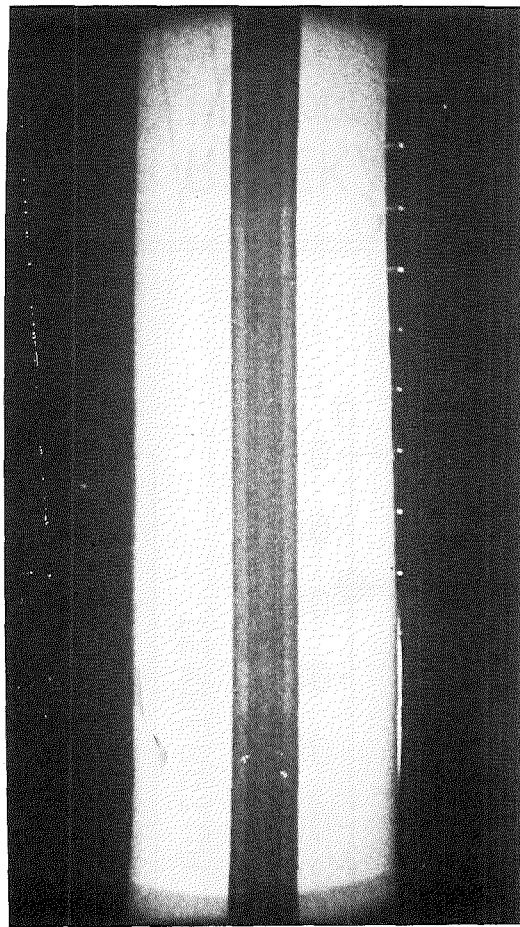


Abb. 21 REBEKA 5
Kühlkanalversperrung der inneren 25 Stabhüllen

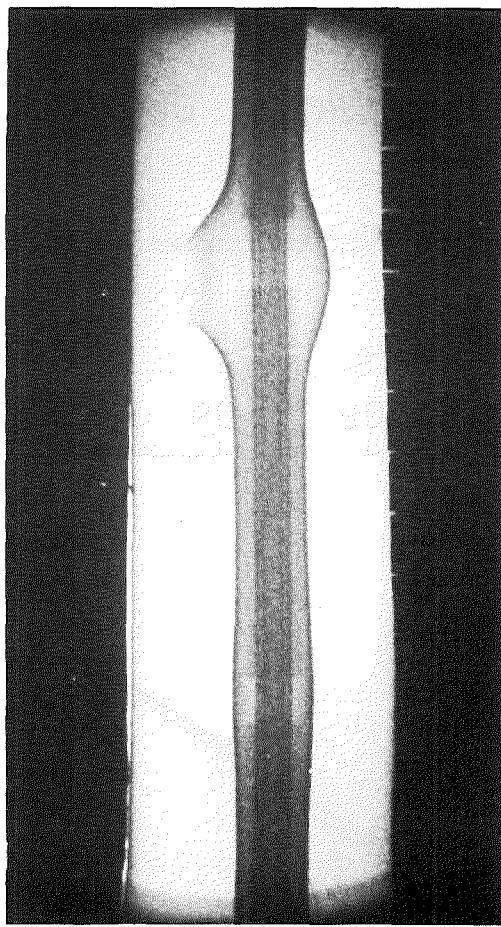


- 4200-136 -

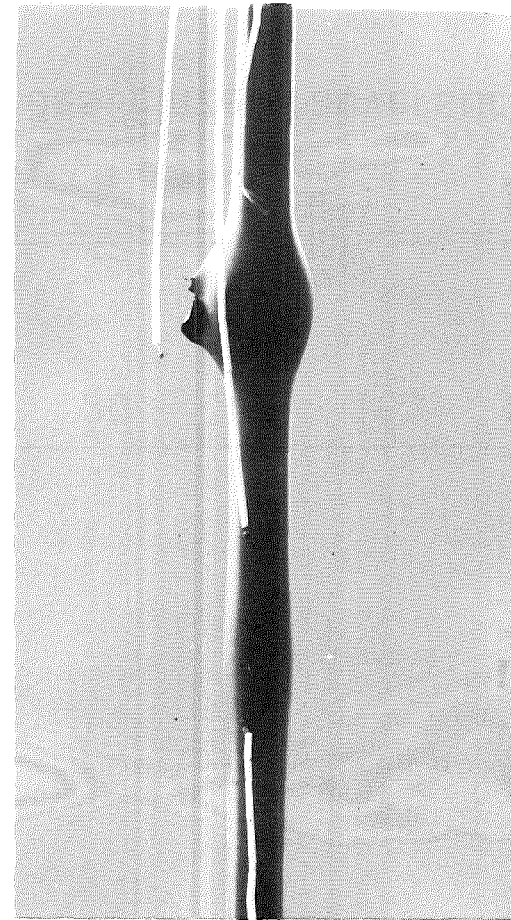
Abb. 22 REBEKA 5
 Axiales Dehnungsprofil der inneren 25 Stabhüllen



a



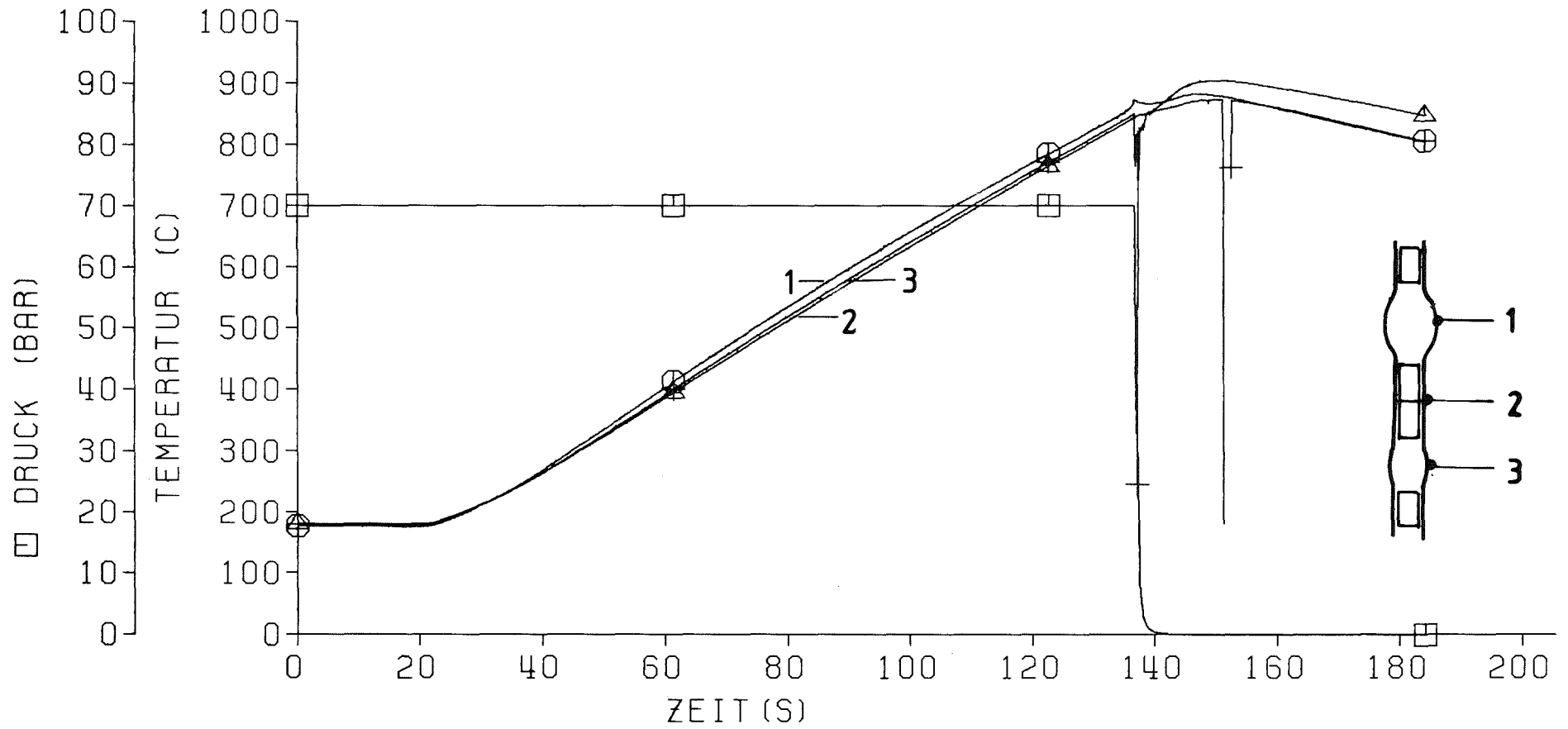
b



c

Abb. 23 Doppelbeule auf Grund lokal fehlender Ringpellets
a, Röntgenaufnahme vor Versuch b, R.A. nach Versuch
c, Aufnahme mit Thermoelementpositionen nach Versuch

KfK



- 4200-138 -



Abb. 24 REBEKA 5
 Hüllrohrtemperaturen und Stabinnendruck des Einzelstabversuches
 mit Doppelbeule

mittlere Berstdaten:
68 bar, 800 °C

Entfernung vom oberen
Ende der beheizten Länge
'Berstdehnung', max. Dehnung
Heizstab-Nummer

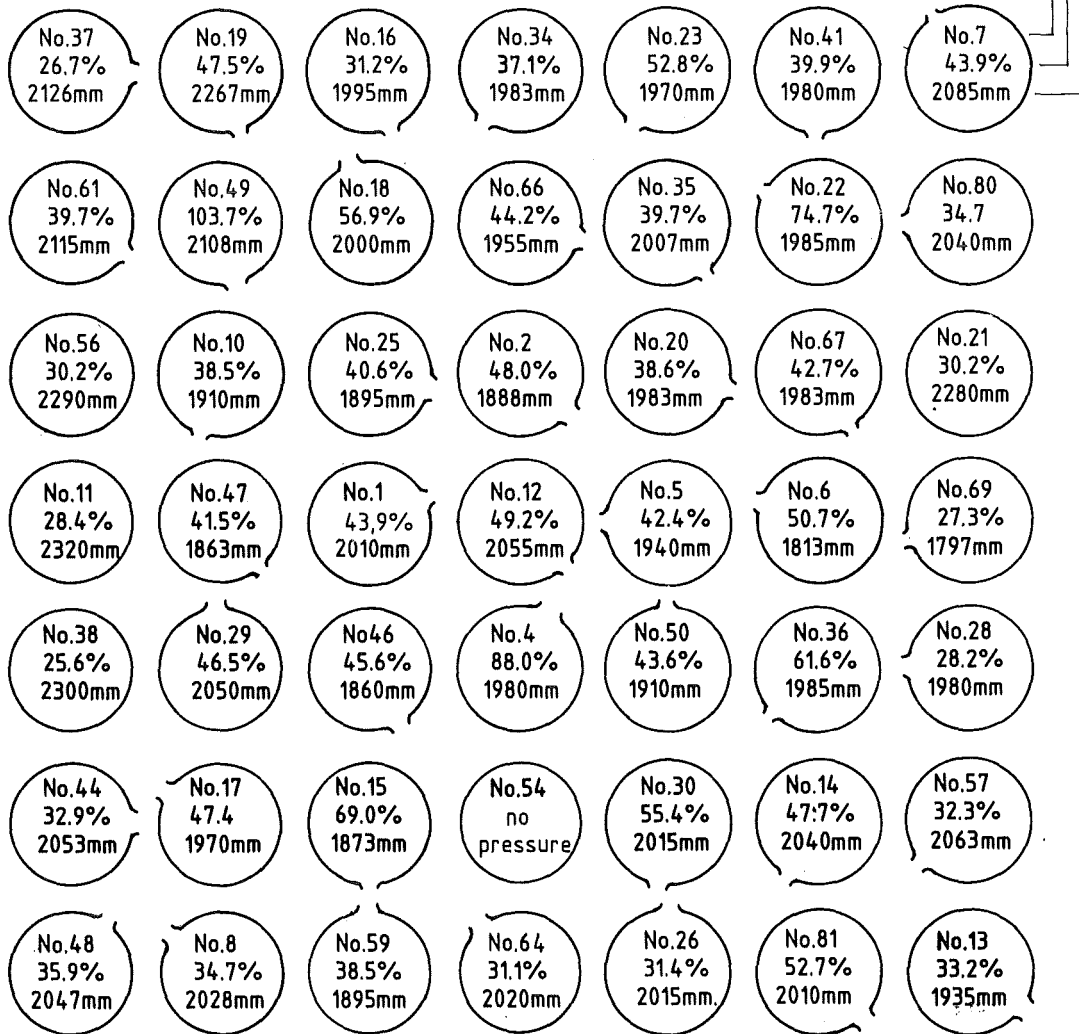


Abb. 25 REBEKA 5
Berstdehnungen und Berstlagen

Abstands-
halter

axiale Mitte

Abstands-
halter

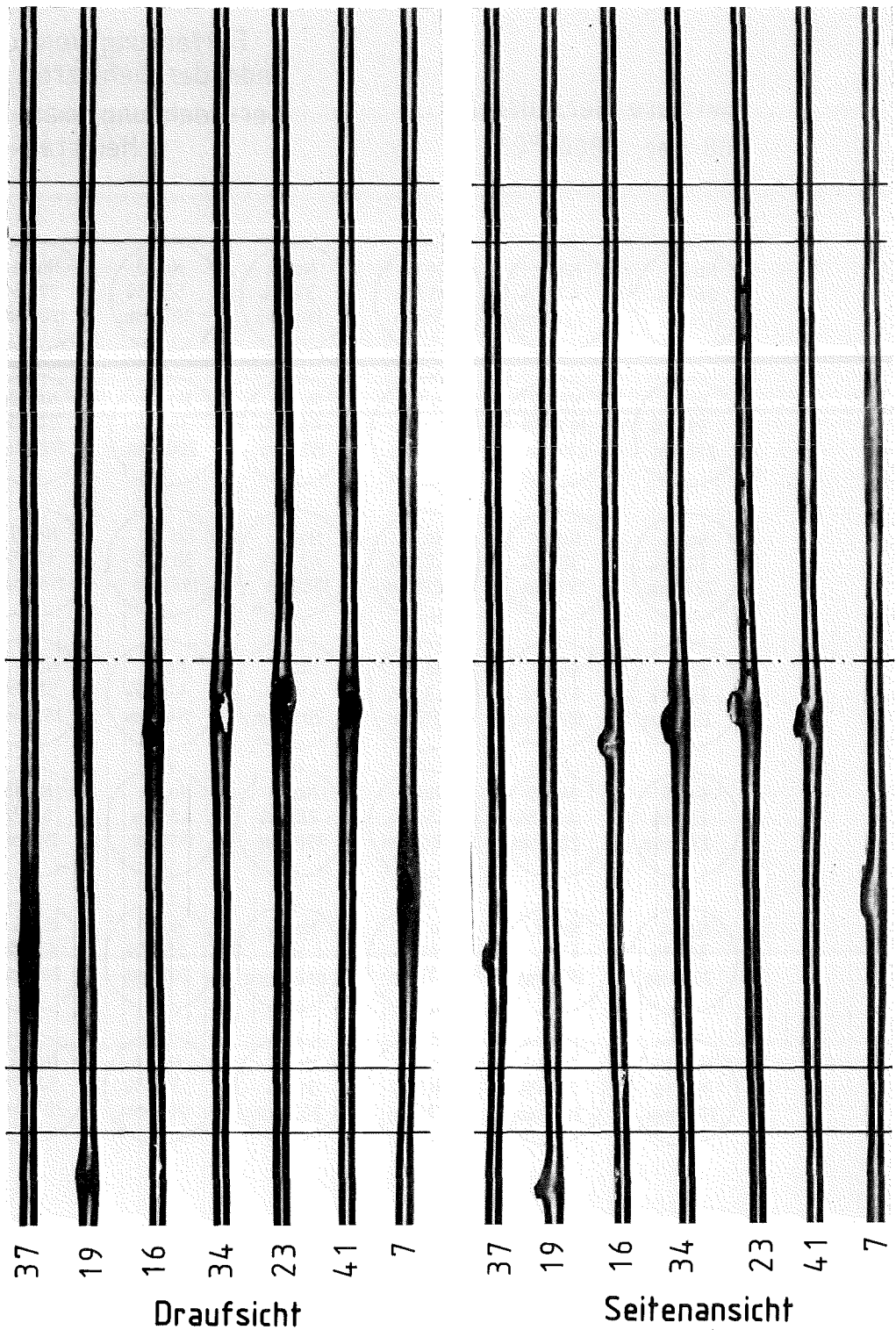


Abb. 26 REBEKA 5
Hüllen der 1. Stabreihe

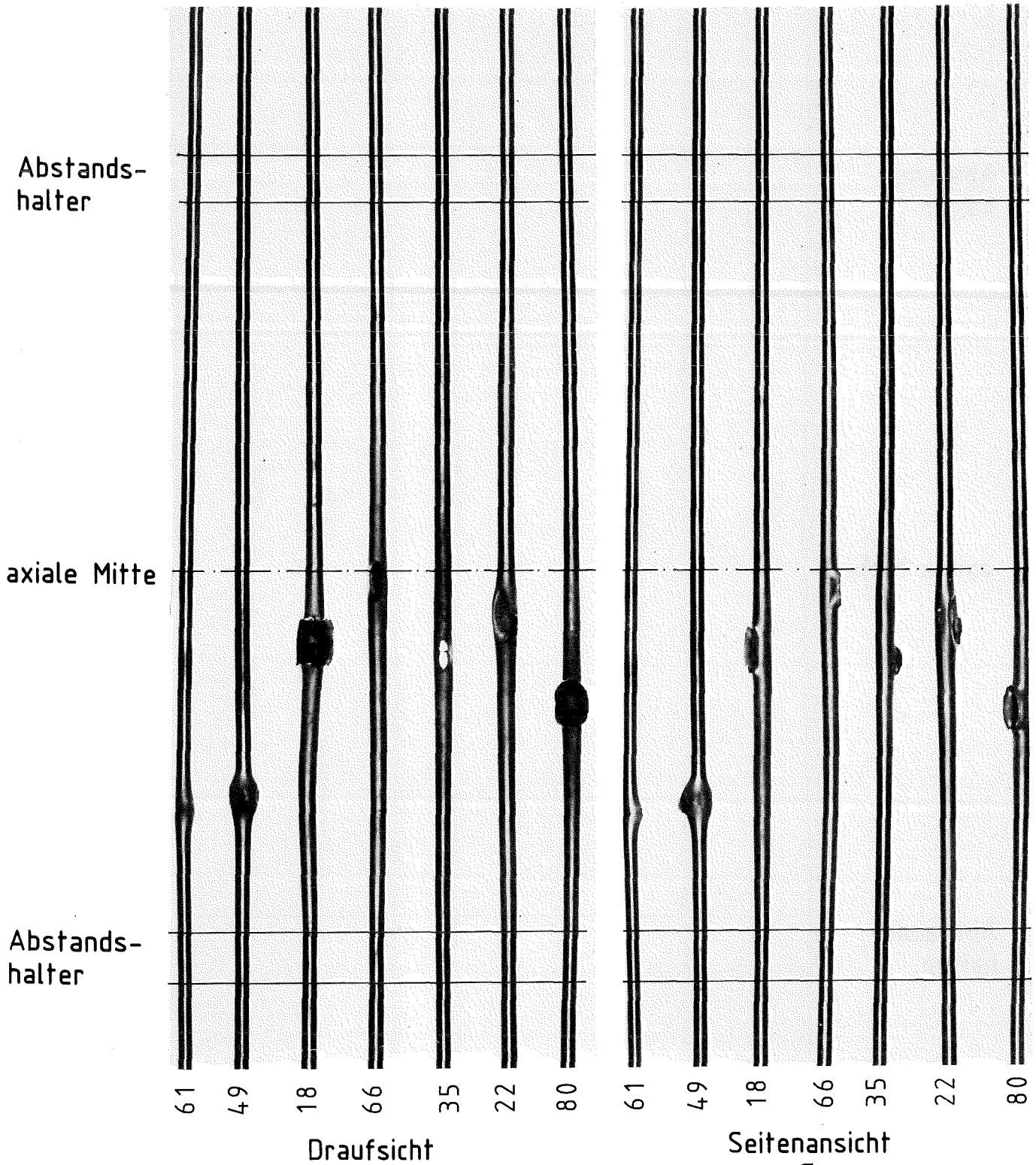


Abb. 27 REBEKA 5
Hüllen der 2. Stabreihe

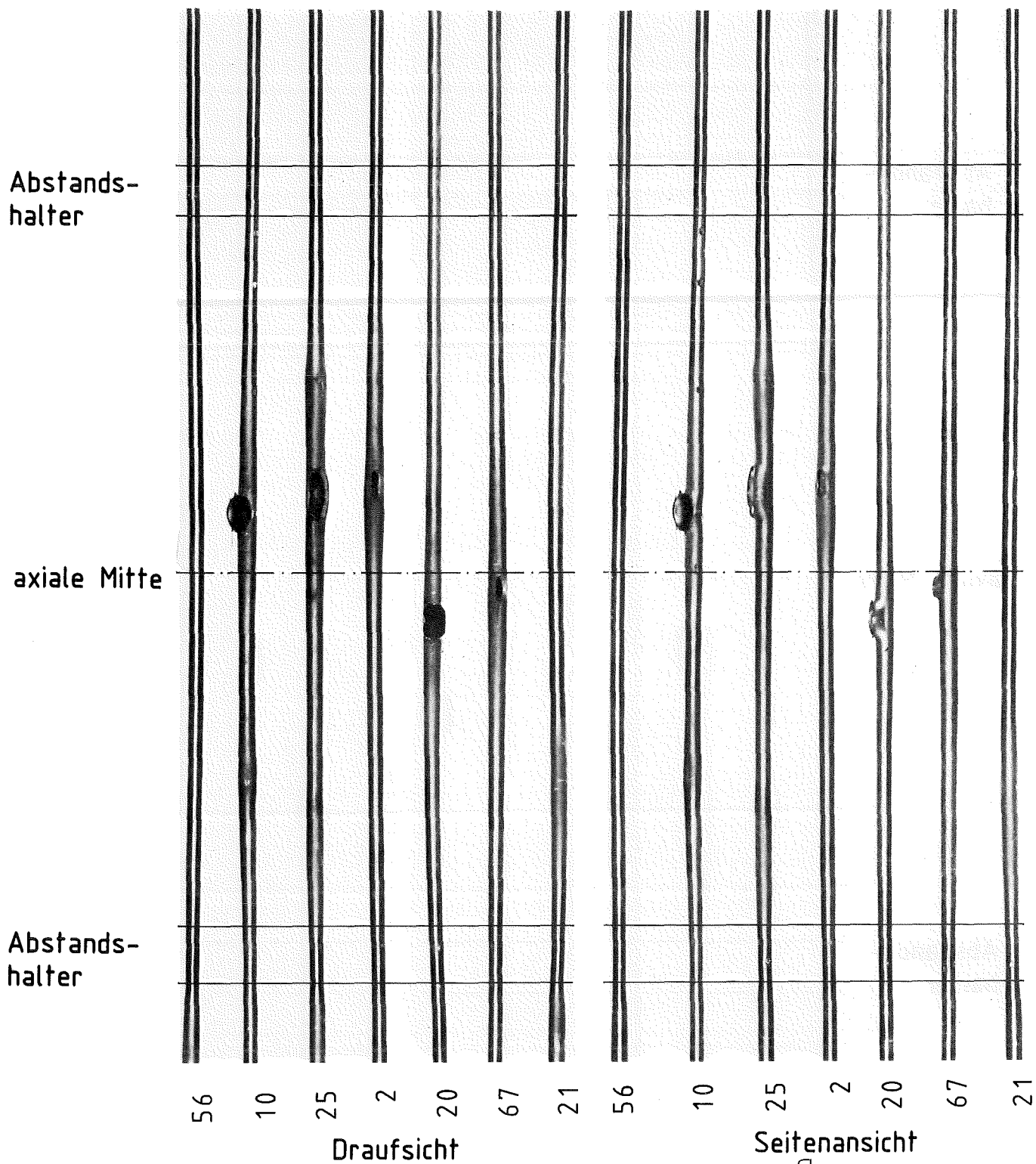


Abb. 28 REBEKA 5
Hüllen der 3. Stabreihe

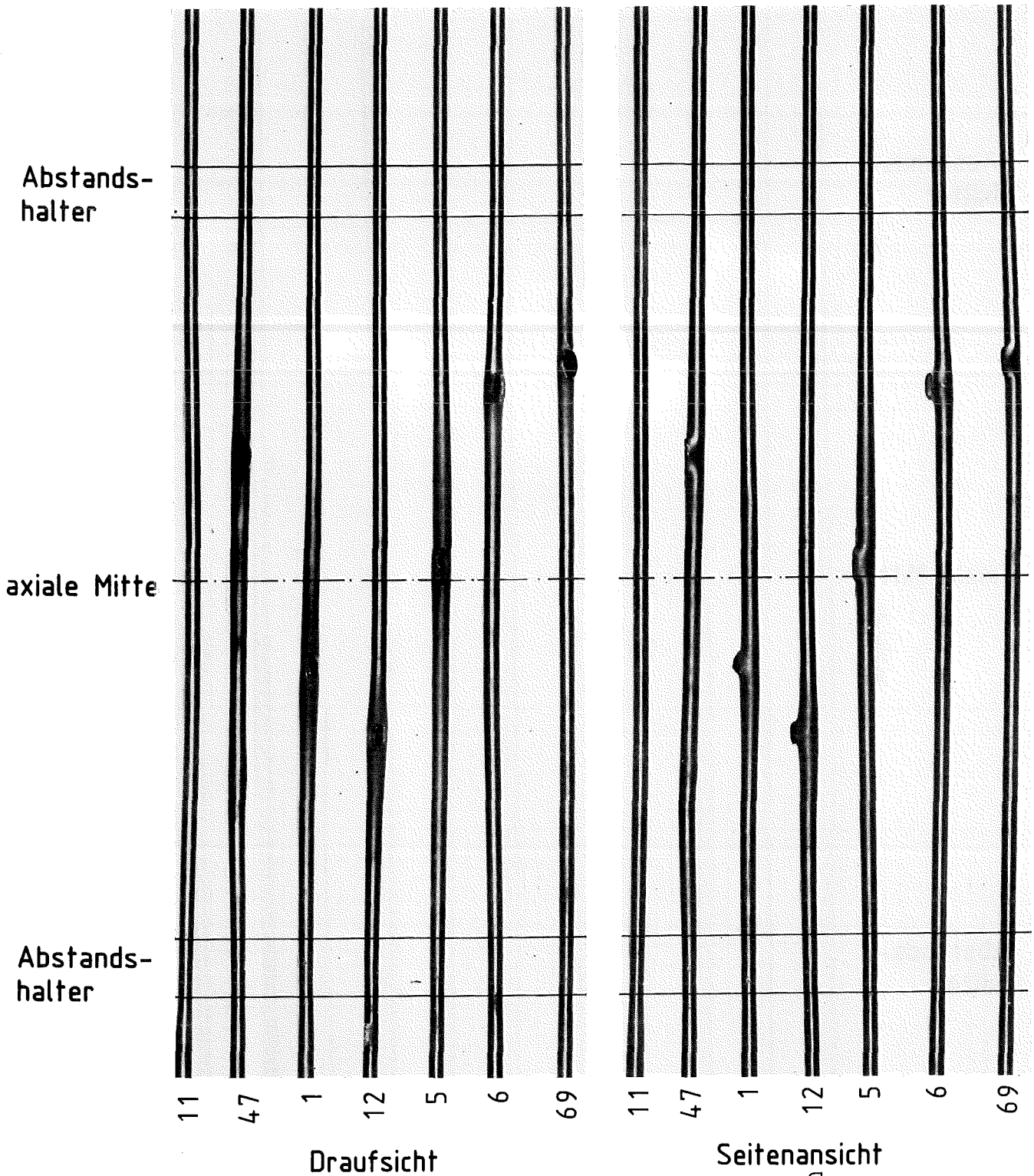


Abb. 29 REBEKA 5
Hüllen der 4. Stabreihe

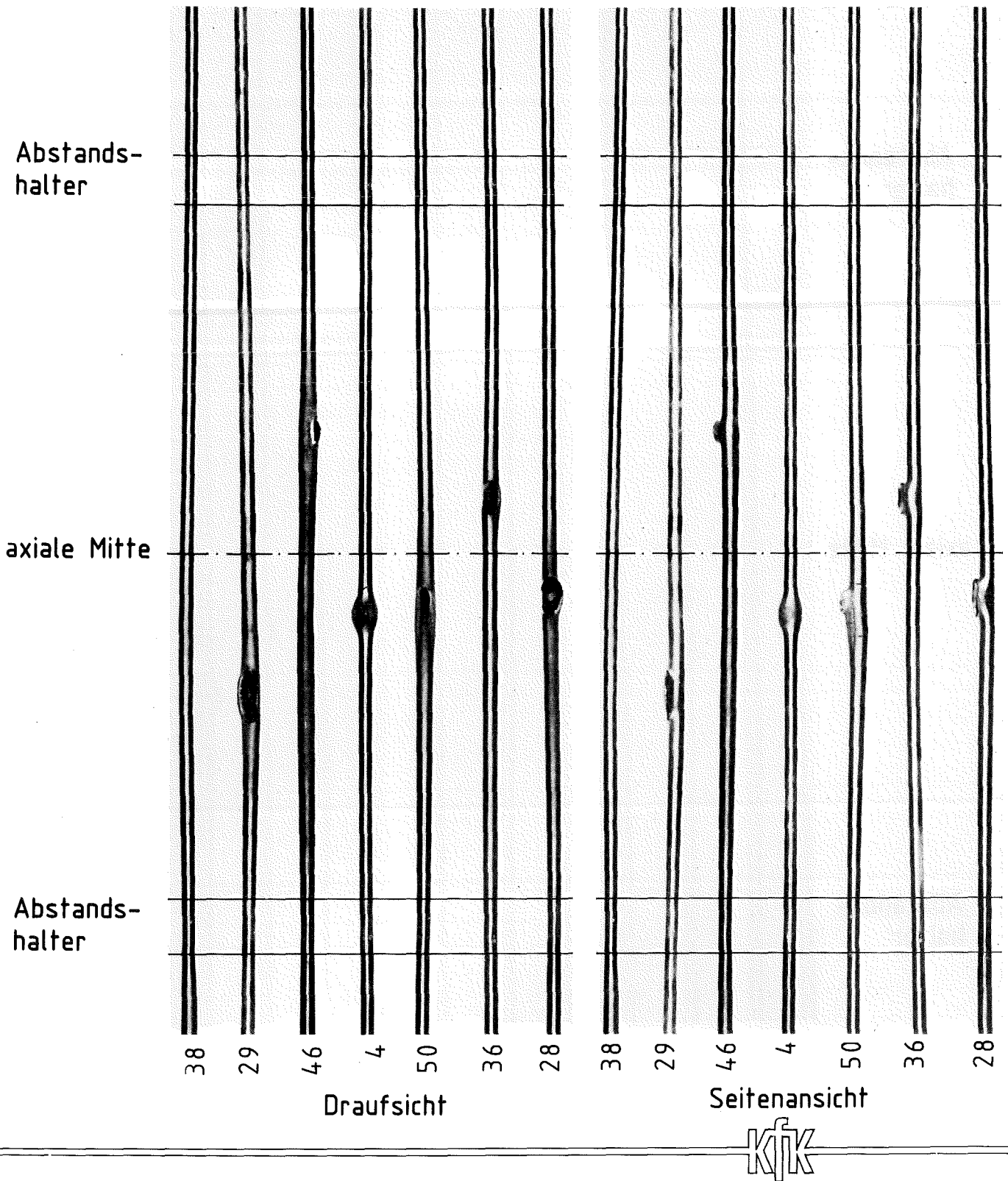


Abb. 30

REBEKA 5

Hüllen der 5. Stabreihe

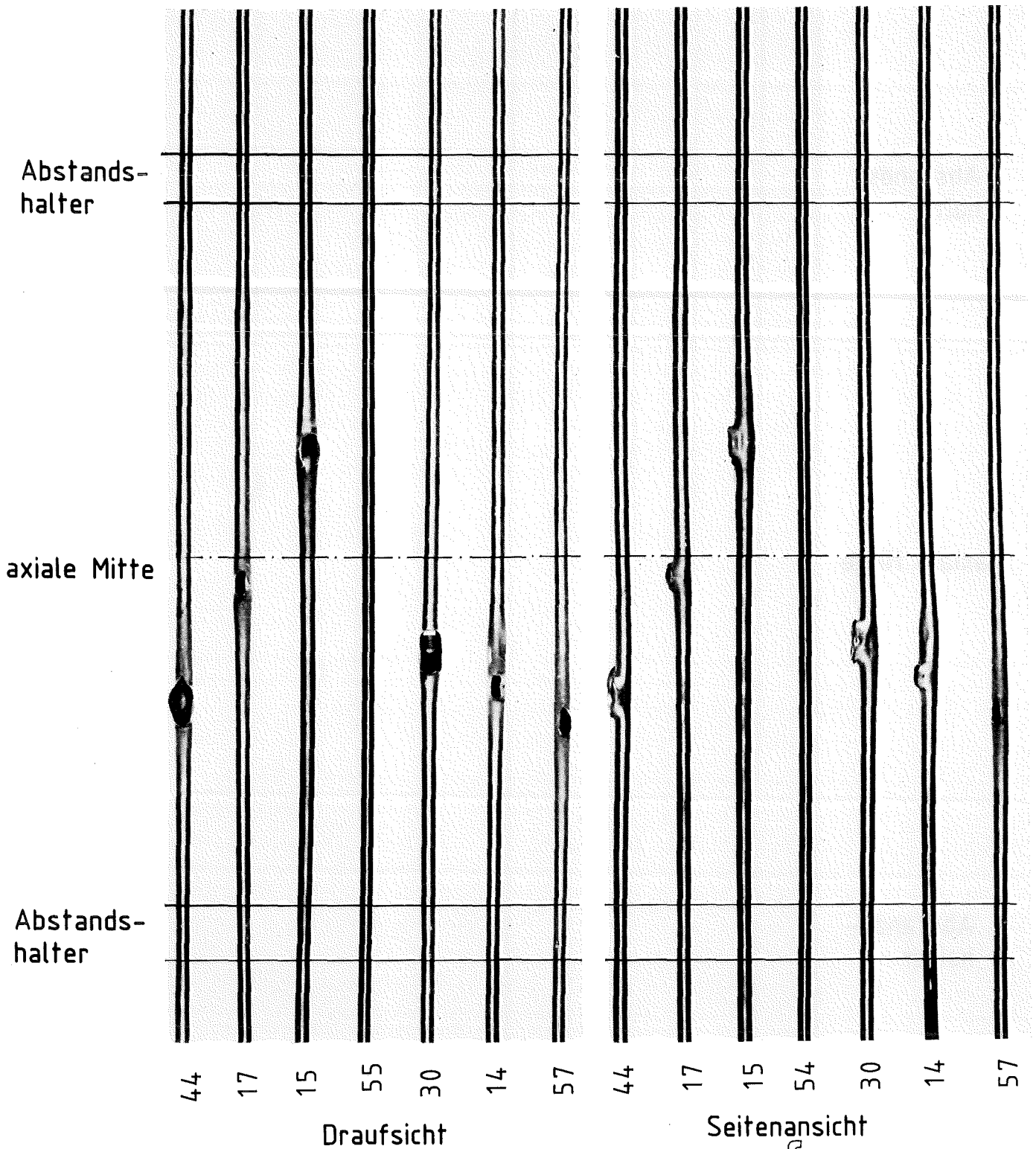


Abb. 31 REBEKA 5
Hüllen der 6. Stabreihe

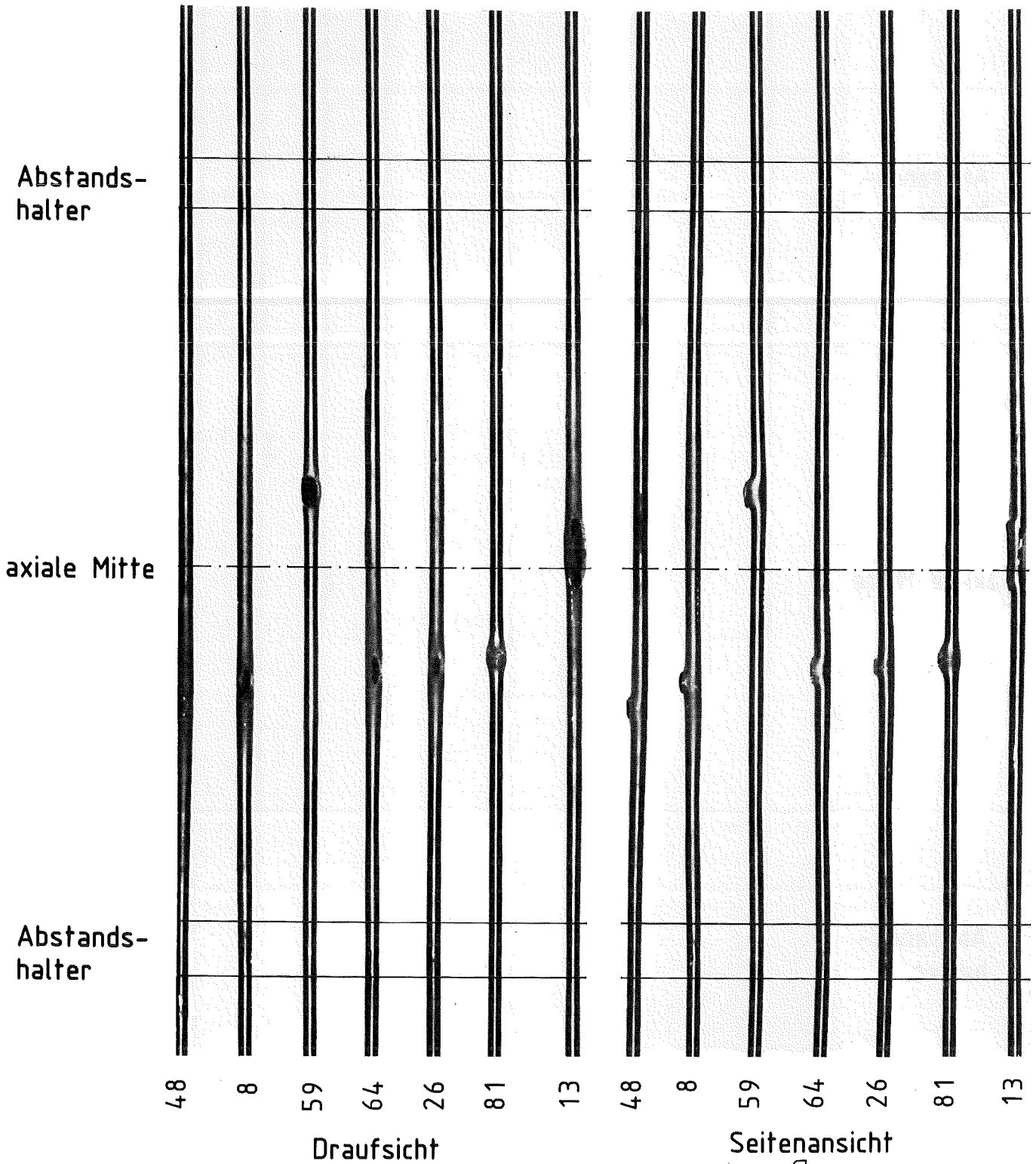


Abb. 32 REBEKA 5
Hüllen der 7. Stabreihe

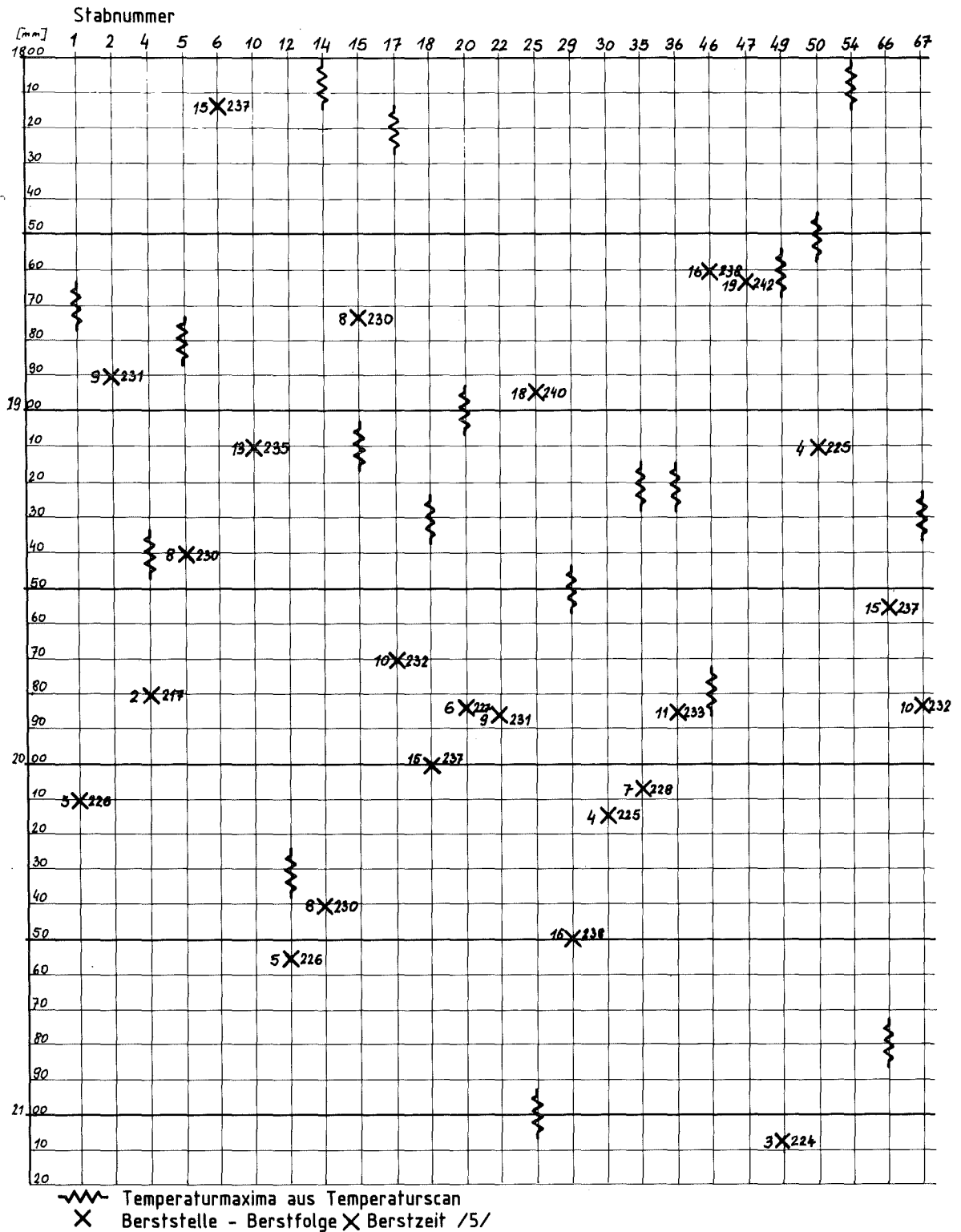


Abb. 33 REBEKA 5

Axiale Lage der Berststellen der inneren 25 Zr-Hüllen zur lokalen Heißstelle der Heizstäbe

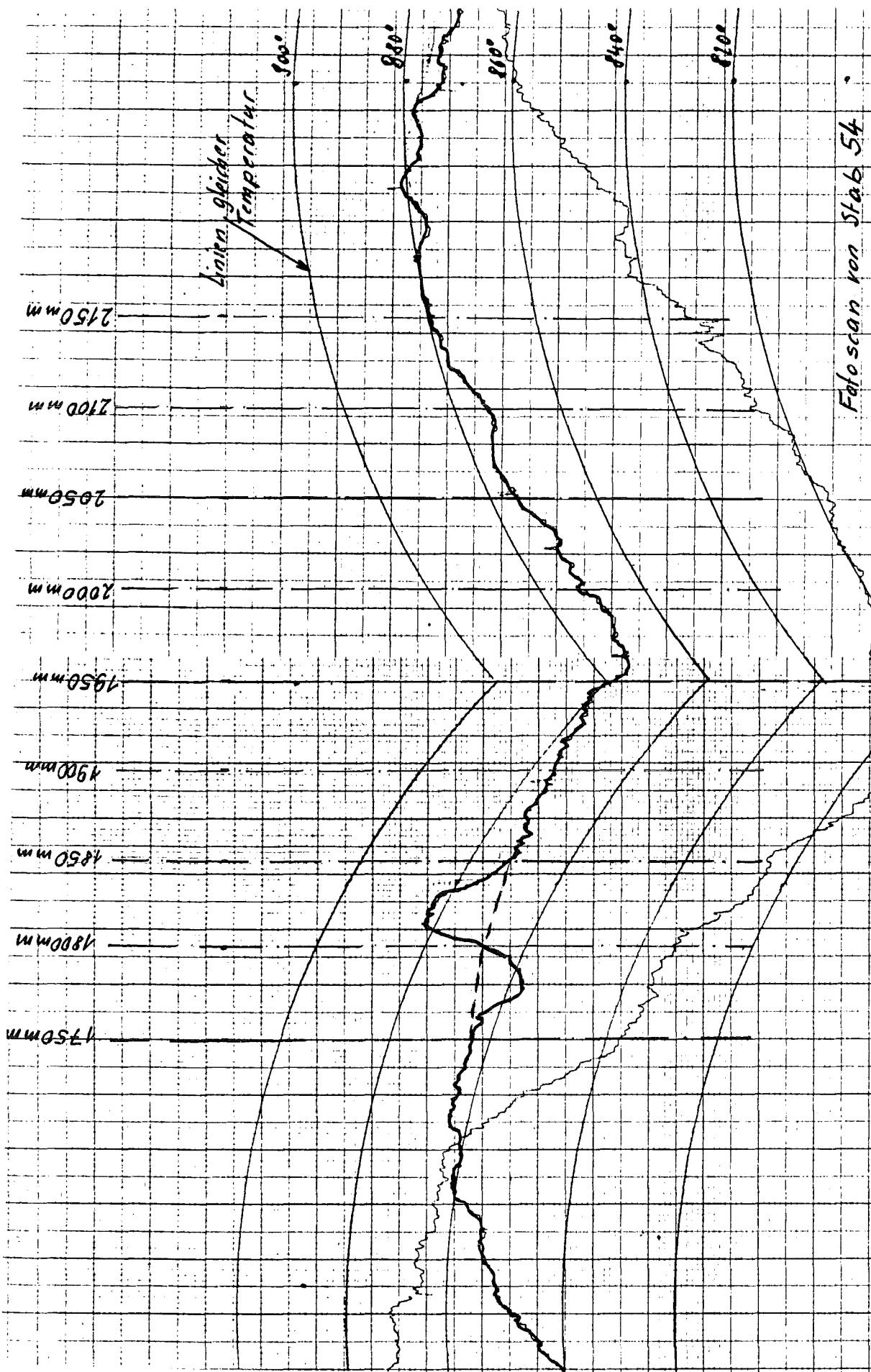


Abb. 34 REBEKA 5
Temperaturscan eines Heizstabes

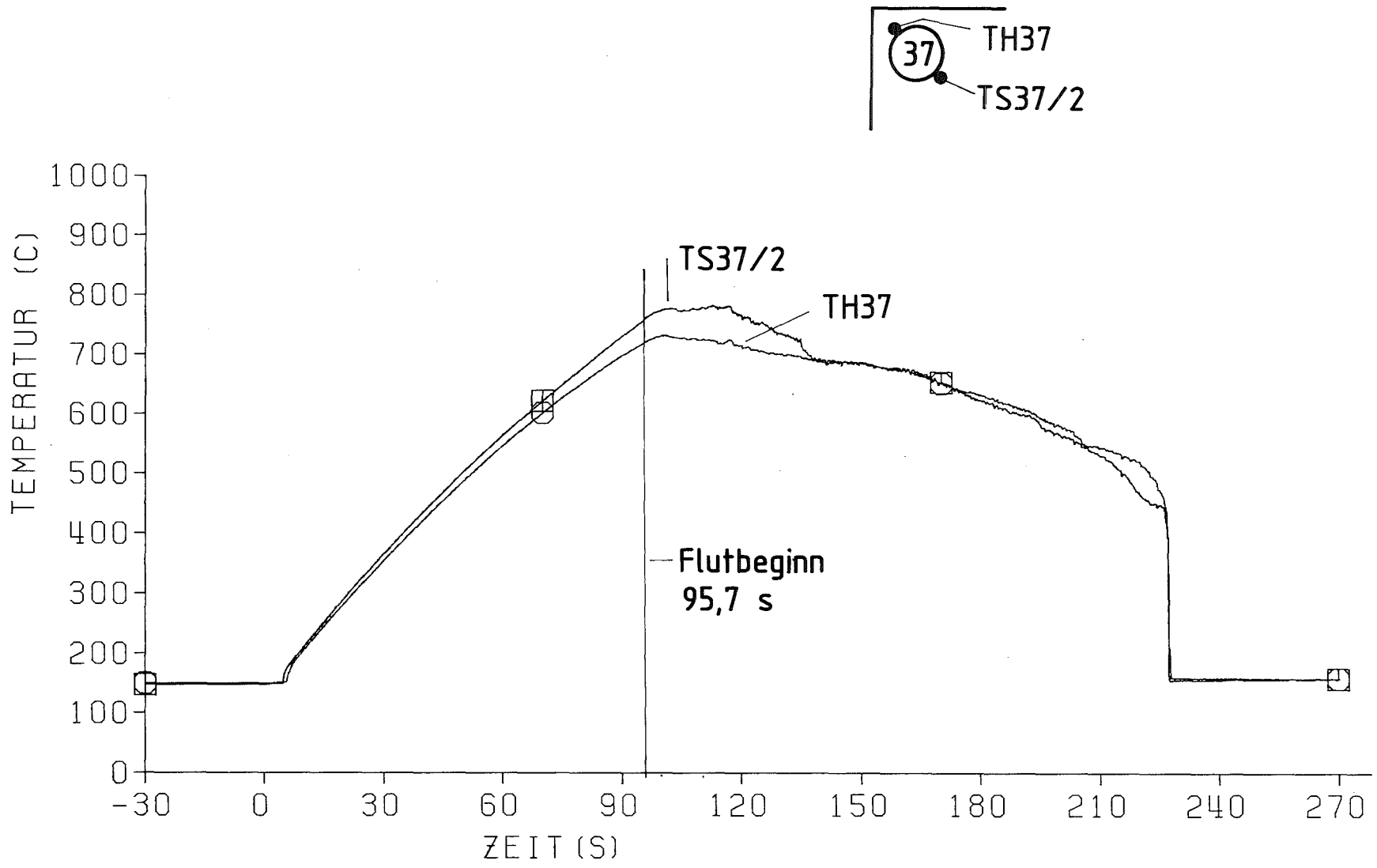
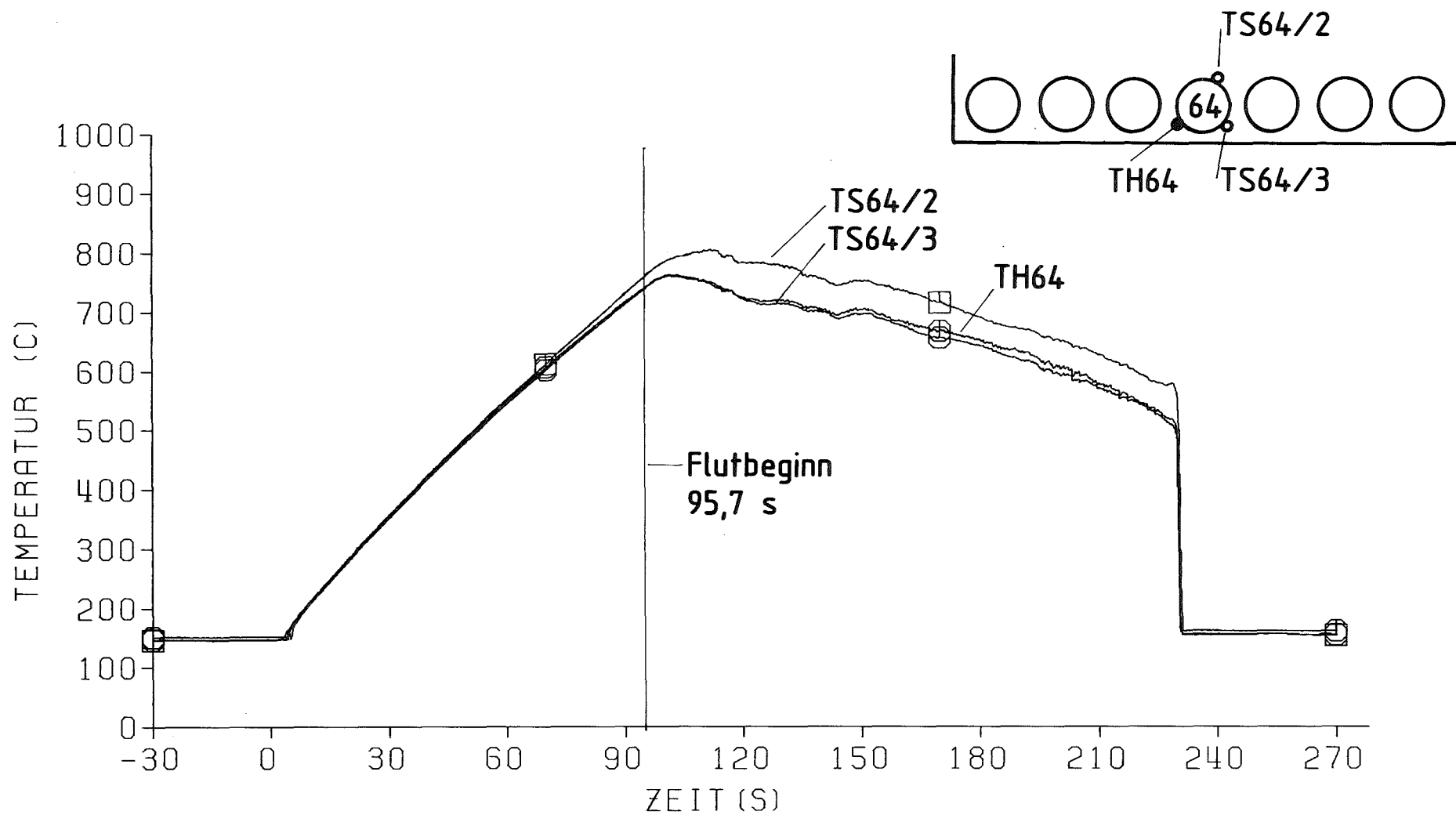


Abb. 35 REBEKA 5
Azimutale Temperaturen des Eckstabes Nr. 37



- 4200-150 -



Abb. 36 REBEKA 5
Azimutale Temperaturen des Außenstabes Nr. 64

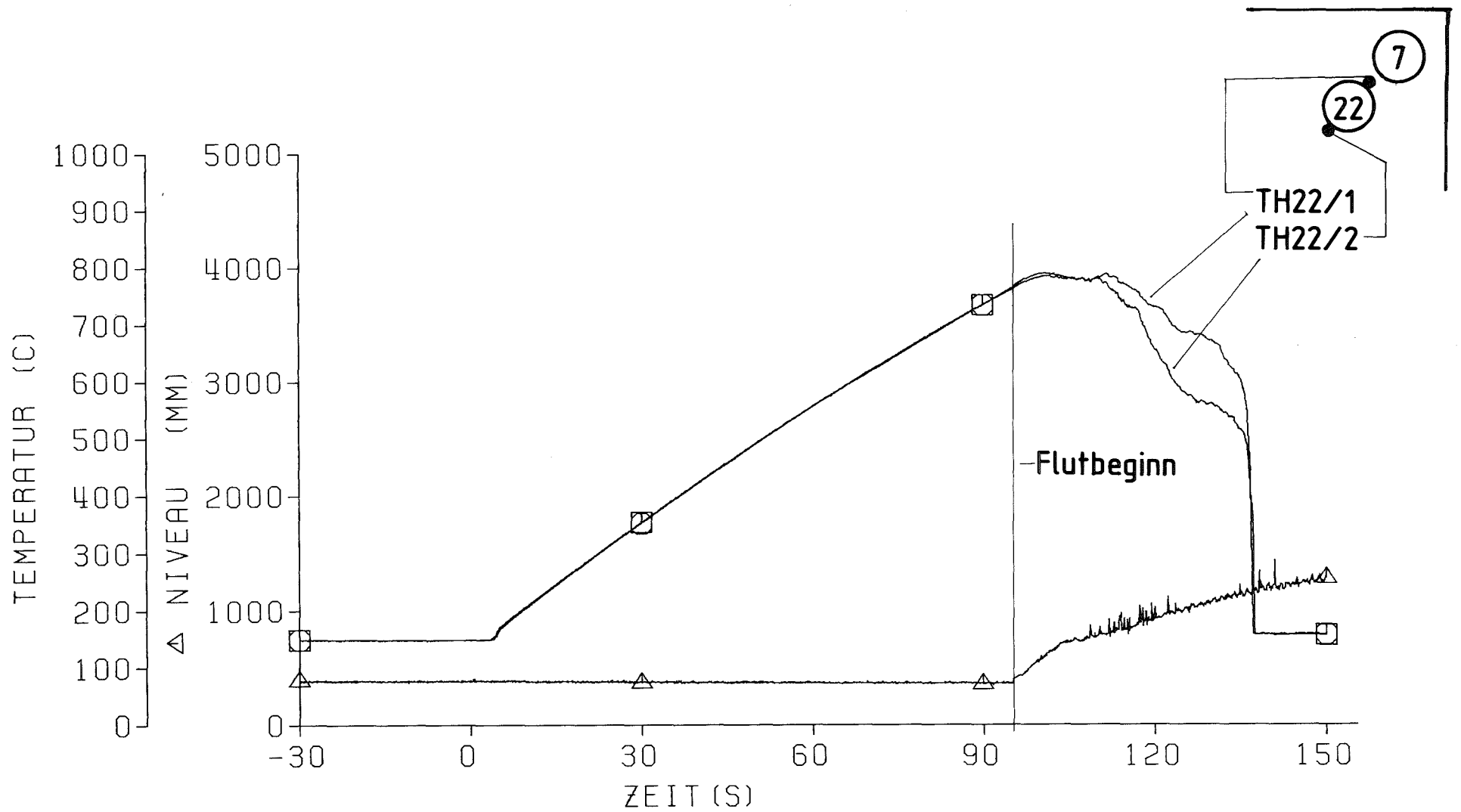
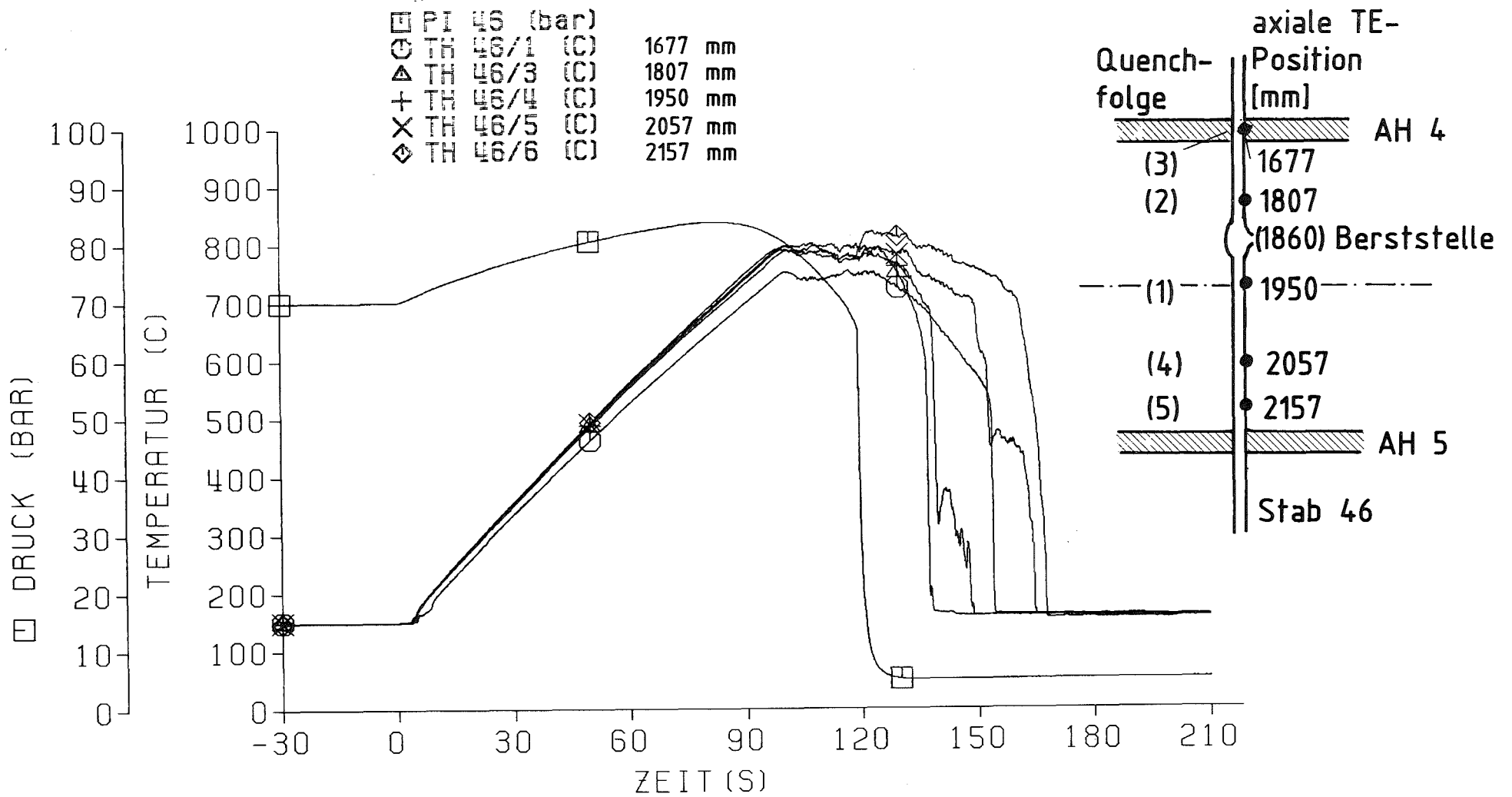


Abb. 37 REBEKA 5
Azimutale Temperaturen des Stabes Nr. 22



- 4200-152 -



Abb. 38 REBEKA 5
 Druck- u. axialer Temperaturverlauf zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stab 46

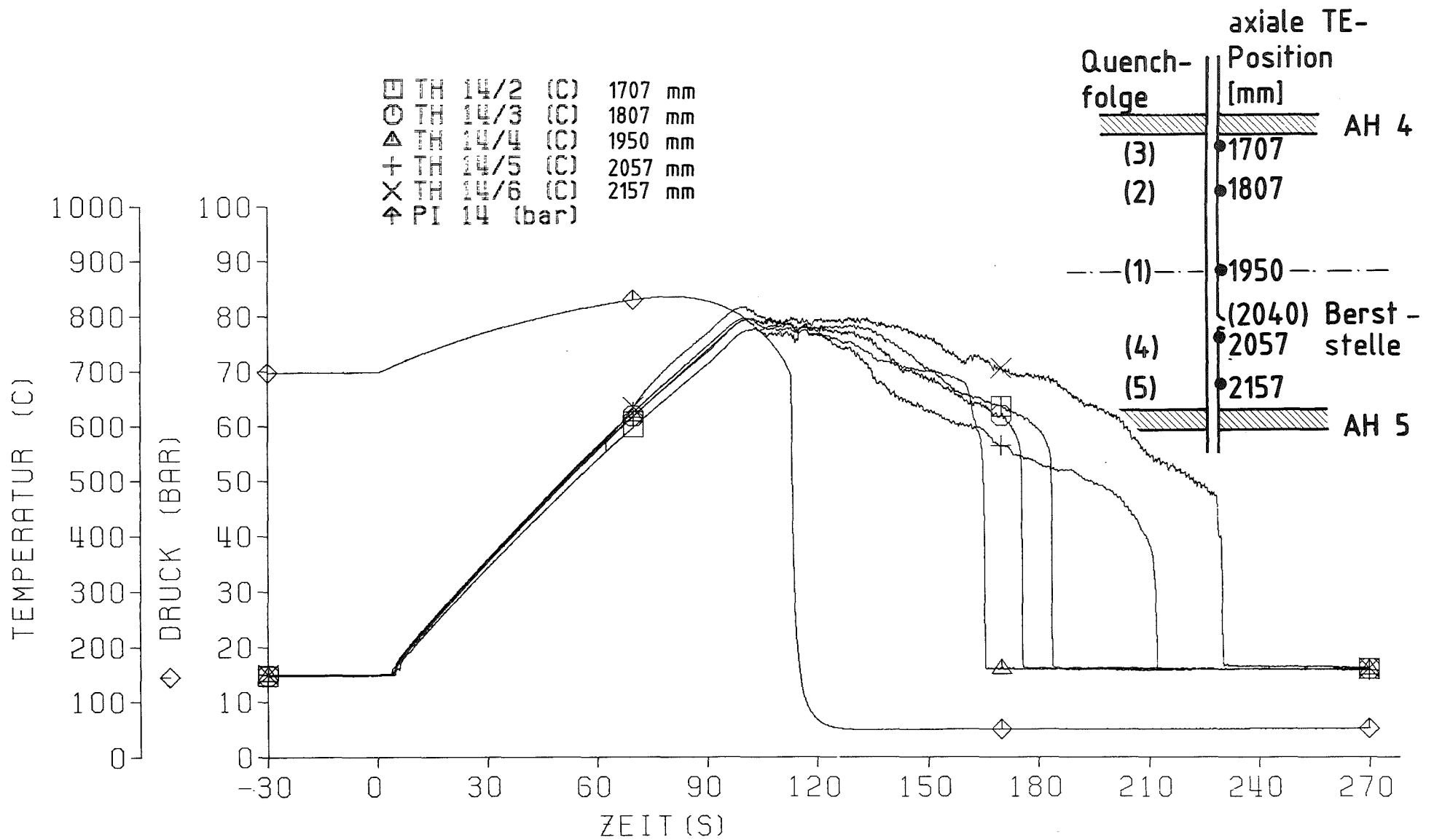
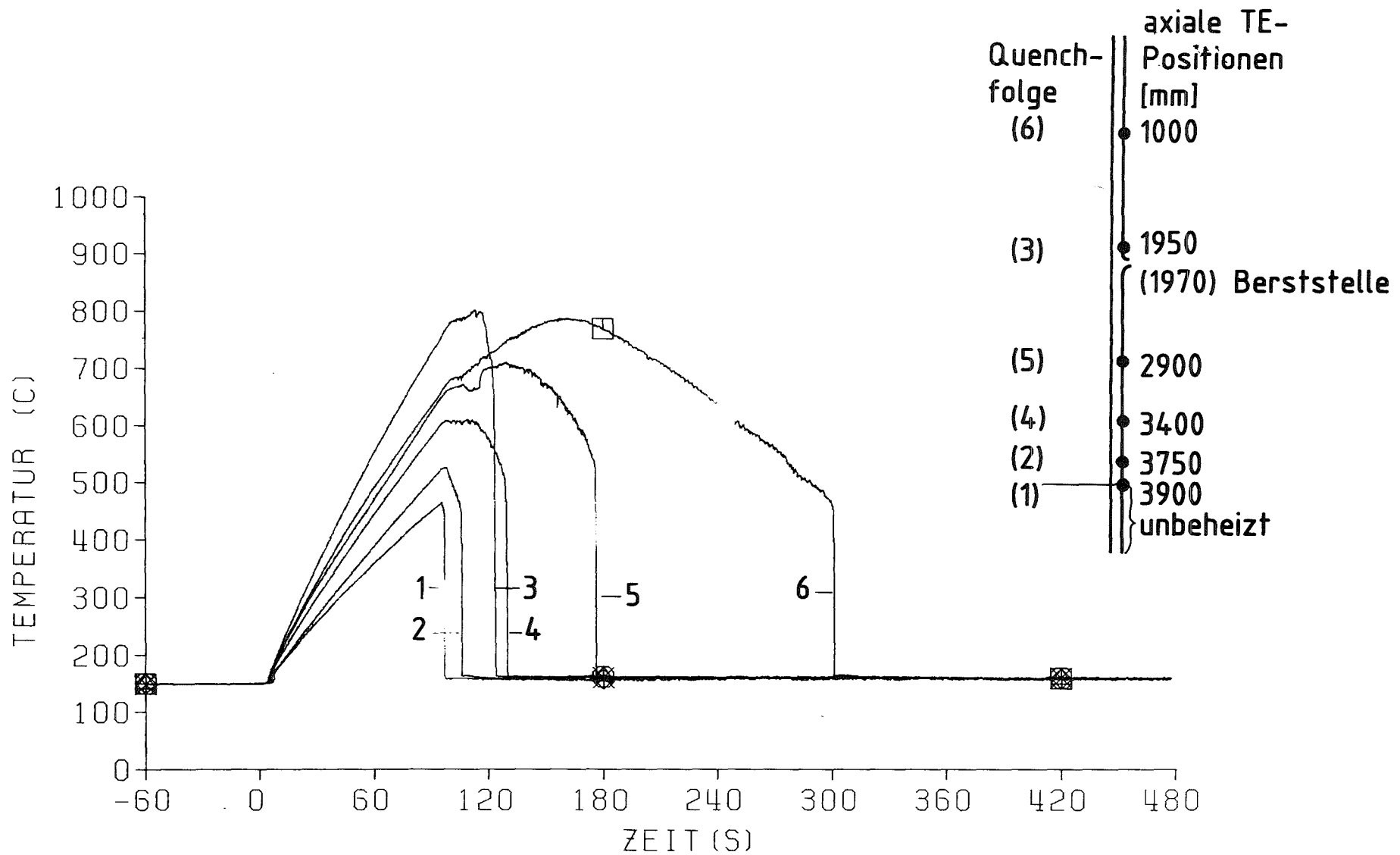


Abb. 39 REBEKA 5

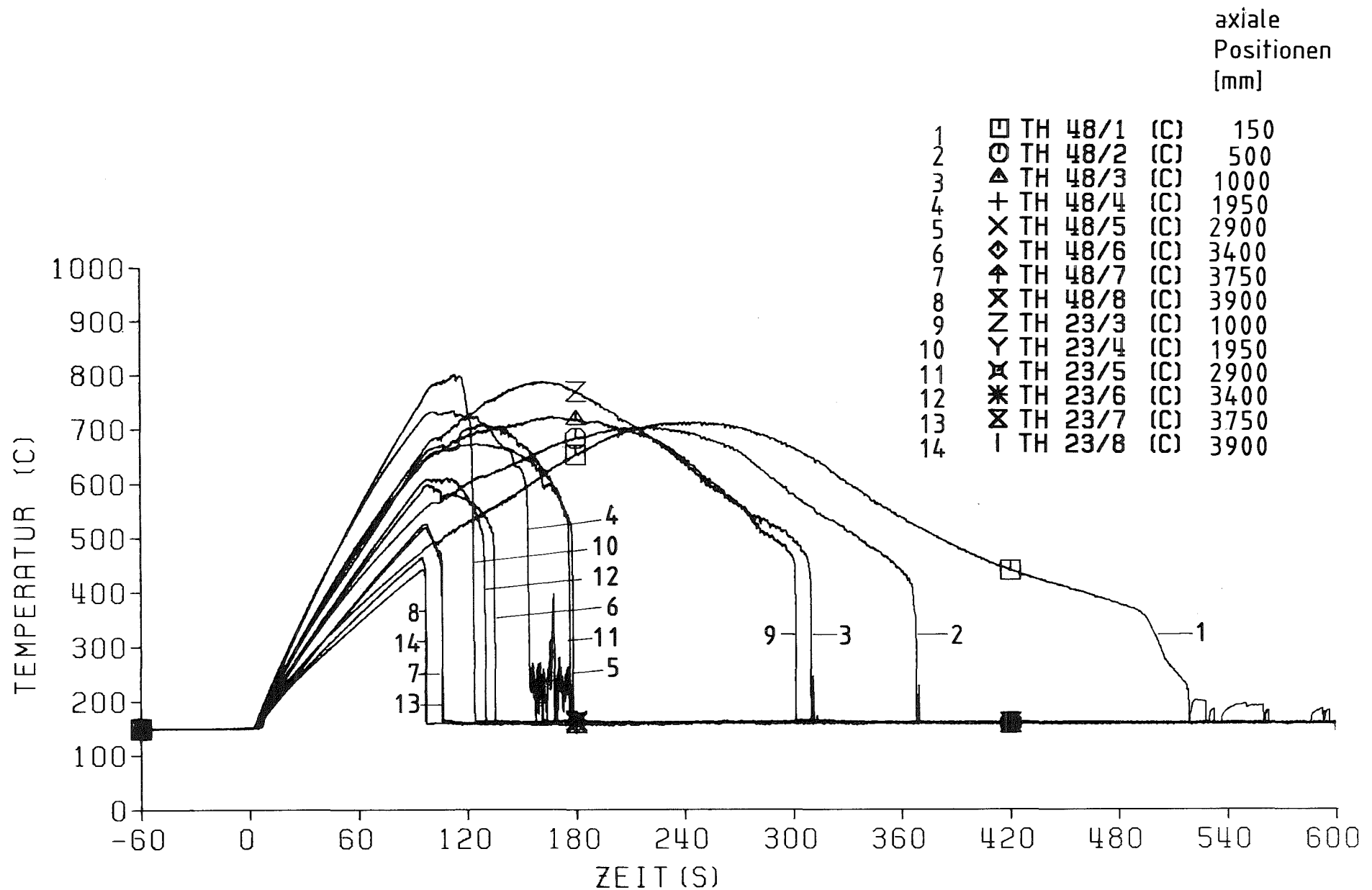
Druck- und axialer Temperaturverlauf zwischen den mittleren Abstandshaltern des Stabes Nr. 14



- 4200-154 -

KfK

Abb. 40. REBEKA 5.
Axiale Temperaturverläufe des Stabes Nr. 23

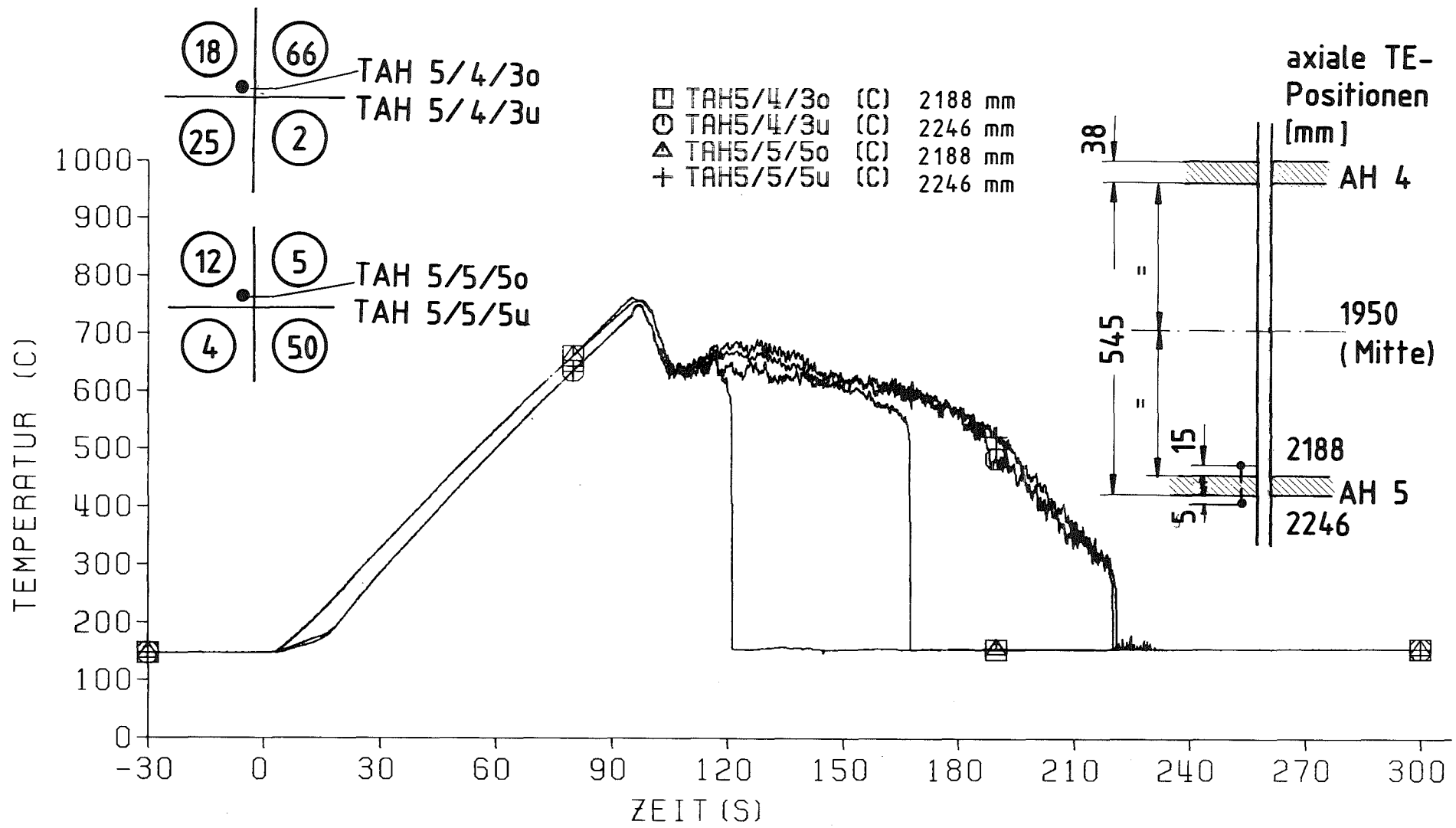


- 4200-155 -



Abb. 41 REBEKA 5

Vergleich der axialen Temperaturverläufe der Stäbe 48 und 23



- 4200-156 -

Abb. 42 REBEKA 5
Fluidtemperaturen am Abstandshalter 5



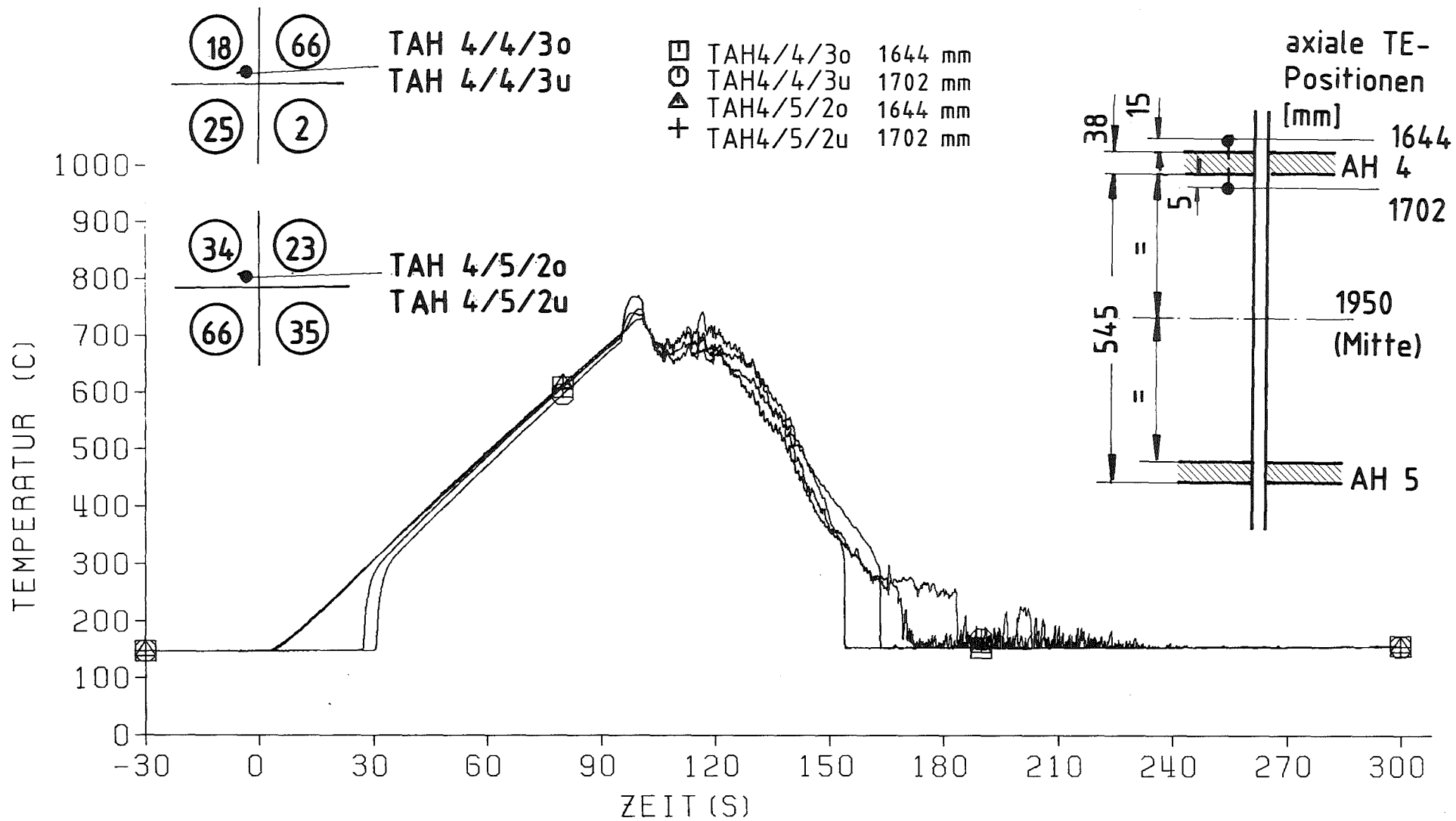
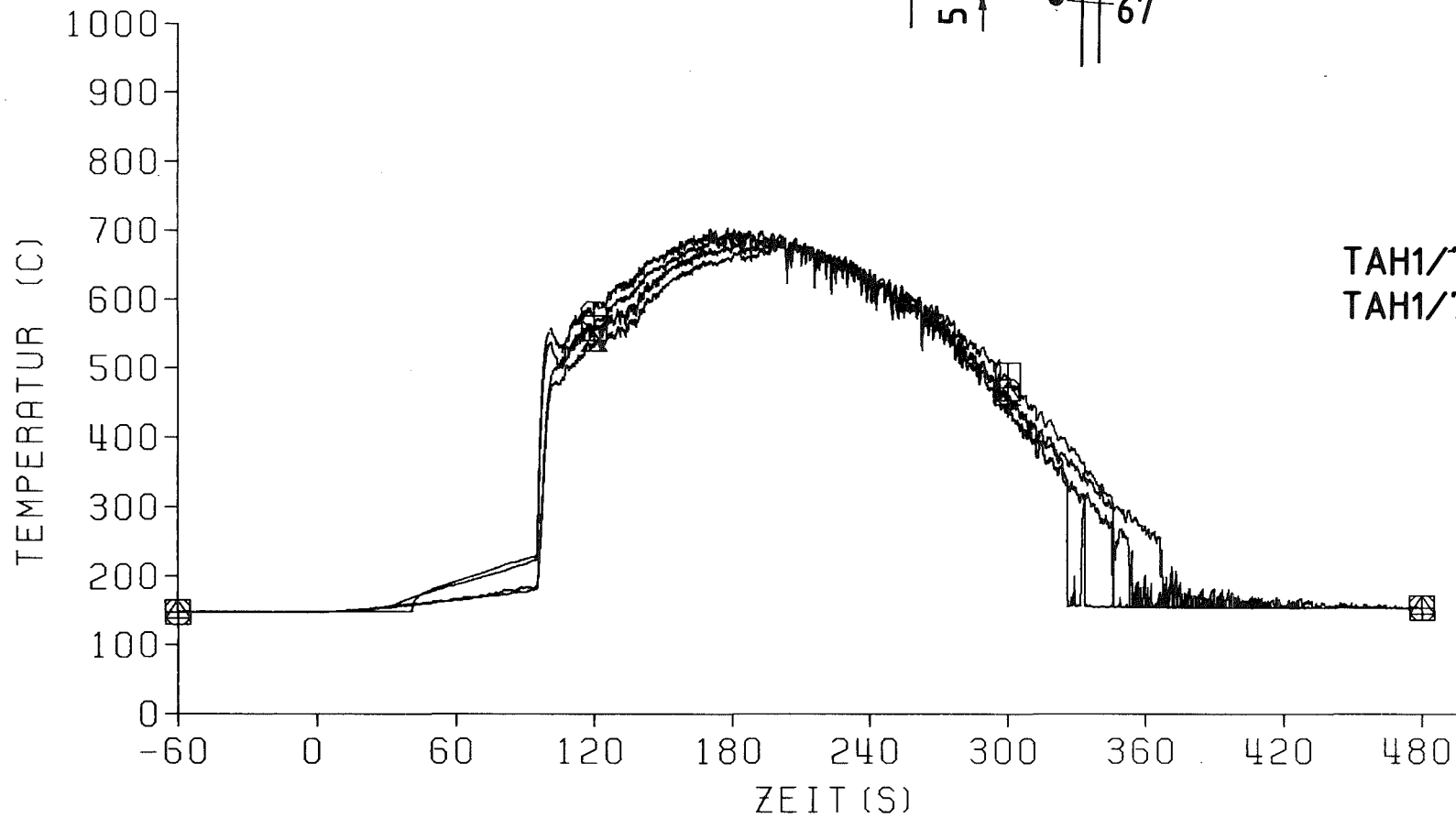
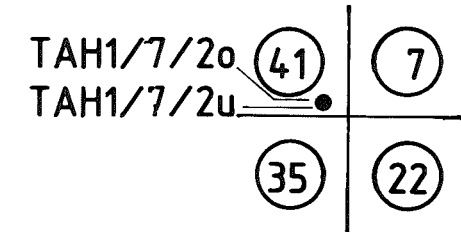
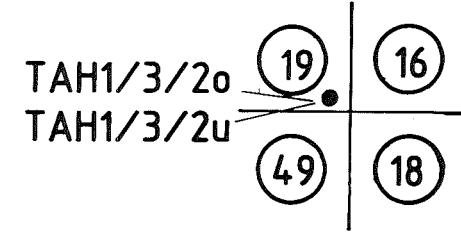
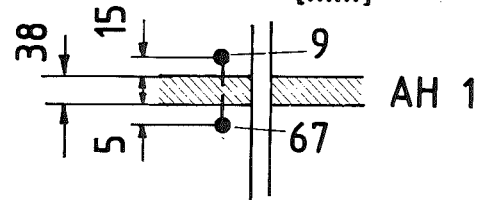


Abb. 43 REBEKA 5
Fluidtemperaturen am Abstandshalter 4

axiale TE-
Positionen
[mm]

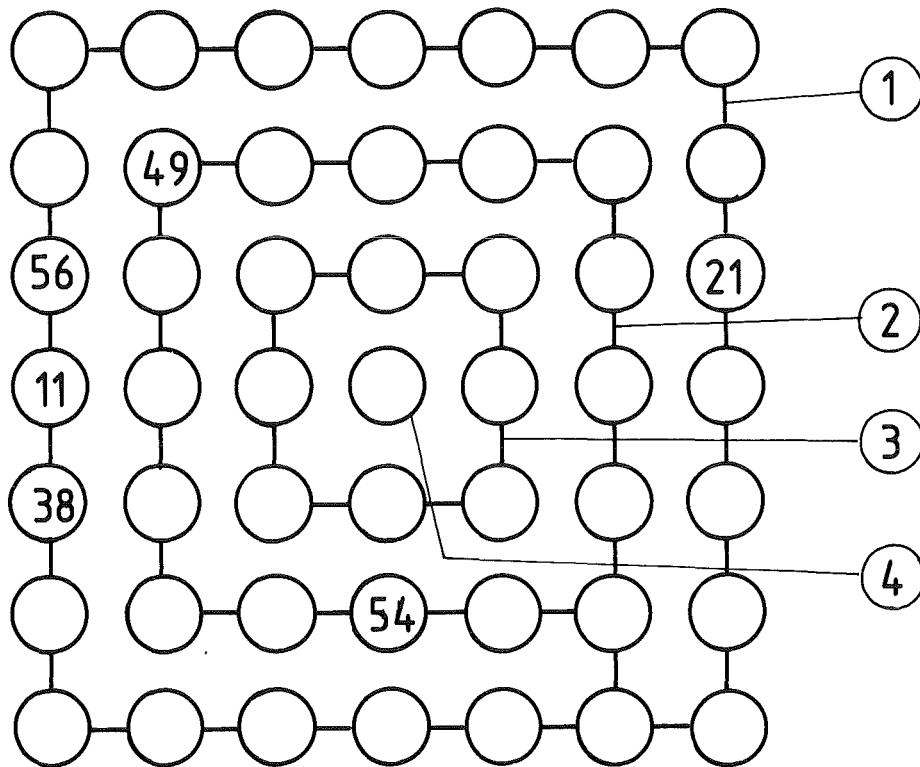
- TAH1/3/2o (C) 9 mm
- TAH1/3/2u (C) 67 mm
- △ TAH1/7/2o (C) 9 mm
- + TAH1/7/2u (C) 67 mm



- 4200-158 -



Abb. 44 REBEKA 5
Fluidtemperaturen am oberen Abstandshalter



- ① Außenring: 35,3 % (incl. der 4 nicht geborstenen Hüllen 56, 11, 38 und 21)
36,6 % (ohne die 4 nicht geborstenen Hüllen)
- ② Zwischenring 54,7 % (ohne Stab 54: kein Innendruck)
51,3 % (mit Stab 54)
51,2 % (ohne Stab 54 und 49)
(49 besitzt sehr lokale Beule)
- ③ Innenring: 48,8 % }
④ Zentralstab: 49,2 % } 9 Innenstäbe: 48,87 %

KIK

Abb. 45 REBEKA 5

Mittelwerte der maximalen Dehnungen
der Zr-Stabhüllen

Hauptdaten	REBEKA 3		REBEKA 5	
Untersuchungsgegenstand	Einfluß der Thermohydraulik		Einfluß von: • Stab-zu-Stab-Wechselwirkung • Bündelgröße	
Bündelgröße	5 x 5 (innere 3x3 Stäbe druckbeaufschlagt)		7 x 7 (alle druckbeaufschlagt)	
axiales Leistungsprofil	cosinusförmig in 7 Stufen		cosinusförmig kontinuierl.	
Flutrate, kalt	3 cm/s		3 cm/s	
Stableistung (Nachwärmeleistung)	20 W/cm		20.8 W/cm	
mittlerer Berstdruck	51 bar	innere 3x3 Stäbe	68 bar	innere 5x5 Stäbe (ohne Stab 54)
mittlere Bersttemperatur	830 °C		800 °C	
mittlere Berstdehnung	44 %		49 %	
max. Kühlkanalversperrung	52 %		52 %	

- 4200-160 -



Abb. 46 REBEKA 3 - 5
Vergleich der Hauptdaten

Tabelle 1: Zusammenstellung der Versuchsergebnisse

Stab Nr.	Berstzeit [s]	Hüllrohrtemperatur axiale Mitte [°C]	Berst- druck [bar]	Dehnung in axialer Mitte [%]	Berst- dehnung [%]	Berststelle axial [mm]	Berst- winkel [°]	Berst- folge	Wiederbe- netzungszeit [s]	Wiederbe- netzungs- folge	Be- merkung
37	135	700	70	11.63	26.7	2126	250°	22	228	25	
19	146	710	67.5	19.75	47.5	2267	160°	27	207	24	
16	121	755	74	14.53	31.2	1995	160°	16	189	21	
34	121	715	76	16.57	37.1	1983	215°	16	147	10	
23	117	800	76	15.35	52.8	1970	210°	12	128	3	
41	122	737	73	15.41	39.9	1980	180°	17	147	5	
7	143	730	67	9.67	43.9	2085	330°	26	177	19	
61	100	755	83	2.86	19.7	2115	120°	2	135	6	
49	102	785	73	7.4	103.7	2108	165°	3	141	9	
18	120	820	66.5	27.14	56.3	2000	345°	15	150	11	
66	120	x880	67.5	41.54	44.2	1955	110°	15	x138	8	
35	111	780	68	25.28	39.7	2007	145°	7	135	6	
22	114	755	66	33.16	74.7	1985	300°	9	136	7	
80	111	735	74	14.37	34.7	2040	270°	7	136	7	
56	-	-	-	10.64	30.2	2290	-	-	183	20	+
10	118	785	68	31	38.5	1910	195°	13	§138	8	
25	123	760	61	33	40.6	1895	105°	18	156	14	
2	114	765	67	26.3	48	1888	130°	9	168	17	
20	110	x860	70.5	28.9	38.6	1983	105°	6	x117	1	
67	115	755	69	39.2	42.7	1983	150°	10	165	16	
21	-	-	-	15.75	30.2	2280	-	-	140	28	+
11	-	-	-	11.53	28.4	2320	-	-	249	29	+
47	125	x860	66.5	22.32	41.5	1863	140°	19	x141	9	
1	117	x865	67	21	43.9	2010	70°	14	x138	8	
12	109	x842	70	11.12	49.2	2055	135°	5	x135	6	
5	113	x863	67	38	42.4	1950	270°	8	x119	2	
6	120	x850	67	17.6	50.7	1813	285°	15	x171	18	
69	140	690	71	10.1	27.3	1797	255°	25	171	18	

Tabelle II: Fortsetzung der Zusammenstellung der Versuchsergebnisse

Stab Nr.	Berstzeit [s]	Hüllrohrtemperatur axiale Mitte [°C]	Berstdruck [bar]	Berstdehnung in axiale Mitte [%]	Berstdehnung [%]	Berststelle axial [mm]	Berstwinkel [°]	Berstfolge	Wiederbeetzungszeit [s]	Wiederbeetzungsfolge	Bemerk.
38	-	-	-	12.2	25.6	2300	-	-	-	-	TE defekt
29	121	x870	68	17.58	46.5	2050	0°	16	x138	-	
46	121	785	64.5	19.41	45.6	1860	150°	16	147	8	
4	100	x830	80	3.89	88	1980	30°	2	x135	10	
50	108	760	70	14.41	43.6	1910	0°	4	104	6	
36	116	750	66	30.87	61.6	1985	225°	11	177	23	
28	136	675	70	15.79	28.2	1980	270°	23	162	19	
										15	
44	146	§690	64.5	12.9	32.9	2053	90°	27	&152	12	ohne PI
17	115	770	68	30.74	47.4	1970	300°	10	125	4	
15	113	780	70	18.22	69	1873	180°	8	141	9	
54	-	-	-	-0.33	-	-	-	-	273	30	
30	108	800	72	15.06	55.4	2015	190°	4	135	6	
14	113	770	68	11.9	47.7	2040	210°	8	186	16	
57	115	750	73.5	12.03	32.3	2063	230°	10	159	15	
48	129	705	73.5	9.5	35.9	2047	35°	21	156	14	
8	126	725	73	15.02	34.7	2028	305°	20	198	22	
59	108	750	77.5	6.7	38.5	1895	0°	4	138	8	
64	114	735	73	15.51	31.1	2020	320°	9	232	26	
26	109	740	76	10.39	31.4	2015	0°	5	240	28	
81	91	740	83	-0.207	52.7	2010	135°	1	234	27	
13	839	755	70	28.8	33.2	1935	125°	24	153	13	

Anmerkung: x) Temperatur des Innenthermoelementes
§) Ispra Thermoelement

Alle Zeitangaben beziehen sich auf Beginn der Wiederaufheizphase

+) nicht geborsten

06.01.10 Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung

06.01.10/05A Flutexperimente mit blockierten Anordnungen

PNS 4239 (FEBA-Programm)

(P. Ihle, K. Rust, H. Schneider; IRB)

Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluß einer durch aufgeblähte Brennstabhüllen entstandenen Kühlkanalblockade auf die Kühlung des Kerns während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu bestimmen. Der experimentelle Teil des Vorhabens wurde 1982 abgeschlossen.

1. Einleitung

Für Druckwasserreaktoren ist der Nachweis zu erbringen, daß auch während eines Kühlmittelverluststörfalles der Reaktorkern kühlbar bleibt. Unter extremen Störfallbedingungen können die Hüllrohre einiger Brennstäbe lokal aufgebläht werden, so daß der Kühlmitteldurchsatz durch Teilbereiche des Kerns behindert wird, wie in Abb. 1 schematisch dargestellt ist. Zu diesem Nachweis lieferte das bezeichnete Vorhaben Beiträge durch experimentelle Untersuchungen zum Einfluß von Kühlkanalblockaden auf die Wirksamkeit der Kernnotkühlung während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles.

2. Programm

Die in Abb. 1 angedeuteten Strömungsverhältnisse und die Nachwärmeleistung in einem Reaktorkern mit aufgeblähten Brennstabhüllen wurden in einem 25-Stab-bündel mit DWR-Abmessungen simuliert. Die Anordnung erwies sich als ausreichend groß, die Einzeleffekte auf die Kühlung im Bereich von Kühlkanalblockaden zu untersuchen. Abb. 2 zeigt schematisch die wesentlichen Strömungsformen - Umströmung und Durchströmung von Blockaden -, die unter Variation der Flutbedingungen und der Blockadengeometrie bezüglich ihrer Kühlwirkung untersucht worden sind. Die axiale Anordnung der Blockaden, aufgeteilt in 8 Versuchsserien, ist in Abb. 3 dargestellt. Die zugehörigen Bündelquerschnitte sowie die für die Einzelversuche gewählten Flutparameter gehen aus Abb. 4 hervor. Die Schwerpunkte der einzelnen Testserien waren:

Serie I: Basistests mit ungestörter Geometrie und allen Abstandshaltern als Vergleichsgrundlage für die folgenden Serien.

- Serie II: Ermittlung des Abstandshaltereinflusses auf das axiale Temperaturprofil der Stabhüllen.
- Serie III: 90 % Blockade an 3 x 3 Stäben im 5 x 5 Stabbündel zur Lokalisierung der am schlechtesten gekühlten Stelle im Bereich einer extremen Blockade.
- Serie IV: Wie Serie III, jedoch mit 62 % Blockade an 3 x 3 Stäben.
- Serie V: Wie Serie III, jedoch mit Abstandshalter unmittelbar nach der 90 % Blockade.
- Serie VI: Wie Serie V, jedoch mit 62 % Blockade unmittelbar nach der 90 % Blockade und dem Abstandshalter in axialer Richtung aufeinanderfolgend. Es ergaben sich keine besonderen Heißstellen im Bündelabschnitt zwischen den Blockaden.
- Serie VII: Alle Kühlkanäle in der Bündelmittenebene zu 62 % blockiert zur quantitativen Ermittlung der Kühlungsverbesserung nach Blockaden durch Turbulenzerhöhung und verstärkte Tropfenverdampfung bei bekanntem Massendurchsatz.
- Serie VIII: Wie Serie VII, jedoch 90 % Blockade in allen Kühlkanälen.

Die Tests hatten im Jahre 1979 begonnen und endeten im Jahre 1982 mit den Serien VII und VIII. Der experimentelle Teil des Programmes ist damit abgeschlossen.

3. Ergebnisse des Jahres 1982

In den Tests der Versuchsserien VII und VIII wurden Daten erzeugt zur quantitativen Ermittlung der Kühlungsverbesserung nach Blockaden bei bekanntem Massendurchsatz durch die verengten Kühlkanäle. Die Ergebnisse dienen vorwiegend zur Entwicklung und Überprüfung von Rechenmodellen, die die Kühlungsverhältnisse im Bereich von Blockaden beschreiben sollen.

Die vorangegangenen Untersuchungen der Kühlungsbedingungen im Bereich umströmter Kühlkanalblockaden (Serien III bis VI) lieferten vorzugsweise qualitative Hinweise auf die Beeinflussung der Notkühlung im Reaktorkern durch Blockaden. Die Ergebnisse wurden in früheren Jahren und in /1, 2, 3, 4, 5/ veröffentlicht. Nachrechnungen der experimentellen Ergebnisse sind bislang an verschiedenen Stellen und mit unterschiedlichen Modellen im Gange. Wesentliche Einflußgrößen wie z. B. die Wirkung des Wasseranteils in der Dampfströmung werden jedoch noch von keinem Modell ausreichend beschrieben. Neben der Turbulenzerhöhung

an Abstandshaltern und Blockaden trägt die dort erhöhte Verdampfung der mitgerissenen Wassertropfen zu erhöhter Wärmeabfuhr bei. Die bisherige Betrachtung geht davon aus, daß entsprechend der kritischen Weber-Zahl Tropfendurchmesser um 1 mm vorherrschen. Kleinere Tropfen, die eine wesentlich günstigere Kühlwirkung haben, werden vernachlässigt, da ihre Häufigkeit als zu gering angesehen wird. An Störungen der Kühlkanalgeometrie, insbesondere an Abstandshaltern, wird jedoch aus einer geringen Zahl großer eine sehr große Zahl kleinster Tropfen erzeugt /6, 7, 8/. In erhöht turbulenter Strömung wird ihr Anteil an der Wärmeabfuhr noch dadurch gesteigert, daß sie eher in der Lage sind, den lokalen Änderungen der Hauptströmungsrichtung zu folgen als große Tropfen und in die Grenzschicht einzudringen. Die akkumulierte Wirkung von Turbulenzerhöhung und verstärkter Tropfenverdampfung geht aus den Fluttests hervor; der Anteil der Turbulenzerhöhung allein läßt sich aus den stationär durchgeführten Tests mit leicht überhitztem Dampf gewinnen.

In Abb. 5 sind als Beispiel für die akkumulierte Kühlungsverbesserung die nach verschiedenen Strömungshindernissen gemessenen Hüllrohrtemperaturen dargestellt. Die Flutbedingungen der ausgewählten Versuche waren gleich, so daß auch der Kühlmitteldurchsatz und seine zeitliche Abhängigkeit in jeder Anordnung gleich waren. Im Vergleich zu der ungestörten Anordnung ohne Abstandshalter in der Mittenebene (Serie II) fällt die maximale Hüllrohrtemperatur bei diesen Bedingungen um ca. 50 K nach einem Abstandshalter (Serie I), um ca. 150 K nach einer 62 % Blockade (Serie VII) und um ca. 350 K nach einer 90 % Blockade. Dieser Vergleich untermauert quantitativ die bisher u. a. an dieser Stelle gemachten Aussagen, daß die Durchsatzverminderung im Bereich von umströmten Blockaden weitgehend bzw. vollständig kompensiert wird durch verbesserte Kühlwirkung des Restdurchsatzes. Die wesentliche Größe des Effektes tritt in der Anfangsphase des Flutens auf und verschwindet gegen Ende der Nebelkühlungsphase.

Für den Abstandshalter wurde dieser experimentelle Befund, der für DWR-Bedingungen des Typs Biblis B, für Systemdrücke von 2 bis 6 bar und für Flutraten von 2.2 bis 5.8 cm/s gültig ist, in Form von Korrelationen dargestellt /8/. Die erste Korrelation beschreibt den Zeitraum der Nebelkühlungsphase als Funktion von Druck und Wassereinspeisung. In der zweiten Funktion wird die orts- und zeitabhängige Erhöhung des Wärmeübergangs nach einem Abstandshalter als Funktion der Flutbedingungen beschrieben

Ein Vergleich der Meßdaten mit Ergebnissen des für Genehmigungsverfahren verwendeten Systemprogramms RELAP4/MOD6 hatte gezeigt, daß selbst für ungestörte

Bündelgeometrien die Kühlwirkung der Nebelströmung unterschätzt wird /9/. Außerdem ist auch in neueren Rechenprogrammen der Abstandshaltereffekt u. w. noch nicht enthalten. Um die rechnerische Verknüpfung von Notkühlung und Hüllrohrverformung herzustellen, wäre dies jedoch eine notwendige Voraussetzung. Mit der Erstellung der o. g. Korrelationen wurden folgende Ziele angestrebt:

- konzentrierte Darstellung der Versuchsergebnisse
- Hinweise auf wesentliche Effekte, die bei Ergebnissen von Rechenmodellen auch quantitativ erscheinen sollten
- Bereitstellung von empirischen Korrelationen, die in vorhandene Rechenmodelle direkt eingebaut werden können.

Abb. 6 zeigt in dimensionsloser Darstellung die orts- und zeitabhängige Wärmeübergangserhöhung nach einem Abstandshalter. Es sind die Meßwerte aus den FEBA-Experimenten mit den Ergebnissen der daraus entwickelten Korrelationen verglichen. $T' = 1$ entspricht der Dauer der Nebelkühlungsphase am jeweils betrachteten Ort während des Flutens. Um z. B. mit RELAP4/MOD6 das axiale Temperaturprofil der Hüllrohre im Bereich eines Abstandshalters zu ermitteln, ist dem aus Gleichung (1) ermittelten momentanen lokalen Wärmeübergang der aus Gleichung (2) jeweils errechnete zusätzliche Wärmeübergang hinzuzufügen.

$$Nu_{\text{Dampf}} = 0.023 \cdot Re_{\text{Dampf}}^{0.8} \cdot Pr_{\text{Dampf}}^{0.4} \quad (\text{Dittus-Boelter}) \quad (1)$$

$$Nu_{\text{Tropfen nach AH}} = \sum_{m=1}^4 \sum_{n=0}^3 \sum_{p=1}^4 C_{mnp} \cdot Re_l^{-p} \cdot Re^{-n} \cdot (T')^m \quad (2)$$

Für die in Abb. 5 beispielsweise auch gezeigten Effekte an 62 %- und 90 %-Blockaden sind entsprechende Korrelationen noch zu erstellen. Die experimentellen Daten hierzu sind vorhanden. Unter Anwendung z. B. eines Mehrkanalrechensystems wird es dann möglich sein, die Hüllrohrtemperaturen im Bereich von Blockaden näherungsweise zu bestimmen. Abb. 8 zeigt experimentell ermittelte Hüllrohrtemperaturen nach einer 62 % Blockade mit und ohne Umströmung. Die Aufteilung der Strömung im Fall der umströmten Blockade kann meßtechnisch nicht erfaßt werden. Aufgrund der Wärmeübergangseffekte kann sie aber rechnerisch ermittelt werden, wenn entsprechende Modelle erstellt sind.

In Abb. 9 sind Temperaturtransienten von simulierten abgehobenen Hüllrohren dargestellt. Unter den genannten Flutbedingungen wirkt sich der reduzierte Kühlmitteldurchsatz durch die umströmte Blockade erst gegen Ende der Flutphase aus.

4. Abschluß

Im Rahmen des FEBA-Programms sind der Zielsetzung entsprechend experimentelle Daten zur Auswirkung von Kühlkanalblockaden auf die Kernnotkühlung erzeugt und interpretiert worden. Darüberhinaus ist der Abstandshaltereffekt eingehend untersucht worden. Dies war erforderlich, da sowohl die Trennung als auch die Überlagerung der Abstandshalter- und der Blockadeeffekte für die Interpretation der Meßergebnisse von Bedeutung sind. Bezüglich der Übertragbarkeit auf Reaktorverhältnisse hat sich ergeben, daß Kühlkanalblockaden bis zu 90 % kein bedeutsames Kühlproblem darstellen. Zur Entwicklung und Überprüfung von Blockade-Rechenmodellen, die insbesondere in USA und Großbritannien erstellt werden, hat das FEBA-Programm eine breite Datenbasis geliefert.

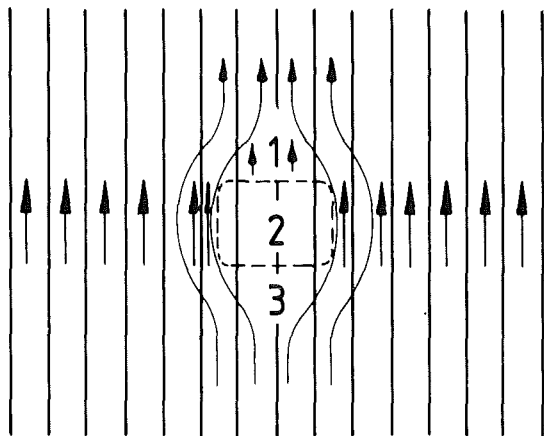
5. Literatur

- /1/ Ihle, P.; Rust, K.
Flutexperimente mit blockierten Anordnungen, Stand des Programmes und neue Ergebnisse. Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim, 4.-6. Mai 1982. Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V. Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982 S. 97-100
- /2/ Ihle, P.; Rust, K.
Influence of flow blockages on emergency core cooling. 3rd Joint Thermophysics, Fluids, Plasma and Heat Transfer Conf., St. Louis, Mo., June 7-11, 1982, ASME-Paper-82-Ht-66 (1982)
- /3/ Ihle, P.; Kreuzinger, H.; Rust, K.; Schneider H.
Flutexperimente mit blockierten Anordnungen (FEBA). In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1981. KfK-3250 (Juni 82) S. 4200/122-4200/137
- /4/ Ihle, P.; Rust, K.
Flow blockage effects on reflood heat transfer in 25-rod bundles.

7th Internat. Heat Transfer Conf., München, September 6-10, 1982

Proc.: Heat Transfer 1982, Vol. 5, pp. 475-479

- /5/ Fiege, A.; /HRSG./; Boček, M.; Borgwaldt, H.; Class, G.; Erbacher, F.; Fiege, A.; Gulden, W.; Hain, K.; Hofmann, G.; Hofmann, P.; Ihle, P.; Karb, E.; Leistikow, S.; Malang, S.; Meyder, R.; Petersen, C.; Raff, S.; Schanz, G.; Sepold, L.; Wiehr, K.; Zimmermann, H.; /Mitarb./
Stand und Ergebnisse der Untersuchungen des PNS zum LWR-Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen. KfK-3422 (Oktober 82)
- /6/ Ihle, P.; Rust, K.; Lee, S.L.
Mist core cooling during the reflood phase of a PWR-LOCA. Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Chicago, Ill., August 29 - September 2, 1982
- /7/ Ihle, P.; Rust, K.; Lee, S.L.
Experimental investigation of reflood heat transfer in the wake of spacer grids. Joint NRC/ANS meeting on Basic Thermal Hydraulic Mechanisms in LWR Analysis, Bethesda, Md., September 14-15, 1982
- /8/ Lee, S.L.; Ihle, P.; Rust, K.
On the Importance of Grid Spacer Induced Mist Cooling on the Suppression of Peak Cladding Temperature during Reflood of PWR. 1983, ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference, March 20-24, 1983, Honolulu, Hawaii
- /9/ Rust, K.; Ihle, P.; Lee, S. L.
Comparison of FEBA Test Data with RELAP4/MOD6 Postcalculations
Mati Merilo (Editor), ISBN No. 0-89448-110-X, ANS Order No. 700081
Proceedings on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Vol. I, 1983, p. 731-737



- Zone 1: Reduzierter Kühlmitteldurchsatz und Rezirkulation mit evtl. Tropfenrückfall
- Zone 2: Reduzierter Kühlmitteldurchsatz, geblähte Brennstabhüllen
- Zone 3: Tropfenmitriß bis zur Blockade oder Tropfenrückfall gegen die Strömung je nach Dampfgeschwindigkeit

Abb. 1: Schematische Darstellung eines DWR-Kerns mit Kühlkanalblockaden während des Flutens

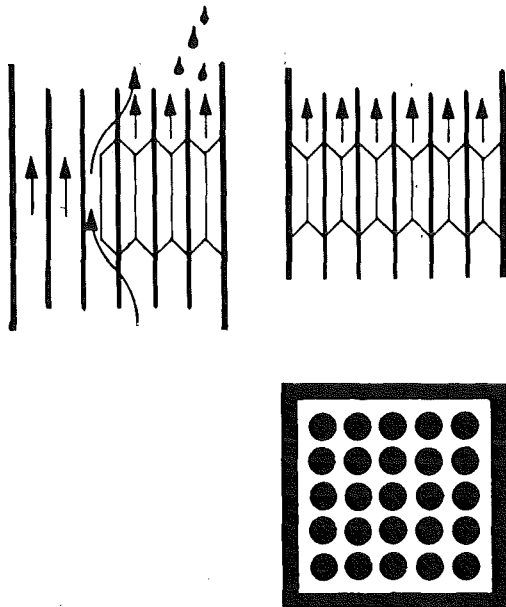
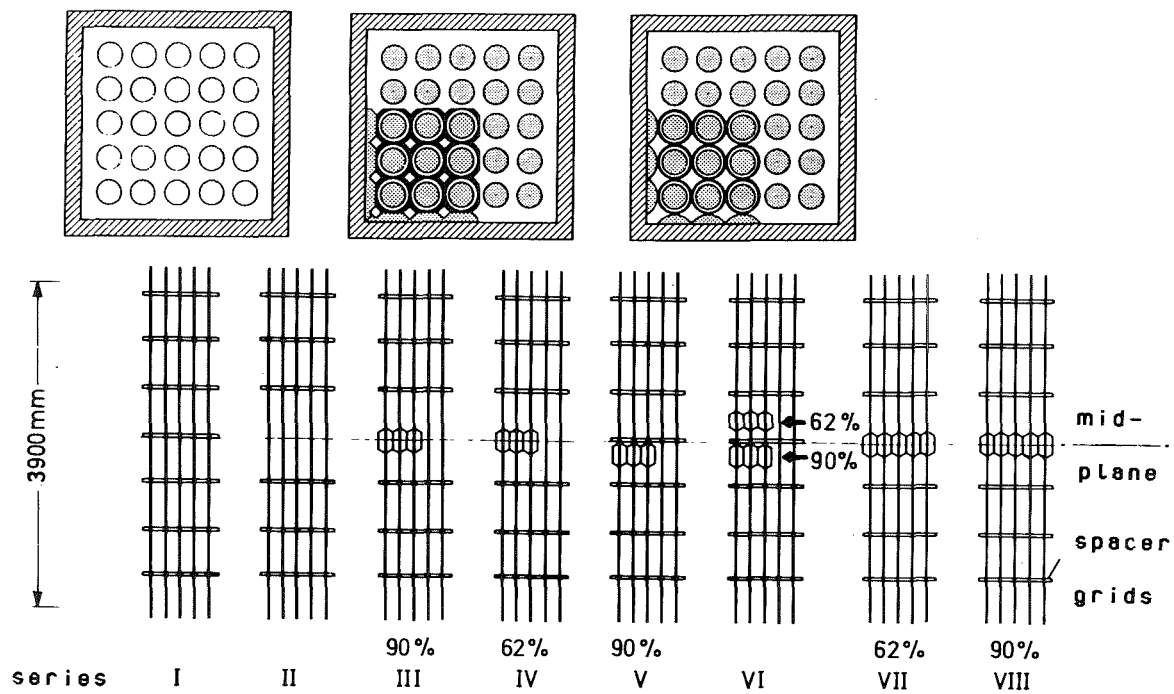


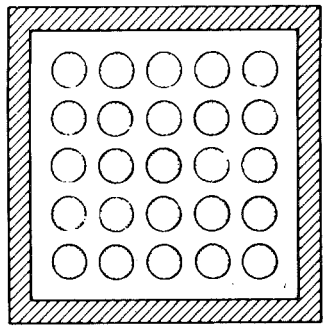
Abb. 2: Schematische Darstellung der Umströmung und Durchströmung von Kühlkanalblockaden in einem 25-Stabbündel



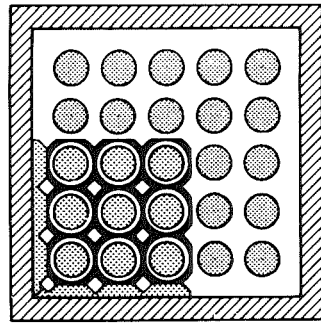
ballooned fuel rod claddings simulated by sleeves

F E B A : ARRAY OF SPACER GRIDS AND BLOCKAGES

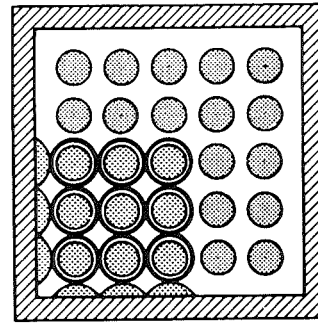
Abb. 3 FEBA Testmatrix, axiale Anordnung der Abstandshalter und Blockaden



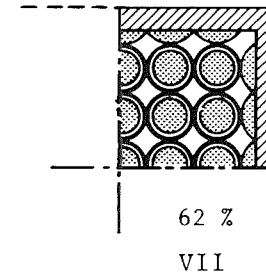
I, II



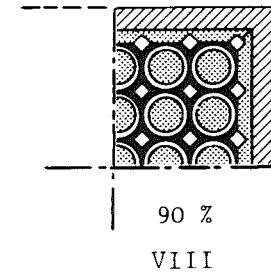
90 % III, V, VI



62 % IV, VI



62 %
VII



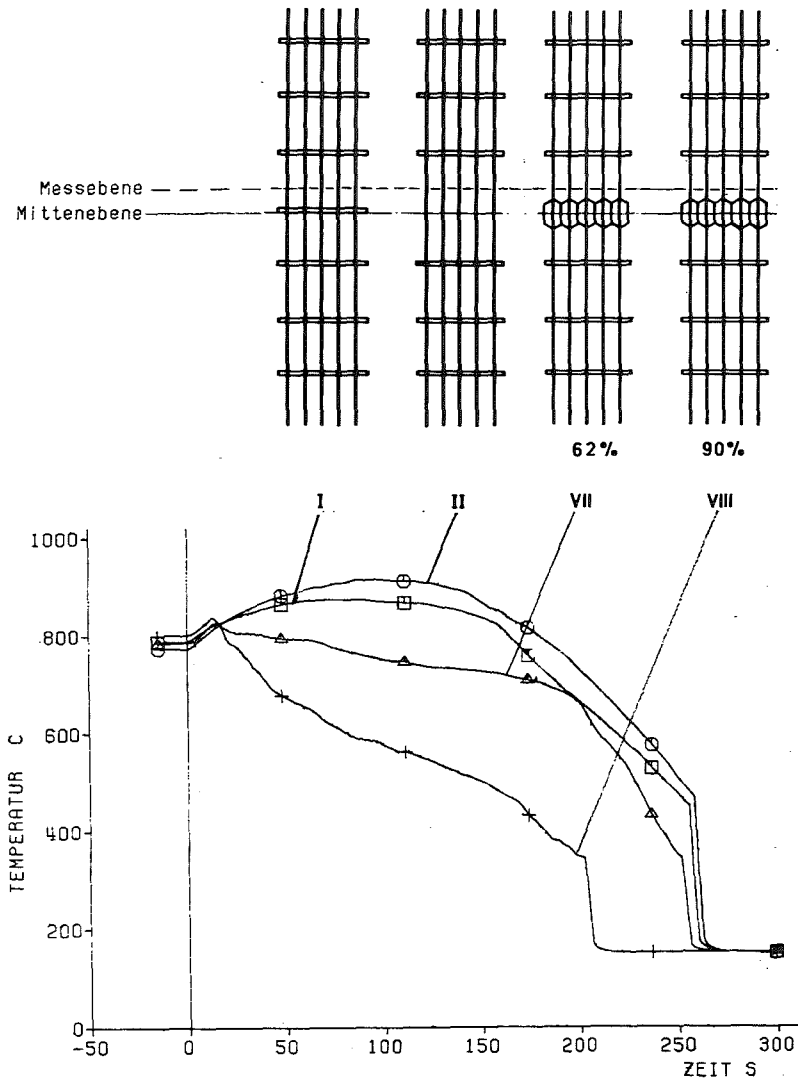
90 %
VIII

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	2/4/6
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 5.8	3.8 5.8
max. Hüllrohrtemp. (bei Flutbeginn)	C	700 - 800 (einige Versuche mit 600 - 700 C)						
max. Gehäusetemp. (bei Flutbeginn)	C	600 - 700 (einige Versuche mit 500 - 600 C)						
Flutwassertemp.	C	40 (einige Versuche mit 80 C)						
Bündelleistung	-	120 % ANS Nachzerfallswärme ab 40 s nach Reaktorabschaltung (bei einigen Versuchen P = konst.)						

Abb. 4 FEBA Testmatrix, Bündelquerschnitte und Flutparameter

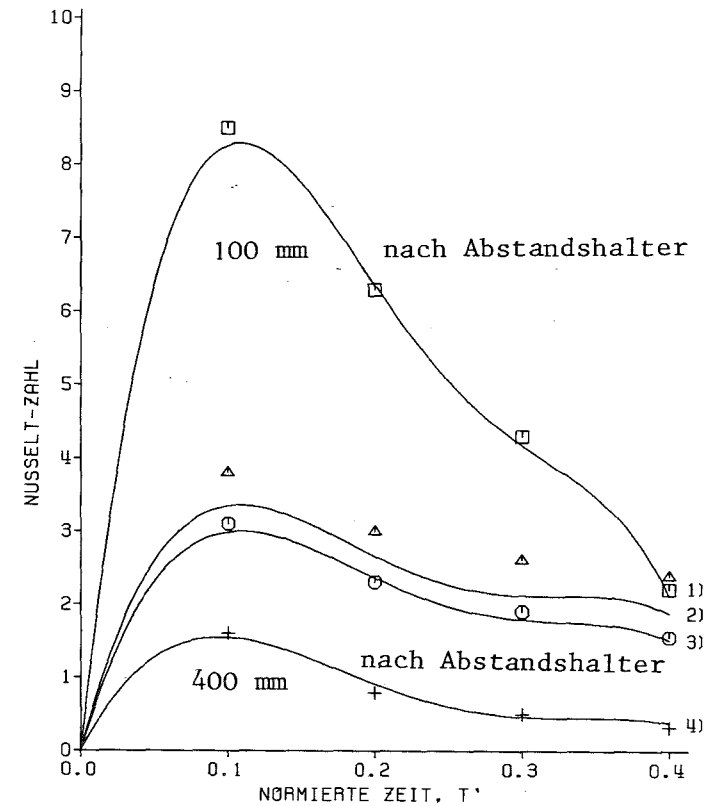


Flutparameter: $V = 3,8 \text{ cm/s}$, $P = 4,1 \text{ bar}$

Messebene: 100 mm oberhalb der Bündelmittenebene

- Serie I. Basistest, Stabündel mit 7 Abstandshaltern
- Serie II. in Mittenebene kein Abstandshalter
- △ Serie VII. in Mittenebene alle Kühlkanäle 62% blockiert
- + Serie VIII. in Mittenebene alle Kühlkanäle 90% blockiert

Abb. 5: Einfluß von Abstandshaltern und Blockaden auf die Hüllrohrtemperaturen bei gleichen Flutparametern



Anmerkungen:

Messung	Rechnung	Druck P (bar)	Flutrate V (cm/s)	Re-Zahl	Re_e -Zahl	Abstand vom AH l (mm)
□	1)	4,1	3,8	2.500	61.000	100
○	2)	4,1	3,8	2.500	121.000	200
△	3)	4,1	3,8	2.500	182.000	300
+	4)	4,1	3,8	2.500	242.000	400

Abb. 6: Nusselt-Zahl für zusätzliche Tropfenkühlung nach einem Abstandshalter

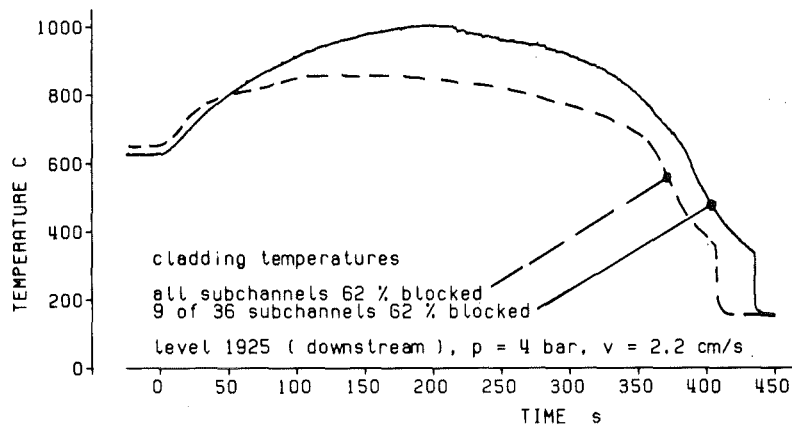


Abb. 7: Vergleich der Hüllrohrtemperaturen nach Blockade eines Teils und aller Kühlkanäle bei sehr kleiner Flutgeschwindigkeit

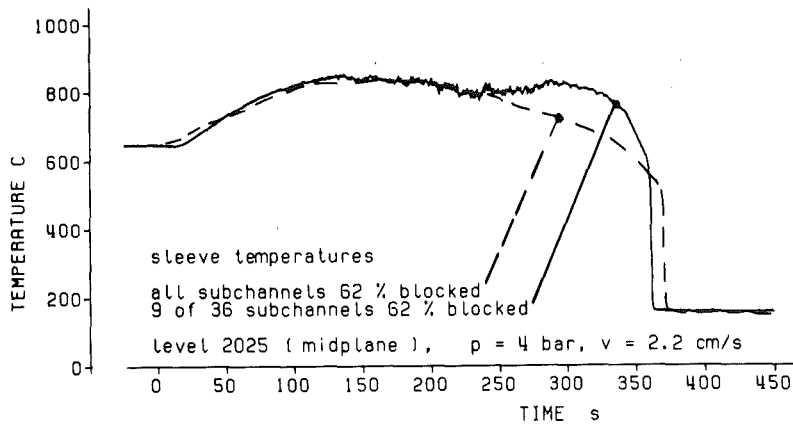


Abb. 8: Vergleich der Temperaturen an geblähte Brennstabhüllen simulierenden Hüllen in einer Teil- und einer Vollblockade bei sehr kleiner Flutgeschwindigkeit

06.01.16 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

06.01.16/11A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen
PNS 4254 Transienten und schweren Kernschäden
 (S. Leistikow, A.E. Aly, B. Bennek-Kammerichs, H. v. Berg,
 D. Jennert, G. Schanz; IMF-II)

1. Untersuchung des Wasserdampf-Oxidationsverhaltens von Zircaloy-4-
Hüllrohren bei 1350 - 1600°C

1.1 Einleitung

Für die Analyse eines schweren LWR-Reaktorstörfalls ist die Wasserdampf-Oxidation des Zircaloy-4-Hüllrohrmaterials aus mehreren Gründen von Bedeutung: Sie ist als Wärmequelle mitentscheidend für den Temperaturverlauf und beeinflusst über den Wandkonsum und die Hüllmaterialversprödung das mechanische Brennstabverhalten. Auch ist die mit der Oxidation einhergehende Wasserstoff-Freisetzung ein wesentlicher Gesichtspunkt sicherheitstechnischer Betrachtungen. Während ihre Bedeutung mit der Störfalltemperatur rasch wächst, ist aufgrund prinzipieller Schwierigkeiten, die der Ermittlung der Oxidationskinetik bei höchsten Temperaturen entgegenstehen, die Datenbasis publizierter Ergebnisse unbefriedigend [1,2]. Daher wurde im Rahmen der PNS-Untersuchungen das Oxidationsverhalten von Zircaloy-4 im Temperaturbereich 1350 - 1600°C bestimmt und hinsichtlich der Reaktionskinetik, des Deckschichtwachstums und der Versprödung ausgewertet. Die während einer von der IAEA geförderten Zusammenarbeit (Gastwissenschaftler Dr. A.E. Aly, AEC Ägypten) abgeschlossenen Arbeiten sind als KfK-Bericht dokumentiert [3]. Im folgenden werden darauf aufbauende und weiterführende Untersuchungen und Versuchsauswertungen eingehender dargestellt.

1.2 Experimentelle Durchführung

Zircaloy-4-Rohrabschnitte von 30 mm Länge und DWR-typischen Abmessungen (10,75 mm Außendurchmesser und 0,725 mm Wandstärke) wurden nach Entfetten und Beizen in einem geschlossenen, drucklosen Dampfkreislauf oxidiert. Wenig überhitzter Dampf umströmte dabei im Überschuß die in einem Rohrofen erhitzte Probe. Zur Temperaturkontrolle wurde ein Pt-Pt-18 % Rh Thermoelement über Iridiumfolie mit der Probe verschweißt. Nach Spülung des Kreislaufes mit Argon wurde die Probe von ihrer Startposition in den Ofen eingeschoben, während gleichzeitiger Dampfeinlaß das Erreichen der gewünschten Temperatur

aufgrund der Wärmeentwicklung der einsetzenden Reaktion beschleunigte. Durch diese Versuchsführung konnte das Überschwingen der Probertemperatur vermieden werden.

Die kinetische Versuchsauswertung umfaßte die Rückwägung der Proben sowie die metallographische Bestimmung der ZrO_2 - und der α -Zr(O)-Schichtdicke. Die morphologische Untersuchung der oxidierten Rohrproben wurde durch Mikrohärtmessungen als Maß für die Versprödung ergänzt.

Im Anschluß an die publizierten kinetischen Ergebnisse [3] wurden Korrekturen zur Berücksichtigung des Einflusses der reduzierten Hüllrohr-Wandstärke aufgrund der Beizbehandlung sowie des Einflusses der temperatur-transienten Startphase der Reaktion vorgenommen: Als aktuelle Wandstärke der Hüllrohre im Einsatzzustand wurde ein Mittelwert von ca. 670 μm angenommen, aus dem sich die Massenzunahme bei vollständigem Reaktionsumsatz ergab. Zur näherungsweise Berücksichtigung der Aufheizphase wurde eine temperaturunabhängige Vorkorrosionszeit von 1 min. angesetzt, da die Reaktionszeit so definiert war, daß zum Startzeitpunkt bereits 90 % der Aufheizspanne durchlaufen waren und somit eine Voroxidation berücksichtigt werden muß.

1.3 Ergebnisse

1.3.1 Kinetik der Massenzunahme

Mit den genannten Korrekturen für die Hüllrohr-Wandstärke und die Reaktionszeit ergibt sich die in Abb. 1 dargestellte Zeitabhängigkeit der Massenzunahme. Im Gegensatz zu der entsprechenden Darstellung in [3] ist die Beschreibung mit parabolischer Kinetik für den gesamten Temperatur-Zeit-Bereich zulässig, der vom Konsum der metallischen Phasen noch unbeeinflusst ist. Dieser Bereich umfaßt bei den höheren Temperaturen allerdings nur noch wenige Minuten. Nach graphischer Auswertung auf die parabolischen Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten werden diese in Abb. 2 in Arrheniusdarstellung mit Literaturergebnissen und eigenen Resultaten für tiefere Temperaturen verglichen. Bemerkenswert ist der gute Anschluß an die eigenen Ergebnisse früherer Untersuchungen [4]. Die zwischen 1000 und 1300°C den Ergebnissen angepaßte Arrheniusfunktion kann offenbar mit guter Näherung bis 1500°C benutzt werden. Die hohen Geschwindigkeitskonstanten, die sich für 1550 und 1600°C ergeben haben, werden durch diese Arrheniusgerade allerdings nicht mehr beschrieben. Die beschleunigte Oxidation bei diesen Temperaturen steht im Zusammenhang mit dem Auftreten der kubischen Modifikation des ZrO_2 , worauf im Zusammenhang mit der Wachstumskinetik des Oxids noch detaillierter hingewiesen wird.

In [3] hatte die Auswertung geringere Geschwindigkeitskonstanten ergeben, da insbesondere die Voroxidation nicht berücksichtigt worden war, durch die die Reaktion moderiert worden ist. Jene Ergebnisse sind daher mit dem Resultat der oben beschriebenen Auswertung nicht kompatibel.

1.3.2 Kinetik des Oxidschichtwachstums

In einer umfangreichen Auswertung metallographischer Querschliffproben wurde die Wachstumskinetik der ZrO_2 -Schicht und der α -Zr(O)-Schicht unter Konsum der β -Zr-Matrix ermittelt. Dazu wurde an den mikroskopischen Proben die Dicke dieser drei Zonen an jeweils mehreren Stellen vermessen. Die Ergebnisse sind in Tab. 1 zusammengestellt. Die Auftragung des Quadrats der Oxidschichtdicke gegen die Reaktionszeit (Abb. 3) ergibt trotz beträchtlicher Streuungen eindeutig den linearen Verlauf einer parabolischen Zeitabhängigkeit der Wachstumsgeschwindigkeit. Im Gegensatz zur Massenzunahme (Abb. 1) setzt sich dieses Wachstum bis zum annähernden Metallkonsum praktisch unverändert fort, obwohl bereits wesentlich früher die Wachstumsfronten der α -Zr(O)-Schicht unter Konsum der β -Zr-Matrix in der Wandmitte des Hüllrohres zusammenlaufen. (Lediglich inselartige, metallische Restbereiche weisen darauf hin, daß offenbar die Anreicherung des Zinns im Metall dessen Oxidationsbeständigkeit erhöht.) Auf eine Reaktionszeitkorrektur, wie für die Massenzunahme beschrieben, wurde für die ZrO_2 -Schicht angesichts der großen Streuungen verzichtet. Die Wachstumsgeschwindigkeitskonstanten aus der graphischen Interpolation sind in einem Arrheniusdiagramm entsprechend Abb. 2 aufgetragen (Abb. 4). Auch das Oxidschichtwachstum findet bis $1500^\circ C$ Anschluß an frühere Ergebnisse bis $1300^\circ C$ und läßt sich näherungsweise durch die angegebene Exponentialfunktion beschreiben. Wesentlich höhere Wachstumskonstanten ergeben sich dagegen für 1550 und $1600^\circ C$, obwohl auch bei diesen Temperaturen die Reaktion parabolisch unter Wachstum schützender Deckschichten fortschreitet.

1.3.3 Konsum der Hüllrohr-Matrix

Durch das Wachstum der ZrO_2 - und der α -Zr(O)-Schicht von der äußeren und inneren Rohroberfläche zur Wandmitte hin wird die Zircaloy-4-Matrix aus β -Zr allmählich aufgezehrt. Die Aussagen über die Temperatur- und Zeitabhängigkeit dieses Prozesses beruhen auf der metallographischen Vermessung der drei beteiligten Phasen, deren Ergebnisse in Tab. 1 zusammengestellt sind.

Der zeitlich parabolische Verlauf der Reaktion spiegelt sich in parabolischem Wachstum der ZrO_2 - und der α -Zr(O)-Schicht wieder. Für die graphische Darstellung wurde die Auftragung gegen die Wurzel aus der Reaktionszeit gewählt (Abb. 5-7). In Einzeldarstellung für die sechs untersuchten Temperaturen

wurde zu der Dicke der ZrO_2 -Schicht die Dicke der α -Zr(O)-Schicht und die Hälfte der restlichen Matrix-Stärke addiert. Da im Mittel kein Unterschied zwischen den äußeren und inneren Deckschichten der Hüllrohrproben nachzuweisen war, konnte so die Darstellung der doppelseitigen Oxidation auf die einseitige Oxidation einer Rohrwand der halben Dicke reduziert werden. Die Ergebnisse der Schichtdicken-Messungen sind als Streubalken mit Mittelwerten eingetragen. Um diesen Streuungen Rechnung zu tragen, sind die Felder der drei beteiligten Phasen nicht durch die Interpolation von definierten Grenzkurven festgelegt worden, sondern die kinetischen Aussagen wurden durch das Eintragen von Abgrenzungs-Streubändern weniger scharf dargestellt. Dieses Vorgehen war auch naheliegend, weil gewisse Schwankungen in der Ausgangswandstärke der gebeizten Rohrproben unvermeidlich waren, die bei weit fortgeschrittener Oxidation von merklichem Einfluß sind.

Die genannten Abgrenzungs-Streubänder wurden über die Vorgaben der Meßwerte hinausgehend untereinander, auch im Vergleich verschiedener Temperaturen miteinander, etwas angepaßt und abgeglichen und insbesondere zu kurzen Zeiten hin in parabolischem Sinn extrapoliert. Sie sind damit also streng genommen nicht nur als direkte Ergebnisse der Messungen, sondern auch als Fazit der Gesamtbeurteilung der Schliffproben zu werten. Die kinetischen Aussagen sind im Rahmen der durch die Abgrenzungsbänder dargestellten Unschärfe verlässlich. Auf eine strengere Fassung in mathematischer Formulierung wird hier jedoch bewußt verzichtet. Eine solche würde unvertretbar hohen Aufwand zur statistischen Absicherung erfordern.

Die obersten Streubänder in den Abbildungen, die die Summe aller drei beteiligten Phasen darstellen, spiegeln die Wandstärkezunahme aufgrund der Oxidation wieder. Der durch Ausgleichsgeraden begrenzte Bereich führt von einer realistischen Ausgangs-Wandstärke von ca. $670 \mu m$ zu Werten, die sich durch einen ebenfalls realistischen und praktisch temperaturunabhängigen Wert des Pilling-Bedworth-Verhältnisses von etwas über 1,5 beschreiben lassen. (Dieses Verhältnis entspricht der für Zircaloy-4 bekannten Relation zwischen dem Volumen des Oxids und dem des umgesetzten Metalls.) Diese Ergebnisse sind eine aussagekräftige Bestätigung für die in den Abb. 5-7 dargestellte Kinetik des Reaktionsschicht-Wachstums und Hüllrohrmatrix-Konsums.

Zusammenfassend werden anschließend die Reaktionszeiten angegeben, bei denen für die untersuchten Temperaturen die β -Zr-Matrix praktisch vollständig konsumiert ist (im Falle beidseitiger Oxidation):

Temperatur [$^{\circ}$ C]:	1350	1400	1450	1500	1550	1600
Konsum der β -Zr-Matrix nach ca. [min]:	12	9	7	5	2	1

Diese den Abb. 5-7 entnommenen Abschätzwerte zeigen deutlich, wie kurz die Zeitspanne mit zunehmender Temperatur wird, innerhalb der die Oxidationskinetik im engeren materialspezifischen Sinn gültig bleiben kann, ohne von dimensions- und geometriespezifischen Einflüssen überdeckt zu werden. Angesichts der Unmöglichkeit, in der Startphase der Oxidation strenge Temperaturkonstanz zu erreichen, ist keine Basis dafür gegeben, isotherme Untersuchungen etwa auf noch höhere Temperaturen bis zum Schmelzpunkt des Zircaloy-4 bei ca. 1710° C auszudehnen.

1.3.4 Metallographische Untersuchung der oxidierten Hüllrohrproben

Die morphologische Untersuchung der Hüllrohrproben war die Basis der beschriebenen kinetischen Auswertung. In Form eines Gefügekataloges sind in den Abb. 8-13 typische Gefügebilder geätzter Schliffproben für die verschiedenen Reaktionszeiten und Temperaturen zusammengestellt, auf die für die folgende Beschreibung verwiesen wird.

Die Oxidschicht besteht bei $1350 - 1500^{\circ}$ C aus zwei etwa gleich starken Teilschichten, die aus Oxid-Stengelkristallen aufgebaut sind, deren Wachstum an einer Grenzfläche unterbrochen ist, die oftmals durch Sn-reiche, metallische Partikel markiert wird. An dieser Grenze reißen die beiden Teilschichten häufig durch Abkühlspannungen nach dem Test bzw. durch Schrumpfspannungen aus dem verwendeten Einbettungs-Kunstharz voneinander ab. Entsprechende, auf den Abbildungen erkennbare Spalte sind als Artefakte zu beurteilen, ebenso wie durch die Präparation herausgerissene Teile der Stengelkristalle, aus denen nicht auf Porosität des Oxids geschlossen werden darf.

Bei 1550 und 1600° C ist eine dritte, innere Oxid-Teilschicht vorhanden. In ungeätzten Aufnahmen sind deutlich Säume metallischer Phase an den Kristallitgrenzen und entlang kristallographischer Flächen im Inneren der Stengelkristalle zu erkennen, die einen Anteil von ca. 10 % ausmachen. Bei dieser Teilschicht handelt es sich um die ursprünglich kubische ZrO_2 -Hochtemperatur-Modifikation im Gegensatz zu der bei Reaktionstemperatur tetragonalen Modifikation, aus der die äußere Oxid-Doppelschicht besteht, sowie das gesamte Oxid nach Oxidation bei 1500° C und darunter. Aus beiden Phasen entsteht bei der Abkühlung die monokline Tieftemperaturphase, die nur eine geringe Unterstöchiometrie erlaubt. Infolgedessen kommt es nach dem Zr-O-Zustandsdiagramm zur Ausscheidung der α -Zr(O)-Phase in eutektoiden Reaktionen. Beim tetragona-

len Oxid sind die gebildeten α -Zr(O)-Säume kaum nachweisbar, während das ursprünglich stärker unterstöchiometrische kubische Oxid an diesen α -Zr(O)-Säumen einfach zu erkennen ist. Auch die Abfolge der einzelnen Oxid-Teilschichten ist aus dem Zustandsdiagramm zu erklären. Im Sauerstoff-Diffusionsgefälle von der Oberfläche ins Innere der Hüllrohrwand treten stöchiometrisches bis unterstöchiometrisches tetragonales ZrO_2 und dann stärker unterstöchiometrisches kubisches Oxid auf, an das die α -Zr(O)-Phase anschließt.

Im Vergleich zwischen 1550 und 1600°C wird deutlich, daß der Anteil der kubischen Teilschicht am gesamten Oxid mit der Temperatur rasch ansteigt. Er beträgt bei 1550°C ca. 30-40 % mit abnehmender Tendenz für längere Versuchszeiten, bei 1600°C ca. 60-70 %. Auch dieser Anstieg mit der Temperatur ist aus dem Zustandsdiagramm plausibel, in Entsprechung zum Hebelgesetz der Phasenanteile im Gleichgewichtszustand. Da die Phasenanteile stark temperatur- und wenig zeitabhängig sind, könnten sie prinzipiell als Indiz für die bei einer Temperaturtransiente erreichte Maximaltemperatur benutzt werden. Dazu müßten verläßlich charakterisierte Standardproben aus Transientenversuchen zur Verfügung stehen, mit denen die zu beurteilende Probe zu vergleichen wäre. Außerdem müßte der Existenzbereich der Phasen genauer untersucht werden. Eine solche Temperatur-Kontrolle auf der Basis der Anteile der oxidischen Phasen wäre als Auswertemethode für die PBF-SFD-Tests sowie das CORA-Programm von Interesse.

Wie die Abb. 8-13 zeigen, besteht die α -Zr(O)-Schicht aus groben Kristallit-Blöcken. Ihre Sprödigkeit deutet sich in den Rissen an, die entlang der Korngrenzen und im Korn verlaufen sowie den Ausbrüchen von Kristallitteilen, die bei der Abkühlung von der Testtemperatur bzw. der Probenpräparation entstanden sind. Auch die hohen Härtewerte, die Mikrohärtemessungen ergeben haben [3], sind ein Maß für die starke Versprödung der α -Zr(O)-Schicht. Aber auch die β -Zr-Phase zeigt durch ihre Härte die starke Sauerstoffaufnahme und die damit verbundene Hüllmaterialversprödung an.

1.4 Zusammenfassung

Im Temperaturbereich zwischen 1350 und 1600°C wurde die Kinetik der Oxidation hinsichtlich der Massenzunahme und des Wachstums der ZrO_2 -Schicht ermittelt und mit früheren Ergebnissen bei tieferen Temperaturen verglichen. Die Geschwindigkeitskonstanten lassen sich bis 1500°C mit den für 1000 - 1300°C aufgestellten Exponentialfunktionen für parabolische Reaktion beschreiben. Oberhalb von 1500°C ist mit vergleichsweise noch höheren, ebenfalls parabolischen Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten zu rechnen. Die beschleunigte

Oxidation ist mit dem anteiligen Auftreten der kubischen Oxid-Modifikation verknüpft, deren Schutzwirkung geringer als die der tetragonalen ZrO_2 -Phase ist, welche bei $1500^\circ C$ und darunter ausschließlich auftritt. Die Zeitspanne, innerhalb derer die Matrix aufgezehrt wird, verkürzt sich auf ca. 2 min. bei $1550^\circ C$ bzw. ca. 1 min. bei $1600^\circ C$. Damit ist eine Grenze erreicht, oberhalb derer eine isotherme Untersuchung der Zircaloy-4/Wasserdampf-Oxidation nicht mehr praktikabel ist. Die isotherme Untersuchung ist damit als abgeschlossen zu betrachten. Die Ergebnisse stehen der Modellierung und Verifikation von Computer-Codes zur Verfügung.

2. Untersuchung des Wasserdampf-Oxidationsverhaltens von Zircaloy-4-Hüllrohren bei $600 - 1300^\circ C$ und Versuchszeiten bis 25 h

Die Bedingungen und die Auswertung dieser Versuche entsprechen den Ausführungen in Kap. 1. Der heute mögliche Überblick über das Gesamtgeschehen bei langzeitiger isothermer Wasserdampf-Oxidation von DWR-spezifischem Zircaloy-4-Hüllrohrmaterial basiert auf der Prüfung von etwa 270 Stück Rohrabschnitten im Temperaturbereich $600 - 1300^\circ C$. Die Nachuntersuchung der Proben ist weitgehend abgeschlossen und eine ausführliche Dokumentation der Ergebnisse ist in Arbeit. Daher soll hier nur eine kurze Zusammenfassung der Resultate folgen.

Zwischen 600 und $900^\circ C$ liegt zunächst ein kubisches Zeitgesetz der Gewichtszunahme vor. Diese Periode wird abgelöst durch das Auftreten des sog. breakaway mit beschleunigter Kinetik und nach mit zunehmender Temperatur abnehmenden Inkubationszeiten. Während bei $600 - 800^\circ C$ der breakaway lineare Kinetik aufweist, beobachtet man zwischen 850 und $950^\circ C$ eine "gemäßigte" Form, mit kubischer bis parabolischer Kinetik. Diese Form konnte in Zusammenhang gebracht werden mit lokalen Ausheilvorgängen und einer partiellen Aufgabe des schützenden Zusammenhalts der oxidischen Bedeckung unter Beibehaltung einer gleichmäßigen α -Zr(O)-Teilschicht. Bisher ist ungeklärt, ob dieses komplexe Verhalten mit der Phasenumwandlung des Zircaloy oder mit der beobachteten Wasserstoffaufnahme zusammenhängt. Der klassische breakaway bei $1000^\circ C$, mit seinem Übergang von parabolischer zu linearer Kinetik wurde korreliert mit dem periodischen Auftreten einer horizontalen Rißstruktur. Oberhalb $1050^\circ C$ wird kein breakaway mehr beobachtet, das Zeitgesetz der Oxidation ist bis zum Konsum der Hüllrohrwand parabolisch.

Temperatur-transiente Untersuchungen zur Langzeit-Oxidation beim Durchlaufen von breakaway-sensiblen Temperaturbereichen sind außerdem in Arbeit. Auch sie werden Gegenstand vertiefter Berichterstattung über die Arbeiten zum PNS des Jahres 1983 werden.

3. Literatur

- [1] L. Baker, L.C. Just: "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures. III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium Water Reaction". ANL-6548 (1962)
- [2] V.F. Urbanic, R.T. Heidrick: "High-Temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam". J. Nucl. Mater. 75 (1978) 251-261
- [3] A.E. Aly: "Oxidation of Zircaloy-4 Tubing in Steam at 1350 to 1600°C". KfK 3358 (1982)
- [4] S. Leistikow, G. Schanz, H. v. Berg: "Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zircaloy-4 bei 700 - 1300°C". KfK 2587 (1978)
- [5] S. Leistikow, G. Schanz in: "Stand und Ergebnisse der Untersuchungen des PNS zum LWR-Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen". KfK 3422 (1982) 54-70

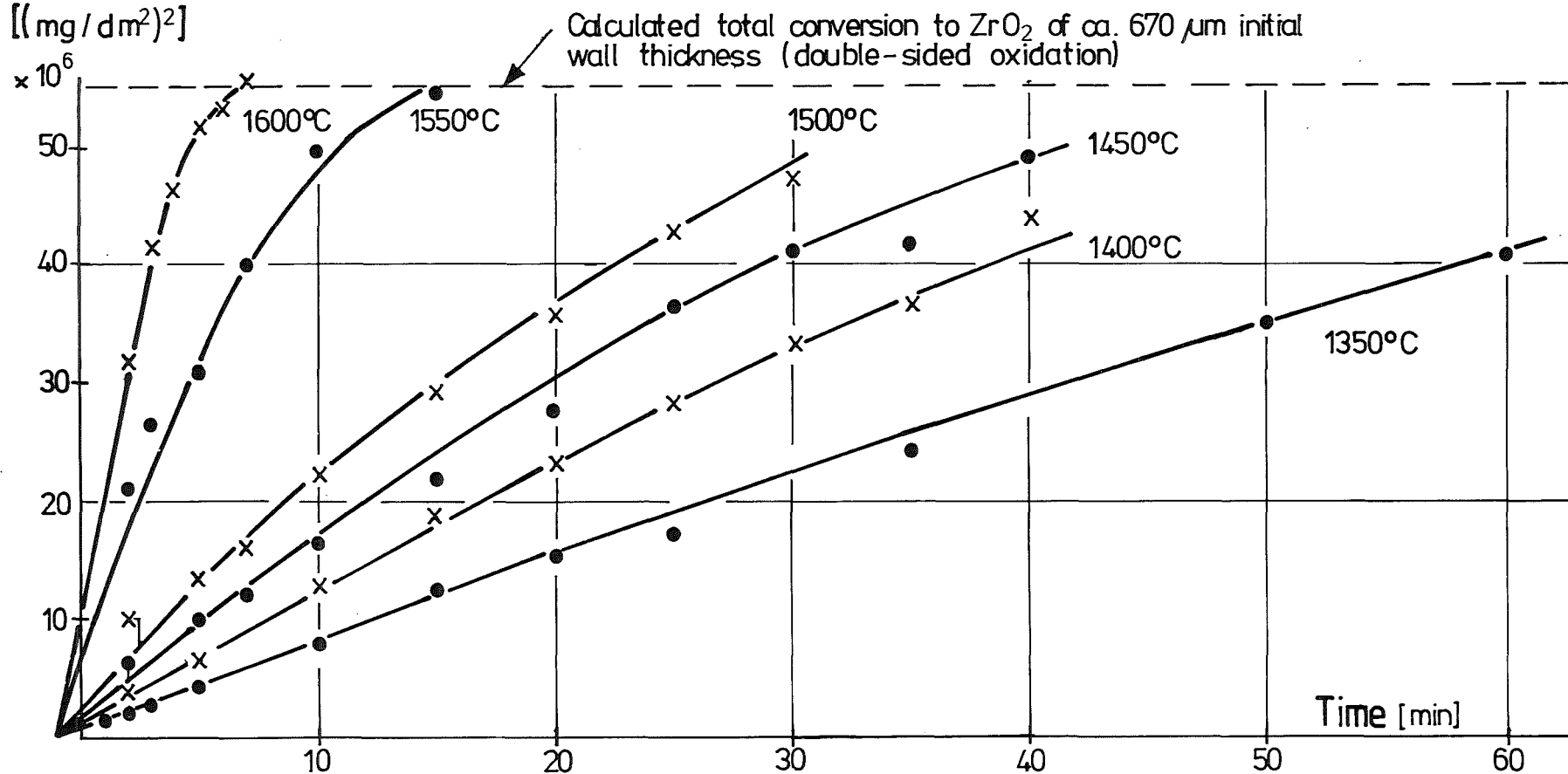
Tab. 1: Isotherme Oxidation von Zircaloy-4-Hüllrohren in Wasserdampf bei
1350 - 1600°C. Wachstum der Reaktionsschichten

Temp. [°C]	Zeit [min]	ZrO ₂ -Schicht [µm]	α-Zr(O)-Schicht [µm]	1/2β-Zr-Matrix [µm]
		Min./Mittelw./Max.	Min./Mittelw./Max.	Min./Mittelw./Max.
1350	1	57 / 59 / 60	81 / 86 / 90	198 / 206 / 218
	2	66 / 69 / 72	96 / 99 / 105	189 / 201 / 216
	3	72 / 78 / 81	108 / 114 / 126	165 / 169 / 173
	5	94 / 100 / 104	141 / 148 / 153	105 / 114 / 129
	10	131 / 136 / 140	193 / 214 / 233	29 / 40 / 45
	15	172 / 177 / 180	204 / 217 / 228	13 / 15 / 19
	25	201 / 212 / 228	160 / 184 / 210	9 / 11 / 13
60	382 / 393 / 411	73 / 88 / 100	0 / 7 / 13	
1400	5	100 / 105 / 110	173 / 184 / 193	68 / 80 / 90
	10	144 / 152 / 162	210 / 218 / 246	7 / 14 / 20
	15	183 / 193 / 198	195 / 210 / 225	9 / 15 / 22
	25	264 / 274 / 285	150 / 164 / 171	0
	35	456 / 463 / 468	0	0
1450	5	110 / 117 / 123	210 / 232 / 270	15 / 29 / 33
	10	168 / 178 / 186	198 / 215 / 240	15 / 16 / 18
	15	231 / 249 / 276	195 / 209 / 222	0
	25	339 / 388 / 441	42 / 80 / 119	0 / 16 / 35
	35	372 / 399 / 429	78 / 107 / 141	0
1500	5	136 / 149 / 164	213 / 221 / 230	13 / 16 / 18
	10	213 / 227 / 245	170 / 189 / 203	5 / 11 / 18
	15	319 / 336 / 357	101 / 110 / 120	0
	25	360 / 373 / 384	67 / 79 / 92	26 / 38 / 57
	35	459 / 483 / 507	0 / 17 / 27	0
1550	2	183 / 215 / 246	126 / 166 / 186	28 / 32 / 35
	5	260 / 292 / 321	111 / 125 / 138	18 / 20 / 23
	10	336 / 377 / 414	39 / 65 / 105	15 / 17 / 21
	15	417 / 462 / 477	60 / 67 / 113	8
1600	2	191 / 271 / 357	96 / 146 / 180	3 / 22 / 38
	3	361 / 385 / 411	39 / 57 / 69	4 / 11 / 15
	5	456 / 477 / 495	0 / 6 / 15	0

Mass Increase

$[(\text{mg}/\text{dm}^2)^2]$

$\times 10^6$



- 4200-183 -

Abb. 1

Mass Increase during Zircaloy-4/Steam HT Oxidation at 1350-1600°C in Parabolic Representation

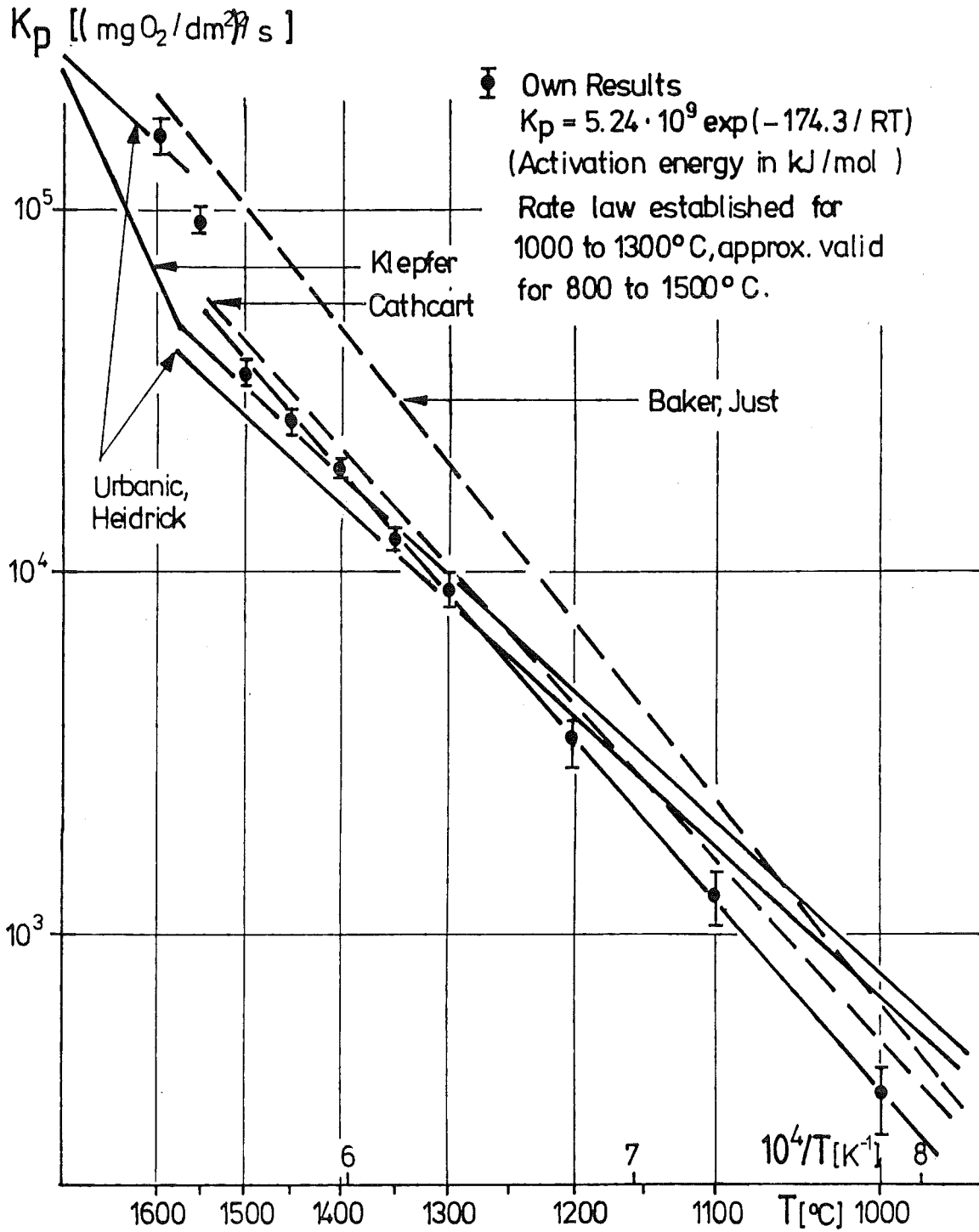
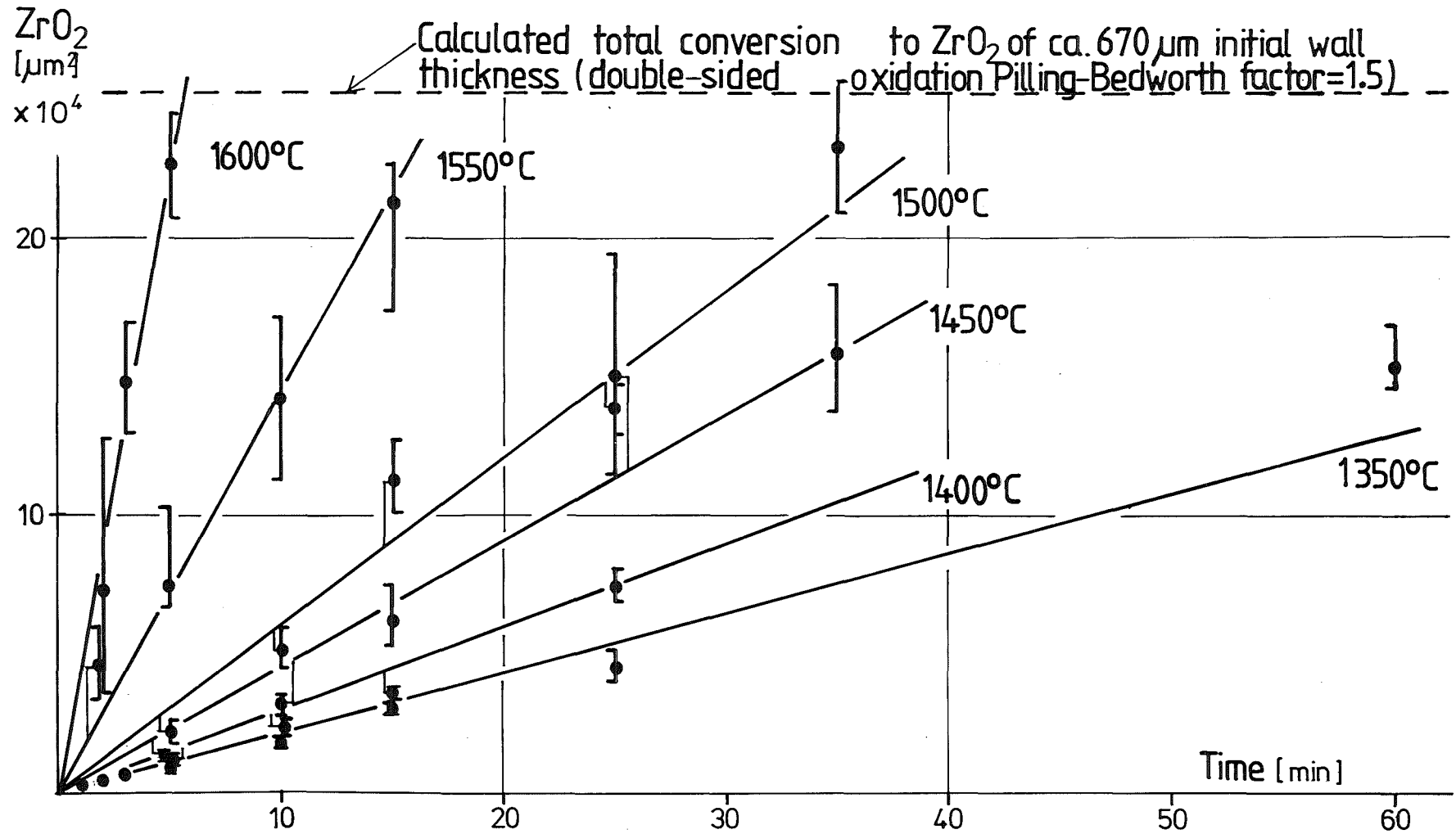


Abb. 2

Arrhenius Representation of Parabolic Rate of Mass Increase during Zircaloy-4/Steam HT Oxidation



- 4200-185 -

Abb. 3

ZrO_2 Scale Growth during Zircaloy-4 / Steam HT Oxidation at 1350 - 1600°C in Parabolic Representation

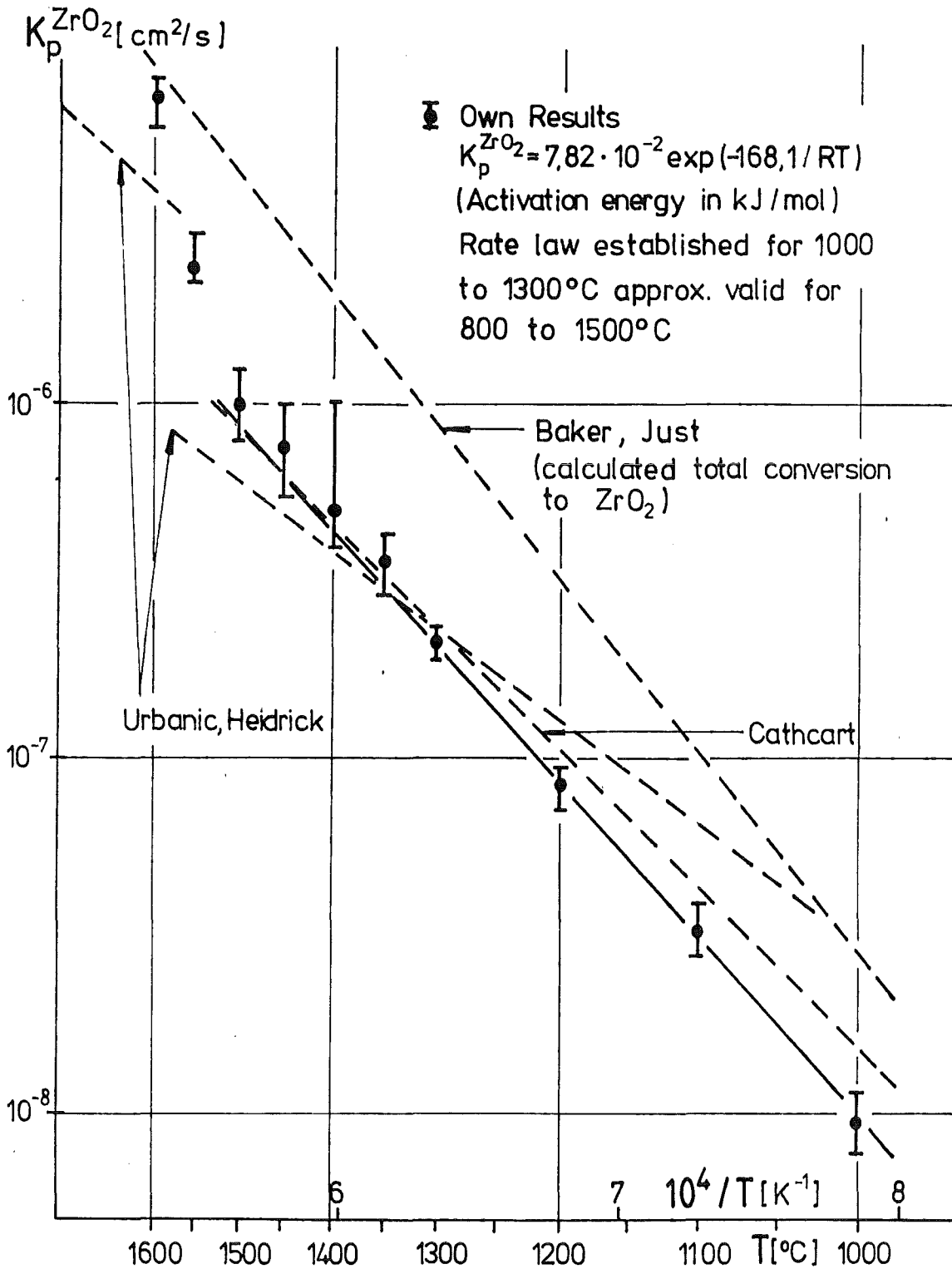


Abb. 4

Arrhenius Representation of Parabolic Rate of ZrO_2 Scale Growth during Zircaloy-4 / Steam HT Oxidation

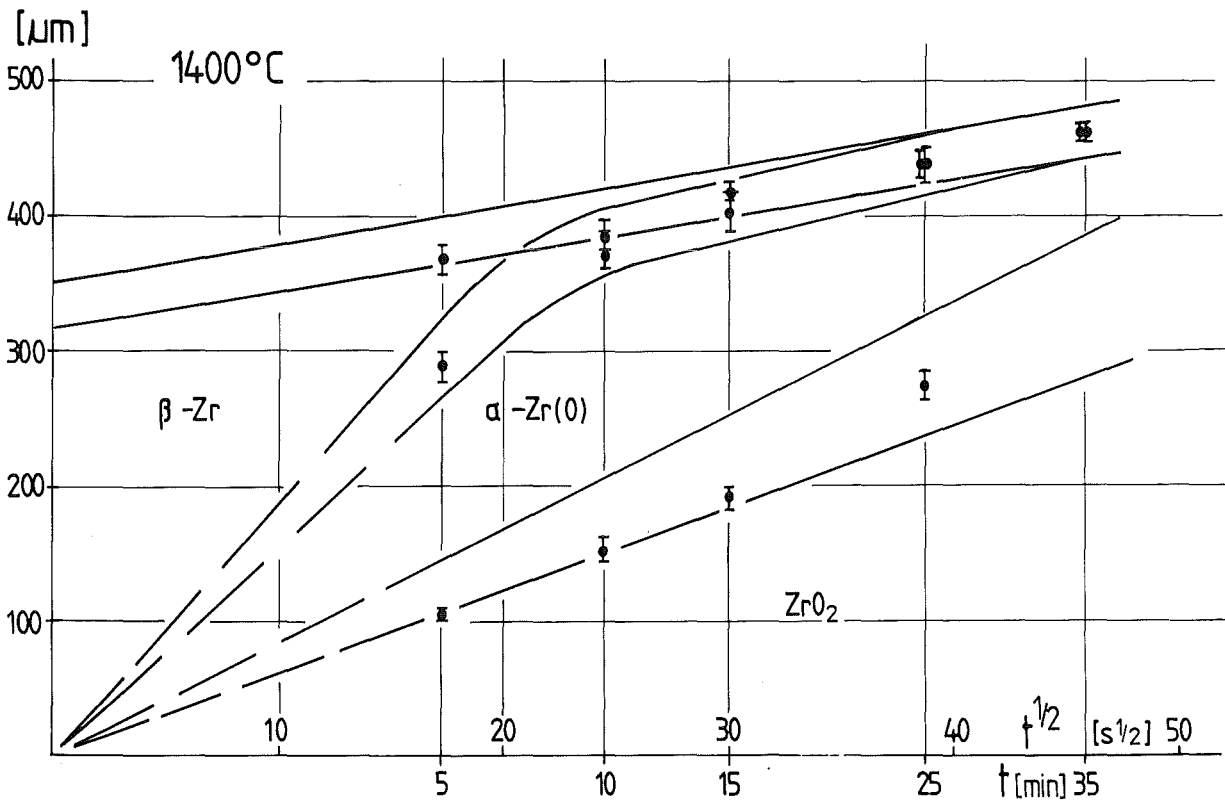
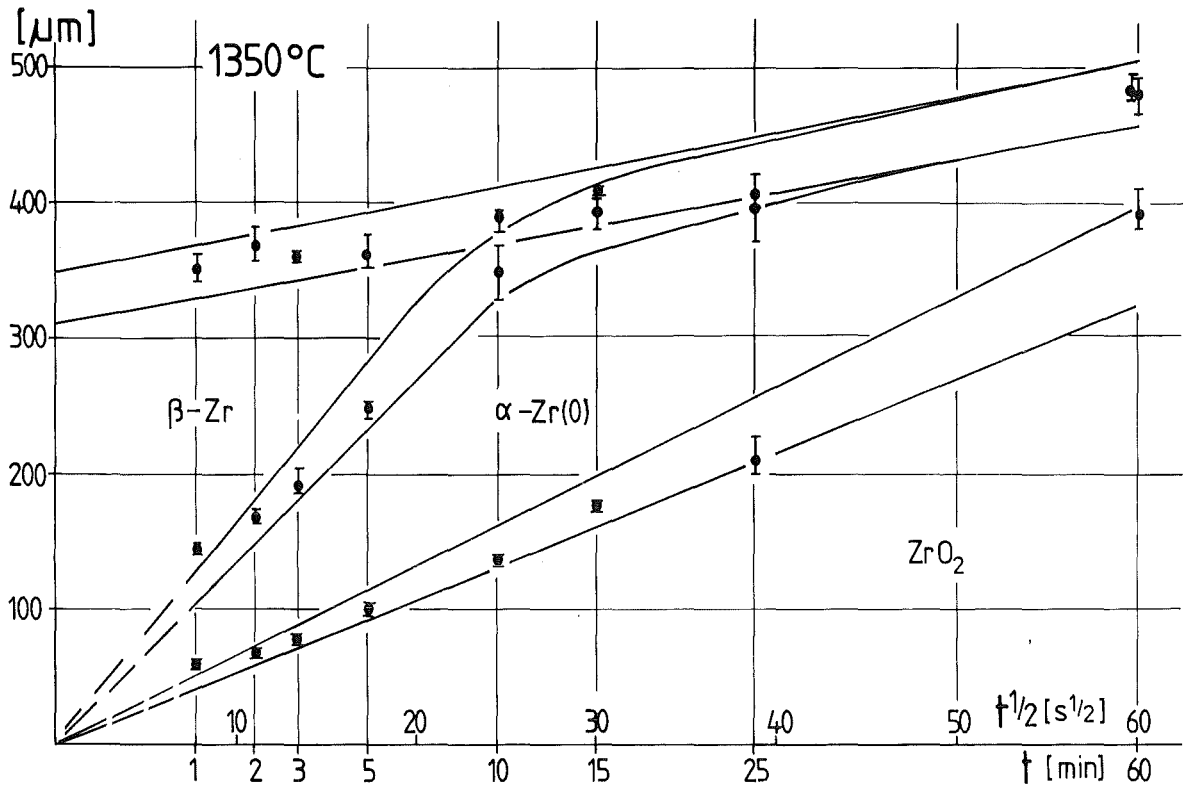


Abb.5

Wall Consumption by double-sided Steam Oxidation at 1350 and 1400 °C of Zircaloy-4 Cladding Tube Material

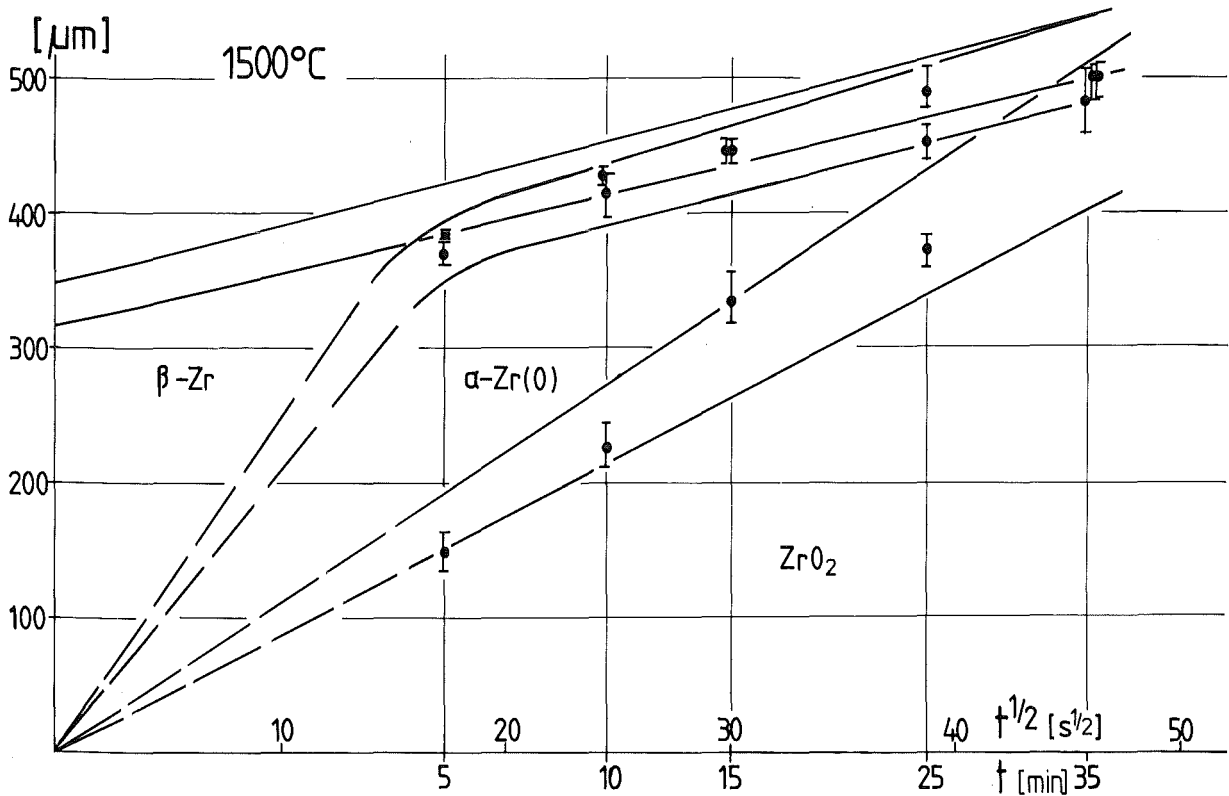
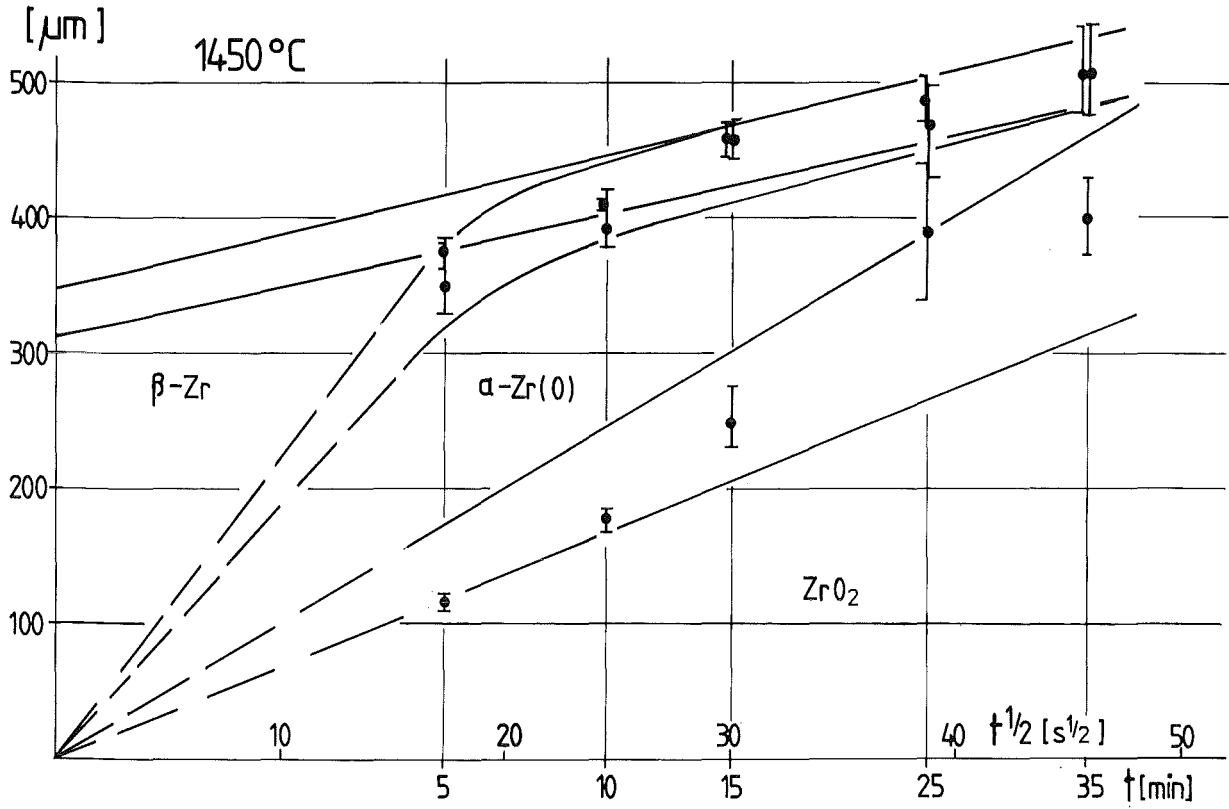


Abb.6

Wall Consumption by double-sided Steam Oxidation at 1450 and 1500°C of Zircaloy-4 Cladding Tube Material

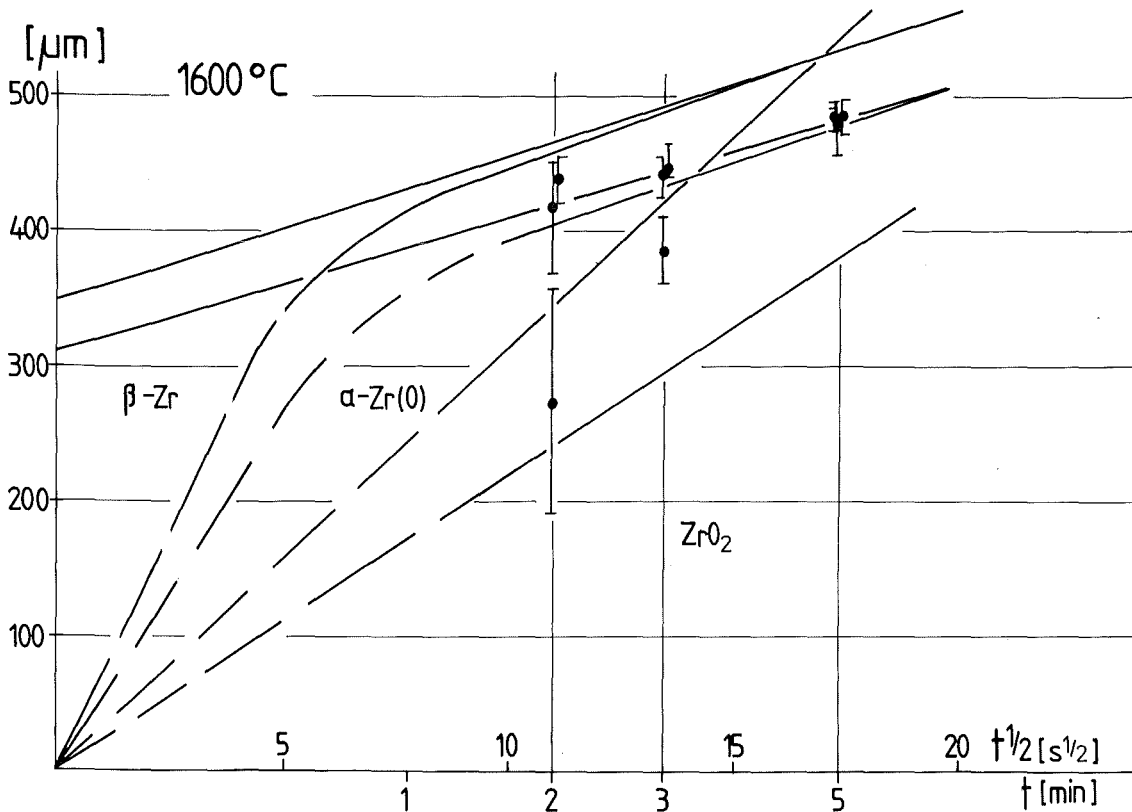
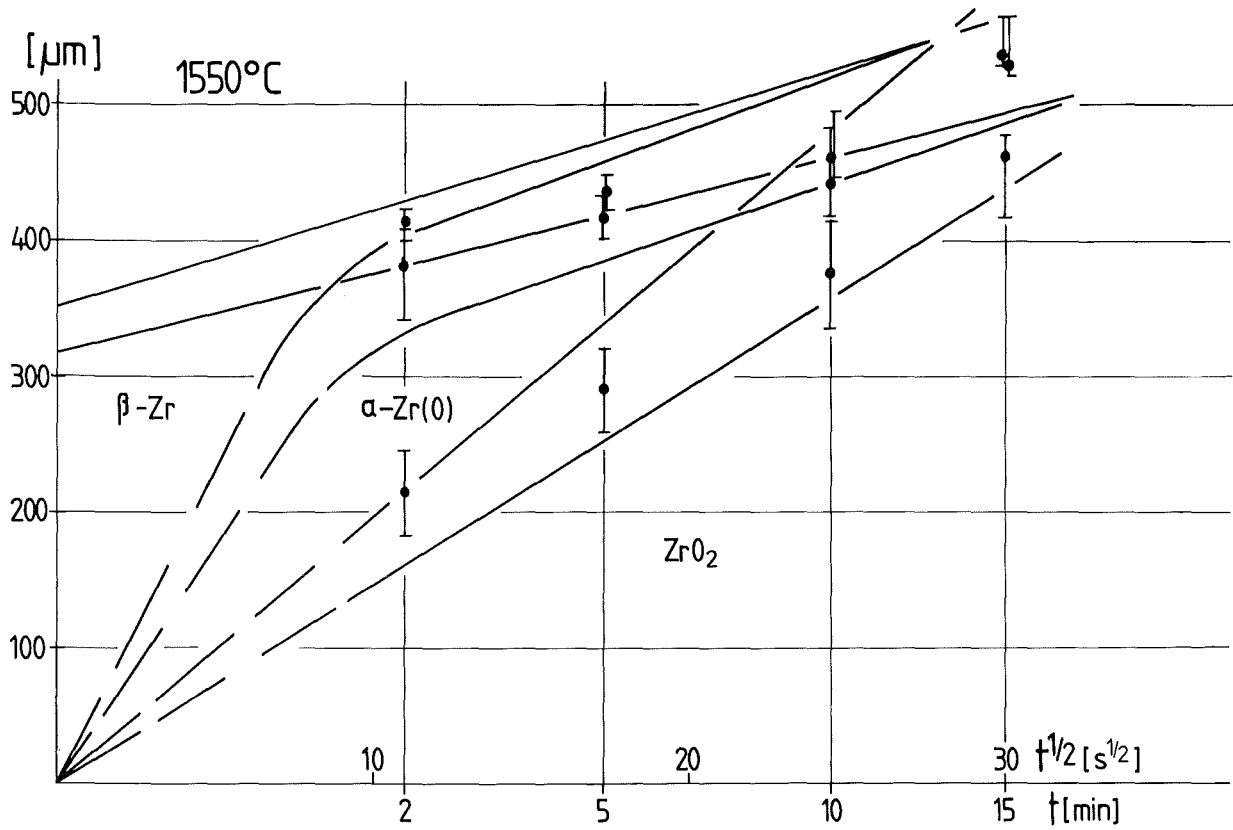


Abb. 7

Wall Consumption by double-sided Steam Oxidation at 1550 and 1600°C of Zircaloy-4 Cladding Tube Material

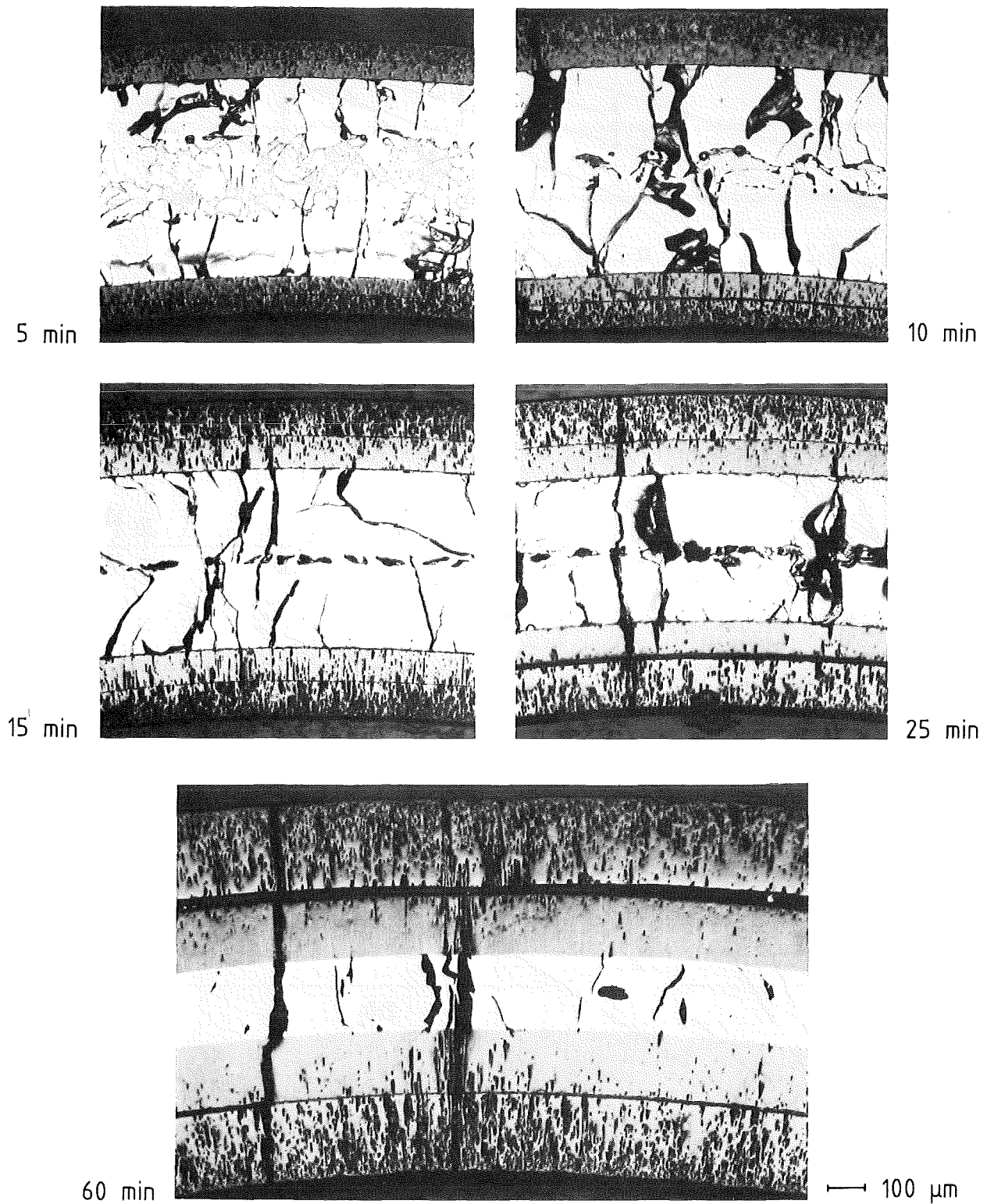


Abb. 8 Isothermal Zircaloy-4 / Steam Oxidation
(1350°C, 5 min - 60 min)

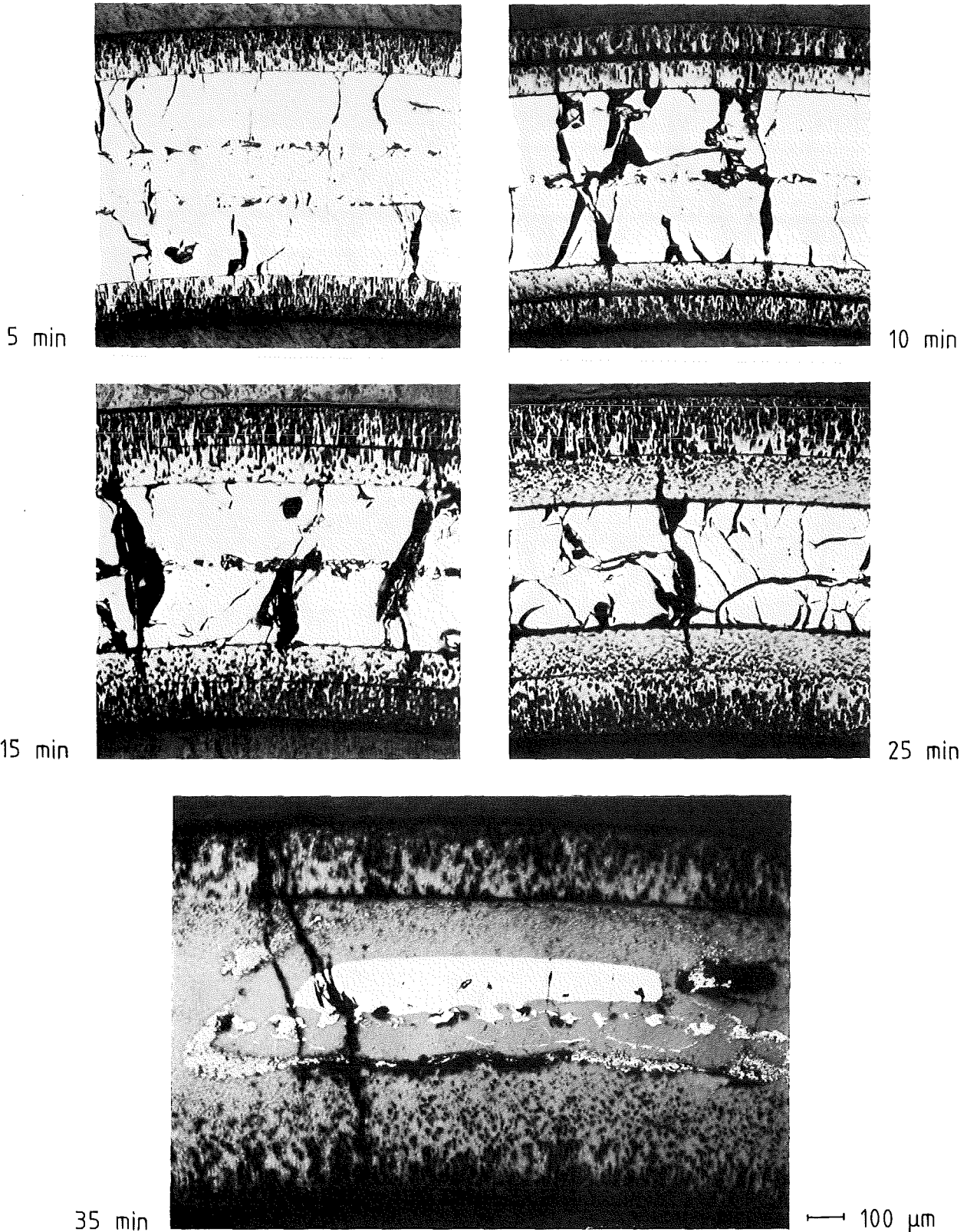
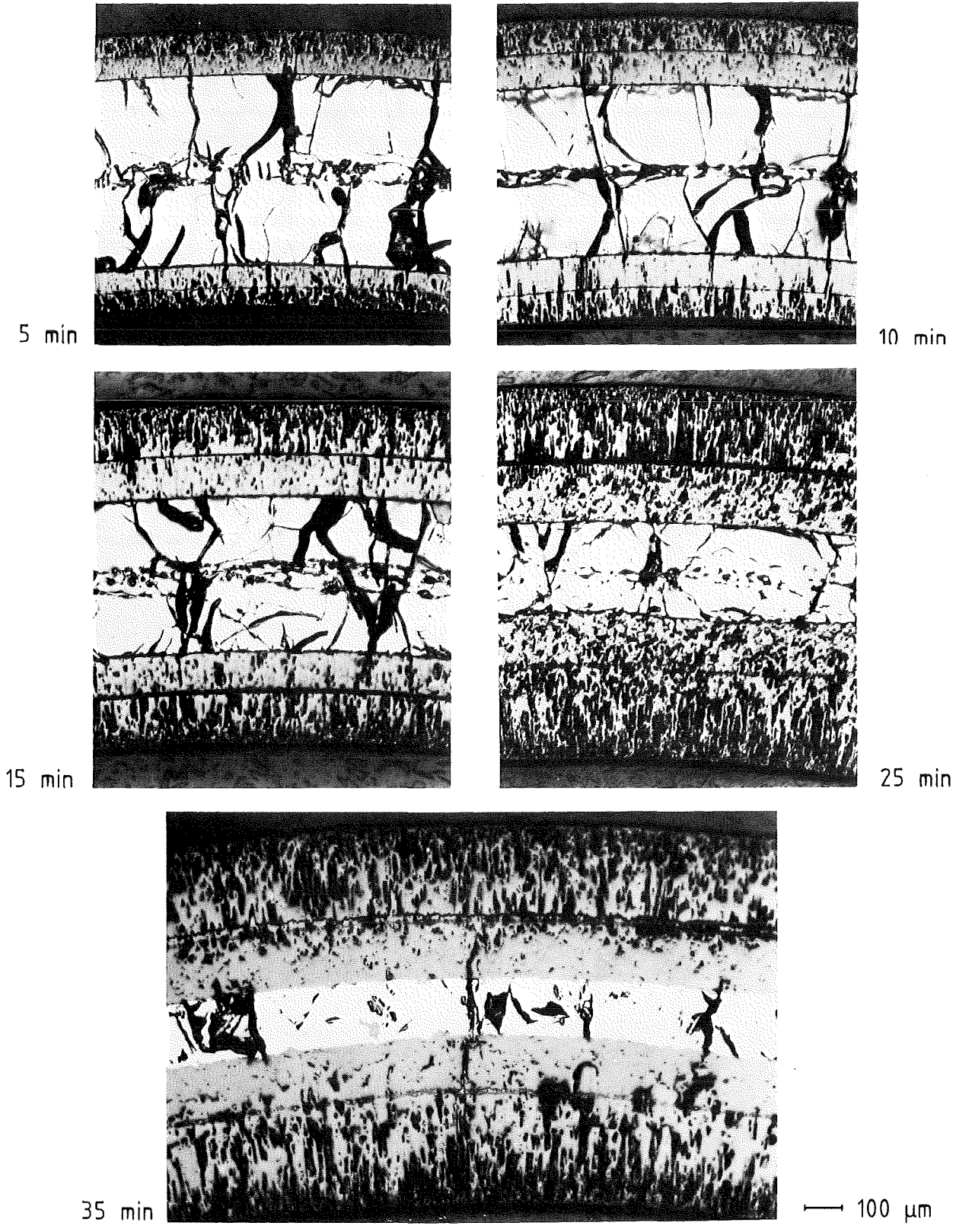
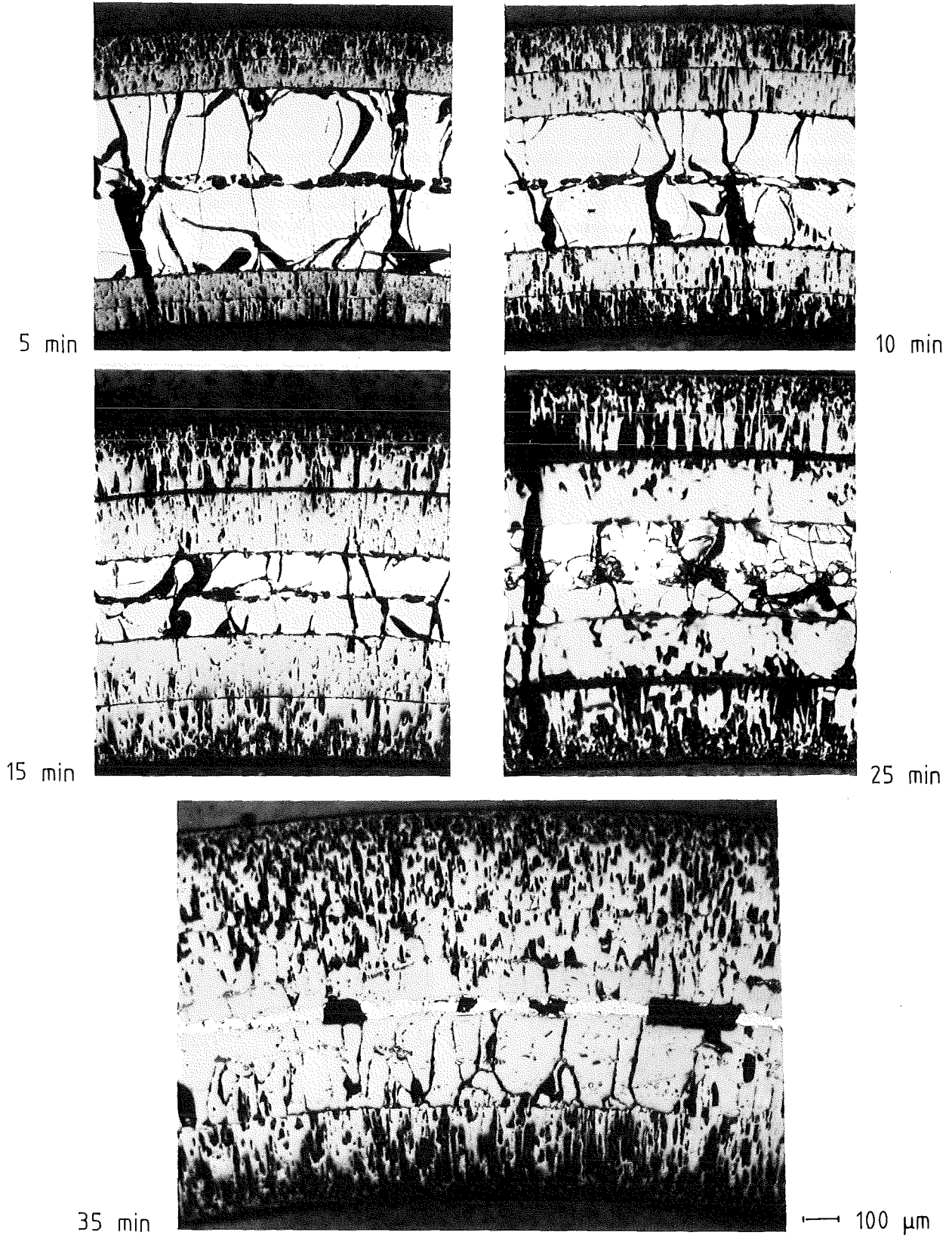


Abb. 9 Isothermal Zircaloy-4 / Steam Oxidation
(1400°C, 5 min - 35 min)



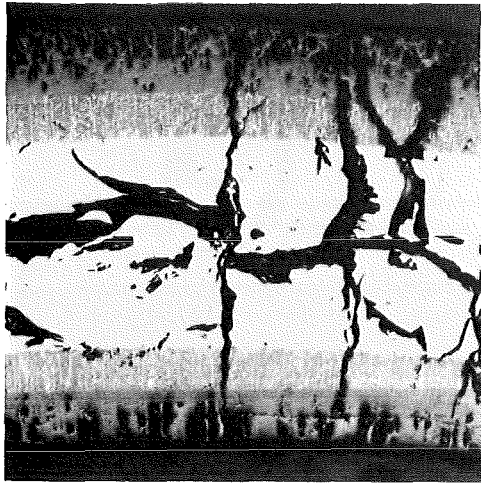
350 KJK IMF/II

Abb. 10 Isothermal Zircaloy-4 / Steam Oxidation
(1450°C, 5 min - 35 min)

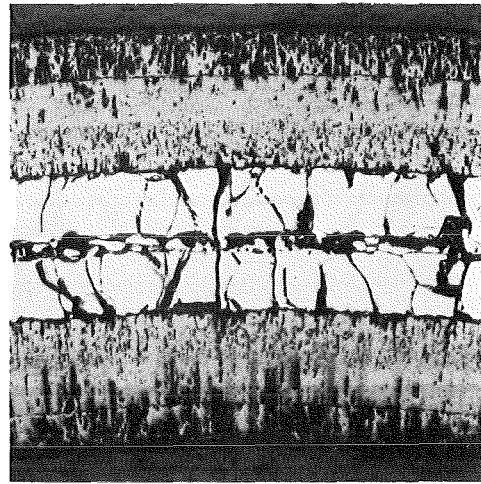


351 **KIK** IMF/II

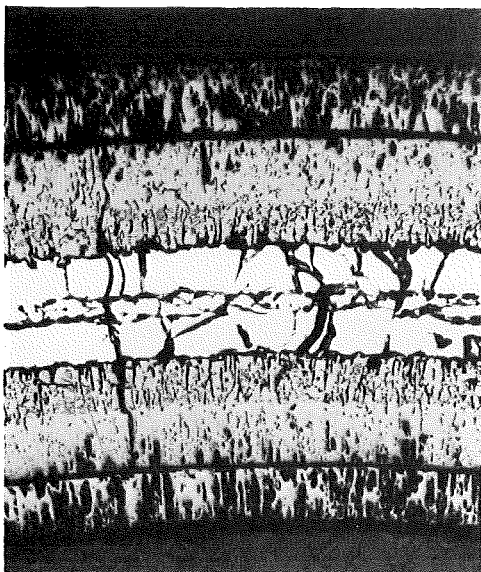
Abb. 11 Isothermal Zircaloy-4 / Steam Oxidation
(1500°C, 5 min - 35 min)



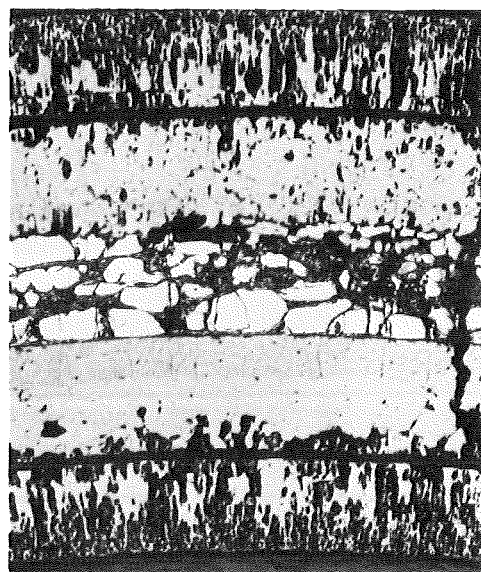
2 min



5 min



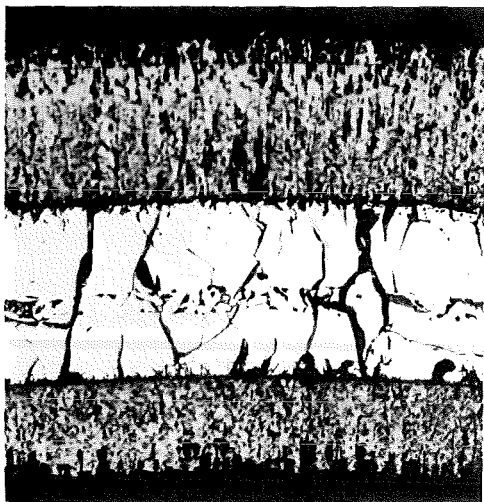
10 min



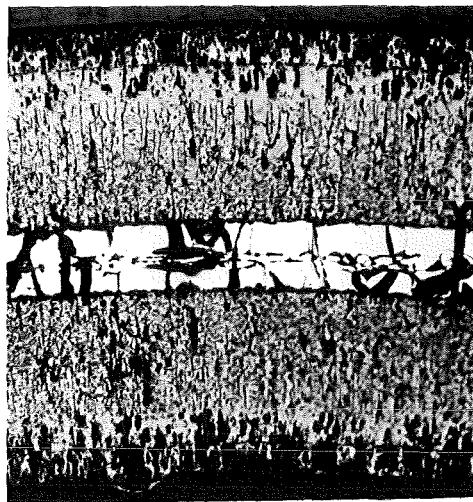
15 min

→ 100 μm

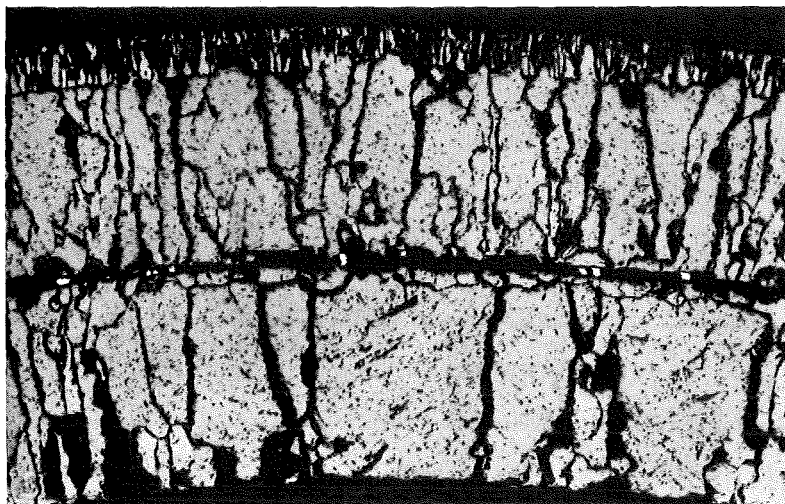
Abb. 12 Isothermal Zircaloy-4 / Steam Oxidation
(1550°C, 2 min - 15 min)



2 min



3 min



5 min

— 100 μ m

Abb. 13 Isothermal Zircaloy-4 / Steam Oxidation
(1600°C, 2 min - 5 min)

06.01.16/10A Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4-
PNS 4253 Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff bei hohen Temperaturen
(P. Hofmann, Ch. Braun, D.K.Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos,
J. Burbach, G. Gausmann, H. Metzger, E. Nold; IMF)

1. Chemische Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zircaloy-4 im festen Zustand

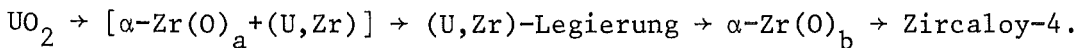
1.1 Ermittlung der Reaktionskinetik

Die Experimente zur Bestimmung der chemischen Wechselwirkungen und der Reaktionskinetik zwischen UO_2 und Zircaloy (Zry) bis zum Schmelzpunkt von Zry (ca. $1760^{\circ}C$) unter inerten Bedingungen wurden abgeschlossen. Die Untersuchungen erfolgten an ca. 100 mm langen LWR-Brennstababschnitten in der Hochdruck/Hochtemperatur-Versuchsanlage MONA bei äußeren Drücken bis zu 80 bar in Argon (Gasinnendruck bei $20^{\circ}C$: 1 bar). Die Glühzeiten variierten zwischen 60 und 9000 s. Der Versuchsaufbau, die Durchführung und die Versuchsergebnisse sind in /06.01.16/10A-1, -2, -3/ dokumentiert.

Das Ausmaß der chemischen Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zircaloy hängt entscheidend davon ab, ob ein Festkörperkontakt zwischen beiden Materialien existiert oder nicht. Beim Fehlen eines Festkörperkontaktes wird Sauerstoff vom UO_2 zum Zircaloy nur über die Gasphase transportiert, die resultierenden Reaktionen sind vernachlässigbar. Bis $1500^{\circ}C$ wurden deshalb ohne äußeren Überdruck an den untersuchten Brennstababschnitten keine UO_2 /Zircaloy-Wechselwirkungen beobachtet. Oberhalb $1500^{\circ}C$ kommt es, auch ohne äußeren Überdruck, stets zu lokalen Festkörperkontakten, da sich der Brennstoff thermisch stärker ausdehnt als das Hüllmaterial und dadurch der anfängliche Spalt teilweise oder sogar vollständig verschwindet.

Unter einem äußeren Überdruck kollabiert das Hüllmaterial auf den Brennstoff, wodurch ein sehr guter Festkörperkontakt hergestellt wird. Die chemischen Wechselwirkungen sind unter diesen Bedingungen am Umfang der Proben und auch in axialer Richtung sehr gleichmäßig. Das

durch die Reduktion des UO_2 entstandene Uran diffundiert und/oder penetriert in die α -Zr(O)-Phase, um mit O-armem Zr zu reagieren. Dadurch bildet sich im α -Zr(O)-Bereich eine metallische, uranreiche (U,Zr)-Legierung, die zunächst als zusammenhängende Reaktionsproduktschicht parallel zur UO_2 /Zircaloy-Phasengrenze vorliegt. Es zeigen sich daher vom UO_2 ausgehend, folgende Phasen:



Die Phasen sind in Abb. 06.01.16/10A-1 schematisch dargestellt. Die Phasenreihenfolge ist unabhängig von der Temperatur und Reaktionszeit. Die entstehende (U,Zr)-Legierung kann oberhalb 1150°C flüssig sein und wird dann, infolge des äußeren Überdruckes, in Leervolumina wie z.B. Dishingohlräume gedrückt.

Während die (U,Zr)-Legierung im α -Zr(O)-Bereich zunächst eine geschlossene Reaktionszone bildet, ändert sich diese bei großen Sauerstoffgehalten im α -Zr(O). Es bilden sich dann kleinere und größere (U,Zr)-Kavernen im α -Zr(O)-Gefüge. Der Zr-Gehalt in der (U,Zr)-Legierung nimmt i.a. mit zunehmendem Sauerstoffgehalt in der umgebenden α -Zr(O)-Matrix ab.

Das Hauptziel der Experimente war, die UO_2 /Zircaloy-Reaktionskinetik zu beschreiben. Es wurde deshalb die Dicke der einzelnen Reaktionszonen in Abhängigkeit von der Temperatur und Zeit bestimmt. Die sauerstoffstabilisierte α -Zr(O)-Phase ist besonders gut mit polarisiertem Licht zu erkennen, das daher zur mikroskopischen Ausmessung der Reaktionszonen verwendet wurde /06.01.16/10A-1/. Abb. 06.01.16/10A-2 zeigt die Schichtdicken bei 1500°C aufgetragen über \sqrt{t} . Die Reaktionen verlaufen nach einem parabolischen Zeitgesetz. Erreicht die α -Zr(O)_b-Phase die Hüllrohräußenoberfläche, so kann sie nicht mehr zunehmen, obwohl der Sauerstoffgehalt in der Phase noch ansteigt. Für die Arrheniusdarstellung der Schichtwachstumskonstanten (x^2/t) wird nur der parabolische Teil der Kurven berücksichtigt. Die Ergebnisse sind in Abb. 06.01.16/10A-3 dargestellt.

Zur Beschreibung des Brennstabverhaltens bei hohen Temperaturen ist von Interesse sowohl die Dicke der Gesamtreaktionszone als auch derjenigen Zone des Hüllrohres, die durch die Sauerstoffaufnahme chemisch

beträchtlich verändert wird, d.h. versprödet. Um diese Dicke angeben zu können, ist es wichtig zu wissen, wo die ursprüngliche UO_2 /Zircaloy-Phasengrenze liegt. Sogenannte Marker-Experimente mit dünnen Wolframblechen an der UO_2 /Zircaloy-Phasengrenze ergaben, daß diese der $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ / (U,Zr)-Phasengrenze entspricht. Da die $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase keine Festigkeit besitzt (flüssige (U,Zr)-Legierung an den Korngrenzen), wurde die Dicke der Reaktionszone I ($\alpha\text{-Zr(O)}_a$) von der Dicke der Reaktionszone III abgezogen. Das Ergebnis ist in der Abb. 06.01.16/10A-3 ebenfalls graphisch dargestellt (stark ausgezogene Gerade), unter Angabe der analytischen Beziehung für den Einsatz in Rechenprogrammen [$x^2/t = 0,31 \exp(-41800/RT)$].

Der geschwindigkeitsbestimmende Schritt bei der UO_2 /Zircaloy-Reaktion ist die Sauerstoffdiffusion in das Zircaloy. Dies wird durch die gute Übereinstimmung der Aktivierungsenergie für die Zircaloy-Oxidation durch UO_2 und durch Wasserdampf bestätigt. So beträgt die Aktivierungsenergie der Zircaloy/ UO_2 -Reaktion für das Wachstum der [(U,Zr)+ $\alpha\text{-Zr(O)}_b$ -Schicht] ca. 41800 cal/mol, für das Wachstum der Gesamtreaktionszone (III) ca. 45300 cal/Mol und bei der Zircaloy/Wasserdampf-Reaktion für das Wachstum der $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schicht ca. 43600 cal/Mol und für das Wachstum der [$\text{ZrO}_2+\alpha\text{-Zr(O)}$]-Doppelschicht ca. 44000 cal/Mol /06.01.16/10A-7/.

Durch die Sauerstoffaufnahme des Hüllmaterials versprödet dieses bei hohen Temperaturen sehr schnell, und beim Abkühlen der Proben entstehen infolge mechanischer Spannungen eine Vielzahl von Rissen. Bei der nachfolgenden Handhabung kann es daher infolge Versprödung der Zircaloy-Hülle durch die stattgefundene $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Bildung bereits bei geringer Belastung zum Auseinanderbrechen der Brennstababschnitte kommen. Legt man die Versprödungskriterien^{+) von Chung und Kassner /06.01.16/10A-8/ zugrunde, so stimmen die entsprechenden Erwartungen gut mit den eigenen Beobachtungen überein. Die kritischen Sauerstoffgehalte in der Zircaloy-Hülle, oberhalb deren es zu einer Fragmentierung der Brennstababschnitte}

+) Das Zry-Hüllmaterial ist dann versprödet, wenn die Dicke der β -Phase mit einem Sauerstoffgehalt $\leq 0,9$ Gew.% kleiner als 0,1 mm ist /06.01.16/10A-8/.

kommt, werden durch Reaktionen mit dem UO_2 unter isothermen Bedingungen bei $1400^\circ C$ nach ca. 53 min, bei $1500^\circ C$ nach 26 min, bei $1600^\circ C$ nach ca. 10 min und bei $1700^\circ C$ nach ca. 4,3 min erreicht.

Um den Einfluß des UO_2 /Zry-Kontaktdruckes zu ermitteln, wurden Reaktionsexperimente bei unterschiedlichen äußeren Drücken (1 - 80 bar) durchgeführt. Der Gasinnendruck in den Proben betrug bei $20^\circ C$ 1 bar und stieg bei hohen Temperaturen auf etwa 5 bar an. Der UO_2 /Zry-Kontaktdruck entspricht etwa dem Differenzdruck. In Abb. 06.01.16/10A-4 sind die Versuchsergebnisse für 1400 und $1700^\circ C$ und einer Glühzeit von 10 min dargestellt. Aufgetragen ist die Dicke der verschiedenen Reaktionszonen in Abhängigkeit vom Außendruck. Man erkennt, daß bei $1400^\circ C$ oberhalb etwa 10 bar und bei $1700^\circ C$ oberhalb etwa 5 bar die Dicke der Reaktionszonen unabhängig vom Außendruck ist. Berücksichtigt man den Stabinnendruck bei $1700^\circ C$, so erkennt man, daß der Differenzdruck gleich null ist. Trotzdem kommt es bei $1700^\circ C$ zu UO_2 /Zry-Wechselwirkungen, da es infolge thermischer Differenzdehnung zwischen UO_2 und Zry zu einem ausreichenden Festkörperkontakt kommt.

1.2 Chemische Charakterisierung der UO_2 /Zry-Reaktionsprodukte

Zur quantitativen Erfassung der chemischen Wechselwirkung zwischen UO_2 und Zry-4 wurden die Reaktionszonen mit Hilfe der Augerelektronenspektroskopie analysiert. In Fortsetzung von früheren Experimenten wurden diesmal Proben untersucht, die unter Druck bis kurz vor dem Schmelzpunkt des Zry-4 geglüht wurden. Wie schon in einer früheren Arbeit /06.01.16/10A-7/ wurden von allen Proben, die in der folgenden Tabelle aufgelistet sind, Elementverteilungsbilder von Sauerstoff, Uran und Zirkon über den gesamten Hüllrohrquerschnitt aufgenommen:

Temp. [°C]	Einsatzzeit [min]	Außendruck [bar]	Abbildungen
1500	100	40	
1500	150	40	
1600	3	40	06.01.16/10A-5
1600	20	40	" -6
1600	100	40	" -7
1700	3	40	
1700	10	40	
1700	60	40	

Mit zwei Punktanalysenserien wurde der Konzentrationsverlauf des Sauerstoffs sowohl in den Zr-reichen Phasen α -Zr(O)_a und α -Zr(O)_b (obere graphische Darstellungen der Abb. 06.01.16/10A-5 bis 7) als auch in der U-reichen, metallischen Phase ermittelt (untere graphische Darstellungen). Es wurde außerdem versucht, die Uran- und Zirkonsignale dieser Punktanalysen im Vergleich mit geeigneten U-Zr-O-Standards zu setzen, um zusätzliche quantitative Aussagen über den Urangehalt in der Zr-reichen und den Zirkongehalt in der U-reichen Phase zu gewinnen. Die Kenntnis über die Zusammensetzung der Reaktionszonen der bei 1300, 1400 und teilweise bei 1500°C durchgeführten Glühserien kann auf die hier untersuchten Proben übertragen und erweitert werden.

1. Der Sauerstoffgehalt der α -Zr(O)_a-Phase aller Proben ist relativ konstant (ca. 5 Gew.%). In der α -Zr(O)_b-Phase ist er bei den Proben mit den kürzeren Glühzeiten (1600°C 3 und 20 min (Abb. 06.01.16/10A-5, -6) und 1700°C 3 min) ebenfalls relativ konstant, jedoch mit ca. 4 Gew.% etwas geringer als in der α -Zr(O)_a-Phase. In der α' -Phase (prior β -Zr) beträgt der maximale Sauerstoffgehalt ca. 3 Gew.%.
2. Mit zunehmender Reaktionszeit steigt der Sauerstoffgehalt in der α -Zr(O)_b-Phase auf das Niveau der α -Zr(O)_a-Phase an und die α' -Phase verschwindet. Diese Angleichung der Sauerstoffniveaus erfolgt mit zunehmender Reaktionstemperatur nach kürzeren Glühzeiten.

3. Die vom Zry-4 maximal aufgenommene Sauerstoffmenge (unter der Bildung von $\alpha\text{-Zr(O)}_{a,b}$) übersteigt in keinem Fall das Niveau von 6 Gew. %; selbst wenn die Proben bei höheren Temperaturen (1700°C) und oder längere Zeit (150 min) geglüht wurden. Damit scheint der Gleichgewichtszustand der $\text{UO}_2/\text{Zry-4}$ -Redoxreaktion erreicht zu sein.
4. Unter Berücksichtigung des Auflösungsvermögens des im IMF I zur Verfügung stehenden AES-Geräts (bei 30° Einfallswinkel 5 - 10 μm Strahldurchmesser) wurde in allen $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phasen bis ca. 8 Gew. % Uran nachgewiesen. Sogar in der $\alpha\text{-Zr(O)}_b$ -Phase, jedoch nur in der Nähe der metallischen, U-reichen (U,Zr)-Phase, wurde ebenfalls Uran in der gleichen Konzentration ermittelt; allerdings nur bei solchen Proben, die 100 min und länger geglüht wurden. (Abb. 06.01.16/10A-7). Neuere Untersuchungen mit einem externen AES-Gerät höherer Auflösung lassen neben den metallischen Kanälen (Korngrenzen) und den 20 μm großen metallischen Inseln in der $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase noch fein dispergierte, unter 0,5 μm große metallische Ausscheidungen erkennen. Über eine Punktanalyse konnte in diesen punktförmigen Ausscheidungen hauptsächlich Uran neben Zirkon und Sauerstoff nachgewiesen werden.
5. Die U-reiche, metallische Phase, die sich am Ende der $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase gebildet hat, enthält fast kein Sauerstoff. Bei gleichbleibender Temperatur verarmt sie mit zunehmender Reaktionszeit an Zirkon (vgl. Abb.). In Proben mit langen Glühzeiten, z.B. 1600°C , 100 min, ist die Zusammensetzung aller metallischen (U,Zr)-Phasen, der Kavernen sowie der Kanäle und Inseln in der $\alpha\text{-Zr(O)}_a$ -Phase, identisch.
6. Nach langen Glüh- bzw. Reaktionszeiten kann man in den metallischen Kavernen Sn-, Fe- und Cr-Anreicherungen feststellen. Mit dem externen, hochauflösenden AES-Gerät und der Mikrosonde wurden diese Beobachtungen weiter differenziert: An den Korngrenzen der U,Zr-Phase hat sich Eisen und Chrom im Uran angereichert. Zinn separiert sich aus dem metallischen Verband in Form einer Zr-reichen Phase (Zr_3Sn).

2. Bestimmung des Schmelzpunktes von Zircaloy-4

Bei den UO_2/Zry -Reaktionsexperimenten wurde festgestellt, daß der in der Literatur angegebene Schmelzpunkt von Zry mit etwa $1850^{\circ}C$ offenbar zu hoch ist. Es wurden deshalb Zry-4-Legierungen von fünf verschiedenen Herstellern in einer Schmelzpunktbestimmungsapparatur untersucht. Die Ergebnisse sind in der nachfolgenden Tabelle dargestellt:

Hersteller (Quelle)	Einsatz	Schmelzpunkt ($^{\circ}C$)
AECL Whiteshell	AECL	1778
Mannesmann	BBR	1774
Mannesmann	BBR	1789
KWU	KWU/KfK	1785
Battelle (PNL)	EG&G Idaho	1782
		Durchschnitt 1782
		Korrigiert <u>1758</u>

Alle fünf Zry-4-Proben haben etwa den gleichen Schmelzpunkt. Parallel dazu wurde der Schmelzpunkt von reinem Zr bestimmt, um die Anlage zu eichen. Der gemessene Schmelzpunkt der Zr-Probe (Mittelwert) betrug $1874^{\circ}C$ und liegt damit etwa $24^{\circ}C$ oberhalb des tatsächlichen Schmelzpunktes für reines Zr von $1850^{\circ}C$. Die Zry-4-Schmelzpunkte wurden daher um $24^{\circ}C$ reduziert. Daraus resultiert eine mittlere Schmelzpunkttemperatur für Zry-4 von $1758^{\circ}C$. Der Schmelzpunkt des Zry-4, das für die in 1.1 beschriebenen UO_2/Zry -Reaktionsexperimente benutzt wurde, wurde vom Hersteller (KWU) mit $1720 \pm 20^{\circ}C$ angegeben. Der Schmelzpunkt von Zry-4 liegt deshalb sehr wahrscheinlich in dem Bereich von 1700 bis $1760^{\circ}C$ und ist damit deutlich kleiner als $1850^{\circ}C$, wie er z.B. im MATPRO verwendet wird.

3. Literatur

- /06.01.16/10A-1/ P.Hofmann, D.K.Kerwin, "Preliminary Results of UO_2 /Zry-4 Experiments under Severe Fuel Damage Conditions", Res Mechanica 5 (1982), pp. 293-308
- /06.01.16/10A-2/ W.Dienst, P.Hofmann, D.Kerwin-Peck, "Chemische Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zircaloy-4 im Temperaturbereich von 1000 bis 2000°C", PNS Jahreskolloquium 1982, KfK 3470 (1982)
- /06.01.16/10A-3/ P.Hofmann, D.K.Kerwin-Peck, P. Nikolopoulos, " UO_2 /Zry-4 Chemical Interactions and Reaction Kinetics from 1000 to 1700°C", J.Nucl.Mater., to be published
- /06.01.16/10A-4/ H.Schneider, "Einsatz der Auger-Elektronenspektroskopie zur Bestimmung von Sauerstoff-Konzentrationsprofilen in Zircaloy-Oberflächenschichten", Mikrochimica Acta (Wien), Suppl. 8 (1979), pp. 149-158
- /06.01.16/10A-5/ P.Hofmann, D.Kerwin-Peck, P.Nikolopoulos, "Physical and Chemical Phenomena Associated with the Dissolution of Solid UO_2 by Molten Zircaloy-4", 6th International Conference on Zirconium in the Nuclear Industry, 28 June - 1 July 1982, Vancouver, Canada
- /06.01.16/10A-6/ P.Hofmann et al., "Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff bei hohen Temperaturen", PNS-Jahresbericht 1981, KfK 3250 (1982), S.4200/165 - 4200/175
- /06.01.16/10A-7/ S.Leistikow, G.Schanz, H.v.Berg, "Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zircaloy-4 bei 700 bis 1300°C", KfK 2587 (1978)
- /06.01.16/10A-8/ H.M.Chung, T.F.Kassner, "Embrittlement Criteria for Zircaloy Fuel Cladding Applicable to Accident Situation in LWRs", NUREG/CR-1344, ANL-79-48 (1980)

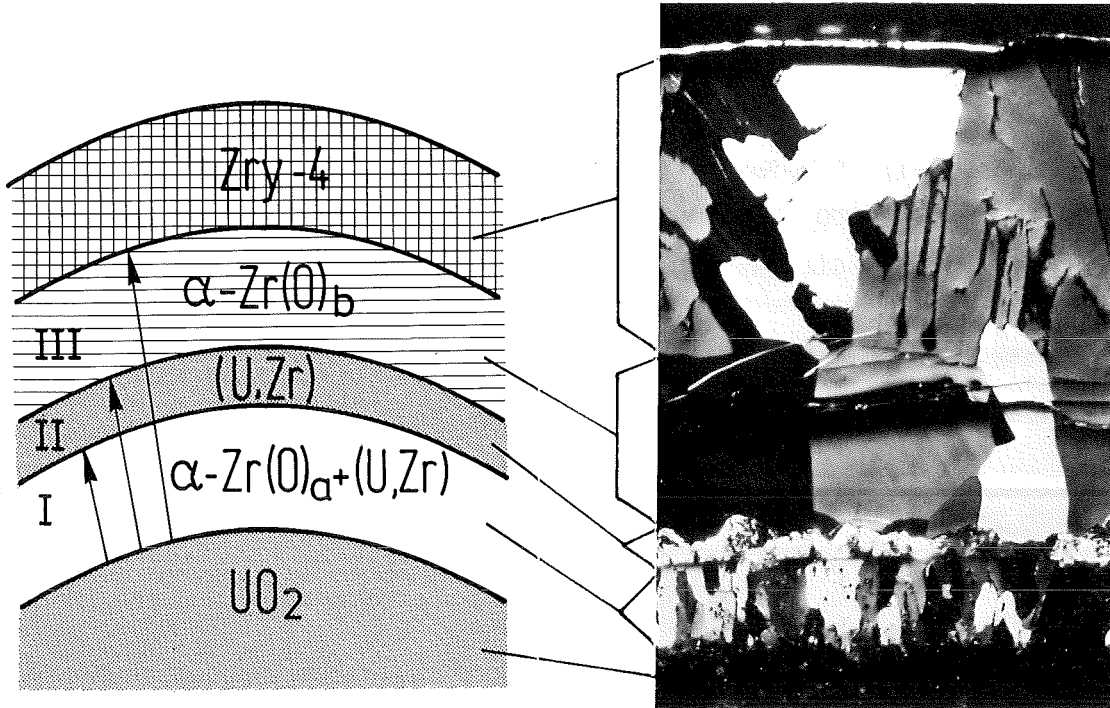


Abb. 06.01.16/10A-1: Schematische Darstellung der UO_2 /Zircaloy-Reaktionszonen. Die (U,Zr)-Legierung ist zwischen zwei α -Zr(O)-Phasen angeordnet. Die α -Zr(O)_a-Phase enthält, im Gegensatz zur α -Zr(O)_b-Phase, noch Uran.

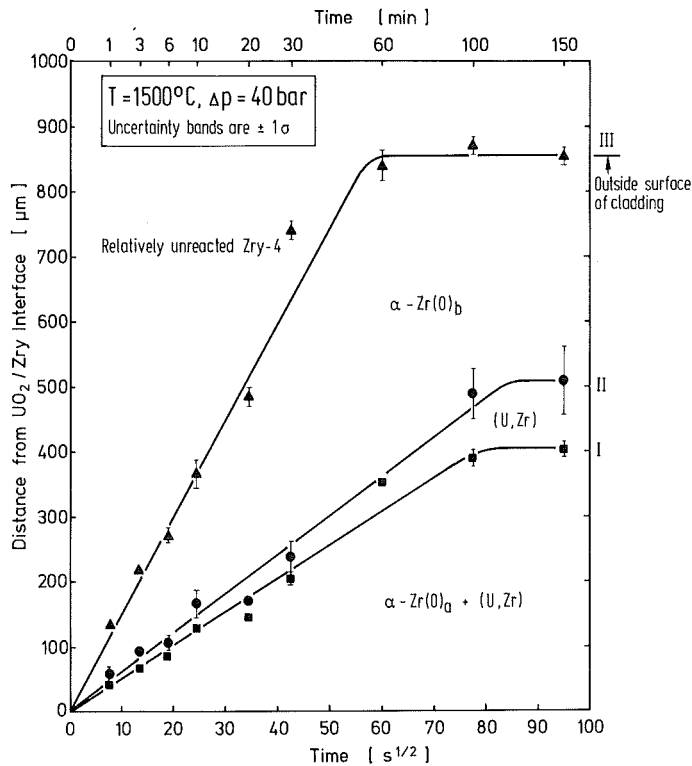


Abb. 06.01.16/10A-2: Dicke der UO_2 Zircaloy-Reaktionszonen in Abhängigkeit von \sqrt{t} bei $1500^\circ C$. Die Wechselwirkungen verlaufen bis ca. 1800 s nach einem parabolischen Zeitgesetz.

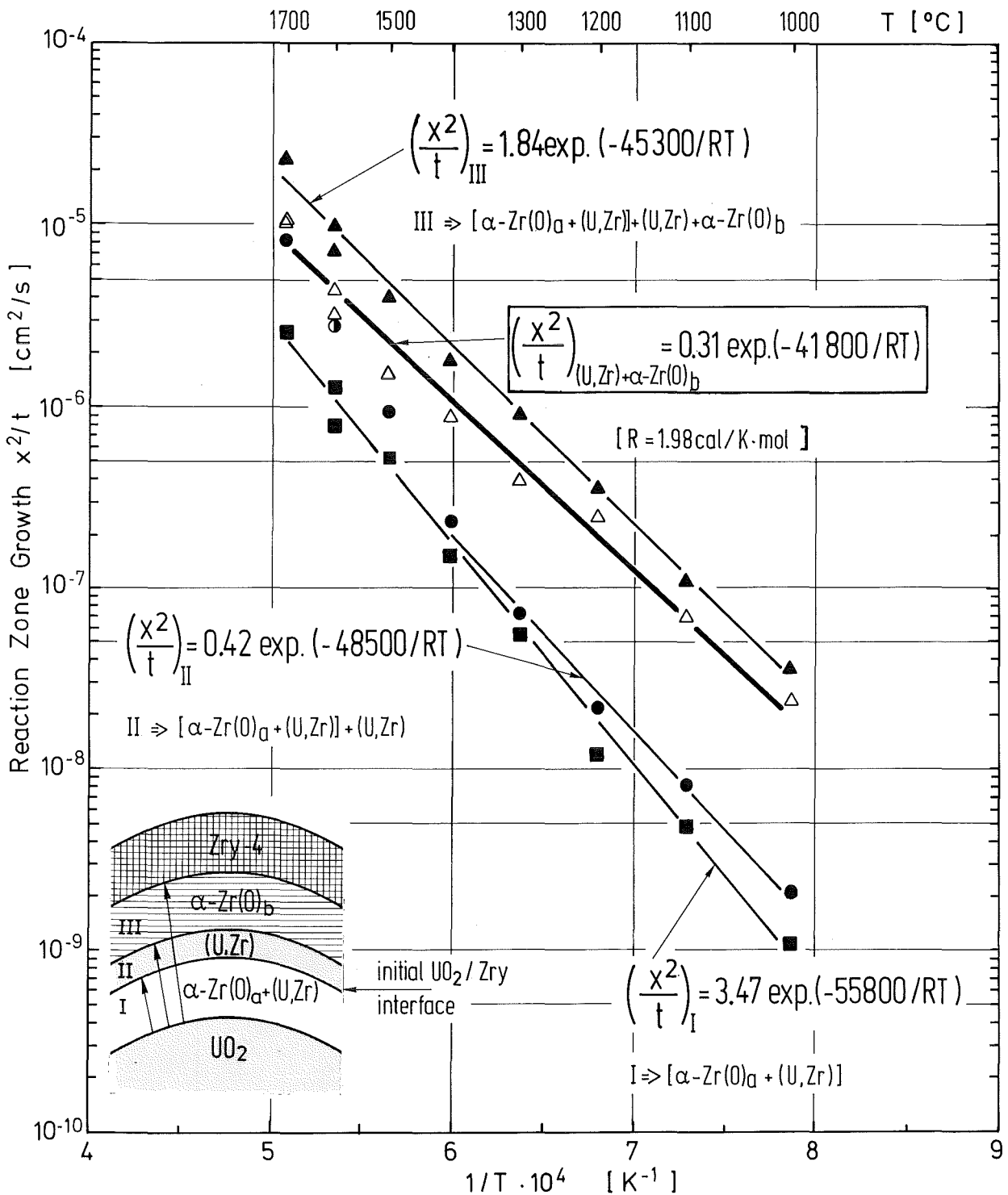


Abb. 06.01.16/10A-3: Wachstum der $\text{UO}_2/\text{Zircaloy}$ -Reaktionszonen in Abhängigkeit von der reziproken Temperatur.

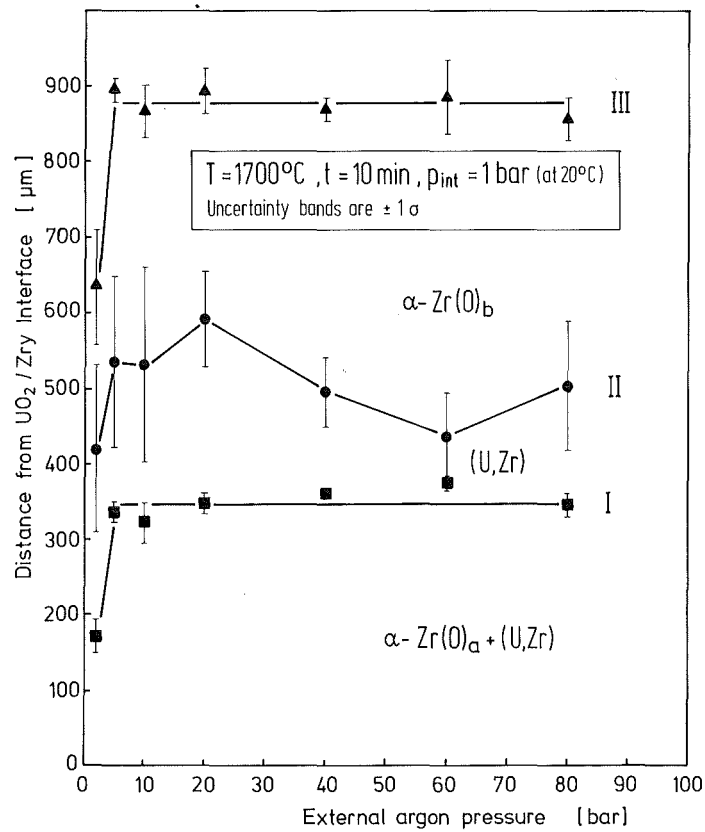
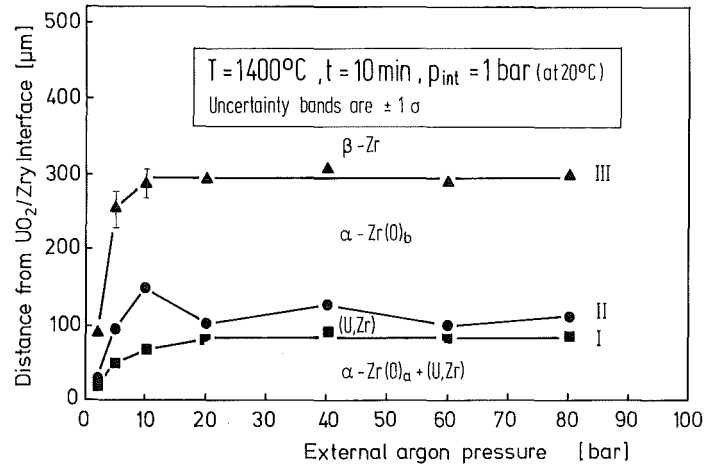


Abb. 06.01.16/10A-4: Dicke der verschiedenen $\text{UO}_2/\text{Zry-4}$ Reaktionszonen in Abhängigkeit vom äußeren Druck bei 1400 und 1700°C nach einer Glühzeit von 10 min.

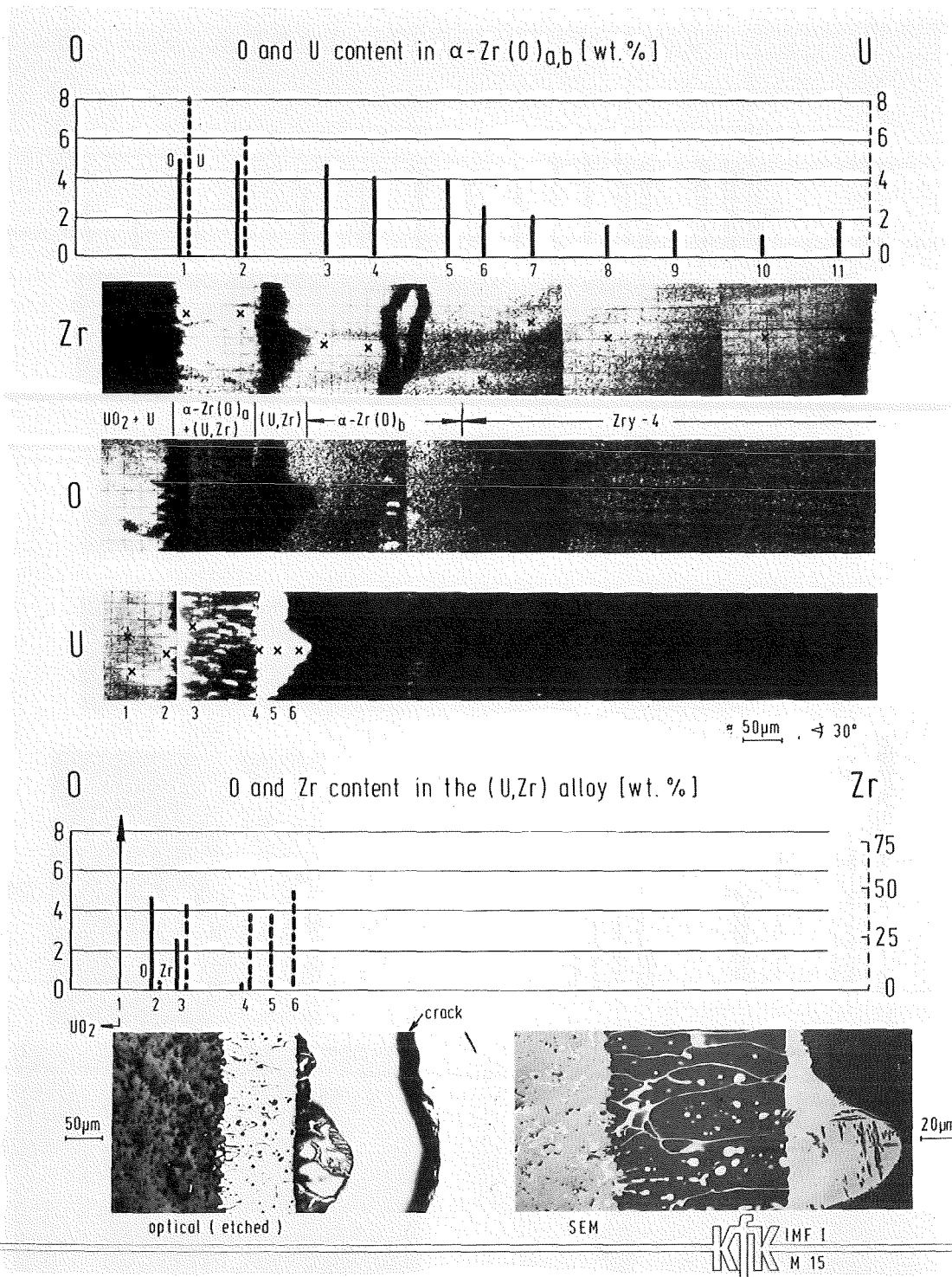


Abb. 06.01.16/10A-5: Radiale Sauerstoff- und Urankonzentrationsprofile in den $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phasen und im Zry, Sauerstoff- und Zirkonkonzentrationsprofile in der (U,Zr)-Legierung sowie O,Zr,U-Elementverteilungsbilder der Reaktionszonen von UO₂/Zry-4-Versuchsproben nach der Glühung bei 1600°C für 3 Minuten (Augerelektrovenspektroskopie-Untersuchungen).

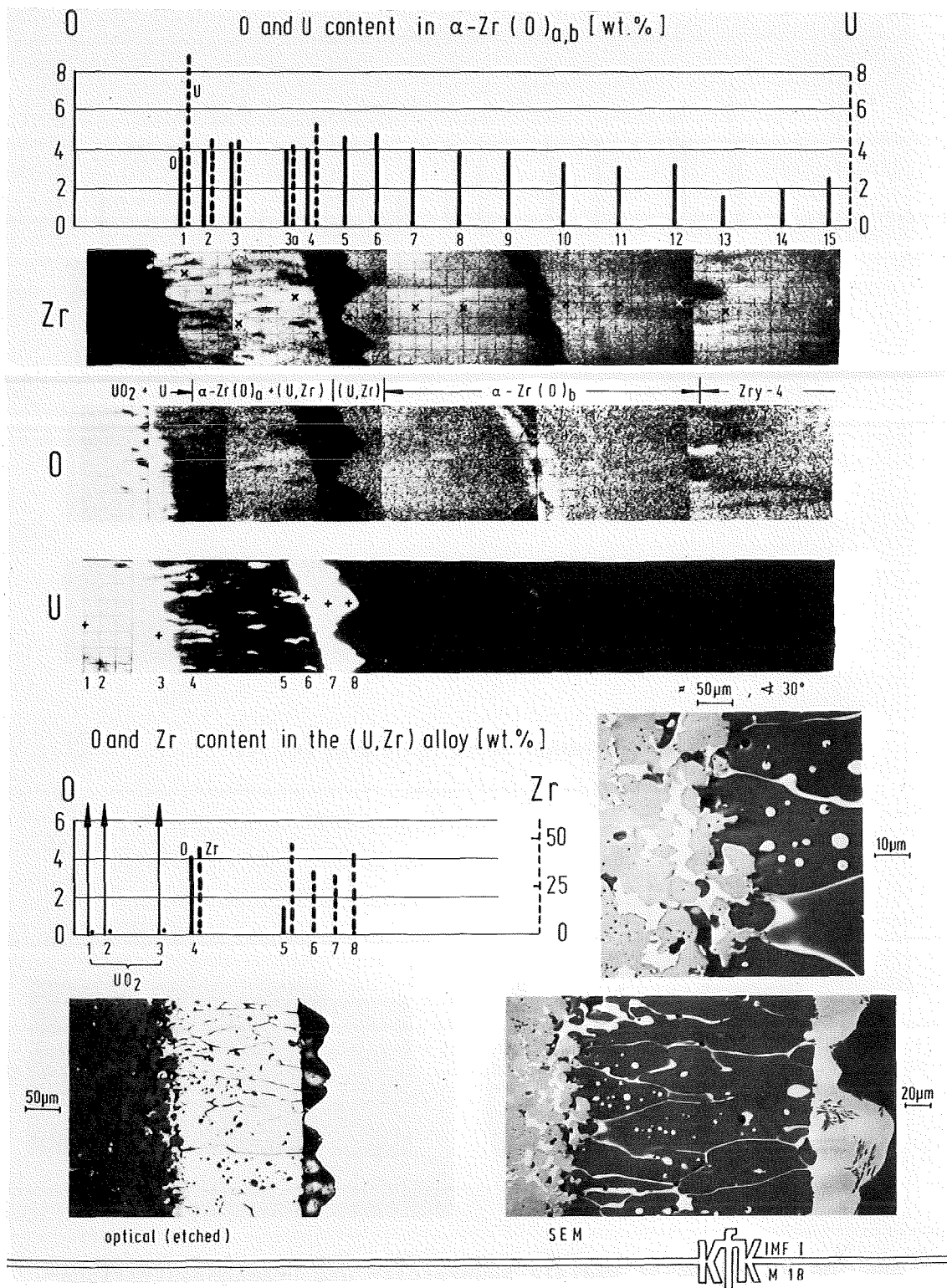


Abb. 06.01.16/10A-6: Radiale Sauerstoff- und Urankonzentrationsprofile in den $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phasen und im Zry, Sauerstoff- und Zirkonzentrationsprofile in der (U,Zr)-Legierung sowie O,Zr,U-Elementverteilungsbilder der Reaktionszonen von $\text{UO}_2/\text{Zry-4}$ -Versuchsproben nach der Glühung bei 1600°C für 20 Minuten (Augerelektrovenspektroskopie-Untersuchungen).

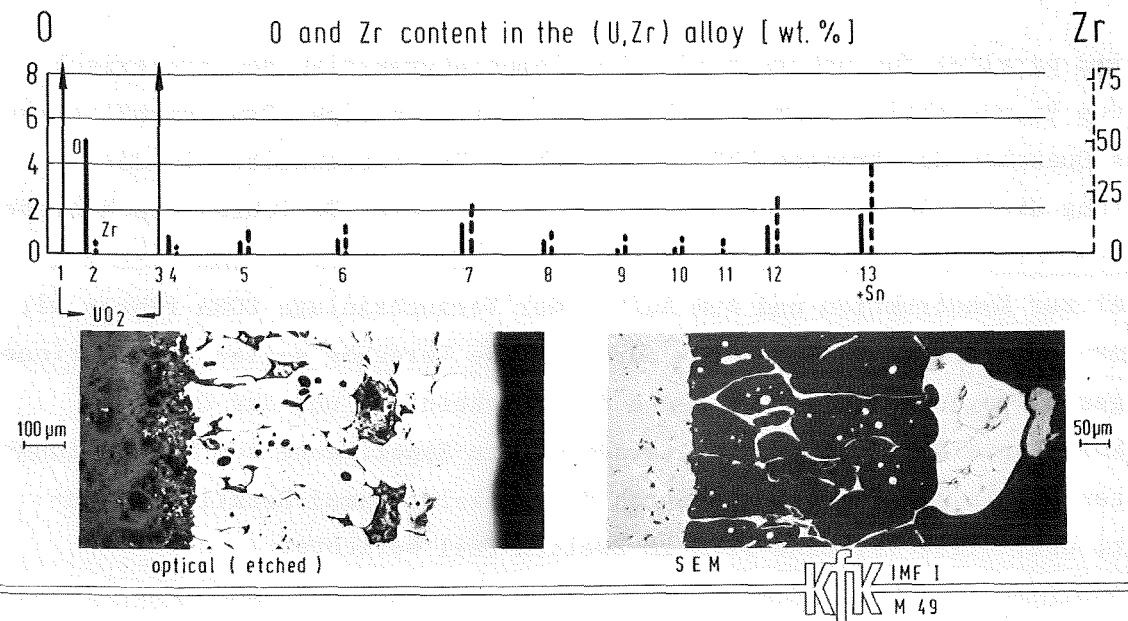
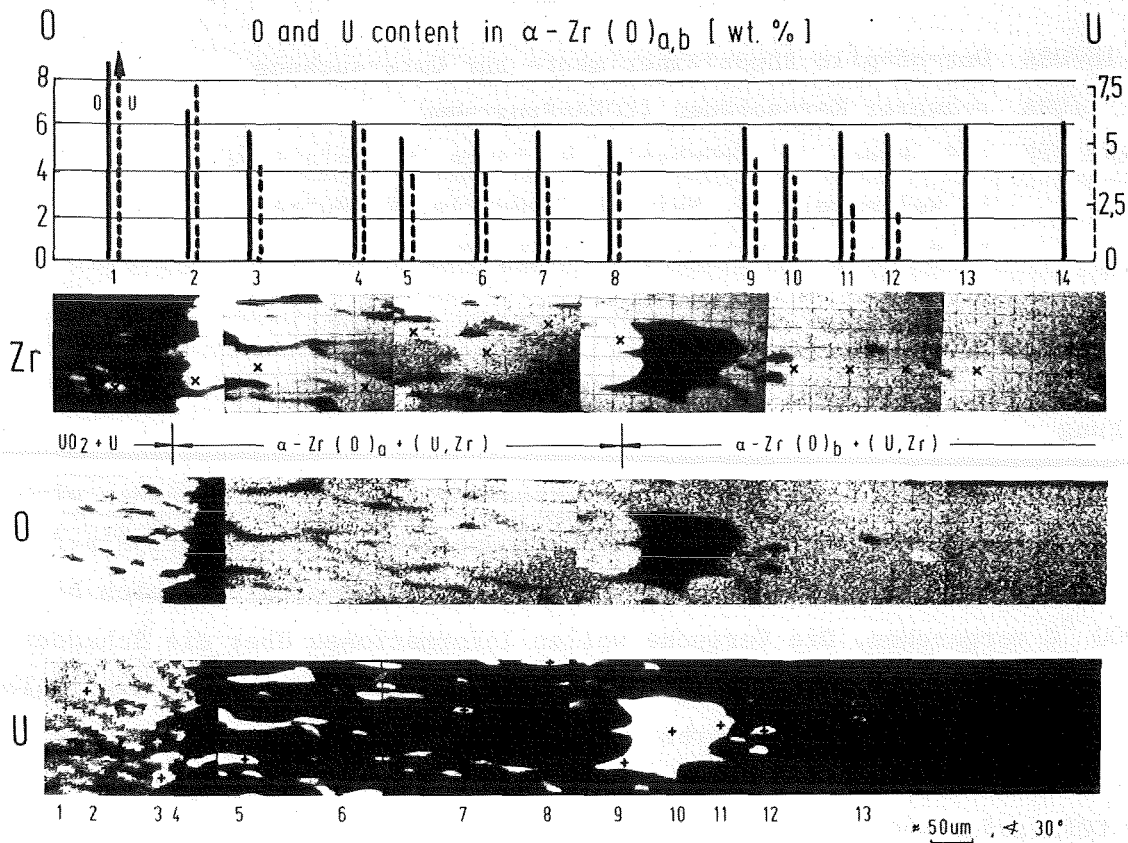


Abb. 06.01.16/10A-7: Radiale Sauerstoff und Urkonzentrationsprofile in den $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Phasen und im Zry, Sauerstoff- und Zirkonzentrationsprofile in der (U,Zr)-Legierung sowie O,Zr,U-Elementverteilungsbilder der Reaktionszonen von $\text{UO}_2/\text{Zry-4}$ -Versuchsproben nach der Glühung bei 1600°C für 100 Minuten (Augerelektronenspektroskopie-Untersuchungen).

06.01.16/08A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung
/09A schwerer Kernschäden (CORA-Programm)
PNS 4251.1/2 (S. Hagen, A. Grünhagen, W. Lange, H. Malauschek,
K. Wallenfels, K. Hain, F. Brüderle, W. Butzer,
F. Schloß, T. Vollmer, S. Peck; IT)

Einleitung

Als Teil des Gesamtprogramms [1] zur Untersuchung schwerer Kernschäden wird im KfK das Brennelementverhalten bei hohen Temperaturen untersucht. Hierfür sind out-of-pile Einzelstab und Bündelexperimente im Temperaturbereich bis ca. 2000 °C vorgesehen. Die Versuche sollen Informationen über die Schadensmechanismen am Brennelement im Zusammenspiel aller Komponenten - UO₂/Zirkaloy-Brennstäbe, Abstandshalter, Absorber - unter möglichst realistischen Randbedingungen liefern. Für die Realisierung dieser Randbedingungen wird die Anlage CORA aufgebaut.

CORA wird parallel zum unterschiedlichen Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren in Dampf auch die richtigen Druckverhältnisse und das Quenchen der Brennstabbündel erlauben. Die Fortschritte in der Erstellung dieser Anlage werden den ersten Teil dieses Berichtes beschreiben.

Parallel zur Konstruktion und zum Aufbau der Versuchsanlage CORA führen wir Experimente in der NIELS-Anordnung durch. Diese Versuche sollen Informationen zu Fragestellungen liefern, bei denen der Druckeinfluß und das Quenchen keine Rolle spielen. Im Berichtszeitraum wurden Experimente zum Eskalationsverhalten des Temperaturanstiegs durch die Zirkaloy-Dampf-Reaktion durchgeführt. Über diese Versuche wird im zweiten Teil berichtet.

CORA-Anlage

Unter Beibehaltung des Grundkonzeptes für die CORA-Anlage wurden die einzelnen Anlagenkomponenten auslegungsmäßig und konstruktiv näher bearbeitet. Die Hauptkomponenten befinden sich inzwischen in der Fertigung.

Wie aus dem Anlagenschema Abb. 2 zu ersehen ist, wurde dem Sattedampferzeuger (17) ein Dampfüberhitzer (22) nachgeschaltet, mit dem Ziel, die Eingangstemperatur des Oxidationsdampfes am Bündeleingang auf etwa 1500 K anheben zu können. Weiter wird jetzt in Abänderung des ursprünglichen Konzeptes die Verdünnung des wasserstoffhaltigen Abgases mit Luft vorgenommen. Dazu wurde ein spezielles Druckabbausystem (7) entworfen, das selbst bei einer Wasserstoffexplosion an der Mischstelle eine Gefährdung der Abluftanlage ausschließt.

Überhaupt wurden bezüglich einer unterstellten Dampfexplosion beim Quenchvorgang, wie auch für eine denkbare Wasserstoff/Sauerstoffreaktion im Hochdruckteil der Versuchseinrichtung ausführliche Sicherheitsbetrachtungen angestellt und diese zusätzlich durch externe gutachterliche Stellungnahmen untermauert.

In der Abb. 1 ist die Anordnung der Hauptkomponenten wie Quencheinrichtung, Hochtemperaturschirm, Brennstabbündel, Schwallkondensator und Schwadenkondensator innerhalb des druckfesten Sicherheitscontainment dargestellt.

Der beheizte Brennstabsimulator wurde als Einzelstab in einer Testeinrichtung erprobt und dort mit einer Temperaturanstiegsgeschwindigkeit von 4 K/s hochgeheizt. Insbesondere erstreckte sich der Test auf das Verhalten der neu entwickelten Verbindung Wolfram/Molybdän an den Übergangsstellen der aktiven Heizzone zu den vorgeschalteten Kaltenden sowie zur Ermittlung der elektrischen Kenndaten für die Auslegung der Stromversorgung für das Gesamtbündel.

Die Hüllrohrtemperatur und der Stromverlauf für diese Testversuche wurden mit Hilfe des Programms STATI 4 vorausberechnet und mit den Meßergebnissen verglichen. In der Abb. 3 sind auf der linken Bildseite der Stabaufbau skizziert und im Diagrammteil die Hüllrohrtemperaturen, gemessen mit Thermoelementen - bis zu deren Versagensgrenze - und anschließend gemessen mit einem Quotientenpyrometer, dem berechneten Temperaturverlauf gegenübergestellt. Das Absinken der Temperaturkurven nach etwa 45 s Aufheizzeit ist auf ein Beschlagen der Pyrometerfenster zurückzuführen.

Gleichwohl zeigte der Brennstab nach seinem Ausbau ein gleichmäßig über die aktive Heizlänge abgeschmolzenes ZIRKALOY 4-Hüllrohr, so daß die wirkliche Hüllrohrtemperatur etwa im schraffiert dargestellten Diagrammbereich gelegen haben muß. Auf dem Foto sind die abgeschmolzenen Hüllrohrreste auf den UO_2 -

Ringpellets, die den Wolfram-Heizstab umgeben, zu erkennen.

Versuche zum Eskalationsverhalten im Temperaturanstieg in Folge der Zirkon-Dampf-Reaktion.

Das exponentielle Anwachsen der Reaktionsrate der exothermen Zirkon-Wasserdampf-Reaktion bedeutet eine entsprechende Freisetzung an Wärme. Die Energiezufuhr erhöht die Temperatur des Zirkalloys und damit die Reaktionsrate. Ob jetzt ein Temperaturanstieg der Zirkaloyhülle eskaliert oder nicht ist durch das Verhalten von Energiegewinn zu Energieverlust bei der höheren Temperatur bedingt. Solange der Energiegewinn größer als der zusätzliche Energieverlust ist, steigt die Temperatur an.

Der Energiegewinn hängt von der Temperatur und von der Dicke der Oxidschicht ab, wobei ausreichende Dampfzufuhr und noch nicht oxidiertes Zirkaloy vorausgesetzt wird.

Zur Untersuchung der Abhängigkeit der Eskalation von der Dicke der Oxidschicht haben wir eine Serie von Einzelstabexperimenten mit unterschiedlicher anfänglicher Aufheizrate durchgeführt. Dadurch wird eine unterschiedliche anfängliche Temperaturanstiegsrate und damit eine unterschiedliche Schichtdicke bei Beginn der Eskalation hervorgerufen.

Experimentelle Anordnung

Die experimentelle Anordnung der Versuche ist in Abb. 1 wiedergegeben. Die Versuche wurden im NIELS-Versuchsstand durchgeführt. Die Brennstabsimulatoren hatten eine Länge von 37 cm. Der zentrale Wolfram-Heizer von 6 mm Durchmesser war von den UO_2 -Ringpellets von 6.1 mm Innendurchmesser und 9.2 mm Außendurchmesser umgeben. Das Zirkaloy-Hüllrohr hatte die original DWR-Abmessungen von 9.29 mm Innendurchmesser und 10.75 mm Außendurchmesser. Um eine bessere Simulation der im Reaktor vorhandenen Nachbarstäbe 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 1 mm. Es diente gleichzeitig zur definierten Dampf-führung entlang dem Stab.

Brennstab und Zirkaloyrohr waren von einer Keramikfaserisolation umgeben. Die Dicke dieser Isolation betrug 10 cm bei den Versuchen ESSI 4-7 und 6 mm bei den Versuchen ESSI 10/11. Die innerste Schicht von 2,5 cm bei den Versuchen ESSI 4-7 und die gesamte Schicht bei den Versuchen ESSI 10/11 bestand aus ZrO_2 Fasern (Z4FB3). Die verbleibenden 7,5 cm der Versuche ESSI 4-7 bestanden aus einer Al_2O_3/SiO_2 Mischung (ASH). Wie aus Abb. 1 zu ersehen, befand sich zwischen Zirkaloy-Rohr und Isolation bei den Versuchen ESSI 4-7 ein Spalt von über 7 mm. Bei den Versuchen ESSI 10/11 war das Fasermaterial direkt auf das Rohr gewickelt worden.

Der Dampf wird durch ein doppelrohriges System ans untere Ende des Stabes zugeführt. Vier Löcher in diesem System gewährleisteten eine gleichmäßige Dampfzufuhr für alle Seiten des Stabes.

Die Temperaturmessung wird mit Quotientenpyrometer durchgeführt. Wir haben die Oberflächentemperatur der Brennstabsimulatoren in 140 mm vom Oberende des Dampfleitungsrohres gemessen. Die Temperatur auf der Oberfläche des Dampfleitungsrohres wurden in 140 und 190 mm von seinem oberen Ende bestimmt. Zusätzlich wurde die Temperatur am oberen und unteren Ende des Stabes und in der Isolation mit NiCrNi-Thermoelementen mit Inconelmantel und Platintrennhülse gemessen. Die Ergebnisse der Thermoelementmessungen werden in einem getrennten KfK-Bericht mitgeteilt.

Versuchsführung

Mit der hier beschriebenen Versuchsserie sollte der Einfluß der Oxidschichtdicke auf das Eskalationsverhalten untersucht werden. Die Oxidschichtdicke wurde durch die anfängliche Temperaturanstiegsrate variiert. Diese Variation wurde durch Veränderung des elektrischen Leistungsanstiegs erreicht.

In den Versuchen wurde die Spannung kontinuierlich linear erhöht und dann konstant gehalten bis der Beitrag der exothermen Wärme praktisch abgeklungen war. Durch die starke Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes beim Wolfram steigt mit der Temperatur auch der Widerstand des zentralen Heizstabes stark an. Dadurch wird der Anstieg des elektrischen Stromes so gebremst, daß der resultierende Leistungsanstieg nahezu linear ist. Für konstanten Widerstand wäre für linearen Spannungsanstieg ein quadratischer Leistungsanstieg zu erwarten.

Der in den Kurven wiedergegebene Leistungsanstieg ist das Produkt aus den gemessenen Spannungs- und Stromwerten. Die Spannungsanstiegsrate wurde von Versuch zu Versuch ungefähr um den Faktor 2 erhöht. Dies ergab einen anfänglichen Temperaturanstieg von $0,3 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ bis $2,5 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ für ESSI 4 bis ESSI 7.

Um den Einfluß der Isolationsstärke zu untersuchen, wurden die Versuche ESSI-5 und ESSI-6 mit einer Isolationschichtdicke von 6 mm wiederholt. Dieses Isolationsmaterial wurde für diese Tests (ESSI-10 und ESSI-11) direkt um das Dampf führungsrohr gewickelt. ESSI-10 hatte den gleichen elektrischen Leistungsverlauf wie ESSI-6, während ESSI-11 im elektrischen Leistungsverlauf mit ESSI-5 übereinstimmt (Abb. 8 u. 9).

Der Dampfdurchfluß bei den Experimenten betrug 20 min.

Ergebnisse

Bei allen Versuchen zeigte sich eine Eskalation des Temperaturanstiegs (Abb. 5). Die Temperatur, bei der die Eskalation begann, nahm von ESSI-7 (unter $1200 \text{ }^{\circ}\text{C}$) bis ESSI-4 (ca. $1600 \text{ }^{\circ}\text{C}$) zu. Dieser unterschiedliche Eskalationsbeginn wird durch den unterschiedlichen anfänglichen Temperaturanstieg bedingt. Bis zum Erreichen einer bestimmten Temperatur haben sich für die verschiedenen Anstiegsraten unterschiedliche Oxidschichtdicken ausgebildet. Da die Reaktionsrate reziprok zur Schichtdicke ist, haben wir für den langsamen Anstieg bei gleicher Temperatur einen kleinen Beitrag der exothermen Wärme. Für den gleichen Wärmebeitrag muß also eine höhere Temperatur erreicht werden.

Während der Eskalation wächst die Temperaturanstiegsrate an. Die sich am Ende einstellende maximale Anstiegsrate ist für alle Versuche ähnlich (ca. $6 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$). Ebenso ist der Temperaturabfall für die Serie ESSI 4-7 für alle Versuche nahezu gleich (ca. $0,5 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$). Die Versuche hatten die gleiche geometrische Anordnung und Isolation. Daher ist die Abkühlung bei der Abnahme der exothermen Erwärmung durch die für alle Versuche ähnliche Wärmeverluste bestimmt.

Die maximale Temperatur blieb bei allen Versuchen unter 2200 °C. Die höchste Temperatur wurde beim Versuch ESSI-6 erreicht. Diese Temperaturskalationen sind deutlich geringer, als sie in ersten Rechnungen für die Inpile-Versuche in der Power Burst Facility vorhergesagt wurden /2/. In den Berechnungen für 6x6 Bündel ergaben sich dort Temperaturen von 3300 °C und 2600 °C für Anstiege von 4 °C/sec und 0,5 °C/sec. Die Ergebnisse der Inpile-Versuche sind nicht direkt mit unseren Ergebnissen zu vergleichen. Sie deuten aber darauf hin, daß durch mit dem Aufheizvorgang verknüpfte Prozesse die Eskalation merklich begrenzt wird.

Die Bilder der Stäbe und Dampfführungsrohre zeigen, daß für die Versuche ESSI-7 und ESSI-6 geschmolzenes Zirkaloy in tiefer gelegene Bereiche gelaufen ist (Abb. 13 u. 14). Durch die dort herrschende geringere Temperatur wurde die Oxidation und damit die Wärmeerzeugung stark reduziert. Dies bedeutet für unseren ursprünglichen Reaktionsbereich eine Reduzierung der möglichen exothermen Wärmequelle. Beim Versuch ESSI-7 ist die größere Zirkaloymenge aus dem Reaktionsbereich herausgelaufen. Dies könnte eine Ursache für die geringere maximale Temperatur von ESSI-7 im Vergleich zu ESSI-6 sein.

Eine weitere Möglichkeit für die Begrenzung der Eskalation könnte eine verminderte Verfügbarkeit des für die Reaktion notwendigen Sauerstoffs sein. Ein grundsätzlicher Dampfangel lag bei unseren Versuchen nicht vor, wie folgende Abschätzung zeigt: Rechnungen mit dem MOP-Programm ergaben, daß beim Versuch ESSI-7 der maximale Sauerstoffverbrauch kleiner als 1 mg/cm² für Stab und Dampfführungsrohr war. Unter der Annahme von 10 cm Länge für den Eskalationsbereich, war der Sauerstoffverbrauch von Stab und Dampfführungsrohr kleiner als 7 g H₂O/min im Vergleich zu einem Angebot von 20 g H₂O/min. Der Verbrauch ist noch geringer für die anderen Versuche mit langsameren Anstieg. Integral stand daher mehr Dampf zur Verfügung als für die Oxidation notwendig war.

Man muß aber beachten, daß beim Oxidationsprozeß an der Oberfläche des Hüllrohrs der Wasserdampf verbraucht und Wasserstoff erzeugt wird. Daher kann der Wasserdampf im Verhältnis zum Wasserstoff in der Nähe der Hülle verarmen. Die in der Nähe der Hülle herrschende Konzentration des Wasserdampfes kann also trotz des integralen Dampfüberschusses Sauerstoffmangel darstellen. Dies zeigen auch die Versuche von Chung /3/ in Argonne. Er hat Experimente mit Dampf und Dampf/Wasserstoffgemischen mit gleichbleibendem Dampfgehalt durchgeführt. In reinem Dampf entsprach die Oxidation der Erwartung.

Bei Überwiegen des Wasserstoffs - bei absolut gleichem Dampfgehalt - nahm die Oxidation deutlich ab.

Ein weiterer Beitrag zur inhärenten Begrenzung der Eskalation ist das Wachstum der Schichtdicke. Der auf Diffusion beruhende Transport des Sauerstoffs durch die Oxidschicht ist reziprok zur Schichtdicke. Die Reaktionsrate nimmt also mit wachsender Schichtdicke ab.

Temperatur des Dampfführungsrohres

Die Temperatureskalation des Stabes wird wesentlich durch die Temperatur der Umgebung beeinflusst. Um das dem Stab analoge Verhalten der im Reaktor vorhandenen Nachbarstäbe zu simulieren, haben wir den Brennstabsimulator mit einem Zirkaloyrohr umgeben. Damit soll die Reaktionswärme der Nachbarstäbe simuliert werden. Die Temperaturen auf diesem Rohr in der gleichen Meßhöhe, wie am Stab (gestrichelte Linie) und 50 cm tiefer (gepunktete Linie) sind in der Abb. 6 wiedergegeben. Der Temperaturverlauf des Dampfführungsrohres ist demjenigen des Stabes sehr ähnlich. Dies zeigt, daß die Simulation der Nachbarstäbe durch das Zirkaloy des Dampfführungsrohres brauchbar ist.

Der Temperaturverlauf auf der tieferen Meßhöhe zeigt, daß hier die Eskalation später begann. Die Eskalation beginnt im oberen Teil und bewegt sich nach unten. Dieses Verhalten wird durch den axialen Temperaturgradienten hervorgerufen. Der kalte Dampf (120°C) tritt am unteren Ende des Dampfführungsrohres ein und erwärmt sich beim Aufsteigen. Dadurch wird die axiale Temperaturverteilung derart beeinflusst, daß die höchste Temperatur im oberen Bereich anzutreffen ist.

Versuche mit wiederholtem Aufheizen

Um zu zeigen, daß die Temperatureskalation durch den Beitrag der exothermen Zirkon-Wasserdampf-Reaktion hervorgerufen worden ist, wurde im Versuch ESSI 4/5 der Aufheizvorgang in Dampf wiederholt. Zwischen den zwei Aufheizphasen wurde die Anordnung bis zur unteren Ansprechgrenze der Quotientenpyrometern - 1200°C - abgekühlt. Der Leistungsanstieg von ESSI 4/5 lag zwischen denjenigen von ESSI 4 und ESSI 5. Er war so bemessen, daß nach dem ersten Aufheizen noch eine intakte Oberfläche des Stabes vorhanden war. Dies war für einen Vergleich mit dem zweiten Aufheizen notwendig, da die Strahlenverluste durch den Zustand der Oberfläche beeinflusst werden. Das zweite Aufheizen wurde mit dem

gleichen Spannungsanstieg und dem gleichen Dampfstrom durchgeführt.

In Abb. 7 sind die elektrischen Heizleistungen und die Temperaturen auf dem Stab und auf dem Dampfführungsrohr wiedergegeben. Die etwas kleinere Leistung beim ersten Aufheizen wurde durch den höheren Widerstand infolge der höheren Temperatur hervorgerufen. Die Oxidation des Stabes und des Dampfführungsrohres findet beim ersten Aufheizen statt. Beim zweiten Aufheizen ist das Zirkaloy bereits verbraucht. Es kann also keine Reaktionswärme mehr erzeugt werden.

Zu Beginn des zweiten Aufheizens ist die Temperatur auf dem Stab höher als während des ersten Aufheizens. Dies ist die Folge der Temperatur des Isolationsmantels. Thermoelementmessungen haben gezeigt, daß die Temperaturen sich nur langsam innerhalb der 10 cm Isolation ausgleichen. Dadurch war beim zweiten Aufheizen die Temperatur auf der inneren Oberfläche der Isolation höher. Die höhere Temperatur des Isolationsmaterials hat die Temperatur des Stabes beeinflußt.

Versuche mit 6 mm Isolation

Die 10 cm Glsfaserisolation der Versuche ESSI 4 bis ESSI 7 sollten die Strahlungsverluste so klein wie möglich halten. Um den Einfluß der Isolationsschichtdicke zu untersuchen, wurden Versuche mit 6 mm Dicke der Isolation durchgeführt. (Diese Schichtdicke entspricht der Schichtdicke der PBF-Inpile Versuche.) Bei diesen Versuchen wurde die Isolation in fünf Lagen direkt auf das Dampfrohr gewickelt. Der Verlauf der Leistungseingabe entsprach dem der Versuche ESSI 5 und ESSI 6.

Die Ergebnisse sind in Abb. 8 u. 9 wiedergegeben. In beiden Fällen (ESSI-10 und ESSI-11) beginnt die Eskalation früher bei einer tieferen Temperatur. Der Temperaturanstieg ist steiler, als in den Vergleichstests. Die maximale Temperatur ist nahezu die gleiche, obwohl die elektrische Leistung zum Zeitpunkt des Temperaturpeaks kleiner ist. Mit der direkt aufgebrachten 6 mm Isolation kann das Dampfführungsrohr der Temperatur des Stabes besser folgen. Dies ist auf die fehlende Wärmeverluste durch Konvektion im nicht vorhandenen Spalt zurückzuführen. Der geringe Wärmetransport in der gut isolierenden Keramikfaser bewirkt wegen der geringen Wärmekapazität einen schnelleren Anstieg der Temperatur an der Innenfläche der Isolation.

Schäden an den Brennstabsimulatoren

Der Zustand der Brennstabsimulatoren nach dem Entfernen der Isolation ist in der Abb. 10-16 wiedergegeben. Die Bilder zeigen deutlich, daß der Schadensumfang mit zunehmender Aufheizrate ansteigt. Die Aufheizrate bestimmt die Sauerstoffaufnahme. Während der Aufheizphase hat der Sauerstoff einen stabilisierenden Einfluß auf das Verhalten des Brennstabs. Die Dicke der Oxidschicht nimmt mit der Aufheizrate ab.

Beim Test ESSI-4 (Abb. 10) sind nur einige kleine Stücke im mittleren Bereich der nahezu voll durchoxidierten Hülle abgebrochen. Unter der Oxidschicht ist im mittleren Bereich praktisch keine Wechselwirkung mit den UO_2 -Pellets zu erkennen.

Der Brennstabsimulator vom Versuch ESSI-5 (Abb. 12) schließt innerhalb der teilweise oxidierten Hülle erstarnte Legierungsschmelze ein. Der beim Erreichen der Schmelztemperatur noch nicht oxidierte innere Bereich des Hüllrohrs ist geschmolzen: Das flüssige Zirkaloy hat UO_2 der Pellets aufgelöst. Das Abbrechen der Oxidschicht im mittleren Bereich ist während der Abkühlphase nach dem Erstarren der Schmelz erfolgt. Dies ist aus der glatten Oberfläche der gefrorenen Legierung deutlich erkennbar.

Beim Versuch ESSI-6 wurde im oberen Bereich die Oxidschicht durch die flüssige Legierung weggespült. Die Schmelze hat auch das Dampfleitungsrohr durchbrochen (Abb. 13). Im unteren Bereich des Stabes wurde die Schmelzlegierung von der Oxidschicht eingeschlossen.

Im oberen Bereich der Brennstabsimulatoren ESSI-7 sind die UO_2 -Pellets von flüssigem Zirkaloy komplett aufgelöst worden. Die flüssige Legierung ist in den unteren Bereich gelaufen und ist dort zwischen Stab und Dampfleitungsrohr erstarrt.

Der Vergleich zwischen ESSI-4 und ESSI-7 zeigt den stabilisierenden Einfluß des Sauerstoffs. Obwohl bei ESSI-4 die maximale Heizleistung um den Faktor 1.5 höher und die gemessene maximale Temperatur $150^\circ C$ höher war, ist im mittleren Bereich nahezu keine Einwirkung auf das UO_2 festzustellen. Im Versuch ESSI-7 sind die UO_2 -Pellets dagegen komplett aufgelöst.

Wie in /4/ ausführlich diskutiert, ist die Auflösung des UO_2 durch das flüssige Zirkaloy ein chemischer Prozeß bei dem Sauerstoff dem UO_2 durch das Zirkaloy entzogen wird. Die Menge des UO_2 die durch das Zirkaloy aufgelöst werden kann, hängt von dem Sauerstoffgehalt des Zirkalloys ab. Der schnelle Temperaturanstieg von ESSI-7 hält den Sauerstoffgehalt im Zirkaloy niedrig. Eine Abschätzung mit dem MOP-Programm zeigte, daß sich noch über die Hälfte des Zirkalloys in der BETA-Phase befand als die Schmelztemperatur erreicht wurde. Das Volumenverhältnis der UO_2 -Ringpellets zur Zirkaloy-Hülle beträgt 1.62. Entsprechend dem ternären Phasen-Diagramm bei $2000\text{ }^\circ\text{C}$ ist für sauerstofffreies Zirkaloy ein Volumenverhältnis von 2 möglich. Für ESSI-4 war die Sauerstoffkonzentration so hoch, daß eine merkliche Auflösung des UO_2 durch Zirkaloy verhindert wurde.

Zusammenfassung

- In allen Versuchen wurde eine Temperatureskalation infolge der Zirkon-Dampf-Reaktion beobachtet.
- Die maximale gemessene Temperatur lag bei ca. $2200\text{ }^\circ\text{C}$.
- Die Temperatur bei der die Eskalation beginnt, nimmt mit der Aufheizrate ab.
- Für eine hohe anfängliche Aufheizrate ist das Abfließen des geschmolzenen Zirkalloys ein begrenzender Prozeß für die Eskalation.
- Für eine langsame anfängliche Aufheizrate ist die Bildung der schützenden Oxidschicht ein Mechanismus, der die Reaktionsenergie vermindert.
- Die Bildung einer Wasserstoffschicht kann begrenzenden Einfluß auf die Eskalation haben.
- Bei den hier beschriebenen Versuchen begann die Eskalation am oberen Ende und bewegte sich von dort nach unten. Der Dampf von $120\text{ }^\circ\text{C}$ strömt von unten nach oben und erwärmt sich beim Aufsteigen.
- Der Schaden an den Brennstabsimulatoren nimmt mit der Aufheizrate zu. Für langsame Aufheizraten wurde praktisch keine Auflösung des UO_2 durch das oxidierte Zirkaloy beobachtet. Für schnelle Aufheizraten wird das ganze Pellet durch das flüssige Zirkaloy aufgelöst.

Literatur:

- /1/ A. Fiege
Severe Fuel Damage Investigations of KfK/PNS,
KfK-Bericht 3431B, Januar 1983
- /2/ P.J. Buescher
"PBF Severe Fuel Damage Test Predictions"
PBF Program Review Group Meeting,
Washington, DC, October 1981
- /3/ H.M. Chung and G.R. Thomas
Rate-Limiting Effects of Gaseous Hydrogen on Water Reactor Safety,
Albuquerque, NM, Jan. 26-28, 1981
- /4/ P.Hofmann, D.Kerwin-Peck, P.Nikolopoulos,
"Physical and Chemical Phenomena Associated with the
Dissolution of Solid UO_2 by Molten Zircaloy-4,"
6th. International Conference on Zirconium in the Nuclear
Industry, 28 June - 1 July 1982, Vancouver, Canada

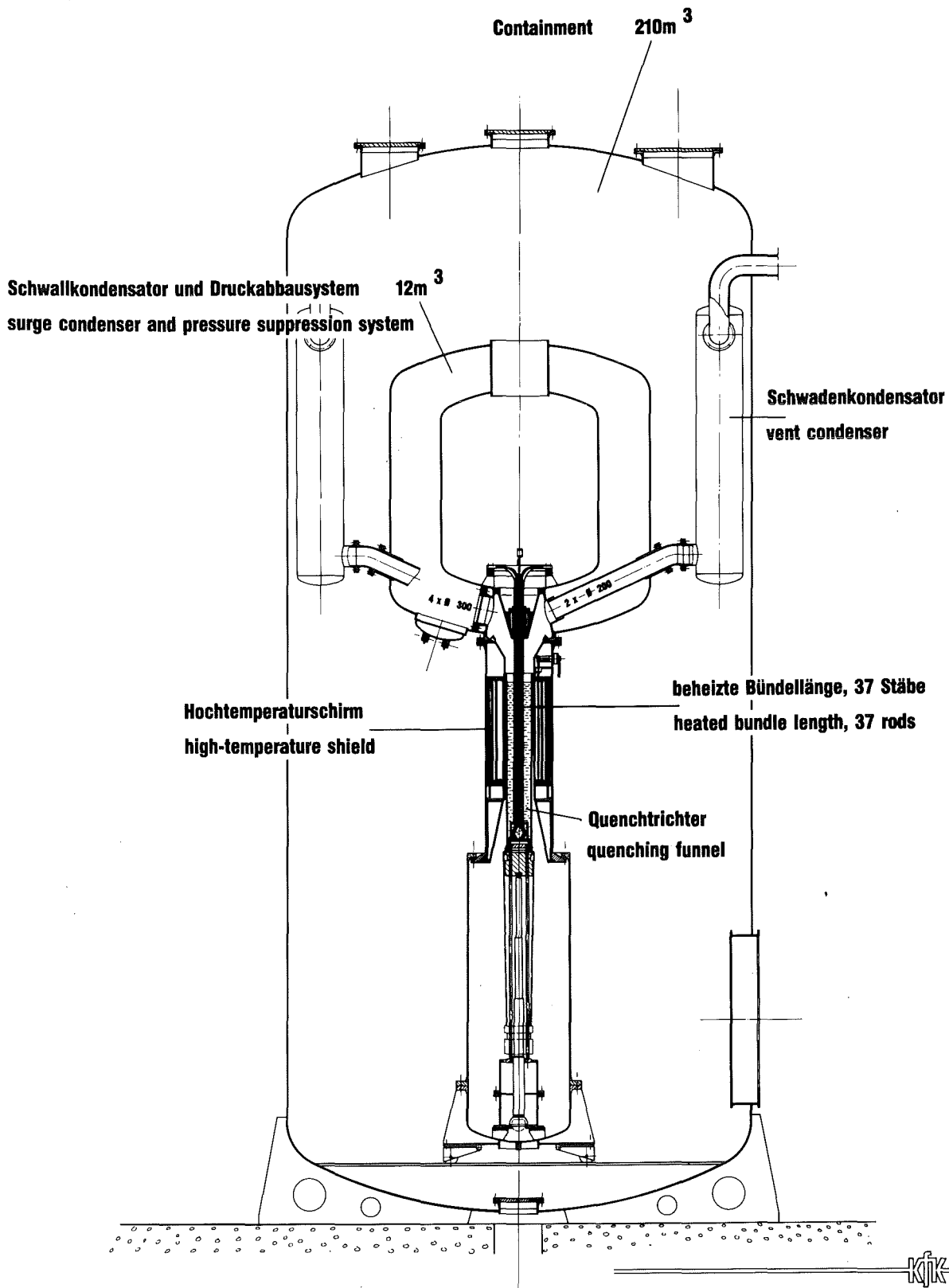
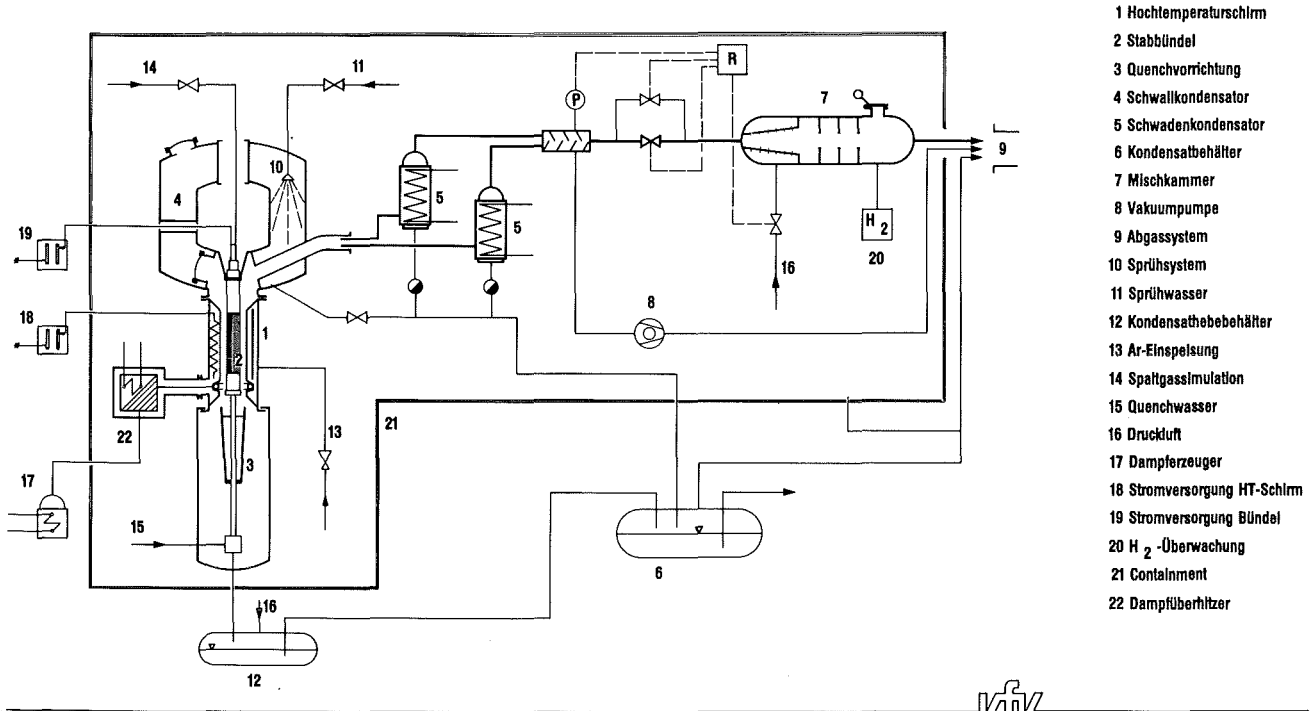


ABB.06.01.16-01:

Severe fuel damage - Versuchsanlage CORA

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT PNS



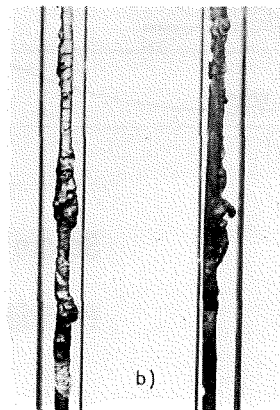
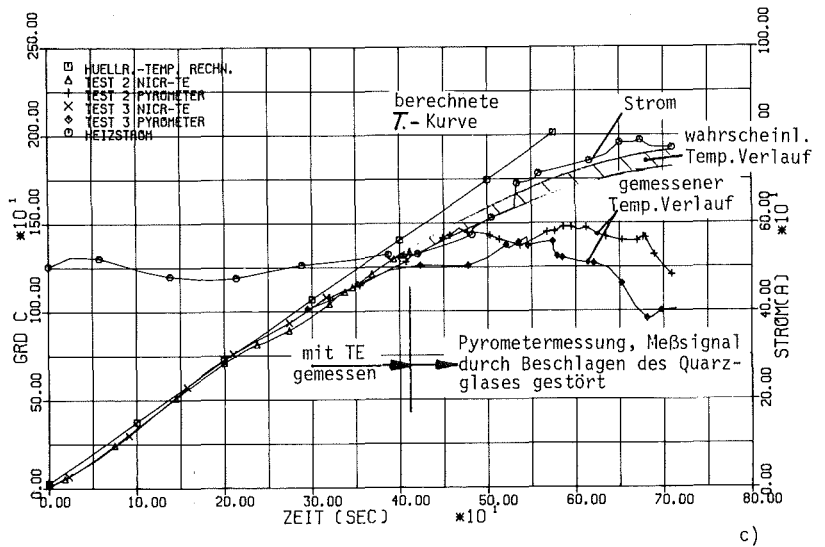
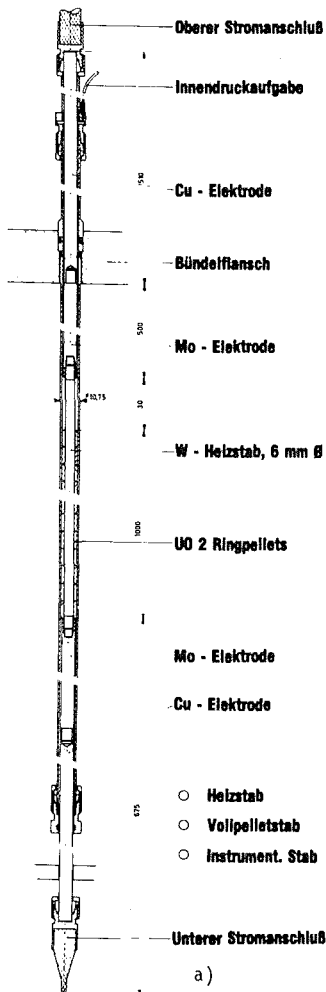
- 1 Hochtemperaturschirm
- 2 Stabbündel
- 3 Quenchvorrichtung
- 4 Schwallkondensator
- 5 Schwadenkondensator
- 6 Kondensatbehälter
- 7 Mischkammer
- 8 Vakuumpumpe
- 9 Abgassystem
- 10 Sprühsystem
- 11 Sprühwasser
- 12 Kondensatbehälter
- 13 Ar-Einspeisung
- 14 Spaltgassimulation
- 15 Quenchwasser
- 16 Druckluft
- 17 Dampferzeuger
- 18 Stromversorgung HT-Schirm
- 19 Stromversorgung Bündel
- 20 H₂-Überwachung
- 21 Containment
- 22 Dampfüberhitzer



IT - 1983

Abb. 06.01.16 - 2:

SFD - Versuchsanlage CORA Anlagenschema



- a) Konstruktiver Aufbau des Heizstabes
- b) Temperatur- und Stromverlauf während des Vorversuches
- c) Heizstäbe mit abgeschmolzenem Hüllrohr

Abb. 06.01.16 - 3:

BRENNSTABSIMULATOR FÜR CORA

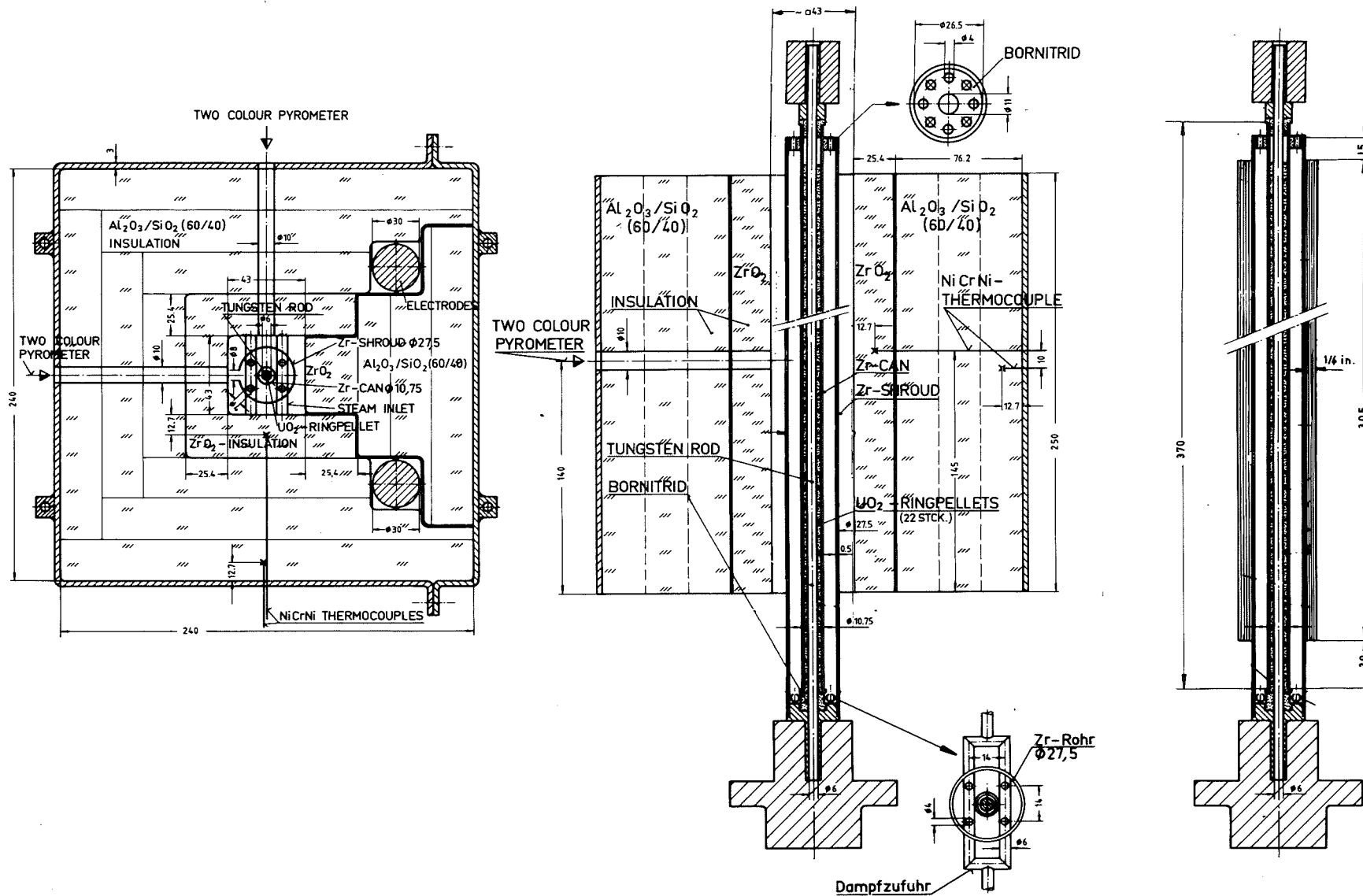


ABB. 06.01.16-4 :

EXPERIMENTELLE ANORDNUNG DER VERSUCHE ESSI 4-7 MIT 10 CM GLASFASER-ISOLIERUNG UND DER VERSUCHE 10-11 MIT 6 MM GLASFASERISOLIERUNG

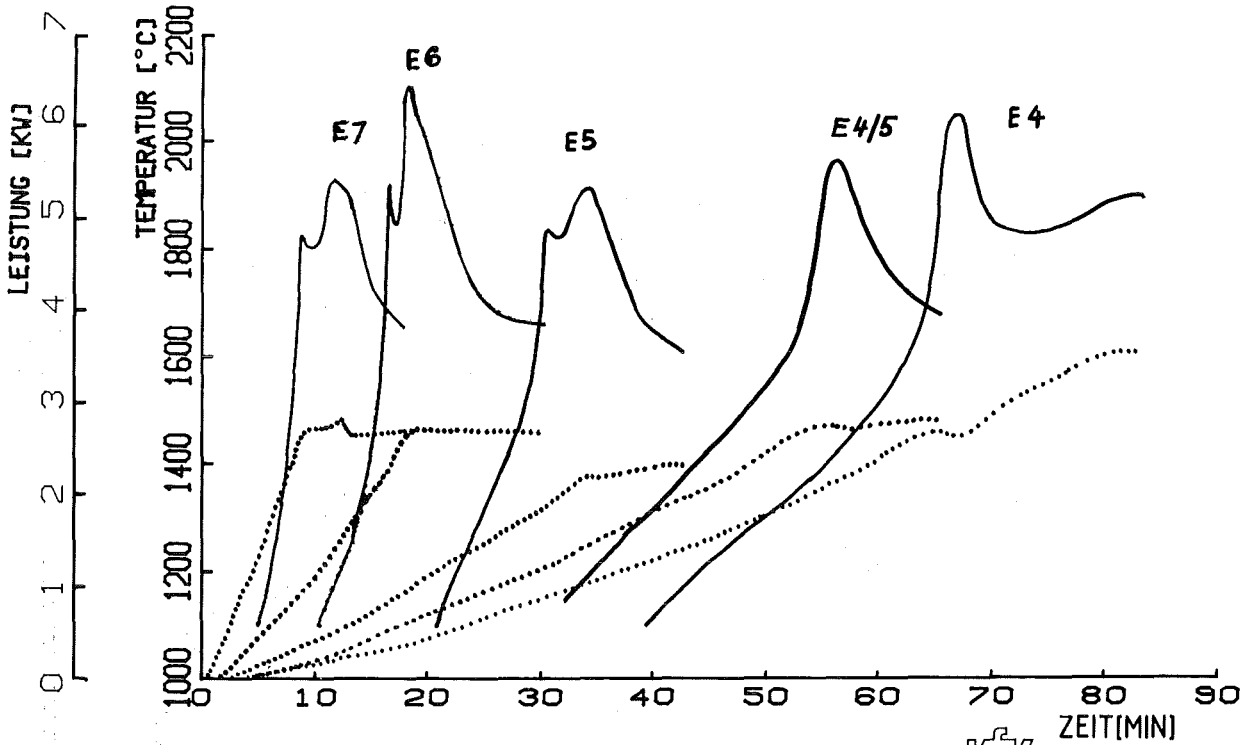


ABB. 06.01.16-5 :



TEMPERATURVERLAUF (—) DER STABOBERFLÄCHE 140 MM VON DER DAMPFROHR-OBERKANTE IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN LEISTUNG (.....)

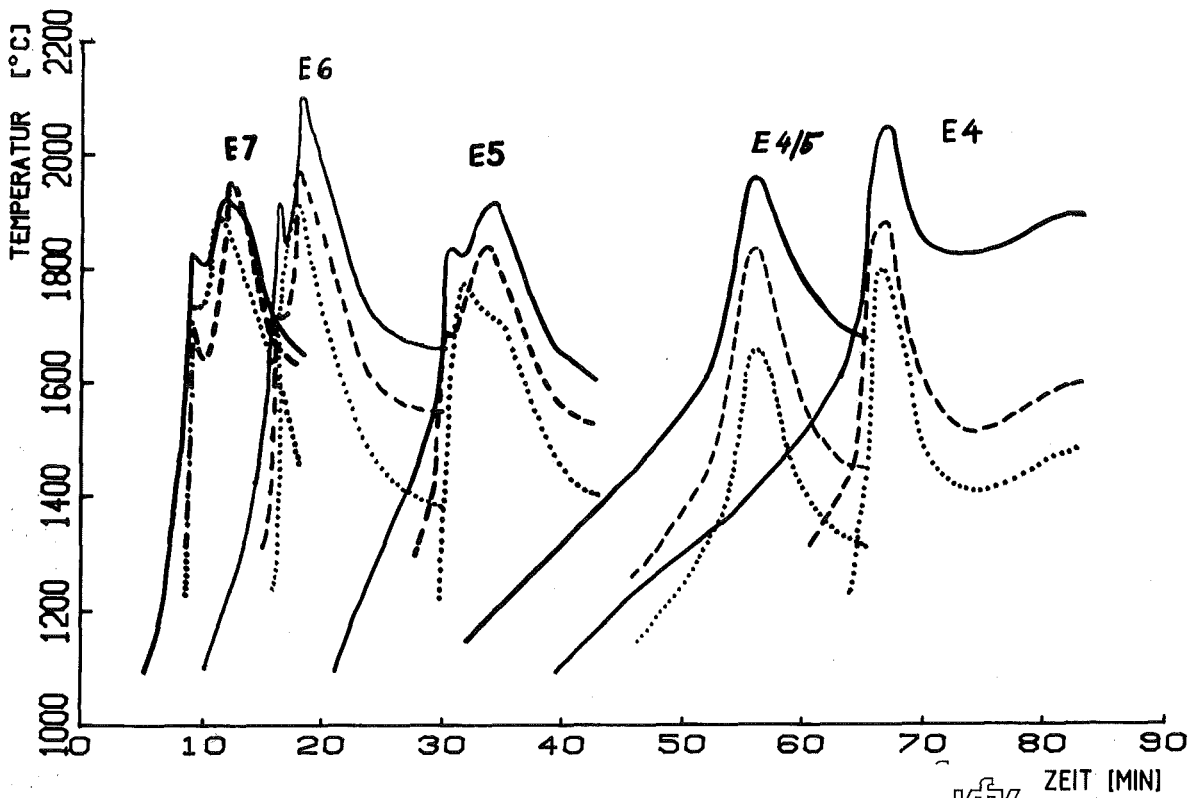
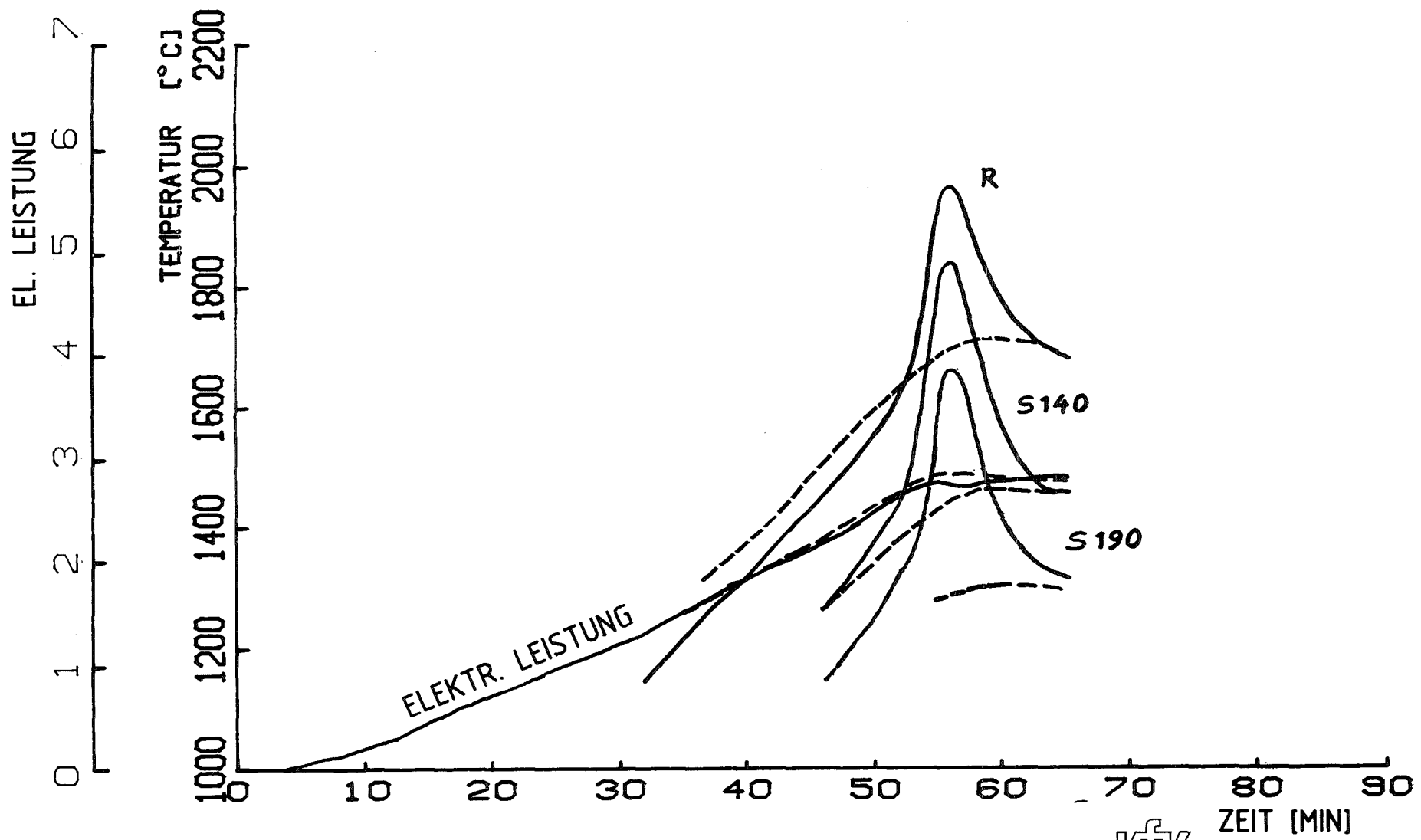


ABB. 06.01.16-6 :



TEMPERATURVERLAUF AUF DER STABOBERFLÄCHE (—) 140 MM UND AUF DER DAMPFROHROBERFLÄCHE (---) 140 MM UND (.....) 190 MM VON DER DAMPF-ROHROBERKANTE



- 4200-225 -

ABB. 06.01.16-7 :



TEMPERATURVERLAUF AUF DEM STAB (R) 140 MM UND AUF DEM DAMPFUEHRUNGS-ROHR (S140) 140 MM UND (S190) 190 MM VON DER DAMPFROHROBERKANTE FUER DAS ERSTE (—) UND ZWEITE (---) AUFHEIZEN DES GLEICHEN STABES

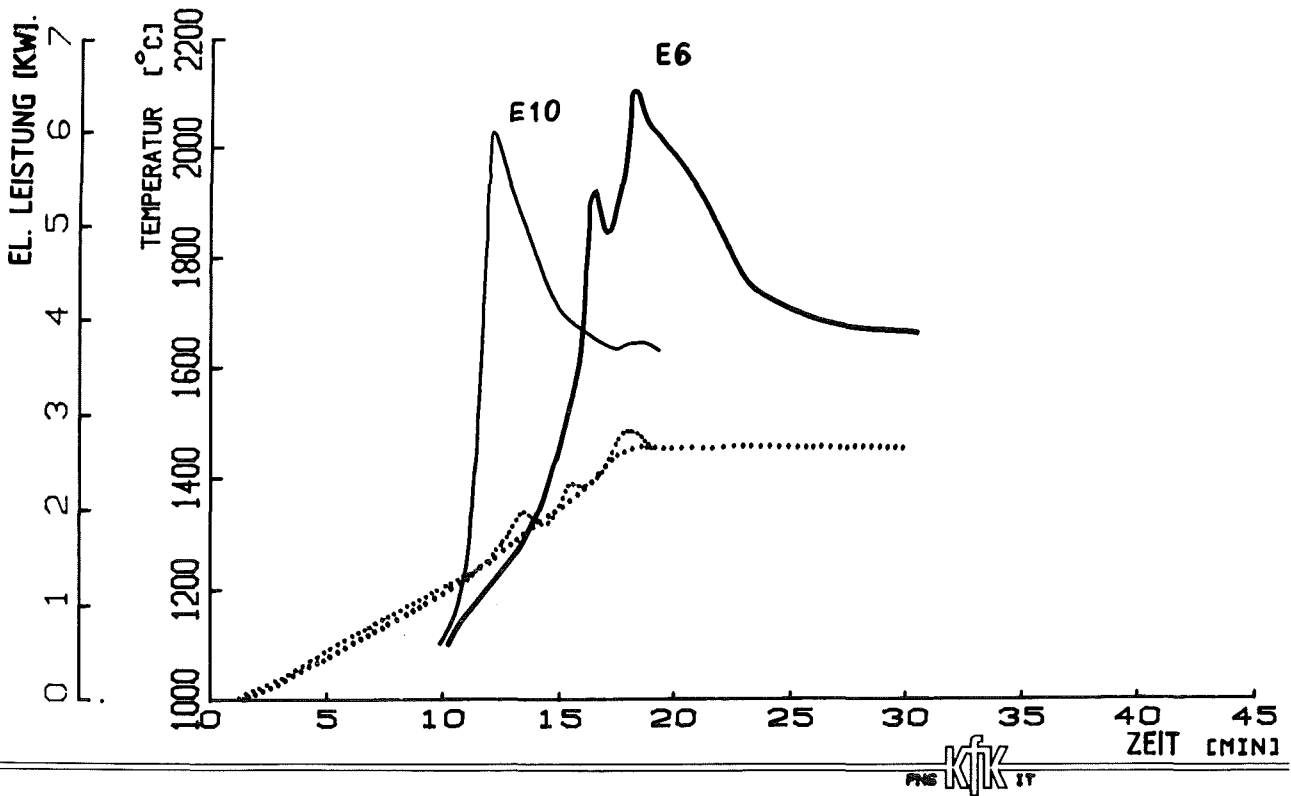


ABB. 06.01.16- 8:
TEMPERATURVERLAUF (—) AUF DEM STAB IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN
LEISTUNG (····) FUER ESSI-10 (6 MM ISOLATION, KEIN SPALT) UND ESSI-6
(10 CM ISOLATION, SPALT)

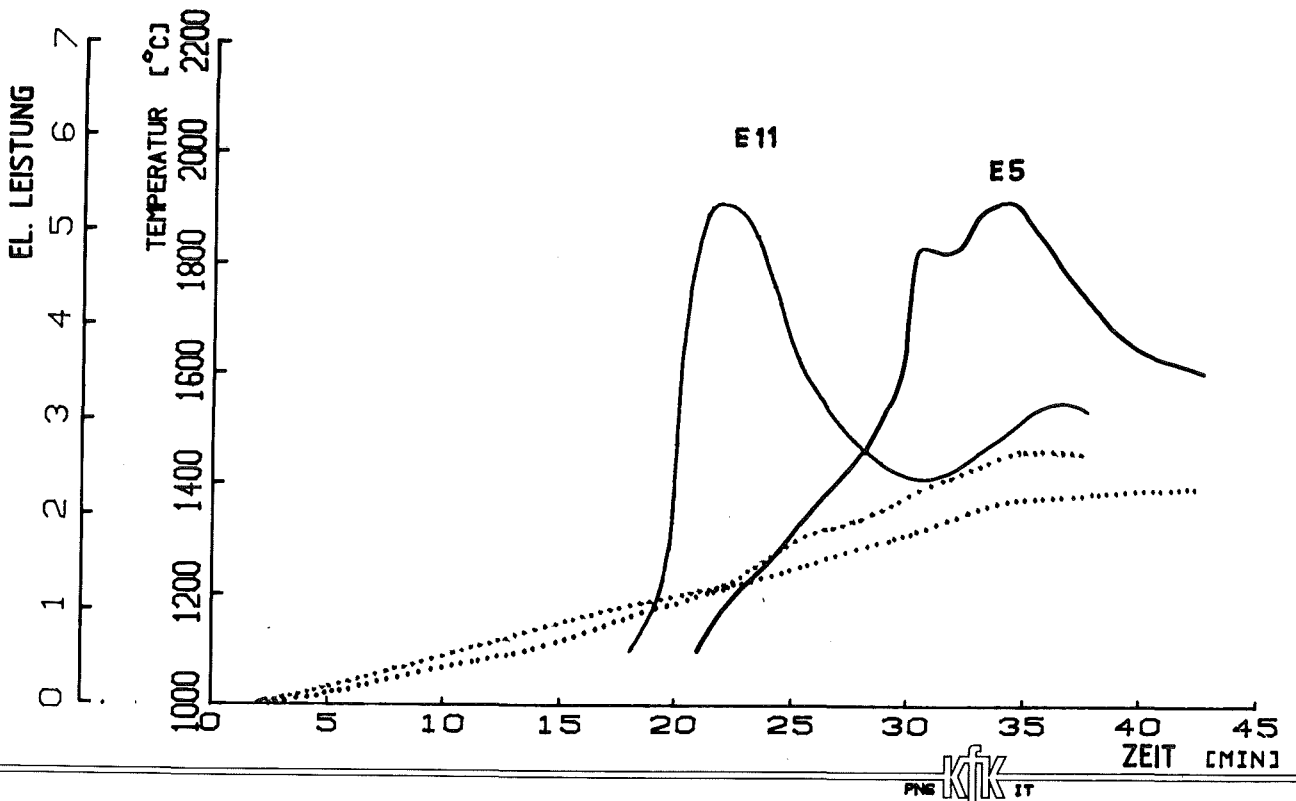


ABB. 06.01.16- 9:
TEMPERATURVERLAUF AUF DEM STAB (—) IM VERGLEICH ZUR ELEKTRISCHEN
LEISTUNG (····) FUER ESSI-11 (6 MM ISOLATION, KEIN SPALT) UND ESSI-5
(10 CM ISOLATION, SPALT)

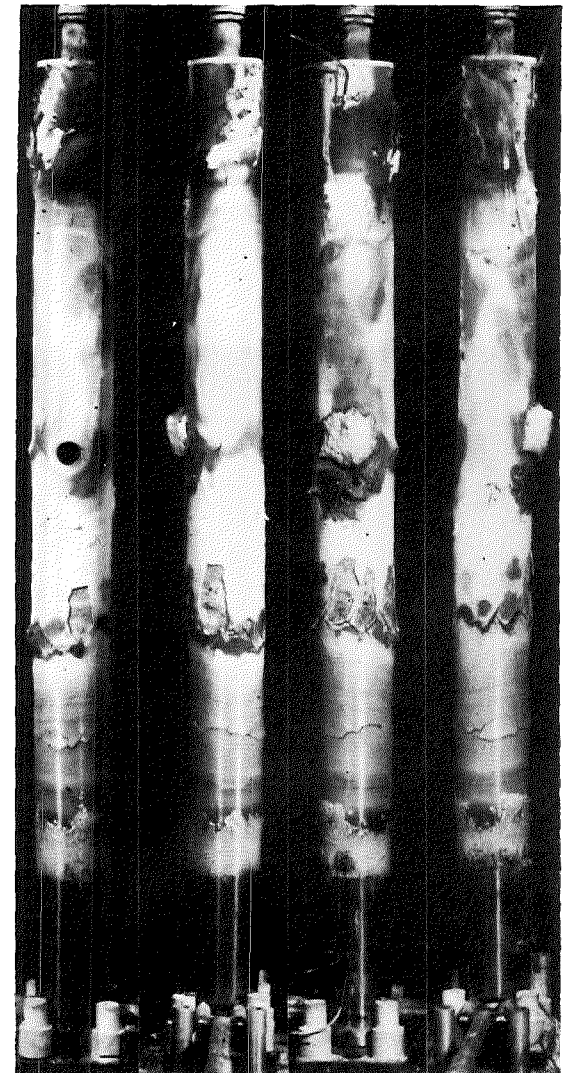
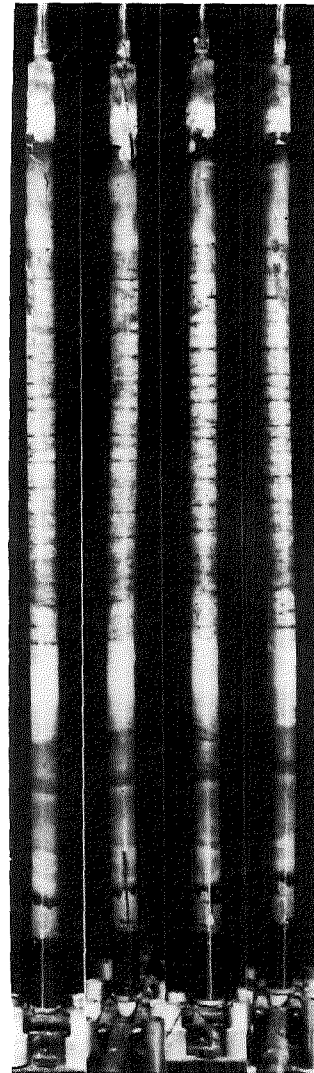
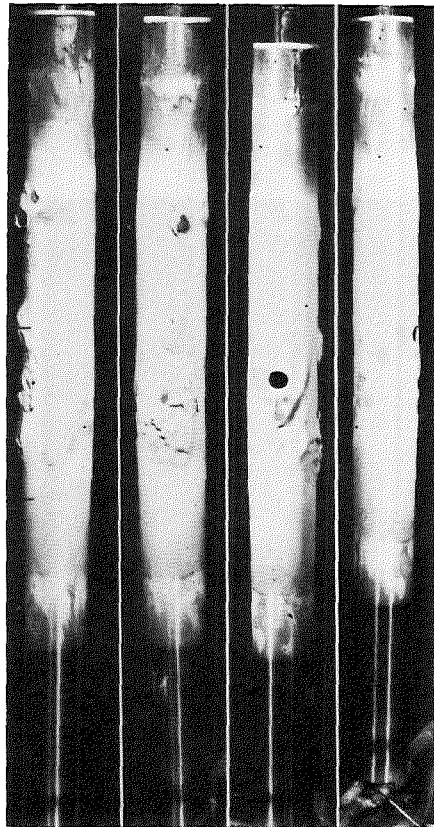
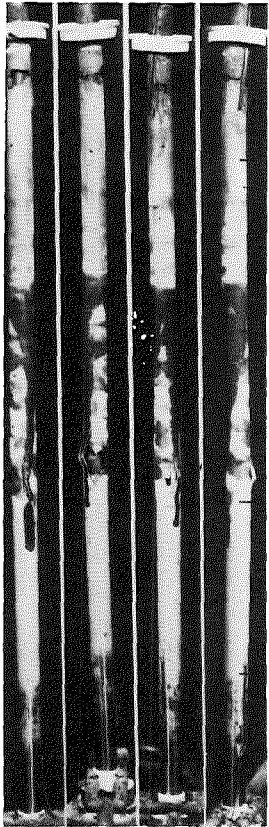


ABB. 06.01.16-10:



ESSI-4: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSRÖHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN

ABB. 06.01.16-11:



ESSI-4/5: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSRÖHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN

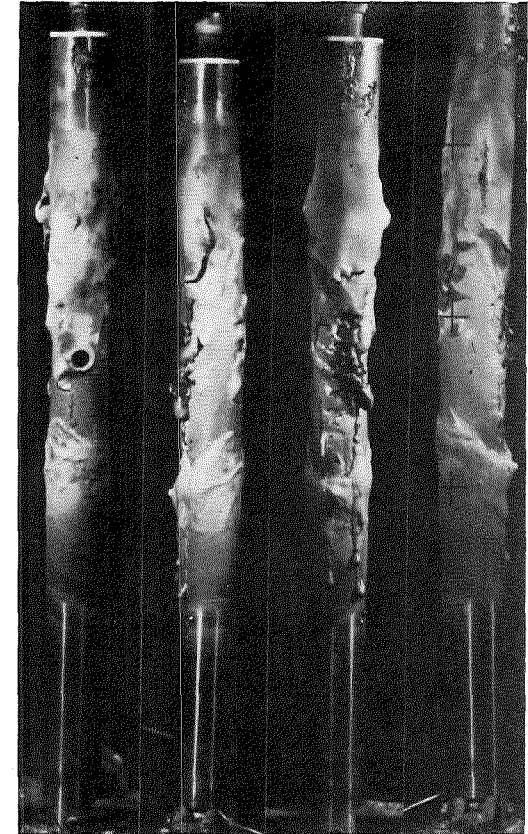
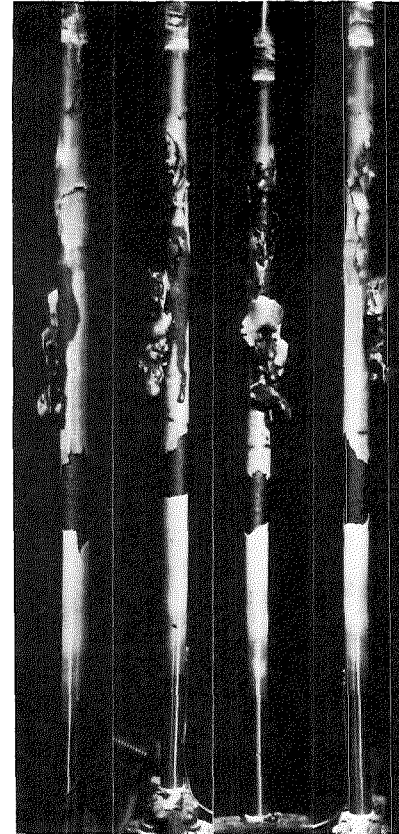
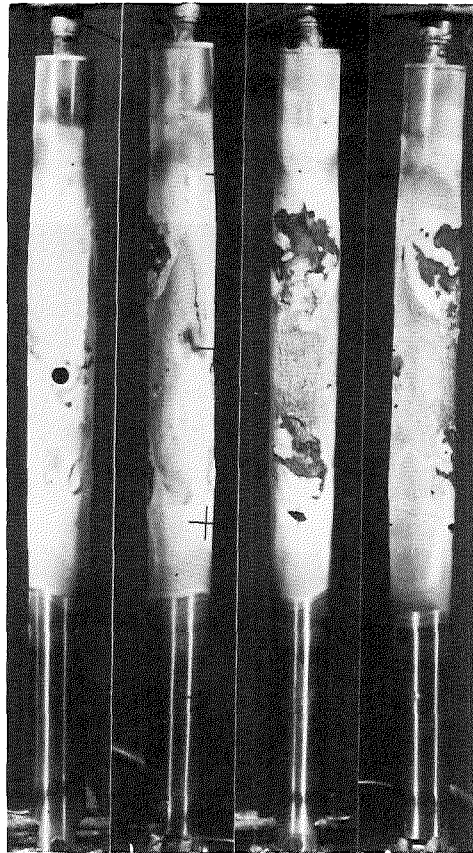


ABB. 06.01.16-12:

ESSI-5: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSROHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN

PNS  IT

ABB. 06.01.16-13:

ESSI-6: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSROHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN

PNS  IT

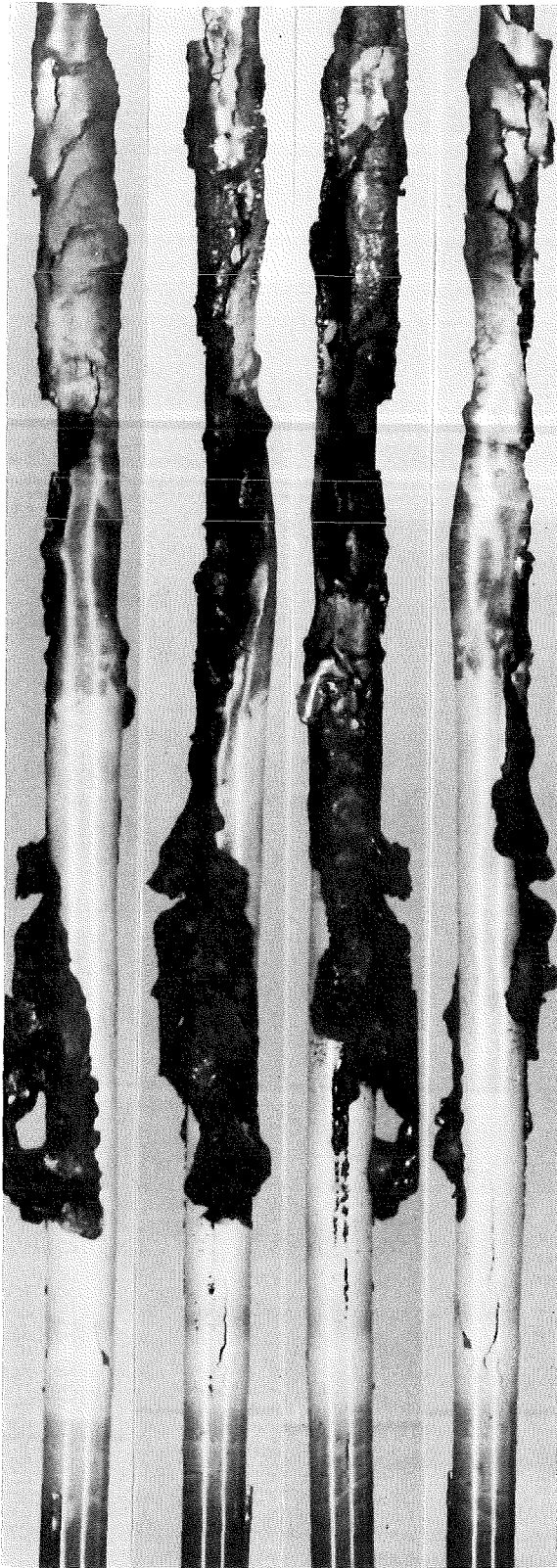


ABB. 06.01.16-14:

ESSI-7: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSROHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN

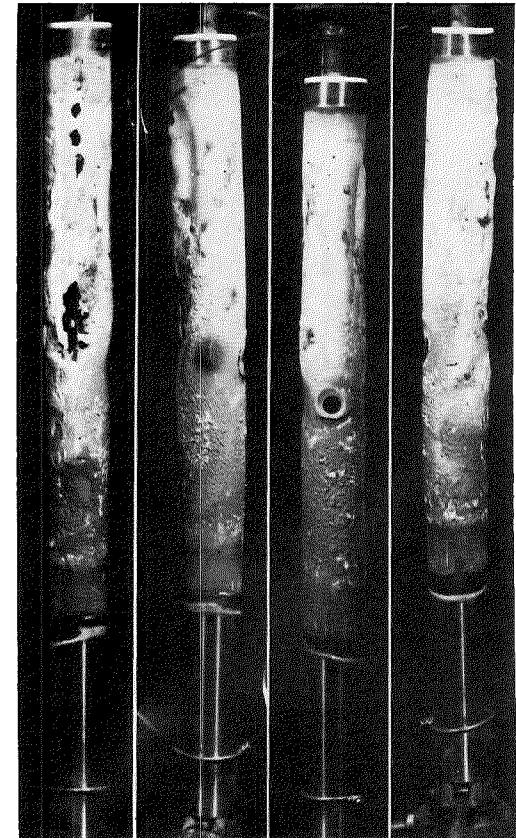
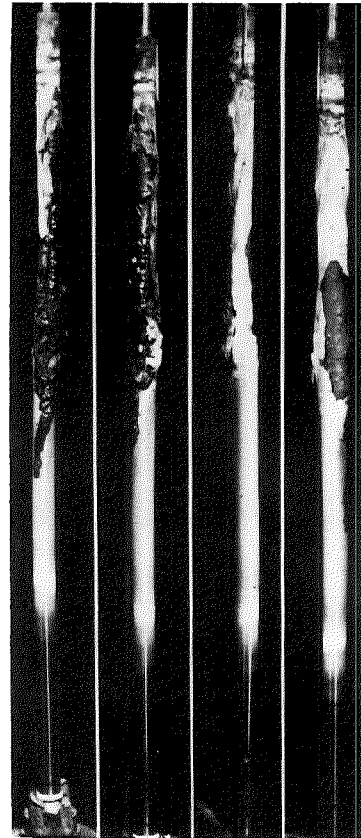
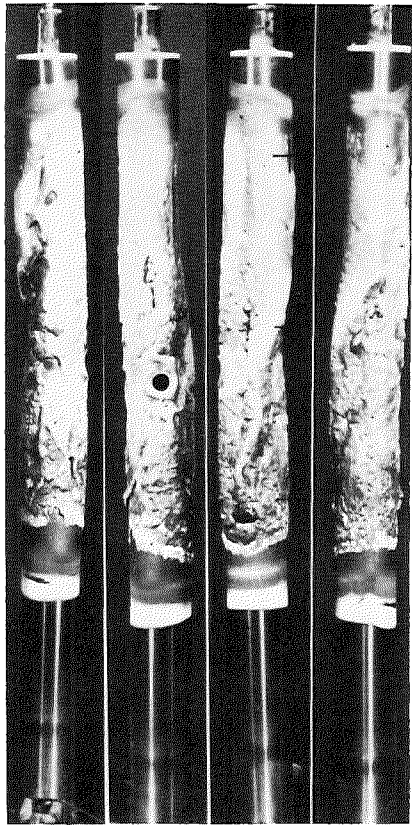
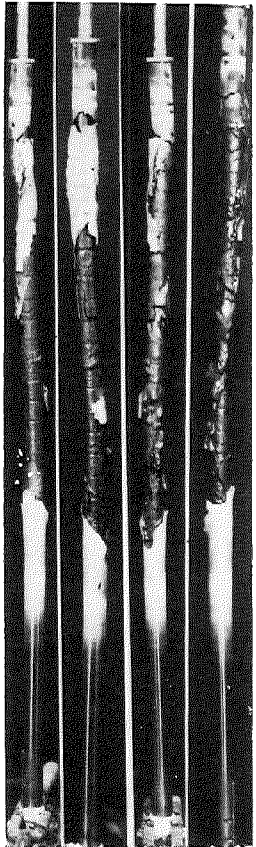


ABB. 06.01.16-15:

ESSI-10: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSRÖHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN



ABB. 06.01.16-16:

ESSI-11: BRENNSTABSIMULATOR UND ZIRKALOY-DAMPFFUEHRUNGSRÖHR
AUS VERSCHIEDENEN RICHTUNGEN GESEHEN



06.01.16/07A Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD.- Programm)
PNS 4250 (G. Hofmann, H. Schneider, IRB)

1. Einleitung

Zum Verständnis und zur modellmäßigen Beschreibung der Vorgänge in einem stark beschädigten LWR-Kern während eines schweren 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 unterstellt und es wird gefragt, ob die in der Schüttung freigesetzte Wärme an das Kühlmittel übertragen werden kann, ohne daß Bereiche im Schüttbett austrocknen (Dryout) und sich in der Folge bis auf die Schmelztemperatur der Kernwerkstoffe aufheizen. Eine starke Erwärmung im Schüttbett könnte zum Versagen von Unterstützungsstrukturen oder zum Aufschmelzen von Bereichen des Schüttbettes führen; in beiden Fällen würde eine Veränderung der Geometrie der Anordnung stattfinden, deren Auftreten für die Beschreibung der Unfallvorgänge bekannt sein müßte. Es ist daher zu prüfen, ob eine Kühlung, die sich unter den gegebenen Randbedingungen langfristig ergibt, ausreicht, um die Temperaturen in Grenzen und damit den zerstörten Kern in einem stabilen Zustand zu erhalten.

Eine der wichtigsten Randbedingungen für die Untersuchung der Kühlbarkeit einer Schüttung ist deren geometrische Charakterisierung; aber für eine solche Charakterisierung der Geometrie in einem bei hohen Temperaturen stark beschädigten Kern reichen die vorhandenen Anhaltspunkte zum Brennstabversagen noch nicht aus. Die bisher vorliegenden Versagensexperimente geben mehr Information über die physikalischen und chemischen Vorgänge an einzelnen Stäben und insbesondere an deren Hüllen als über die Permeabilität der aus einem zerstörten Stabverband entstehenden Schüttung. Bis eine realistische Charakterisierung der Schüttungsgeometrien in einem Unfallreaktor möglich sein wird, ist es daher erforderlich, für Kühlbarkeitsexperimente idealisierte Geometrien anzunehmen.

Soweit die Untersuchungen zur Schüttbettkühlung grundsätzlichen Charakter zum Schließen von Wissenslücken haben, sind Experimente auch nur mit idealisierten Geometrien möglich, weil anders die bestimmenden Mechanismen

nicht sauber herausgeschält werden können. Insofern ist der Kenntnismangel über den Zustand eines Unfall-Kerns zur Zeit kein Hindernis für die erforderlichen Kühlungsuntersuchungen.

Kühlungsuntersuchungen in Schüttbetten zielen vorwiegend auf eine Beantwortung der Frage, bei welcher spezifischen Leistung unter vorgegebenen Randbedingungen der Dryout auftritt. Die Dryoutleistung stellt einen Grenzwert dar, dessen Erreichen oder Überschreiten in den meisten Fällen zu unerwünscht hohen Partikeltemperaturen führt und deswegen ausgeschlossen werden soll. Um jedoch die Mechanismen, die den Dryout bestimmen, klar zu erkennen, ist es zweckmäßig, in Experimenten nicht nur die Dryoutleistung zu messen, sondern möglichst viel zusätzliche Information über den Vorgang zu gewinnen; nur damit können Modelle zur Berechnung der Dryoutleistung ausreichend zuverlässig und breit anwendbar gemacht werden. Solche Zusatzinformationen, die den Dryoutmechanismus klären helfen, sind unter anderen:

- die axiale Druckverteilung im Schüttbett
- die axiale Sättigungsverteilung im Schüttbett
- der Zeitpunkt und der Ort, an dem die erste trockene Stelle nach einer Leistungserhöhung auftritt
- die Zeitabhängigkeit und die Richtung der Ausdehnung der trockenen Zone

Das Forschungsvorhaben zielt auf das Verständnis der Dryoutmechanismen und deren Modellierung durch Gewinnung und Auswertung solcher Zusatzinformationen in Dryoutexperimenten.

Die Randbedingungen werden dabei nur in engen Grenzen und nur an den für die Kühlbarkeit einer DWR-typischen Schüttung relevanten Stellen variiert:

- Die Schüttung besteht aus kugelförmigen oder kugelähnlichen Partikeln mit zunächst gleicher Korngröße von 3 mm bzw. 1 mm.
- Die Höhe der Schüttung wird zwischen 10 cm und 100 cm variiert
- Das Kühlmittel ist Wasser bei Atmosphärendruck (bei höheren Systemdrücken, die an anderer Stelle untersucht werden, ist eine bessere Kühlbarkeit zu erwarten) und tritt mit Sättigungstemperatur in die Schüttung ein.
- Der Wasserzustrom zum Bett erfolgt im Experiment durch Naturkonvektion
 - . von oben im Gegenstrom zum Dampf, der die Schüttung verläßt, wenn sich das Bett in einem Behälter mit nicht permeablem Boden befindet und/oder
 - . von unten im Gleichstrom mit dem Dampf, wenn sich das Bett in einem Behälter mit permeablem Boden befindet;

in beiden Fällen ist der die Schüttung enthaltende Behälter in das

Kühlwasser eingetaucht.

Im Rahmen des Vorhabens wurden im Berichtszeitraum folgende Arbeiten durchgeführt:

Arbeiten an Schüttbetten mit Einspeisung von oben:

- Messung der Dryout-Leistungsdichte in Abhängigkeit von der Betthöhe
- Messung des Dryout-Ortes in Abhängigkeit von der Leistungsdichte
- Modell zur Berechnung des Dryout-Ortes

Arbeiten an Schüttbetten mit Einspeisung von unten:

- Vergleich der gemessenen Dryout-Leistungsdichte mit einem Modell aus der Literatur.

Arbeiten an Versuchseinrichten:

- Inbetriebnahme eines neuen Außenschwingkreises
- Vorversuche für ein Verfahren zur Sättigungsmessung.

2. Arbeiten an Schüttbetten mit Einspeisung von oben

2.1 Messung der Dryout-Leistungsdichte in Abhängigkeit von der Betthöhe

Die Experimentieranordnung ist im Jahresbericht 1981 /1/ beschrieben und wurde mit geringfügiger Änderung der Instrumentierung wiederverwendet (Abb. 1).

Nachdem im Vorjahr wenige Experimente mit Schüttungen aus 3 mm-Kugeln den Schluß nahegelegt hatten, daß im Gegensatz zu Vermutungen in der Literatur die Dryout-Leistungsdichte bis zu Betthöhen von 400 mm oder mehr betthöhenabhängig bleibt, wurde dieser Zusammenhang durch eine größere Anzahl neuer Experimente noch einmal untersucht. Dazu wurden die Dryout-Leistungsdichten für Betthöhen zwischen 100 und 485 mm ermittelt und sind in Abb. 2 aufgetragen. Für kleine Betthöhen kann die etwas höhere Leistungsdichte durch den Einfluß der Kapillarwirkung im Sättigungsgradienten am oberen Bettrand erklärt werden; dieser Einfluß sollte jedoch in dem Maß verschwinden, in dem die Zone eines steilen Sättigungsgradienten klein im Verhältnis zur Gesamtbetthöhe wird. Jeder der Meßpunkte in Abb. 2 ist das Ergebnis einer Versuchsreihe, in der nach der jeweils niedrigsten Leistung, die zum Dryout führt, gesucht wurde, und es fällt auf, daß diese Meßpunkte insbesondere bei 250 mm Betthöhe sehr stark streuen; bei dieser Betthöhe wurden besonders viele Meßreihen gefahren, um nach der Ursache für die Streuung der Dryoutleistungsdichte in den sonst sehr gut reproduzierbaren Experimenten zu

suchen. Dabei wurde der im folgenden dargestellte Zusammenhang deutlich: Jede Meßreihe erstreckt sich über mehrere Stunden mit heftigem Sieden im Bett. Dabei ergeben sich in der obersten Bettzone, in der die Dampfgeschwindigkeit am größten und der Festkörperdruck am kleinsten ist, kleine Verschiebungen der Partikel, die dem Dampf ein etwas leichteres Abströmen erlauben. Bei kleinen Partikeldurchmessern läßt sich diese Kanalbildung leicht optisch beobachten; bei relativ großen Partikeln, wozu die benutzten 3 mm-Teilchen gehören, die vom Dampfstrom weniger leicht bewegt werden können, gab es bisher keine Anhaltspunkte dafür. Sie muß aber bei diesen Versuchen in der obersten Bettzone, deren Hydraulik für die Dryout-Leistungsdichte bestimmend ist, stattgefunden haben, weil sich die Dryout-Leistungsdichte nach dem Einfüllen der Partikel mit wachsender Versuchsdauer erhöhte und weil diese Erhöhung zurückgeführt werden konnte, wenn das Bett unmittelbar vor jedem Meßpunkt mit einem Vibrator behandelt und damit in etwa gleichen geometrischen Anfangszustand gebracht wurde. Die so gewonnenen Punkte sind in Abb. 2 durch ausgefüllte Dreiecke gekennzeichnet.

Es ist zu erkennen, daß die Betthöhe bei 3 mm-Teilchen höchstens einen geringen und oberhalb von 250 mm wahrscheinlich keinen Einfluß mehr hat; diese Aussage soll jedoch in späteren Experimenten mit Betthöhen bis zu 1000 mm noch abgesichert werden.

Die Ergebnisse unterstreichen aber auch die empfindliche Abhängigkeit der Dryout-Leistungsdichte von der Permeabilität, die auch bei relativ großen Partikeln durch Strömungsvorgänge verändert werden kann.

2.2 Messung des Dryout-Ortes in Abhängigkeit von der Leistungsdichte

In /1/ wurde von Experimenten berichtet, bei denen erstmals ein hydraulisch transienter Vorgang beobachtet wurde, der mit der Einstellung einer später zum Dryout führenden Leistung begann, in dessen Verlauf eine Änderung der Sättigungsverteilung im Bett zu sehen war und der schließlich mit dem Auftreten der ersten überhitzten Stelle endete. Dabei war die axiale Position der ersten überhitzten Stelle (Dryout-Ort) von der eingestellten Leistung abhängig; bei Leistungen, die gerade ausreichten, einen Dryout zu verursachen, lag der Ort des ersten Dryout nahe dem unteren Rand des Bettes; bei höheren Leistungen lag der Dryout-Ort weiter oben im Bett und die Dryout-Zone dehnte sich danach nach unten aus.

Da die Beobachtung dieses transienten Vorganges sehr hilfreiche Informationen für die qualitative und quantitative Beurteilung von Modellen des Dryout-mechanismus liefert, wurde eine größere Anzahl zusätzlicher Experimente mit 3 mm Partikeldurchmesser und verschiedenen Betthöhen zwischen 100 und 485 mm durchgeführt; dabei wurden Leistungsdichten q'' eingestellt, die verschieden hoch über der kleinsten zum Dryout führenden Leistungsdichte q''_c lagen, und es wurde jeweils der Ort des ersten Dryout H_{id} gemessen. In Abb. 3 sind Ergebnisse in Form des mit der Betthöhe normierten Dryout-Ortes H_{id}/H_b als Funktion der normierten Leistungsdichte q''/q''_d dargestellt.

Die Ergebnisse bestätigen den früher beobachteten Trend, daß sich der Ort des ersten Dryout umso höher im Bett befindet, je stärker die Leistungsdichte die minimale Dryoutleistungsdichte überschreitet. Die Ergebnisse für alle untersuchten Betthöhen sind in einem Diagramm zusammengefaßt, weil bei 3 mm-Partikeln kein nennenswerter Einfluß der Betthöhe auf diese Abhängigkeit zu erwarten ist. Das recht breite Streuband ist als Folge der benutzten Dryout-Detektion und als Auswirkung von Inhomogenitäten im Bett zu verstehen, denn

- . die zur Dryout-Detektion benutzten Thermoelemente waren in axialen Abständen angeordnet, so daß immer ein um maximal den Thermoelementabstand zu tiefer Dryout-Ort gemessen wurde, wenn Dryout-Ort und Thermoelement nicht zufällig zusammenfielen; die größte Streubreite ist bei den kleinen Betthöhen zu erkennen, wo die normierten TE-Abstände am größten waren; diese Überlegung verlangt, eine obere Einhüllende als Ausgleichskurve durch die Punkte zu ziehen.
- . es ist nicht zu erwarten, daß das von oben nachströmende Wasser auf seinem Abwärtsweg durch das Bett so gleichmäßig verdampft, daß es in allen radialen Positionen auf der gleichen Höhe verbraucht ist und zum Dryout führt; diesen Ungleichmäßigkeiten ist ein Teil der Streubreite zuzuschreiben.

Die Abhängigkeit des Dryout-Ortes von der Leistungsdichte ist insofern von Bedeutung, als sie hilft, Instrumentierung und Versuchsführung von Dryout-Versuchen zweckmäßig zu wählen und als sie insbesondere eine zusätzliche Stützstelle für die Verifizierung von Rechenmodellen darstellt; in diesen Rechenmodellen soll der komplizierte Dryoutvorgang auf die wesentlichen Mechanismen reduziert aber trotz Vereinfachung im Ergebnis doch möglichst richtig beschrieben werden.

Ein Beispiel dafür, wie Modellvorstellungen an dem experimentellen Ergebnis geprüft und danach modifiziert werden können, wird im nächsten Abschnitt dargestellt.

2.3 Modell zur Berechnung des Dryout-Ortes

Die beobachtete zeitabhängige Veränderung des Sättigungsprofils vor dem Auftreten der ersten trockenen Stelle kann modellmäßig mit Hilfe der Abb. 4 veranschaulicht werden.

Im linken Teilbild ist die stationäre Sättigungsverteilung dargestellt, wie sie mit dem eindimensionalen, laminar-turbulenten Modell ohne Berücksichtigung von Kapillareffekten nach /4/ berechnet werden kann. Diese Verteilung ist anschaulich zu verstehen als ein Längsschnitt durch die Schüttung, bei dem für jede Höhenposition H/H_b der verfügbare Strömungsquerschnitt in den Poren des Bettes so auf die Phasen (flüssig $\hat{=}$ s, dampfförmig $\hat{=}$ 1-s) aufgeteilt ist, daß die Erhaltungsgleichungen für Impuls, Energie und Masse erfüllt sind. Die zugrundeliegende quadratische Gleichung wird auf jeder Höhenposition von zwei unterschiedlichen Sättigungen befriedigt, d.h. das Strömungsgleichgewicht ist auf dem rechten Lösungsast, der einen schnelleren Dampfaufwärtsstrom auf einem kleineren Flächenanteil und einen langsamen Wasserabwärtsstrom auf einem großen Flächenanteil bedeutet, ebenso gegeben wie auf dem linken Lösungsast, wo dem Dampfstrom ein größerer und dem Wasserstrom ein kleinerer Flächenanteil mit entsprechenden Geschwindigkeiten zugeordnet ist. Eine Ausnahme macht der obere Bettrand, wo nur eine Sättigung möglich ist. Bei stationären Zuständen vor dem Dryout ist nur der rechte Sättigungsast relevant, weil der Dampf nur so viel Flüssigkeit aus dem Bett verdrängt, daß der freigemachte Strömungsquerschnitt ihm stationär zum Abströmen ausreicht; man erkennt im linken Teilbild, daß der vom Dampf benötigte Strömungsquerschnitt (nicht-schraffierte Fläche) von unten nach oben zunimmt und im obersten Querschnitt der Flüssigkeit genau den Querschnitt läßt, den sie zur ausreichenden Versorgung des Bettes braucht.

Wenn die Leistungsdichte etwas über den kritischen Wert q''_c der gerade noch nicht zu einem Dryout führt, gesteigert wird, entsteht aus bereits im Bett vorhandener Flüssigkeit entsprechend mehr Dampf, der beim Abströmen einen etwas größeren Querschnitt beansprucht; Teilbild 1 zeigt, daß dann die für den Wasserzustrom im kritischen obersten Querschnitt verbleibende Fläche zu klein geworden ist, um genügend Flüssigkeit für die stationäre Versorgung

des ganzen Bettes zufließen zu lassen; die noch zutretende Flüssigkeit wird auf ihrem Abwärtsweg im Bett durch Verdampfung völlig verbraucht, bevor sie den unteren Rand des Bettes erreichen kann. Dies ist am linken Ast der Sättigungskurve zu erkennen, der bei Wassermangel-Zuständen relevant ist. Es beginnt ein hydraulisch transients Vorgang, bei dem der untere Teil des Bettes, der in der Bilanz nicht mehr von nachströmender Flüssigkeit erreicht wird, im Bett noch vorhandene Flüssigkeit verdampft; das ist die Flüssigkeit zwischen dem rechten und dem linken Ast der Sättigungskurve, die zur Leistungsabfuhr aus dem unteren Bettbereich verbraucht wird. Dabei bildet sich der im Teilbild 2 gezeigte Sättigungssprung aus, der nach unten wandert und der in den Experimenten zu beobachten war. Die erste trockene Stelle in der Schüttung entsteht in der Höhenposition, in der beim Fortschreiten dieser Aussiedetransienten zuerst keine Kühlflüssigkeit mehr verfügbar ist, d. h. dort wo die Sättigung s zuerst Null wird. Dies ist im Teilbild 3 an der Stelle H_{id} der Fall, wenn der Sättigungssprung bis dorthin abgesunken ist, wo der Flüssigkeitszustrom von oben verbraucht ist. Bis zu diesem Augenblick ist der Flüssigkeitsmassenstrom w_r , der aus dem Bereich des Sättigungssprungs entzogen wird und die Abwärtsbewegung der Stufe verursacht genau gleich den Massenstrom, der zur Verdampfungskühlung im Bettbereich unterhalb H_{id} gebraucht wird, er ist

$$w_r = \frac{H_{id} \cdot q'''}{r} \quad (1)$$

oder mit $q''' = \frac{q''}{H_b}$

$$w_r = \frac{H_{id} \cdot q''}{H_b \cdot r} \quad (2)$$

Wobei q''' die gleichförmig angenommene volumetrische Wärmefreisetzung, r die Verdampfungswärme, q'' die Leistungsdichte am oberen Bettrand und H_b die Bett- höhe angeben.

w_r ist zugleich aber auch der Dampfmassenstrom, der von unten in den Bettbereich oberhalb H_{id} einströmt. Man kann daher während der hydraulischen Transienten bis zum Auftreten der ersten heißen Stelle das Bett aus zwei unterschiedlich model- lierten Bereichen zusammensetzen. Der untere Bereich kann in der üblichen Weise als ein von oben gespeistes Bett modelliert werden, wobei die Erhaltungsgleichung für die Masse

$$\rho_v v_v + \rho_l v_l = 0 \quad (3)$$

heißt mit ρ_v , ρ_l als Dichten und v_v , v_l als Leerrohrgeschwindigkeiten für Dampf, bzw. Flüssigkeit.

In den oberen Bereich wird der Massenstrom w_r als Dampf von unten eingespeist; dadurch lautet die Erhaltungsgleichung für die Masse dort

$$\rho_v v_v + \rho_l v_l = w_r \quad (4)$$

und die Energiebilanz im oberen Bettbereich muß den unteren Bettbereich als Energielieferant berücksichtigen.

Zusammen mit der Energiebilanz

$$\rho_v v_v \cdot r = zq''' \quad (5)$$

wobei z die Höhenkoordinate ist,

und der Impulsbilanz eines eindimensionalen Modells mit separat angenommenen Strömungswegen für Flüssigkeit und Dampf bei vernachlässigbaren Kapillarkräften /4/

$$\frac{\rho_v v_v |v_v|}{\eta \eta_v} + \frac{\mu_v v_v}{\kappa \kappa_v} - \frac{\rho_l v_l |v_l|}{\eta \eta_l} - \frac{\mu_l v_l}{\kappa \kappa_l} - (\rho_l - \rho_v)g = 0 \quad (6)$$

ergeben sich zwei quadratische Gleichungen, je eine für die Bettzonen oberhalb und unterhalb von H_{id} .

Für die obere Zone mit $z > H_{id}$ gilt:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{r^2 \eta} \left(\frac{1}{\rho_v \eta_v} + \frac{1}{\rho_l \eta_l} \right) \cdot (zq''')^2 + \frac{1}{r} \left(\frac{\mu_v}{\rho_v \kappa \kappa_v} - \frac{2w_r}{\rho_l \eta \eta_l} + \frac{\mu_l}{\rho_l \kappa \kappa_l} \right) \cdot zq''' \\ & + \frac{w_r}{\rho_l} \left(\frac{w_r}{\eta \eta_l} - \frac{\mu_l}{\kappa \kappa_l} \right) - (\rho_l - \rho_v)g = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

Für die untere Zone mit $z < H_{id}$ fehlen die Glieder mit w_r :

$$\begin{aligned} & \frac{1}{r^2 \eta} \left(\frac{1}{\rho_v \eta_v} + \frac{1}{\rho_l \eta_l} \right) (zq''')^2 + \frac{1}{r \kappa} \left(\frac{\mu_v}{\rho_v \kappa} + \frac{\mu_l}{\rho_l \kappa} \right) \cdot zq''' \\ & - (\rho_l - \rho_v)g = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

κ und η sind die laminaren bzw. turbulenten Permeabilitäten des Bettes; κ_ℓ , κ_v , η_ℓ und η_v sind die entsprechenden relativen Permeabilitäten für Flüssigkeit bzw. Dampf.

Die Lösung der quadratischen Gleichungen hat nach Ersatz der Permeabilitäten durch Funktionen von der Sättigung S die Form $zq''' = f(s, w_r)$

Die obere Zone ist formal wie die obere Zone bei Flüssigkeitseinspeisung in den Boden des Bettes /2/ modelliert; die untere Zone erhält hier jedoch die Flüssigkeit nicht von unten, sondern von oben aus dem Flüssigkeitsreservoir zwischen den beiden Ästen der Sättigungskurve der oberen Zone.

Der Verbrauch der im Reservoirvolumen enthaltenen Flüssigkeit beginnt mit dem Überschreiten der Dryoutleistungsdichte und schreitet zeitabhängig fort, bis der Sättigungssprung zur Stelle H_{id} abgesunken ist; zu diesem Zeitpunkt besteht das Bett aus den beiden oben definierten Zonen und seine Sättigungsverteilung

$$zq''' = f(s, w_r)$$

kann durch eine quasistationäre Rechnung mit den Gl. (7) und (8) angegeben werden und ist im Teilbild 3 der Abb. 4 dargestellt. (Eine entsprechende quasistationäre Rechnung kann auch für jeden früheren Zeitpunkt mit entsprechend anders unterteiltem Bett durchgeführt werden).

Das Maximum der Sättigungskurve, das in der oberen Zone liegt, gibt die während der hydraulischen Transienten aus dem Bett abgeführte Leistungsdichte $q'' = (z \cdot q''')_m$ an. Man kann q'' ermitteln, wenn man in die Lösung der quadratischen Gl. (7) die Permeabilitäten einsetzt, z.B.

$$\kappa = \frac{d^2 \varepsilon^3}{150(1-\varepsilon)^2} ; \quad \kappa_\ell = s^3 ; \quad \kappa_v = (1-s)^3$$

$$\eta = \frac{d\varepsilon^3}{1,75(1-\varepsilon)} ; \quad \eta_\ell = s^3 ; \quad \eta_v = (1-s)^3$$

und für vorgegebene Werte von w_r numerisch das Maximum q'' von zq''' in Bezug auf s sucht. (Eine analytische Bestimmung des Maximums ist möglich aber kompliziert und nicht zweckmäßig, wenn die Möglichkeit zur leichten Veränderung der Permeabilitäten gegeben sein soll). Man erhält damit

$$q'' = f(w_r)$$

und da nach Gl. (2) $w_r = \frac{H_{id}}{H_b} \cdot \frac{q''}{r}$ ist, ergibt sich zugleich

$$q'' = f\left(\frac{H_{id}}{H_b}\right)$$

Damit ist die Position $\frac{H_{id}}{H_b}$, an der die erste heiße Stelle auftritt, der Leistungsdichte am oberen Bettrand zugeordnet.

Man kann nun die Leistungsdichte q'' mit der kritischen Leistungsdichte q''_c bei der gerade noch kein Dryout auftritt, normieren; dadurch erhält man eine Abhängigkeit zwischen der relativen Höhe im Bett, an der der Dryout auftritt, und der relativen Leistungserhöhung über die kritische Dryoutleistung hinaus, die zu diesem Dryout-Ort führt. Diese Abhängigkeit wurde für die Geometrie und die Stoffdaten des Experimentes berechnet und in Abb. 3 als durchgezogene Linie eingezeichnet.

Die Übereinstimmung zwischen dem Ergebnis der Modellrechnung und der in Kap. 2.2 erläuterten unterbrochenen Ausgleichskurve durch die Meßpunkte ist im Verlauf zwar vorhanden, aber quantitativ noch unbefriedigend. Ein gewisser aber nicht sehr großer Teil des Unterschiedes wird verschwinden, wenn die Kapillarwirkung im Modell berücksichtigt wird; dadurch wird auch die Betthöhe als Parameter in der Modellrechnung in Erscheinung treten. Weiterhin ist nicht auszuschließen, daß weitere Experimente eine Korrektur der experimentellen Kurve nach oben möglich machen.

Dennoch verstärkt das Ergebnis dieses Vergleiches die Hinweise darauf, daß die hier benutzten relativen Permeabilitäten von Flüssigkeit und/oder Dampf in dem für den Dryout kritischen Querschnitt nahe dem oberen Bettrand zu hoch angesetzt sind, denn kleinere Permeabilitäten verschieben über ihren starken Einfluß auf q''_c die Modellkurve nach unten.

Die Unterschiede zwischen der gerechneten und gemessenen Dryout-Leistungsdichte (siehe Abb. 2) weisen in die gleiche Richtung.

3. Arbeiten an Schüttbetten mit Einspeisung von unten

3.1 Vergleich der gemessenen Dryout-Leistungsdichte mit einem Modell aus der Literatur

In /1/ wurde über Experimente berichtet, bei denen der Boden des Schüttbettbehälters in Abb. 1 durch einen permeablen Rost ersetzt worden war, so daß das Kühlmittel aus dem Ringraum, durch Naturkonvektion getrieben, von unten dem Bett zuströmen konnte und von oben nach der Kondensation des entstehenden Dampfes durch den Ringraum zurückgeführt wurde. Die gemessene Dryoutwärmestromdichte von etwa 210 W/cm^2 für ein Bett aus 3 mm-Kugeln mit einer Höhe von 485 mm und einem gleichhohen Ringraum war mehr als doppelt so hoch wie bei einem Bett ohne permeablen Boden. Damit stand die erste Messung der Dryout-Leistungsdichte für eine Situation zur Verfügung, die im schweren Reaktorunfall vorkommen kann, wenn eine Schüttung aus Core-Fragmenten nicht auf einem Behälterboden sondern auf einer permeablen Unterstützungsstruktur (Abstandshalter oder Core-Trageplatte) ruht; sie ist thermohydraulisch dadurch gekennzeichnet, daß sich auf Grund der Dichteunterschiede und der Reibungsdruckverluste ein Kühlmittelzuström einstellt, der von unten in das Schüttbett eintritt, so daß Flüssigkeit und Dampf im Gleichstrom nach oben steigen, während die Flüssigkeit verdampft wird. Dadurch ist der Kühlmittelmassenstrom in jedem Querschnitt des Bettes gleich dem eintretenden Flüssigkeitsmassenstrom und der Durchsatz kann bei vorgegebenem Druckunterschied viel größer sein als bei der Einspeisung von oben, wo wegen des Gegenstromes von Flüssigkeit und Dampf der eintretende Kühlmittelstrom den obersten Bettbereich zweimal passieren muß, so daß ihm in jeder Richtung entsprechend weniger Querschnittsfläche zur Verfügung steht. Daraus erklärt sich anschaulich die wesentlich höhere Dryout-Leistungsdichte, die dem zutretenden Flüssigkeits-Massenstrom direkt proportional ist; Dryout tritt dann auf, wenn dieser Massenstrom durch Verdampfen völlig verbraucht ist.

Nachdem Anfang 1982 ein Modell zur Berechnung der Dryoutleistungsdichte für Schüttbetten mit Einspeisung von unten /2/ bekannt geworden war, wurde dieses Modell programmiert, um sein Ergebnis mit dem Experiment vergleichen zu können. In Abb. 5 ist dieser Vergleich dargestellt; da der Kühlmittelzuström w zum Bett davon abhängt, wie hoch die treibende Flüssigkeitssäule im Ringraum im Verhältnis zur Betthöhe ist, wurde die normierte Dryoutleistungsdichte über diesem Verhältnis aufgetragen. Das Ergebnis des Experimentes war bei $H_d/H_b = 1$ einzutragen, weil im Versuch die Höhe des Ringraums gleich der Höhe des Bettes war.

Die im Experiment bis zum Auftreten des Dryout abführbare Leistung ist fast doppelt so hoch wie der mit dem Modell berechnete Wert. Dies weist deutlich auf eine Schwäche des Modells hin, das in der ursprünglichen Form für die Berechnung der Kühlung von Betten mit Einspeisung von oben konzipiert war und dort über einen weiten Parameterbereich gute Übereinstimmung mit Experimenten gezeigt hatte. Der Grund für die Diskrepanz ist in der Verwendung eines separaten Modells für die 2-Phasen-Strömung zu suchen; nach diesem Modell strömen Flüssigkeit und Dampf in voneinander getrennten Zonen durch das Bett und das sich ergebende axiale Druckprofil im Bett unterscheidet sich nur um den Reibungsdruckverlust der langsam strömenden Flüssigkeit, d.h. nur unwesentlich, vom hydrostatischen Druckprofil in der Flüssigkeitssäule; dadurch ergibt sich im Modell nur ein sehr kleiner treibender Druckunterschied für den Massenstrom w mit der Folge, daß w klein und die Dryout-Leistungsdichte nur wenig größer als die im nur von oben gespeisten Bett mit $w = 0$ ist. Tatsächlich bildet sich jedoch im unteren Teil des Bettes, wo der Dampfanteil im Kühlmittel noch relativ klein ist, ein Flüssigkeits-Dampfgemisch, das besser mit einem homogenen Modell, d.h. mit einer verminderten spezifischen Dichte der Flüssigkeit beschrieben werden kann. Die Aufnahme eines homogenen Ansatzes in das Rechenmodell erhöht den Massenstrom w und ist in der Tendenz geeignet die Ergebnisse von Modellrechnung und Experiment zusammenzuführen.

Im oberen Bereich des Bettes, wo der Dampfanteil groß ist und sich Flüssigkeit und Dampf nicht mehr stark vermischt durchdringen, ist das separate Modell der geeignetere Ansatz; wenn es dort beibehalten wird, ändert sich nichts an den guten Eigenschaften eines Gesamtmodells zur Berechnung des Dryout bei Einspeisung von oben, denn dabei ist diese obere Bettzone für den Dryout ausschlaggebend, wie in Abschnitt 2.3 gezeigt wurde.

Es ist ein Ziel künftiger Arbeiten, ein geeignetes Kriterium für den Übergang von einer Zone mit homogener Modellierung zu einer Zone mit separater Modellierung innerhalb des Bettes zu finden und so ein Rechenmodell zu schaffen, das sowohl die Einspeisung von oben als die von unten und damit auch alle Mischformen richtig beschreiben kann. Dazu sind Druckverlustmessungen am siedenden Schüttbett erforderlich, und eine gleichzeitige Messung des axialen Sättigungsprofils wäre sehr hilfreich und soll versucht werden.

4. Arbeiten an Versuchseinrichtungen

4.1 Inbetriebnahme eines neuen Außenschwingkreises

Da in Zukunft Experimente an Schüttbetten bis zu 1 m Höhe durchgeführt und dabei induktiv beheizt werden sollen, war es erforderlich, den vorhandenen Hochfrequenzgenerator durch einen neuen Außenschwingkreis besser an lange Arbeitspulen anzupassen. Der neue Außenschwingkreis wurde installiert und in Betrieb genommen. Die Abnahmeversuche zeigten nicht nur, daß in einem 1 m hohen Bett die erforderliche Leistung freigesetzt wird, sondern auch daß bei 3 mm-Kugeln aus rostfreiem Stahl eine axial und radial sehr homogene Leistungsfreisetzung erreicht werden kann, was für die Interpretation von Experimenten wichtig ist.

4.2 Vorversuche für ein Verfahren zur Sättigungsmessung

Im Abschnitt 3.1 wurde darauf hingewiesen, daß bei Dryoutexperimenten eine Messung der ortabhängigen Sättigung (Flüssigkeitsgehalt) im Bett helfen würde, die Vorgänge richtig zu modellieren. Im hohen Bett besteht die Möglichkeit, das axiale Sättigungsprofil zu erfassen, wenn ein Meßverfahren dafür gefunden wird. Daher wurden Vorversuche zu einem solchen Meßverfahren durchgeführt. Da Durchstrahlungsverfahren wegen des hohen und spezifisch dichten Festkörperanteils (Stahl) im Querschnitt ausscheiden, wurde zunächst ein kapazitives Verfahren erwogen aber wieder verworfen, weil das Meßsignal stärker von der Verteilung als vom Volumenanteil der Flüssigkeit im Meßquerschnitt abhängt. Ein Meßverfahren, das die Leitfähigkeit der Flüssigkeit benutzt und schon früher bei Permeabilitätsmessungen von 2-Phasenströmungen in Flüssigkeiten benutzt wurde, wird hier durch die Änderung der Leitfähigkeit während der Verdampfung der Flüssigkeit erschwert; es soll aber versucht werden, diese Schwierigkeiten zu überwinden und das Verfahren für Dryoutversuche zu ertüchtigen.

5. Zusammenfassung

In einer Serie von 111 Dryout-Versuchen mit Einspeisung von oben wurde die Abhängigkeit der Dryout-Leistungsdichte von der Betthöhe weiter untersucht und keine nennenswerte Abhängigkeit für Betthöhen > 250 mm bei 3 mm Partikeln gefunden. Daneben wurde diese Versuche bezüglich des Ortes, an dem die erste trockene Stelle im Bett auftritt, ausgewertet. Zur analytischen Beschreibung

dieses Ortes wurde ein Rechenmodell entwickelt und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen.

Die früher durchgeführten Dryout-Versuche mit Einspeisung von unten wurden mit einem neu bekanntgewordenen Modell verglichen. Für die sehr schlechte Übereinstimmung wurden die Ursachen untersucht; ein Weg zur Verbesserung des Modells wurde vorgeschlagen.

Durch Inbetriebnahme eines neuen Außenschwingkreises für den Hochfrequenz-generator wurde die beheizbare Betthöhe auf 1 m erweitert. Für ein Sättigungsmeßverfahren wurden Vorversuche durchgeführt.

6. Literatur

- /1/ Hofmann, G. und Schneider, H., Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD); in: PNS Jahresbericht 1981, KfK 3250
- /2/ Lipinski, R.J., Bottom-Fed Deep Debris Bed; in: Adv. Reactor Safety Quaterly Rep., Jan.-Mrch. 1981, SAND81-1529 (1 of 4) Vol. 17, page 1-75 (April 1982).
- /3/ Squarer, D., Pieczynski, A.T., Hochreiter, L.E., Dryout in Large Particle, Deep Debris Beds" Trans. ANS, Vol. 38, p. 444, Miami (June 1981)
- /4/ Lipinski, R.J., PAHR Debris Analysis; in: Adv. Reactor Safety Quaterly Rep., Sep.-Dec. 1980, SAND80-1646 (4 of 4), Vol. 16 (Januar 1982) page 3-73

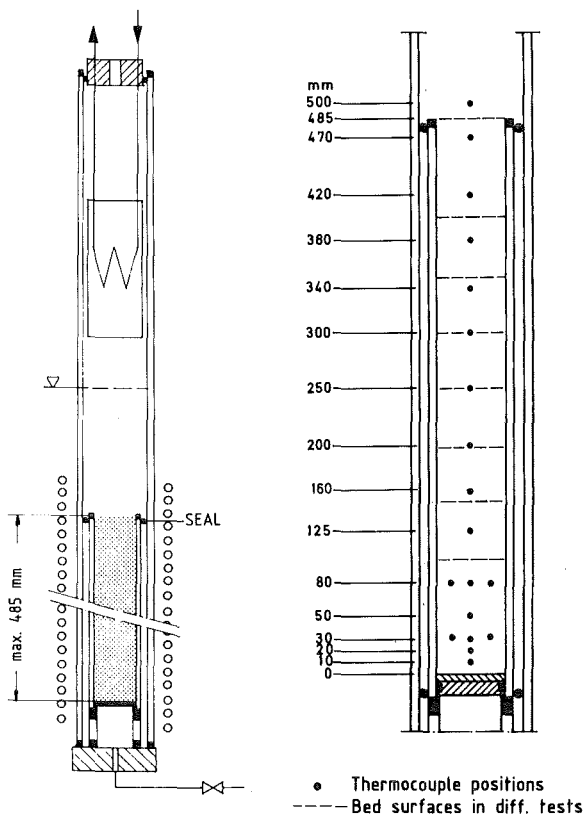


Abb. 1
Teststrecke und TE-Anordnung
für Versuche mit Einspeisung
von oben

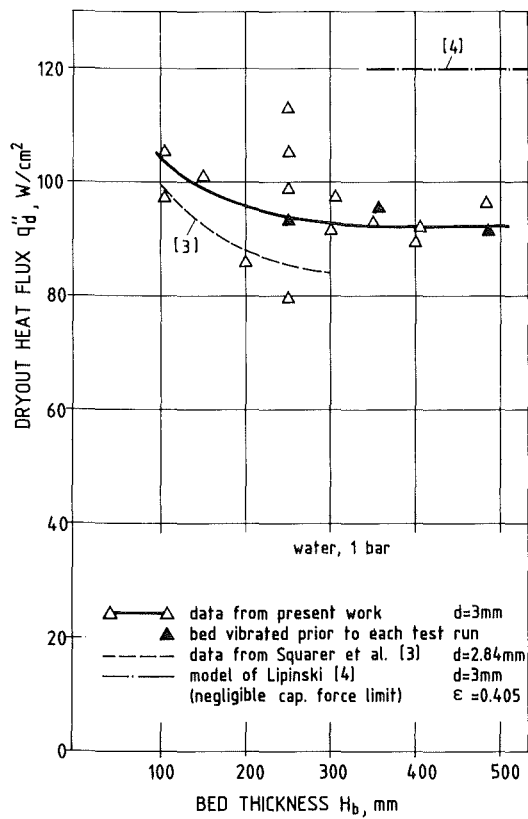


Abb. 2
Dryout-Leistungsdichte in hohen
Schüttungen mit Einspeisung
von oben

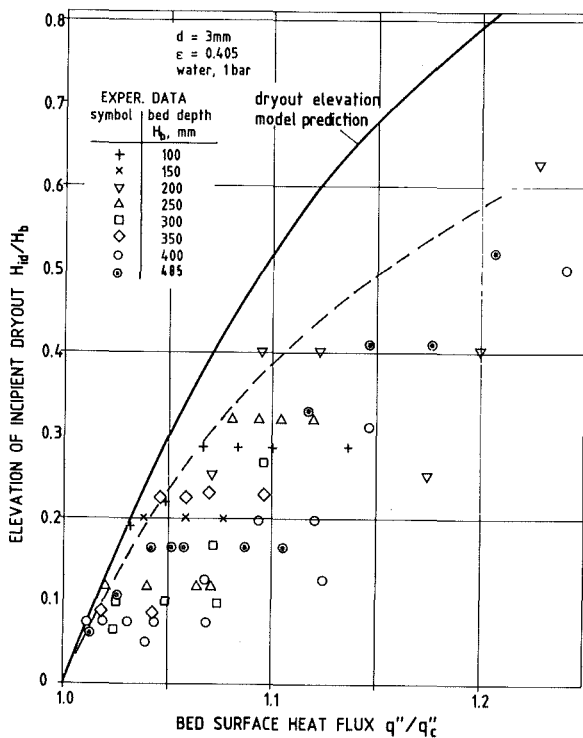


Abb. 3
Dryout-Ort als Funktion der Leistungsdichte bei Einspeisung von oben

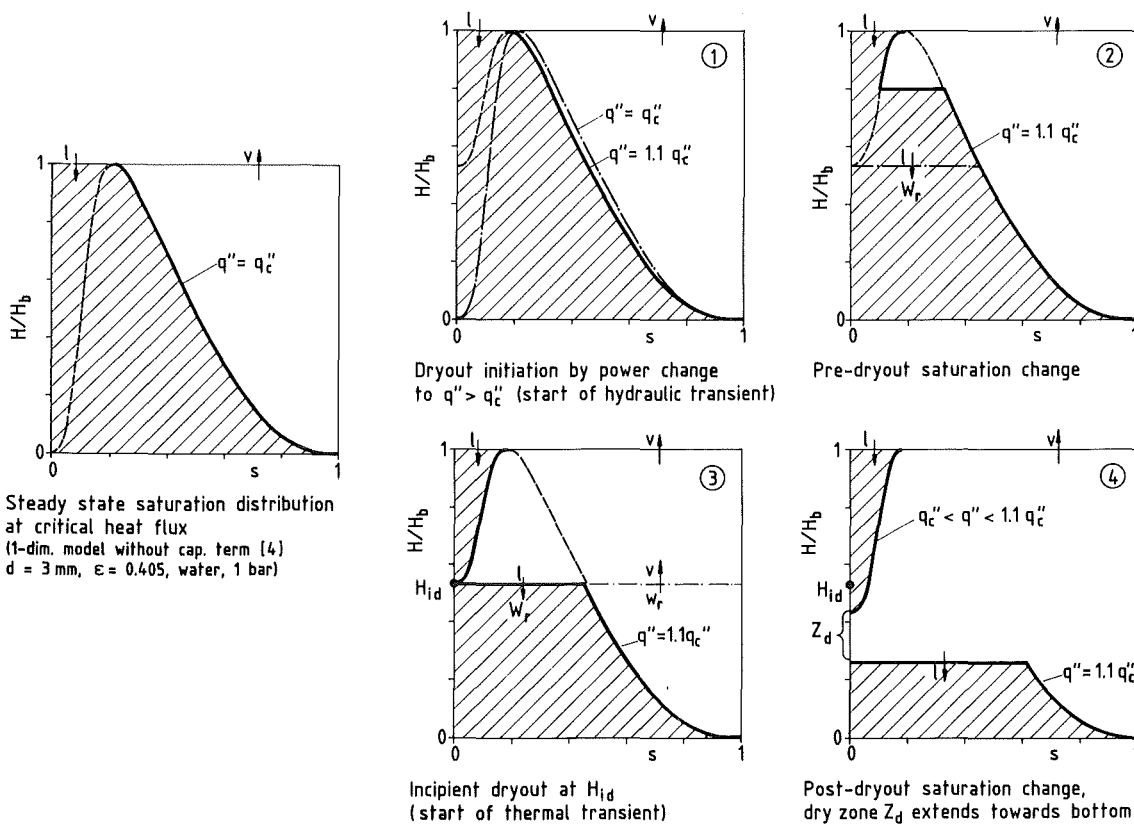


Abb. 4 Stufen in einer Dryout-Transienten bei Einspeisung von oben

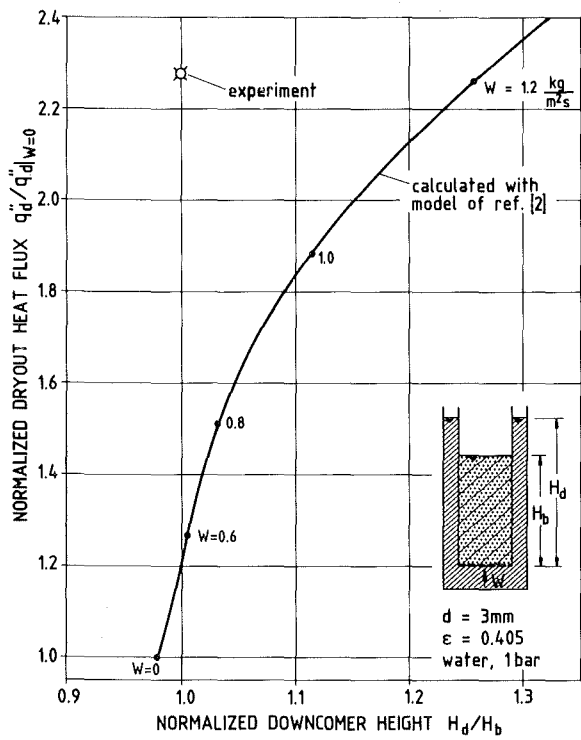


Abb. 5
Erhöhte Dryout-Leistungsdichte
bei Einspeisung von unten
durch Naturkonvektion aus
einem Ringraum

- 06.01.17 Untersuchungen zum Störfallverhalten fortgeschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)
- 06.01.17/07 A Flut- und Deformationsverhalten eng gepackter, hexagonaler
PNS 4240.1 Stabbündel
 (F.J. Erbacher, W. Just, 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 Konversionsrate von etwa 0,95 und damit eine um den Faktor 4 - 6 verbesserte Uranausnutzung zu erzielen. Dies erfordert eine wesentliche Herabsetzung des Wasseranteils im Brennstabgitter und führt zu einem Reaktorkern mit eng gepackten, hexagonal angeordneten Brennstäben und Stababständen von nur etwa 1 mm.

Ein konzeptentscheidendes Problem derartiger Stabbündel ist der Nachweis einer ausreichenden Notkühlbarkeit bei Kühlmittelverluststörfällen. Beim FDWR mit einem p/d-Verhältnis von 1,2 würde bereits bei einer mittleren Hüllrohrdehnung von etwa 30 % im Bereich max. Kühlkanalversperrung eine fast vollständige Kühlkanalversperrung auftreten. Wird eine zulässige Kühlkanalversperrung von 70 % unterstellt, so würde dies bedeuten, daß die mittlere Hüllrohrdehnung im Bereich max. Kühlkanalversperrung auf etwa 10 bis 20 % begrenzt bleiben müßte. Inwieweit dies bei Verwendung von Zircaloyhüllrohren gewährleistet werden kann, bzw. inwieweit die Verwendung von Stahlhüllrohren hierbei Abhilfe schafft, bleibt zu untersuchen.

Daher werden experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Ermittlung des Flutverhaltens sowie zum Deformationsverhalten von Zircaloyhüllrohren und Stahlhüllrohren ohne und mit integralen Wendelrippen als Abstandshalter durchgeführt. In Einzelstab- und Bündelversuchen an elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren werden die Notkühlbedingungen der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles simuliert. Ziel der Untersuchungen ist die Beurteilung des Schadensumfangs sowie der Notkühlbarkeit bei Kühlmittelverluststörfällen eines FDWR.

2. Durchgeführte Arbeiten

Im Berichtszeitraum wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Entwicklung und Fertigung von elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren mit cosinusförmigem axialem Leistungsprofil.
- Entwicklung und Erstellung einer Prüfvorrichtung zur Messung des lokalen elektrischen Widerstandes des Heizelementes (Beurteilung des axialen Leistungsprofils).
- Umbau der Prüfstände (Stromversorgung, Regelung, Teststrecken, Datenerfassung).
- Beginn der Einzelstab-Berstversuche an Stahlhüllrohren im Druckbereich zwischen 20 und 140 bar.

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. - Mit der Serienfertigung der Brennstabsimulatoren wurde begonnen.

An die Genauigkeit und Gleichmäßigkeit des axialen Leistungsprofils werden wegen der extremen Empfindlichkeit der Hüllrohrdeformation auf Temperaturungleichmäßigkeiten sehr hohe Anforderungen gestellt. Zur Überprüfung der über die Länge unterschiedlichen Rohrwandverschwächung des fertiggearbeiteten Heizelementes wurde eine Messeinrichtung zur Ermittlung des elektrischen Widerstandes entwickelt und erprobt. Zwei in einem vorgegebenen Abstand angeordnete Gleitkontakte werden über eine Mantellinie des Heizelementes bewegt. Hierbei ändert sich ein voreingestellter Widerstand, was zur Beurteilung der Rohrwandverschwächung bzw. des axialen Leistungsprofils benutzt wird. Die Auswertung während des Messvorganges sowie die anschließende Aufzeichnung des Profils erfolgt über einen Rechner.

Der Umbau der Prüfstände wurde abgeschlossen.

Die durchgeführten Einzelstabberstversuche sind Teil einer größeren, systematischen Versuchsserie. Über die Ergebnisse wird später zusammenhängend berichtet.

4. Geplante Weiterarbeit

- Fertigung von Brennstabsimulatoren.
- Zusammenbau und Instrumentierung des 6ler Versuchsbündels.
- Berstversuch am 6ler Stabbündel mit Zircaloyhüllrohren.
- Berstversuche an verkürzten Einzelstäben mit Stahlhüllrohren (Glattrohre und Rippenrohre).

06.01.17/08A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffes und von
PNS 4240.2 Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von
Stahlhüllrohren
(P. Hofmann, J. Burbach, H. Metzger; IMF)

1. 1.4970-Zeitstandexperimente in Gegenwart von Spaltprodukten
und/oder UO_2 -Brennstoff

Im Temperaturbereich 800 bis 1200°C wurden Kurzzeit-Zeitstandexperimente mit UO_2 und/oder Spaltprodukt enthaltenden 1.4970-Rohrproben unter Schutzgas durchgeführt. Ziel der Experimente war, festzustellen, ob und in welchem Umfang die simulierten Spaltprodukte und der Brennstoff einen Einfluß auf die Berstdehnung und Standzeit der Hüllrohre besitzen. Von den untersuchten Spaltproduktelementen (Cs, J, Te) und Brennstoff (UO_{2+x})/Spaltproduktmischungen besitzt nur Tellur einen ausgeprägten Einfluß auf die Berstdehnung und Standzeit der 1.4970-Hüllrohre. In Gegenwart von Tellur versagen die Rohrproben bei allen untersuchten Temperaturen (800-1200°C) verformungsarm mit Berstdehnung < 1 % gegenüber Berstdehnungen zwischen ca. 5 (800°C) und ca. 50 % (1000°C) der spaltproduktfreien Vergleichsproben (Abb. 06.01.17/08A-1). Die Standzeit der Te enthaltenden Proben wird um mehrere Faktoren reduziert.

2. Einaxiale Zugversuche mit korrodierten 1.4970-Flachzugproben

Es wurden Flachzugproben aus dem austenitischen Stahl 1.4970 durch Uranoxid, dem die Spaltprodukte Cs, J und Te zugefügt waren, bei 650°C korrodiert. Nach der Korrosion wurden Zugversuche im Temperaturbereich von 400 bis 1000°C bei Verformungsgeschwindigkeiten zwischen 0,005 und 50 mm/min durchgeführt und die veränderte Belastbarkeit der korrodierten gegenüber den unkorrodierten Proben mit der gemessenen Reaktionszone korreliert. Um die Änderung der mechanischen Eigenschaften des Stahles infolge Korrosion quantitativ beschreiben zu können, wurden ein Wirkungskoeffizient und ein Duktilitätsfaktor definiert. Der Wirkungskoeffizient

und der Duktilitätsfaktor wurden in Abhängigkeit von der mechanisch-thermischen Vorbehandlung des Stahles, der Reaktivität des Korrosionsmediums, der Korrosionstiefe, der Prüftemperatur und der Verformungsgeschwindigkeit bestimmt. Wie die Versuchsergebnisse zeigen, trägt die Reaktionszone in den meisten Fällen noch zur Festigkeit der korrodierten Proben bei. Die Duktilität des korrodierten Hüllmaterials wird jedoch stets negativ beeinflusst /06.01.17/08A-1/.

3. Verträglichkeitsexperimente zwischen UO_2 und 1.4970

Im Temperaturbereich zwischen 1200 und 1400°C wurden Verträglichkeitsexperimente zwischen UO_2 und dem rostfreien, austenitischen Stahl 1.4970 durchgeführt. Die Glühzeiten betragen 5 und 25 h, das O/U-Verhältnis, des UO_2 2,003 und 2,023. Zum Vergleich erfolgten Reaktionsexperimente unter den gleichen Randbedingungen mit Zircaloy-4. Ganz allgemein sind die chemischen Wechselwirkungen des UO_2 mit dem Stahl deutlich geringer als mit dem Zircaloy-4. Es kommt zu einer Aufhärtung des Stahles bis zu etwa 200 mm von der UO_2 /Stahl-Phasengrenze. Selbst im flüssigen Zustand reagiert der Stahl nur geringfügig mit dem UO_2 . Im Gegensatz dazu löst geschmolzenes Zircaloy das feste UO_2 sehr schnell weit unterhalb des UO_2 -Schmelzpunktes auf. Bei niedrigem Sauerstoffgehalt ist die Schmelze homogen, bei höherem Sauerstoffgehalt heterogen, da sich infolge Überschreitung der Sauerstofflöslichkeit feste $(U,Zr)O_2$ -Partikel ausscheiden.

4. Literatur

/06.01.17/08A-1/ L. Schäfer, P. Hofmann, "Tensile Properties of 1.4970 Austenitic Stainless Steel after Corrosion Caused by UO_2 and Simulated Fission Products", eingereicht zur Veröffentlichung im J. of Nucl. Mater.

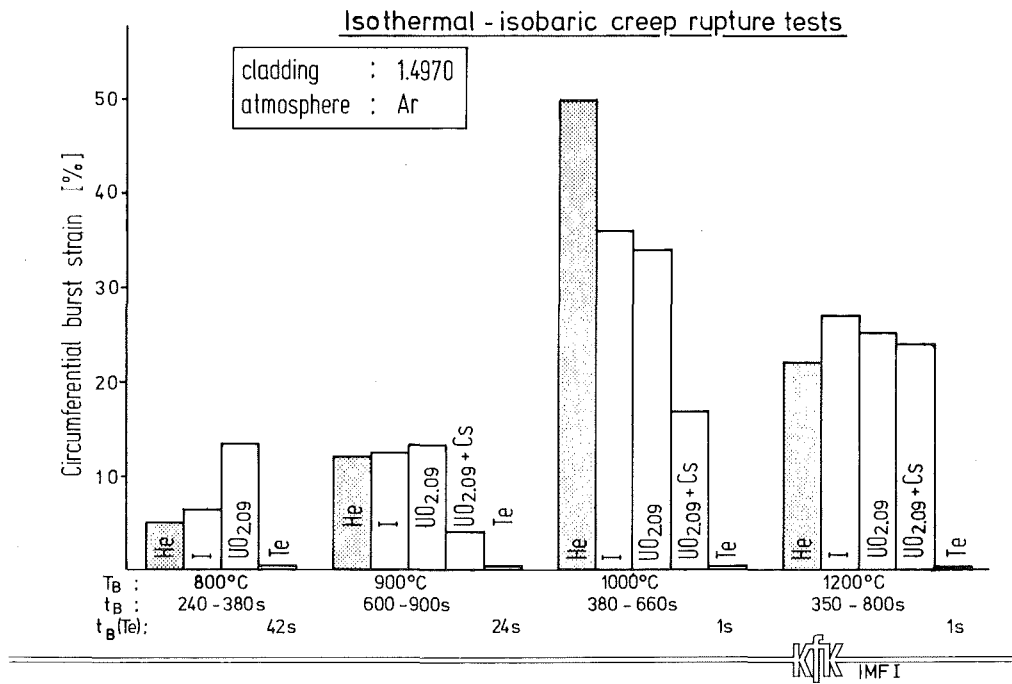


Abb. 06.01.17/08A-1: Einfluß von UO_{2+x} und/oder simulierten Spaltprodukten auf die Berstdehnung und Standzeit von 1.4970-Stahlhüllrohren im Temperaturbereich von 800 bis 1200°C.

06.01.17/09A Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren

PNS 4240.3 in Wasserdampf

(S. Leistikow, H.v. Berg, Z. Zurek, G. Schanz; IMF-II)

Untersuchungen über die Kinetik der Wasserdampf-Oxidation des Werkstoffes
Nr. 1.4914 bei 900 - 1300°C

1. Zielsetzung

Zum Vergleich mit Störfalluntersuchungen am Werkstoff Zircaloy-4 soll das Hochtemperatur-Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf untersucht werden. Im Anschluß an die Untersuchung des Werkstoffes 1.4970, einem austenitischen, titanstabilisierten X10 CrNiMoTiB 1515 Stahl, über deren Ergebnisse bereits berichtet wurde, war der ferritisch-martensitische Stahl 1.4914 (ein niob- und vanadiumstabilisierter 11 % Chromstahl) entsprechend zu untersuchen. Neben der Bestimmung der Reaktionskinetik wurden das Wachstum der Reaktionsschichten und deren Integrität und Zusammensetzung sowie die Volumenzunahme des oxidierten Materials verfolgt.

2. Durchgeführte Untersuchungen

Im Temperaturbereich 900 - 1300°C wurden isotherme Oxidationsversuche von maximal 6 h Dauer durchgeführt. Die im Rohrofen erhitzte Probe wurde dabei wenig überhitztem Wasserdampf ausgesetzt, der den geschlossenen, drucklosen Dampfkreislauf durchströmte. Die Massenzunahme der Proben wurde gravimetrisch bestimmt; die metallographische Untersuchung der oxidierten Proben wurde durch mikroanalytische Methoden ergänzt. Neben Rohrproben ($\phi_a = 6$ mm, Wandstärke = 0,35 mm) wurden 1 mm dicke Blechproben (50 x 20 mm) eingesetzt.

3. Untersuchungsergebnisse

Die gravimetrische Untersuchung der Wasserdampf-Oxidation des ferritisch-martensitischen Werkstoffes 1.4914 ergab ab 4 h bei 1200°C und 2 h bei 1300°C Werte, die dem Totalkonsum der exponierten Rohrproben entsprechen. Deshalb wurden die maximalen Expositionszeiten von anfänglich 6 h (900°C) mit steigender Temperatur auf 2 h (1300°C) reduziert. Bis zum annähernden Totalkonsum des Materials läßt sich seine Massenzunahme in Abhängigkeit von der Reaktionszeit durch parabolische Funktionen beschreiben. Die Temperaturabhängigkeit der parabolischen Reaktionsgeschwindigkeitskonstante folgt mit guter Näherung einem Arrheniusgesetz (Abb. 1-3).

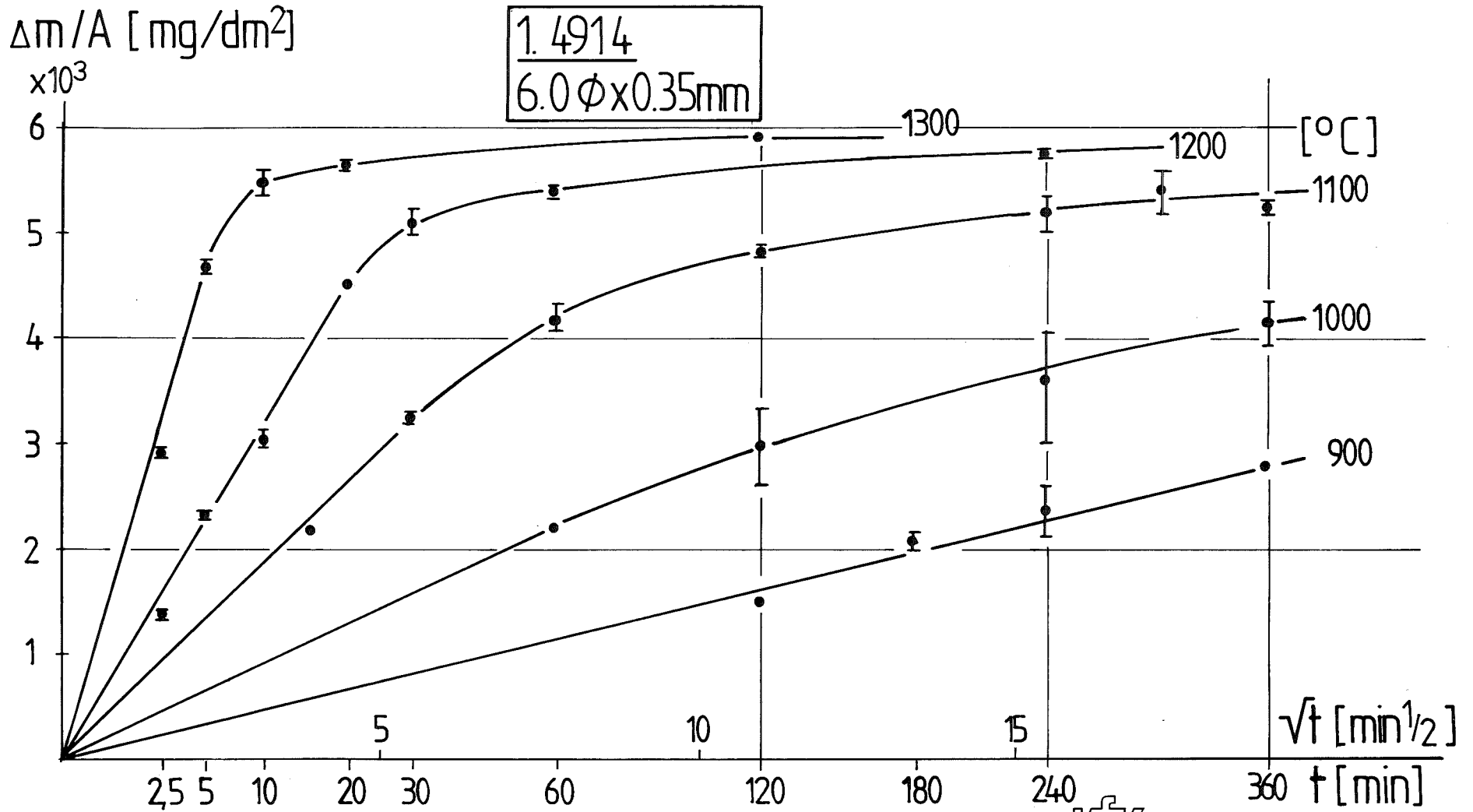
Die Anwendung licht- und elektronenoptischer sowie röntgendiffraktometrischer Methoden ergänzte die gravimetrische Untersuchung. Die oxidative Durchdringung des Materials geht dem vollständigen Umsatz in Oxid voraus. Die während der Reaktion gebildete Oxidschicht läßt ebenfalls parabolische Zeitabhängigkeit des Wachstums erkennen. Sie ist aus drei Teilschichten aufgebaut, die wie folgt zusammengesetzt sind: die innere Teilschicht besteht aus Eisen-Chrom-Spinell (FeCr_2O_4), die mittlere aus einem Wüstit (FeO)-Magnetit (Fe_3O_4)-Gemisch, die dünne äußere Schicht aus Magnetit (Fe_3O_4). In der inneren Teilschicht konnten kleine nickelreiche Metallpartikel identifiziert werden (Abb. 4). Es gaben Pt-Markierungen die mittlere Lage der Ausgangs-Metalloberfläche in Bezug auf die gebildete innere und äußere Teilschicht zu erkennen. Die Schichtstabilität war im Fall von Rohr- und Blechmaterial anfänglich schlecht, nahm jedoch mit Zeit und Temperatur zu. Das bei $1000 - 1100^\circ\text{C}$ oxidierte Blechmaterial zeigte ein großflächiges Abheben der Oxidhaut von der metallischen Unterlage und Blisterbildung. Die mit der Totaloxidation des Rohrmaterials einhergehende Zunahme des äußeren und inneren Durchmessers (Schwellen) beläuft sich auf jeweils etwa 12 - 15 %.

Ausführlicher als hier möglich wurden diese Ergebnisse in einem KfK-Bericht [1] dargelegt.

Weitere Untersuchungen am Werkstoff Nr. 1.4914 sind bei $600 - 900^\circ\text{C}$ in Arbeit.

4. Literatur

- [1] Z. Žurek: "Isothermal Steam Oxidation of the Ferritic 11 % Cr Steel (DIN No. 1.4914) at $900 - 1300^\circ\text{C}$ "
KfK 3436 (1982)

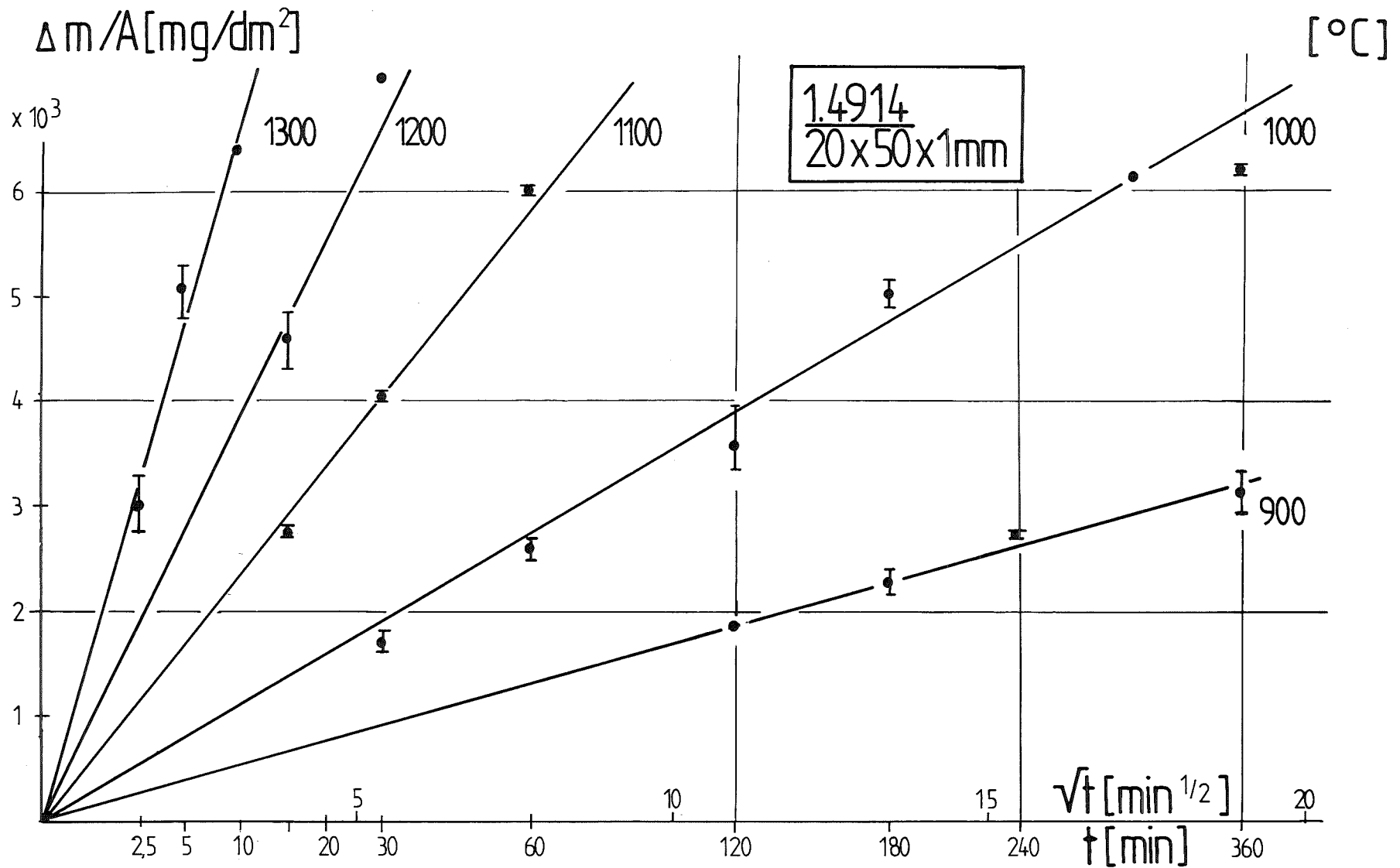


- 4200-256 -

Abb. 1

365 KfK IMF/II - PNS

HOCHTEMPERATUR-DAMPFOXIDATION VON ROHRMATERIAL DES FERRITISCH-MARTENSITISCHEN STAHL 1.4914. MASSENZUNAHME IN PARABOLISCHER DARSTELLUNG



- 4200-257 -

Abb. 2

Hochtemperatur-Dampfoxidation von Blechmaterial des ferritisch-martensitischen Stahles 1.4914; Massenzunahme in parabolischer Darstellung

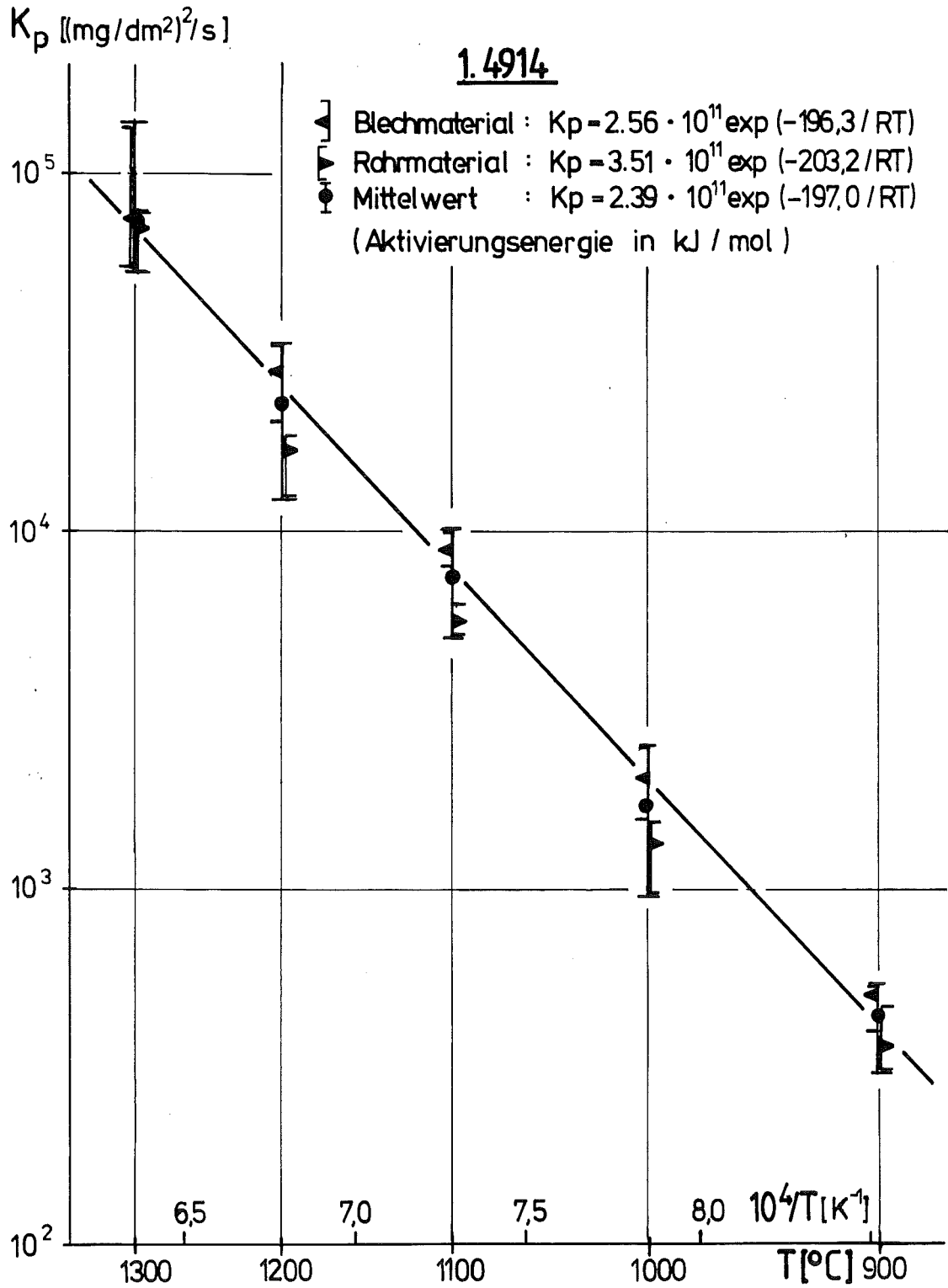
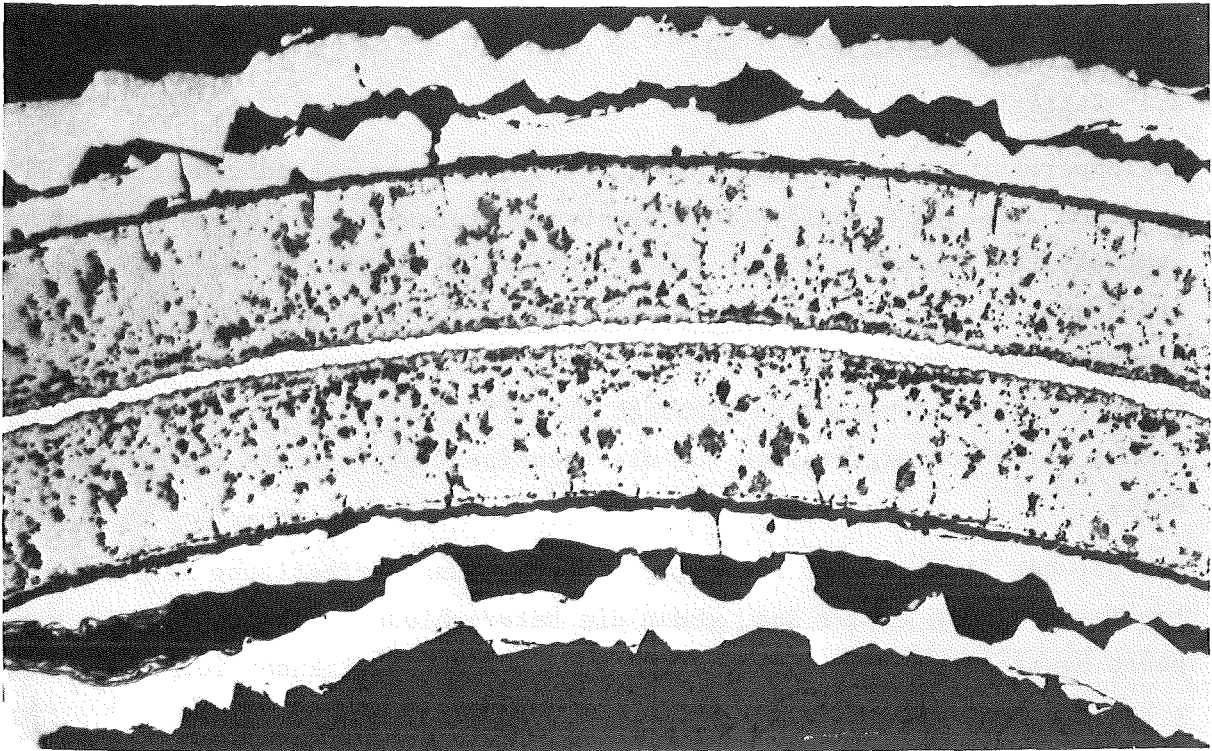
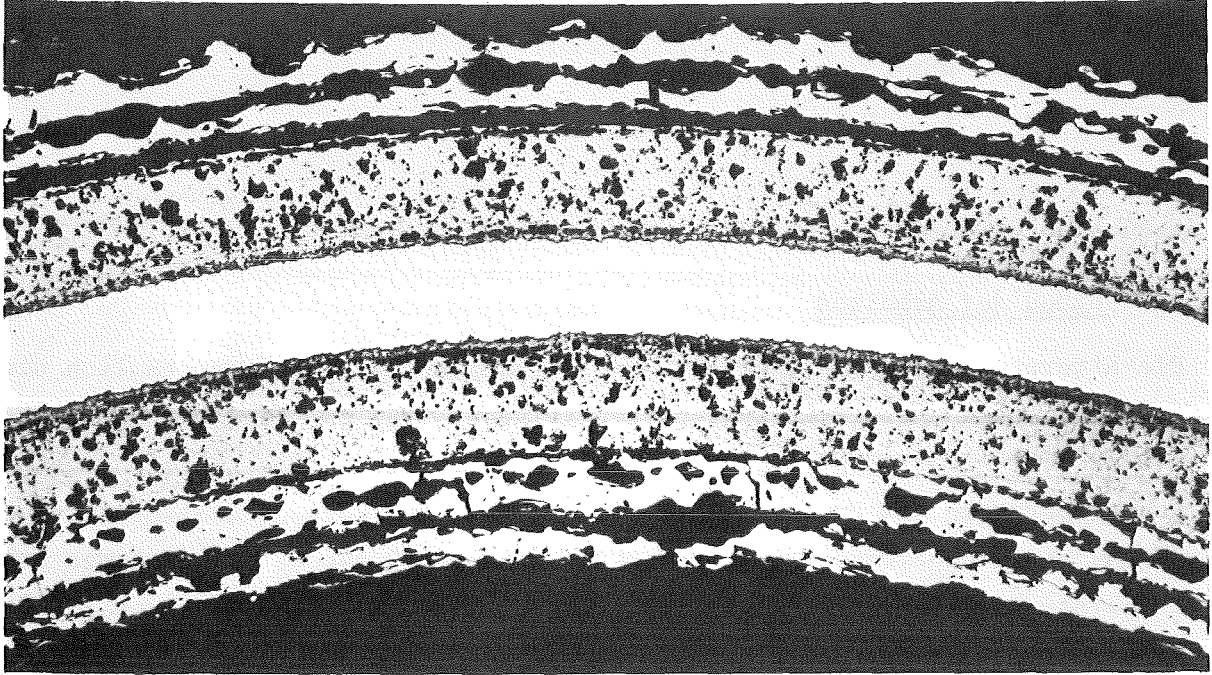


Abb. 3

Arrhenius-Diagramm der Massenzunahme des Stahles 1.4914
bei Hochtemperatur-Dampfoxidation



— = 100 μ m

Abb. 4



Hochtemperatur - Dampfoxidation des Werkstoffes Nr. 1. 4914

a) 30 min, 1100°C b) 60 min, 1100°C

06.01.17/10A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von
PNS 4240.4 Hüllwerkstoffen für FDWR
(C. Petersen, H. Schneider; IMF-II)

1. Stand der Arbeiten

Die Literaturstudie zur Auswahl von Alternativhüllwerkstoffen, nämlich den austenitischen und ferritisch, martensitischen Stählen steht vor dem Abschluß /1/. Als Randbedingungen wurden im wesentlichen die zeitlich abhängigen Temperatur- und Druckverläufe für den Fall des Loss of Coolant Accident (LOCA) eines Druckwasserreaktors (DWR) angenommen. Als Referenz zu den betrachteten Stählen gilt das in DWR's als Hüllmaterial überwiegend verwendete Zircaloy-4, über das aus eigenen Untersuchungen des Hochtemperaturverhaltens ein guter Kenntnisstand vorhanden ist.

2. Mechanische Eigenschaften

2.1 Zugfestigkeit

Im Temperaturbereich von Raumtemperatur bis zu Betriebsbedingungen des FDWR bestehen zwischen Zircaloy-4 und den betrachteten Stählen keine großen Unterschiede. Bei Temperaturen bis 1200°C fällt die Festigkeit des Zircaloy-4 zwar stärker ab als die des Stahles W. Nr. 1.4948 zum Beispiel, aber bei noch höheren Temperaturen, wie sie bei speziellen Transienten in Erwägung gezogen werden, ist das Zircaloy in Hinblick auf die Festigkeit von Vorteil. Ein ähnliches Verhalten ergibt sich für die technisch interessante $R_{p\ 0,2}$ -Festigkeit.

Die bei den Stählen sehr ausgeprägte Bestrahlungsverfestigung heilt bei höheren Temperaturen wieder aus, sodaß die Unterschiede in der Festigkeit zwischen bestrahltem und unbestrahltem Material mit steigender Temperatur $> 800^{\circ}\text{C}$ wieder minimal sind.

2.2 Versagensdehnung

Das Zircaloy-4 zeigt im oberen α -Phasenbereich und im Zweiphasenbereich ein ausgeprägtes Dehnungsmaximum ($> 100\%$), dessen Betrag sich mit zunehmender Verformungsgeschwindigkeit verringert. Die Stähle haben bis ca. 300°C Deh-

nungen von ca. 20 %, diese sinken im Bereich der Hochtemperaturversprödung (800°C) auf ca. 10 % ab und durchlaufen bei 1100°C ein Maximum von ca. 40 %, um dann wieder drastisch abzufallen. Ebenfalls dehnungssenkend wirkt der Einfluß der Bestrahlung bei Stählen.

Die Versagensdehnungen in Berstversuchen zeigen beim Zircaloy ähnliches Verhalten wie im einachsigen Versuch, nur wurde in inerter Atmosphäre noch ein zweites Dehnungsmaximum (70 - 120 %) bei 1000 - 1100°C erreicht.

Auch bei den Stählen entspricht die Berstumfangsdehnung in etwa dem Verhalten wie es aus einachsigen Experimenten für die Gesamtdehnung ermittelt wurde. Lediglich eine stark verminderte Berstdehnung wurde an Stahl-Rippenrohren (z. B. W. Nr. 1.4970) beobachtet. Auch eine Bestrahlung wirkt dehnungsreduzierend.

2.3 Kriecheigenschaften

Die zur Verifizierung von Versagensmodellen so wichtigen Daten wie Standzeit, minimale Kriechgeschwindigkeit, Spannungsexponent und Aktivierungsenergie sind nur in wenigen Fällen oberhalb 700°C vorhanden und müssen in eigenen Basisexperimenten ermittelt werden.

3. Versuchsprogramm und Versuchsdurchführung

Als erstes sind einachsige Basiskriechexperimente an den Stählen W. Nr. 1.4970 und W. Nr. 1.4914 vorgesehen in einem Temperaturbereich von 600 - 1000°C. Im folgenden werden temperaturtransiente Verifizierungsversuche zur Überprüfung von Versagenskriterien durchgeführt, die durch Rohrberstversuche in der "FABIOLA"-Berstanlage ergänzt werden.

Für die Durchführung der Zugkriechversuche wurde eine INSTRON 1195-Zugprüfmaschine mit Hochtemperatur-Hochvakuumofen in Betrieb genommen. Die Inbetriebnahme dieser neuen Anlage bereitete insofern Schwierigkeiten, als daß vom Ofen verursachte induktive Einstreuungen in die Steuerelektronik der Zugprüfmaschine eine ordnungsgemäße Versuchsdurchführung unmöglich machte. Die Arbeiten konzentrieren sich vorerst auf die Beseitigung dieser Störung.

4. Weiteres Vorgehen

Die Zugkriechversuche werden weitergeführt und mit der so ermittelten Datenbasis werden bestehende Versagensmodelle in Hinblick auf die Verwendbarkeit bei den Stählen geprüft.

5. Literatur

/1/ C. Petersen

"Literaturübersicht über mechanische und physikalische Eigenschaften
von ausgewählten Stählen bei höheren Temperaturen"

KfK 3469 (in Vorbereitung)

Seite

06.01	SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW	
	<u>PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-</u> <u>Kernschmelzenunfällen</u>	
06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300 - 1
06.01.12	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen mit Beton	4300 - 42

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen

06.01.11/21A Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und
PNS 4311 Aerosolen in LWR-Containments

(H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck, LAF I)

Einleitung

Im Berichtszeitraum wurden Arbeiten zur

- Nachrechnung von Integralexperimenten im NSPP,
- Vorbereitung des DEMONA-Programms
- Aerosolmeßtechnikentwicklung für BETA

durchgeführt, über die im folgenden berichtet wird.

Zunächst ist zu erwähnen, daß die Codeversion NAUA-Mod 4, die im letzten Bericht beschrieben ist, an NRC und EPRI übergeben wurde. Dazu wurde bei EPRI ein Workshop durchgeführt, um die potentiellen Benutzer in die Handhabung des Codes einzuweisen.

Anläßlich des Workshops wurde eine Benutzeranleitung erstellt. Sie enthält eine Sammlung von Beispielrechnungen mit Abdrucken von Inputliste, Jobcontrollkarten, Outputlisten an ausgewählten Zeitpunkten sowie Plots des zeitlichen Verlaufs verschiedener Größen wie Massenkonzentration, Leckage, Größenverteilungen u.a.. Damit wird es dem Benutzer ermöglicht, die korrekte Implementierung des Programms auf seine Rechenanlage zu überprüfen.

1. Nachrechnung der NSPP-Experimente

Es wurden Nachrechnungen der bei ORNL laufenden Aerosolexperimente in der NSPP-Anlage durchgeführt. Diese Versuche in einem 38 m³ großen Behälter werden in stark kondensierender Atmosphäre bei Aerosolmassenkonzentrationen bis > 20 g/m³ durchgeführt. Sie sind damit geeignet, die NAUA-Rechnungen unter Einschluß aller im Code vorhandenen Einzeleffekte zu überprüfen.

Die Experimente in NSPP wurden bislang mit U_3O_8 -Aerosolen und Fe_2O_3 -Aerosolen durchgeführt. Zum Zeitpunkt der ersten NAUA-Nachrechnungen standen Meßdaten des Versuchs 401 mit U_3O_8 -Aerosol zur Verfügung.

Die ersten Rechnungen ergaben eine erhebliche Überschätzung der Aerosolmassenkonzentration durch den Code. Dies bedeutet, daß es bei den Experimenten zusätzliche Abscheidemechanismen gegeben haben muß. Da bei den Experimenten starke Flüsse von kondensierendem Dampf vorlagen, handelte es sich bei diesem zusätzlichen Effekt mit großer Wahrscheinlichkeit um Diffusiophorese. Ein erster vereinfachter Ansatz zur Beschreibung dieses Effekts brachte auch eine befriedigende Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. In Abb. 1 sind die experimentell gemessenen Massenkonzentrationen beim Versuch NSPP 401 als Funktion der Zeit mit den NAUA-Rechnungen mit und ohne Diffusiophorese verglichen. Es ist zur Zeit noch wenig sinnvoll, weitere Versuche der NSPP-Serie nachzurechnen, solange kein Diffusiophoresemodul in NAUA eingebaut ist. Auch unterscheiden sich die gemessenen Zeitverläufe der Aerosolkonzentration bei den einzelnen Experimenten nur wenig voneinander. Daher sollen zunächst die eigenen modelltheoretischen und experimentellen Untersuchungen dieses Prozesses abgeschlossen werden, ehe weitere Nachrechnungen von Integralexperimenten durchgeführt werden.

2. Vorbereitung des Großexperiments DEMONA

Der Verifikationsprozess für das NAUA-Modell umfaßt bislang die Nachrechnung trockener Experimente (auch außerhalb dieses F + E - Programms) bis 230 m^3 , die Wasserdampfkondensationsversuche im Rahmen des experimentellen NAUA-Programms und die Nachrechnung der NSPP-Versuche. Für alle diese Experimente konnte eine gute Übereinstimmung mit den Rechnungen erzielt werden.

Keines der Experimente kann jedoch als vollständige Simulation der Verhältnisse im Containment beim Kernschmelzen angesehen werden, so daß die Verifikation von NAUA bisher nur stückweise zusammengesetzt ist. Vom aerosolphysikalischen Standpunkt ist dies zwar ausreichend, jedoch fehlt letztlich die Überzeugungskraft, die nur einem geschlossenen Großexperiment zugemessen wird. Diese Aufgabe kommt jetzt dem Experiment DEMONA (Demonstrations-Experiment zur Modellierung des Verhaltens Nuklearer Aerosole) zu.

Im Modellcontainment bei Battelle Frankfurt werden eine begrenzte Anzahl von Aerosolabbauversuchen unter den Bedingungen des FK 6 - Szenarios durchgeführt. Das Modellcontainment (Abb. 2) ist eine Nachbildung des Biblis B - Containments im Maßstab 1 : 4 und ist somit groß genug, um für eine naturnahe Simulation zu dienen. Die Größe des Containments ist nicht allein wichtig wegen ihrer Nähe zur Realität. Sie ist notwendig, um Experiment mit ausreichend hoher Aerosolmassenkonzentration überhaupt durchführen zu können. Massenkonzentrationen im Bereich 10 g/m^3 werden in kleinen Behältern ($< 100 \text{ m}^3$) so schnell abgebaut, daß ein Bezug zu den Verhältnissen beim Kernschmelzen nicht mehr direkt sichtbar ist, sondern nur mit dem Rechenmodell hergestellt werden kann. Das soll in einem Demonstrationsexperiment aber gerade vermieden werden.

Ein weiterer entscheidender Vorteil ist, daß das Modellcontainment aus Beton besteht, so daß die thermodynamischen Zeitfunktionen ähnlich wie bei FK 6 eingestellt werden können. Als weiteres Ziel von DEMONA wird nämlich die Verifikation eines Thermodynamikcodes (z. B. COCMEL) angesehen, der für NAUA wichtige Eingabedaten berechnet. Im DEMONA-Programm arbeiten zusammen KfK-LAF I, EIR Würenlingen, Battelle Frankfurt und KWU Erlangen, wobei zur Finanzierung neben PNS auch EIR und BMFT beitragen. Nach einem Kalibrierversuch im Juni 1983 sollen die eigentlichen Aerosolexperimente ab 1984 durchgeführt werden. Tabelle 1 enthält eine Liste der geplanten Versuche.

Zur Vorbereitung von DEMONA wurden 1982 Auslegungsrechnungen und Arbeiten zur Aerosolerzeugung und Aerosolmessung durchgeführt. Zur Aerosolerzeugung wurde die Verdampfung und Oxidation von Metallpulvern in einem modifizierten Plasma-brenner ausgewählt. Das Verfahren wird bei ORNL in den NSPP-Versuchen eingesetzt, jedoch besteht Unsicherheit über Wirkungsgrade und optimale Betriebsbedingungen. Da die Plasma-Aerosolerzeugung ein wichtiger Kostenfaktor im Gesamtprogramm ist, werden die Betriebsdaten experimentell ermittelt. Dazu wurde ein Teststand aufgebaut, der aus Druckkessel, Dampfgenerator und Plasma-Aerosolgenerator besteht. Die Versuche werden Anfang 1973 durchgeführt und liefern die genauen Konstruktions- und Betriebsunterlagen für die DEMONA-Aerosolgeneratoren. Bau und Betrieb der Aerosolgeneratoren bei den DEMONA-Versuchen wird von KWU durchgeführt.

...

Die Bereitstellung und der Betrieb der Aerosolmeßtechnik ist Aufgabe von EIR. LAF I hat aufgrund des vorhandenen Know how's die Entwicklung und Optimierung von Fotometersonden und einer Meßmethode für den luftgetragenen Gehalt von Flüssigwasser (Tröpfchen) übernommen. 1982 wurde eine Fotometersonde entwickelt und optimiert. Die Sonden werden an mehreren Stellen zur Überwachung der Aerosolmassenkonzentration im Modellcontainment eingesetzt. Sie arbeiten kontinuierlich und liefern Aussagen über den Grad der homogenen Vermischung der Containmentatmosphäre. Ein Prototyp der Sonde wurde fertiggestellt und befindet sich in der Erprobung. Die Fertigung der notwendigen Stückzahlen wird nach außen vergeben. Die Entwicklung eines Flüssigwassermeßverfahrens wird in Zusammenarbeit mit der Universität Karlsruhe betrieben.

Die Auslegungsrechnungen für die DEMONA-Versuche mit NAUA wurde 1982 abgeschlossen. Dabei standen zwei Fragen im Vordergrund: Wie stark muß die Aerosolquelle sein und welche Containmentleckage ist noch tolerierbar? Zur Frage der Aerosolgeneratoren mußte ein Kompromiß gefunden werden zwischen den Kosten für Generatoren und der Aerosolkonzentration, die für ein Demonstrationsexperiment mindestens erreicht werden muß. Die Maximalkonzentration bei den FK 6 - Rechnungen war ca. 30 g/m^3 . In dem Modellcontainment muß die Aerosolkonzentration kleiner sein, um einen ähnlichen Zeitverlauf des Aerosolabbaus zu erreichen. Die Rechnungen ergaben, daß ein ähnliches Abbauverhalten wie bei FK 6 erreicht wird, wenn die Anfangsmassenkonzentration des Aerosols bei ca. 10 bis 20 g/m^3 liegt. Als Richtwert für die Leistung eines Plasmaaerosolgenerators wurde 50 g/min zugrunde gelegt. Man benötigt damit bei einem Volumen des Modellcontainments von 625 m^3 eine Betriebszeit von 2 bis 4 Generatorstunden, Verluste noch nicht berücksichtigt.

Vorbehaltlich der noch durchzuführenden, oben erwähnten Tests des Aerosolgenerators ist vorgesehen, drei Plasmabrenner einzusetzen, die in einer Stunde eine ausreichende Menge Aerosol produzieren, um die geforderte Massenkonzentration zu erzielen. Der Einsatz mehrerer Brenner hat den Vorteil, daß sie mit verschiedenen Metallpulvern beschickt werden können. Auf diese Weise kann ein Misch aerosol erzeugt werden, das wie das Kernschmelzaerosol aus verschiedenen Komponenten besteht. Vorgesehen ist Fe, Ce und Sn bzw. Ag als Simulationsmaterial für Strukturwerkstoffe, Brennstoffe und Absorberstäbe.

...

Weiterhin wurden Rechnungen mit NAUA zur Leckageproblematik durchgeführt. Im Gegensatz zum Stahlcontainment eines DWR besitzt das Modellcontainment eine erheblich höhere Leckrate, die durch Risse in den Betonstrukturen verursacht wird. Der Wert der Leckrate ist derzeit unbekannt und wird in dem Kalibrierversuch im Juni 1983 gemessen. Um entscheiden zu können, ob die Leckrate einen Einfluß auf die Messung des Aerosolabbaus hat, wurden Rechnungen mit verschiedenen Leckraten als Parameter durchgeführt. In der Tabelle 2 sind Auszüge aus den berechneten Ergebnissen dargestellt.

Neben der Leckrate und der kumulierten Leckage sind die nach 1, 10 bzw. 48 h luftgetragenen Massen angegeben. Man sieht, daß die Auswirkungen der Leckage mit der Zeit zunehmen. Dieses qualitativ triviale Ergebnis gewinnt hier durch die Quantifizierung an Bedeutung. Es kann zusammenfassend festgestellt werden, daß die Messung der Leckage unumgänglich ist, wenn - wie zu erwarten - die Leckrate über 50 %/d liegt, und daß die Leckrate mit einer Genauigkeit von mindestens 20 % gemessen werden muß, damit die daraus folgenden Unsicherheiten in der Rechnung nicht größer werden als die experimentellen Meßgenauigkeiten. Es ist vorgesehen, bei den Versuchen die Gaszusammensetzung der Modellcontainmentatmosphäre mit einem Massenspektrometer kontinuierlich zu messen. Nach Zugabe eines Tracergases läßt sich daraus die Leckrate genau genug bestimmen.

3. Aerosolmeßtechnikentwicklung für BETA

Die Erprobung der Aerosolmeßtechnik für die BETA-Anlage wurde fortgesetzt. Im letzten Berichtsjahr wurde das Extinktionsfotometer und die Filterprobenahme bei den BETA-Vorversuchen bis M13 mit 100 kg Thermit eingesetzt. 1982 wurde die Erprobung bei den Vorversuchen M102 und M103a fortgesetzt.

Beim Versuch M102 wurden 600 kg Thermit im Tiegel gezündet. Nach Ende der Thermitreaktion wurde ein Signal am Fotometer beobachtet, das eine Aerosolfreisetzung zwischen einer und sechs Minuten nach Zündung mit einem Maximum bei 2,5 Minuten zeigt. Ab 9 Minuten setzte Nebelentwicklung durch freigesetzten Wasserdampf ein, ein Aerosolsignal von festen Partikeln konnte nicht mehr festgestellt werden.

Während der ersten zehn Minuten wurden zehn Filterproben aus dem Abgas gezogen. Die Proben zeigen eine zur optischen Messung korrelierte Partikelbelegung. Die Partikeldurchmesser liegen überwiegend unter $0,5 \mu\text{m}$, die Partikelformen sind kompakte Aggregate. Eine direkte Bestimmung der Massenkonzentration des Aerosols konnte nicht vorgenommen werden, da die Probenmassen zu klein waren. Für die Messung bei den BETA-Versuchen ist vorgesehen, temperaturbeständige Glimmerfilter einzusetzen und die Probenahmezeit zu verlängern. Damit ist es möglich, auswertbare Proben zu erhalten und zusammen mit der optischen Messung die Aerosolfreisetzung vollständig zu erfassen. Von den Filterproben wurden auch qualitative Elementanalysen der Aerosolpartikeln durchgeführt. Neben Si, Al, Fe und Ca wurden auch Na, Mg, K sowie Spuren von Cu und Ti gefunden.

Wegen der Art des Versuchsaufbaus (Fotometer an der Abgasrohrmündung) und der Wetterbedingungen konnte ein Einfluß von Schlierenbildung auf die optische Messung nicht ausgeschlossen werden. Das Fotometer wurde daher beim Vorversuch M103a so montiert, daß im Abgasrohr gemessen wurde, wie es auch für die BETA-Versuche vorgesehen ist. Es ergab sich eine deutliche Verbesserung der Signalqualität, so daß die für BETA vorgesehene Anordnung des Fotometers endgültig festgelegt bleibt.

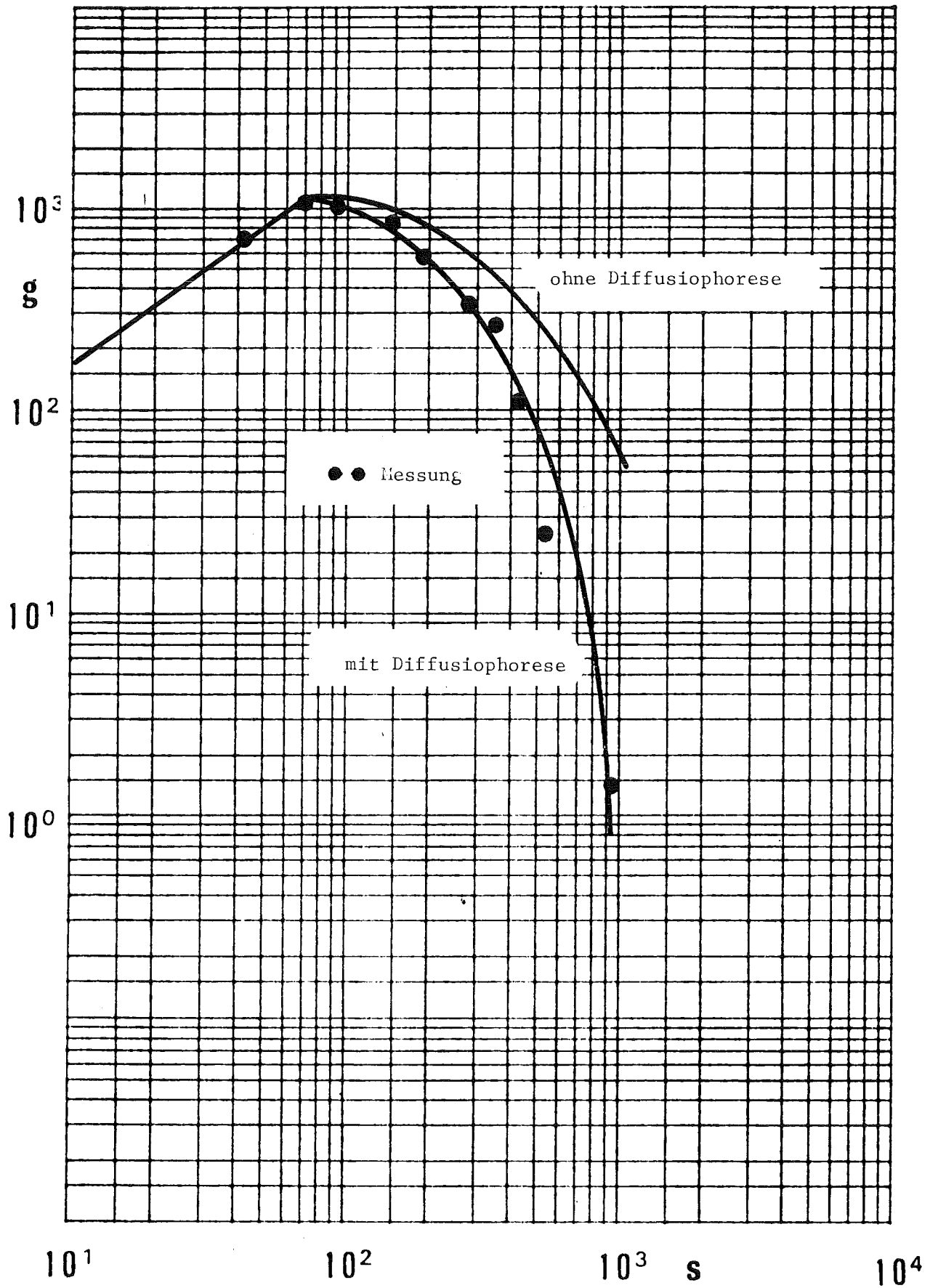
Schließlich wurde beim Versuch B1 ein Standzeittest der Probenahmesonde durchgeführt, der positiv verlief. Die eingesetzte Sonde hielt der Wärmebelastung auch ohne Kühlung stand. Daher kann auf einen Mechanismus zum Einfahren der Sonde verzichtet werden, die Sonde verbleibt während der ganzen Versuchsdauer im Abgasrohr.

- | | |
|-------|--|
| 1. | Kalibrierversuch, Thermodynamiktest ohne Aerosol |
| 2. | Trockenversuch, ohne Dampf |
| 3. | Basisversuch, FK6-analog |
| 4. | Versuch mit schwacher Aerosolquelle |
| 5. | Versuch mit transienter Thermodynamik |
| 6. | Versuch mit komplexer Geometrie |
| 7.-9. | Reserve, falls erforderlich |
| 10. | Demonstrationsexperiment |

Tab. 1

Anfangs- masse g	Leckrate Vol %/d	Leckage g	Luftgetragene Masse nach		
			1 h g	10 h g	48 h g
1120	0	0	895	55,3	0,33
	50	77,8	880	46,0	0,15
	100	144,2	862	40,0	0,06
	150	209,4	845	34,7	0,03
	200	265,3	827	29,3	0,03
11200	0	0	5505	28,9	0,150
	50	295,8	5402	24,8	0,063
	100	580,6	5312	21,2	0,024
	150	855,1	5240	18,1	0,010
	200	1119,9	5135	15,5	0,004

Tab. 2: Einfluß der Leckrate auf das Aerosolverhalten im DEMONA-
Containment



NSPP 401

Abb. 1: Vergleich von gemessener luftgetragener Aerosolmasse als Funktion der Zeit beim Versuch NSPP 401

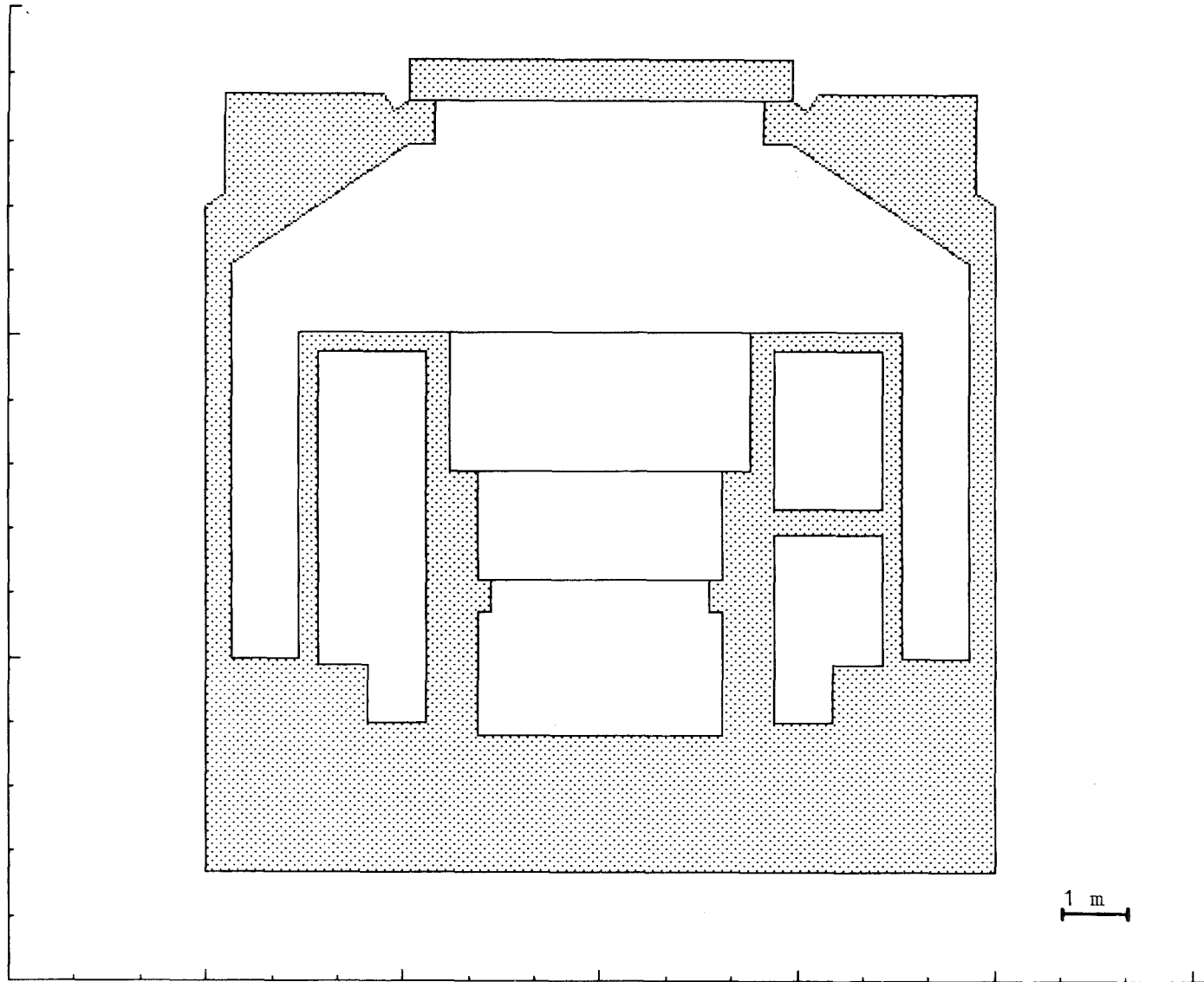


Abb. 2: Querschnitt durch das Battelle Modellcontainment (Einbauten ausgeräumt)

06.01.11/23A Ermittlung von Daten zur Beschreibung des Reaktions- und
PNS 4314 Freisetungsverhaltens bei Temperaturerhöhung im RDB und
beim Kernschmelzen
(A. Skokan, K. Biemüller, G. Reiser, G. Schlickeiser; IMF-I)

Untersuchungen an Phasengleichgewichten im ternären System U-Zr-O

Schon vor einigen Jahren wurden Untersuchungen über die Schmelz- und Phasengleichgewichte im ternären System U-Zr-O durchgeführt /1/. Die dabei gewonnenen Ergebnisse beziehen sich auf die isothermen Schnitte bei 1000, 1500 und 2000°C und auf den quasibinären Schnitt zwischen UO_2 und sauerstoffgesättigtem $\alpha\text{-Zr}$, das als Zr(O) bezeichnet wurde. Die Notwendigkeit zur Wiederaufnahme der Untersuchungen in diesem ternären System ergab sich im Rahmen der Untersuchungen zu schweren Kernschäden. Insbesondere für die Interpretation der Ergebnisse von Versuchen zur chemischen Wechselwirkung zwischen UO_2 und Zircaloy /2/ war die Erweiterung der Gleichgewichtsuntersuchungen im Temperaturbereich zwischen 1500 und 2000°C erforderlich. Ziel der wieder aufgenommenen Versuche ist zunächst die Klärung von Widersprüchen in der Darstellung zwischen dem isothermen Schnitt bei 2000°C und dem T-C-Diagramm des quasibinären Schnitts $\text{UO}_2\text{-Zr(O)}$, sowie die Erarbeitung von Liquiduslinien in isothermen Schnitten zwischen 1500 und 2000°C. Darüber hinaus sollte nach Möglichkeit untersucht werden, ob für das Auftreten zweier durch eine (U,Zr)-Schicht voneinander getrennter $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schichten bei der chemischen Wechselwirkung zwischen UO_2 und Zircaloy neben kinetischen auch thermodynamische Ursachen in Frage kommen.

Im Temperaturbereich zwischen 1500 und 2000°C wurden isotherme Glühungen und Hochtemperatur-Differentialthermoanalysen unter Schutzgas (Ar) im Teilsystem $\text{UO}_2\text{-Zr O}_2\text{-Zr}$ und insbesondere auf dem Schnitt $\text{UO}_2\text{-Zr(O)}$ durchgeführt. Die Proben wurden aus $\text{UO}_{2.00}$, $\text{ZrO}_{2.00}$ und Zr durch Pressen von homogenisierten Pulvermischungen hergestellt. Als Tiegelmateriale wurde sowohl Wolfram als auch Thoriumoxid verwendet. Die Schmelztemperaturen ergaben sich aus direkten Pyrometermessungen und aus den Differentialthermoanalysen. Die Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus diesen

beiden Meßmethoden lag innerhalb der Grenzen der Meßgenauigkeit. Die Identifizierung und Charakterisierung der Phasen erfolgte durch Metallographie und Röntgenbeugung .

Ergebnisse

Im Berichtszeitraum wurde das Temperatur-Konzentrations-Phasendiagramm des quasibinären Schnitts $Zr(O)-UO_2$ überprüft und revidiert. Die hieraus resultierenden Änderungen sind in Abb. 06.01.11/23A-1 zusammenfassend dargestellt.

α -Zr(O) weist einen breiten Homogenitätsbereich mit Temperatur-abhängiger Sauerstoff-Sättigungskonzentration auf (bei der Temperatur des Eutektikums beträgt die maximale Sauerstofflöslichkeit ~ 34 At.-% entsprechend ~ 8 Gew.-%, bei $1500^\circ C$: ~ 31 At.-% bzw. ~ 7 Gew.-%). Daher muß für die Zirkonium-reiche Seite des Schnitts $Zr(O)-UO_2$ eine willkürliche (aber sinnvolle) Festlegung der Sauerstoffkonzentration erfolgen. Für das revidierte Zustandsdiagramm wurde die Sauerstoffkonzentration in α -Zr(O) zu 30 At.-% festgesetzt. Die Temperatur des Eutektikums liegt nach den neuesten Meßergebnissen um ca. $60^\circ C$ höher als die früher angegebene. Sie beträgt $1900^\circ C$ und paßt sich damit gut an die eutektische Temperatur des binären Systems Zr-O an, die ebenfalls bei $\sim 1900^\circ C$ liegt /3/. In Abb. 06.01.11/23A-2 ist die DTA-Kurve einer Probe mit 15 Mol-% UO_2 (in der Nähe des revidierten eutektischen Punktes) dargestellt. Sie zeigt bei $\sim 1900^\circ C$ mit einem endothermen peak den Schmelzbeginn an, der bei direkter Beobachtung der Probe in einer Spezialapparatur mit Hilfe eines Zweifarbenpyrometers bei $1920 \pm 30^\circ C$ gemessen wurde. Der eutektische Punkt liegt nicht wie früher angegeben bei 5 Mol-%, sondern bei ~ 15 Mol-% UO_2 . Dies geht aus den Gefügeuntersuchungen der Schmelzproben mit 10, 15 und 20 Mol-% UO_2 hervor (vgl. Abb. 06.01.11/23A-3).

Durch die genannten Veränderungen resultiert eine Verschiebung der Liquiduslinie des Zweiphasenfeldes $L_1+(U,Zr)O_{2-x}$ auf der Zirkon-reichen Seite zu höheren UO_2 -Gehalten hin. Dabei ergibt sich für $2000^\circ C$ eine Sättigungskonzentration an UO_2 in der Schmelze von ~ 16 Mol-%. Dieser Wert stimmt mit der Phasenfeldaufteilung im isothermen Schnitt U-Zr-O

bei 2000°C /1/ erheblich besser überein als der Wert von ~8 Mol-% UO₂, der sich aus dem früher angegebenen quasibinären Phasendiagramm (strichpunktierte Linie) ergibt. Die Steigung der Liquiduskurve mit zunehmendem UO₂-Gehalt wurde allerdings nicht bestimmt. Sie wurde so angenommen, daß die Liquiduskurve bei 2400°C wieder an das früher aufgestellte Phasendiagramm anschließt. Der Bereich der Entmischung im Liquidus (L₁+L₂) und die zugehörige dystektische Temperatur (2400°C) wurden ebenfalls nicht überprüft.

Die bisher vorliegenden Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen in den isothermen ternären Schnitten bei 1600 und 1800°C werden später im Zusammenhang dargestellt.

Literatur:

/1/ C.Politis:

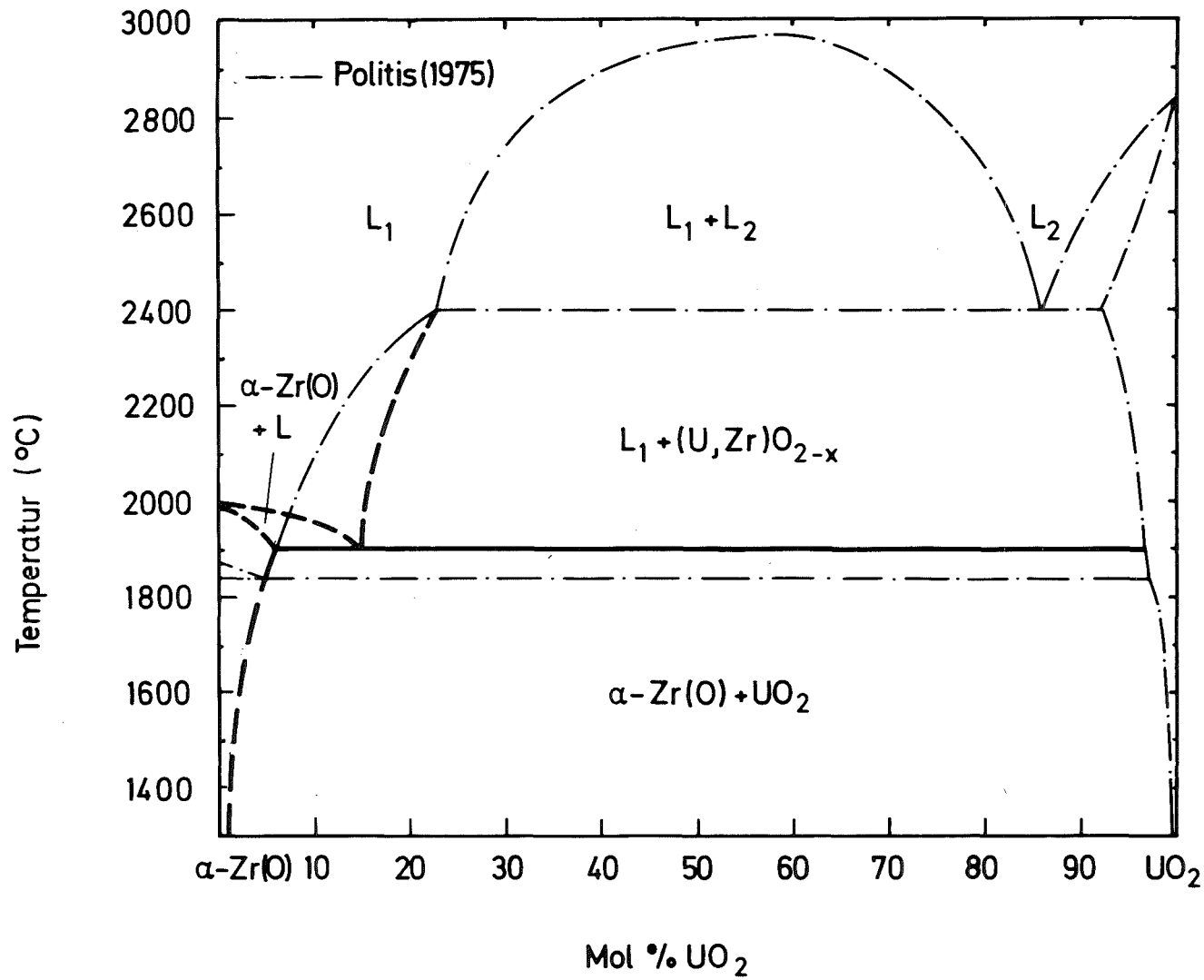
"Untersuchungen im Dreistoffsystem Uran-Zirkon-Sauerstoff"
KfK 2167 (1975)

/2/ W.Dienst, P.Hofmann, D.Kerwin-Peck:

"Chemische Wechselwirkungen zwischen UO₂ und Zircaloy-4 im Temperaturbereich von 1000 bis 2000°C"
in: Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1982 des Projektes Nukleare Sicherheit, KfK 3470 (1983), S. 157 - 194

/3/ R.F.Domagala, D.J. McPherson:

"System Zirconium-Oxygen"
Trans. AIME, 200 (1954) 238 - 345



- 4300-13 -



Abb. 06.01.11/23A-1: Revidiertes Zustandsdiagramm Zr(O)-UO₂ (Zr(O) mit 30 At.-% O)

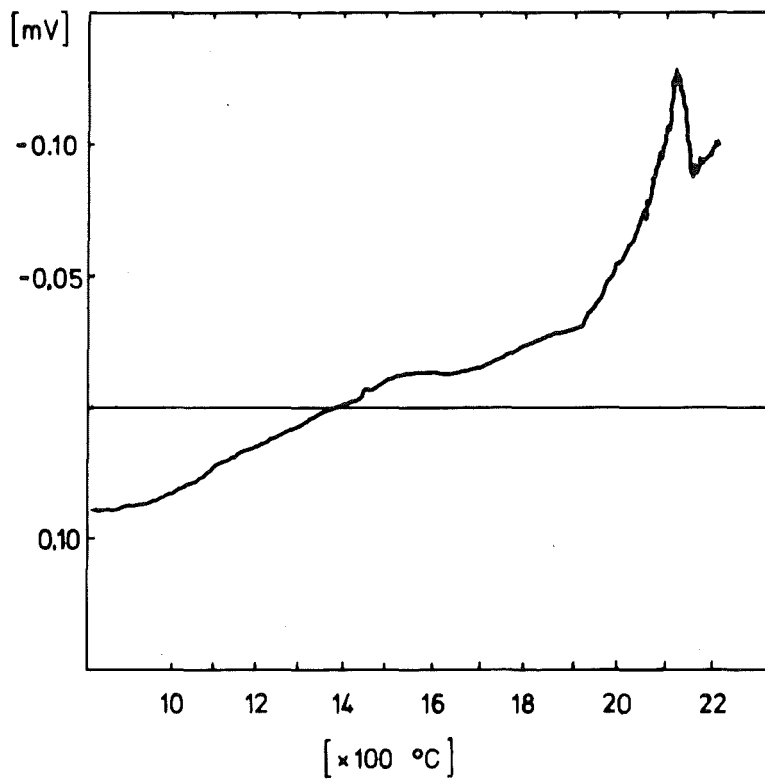
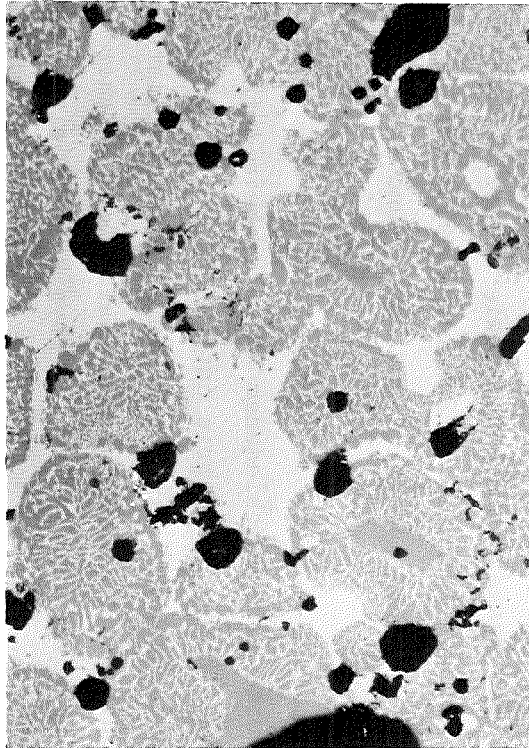
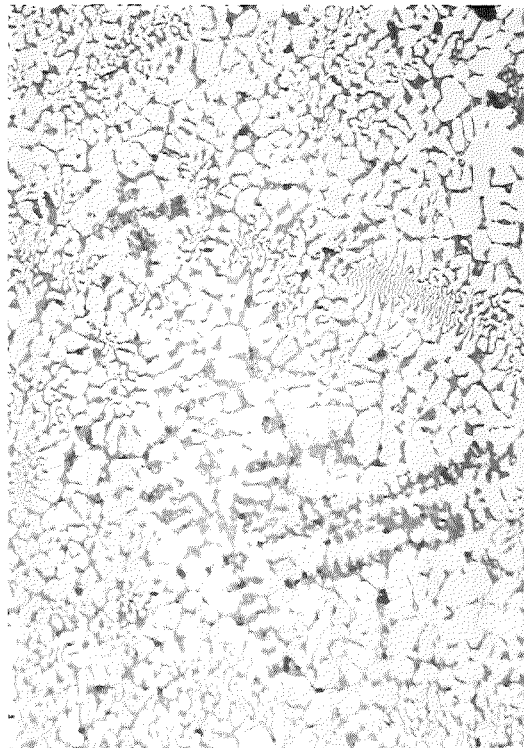


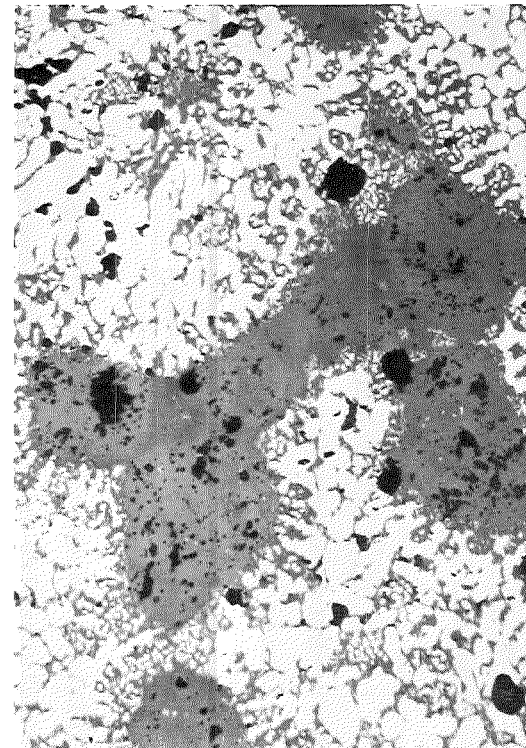
Abb. 06.01.11/23 A-2: DTA-Kurve einer Schmelzprobe
der Zusammensetzung 85 Zr(O) - 15 UO₂ (Mol-%); Messung
in Schutzgas (Ar)



a)



b)



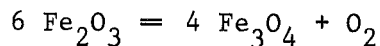
c)

Abb. 06.01.11/23A-3: Gefüge von Schmelzproben der Zusammensetzung (in Mol-%) a) 90 Zr(O)-10 UO₂, b) 85 Zr(O)-15 UO₂, c) 80 Zr(O)-20 UO₂. Von >1900°C abgeschreckt. Nicht geätzt. Vergr.: 200x. a) α -Zr(O)+Eutektikum, b) Eutektikum, c) UO₂+Eutektikum

06.01.11/24A Materialkundliche Untersuchungen im Rahmen der BETA-
Experimente. Beton mit verschiedenem Zuschlag:
PNS 4317 Verhalten beim Aufheizen, Wechselwirkung mit der
 Kernschmelze.
 (V. Schauer, IMF I)

In der vierten Phase eines hypothetischen Kernschmelzunfalles kommt es u.a. zur heftigen H₂-Entwicklung /1/. Während sich andere Arbeiten damit befassen, den bereits gebildeten H₂ zu beseitigen /2/, war es Ziel dieses Beitrages zu zeigen, wie durch Anwendung von eisenoxidhaltigem Beton die H₂-Produktion verringert sein kann.

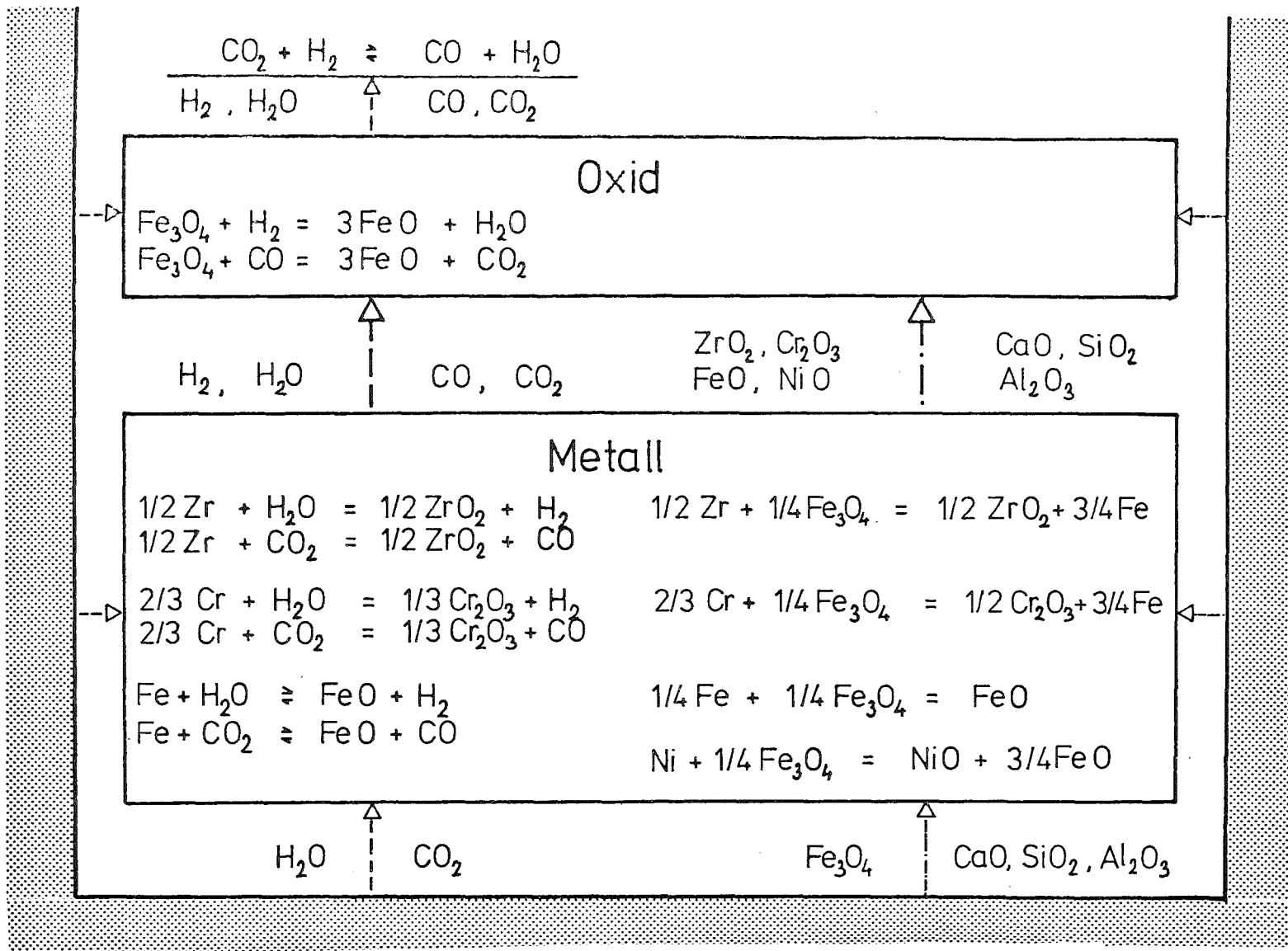
Das bei der Wechselwirkung Kernschmelze/Beton frei gewordene Wasser reagiert mit der Metallschmelze und wird zu Wasserstoff umgesetzt (vgl. Tab. I). Bei der Verwendung von eisenoxidhaltigem Beton (Magnetit und Hämatitbeton) finden außerdem noch "parasitäre" Reaktionen des Fe₃O₄ mit der Schmelze statt (vgl. Tab. I). Dies führt dazu, daß die Metallschmelze schneller verbraucht wird, was in der Tat zur Verringerung der H₂-Entwicklung führt (Beim Hämatitbeton kommt ferner Oxidation der Schmelze mit dem gemäß der Reaktion:



frei werdendem Sauerstoff in Betracht).

Zum Verifizieren der o.a. Überlegungen wurden Proben aus Normalbeton sowie eisenoxidhaltigem Beton (Magnetit- und Hämatitbeton) hergestellt und im Hinblick auf die Wasserfreisetzung sowie Wechselwirkung mit der Schmelze untersucht. Die chemische Zusammensetzung ist in der Tab. II angegeben. Die Proben wurden 7 Tage feucht und 7 Tage trocken gelagert.

Das Verhalten von Beton mit verschiedenem Zuschlag beim Aufheizen wurde mittels DTA und Thermogravimetrie untersucht. Die entsprechenden Ergebnisse sind in Tab. III wiedergegeben. Demnach verlieren beim Aufheizen alle zu untersuchenden Proben in qualitativ gleicher Weise sein an der Oberfläche, in Poren und Kapillaren physikalisch eingelagertes Wasser. Bei 100-150°C werden etwa 30-35% des ursprünglichen Wasser-



Tab. I: Wechselwirkung von Fe_3O_4 -haltigem Beton mit einer Kernschmelze.

	SiO ₂	Fe ₃ O ₄	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	Ca(OH) ₂	CaCO ₃	H ₂ O
Normalbeton	76,90	-	-	5,32	7,34	6,72	3,72
Magnetitbeton	5,60	75,30	-	9,73	4,90	3,18	1,29
Hämatitbeton	3,50	-	86,25	3,61	2,40	3,00	1,24

Tab. II: Zusammensetzung (Gew.-%) von Normal-, Magnetit- und Hämatitbeton in vereinfachter Darstellung.

Zersetzungstemperatur in K	Art der Zersetzung	Zersetzungswärme in J/g
293 - 673	$(\text{H}_2\text{O})_{f1} \rightarrow (\text{H}_2\text{O})_g$	80
763	$\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$	15
773 - 1173	$(\text{CS})_n \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{CS} + n \text{H}_2\text{O}$	60
1103	$\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$	100
1573 - 1620*	Abschmelzen	360
1683 - 1740**	Abschmelzen	530
1776 - 1820***	Abschmelzen	597

* Normalbeton; ** Hämatitbeton; *** Magnetitbeton.

Tab. III: Thermische Zersetzung von Beton.

gehaltenes des Betons verdampf. Bei etwa 500°C entweicht dann zusätzlich 5-7% des als $\text{Ca}(\text{OH})_2$ gebundenen Wassers. Erst bei Temperaturen um 800°C wird das Wasser aus hydratisierten Kalzium-Silikatphasen freigesetzt. Oberhalb von 1100°C erfolgt das Abschmelzen von Beton.

Ergänzend zu diesen Versuchen wurde die Solidus-Temperatur (als Solidus-Temperatur wurde diejenige Temperatur ermittelt, bei der zur ersten geometrischen Verformung der zu untersuchenden Probe kommt) zu 1310°C für Normal-, 1413°C für Hämatit- und 1536°C für Magnetitbeton bestimmt. Daraus ergeben sich für die integrale Schmelzenthalpie folgende Ergebnisse /3/:

$$h_b = 2257,6 \text{ J/g} \quad (\text{Magnetitbeton})$$
$$2088,5 \text{ J/g} \quad (\text{Hämatitbeton})$$

im Vergleich zu

$$1944,6 \text{ J/g} \quad (\text{Normalbeton}).$$

Simulationsversuche mit Stahlschmelzen im Thermitverfahren sowie mit induktiver Beheizung im Labormaßstab haben in qualitativer Übereinstimmung mit Rechnungen /3/ ergeben, daß die eisenoxidhaltige Betone einen etwas größeren Widerstand der Schmelze gegenüber aufweisen und wesentliche H_2 -Freisetzung sowohl in der Menge wie auch in der Dauer bewirken.

Literatur

- /1/ H. Alsmeyer, L. Barleon, J. Koster, I. Michael, U. Müller, M. Reiman:
"Ein Modell zur Beschreibung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton", KfK 2395, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. 1977
- /2/ K. Hassmann, X. Jacobsen, M. Peehs, J. P. Hosemann, A. Skokan, M. Reimann, S. Dorner: "Abschätzung der H_2 -Entwicklung aus der mit Beton wechselwirkender Kernschmelze", BMFT RS 237, Erlangen, März 1978
- /3/ M. Reimann, V. Schauer:
Unveröffentlichte Mitteilung

06.01.11/25A Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungs-
PNS 4315 produkten beim Kernschmelzen
(H. Albrecht, K. Nolte, V. Prech, K. Simon, H. Wild; IRCH)

1. Einleitung

Aus Energiebilanz-Rechnungen, die bei der KWU durchgeführt wurden, ergibt sich, daß bei versagender Notkühlung eines LWR die mittlere Temperatur des Brennstoffs und der übrigen Kerneinbauten nicht auf Werte über ca. 2400°C ansteigt. Zwei plausible Gründe dafür sind z.B.:

- Im Temperaturbereich oberhalb von 1750°C treten durch die Wechselwirkung der Zircaloy-Hülle mit dem Brennstoff in zunehmendem Maße Schmelzerscheinungen auf, die spätestens bei mittleren Temperaturen von $2200 - 2400^{\circ}\text{C}$ ein Core-Slumping verursachen und die nach der Restwasserverdampfung bei ähnlichen Temperaturen zum Durchschmelzen des RDB führen.
- Die bis dahin maximal 2400°C heiße, nach unten durchbrechende Schmelze kühlt während der Wechselwirkung mit dem Beton der Reaktorkaverne schnell um mehrere Hundert Grad ab.

Ein wesentliches Ziel des Versuchsprogramms an der Schmelzanlage SASCHA lag deshalb darin, besonders für 2400°C einen möglichst kompletten Datensatz für die Freisetzung der radiologisch relevanten Spalt- und Aktivierungsprodukte sowie der Strukturmaterialien zu ermitteln. Die entsprechenden Ergebnisse wurden im letzten PNS-Jahresbericht (1) dargestellt. Sie dienten auch zur Abschätzung von oberen Grenzwerten für die integral aus dem Primärsystem freigesetzte Aktivität, für die entsprechende freigesetzte Nachwärmeleistung sowie für die Gesamtmasse des entstehenden Aerosols.

Zur Bewertung dieser inzwischen vielfach diskutierten Aussagen sollen hier nochmals einige wichtige Aspekte hervorgehoben werden:

- a) Die Abschätzungen gelten für einen Reaktor des Typs Biblis B; dieser liegt in seinen Auslegungsdaten, wie therm. Leistung, Kerninventar, etc. um 40-60% über den entsprechenden Werten des amerikanischen PWR-Referenz-Reaktors (Surry). Die Hauptgründe für die genannte Aerosolmasse von ca. 3 t waren:
- Annahme einer Temperatur von 2400°C für einen Zeitraum von 15 min für das gesamte Kerninventar;
 - Verzicht auf einen Reduktionsfaktor bezüglich des Oberflächen/Volumen-Verhältnisses, das bei Experimenten im kleinen Maßstab für die schwerflüchtigen Elemente möglicherweise überhöhte Freisetzungsraten liefert;

- der hohe Beitrag aus der Verdampfung des Absorbermaterials (Ag-In-Cd), der nahezu 2 t ausmacht, aber nicht für alle LWR-Typen relevant ist.

- b) Die Aussagen über die hohe Freisetzung von Jod und Cäsium, sowie die sehr geringe Freisetzung von z.B. Zr, Ru und Nd sind für integrale Aktivitäts- und Massenbilanzen auf jeden Fall als hinreichend realistisch anzusehen.
- c) Gewisse Unsicherheiten bestehen nach Untersuchungen von G.W. Parker (2) jedoch darüber, welchen Einfluß die experimentellen Randbedingungen (insbes. das H_2/H_2O -Verhältnis und die Aufheizgeschwindigkeit) auf die Freisetzung der Spaltprodukte: Te und Ba(Sr) ausüben. Hier sind weitere Parameterversuche notwendig, um eine vollständige Aussage über die möglichen Beiträge dieser Elemente zur Gesamtfreisetzung zu erhalten.

In neueren amerikanischen Analysen über den Ablauf von Kernschmelzen-Unfällen werden aufgrund von Rechnungen mit dem MARCH-Code (3) lokale Temperaturen im Kern bis zu $2750^\circ C$ angenommen.

Da für diese Bedingungen, wie auch für die Phase der Schmelze/Beton-Wechselwirkung bisher nur sehr wenige Daten zur Spaltprodukt-Freisetzung und zur Aerosol-Erzeugung vorliegen, wurde versucht, entsprechende Experimente an der Schmelzanlage SASCHA durchzuführen. Der vorliegende Bericht beschreibt u.a. die Konzeption und die ersten Ergebnisse dieser Versuche. Daneben werden Freisetzungsergebnisse für die Elemente der Strukturmaterialien sowie einiger Spaltprodukte mitgeteilt, die die bisherigen Daten für den Temperaturbereich $2200 - 2400^\circ C$ ergänzen bzw. Aussagen zu deren Reproduzierbarkeit zulassen.

2. Umbau der Transport- und Filterstrecke

Bei Versuchen mit Schmelzguttemperaturen oberhalb von $2400^\circ C$ bzw. mit Betonschmelzen erwies es sich als notwendig, das bisherige Konzept der Temperatur- und Filterstrecke mit maximal zwei Glasfaserfiltern zur Sammlung und Analyse der Freisetzungsergebnisse zu ändern, weil diese Filter bei stark zunehmender Aerosolerzeugung schnell überladen werden und dann auch die Strömungsbedingungen in der Anlage nicht mehr konstant bleiben. Die Änderung (vgl. Abb. 1) bestand im Einbau einer automatischen Filterwechselmaschine, die es zugleich gestattete, den zeitlichen Freisetzungsverlauf der schwerflüchtigen Elemente wie Fe, Cr, Ru, Zr, Nd wesentlich genauer zu messen als bisher.

(In einigen Fällen waren bis dahin überhaupt nur Aussagen über die integrale Freisetzung solcher Elemente während eines Versuches möglich).

Das Prinzip der Filterwechselmaschine hat gewisse Ähnlichkeiten mit dem eines Dia-Projektors, dessen Strahlengang hier dem Transportweg des Aerosolstromes entspricht. In einem gasdichten, beheizbaren Edelstahlgehäuse befinden sich 2 Filtermagazine, ein Vorratsmagazin für bis zu 50 frische, unbeladene Filter und ein Abstellmagazin für die beladenen Filter. Zwischen beiden befindet sich die Beaufschlagungsposition, in der die Filter für eine vorwählbare Zeit gasdicht eingeklemmt werden. Der Filtertransport in und zwischen den Magazinen erfolgt durch pneumatisch arbeitende Vorrichtungen.

Bei den Filtern handelt es sich um Glasfaserfilter mit einem Durchmesser von 10 cm; sie werden zusammen mit einer gleichgroßen Sintermetallfritte in einem quadratischen Edelstahlrahmen befestigt. Bei automatischem Betrieb der Maschine können beliebige Beaufschlagungszeiten zwischen 12 und 1000 sec gewählt werden, bei manuellem Betrieb zwischen 12 sec und ∞ .

Die Beheizbarkeit des gesamten Gehäuses bis ca. 160°C ist erforderlich, um bei der Verwendung von Wasserdampf als Trägergas auch bei 2 bar Betriebsdruck eine Dampfkondensation sicher zu verhindern. Das verwendete elektrische Widerstandsheizsystem für das Gehäuse besteht aus 9 einzeln regelbaren Heizkreisen und 12 Temperaturmeßstellen mit Fe/Constantan-Thermoelementen.

3. Versuche und Ergebnisse zur Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten aus Coriumschmelzen im Temperaturbereich $2300 - 2750^{\circ}\text{C}$

Nach der Fertigstellung und Erprobung der Filterwechselmaschine wurden 4 Freisetzungsversuche durchgeführt, bei denen das Schmelzgut aus 3 Brennstab-Prüflingen und Zusätzen aus Stahl und Absorbermaterial (Ag-In-Cd) bestand. Der zeit- und temperaturabhängige Freisetzungsverlauf wurde dabei nur für diejenigen Elemente bestimmt, die im Schmelzgut als radioaktive Tracer vorlagen. Je nach der für die quantitative Analyse notwendigen Aktivität und den Besonderheiten der γ -Spektren (Linienintensitäten, Koinzidenzen von Linien verschiedener Nuklide) waren das pro Versuch zwischen einem und sechs Elemente.

Die Tabellen 1 und 2 geben eine Übersicht über die wichtigsten experimentellen Parameter und über die im einzelnen analysierten Elemente.

Tabelle 1: Versuchsparameter, die für alle Versuche gelten

Schmelzgutmasse	230 - 250 g
Zusammensetzung	40 - 50 Gew.% Stahl
	35 - 40 Gew.% UO ₂ (Fissium)
	15 Gew.% Zircaloy
	≤ 3 Gew.% Ag-In-Cd
simulierter Abbrand	44 000 MWd/t Uran
Atmosphäre	Wasserdampf
Dampfdurchsatz	30 l/min
Druck	2 bar

Tabelle 2: Angaben zu den einzelnen Versuchen

Versuchs-Nr.	analysierte Elemente	T _{max} (°C)	Bemerkungen
S - 261	Mo, Np	2400	Spalt- und Aktivierungsprodukte des Brennstoffs (hier Fissium II) ⁺
S - 264	Ru	2450	
S - 268	Cr, Fe, Co Zr, Sn, Sb	2750	aktiviert wurde nur das Hüllmaterial Zircaloy
S - 270	Cr, Mn, Fe, Co	2300	nur aktivierter Stahl

⁺) Fissium II ist Brennstoff mit einem simulierten Abbrand, der folgende Elemente/Verbindungen enthält: ZrO₂, Mo, Ru, BaO, CeO₂, Nd₂O₃ und - im Falle von S-261 - auch NpO₂; die Fissium II-Pellets werden nach der Herstellung 4 Stunden bei 1500 °C gesintert, weswegen im Gegensatz zu Fissium I hier die leichtflüchtigen Spaltprodukte weggelassen werden.

Der zeit- und temperaturabhängige Freisetzungverlauf der genannten Nuklide ist in den Abbildungen 2 - 5 dargestellt. Unter "Total Release" ist dabei jeweils die Summe aller außerhalb des Schmelztiegels gemessenen Aktivitätsanteile eines Nuklids zu verstehen, bezogen auf die Ausgangsaktivität im Schmelzgut:

$$\frac{A_S}{A_O} = \frac{1}{A_O} (A_{GK} + A_{TR} + A_F)$$

wobei

- A_S = Summe der einzelnen Aktivitätsbeiträge
- A_O = Ausgangsaktivität im Schmelzgut
- A_{GK} = Aktivität auf der Innenseite des Glaskolbens
- A_{TR} = Aktivität auf den Oberflächen der Transportstrecke
- A_F = Aktivität auf den Glasfaserfiltern der Filterwechselmaschine.

Da nur A_F als Funktion der Zeit experimentell erfaßbar war, wurde aus den Endwerten von A_S und A_F für jedes Nuklid ein Faktor β ermittelt

$$\beta = \frac{A_S}{A_F},$$

der innerhalb eines Temperaturbereichs von einigen Hundert Grad unterhalb von T_{max} als temperaturunabhängig angesehen wurde. Mit diesem Faktor β wurde dann der Zeitverlauf der Gesamtfreisetzung berechnet mittels

$$A_S(t) = \beta \cdot A_F(t).$$

Wie sich die freigesetzte Aktivität der Nuklide bei den erwähnten Versuchen innerhalb der Transport- und Filterstrecke verteilte, geht aus Tabelle 3 hervor.

Tabelle 3: Verteilung der Freisetzungsprodukte in der Transport- und Filterstrecke

Versuch	Nuklid	$\frac{A_{GK}}{A_o}$ (%)	$\frac{A_{TR}}{A_o}$ (%)	$\frac{A_F}{A_o}$ (%)	β
S - 261	Mo-99	0,0063	0,0015	0,0411	1,19
	Np-239	0,0082	0,0010	0,0023	5,00
S - 264	Ru-103	0,00021	0,00002	0,00009	3,56
S - 268 ⁺)	Sn-113	15,1	2,1	17,8	1,97
	Sb-125	14,2	2,0	17,7	1,92
	Cr-51	9,46	0,74	2,06	5,95
	Fe-59	7,80	0,48	2,04	5,06
	Co-60	5,46	0,35	1,33	5,37
	Zr-95	0,86	0,003	0,0012	720
S - 270	Cr-51	0,015	0,003	0,026	1,65
	Mn-54	0,27	0,10	1,25	1,30
	Fe-59	0,008	0,003	0,023	1,48
	Co-60	0,007	0,003	0,021	1,48

⁺) Bei diesen Versuchen traten im Bereich der Maximaltemperatur (2750°C) Schmelzgut-Eruptionen auf, die zu stark überhöhten Aktivitätswerten A_{GK} auf dem Glaskolben und damit auch zu überhöhten β -Werten führten.

Die Tabelle weist aus, daß sich für den Versuch S-268 wesentlich höhere β -Werte ergeben (besonders für Zr) als für die anderen Versuche. Der Grund dafür liegt im Auftreten von Siedevorgängen in der Metallphase der Schmelze bei Temperaturen $\geq 2700^\circ\text{C}$. Dieses Sieden führte auch zum Verspritzen von Schmelzgut und damit zu Ablagerungen auf der Innenseite des Glaskolbens, die eine überhöhte Freisetzung vortäuschen. Aus den früher durchgeführten Versuchen S-253/255/259 ist zu entnehmen, daß die β -Werte für Cr, Fe und Co bei Maximaltemperaturen von 2400°C stets im Bereich von 1,3 bis 1,7 liegen, nicht aber bei Werten von 5 - 6. Die Verfälschung der Werte A_{GK}/A_o durch die Schmelzgunspritzer wurde daher gemäß

$$A_{GK} = A_F (\beta - 1) - A_{TR}$$

korrigiert, wobei für β die folgenden, aus anderen Versuchen ermittelten Werte eingesetzt wurden:

Sn	Sb	Cr	Fe	Co	Zr
1.3	1.4	1.7	1.5	1.4	20

Zum Freisetzungsverlauf der einzelnen Elemente als Funktion der Temperatur und Zeit sind folgende Bemerkungen zu machen:

Mo, Np (S - 261): Wenn man den Temperaturverlauf von Abbildung 2 durch eine Rechteckfunktion von 15 min approximiert, erhält man als mittlere Freisetzungsraten bei 2300°C

für Mo : 0.0024 %/min
und für Np : 0.0008 %/min.

Wie aus Tabelle 3 zu ersehen ist, betrug die integrale Freisetzung von Mo 0.049%, was deutlich von dem Wert abweicht, der am Ende der Hochtemperatur-Phase erreicht war (ca. 0.035%). Das bedeutet, daß bei Mo in der Abkühlphase zwischen 2000°C und 1200°C noch ähnlich hohe Freisetzungsraten auftreten können wie bei 2300°C. Vermutlich beruht dieser Effekt auf der Bildung von MoO₂ und MoO₃, die beide einen wesentlich höheren Dampfdruck aufweisen als elementares Mo.

Während der Aufheizphase kann der gleiche Effekt erst dann auftreten, wenn der Wasserdampf in ausreichendem Maße Zugang zum Brennstoff findet. Solange dieser jedoch durch ein noch weitgehend geschlossenes Hüllrohr geschützt wird und solange noch unoxidiertes Zircaloy vorhanden ist, das den Wasserdampf weggettert, ist nicht mit der Oxidation des Molybdäns zu rechnen.

Ru (S - 264): Ähnlich wie bei Mo stellte sich auch hier die Frage, ob elementares Ru unter den vorliegenden Randbedingungen zu dem stark flüchtigen RuO₂ oxidiert wird. In der Abkühlphase unseres Versuchs war jedoch keine weitere Zunahme der Freisetzung zu registrieren, so daß das Oxidationspotential von Ru im Vergleich zu dem der anderen Schmelzenbestandteile für die Bildung von RuO₂ offenbar zu niedrig ist.

Als mittlere Freisetzungsrates für 2450°C ergibt sich ein Wert von 0.000045 %/min, der noch deutlich unterhalb des früher angegebenen Wertes von 0.001 %/min bei 2400°C liegt (4).

Cr, Mn, Fe, Co (S - 268/269): Es war bereits in früheren Versuchen zu beobachten, daß die Elemente Cr, Fe und Co eine weitgehend ähnliche Freisetzung aufweisen, während sie bei Mn um mindestens eine Größenordnung höher liegt. Im Fall von Cr, Fe und Co hängt die Freisetzung auch vom Oxidationsgrad ab, denn der Dampfdruck des Oxids liegt z.B. bei Cr niedriger als der des Elements, bei Fe und Co jedoch höher. Dies läßt sich aus den jeweiligen Siedepunkten entnehmen, die in der nachfolgenden Tabelle angegeben sind (5, 6):

	Siedepunkt (°C)			
	Cr	Fe	Co	Mn
Element	2672	2750	2870	1962
Oxid	3000	2512	2627	thermisch instabil
Form des Oxids	Cr ₂ O ₃	FeO	CoO	

Die Prozentwerte für die integrale Freisetzung können daher je nach Zeit- und Temperaturverlauf eine unterschiedliche Rangfolge aufweisen. So wurde z.B. am Ende des Versuches S-253 eine höhere Freisetzung von Fe als von Cr registriert, während es bei S-268 und S-270 aufgrund der kürzeren Versuchsdauer bzw. der geringeren Maximaltemperatur gerade umgekehrt war.

Die Bestimmung der Freisetzungsrates für die Maximaltemperatur der beiden Versuche S-268 und S-270 liefert folgende Ergebnisse:

Temperatur (°C)	Freisetzungsrates (%/min)			
	Mn	Cr	Fe	Co
2300	0.234	0.005	0.004	0.004
2400 ⁺)	1.0	0.08	0.1	0.09
2750	-	0.87	0.79	0.60

⁺) Diese Zeile enthält Ergebnisse aus früheren Versuchen (4)

Die Tabelle zeigt, daß die Freisetzungsraten im Temperaturbereich 2300/2400°C steil ansteigen. Eine gute Reproduzierbarkeit der Ergebnisse ist daher schon wegen der Unsicherheit der Temperaturangabe von ca. $\pm 100^{\circ}\text{C}$ nur schwer erreichbar. Dennoch stimmt die für Cr bei 2300°C angegebene Freisetzungsrates gut mit einem früher ermittelten Wert von 0.004 %/min überein (Versuch S-240). Die entsprechenden Werte für Fe und Co liegen dagegen um einen Faktor 4 - 6 tiefer als die früheren Ergebnisse.

Zr, Sn, Sb (S-268): Ähnlich wie für die bisher diskutierten Elemente kann man aus den Meßpunkten der Abbildung 4 auch Aussagen über die Freisetzungsraten von Zr, Sn und Sb ableiten und mit den Raten bei niedrigeren Temperaturen vergleichen:

T (°C)	Versuch	Freisetzungsrates (%/min)		
		Zr	Sn	Sb
2750	S - 268	0.006	8.4	10.6
2400	S - 260	-	1.5	2.1
2400	+))	0.001	1.4	3.6

+) Angaben gemäß Fig. 6 und Table II in (4)

4. Versuchsdurchführung und Ergebnisse zur Spaltprodukt-Freisetzung aus einer Corium/Beton-Schmelze

Zur Untersuchung der Freisetzung während der Schmelze/Beton-Wechselwirkung wurde folgende Versuchstechnik entwickelt: Entsprechend der Zusammensetzung eines durchschnittlichen KWU-Betons wurden eigene Betontiegel hergestellt, die in Höhe und Durchmesser den Abmessungen der größten Induktionsspule der Schmelzanlage SASCHA entsprachen, vgl. Abbildung 6. Das Schmelzgut, bestehend aus 3 Brennstabprüflingen und 120 g Stahl, befand sich in einem zusätzlichen Innentiegel aus ZrO_2 , der zur Verringerung des Wärmeüberganges auf 3 UO_2 -Pellets ruhte. Die Aufheizung erfolgte mit 200 - 400°C pro min bis etwa 2500°. Bis zu dieser Temperatur verflüssigte sich der größte Teil des Coriums. Der Innentiegel verlor dabei seine mechanische Stabilität, die Schmelze durchbrach den Boden und konnte dann in den Beton eindringen. Um ein schnelles Abkühlen zu vermeiden, wurde sie bis kurz vor Erreichen des unteren Thermoelementes induktiv weiterbeheizt. Die Abbildung 7 zeigt einen Längsschnitt durch den Beton-

tiegel des Versuches S-277.

Während der Aufschmelzvorgänge bildete sich ein intensiver Aerosolstrom von Freisetzungserzeugnissen, der im Luftstrom zu den Filtern der Wechselmaschine transportiert, dort in Zeitintervallen von 1 min gesammelt und nach dem Versuch gammaspektrometrisch analysiert wurde.

Die Ergebnisse der ersten beiden Versuche dieser Art sind den Abbildungen 8 - 10 und der Tabelle 4 zu entnehmen.

Tabelle 4: Vergleich der Freisetzungsraten (in %/min) bei verschiedenen Randbedingungen

Element	Schmelze/Beton in Luft (max. Rate)	Corium in Luft bei 2400°C	Corium in Wasserdampf bei 2400°C
Te	13.5	7.0	7.1
Ag	15.7	12.0	15.0
Sb	1.1	3.0	~ 3.0
Mo	0.015	0.01	0.01
Ru	0.0014	0.002	< 0.0001

Die wichtigsten Befunde lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- a) Während der Schmelze/Beton-Wechselwirkung liefern vor allem Te und Ag wesentliche Beiträge zur Gesamtfreisetzung. Sie sind umso höher, je größer beim RDB-Versagen das Restinventar dieser Elemente in der Schmelze ist.
- b) Die Freisetzungsraten der Elemente Te, Ag, Sb und Mo liegen in der Anfangsphase der Reaktion mit dem Beton (d.h. bei Schmelztemperaturen um 2400°C) in der gleichen Größenordnung wie die maximalen Freisetzungsraten dieser Elemente im RDB.
- c) Die Freisetzungsrate von Ru liegt dagegen um über eine Größenordnung höher als die entsprechende Rate im RDB. Nach der heftigen Reaktion zu Beginn der Wechselwirkung nimmt sie auch nicht so schnell ab wie bei Te und Sb. Trotzdem ist zu erwarten, daß die integrale Freisetzung von Ru weit unterhalb von 1% bleibt. Insofern wurde der Beitrag dieses Spaltprodukts zum radiologischen Quellterm in der Deutschen Risikostudie (und in WASH-1400) um mindestens eine Größenordnung überschätzt.

- d) Eine quantitative Analyse der freigesetzten nicht aktiven Betonbestandteile liegt z.Z. noch nicht vor. Aufgrund der Betonzusammensetzung und des Dampfdruckes der Einzelkomponenten ist jedoch zu erwarten, daß die Partikeln des "Beton-Aerosols" hauptsächlich aus SiO_2 bestehen.

5. Ausblick

Bei den bisher in einer Wasserdampf-Atmosphäre durchgeführten Freisetzungsvorversuchen herrschte stets ein hoher Überschuß an Wasserdampf im Vergleich zu Wasserstoff ($> 10:1$). Diese Bedingung ist während des Absinkens des Wasserspiegels im RDB möglicherweise nicht für alle Teile des Kerns realistisch. Es stellt sich daher die Frage, bei welchen Spaltprodukten eine vorwiegend aus H_2 bestehende und damit reduzierend wirkende Atmosphäre eine Änderung des Freisetzungsverhaltens zur Folge haben könnte. Nach den Versuchen von G.W. Parker (2) ist ein solcher Effekt bei einer schnellen Aufheizung bis 2400°C für Te und Ba (Sr) deutlich nachweisbar, u.z. für Te im Sinne einer stark reduzierten, für Ba (Sr) dagegen im Sinne einer stark zunehmenden Freisetzung.

Es ist vorgesehen, diese Frage auch durch Experimente mit Fissium zu untersuchen und dann den Einfluß der Ergebnisse auf den Freisetzungs-Quellterm zu diskutieren.

Ein weiteres wesentliches Ziel des künftigen Versuchsprogramms betrifft das physikalische und chemische Verhalten der Spaltprodukte J, Cs und Te nach der Freisetzung aus dem Brennstoff. Hierzu soll untersucht werden, in welcher chemischen Form diese Produkte im Primärsystem vorliegen und in welchem Umfang sie mit heißen Stahloberflächen bzw. mit anderen Freisetzungsprodukten reagieren.

Erste Versuche zum Verhalten von J und Cs bei unterschiedlichen Ausgangsformen im Brennstoff und zur Bildung von AgJ wurden bereits durchgeführt. Es erscheint jedoch verfrüht, im Rahmen des vorliegenden Berichtes schon auf die ersten Ergebnisse einzugehen.

Literatur

- /1/ H. Albrecht et. al:
Untersuchung der Freisetzung von Spalt- und Aktivierungsprodukten
beim Kernschmelzen,
PNS-Jahresbericht 1981, KfK-3250 (1982)
- /2/ G.W. Parker:
Experimental Program in Core Melt Aerosol Release and Transport,
BMFT/USNRC Core Melt Research Exchange Meeting at KfK,
Karlsruhe, 27/28.10.1982
- /3/ R.O. Wooton, H.I. Avci:
MARCH Code Description and Users' Manual,
NUREG/CR-1711 , BMI-2064 (Oct. 1980)
- /4/ 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, Aug. 2-6, 1981, Sun Valley, Idaho
- /5/ Handbook of Chemistry and Physics, 60th Ed. 1979, CRC-Press
- /6/ G.V. Samsonov:
The Oxide Handbook, 2nd Ed. IFI/Plenum, New York-Washington-London, 1982

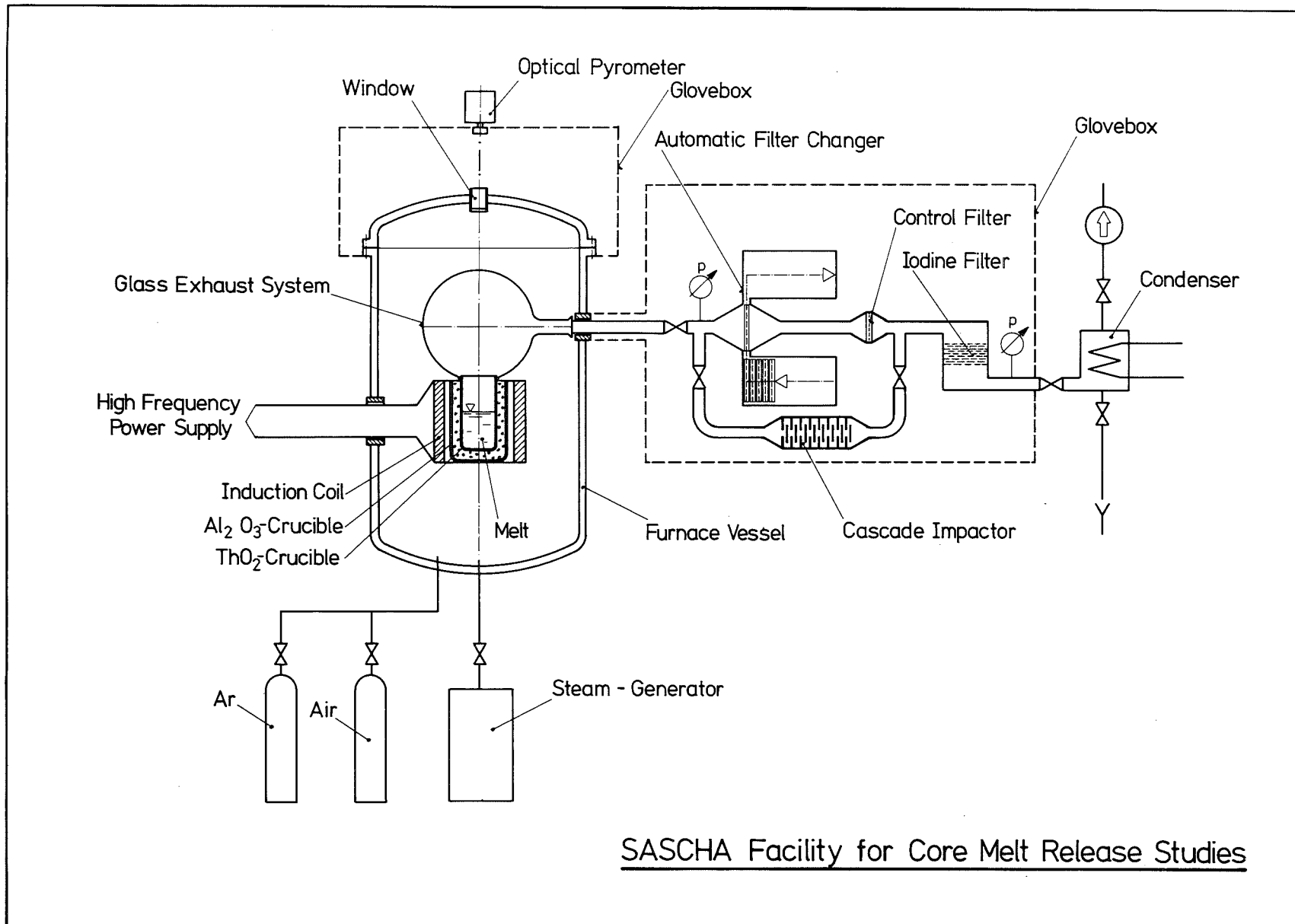
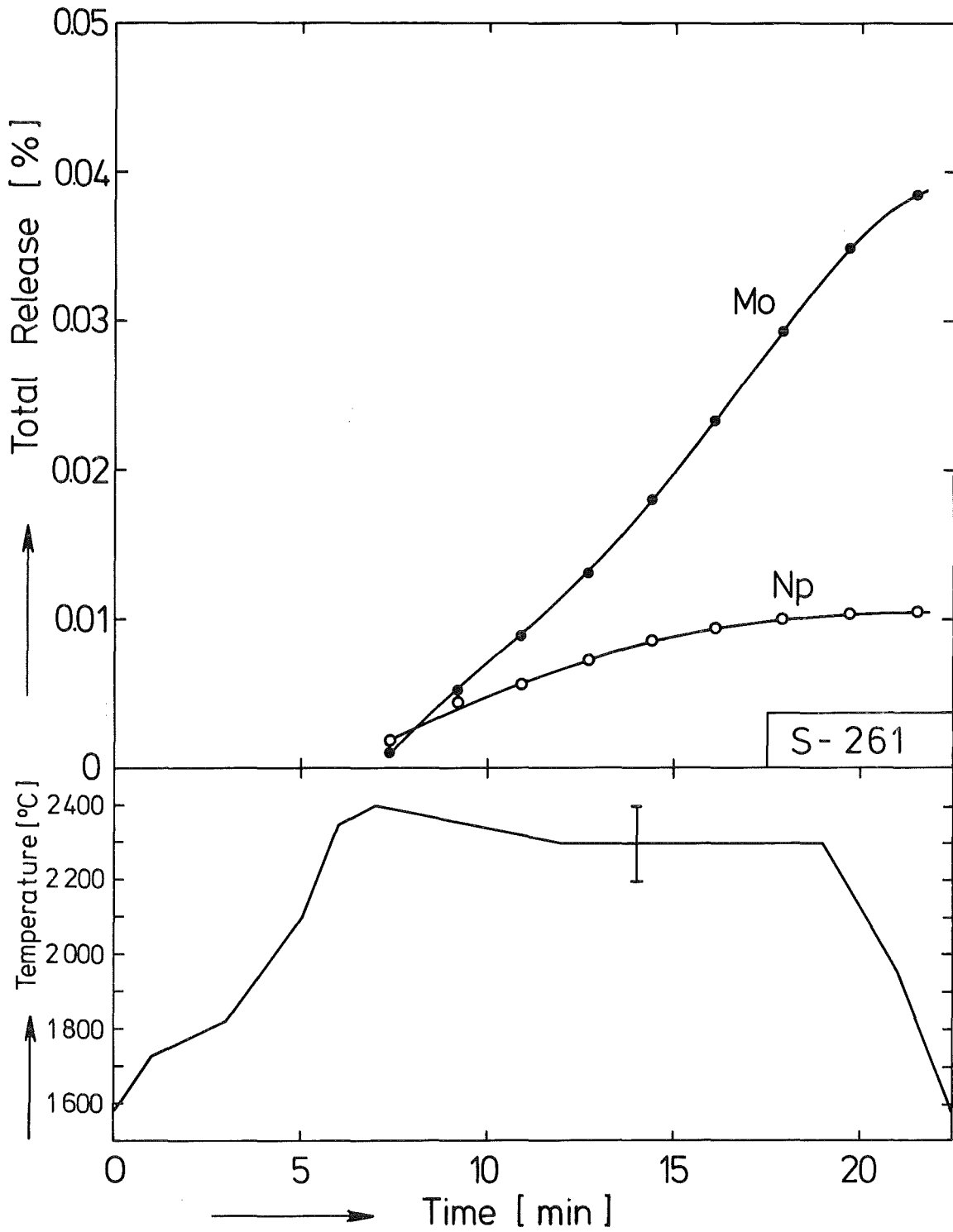
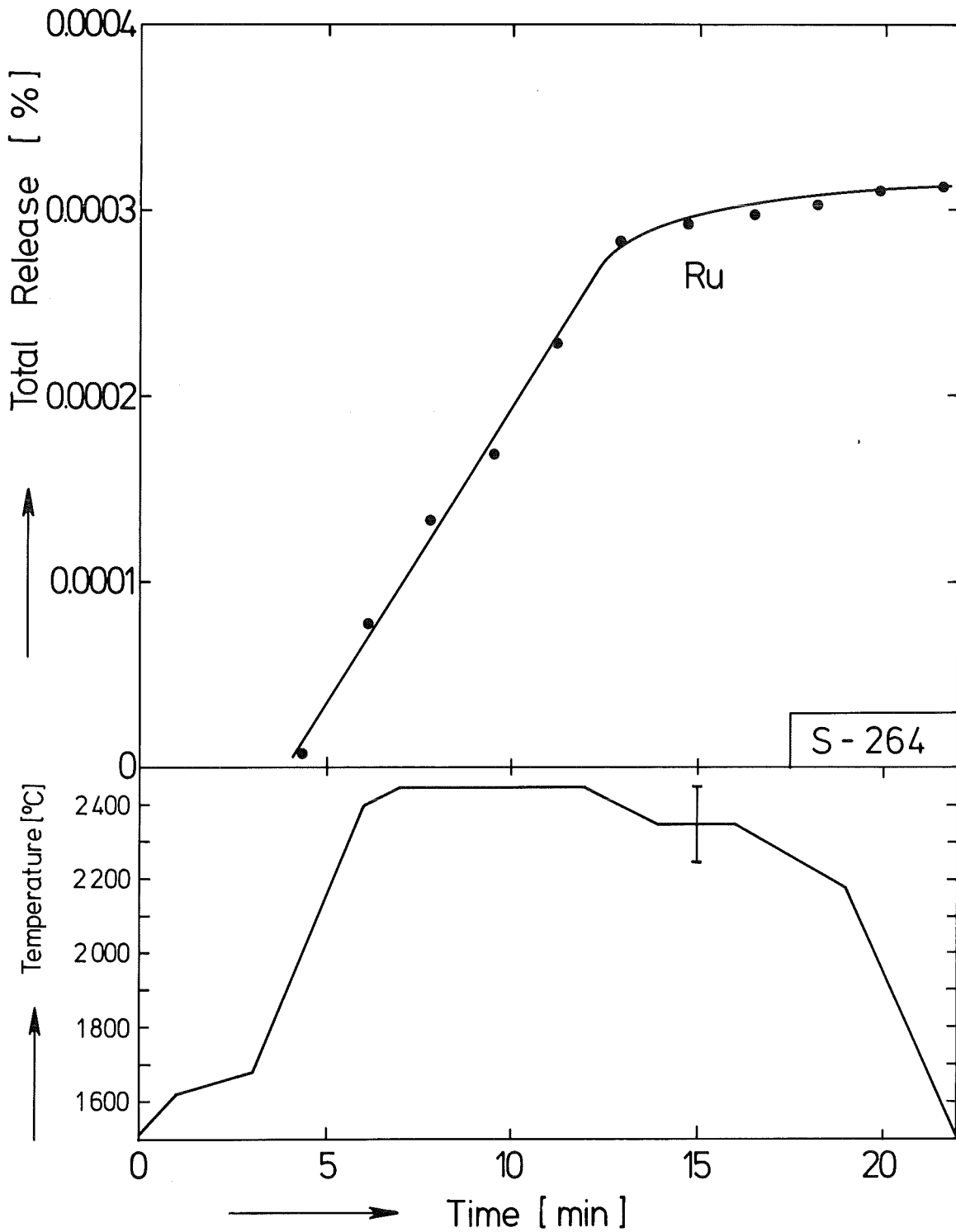


Abbildung 1

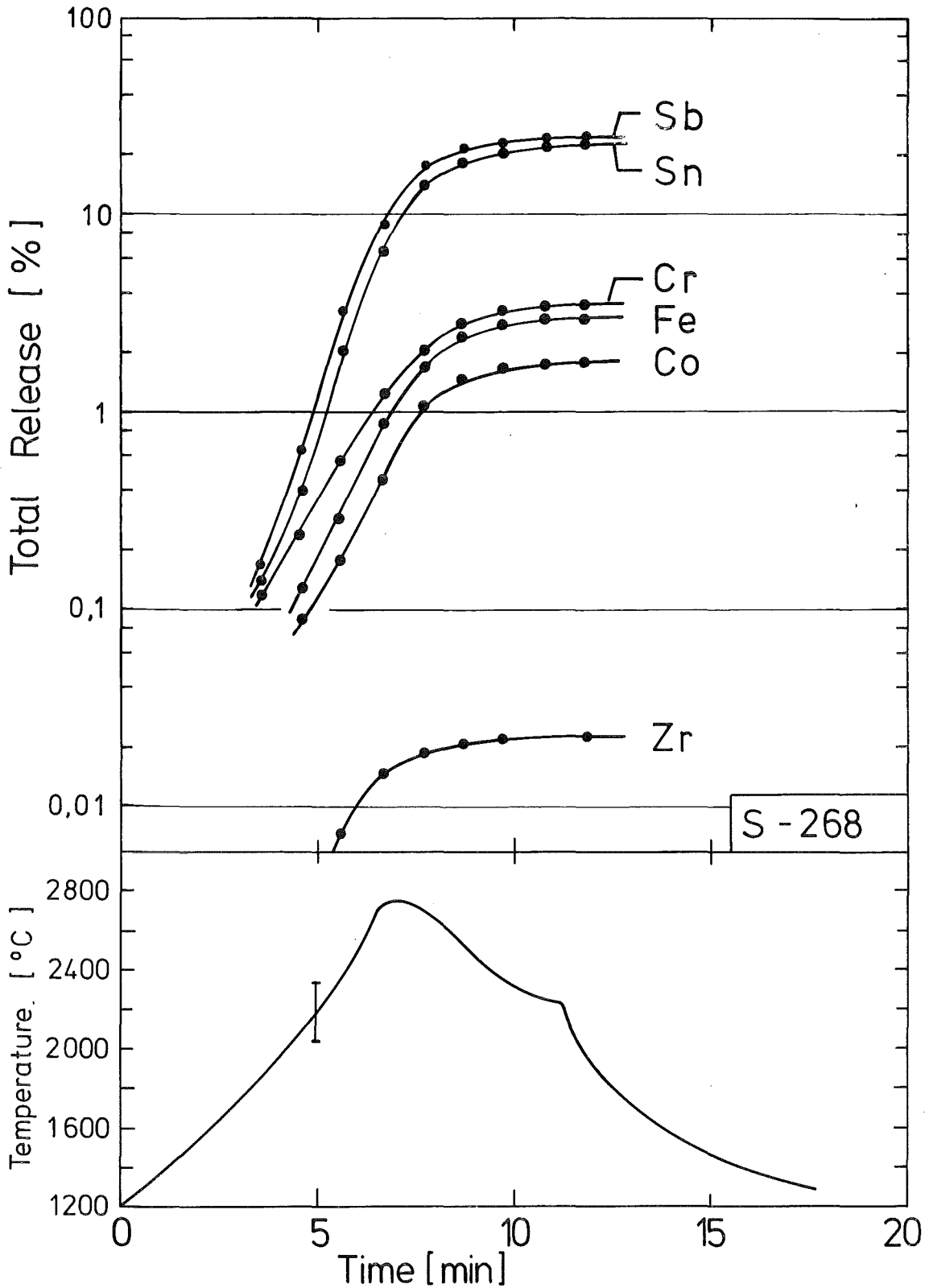


Release of Mo and Np in Steam (2 bar)

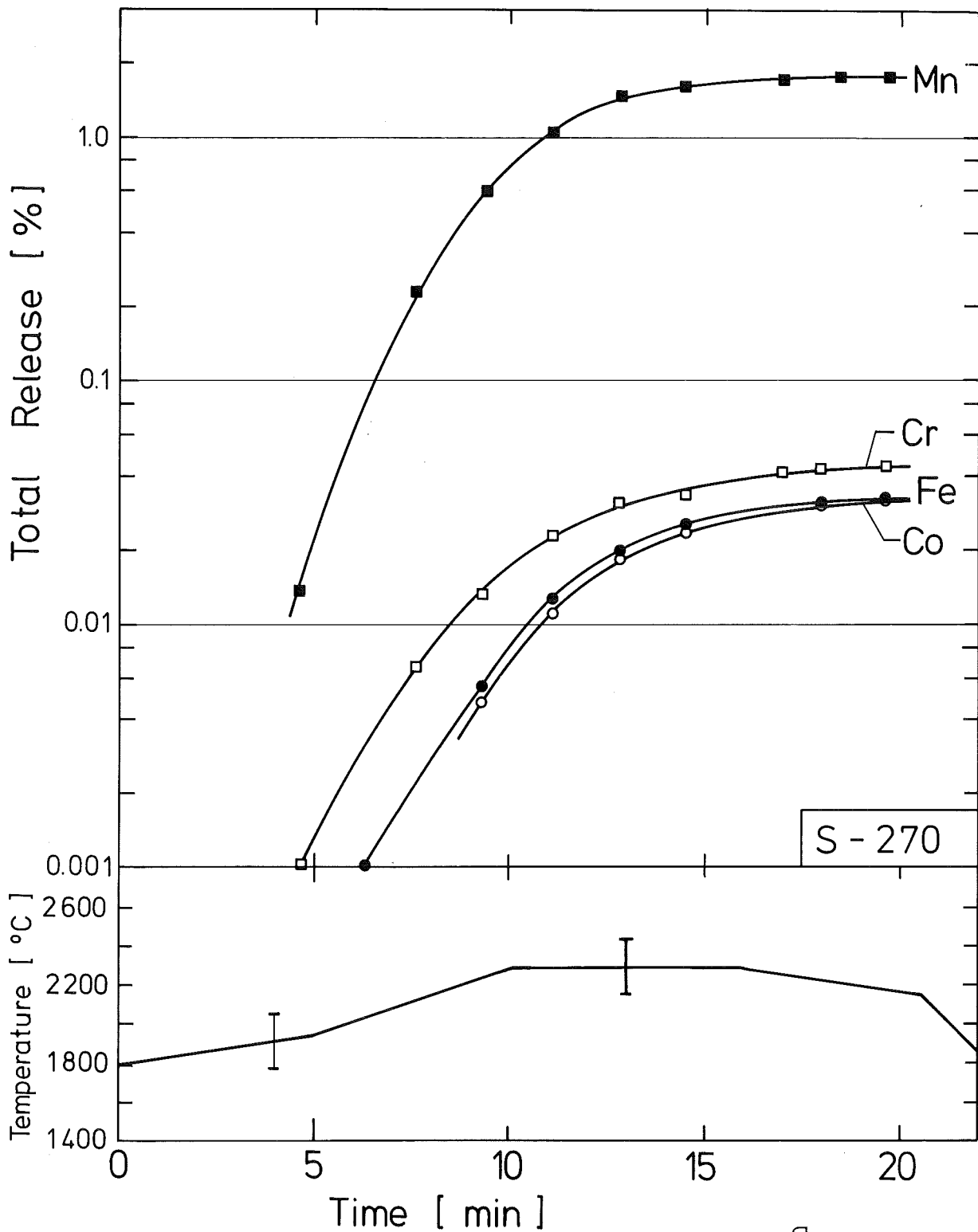


Release of Ruthenium in Steam (2 bar)

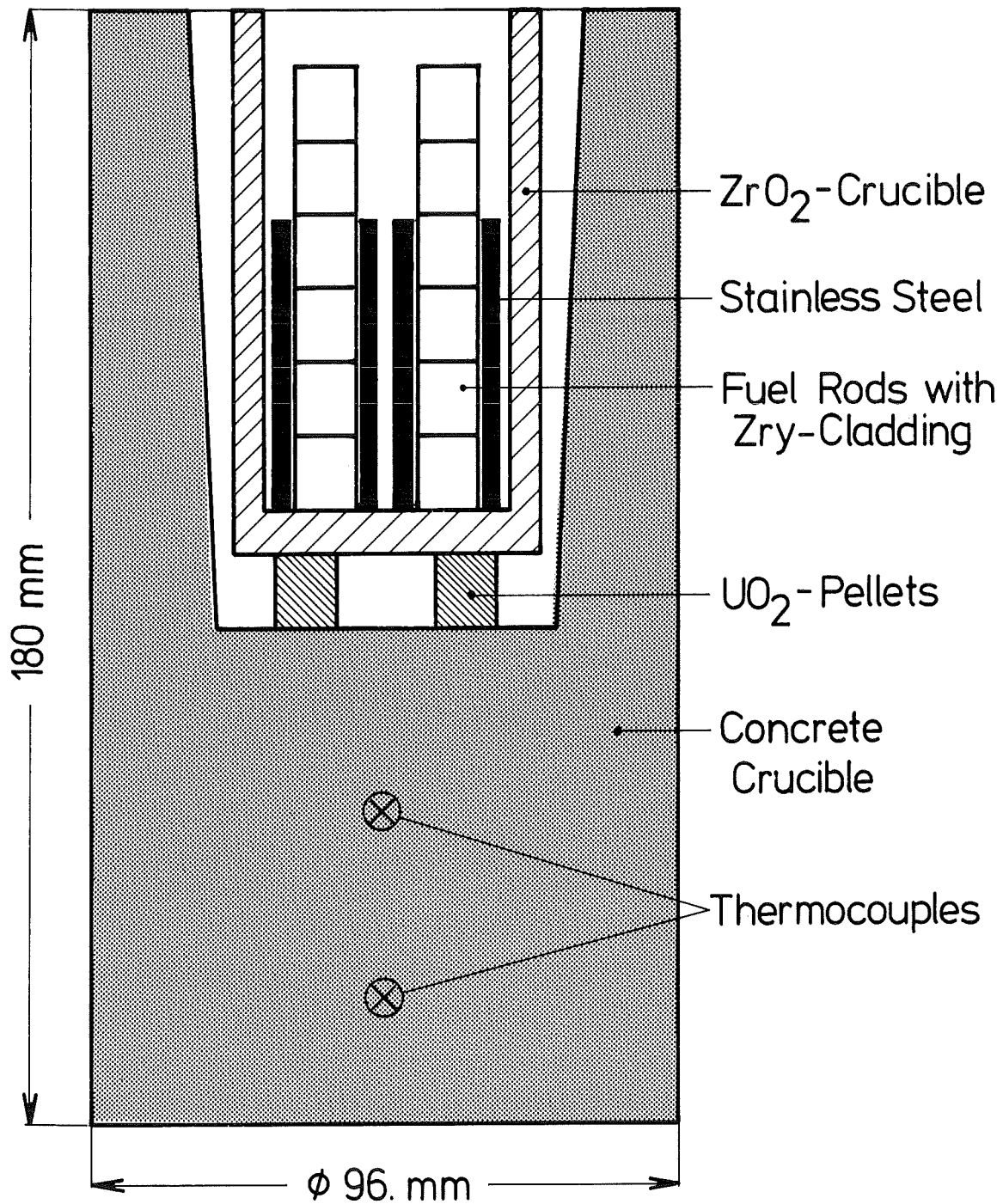
Abbildung 3



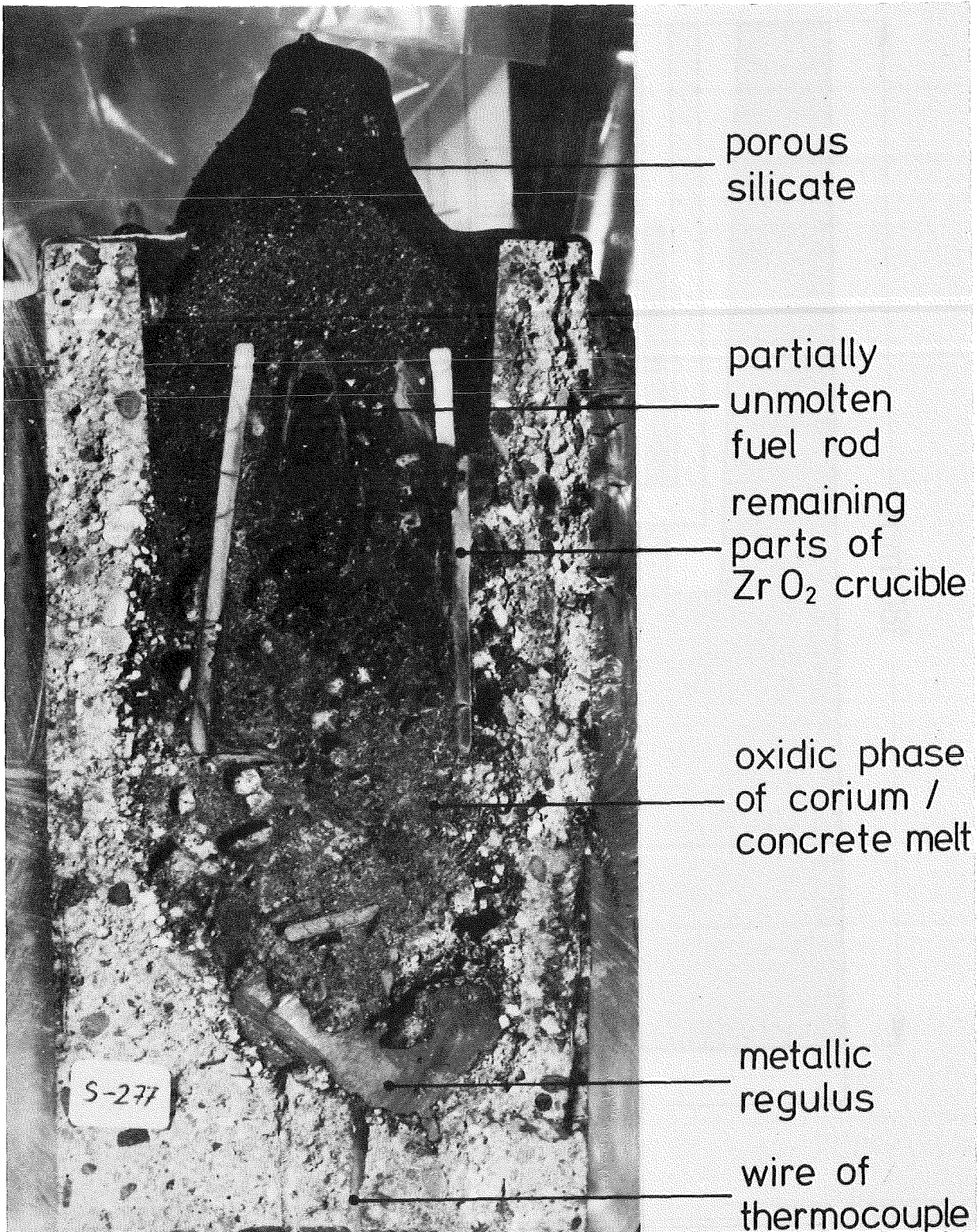
Release from Zircaloy Cladding in Steam (2 bar)



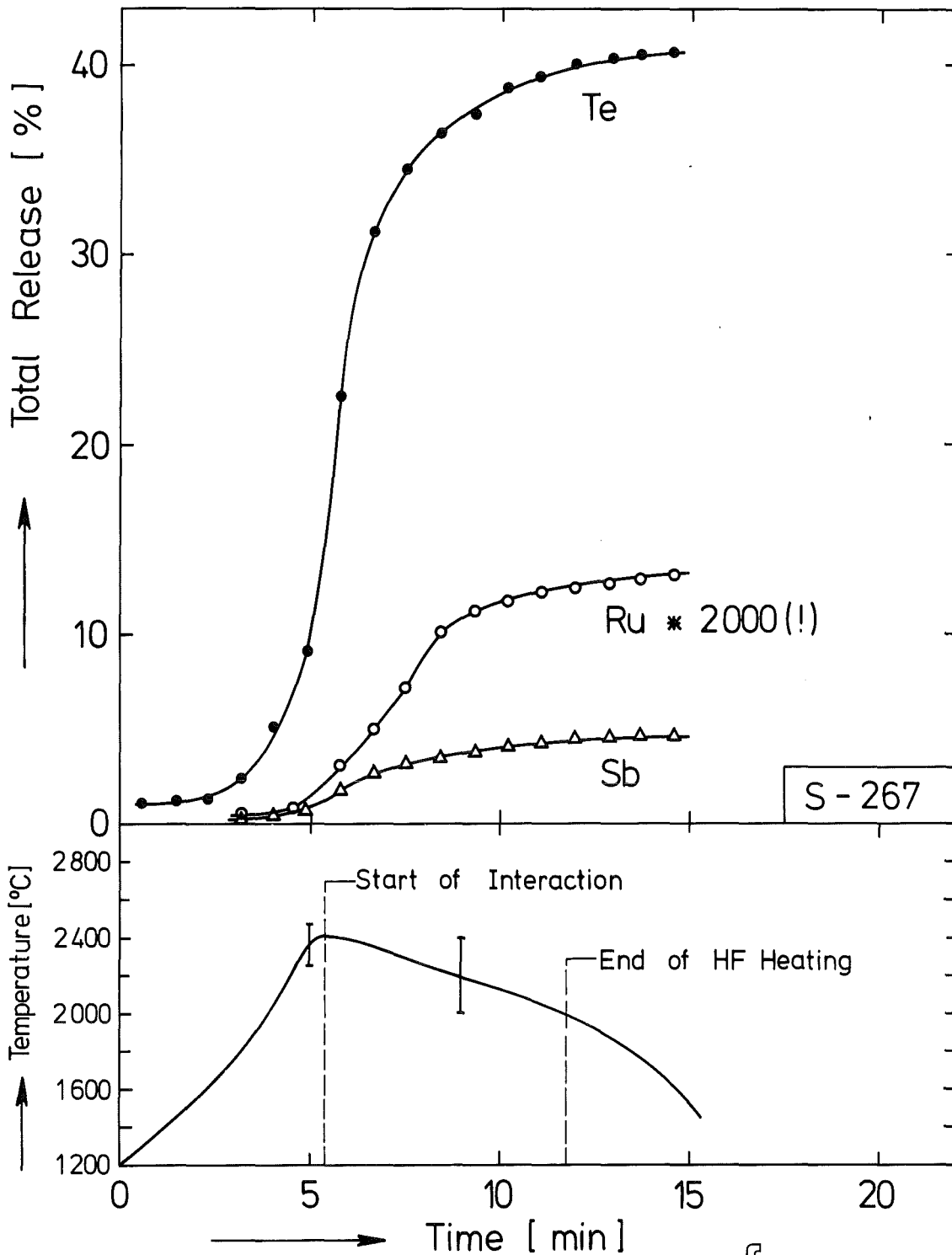
Release of Steel Components in Steam (2 bar)



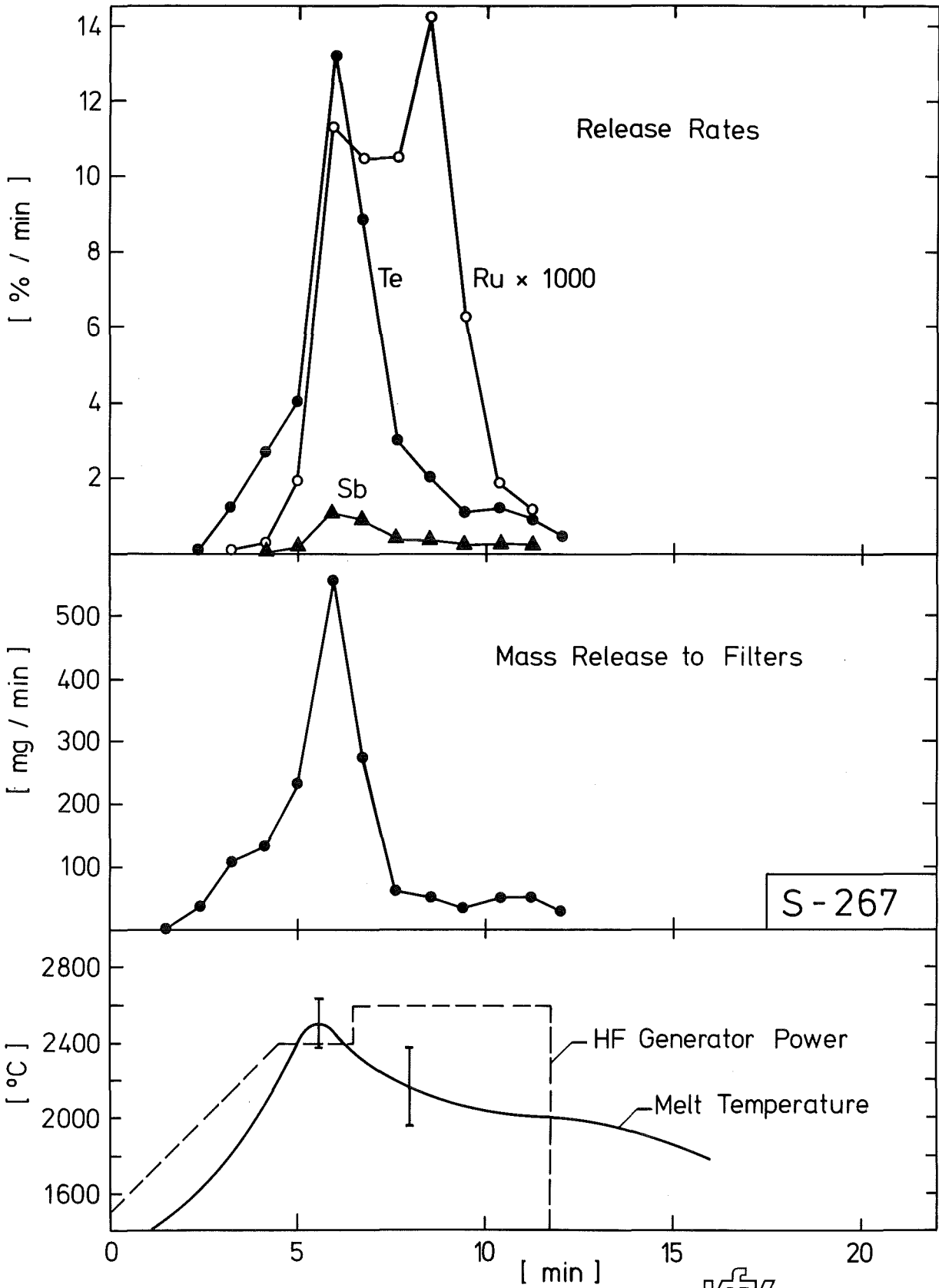
Arrangement for Fission Product Release Tests During
Melt / Concrete Interaction



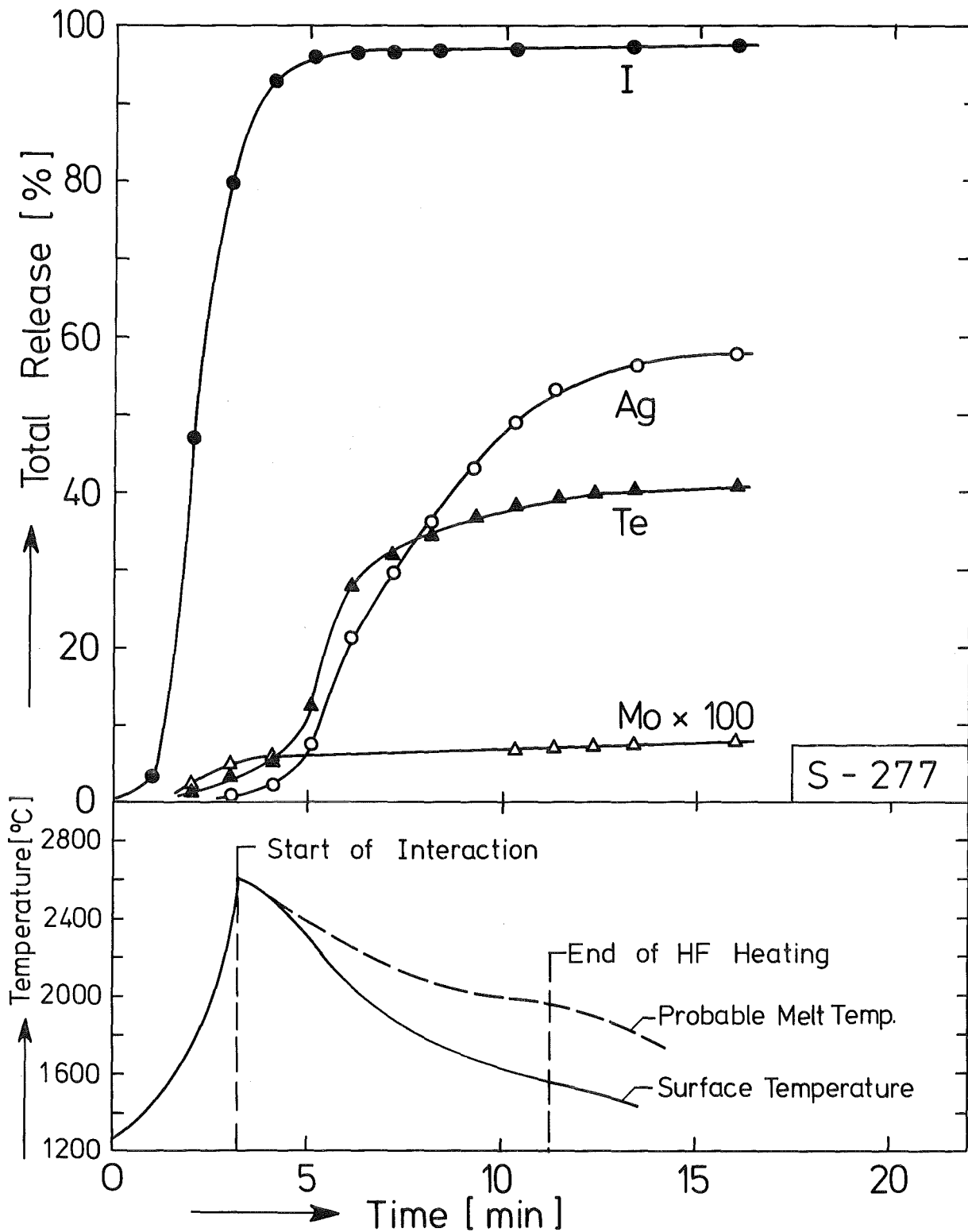
Section through concrete crucible of Test S - 277



Release of Te, Sb, and Ru during Melt / Concrete Interaction in Air



Release Characteristics during Melt / Concrete - Interaction



Release of I, Ag, Te, and Mo during Melt / Concrete Interaction in Air

- .06.01.12 Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen
mit Beton
- 06.01.12/20A Ausbreitung von Stahlschmelzen im Beton -
PNS 4325 Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung
(S. Hagen, A. Grünhagen, H. Malauschek, K.P. Wallenfels,
N. Paroth, G. Prokott, R. Töpfer; IT)

Einleitung

International werden mehrere Codes für die Beschreibung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelzen und Beton entwickelt: WECHSEL bei KfK, KAVERN bei KWU und COCORN bei Sandia, USA. Für die Bereitstellung experimentell abgesicherter Ausgangsdaten und für die Überprüfung dieser Rechenprogramme sind Versuche zum Verhalten von Stahlschmelzen in Beton vorgesehen.

Mit der Anlage BETA sollen Stahlschmelzen von ca. 300 kg für längere Zeit auf Temperaturen von bis zu 2000 °C gehalten werden. Bei dieser Anlage befindet sich die Schmelze in einem Tiegel aus dem zu untersuchenden Beton. Der Betontiegel, die Gasmeßstrecke und die verschiedenen Meßtechniken wurden in Vorversuchen erprobt.

Zur Bestimmung der Schmelzfrontausbreitung, der Temperaturverteilung und des Feuchteverhaltens im Beton wurde die Verwendung von Thermoelementen, Feuchtefühlern und Ultraschall-Pulsecho-Detektoren untersucht. Der vorliegende Bericht gibt Beispiele für Messungen der Temperaturverteilung und der Schmelzfrontausbreitung mit Thermoelementen, die 1982 durchgeführt wurden. Es werden die Meßergebnisse von den Vorversuchen M102, M17 und M14 wiedergegeben.

Beim Versuch M102 wurde ein Tiegel mit den Abmessungen verwendet, wie sie in der BETA-Anlage vorgesehen sind. Die Maße sind aus der Abb. 1 zu ersehen. Für die Tiegelmessung sollte bei diesem Versuch die Positionierung und Verwendung von Thermoelementen in BETA-Tiegeln erprobt werden. Es wurden Mantelthermoelemente von 0,5 mm Durchmesser im Boden des Tiegels und in der Seitenwandung verwendet.

Zum Vergleich werden auch Meßergebnisse von Thermoelementmessungen in den kleineren Tiegeln mit US-Abmessungen wiedergegeben (Abb. 1). Hier werden Messungen im Boden des Tiegels von den Versuchen M17 und M14 benutzt.

600 kg Thermit R70/SSH wurden beim Versuch M102 und 100 kg beim Versuch M17 und M14 im Tiegel gezündet.

Messungen in BETA-Tiegeln

Beim Versuch M102 waren 9 Thermoelemente in 0, 20, 40, 60, 80, 100, 200, 500 und 800 mm Abstand vom Kavernenboden auf der Achse des Tiegels im Tiegelboden mit Hilfe eines Quarzstabes positioniert worden. Quarz wird verwendet, weil die Kieselsteine des Betonzuschlags im wesentlichen auch wie der Quarz aus SiO_2 bestehen. Quarz stellt also im Beton kein artfremdes Material dar.

In der Seitenwand wurde in 100 mm über dem Kavernenboden 6 Thermoelemente mit Hilfe eines Quarzstabprismas positioniert. Diese Quarzstäbe hatten eine Stärke von 4 mm. Die Meßspitzen der Thermoelemente waren im Abstand von 0, 10, 20, 30, 40 und 50 mm von der Kavernenwand positioniert worden.

Die Meßergebnisse sind in den Abbildungen 2-5 wiedergegeben. Sowohl im Boden als auch in der Wandung ist der Kurzzeitverlauf (500 sec) und der Langzeitverlauf (80.000 sec > 20 h) dargestellt. Der Temperaturanstieg der Thermoelemente beginnt in der Kavernenwand 10 cm über dem Kavernenboden ca. 5 sec früher als im Kavernenboden. Von der Zündung an der Oberfläche des Thermit bis zum Eintreffen der Brennfront am Ort des Thermoelements vergehen damit 21 bis 26 sec.

Im Boden werden die Thermoelemente bis zu einem Abstand von 60 mm von der Kavernenwandung von der Schmelzfront erreicht. In der Seitenwandung wird nur noch das Thermoelement in 30 mm Abstand von der Kavernenwand aufgeschmolzen. Die Thermoelemente in jeweils 20 mm Abstand vom Boden bzw. von der Wand werden zur gleichen Zeit d.h. 50 sec nach Zündung von der Schmelze erreicht. Danach wird die Schmelzfrontausbreitung in der Wand deutlich langsamer. Hier wird das TE in 30 mm Abstand nach 150 sec von der Schmelze erreicht, während im Boden das TE in 40 mm Abstand von der Wandung schon nach gut 100 sec von der Schmelze getroffen wird. Das TE in der Wandung in 40 mm Abstand von der Kaverne hat nach 100 sec noch eine Temperatur unter 50 °C.

Die Messungen zeigen auch deutlich den steilen örtlichen Abfall der Temperaturverteilung in der ersten Ausbreitungsphase. Während an einer Position das Thermoelement schon aufgeschmolzen ist, hat sich 10 mm weiter die Temperatur praktisch noch nicht verändert.

Der Langzeitverlauf an Stellen im Beton die nicht mehr von der Schmelzfront erreicht werden, ist in den Abb. 3 und 5 dargestellt. Der Ausgleich der Temperatur erfolgt extrem langsam. Während im Boden in 60 mm Abstand von der Kaverne das TE nach 350 sec versagt, wird in 80 mm Abstand das Maximum der Temperatur erst nach ca. 2 Stunden erreicht. Nicht verständlich ist der starke Abfall in der Temperatur zwischen 80 und 100 mm.

Messungen an US-Tiegeln

Zum Vergleich mit den Messungen am BETA-Tiegel werden Ergebnisse an den für die Vorversuche bevorzugt angewendeten US-Tiegeln wiedergegeben. Berichtet wird über die Versuche an den Tiegeln M17 und M14.

Der Temperaturverlauf am Boden des Tiegels M17 auf der Achse ist in den Abb. 6 und 7 dargestellt. Wegen der geringen Schütthöhe des Thermits wird der Kavernenboden von der Reaktionsfront schon ca. 18 sec nach Zündung des Thermits an der Oberfläche erreicht. Die Brennzeit ist damit deutlich kürzer als beim BETA-Tiegel. Das Eindringen der Schmelze in den Beton erfolgt langsamer. Nach gut 100 sec ist die Schmelzfront erst 30 mm in den US-Tiegel eingedrungen, im Vergleich zu 40 mm beim BETA-Tiegel.

In der Abb. 6 ist der Temperaturverlauf beim TE in 40 mm Abstand vom Kavernenboden ab 150 sec gestrichelt gezeichnet. Der kurzfristige steile Abfall ist hier nicht verständlich. In der Langzeitdarstellung (Abb. 7) gibt dieses Thermoelement aber einen sinnvollen Verlauf.

Die in Abb. 7 dargestellten Temperaturverläufe im nicht aufgeschmolzenen Bereich zeigen, daß die maximale erreichte Temperatur stark mit dem Abstand vom ursprünglichen Kavernenboden abnimmt: von 40 mm auf 50 mm Abstand um 300 °C; von 50 mm auf 70 mm um ca. 450 °C und von 70 mm auf 100 mm Abstand um fast 200 °C.

Beim Tiegel M14 wurde die Temperatur im Boden des Tiegels mehrfach im gleichen

Abstand zum Kavernenboden gemessen. Die Meßpunkte waren auf der Achse des Tiegels und auf 4 symmetrisch zur Achse parallelen Linien im Abstand von $\sqrt{2} \cdot 50 = 71$ mm angeordnet. Diese Linien werden in der folgenden Tabelle mit I, II, III, IV im Gegensatz zur Achse A bezeichnet. Sie liegen auf den Ecken eines Quadrates von 100 mm Seitenlänge. Die Achse liegt im Mittelpunkt dieses Quadrates. Diese Mehrfachmessung erlaubt Aussagen über den Einfluß der inhomogenen Struktur des Betons (32 mm Kiesel) auf die Temperaturverteilung.

Die Abb. 8 und 10-13 zeigen das Vordringen der Schmelzfront aus dem Versagen der Thermolemente auf diesen 5 Linien. Auf der Achse dringt die Schmelze bis ca. 40 mm vor. Auf der einen Seite des Tiegels finden wir ein Eindringen auf den 2 Meßlinien bis ca. 50 mm. In den beiden restlichen Meßlinien waren in 50 mm Abstand keine Thermolemente mehr positioniert.

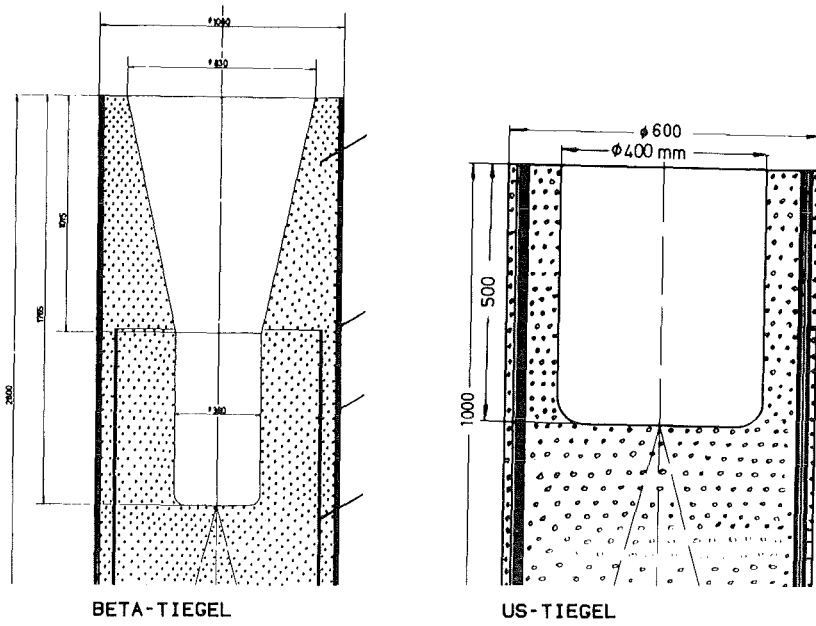
Die Versagenszeiten der Thermolemente für die verschiedenen Meßlinien sind in Tabelle 1 verglichen. Die relativ starken Schwankungen werden nach unserer Auffassung durch die inhomogene Struktur des Betons hervorgerufen. Die bis zu 35 mm großen Kiesel des Betonzuschlags können beim Herauslösen während des Schmelzvorgangs lokal eine deutliche Schwankung in der Ausbreitungsgeschwindigkeit der Schmelzfront hervorrufen.

Abstand vom Kavernenboden [mm]	Versagenszeit [sec]				
	I Abb. 10	II Abb. 11	A Abb. 8	III Abb. 12	IV Abb. 13
0	23	-	21	-	-
10	46	46	75	-	-
20	58	56	82	71	-
30	100	123	117	83	82
40	-	137	137	125	113
50	-	-	Kein	158	144
60	-	-	Kein	-	Kein

Tabelle 1: Versagenszeiten der Thermolemente im Tiegel M14.

Die angeschmolzenen Thermoelemente bilden nach dem Erstarren der Schmelze in den meisten Fällen wieder eine Verbindungsstelle in Kontakt mit dem erstarrten Eisen. Die Thermospannung wird wie bei den noch intakten Thermoelementen automatisch gemessen. Der Verlauf der so bestimmten Temperatur war für alle Thermoelemente auf der Achse gleich. Eine zweite Gruppe von identischen Meßkurven wurde von den Thermoelementen der 4 symmetrischen Meßlinien gebildet. Der Verlauf der beiden Temperaturen ist in Abb. 13 dargestellt. Die gute Übereinstimmung der großen Anzahl von Meßkurven legt die Deutung nahe, daß die neugebildete Meßstelle sinnvolle Meßwerte für die Temperatur am Boden der erstarrten Eisenschmelze liefert.

Für diese Annahme spricht auch der Vergleich der Temperatur des bei 40 mm Abstand auf der Achse aufgeschmolzenen Thermoelements mit dem Langzeitverhalten der anderen nicht aufgeschmolzenen Thermoelemente (Abb. 9). Man sieht, daß ab ca. 10.000 sec der Verlauf des angeschmolzenen Thermoelements mit dem des nicht beschädigten Thermoelements an der 50 mm-Position praktisch übereinstimmt.



BETA-TIEGEL

US-TIEGEL



ABB.06.01.12-01:
QUERSCHNITTE DES BETA-TIEGELS UND DES US-TIEGELS.

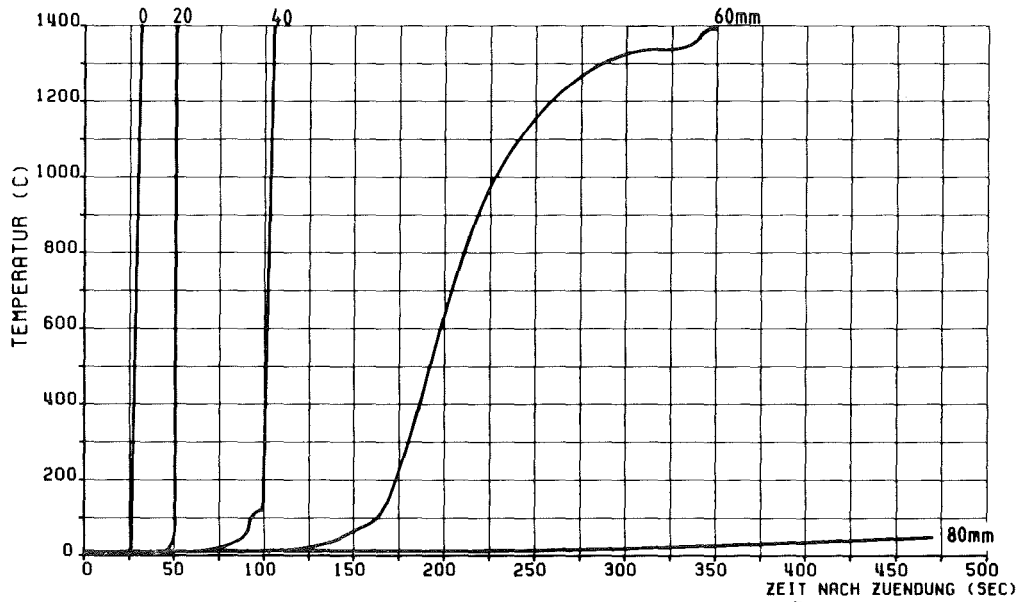
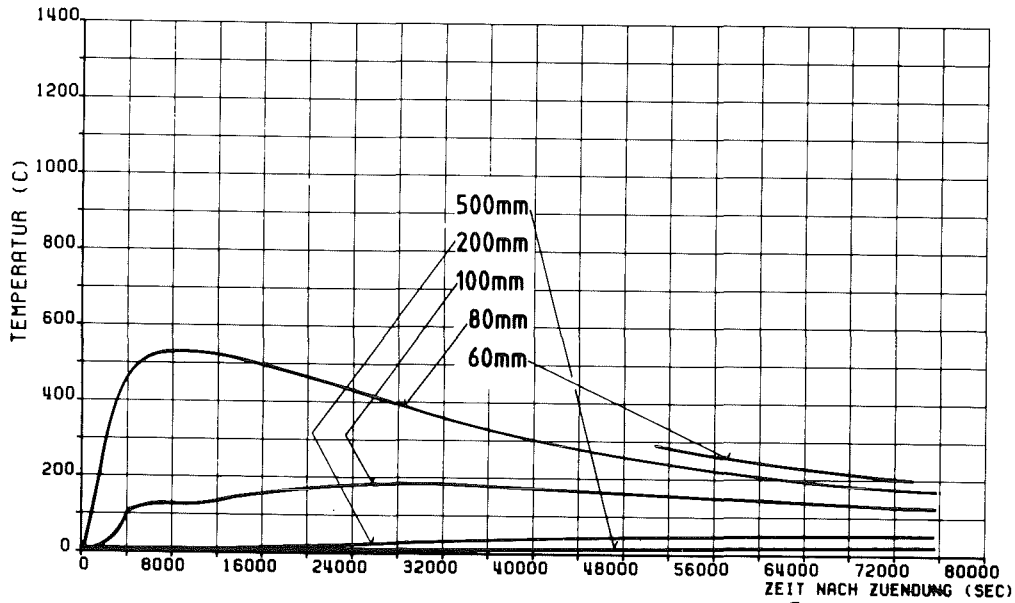
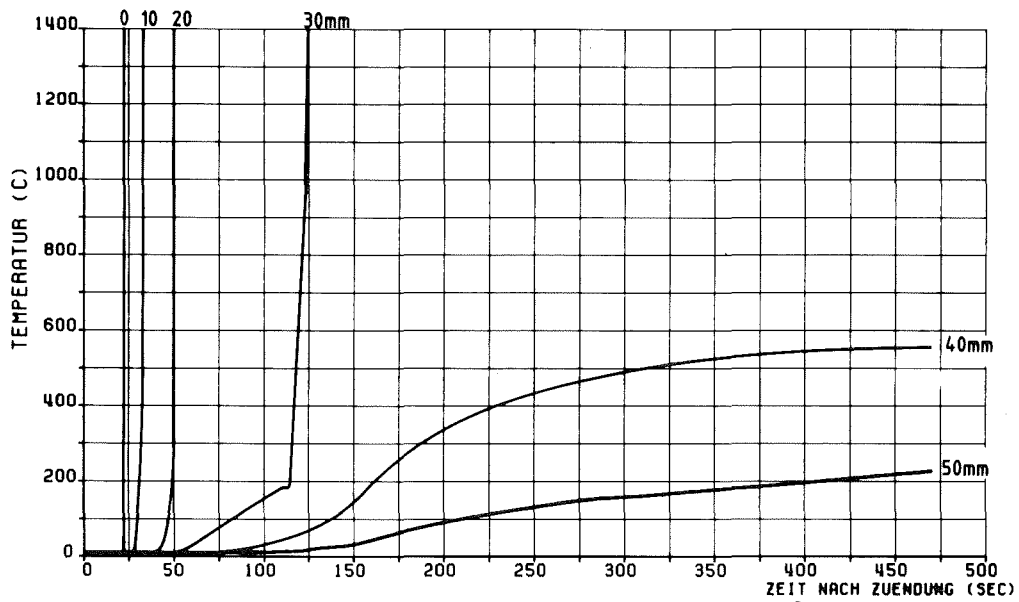


ABB.06.01.12-02:
TEMPERATURVERLAUF AUF DER ACHSE DES BETA-TIEGELS IN VERSCHIEDENEN
ABSTÄNDEN VOM KAVERNENBODEN : NAHBEREICH (M102)



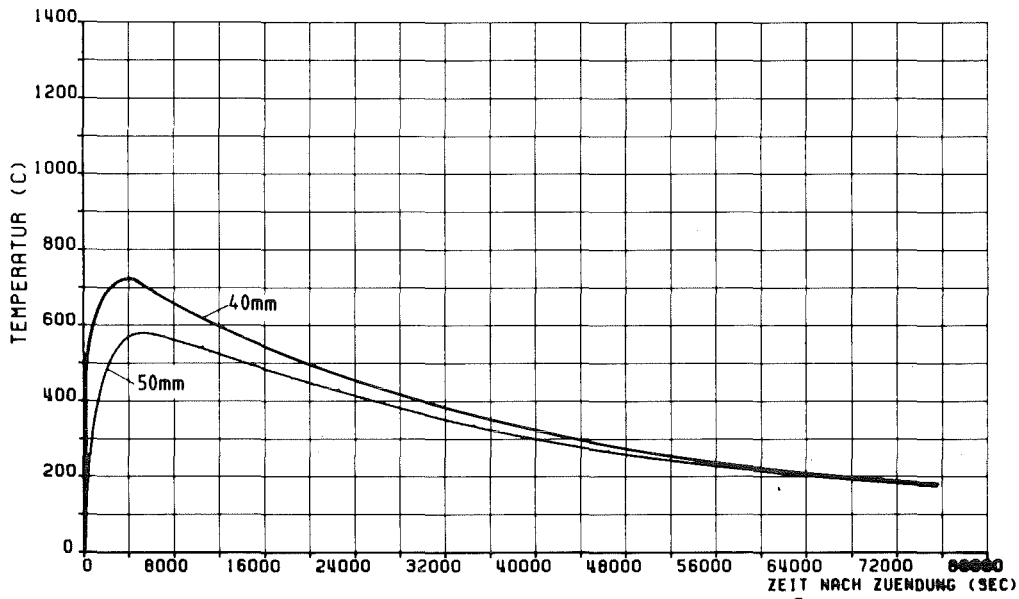
PKK
PNSLSTT

ABB.06.01.12-03:
TEMPERATURVERLAUF AUF DER ACHSE DES BETA-TIEGELS IN VERSCHIEDENEN
ABSTAEENDEN VOM KAVERNENBODEN : FERNBEREICH (M102)



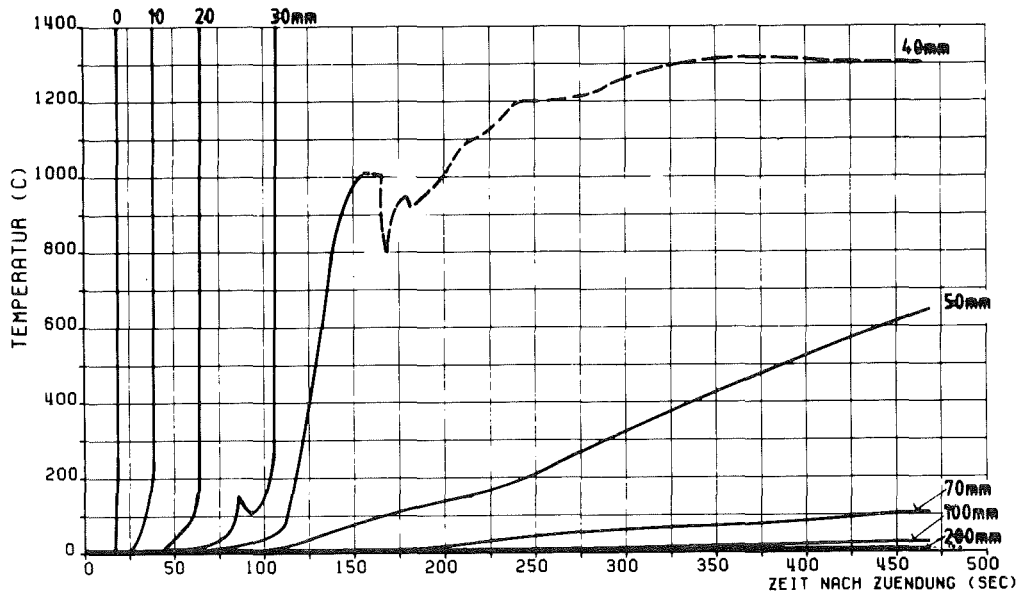
PKK
PNSLSTT

ABB.06.01.12-04:
TEMPERATURVERLAUF IN DER SEITLICHEN WANDUNG DES BETA-TIEGELS UEBER DEM KAVERNEN-
BODEN IN VERSCHIEDENEN ABSTAEENDEN VON DER KAVERNENWANDUNG.:NAHBEREICH (M102)



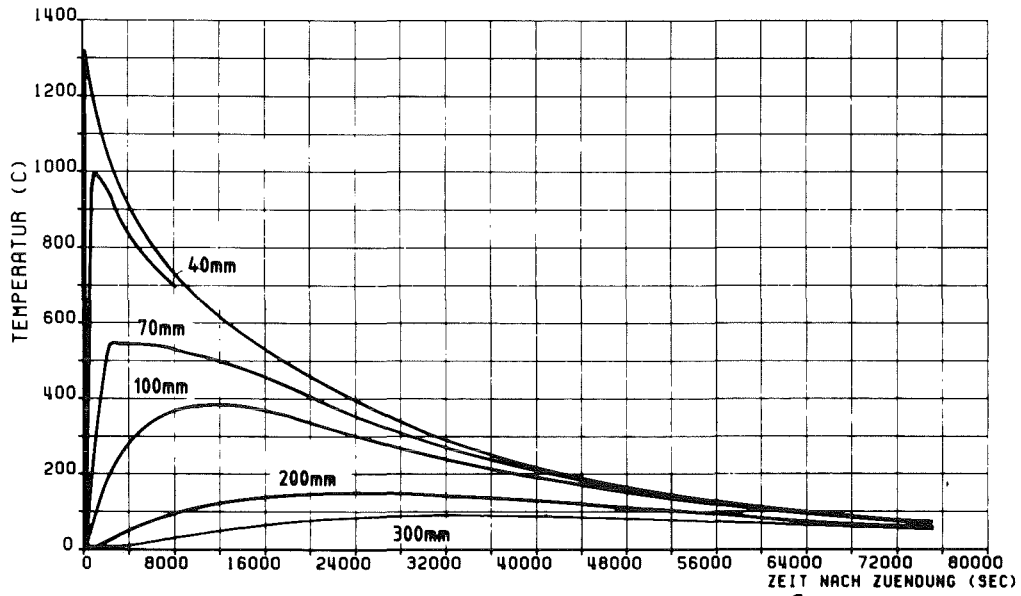
PKK
PNSKSTT

ABB.06.01.12-05:
TEMPERATURVERLAUF IN DER SEITLICHEN WANDUNG DES BETA-TIEGELS UEBER DEM KAVERNEN-
BODEN IN VERSCHIEDENEN ABSTAENDEN VON DER KAVERNENWANDUNG.: FERNBEREICH (M102)



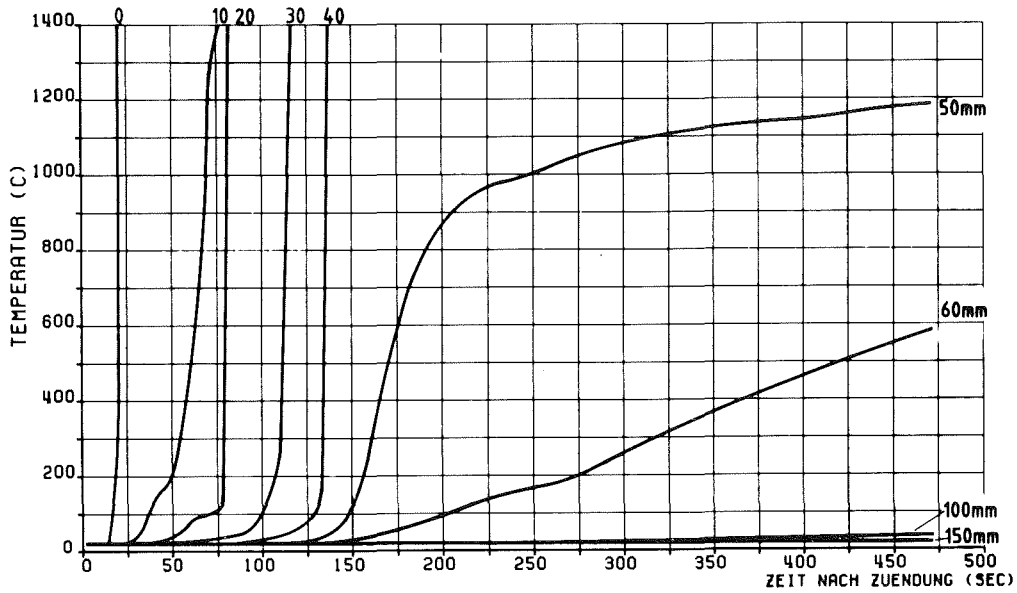
PKK
PNSKSTT

ABB.06.01.12-06:
TEMPERATURVERLAUF AUF DER ACHSE DES ALPHA-TIEGELS IN VERSCHIEDENEN
ABSTAENDEN VOM KAVERNENBODEN.: NAHBEREICH (M17)



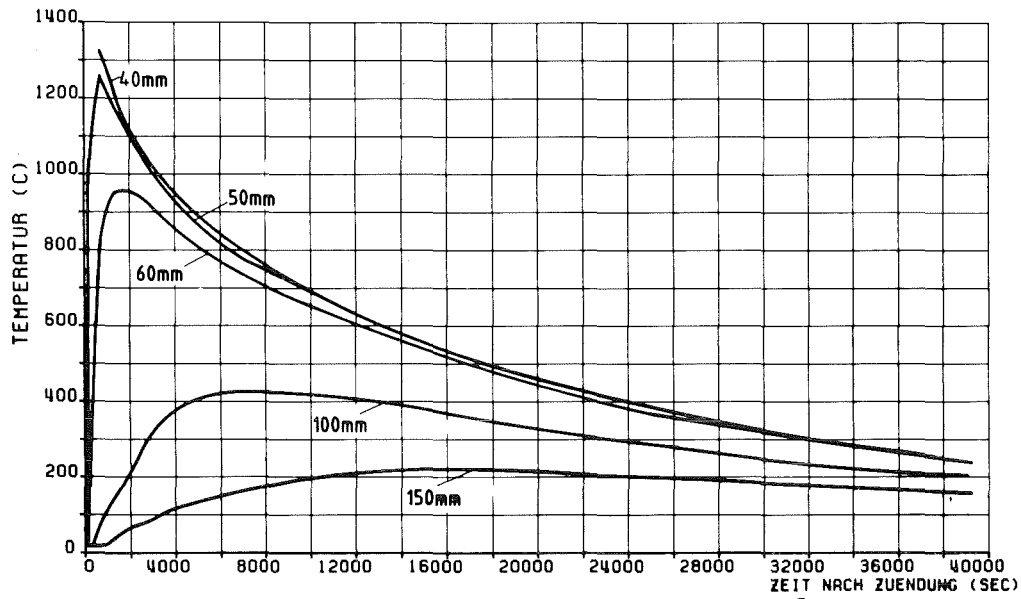
PKZ
PNSLUKSTT

ABB.06.01.12-07:
TEMPERATURVERLAUF AUF DER ACHSE DES US-TIEGELS IN VERSCHIEDENEN
ABSTANDEN VOM KAVERNENBODEN.: FERNBEREICH (M17)



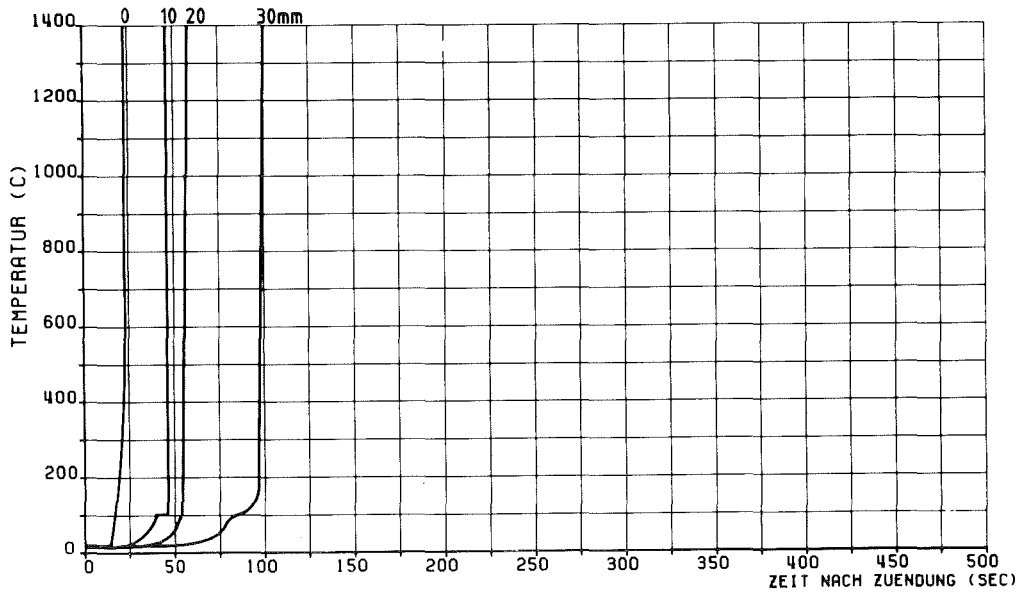
PKZ
PNSLUKSTT

ABB.06.01.12-08:
TEMPERATURVERLAUF AUF DER ACHSE DES US-TIEGELS IN VERSCHIEDENEN
ABSTANDEN VOM KAVERNENBODEN.: NAHBEREICH (M14)



PKZ
PNSUKIT

ABB.06.01.12-09:
TEMPERATURVERLAUF AUF DER ACHSE DES US-TIEGELS IN VERSCHIEDENEN
ABSTANDEN VOM KAVERNENBODEN : FERNBEREICH (M14)



PKZ
PNSUKIT

ABB.06.01.12-10:
TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN IN VERSCHIEDENEN ABSTANDEN VOM
KAVERNENBODEN. ABSTAND ZUR TIEGELACHSE 71 MM (M14)

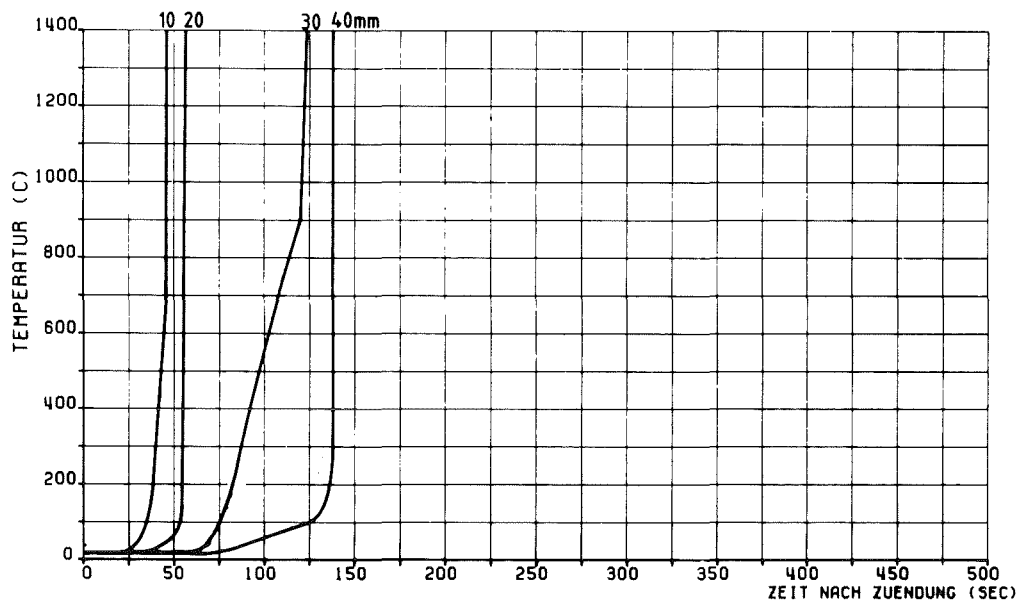


ABB.06.01.12-11:
TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN IN VERSCHIEDENEN ABSTAENDEN VOM
KAVERNENBODEN. ABSTAND ZUR TIEGELACHSE 71 MM (M14)

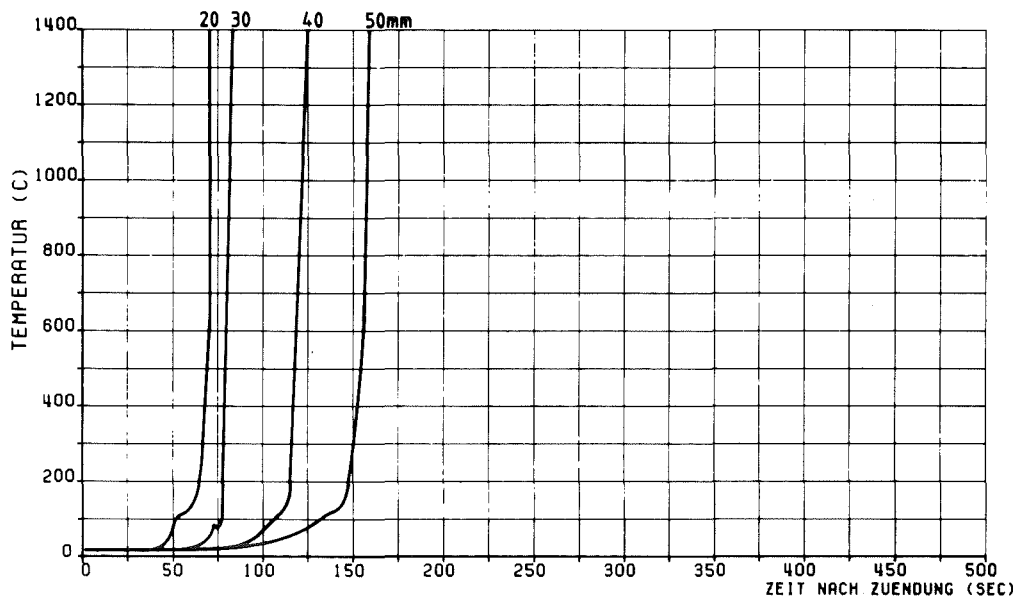


ABB.06.01.12-12:
TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN IN VERSCHIEDENEN ABSTAENDEN VOM
KAVERNENBODEN. ABSTAND ZUR TIEGELACHSE 71 MM (M14)



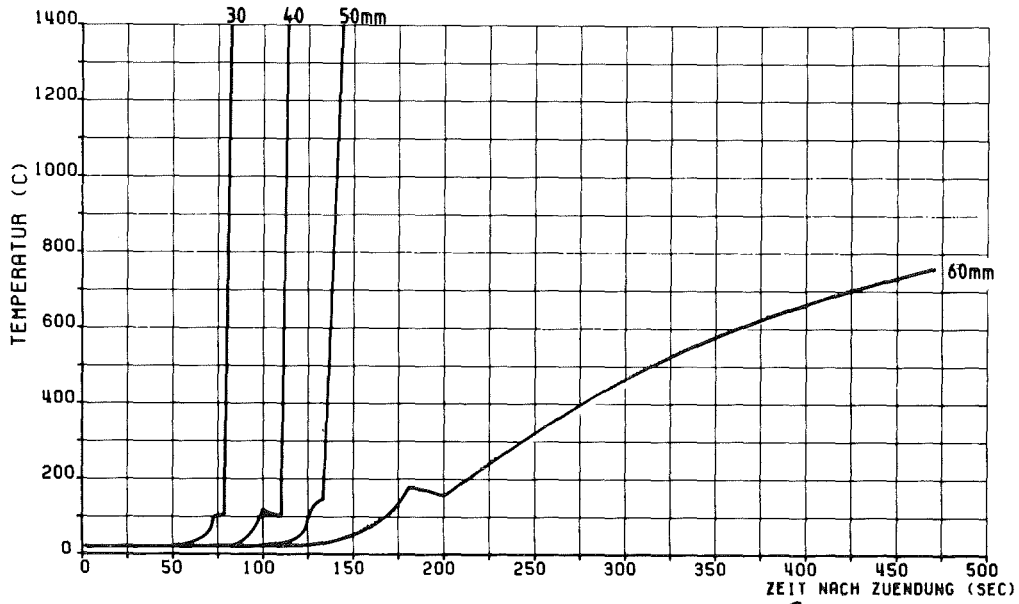


ABB.06.01.12-13:
TEMPERATURVERLAUF IM TIEGELBODEN IN VERSCHIEDENEN ABSTAEUNDEN VOM
KAVERNENBODEN. ABSTAND ZUR TIEGELACHSE 71 MM (M14)

PNSS KIK ITT

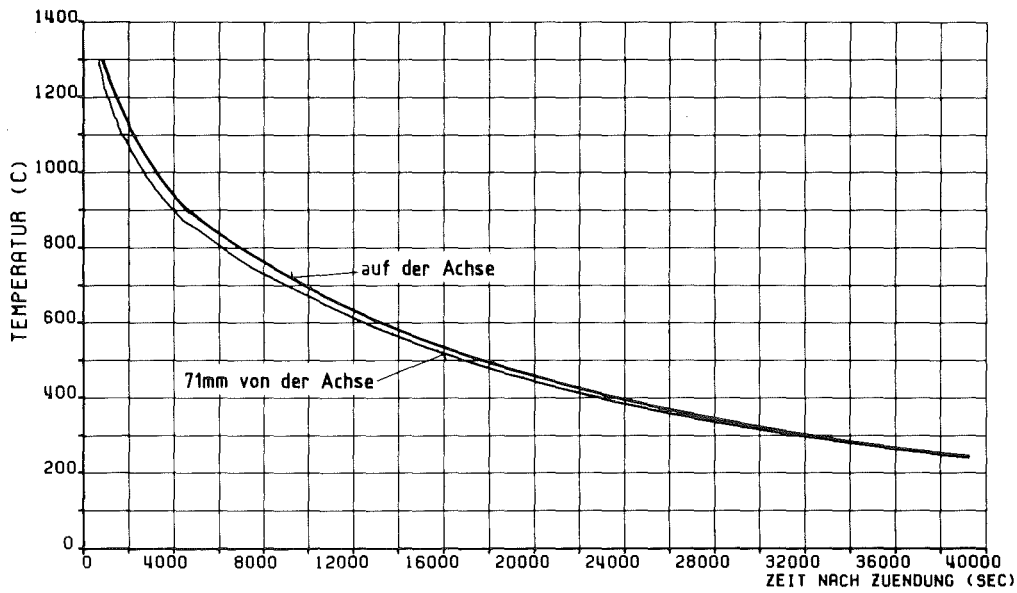


ABB.06.01.12-14:
TEMPERATURVERLAUF DER ERSTARRTEN SCHMELZE AUF DER ACHSE DES
TIEGELS UND IN 71 MM ABSTAND VON DER ACHSE. (M14)

PNSS KIK ITT

06.01.12/21A
PNS 4323

Experimente zur Wechselwirkung zwischen
Stahlschmelzen und Beton

(D.Perinić, R.Döbele, W.Egry, H.Gutzeit,
M.Hespeler, W.Höhn, B.Kammerer, U.Kirchhof,
W.D.Klotz, H.Lukitsch, A.Mack, N.Paroth,
G.Prokott, G.Sebold, K.Trautwein,
H.Wleklinski, D.Zimmerlin; IT)

1. Thermitgießanlage

Auf Grund der Ergebnisse aus dem 1.Versuch mußte die Höhe des Reaktionsbehälters vergrößert werden. Die Verbindungsstelle zwischen Reaktionstiegel und Abdeckhaube wurde abgedichtet.

Nach Durchführung dieser Änderungen wurde der Reaktionstiegel mit Abstichvorrichtung und Gießrinne (s. Abb.1) mit einem 1000 kg-Versuch im Herstellerwerk erprobt.

Die Dauer der Thermitreaktion ist nicht reproduzierbar. Zur Festlegung des Abstichzeitpunktes ist deshalb eine meßtechnische Überwachung der Reaktionsdauer erforderlich. Dazu werden Thermoelemente in die Schüttung des Thermitpulvers gelegt. Zur Überwachung der Gießstrahltemperatur wurden zwei verschiedene Quotientenpyrometer eingesetzt. Auf Grund der von der Gießstrahloberfläche abdampfenden Schmelzbadkomponenten konnte mit keinem der eingesetzten Pyrometer eine realistische Temperatur gemessen werden. Signifikant war das sprunghafte Ansteigen beider Meßwerte um mehr als 1000°C beim Übergang von Metall zum Oxid im Gießstrahl.

Im Experimentierprogramm sind Versuche vorgesehen, die mit Cr/Ni-haltigen Metallschmelzen und SiO_2 -haltigen Oxidschmelzen durchgeführt werden sollen. Darüber hinaus sollen verschiedene Schmelzen mit Temperaturen von 1700°C und 2000°C eingegossen werden.

Bei der Fa. Elektro-Thermit, Essen, wurden Entwicklungsarbeiten für die Herstellung o.g. Mischungen durchgeführt.

Erprobt wurden Thermitmischungen mit rd. 5% Cr und rd. 8% Ni im Stahl. Durch Zugabe von SiO_2 zur Ausgangsmischung konnte mit einer

Thermitsorte ein SiO_2 -Anteil von 19 - 21% in der Schlacke erreicht werden. Die Abgießtemperatur der Stahlschmelze konnte durch Schrottzugabe auf 1700°C bzw. 2000°C reduziert werden.

2. Vorversuche zur Entwicklung der Tiegelmeßtechnik und der Tiegeltechnologie

Die Vorversuchsreihe M wurde im Berichtszeitraum mit acht Versuchen fortgesetzt, wovon fünf im Maßstab 1:1 durchgeführt wurden. Die Aufgabenstellung wurde gegenüber dem Vorjahr erweitert und umfaßt bis zu den Abnahmeversuchen in der BETA-Anlage die

- Entwicklung der Tiegeltechnologie zur Bereitstellung der Betontiegel für die BETA-Versuche,
- Entwicklung und Erprobung der experimentellen und betrieblichen Meßtechnik in Tiegel, Abdeckhaube und Abgassystem,
- Entwicklung und Erprobung hochbelasteter Bauteile, wie Auskleidung der Abdeckhaube und der Abgasrohrleitungen, Dichtung zwischen Tiegel und Abdeckhaube,
- Herstellung, Handhabung, Schneiden und Vermessen der Tiegel.

Die Versuchsziele wurden bei allen Versuchen weitgehend erreicht.

2.1 Meßtechnische Entwicklung

2.1.1 Tiegelbruchüberwachung

Beide elektronische Systeme für die BETA-Anlage

- Lichtleiterschleifen, im Tiegel einbetoniert
- Lichtleiter im Spalt zwischen Tiegel und Schutzrohr

können als erprobt angesehen werden. Mit der Fertigung von 30 Stück gepulsten Detektoreinheiten zur Auskoppelung der Signale aus den Lichtleiterschleifen und von 10 Stück Empfängern für die Lichtleiter im Spalt zwischen Tiegel und Schutzrohr ist gegen Jahresende begonnen worden.

2.1.2 Film- und Fernsehkamera, Pyrometer

Die bestellte Meßeinrichtung zur Lecküberwachung der drei Kühler für das Periskop der Film- und Fernsehkamera, des Quotienten-Pyrometers und des Infrarot-Pyrometers ist eingetroffen. Die Erprobung dieser Einrichtung erfolgt unabhängig von den Schmelzversuchen.

Bei den Versuchen M14 und M17 (jeweils 100 kg Thermit) wurden die Film- und Fernsehkamera mit zugehörigem Periskop und Kühler erstmals eingebaut und erprobt. Der vorgesehene Abbildungsmaßstab wurde nicht erreicht. Die Anordnung wird vor dem nächsten Versuch in der Technikumshalle aufgebaut, die Fehlerursachen festgestellt und neu justiert.

Bei Versuch M102 (600 kg Thermit) wurde das Zweifarben-Pyrometer zur Messung der Schmelzbadoberflächentemperatur erstmals in BETA-Vorversuchen eingesetzt. Der Einbau erfolgte in eine der vier Flanschöffnungen der Abdeckhaube (Abb. 2) mit dem zugehörigen Kühler. Die gekühlte Kupferoberfläche des Kühlers verhinderte größere Schmelzeanbackungen. Die höchste Schmelzbadoberflächentemperatur wurde mit ca. 2600°C gemessen.

2.1.3 Temperaturmessungen durch Thermoelemente

Das Versuchsziel für Versuch M103 war die Tiegelbeschichtung bei höherer Temperatur zu testen. Bei diesem Versuch wurden ca. 100 kg Thermitpulver im Tiegel gezündet und etwa 900 kg Pulver sollten aus einem Behälter nachrieseln. Nachdem rd. 30 kg Thermitpulver nachgerieselt waren, setzte sich die Dosiereinrichtung zu. Im Versuch M103a wurde der selbe Tiegel mit geänderter Dosiereinrichtung verwendet. Es wurden 100 kg Thermitpulver gezündet und 860 kg mit ca. 60 kg/min nachgerieselt. In diesem Versuch konnte die Schmelze rd. 15 min flüssig gehalten werden und die höchste Betontiegel-Oberflächentemperatur von ca. 200°C wurde 180 mm unterhalb der Tigeloberkante gemessen. Das war die höchste bisher an den Tiegeln im BETA-Maßstab gemessene Oberflächentemperatur.

Wandtemperatur- und Gastemperaturmessungen in einer Abgasstrecke mit BETA-ähnlichen Abmessungen (400 mm Innendurchmesser, 100 mm Wandstärke der Auskleidung) wurden erstmals bei Versuch M102 durchgeführt.

Die Instrumentierung der 10 m langen Abgasstrecke bei Versuch M102 (600 kg Thermit) konzentrierten wir auf den Beginn und das Ende der Abgasleitung. Zur Erfassung des maximalen Wandtemperaturprofils wurden unmittelbar nach der Haube in Gasströmungsrichtung vier Ni/CrNi-Thermoelemente "H" bis "K" eingebaut (Abb. 3).

Die höchsten Temperaturen wurden bei den Meßfühlern in folgenden Zeitabständen nach der Zündung registriert:

Stahlwandtemperatur	"H" = 101°C	nach 42 min
Auskleidungs- temperaturen von außen nach innen	{	"I" = 200°C nach 49 min 46 sec
		"J" = 266°C nach 5 min 48 sec
		"K" = 350°C nach 3 min 33 sec

Mit der gemessenen maximalen Temperaturdifferenz von 150°C bei 100 mm Wandstärke der Magnesitauskleidung lassen sich auch die aufgetretenen Risse erklären.

Für die Abgastemperaturmessung wurden jeweils zwei um 180° versetzte Wolfram/Rhenium-Thermoelemente (WRe3- WRe 25) L, L' und M, M' am Beginn und Ende der Abgasleitung angeordnet (Abb. 3, 4). Die Meßfühler L und M wurden mit einem Quarzglasrohr, das mit Quarzmehl gefüllt war, vor der Abgasatmosphäre geschützt. Die Meßfühler L' und M' wurden ungeschützt eingebaut.

Die Meßfühler L und L', die sich am Eintritt befanden, überschritten nach 46 bzw. 17 sec den Meßbereich von 2400°C und wurden danach defekt.

Die am Austritt eingebauten Meßfühler ergaben folgende Meßwerte. Der Meßfühler M erreichte die höchste Temperatur von 957°C nach 40 sec, Fühler M' dagegen maximal 1416°C nach 22 sec. Der Temperatur- und Ansprechzeitunterschied der Fühler erklärt sich aus den unterschiedlichen Ausführungen; dies gilt auch für die Fühler L und L'.

2.1.4 Haubendruckmessungen

Bei Versuch M102 wurden in die Abdeckhaube (Abb. 2) u.a. drei Aufnehmer für die Gasdruckmessung eingebaut. Alle Aufnehmer registrierten eine Druckimpulsdauer von ca. 0,5 sec, wobei Spitzenwerte von 64 mbar auftraten.

2.1.5 Elektronische Meßgeräte

Im Berichtszeitraum wurden Einschübe mit 23 Temperatur-Meßkanälen mit galvanischer Trennung zwischen Eingang und Ausgang fertiggestellt. 34 Trennverstärker-Meßkanäle zur Übernahme von elektrischen Signalen der Anlagen-Meßtechnik in die eigene Datenverarbeitung wurden ebenfalls erstellt.

2.2 Tiegeltechnologie

2.2.1 Bewehrung der Betontiegel

Für die Tiegelbeschichtung wurde zur Einbettung von Glasfasermatten alternativ zu Polyesterharz das temperaturbeständigere Furanharz gewählt und in einem Versuch mit 100 kg Thermitschmelze getestet (M17). Aufgrund guter Versuchsergebnisse wird dieses Harz künftig für die Beschichtung der BETA-Tiegel eingesetzt.

2.2.2 Herstellung der Betontiegel

Die Fertigung der ersten drei Tiegel der Reihe B (Abb. 5) wurde mit der inzwischen angelieferten Stahlschalung durch das Institut für Massivbau und Baustofftechnologie der Universität Karlsruhe, Abteilung Massivbau, durchgeführt. Die bisher verwendete Betonspezifikation wurde beibehalten. Die Stahlschalung gestattete eine maßhaltige Herstellung der Betontiegel, wodurch diese in die Tiegelaufgabe passen sollen. Die Handhabung der rd. 6 t schweren Tiegel erfolgt mit Hilfe der neuen Transportvorrichtung und Krantraverse. Die Tiegel werden zur Alterung (Abb. 6) in die Klimakammer gefahren und dort bei 20°C und 95% Luftfeuchte einen Monat gelagert. Anschließend erfolgt eine Trockenlagerung von fünf Monaten.

3. Baumaßnahmen

3.1 Bauwerk

Die Bauarbeiten mit allen Gewerken konnten planmäßig zum Ende des Berichtszeitraumes bis auf solche abgeschlossen werden, die vom Verlauf der verfahrenstechnischen Montage abhängig sind (z.B. Bodenanstrich in der Halle, elektrische Installationen in den Gruben).

Das Gebäude (Abb. 7) - als Bau 660 bezeichnet - steht im Planquadrat H/5-6 gemäß Generalbebauungsplan in Ost-West-Richtung verlaufend und unterteilt sich in

- die eingeschossige Versuchshalle im Osten,
- den teilweise zweigeschossigen und teilunterkellerten Versorgungstrakt und
- den eingeschossigen, nicht unterkellerten Überwachungstrakt im Westen.

Die Versuchshalle wird von Süden her über eine abknickende Zufahrtsstraße erschlossen. Personenzugänge zur Schaltwarte (Überwachungstrakt), zum Versorgungstrakt und zusätzlich zur Halle erfolgen von Westen her bzw. über eine Zufahrt entlang der Nordseite des Gebäudes.

3.1.1 Die Versuchshalle mit ihren beiden für die Verfahrenstechnik bestimmten Gruben (Induktorgrube, Kondensatorengrube) wurde in Stahlskelettbauweise mit Bodenplatte und Gründung in Ortbeton erstellt. Da die Sohle der Induktorgrube 2,8 m unterhalb des Grundwasserspiegels liegt, war eine druckwasserhaltende Wannendichtung erforderlich. Die starke Schallentwicklung während des Versuchsablaufes von ca. 116 dB(A) erforderte eine Dämmwirkung der umschließenden Bauteile von ca. 50 dB(A), damit die gesetzlich zugelassenen Höchstwerte für die naheliegenden Wohngebiete nicht überschritten werden.

Zur Abführung und Herunterkühlung von 30 m³ heißen Rauchgasen, die innerhalb von 30 sec Reaktionszeit nach der Thermitzündung anfallen, ist auf dem Hallendach eine entsprechende Rauchgas-Absauganlage installiert worden.

Die Halle ist mit einem Brückenkran (Traglast 100 kN) ausgestattet.

3.1.2 Der Versorgungstrakt wurde in Stahlbeton (Untergeschoß und Decken) sowie in Mauerwerk gebaut. In diesem Gebäudeteil sind die Zentralen der haustechnischen Versorgung Heizung, Lüftung, Sanitär, Elektro und die Chemie I-Hebeanlage sowie im Obergeschoß die verfahrenstechnische Rückkühlanlage mit dem auf dem Dach angeordneten Kühlturm untergebracht.

3.1.3 Der Überwachungstrakt (Schaltwarte) ist als Stahlbeton-Massivbau explosionsgeschützt ausgeführt.

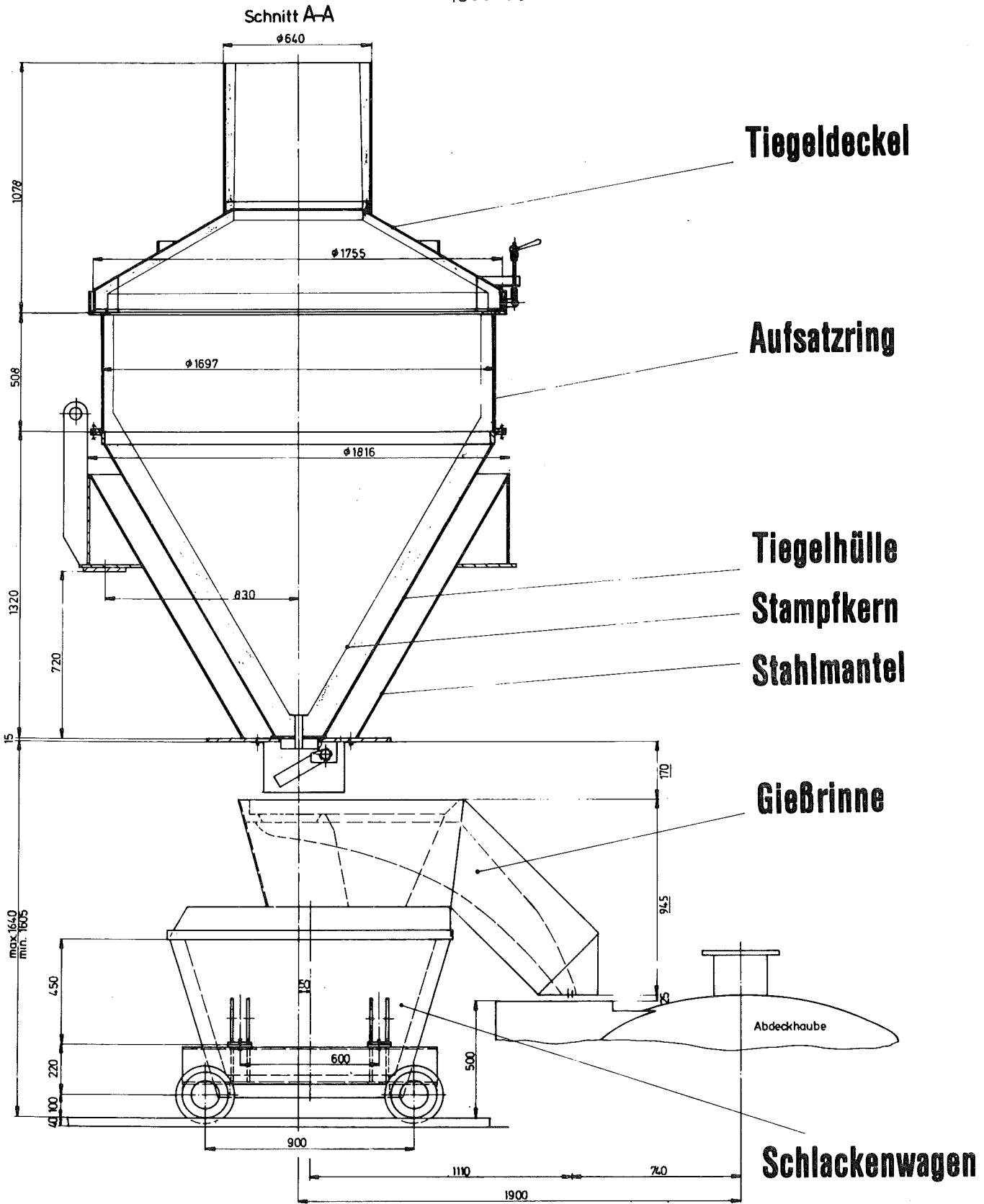
3.2 Versorgungsanschlüsse

3.2.1 Die elektr. Leistungsversorgung der BETA-Anlage (10 MVA bei 20 kV/50Hz) wird über 4 parallel geschaltete Transformatoren mit je 2,5 MVA zur Einspeisung in die Umrichterstation mit 700V/50Hz sichergestellt.

Für das allgemeine Netz und für den Eigenbedarf wurde noch eine fünfte Transformatoreneinheit (1,6 MVA) aufgestellt. Die Stromversorgung erfolgt aus der 20 kV-Schaltanlage der Station Nord (Bau 686).

3.2.2 Die Hallenbelüftung wird über eine 3stufige Anlage betrieben, wobei in jeder Stufe 3 Abluftventilatoren zusammengefaßt sind. Die Zuluft wird über 3 Schächte in der Hallensüdseite angesaugt, die Abluft über die drei Ventilatorgruppen unter dem Hallendach nach Norden ausgeblasen.

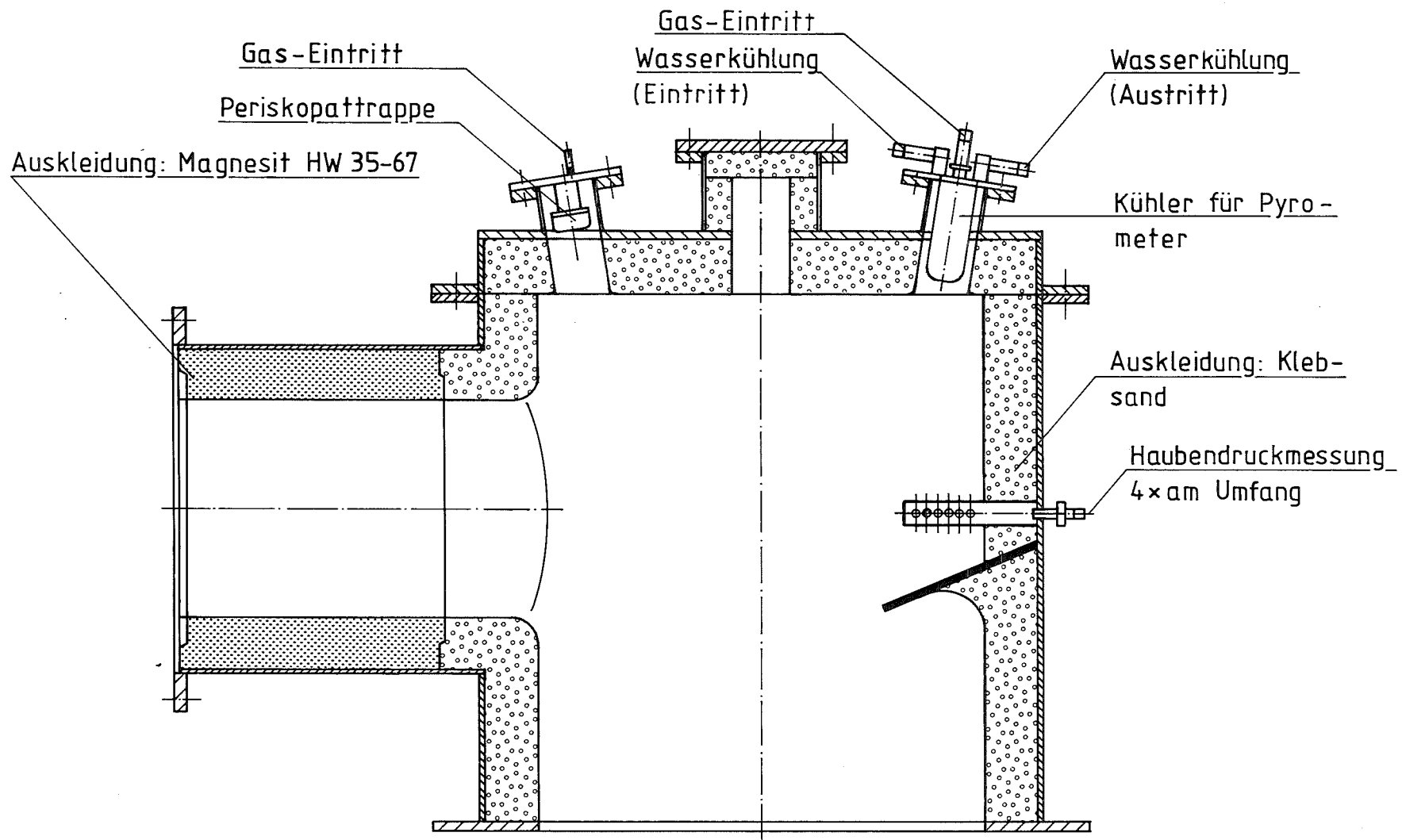
3.2.3 Die Wärmeversorgung wird über das Fernheizwerk sichergestellt. In der Halle wird eine Mindesttemperatur von +15°C über Wandluftherhitzer, in der Schaltwarte ein Temperaturbereich von +22°C bis +28°C über ein Lüftungsgerät erreicht.



IT-1983
06.01.12

Thermitgießanlage

ABB. 1

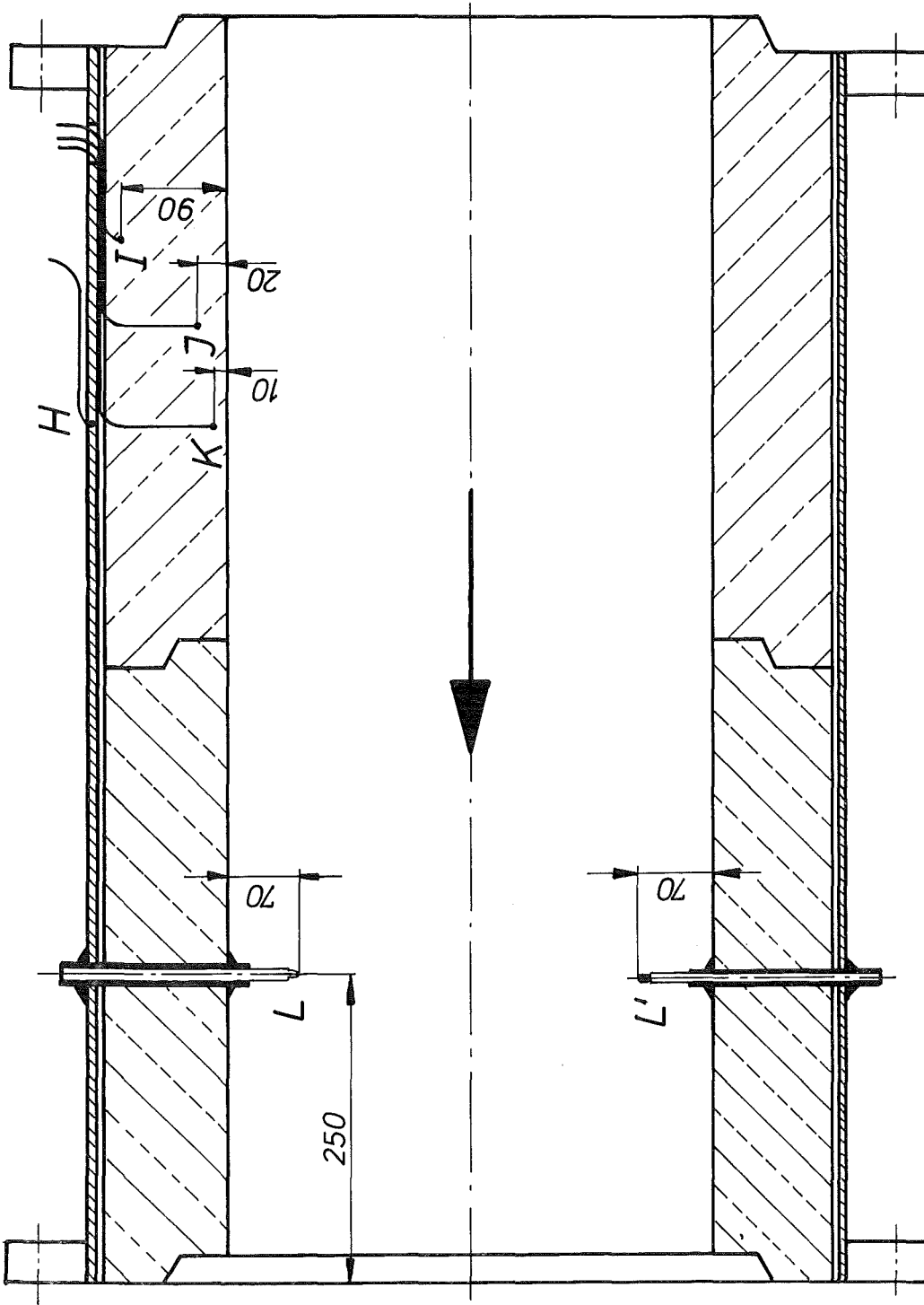


- 4300-62 -

KfK
IT-1982
06.01.12

Versuch M102: KfK-Haube

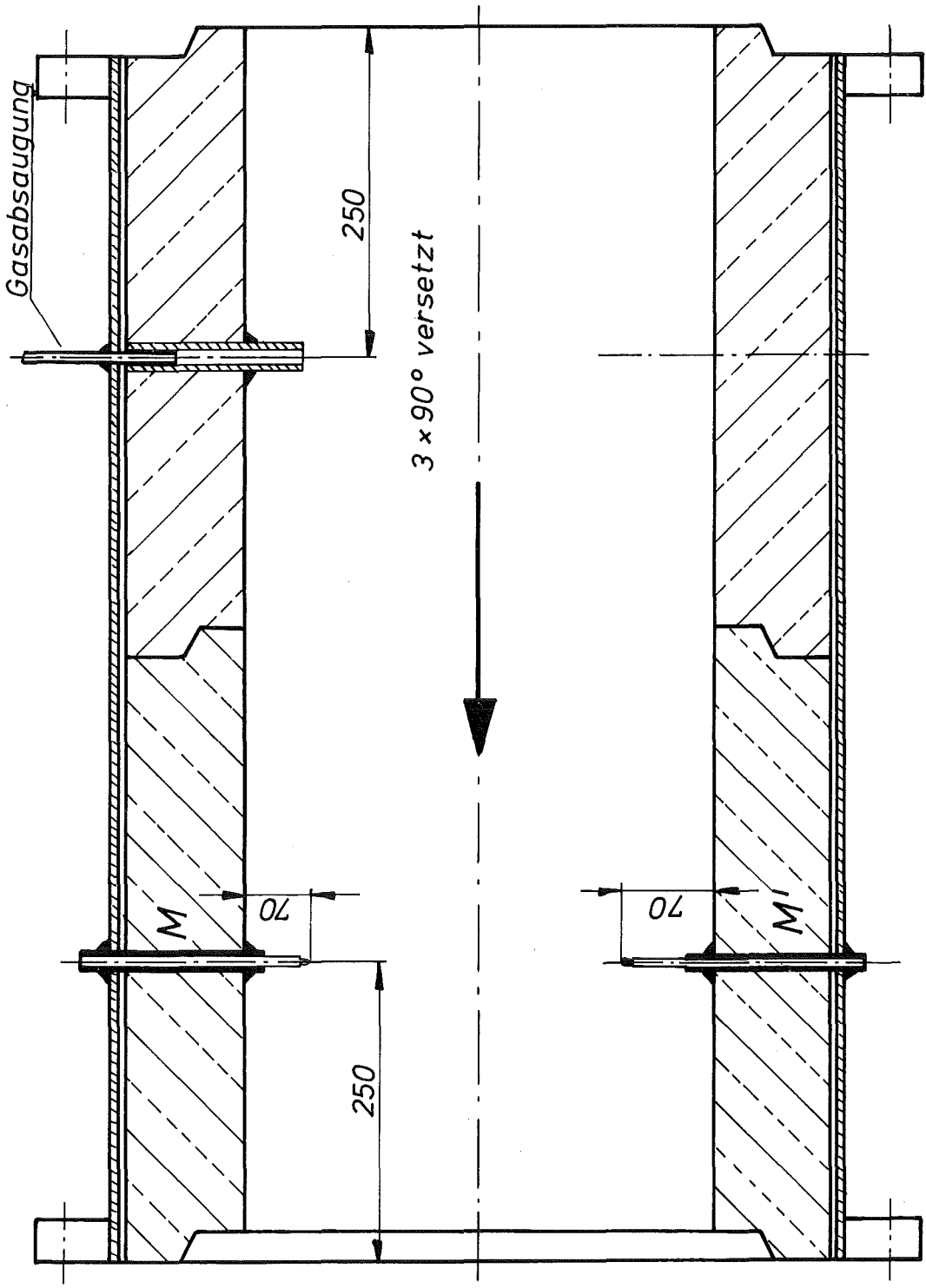
ABB. 2



IT-1982
06.01.12

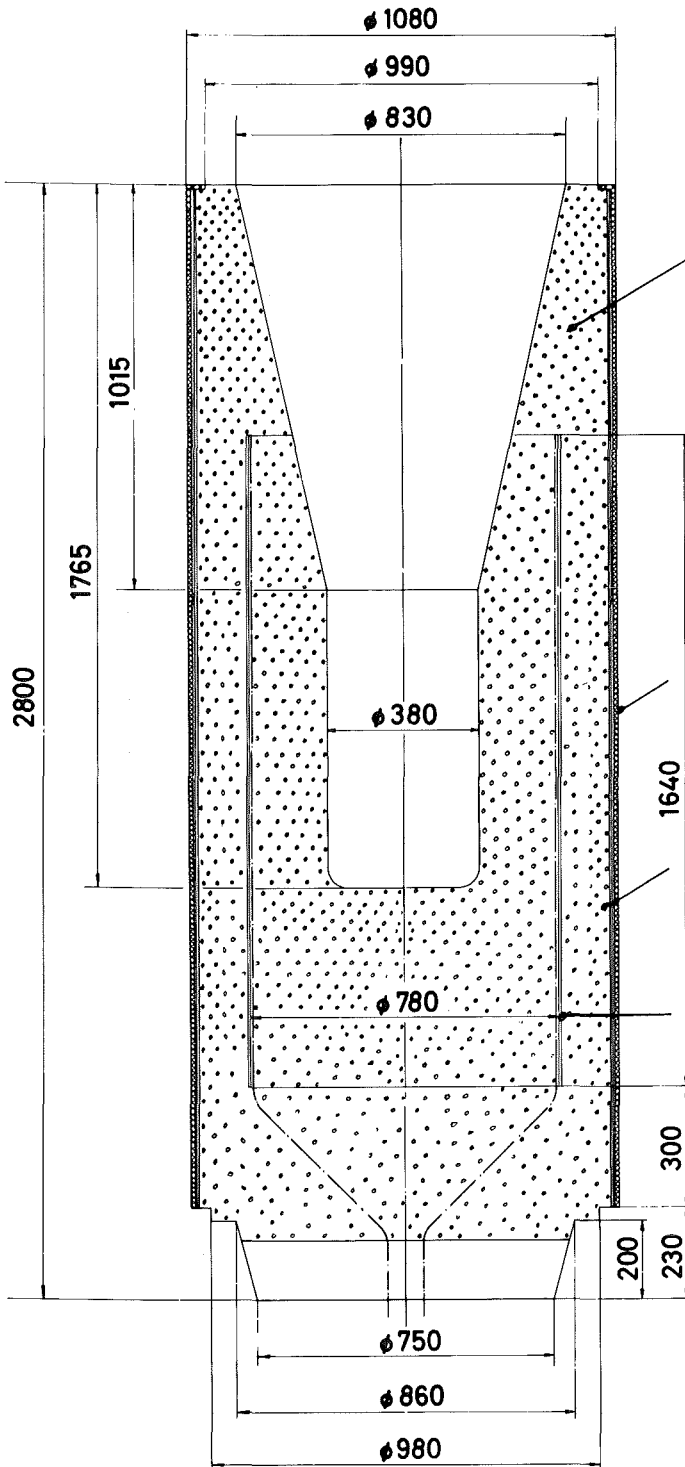
Versuch M 102: Abgasrohr Nr.1(am Haubenflansch)

ABB. 3



IT-1982
06.01.12

Versuch M102: Abgasrohr Nr.10 (Endstück)



Beton Ausgangsstoffe in kg/m³:

Zement HOZ 35L-NW/HS	330
Wasser	195
Sand 0-2 mm	670
Kies 2-8 mm	360
Kies 8-16 mm	415
Kies 16-32 mm	360

Beschichtung

10 Lagen Glasgewebe
harzgetränkt

Glasgittergewebe:

Maschenweite 20 x 20 mm
2 Lagen einbetoniert

Glasgittergeweberohr:

Maschenweite 20 x 20 mm
3 Lagen einbetoniert (Träger für
30 Lichtleiterschleifen der
Tiegelbruchüberwachung)



IT-1983
06.01.12

BETA-Betontiegel

ABB. 5

Vers. Nr.	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										
M102	10.6.81	323 Tage																29.																		
																		4.																		
US5	7.6.1979	1076 Tage																18.																		
																		5.																		
M14	2.7.81	421 Tage																27.																		
																		8.																		
M103 M103a	15.12.81																	1.Versuch am 24.	nach insgesamt 311 Tagen 2.Versuch am 22.																	
																		6.	10.																	
M15	17.12.81																																			
M16																												29.								
																												7.								
B1																						23.														
																						9.														
B2																								30.	27.	27.										
																								9.	Tage	10.										
M17																						11.	28.	9.												
																						11.	Tage	12.												
B3																						18.	26.	14.												
																						11.	Tage	12.												

- 4300-66 -



KfK
IT-1982
06.01.12

BETA - Vorversuche 1982

ABB. 6



KfK

IT 1983
06.01.12

ABB. 7

VERSUCHSHALLE BETA

06.01.12/22A Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung
PNS 4331 einer Kernschmelze mit Beton
 (M. Reimann, S. Stiefel, IRB)

1. Vorbemerkung

Die bisherigen Untersuchungen zum Ablauf des Kernschmelzens in deutschen DWK-Standardanlagen haben gezeigt, daß der Druckaufbau bis zum Verlust der Integrität des Sicherheitsbehälters maßgeblich durch die Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Betonfundament bestimmt wird. Diese im Vergleich mit den ersten drei Phasen des hypothetischen Kernschmelzenunfalls (Kernaufheizung, Restwasserverdampfung und Ausbildung eines Schmelzsees) lange andauernde 4. Phase muß möglichst realistisch erfaßt werden. Im Rahmen eines breit angelegten internationalen Forschungsprogramms wird unter anderem der Rechen-code WECHSL /1/ entwickelt, der mit den Ergebnissen der BETA-Versuchsanlage /2/ verifiziert werden soll. Durch zahlreiche Vorversuche mit Thermitschmelzen bis 600 kg für die BETA-Anlage, die allerdings ohne Nachheizung durchgeführt wurden und deshalb stark transient verliefen, wurde belegt, daß die Hochtemperaturphase, in der die Metallschicht und die Oxidschicht der Kernschmelze vollständig flüssig sind, bereits relativ sicher berechnet werden kann. Wie der typische, mit WECHSL berechnete Temperaturverlauf in Abb. 1 für einen Kernschmelzenunfall zeigt, sinkt die Temperatur innerhalb von etwa 10^4 s Wechselwirkung von der Anfangstemperatur 2400°C in die Nähe der jeweiligen Erstarrungstemperatur der Metallschicht bzw. der Oxidschicht bei etwa 1450°C ab.

In diesem Temperaturbereich setzt Krustenbildung an den Berandungen der Schmelze ein. Im vorliegenden Bericht wird ein transientes Krustenwachstumsmodell vorgestellt und es werden neuere Modellentwicklungen für den Wärmeübergang von der Schmelze an den Beton diskutiert. Zunächst sollen jedoch die Siedebeziehungen zusammengestellt werden, die nach Sumpfwassereinbruch für den Wärmeübergang von der Oberseite der Schmelze an das Sumpfwasser maßgeblich sind.

2. Wärmeübergang durch Siedevorgänge nach Sumpfwassereinbruch

Bei einem deutschen Standard-DWR ergießt sich die Kernschmelze nach Versagen des Reaktordruckbehälters zunächst in die trockene Schildgrube. Die Wandstärke des begrenzenden Betonzylinders mit einem Innendurchmesser von 6.4 m beträgt

0.85 m; an der Außenseite dieses Zylinders steht das Sumpfwasser. Ist die radiale Betonerosion auf 0.80 m angewachsen, so ist anzunehmen, daß durch das Eigengewicht des Betonzylinders Risse entstehen, wodurch die Oberfläche des Schmelzsees durch das Sumpfwasser geflutet wird.

Auf der Oberseite des Schmelzsees haben sich zu diesem Zeitpunkt bereits Krusten erheblicher Dicke ausgebildet. Zur Beschreibung des Wärmeübergangs von der Krustenoberfläche an das Sumpfwasser können deshalb die Siedebeziehungen für horizontale Heizflächen verwendet werden, wie sie in der Literatur zu finden sind. Die nachfolgenden Beziehungen wurden dem Handbuch /3/ entnommen.

Bei hohen Temperaturen der Kruste wird die Wärme zunächst durch Filmsieden abgeführt. Nach Berenson gilt für die Wärmeübertragung durch den Dampffilm

$$Nu_{\text{Film}} = 0.425 \left[Gr_v Pr_v \frac{h_{ev} + 0.4 c_{pv} \Delta T}{c_{pv} \Delta T} \right]^{1/4} \quad (1)$$

mit dem Temperaturgefälle

$$\Delta T = T_i - T_e \quad (2)$$

zwischen Krustenoberfläche (Index i) und dem Sumpfwasser auf Sättigungstemperatur (Index l). Der Index v weist auf Stoffwerte der Dampfschicht hin.

Es gilt

$$\left. \begin{aligned} Nu_{\text{Film}} &= \frac{\alpha_{\text{Film}} a}{k_v} ; \\ Gr_v &= \frac{\rho_v g (\rho_e - \rho_v) a^3}{\eta_v^2} ; \\ Pr_v &= \frac{\eta_v c_{pv}}{k_v} . \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Die charakteristische Länge ist die Laplace-Konstante

$$a = \left[\frac{\sigma}{g (\rho_e - \rho_v)} \right]^{1/2} \quad (4)$$

Für die Wärmeübergangszahl folgt

$$\alpha_{\text{Film}} = 0.425 \left[\frac{k_v^3 \rho_v (\rho_e - \rho_v) g (h_{ev} + 0.4 c_{pv} \Delta T)}{\eta_v a \Delta T} \right]^{1/4} \quad (5)$$

Der Wärmetransport durch thermische Strahlung wird durch

$$\alpha_{\text{Rad}} = \epsilon_{ie} c_0 (T_i^4 - T_e^4) \quad (6)$$

mit

$$\epsilon_{ie} = \frac{1}{1/\epsilon_i + 1/\epsilon_e - 1} \quad (7)$$

charakterisiert. Die gesamte übertragene Wärmestromdichte wird durch die Näherungsformel

$$(Q/A)_{\text{FS}} = \left(\alpha_{\text{Film}} + \frac{3}{4} \alpha_{\text{Rad}} \right) (T_i - T_e) \quad (8)$$

berechnet.

Die minimale Wärmestromdichte, bei der der Dampffilm instabil wird und zusammenbricht, kann nach Zuber durch

$$(Q/A)_{\text{min}} = 0.09 \rho_v h_{ev} \left[\frac{\sigma g (\rho_e - \rho_v)}{(\rho_e + \rho_v)^2} \right]^{1/4} \quad (9)$$

berechnet werden. Zwischen der minimalen Wärmestromdichte und der maximalen Wärmestromdichte

$$(Q/A)_{\text{max}} = 0.18 \rho_v h_{ev} \left[\frac{\sigma g (\rho_e - \rho_v)}{\rho_v^2} \right]^{1/4} \left(\frac{\rho_e}{\rho_e + \rho_v} \right)^{1/2} \quad (10)$$

liegt der Bereich instabilen Siedens. Bei weiter abnehmendem Temperaturgefälle ΔT schließt sich der Bereich des Blasensiedens an. Der Wärmeübergang wird z.B. nach Rohsenow durch

$$Ph = \bar{C} Re_{\text{Be}}^{1/3} Pr_e^s \quad (11)$$

mit

$$\left. \begin{aligned} Ph &= \frac{h_{ev}}{c_{pe} \Delta T} \\ Re_{\text{Be}} &= \frac{(Q/A) a}{\eta_e h_{ev}} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

charakterisiert. Für Wasser wird der Exponent $s = 1$ und die Konstante $\bar{C} = 0.006$ gesetzt. Für die Wärmestromdichte bei Blasensieden folgt

$$(Q/A)_{BS} = \left[166,67 \frac{k_e \Delta T}{a} \left(\frac{a}{\eta_e h_{ev}} \right)^{2/3} \right]^3 \quad (13)$$

Der Vollständigkeit halber wird noch bei sehr kleinen Temperaturdifferenzen ΔT freie Konvektion durch

$$Nu_{Konv} = 0.14 (Gr_e Pr_e)^{1/3} \quad (14)$$

berücksichtigt. Es folgt

$$(Q/A)_K = 0.14 \Delta T \left[\frac{k_e g_e^2 g \beta_e \Delta T c_{pe}}{\eta_e} \right]^{1/3} \quad (15)$$

Im Bereich von Blasensieden und Konvektion wird

$$(Q/A) = \text{Max} \left\{ (Q/A)_{BS}, (Q/A)_K \right\} \quad (16)$$

festgelegt.

Die vollständigen Siedekurven werden mit den entsprechenden Stoffwerten für gesättigtes Wasser und überhitzten Wasserdampf aus einem kompletten System von Zustandsgleichungen für Gleichgewichtszustandsgrößen /4/ und Transportgrößen sowie der Oberflächenspannung /5/ im interessierenden Druckbereich zwischen 1 bar und 10 bar in Abhängigkeit vom logarithmisch gestuften Temperaturgefälle ΔT berechnet. Die Ergebnisse werden in einem Datensatz zusammengefaßt, aus dem in WECHSL die aktuellen Werte durch Interpolation gewonnen werden.

3. Beziehungen für den Wärmeübergang von der Schmelze an den Beton

3.1 Hochtemperaturphase

In der Hochtemperaturphase, wenn sowohl die Metall- als auch die Oxidschicht flüssig sind, werden hohe Wärmestromdichten an den Beton übertragen. Die Temperatur fällt im abschmelzenden Beton innerhalb weniger Zentimeter von der Schmelztemperatur auf die Umgebungstemperatur ab, und es treten der

Schmelzfrontgeschwindigkeit und dem Wasser- und CO_2 -Gehalt des Betons proportionale Gasströme aus der Betonoberfläche aus. Sind diese Gasströme ausreichend hoch, so bildet sich ein geschlossener Gasfilm aus. Wie in /1/ ausgeführt, stellt der Gasfilm und die daran anschließende Grenzschicht in der Schmelze den maßgeblichen Wärmeübergangswiderstand von der Schmelze an den Beton dar.

Fallen die freigesetzten Gasmengenströme unter einen bestimmten Wert ab, der analog zur Beziehung (9) für die minimale Wärmestromdichte beim Filmsieden berechnet werden kann, so bricht der Gasfilm zusammen und die Betonoberfläche wird durch die Schmelze benetzt. Der Wärmeübergang wird dann durch die sich ablösenden Einzelblasen festgelegt. Das entsprechende, von Mayinger und Mitarbeitern entwickelte Blasenmodell wurde, wie in /1/ angegeben, ebenfalls in den WECHSL-Code implementiert.

In zahlreichen Rechenläufen mit dem WECHSL-Code wurde bei Variation der Beton-zusammensetzung zwischen gasreichem karbonatischem Beton und gasarmem silikatischem Beton festgestellt, daß in der Hochtemperaturphase ausschließlich das Filmmodell zur Anwendung kommt. Wenn die äußere Berandungstemperatur der Schmelze die Erstarrungstemperatur unterschreitet, setzt sowohl bei der Metallschicht als auch bei der Oxidschicht Krustenbildung ein, bevor die minimale Wärmestromdichte erreicht wird, die zum Zusammenbruch des Gasfilms führen würde.

3.2 Wärmeübergang bei Annäherung an den Erstarrungspunkt

Die sich ausbildenden Krusten sind zunächst dünne Häute, die mit der Bewegung des Schmelzbades mitgeführt werden und somit den Antriebsmechanismus der Gase auf die Schmelzbadkonvektion und damit den Wärmeübergang noch nicht nennenswert beeinflussen. Mit Anwachsen der Kruste tritt jedoch eine zunehmende Stabilisierung ein. Schließlich ist die Kruste so weit angewachsen, daß sie als stabile Wand stehen bleibt.

In der festen Kruste sind zunächst offene Kanäle, durch die das aus dem Beton freigesetzte Gas abströmen kann, das dann in Form von Gasblasen in die Schmelze eintritt. An der Innenseite der Kruste geschieht der Wärmeübergang durch das Einzelblasenmodell, wobei die maßgebliche Temperaturdifferenz durch die Erstarrungstemperatur T_{sol} und die Schmelzbadtemperatur T_{pool} festgelegt wird. Zwischen der Außenseite der Kruste und dem Beton wird zunächst als

Wärmeübergangswiderstand noch eine Gasschicht angenommen. Der Wärmeübergang mit einem Temperaturgefälle zwischen Oberflächentemperatur der Kruste und der Erweichungstemperatur des Betons wird mit dem Filmmodell berechnet.

Bei weiterem Anwachsen der Kruste nehmen die an den Beton übertragenen Wärmestromdichten weiter ab. Die entgaste poröse Zone im Beton wird immer ausgedehnter und die Stoffmengenströme der Gase, die dann in der Tiefe des Betons freigesetzt werden, nehmen ab. Geraten die Widerstände zur Durchströmung der porösen Betonmatrix in Umfangsrichtung um die Schmelze in die Größenordnung der Strömungswiderstände, die bei der Durchströmung der Betonmatrix in Richtung auf die Schmelze und bei der Durchströmung der Kanäle in der Kruste auftreten, so entsteht zunehmend ein Bypass, durch den die Gase um die Schmelze herumgeführt werden. Dieser Effekt und die abnehmenden Gasmengenströme führen dazu, daß in der Kruste zunehmend Gaskanäle geschlossen werden. Der gasgetriebene Konvektionsmechanismus in der flüssigen Schicht geht dann zunehmend in Naturkonvektion über.

Von Mayinger et. al. /6/ wurden mit der Methode der holographischen Interferometrie experimentelle Untersuchungen der Strömungs- und Temperaturfelder und des Wärmeübergangs bei Naturkonvektion in Schmelzschichten mit inneren Wärmequellen durchgeführt und parallel dazu das numerische Rechenprogramm THEKAR entwickelt. Die Auswertung für zylindrische Schichten mit überall gleicher Randtemperatur ergab die Wärmeübergangsbeziehungen

$$Nu_{\text{unten}} = 0,935 \cdot Ra'^{0,10} ; \quad (17)$$

$$Nu_{\text{radial}} = 0,495 \cdot Ra'^{0,18} ; \quad (18)$$

$$\left. \begin{aligned} Nu_{\text{oben}} &= 0,34 \cdot Ra'^{0,22} \text{ für } Ra' < 1,7 \cdot 10^7 ; \\ Nu_{\text{oben}} &= 2,8 \cdot Ra'^{0,09} \text{ für } Ra' > 1,7 \cdot 10^7 . \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

wobei die modifizierte Rayleigh-Zahl Ra' gleich dem Produkt aus Rayleigh-Zahl und Damköhler-Zahl ist:

$$Ra' = Ra Da = \frac{g \beta H^5 (Q_{\text{int}} / V) \rho c}{\nu k^2} \quad (20)$$

Die dimensionslosen Kennzahlen sind mit der Höhe der schmelzflüssigen Schicht H als charakteristischer Länge gebildet; (Q_{int}/V) ist die innere Wärmequellendichte.

An der Außenseite der Kruste entsteht ein Spalt, der mit den gesamten erschmolzenen Betonbestandteilen und mit einem Teil der Gase ausgefüllt ist. Der andere Teil der Gase kann möglicherweise durch die poröse Betonmatrix abströmen. Für derartige zweiphasig durchströmte Spalte wurden von Alsmeyer et. al. /7/ für feste Wände Wärmeübergangsmessungen durchgeführt. Zur Zeit werden Versuche mit Einströmen der Gase in den Spalt durch eine poröse Wand vorbereitet. Nach Abschluß dieser Untersuchungen liegen dann alle Wärmeübergangsmodelle vor, die zur realistischen Vorhersage der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton zur Beschreibung sowohl der Hochtemperaturphase als auch des langfristigen Verhaltens der Kernschmelze mit Krustenbildung im Betonfundament notwendig sind. Abb. 2 zeigt schematisch die verschiedenen möglichen Kombinationen der Wärmeübergangsmodelle.

Eine offene Frage ist noch, bei welcher Krustendicke ein Übergang von einem Wärmeübergangsmodus auf den nachfolgenden erfolgt. Dieser Übergang hängt sicher von den Ausfriereeigenschaften des Materials ab. So wird eine Metallkruste sicher früher gasdicht sein als eine porös erstarrende Oxidkruste. Die Frage wird einerseits durch Modellexperimente (PNS 4334) und andererseits durch Nachrechnung der entsprechenden BETA-Experimente bei teilerstarrten Schmelzen gelöst werden können.

4. Eindimensionales instationäres Krustenmodell

4.1 Allgemeine Formulierung

Die Krustenbildung wird durch die folgenden Mechanismen gesteuert:

- Wärmeübergangsbedingung an der Innenseite der Kruste mit dem Temperaturgefälle $T_{\text{pool}} - T_{\text{sol}}$;
- Instationäre Wärmeleitung durch die Kruste; Berandungstemperaturen der Kruste sind T_{sol} und T_i ;
- Wärmeübergangsbedingung an der Außenseite der Kruste mit dem Temperaturgefälle $T_i - T_{\text{umg.}}$

Nach Einsetzen der Krustenbildung, bei dünnen Krusten, ist es, wie schon in /1/ angegeben, plausibel, zunächst stationäre Wärmeleitung durch die Kruste anzunehmen. In diesem Fall sind die drei Wärmeströme gleich und es gilt

$$\alpha_{\text{innen}} (T_{\text{pool}} - T_{\text{sol}}) = \frac{k}{\delta} (T_{\text{sol}} - T_i) = \alpha_{\text{au\ss en}} (T_i - T_u). \quad (21)$$

Aus diesen Beziehungen können die unbekanntenen Größen, die Krustendicke und die Oberflächentemperatur der Kruste T_i , ermittelt werden.

Im nächsten Schritt wird die Maschenweite für die instationäre Wärmeleitung mit $\Delta x = 5$ mm festgelegt. Hat die Krustendicke diesen Wert überschritten, so wird in der so entstandenen ersten Masche mit instationärer Wärmeleitung gerechnet und die nächste Masche beginnt zu wachsen.

Die eindimensionale instationäre Wärmeleitung mit inneren Wärmequellen in der Kruste wird nach /8/ für die Masche n zum Zeitpunkt $j+1$ durch

$$T_{n,j+1} = p (T_{n+1,j} + T_{n-1,j}) + (1-2p) T_{n,j} + \frac{(Q_{\text{int}}/V)}{\rho c} \quad (22)$$

berechnet, wobei der Modul p definiert ist durch

$$p = \frac{k}{\rho c} \frac{\Delta \tau}{(\Delta x)^2} \quad (23)$$

Mit der Maschenweite und den Zeitschritt aus WECHSL ist dieser Modul festgelegt, wobei darauf zu achten ist, daß das Stabilitätskriterium

$$p < 0,5 \quad (24)$$

erfüllt ist.

Die Temperatur der fiktiven Hilfsschicht, die als erste Masche mitgeführt wird, wird durch

$$T_{1,j} = \frac{1 - Bi^*}{1 + Bi^*} T_{2,j} + \frac{2 Bi^*}{1 + Bi^*} T_{u,j} \quad (25)$$

mit der Umgebungstemperatur $T_{u,j}$ zum Zeitpunkt j . Die spezielle Biot-Zahl enthält die Randbedingung und wird durch

$$Bi^* = \frac{\alpha_{\text{außen}}}{k} \frac{\Delta X}{2} \quad (26)$$

festgelegt.

An der Phasengrenze zwischen Schmelze und Kruste mit der Erstarrungstemperatur T_{sol} gilt für die Änderung der Krustendicke δ die Stefan-Beziehung

$$\rho h_{\text{fus}} \frac{d\delta}{d\tau} = (Q/A)_{\text{ab}} - (Q/A)_{\text{zu}} \quad (27)$$

wobei die Wärmestromdichte $(Q/A)_{\text{ab}}$ durch Wärmeleitung in die letzte Masche der Kruste abgeleitet wird und

$$(Q/A)_{\text{zu}} = \alpha_{\text{innen}} (T_{\text{pool}} - T_{\text{sol}}) \quad (28)$$

durch Konvektion von der Schmelze an die Phasengrenze transportiert wird.

Damit ändert sich die Krustendicke im Zeitschritt $\Delta\tau$ um

$$\Delta\delta = \frac{\Delta\tau}{\rho h_{\text{fus}}} \cdot \left\{ \frac{T_{\text{sol}} - T_{n,j}}{\frac{\Delta X}{2k} + \frac{\delta}{k}} - \alpha_{\text{innen}} (T_{\text{pool}} - T_{\text{sol}}) \right\} \quad (29)$$

Überschreitet der über mehrere Zeitschritte erreichte Zuwachs der Krustendicke δ die Maschenweite, so wird eine weitere Masche dem Bereich instationärer Wärmeleitung in der Kruste hinzugefügt.

4.2 Beispiel

Als Beispiel für das instationäre Krustenwachstum wird die Krustenbildung an der Oberfläche des Schmelzsees nach Sumpfwassereinbruch untersucht. Die Schmelzbadtemperatur und die Stoffwerte der Oxidschmelze werden in Abhängigkeit von der Zeit einem WECHSL-Lauf entnommen. Weiter wird vorausgesetzt, daß an der Innenseite der Kruste die Konvektion bis zu einer Krustendicke von 5 mm zunächst ungehindert gasgetrieben erfolgt und daß bei einem Anwachsen der Kruste von 5 mm auf 15 mm ein kontinuierlicher Übergang von gasgetriebener Konvektion zur freien Konvektion erfolgt. An der Außenseite der Kruste erfolgt der Wärmeübergang an das Sumpfwasser durch das in Abschnitt 2 beschriebene Berechnungsverfahren für Sieden.

Abb. 3 gibt die Temperaturprofile in der sich verstärkenden Kruste mit der Zeit als Parameter wieder. Die Oberflächentemperatur der Kruste fällt stetig ab. Abb. 4 zeigt die aus der Schmelze an die Innenseite der Kruste abgeführten Wärmestromdichte und die von der Außenseite der Kruste durch Sieden abgeführte Wärmestromdichte. Bei dünnen Krusten sind die beiden Wärmestromdichten - wie vorausgesetzt - gleich; bei zunehmender Krustendicke divergieren die Kurven, so daß an der Krustenaußenseite mehr Wärme abgeführt wird als der Krusteninnenseite zugeführt wird. Die Differenz der beiden Wärmestromdichten wird in Erstarrungswärme und in Entspeicherung der fühlbaren Wärme in der Kruste umgesetzt.

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/ H. Alsmeyer, M. Peehs, D. Perinic: "Untersuchung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton in der BETA-Versuchsanlage" Jahreskolloquium 1982 des PNS, KfK 3470, Jan. 1983 ; S. 195 - 224
- /3/ W.M. Rohsenow, J.P. Hartnett: "Handbook of Heat Transfer" Mc Graw Hill New York, 1973
- /4/ R. Pollak: "Eine neue Fundamentalgleichung zur konsistenten Darstellung der thermodynamischen Eigenschaften von Wasser", BWK 24, Nr. 5 (1975), S. 210
- /5/ E. Schmidt: "Zustandsgrößen von Wasser und Wasserdampf in SI-Einheiten". 3. Auflage Springer, Berlin, 1982
- /6/ F. Mayinger, M. Jahn, H.H. Reineke, U. Steinberner: "Untersuchung thermohydraulischer Vorgänge sowie Wärmeaustausch in der Kernschmelze, Teil I: Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse". Inst. f. Verfahrenstechnik, TU Hannover, Abschlußbericht BMFT RS 38/1, Juli 1975.
- /7/ H. Alsmeyer, E. Neitzel: "Wärmeübergang in einem flüssigkeitsgefüllten, senkrechten Spalt bei Durchgang von Gasblasen", Beitrag Nr. 219, Reaktortagung 1983, Berlin.
- /8/ U. Grigull, H. Sandner: "Wärmeleitung" Springer, Berlin, 1979

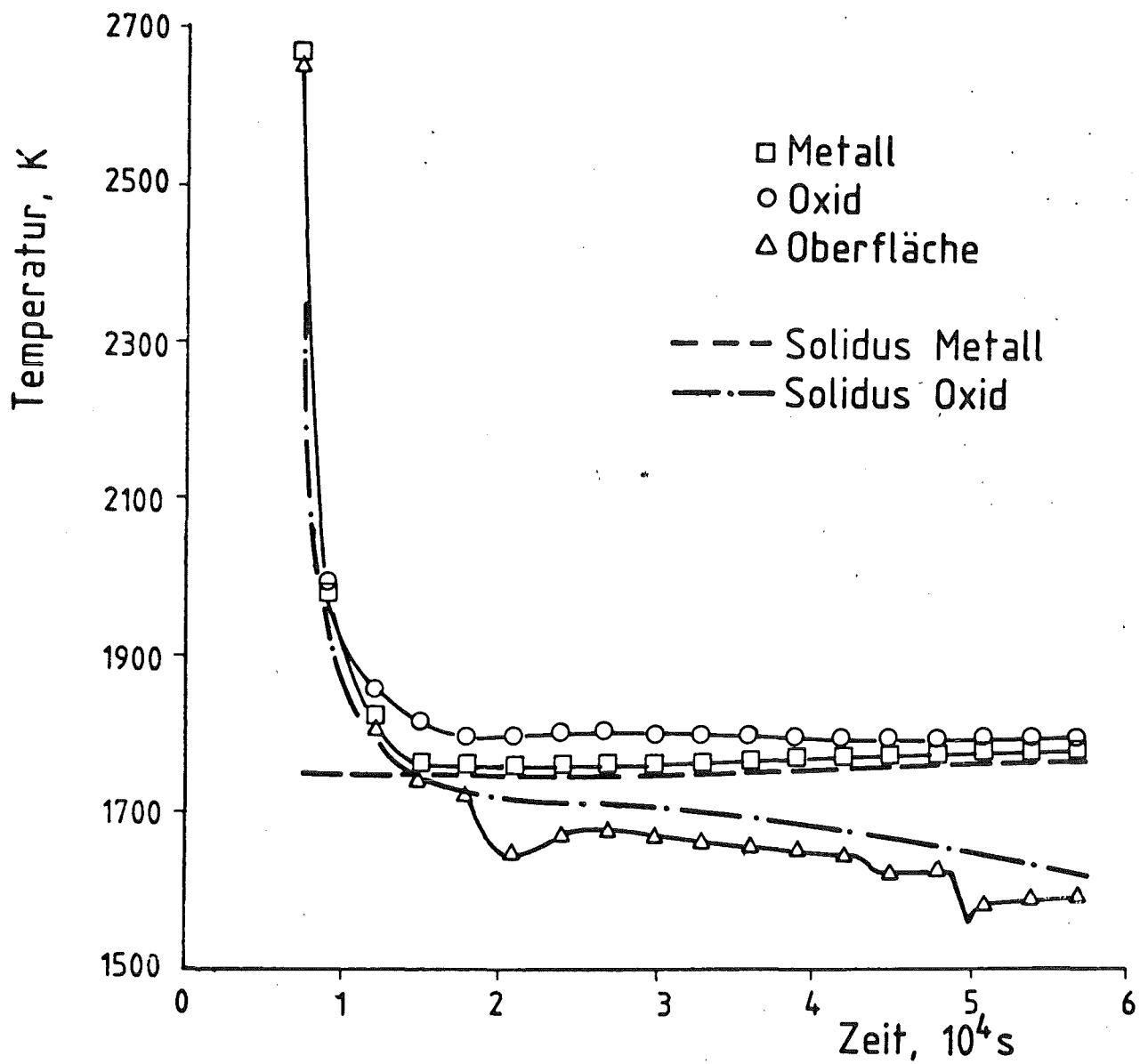
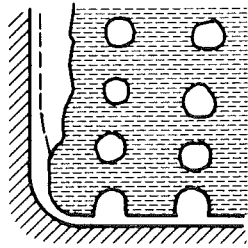
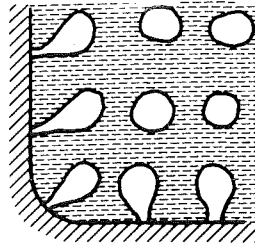


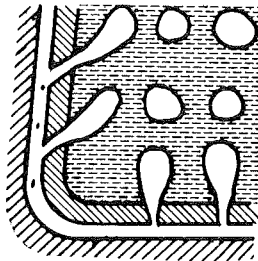
Abb. 1 Temperaturen im Schmelzbad und auf der Schmelzbadoberfläche (WECHSL-Rechnung)



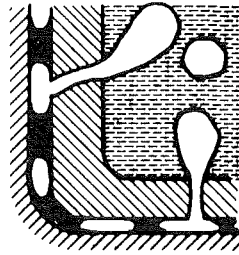
a) Gasfilm mit Grenzschicht
in der Schmelze



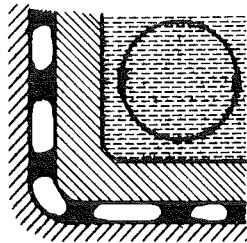
b) Einzelblasenmodell



c) Gasdurchlässige Kruste
mit Filmmodell und
Blasenmodell



d) Gasdurchlässige Kruste
mit zweiphasigem Modell
und Blasenmodell



e) Gasdurchlässige Kruste
mit zweiphasigem Modell
und Naturkonvektion

Abb. 2 Schematische Darstellung der möglichen
Kombinationen von Wärmeübergangsmodellen

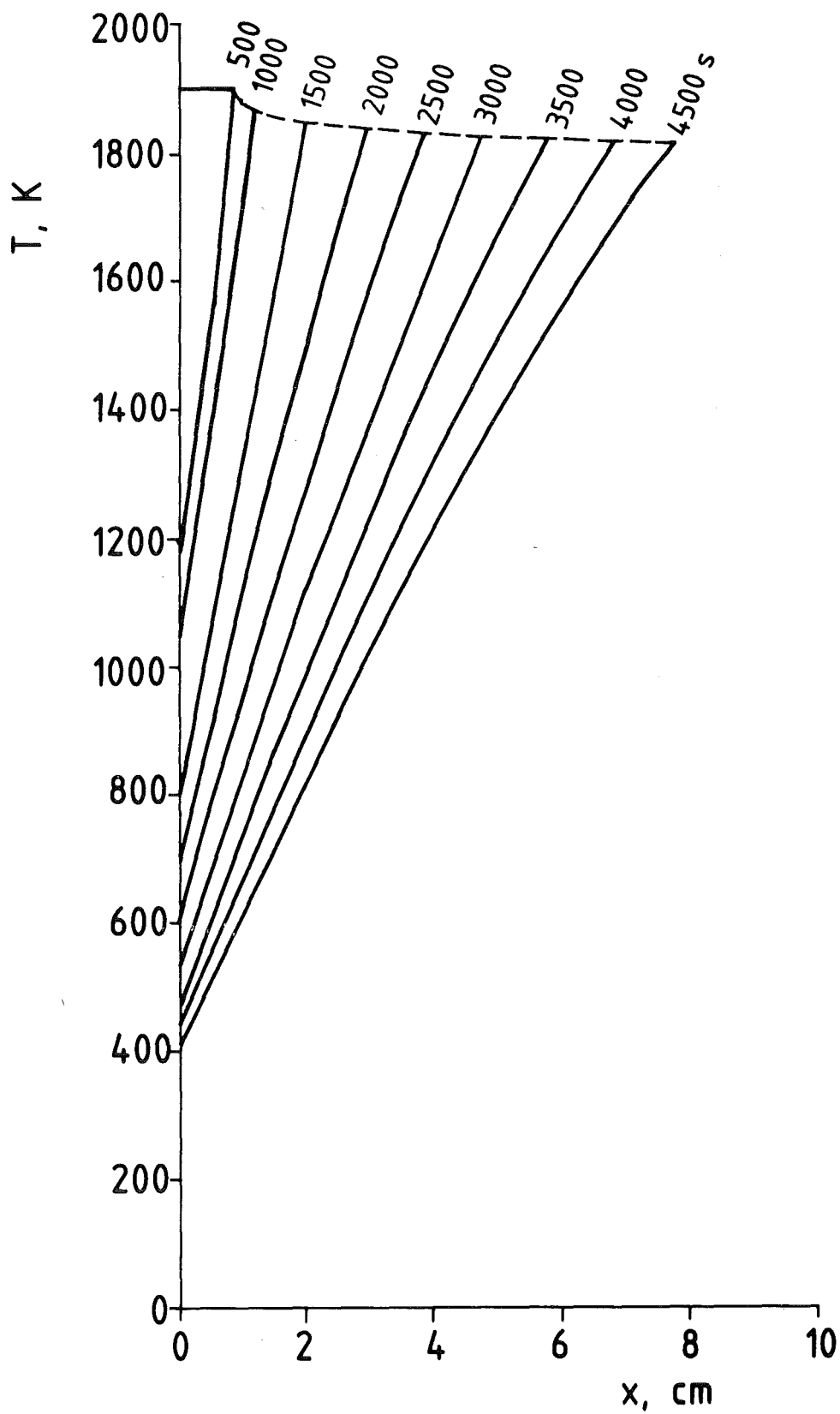


Abb. 3 Krustenwachstum und Temperaturprofile bei instationärer Wärmeleitung

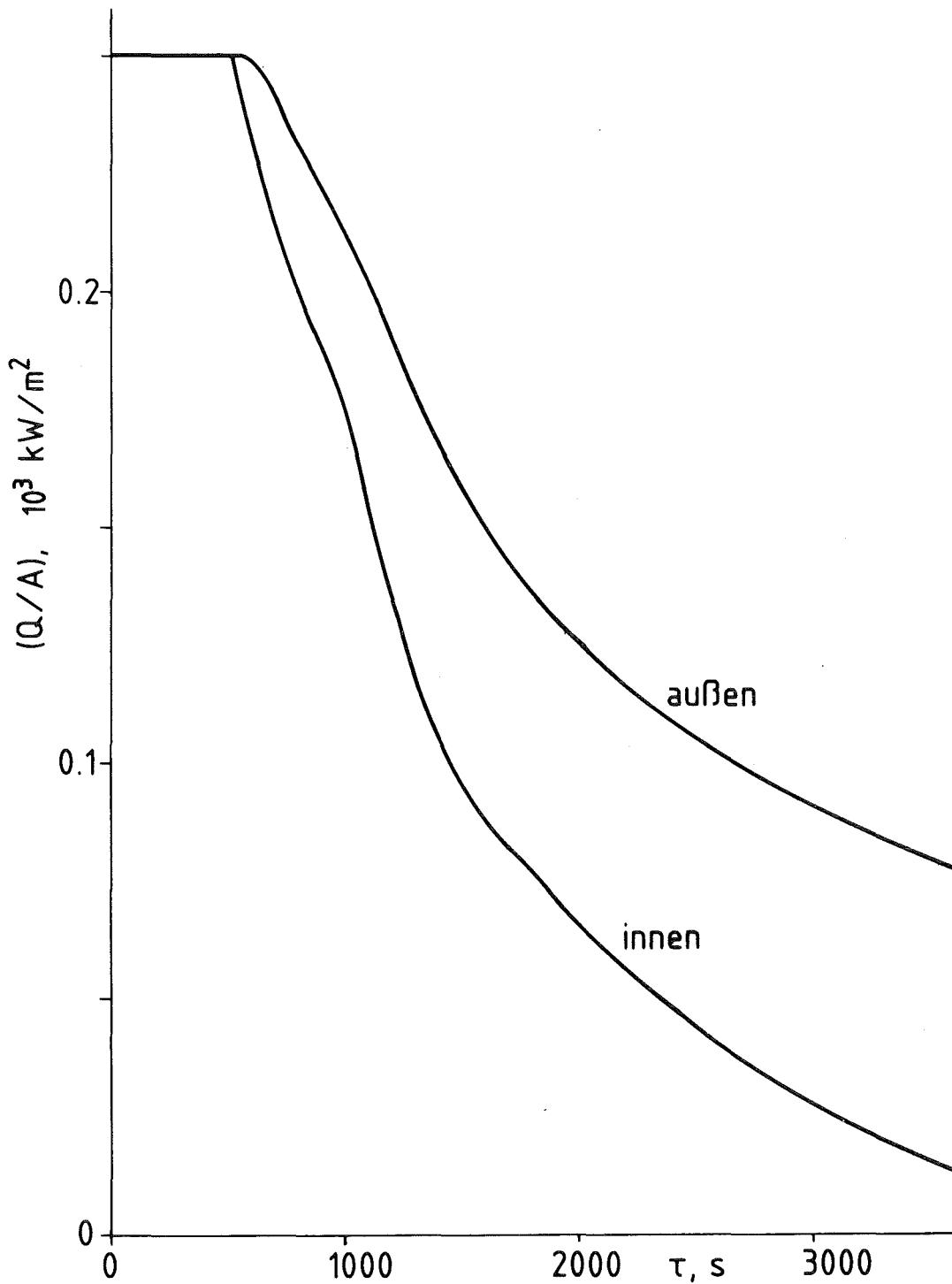


Abb. 4 Vergleich der übertragenen Wärmestromdichten an der Innenseite und der Außenseite der Kruste

06.01.12/23A Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kern-
PNS 4334 schmelzenunfällen
(H. Alsmeyer, K. Dres)

Modellentwicklung in der späten Phase von Kernschmelzenunfällen bei Anwesenheit von Krusten

1. Einleitung

Die 4. Phase des Kernschmelzenunfalls wird wesentlich durch die Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Beton des Reaktorfundaments bestimmt. Dabei ist - sowohl wegen der unterschiedlichen physikalisch-chemischen Vorgänge beim Schmelzfrontfortschritt wie auch infolge einer Modifizierung der Gefährdungsmechanismen für den Sicherheitsbehälter - die Einteilung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung, je nach der charakteristischen Temperatur der Schmelzmassen, in eine Hochtemperatur- und eine Niedertemperaturphase zweckmäßig (Abb. 1).

Die Hochtemperaturphase, von 2400 °C bis vor Erstarrungsbeginn der Schmelze, ist gekennzeichnet durch die hohe Eindringgeschwindigkeit der Schmelze mit maximal 3 cm/min zu Beginn der Wechselwirkung, durch einen sehr effektiven Wärmeübergang und damit verbundene schnelle Abnahme der Schmelzbadtemperatur. Die hohe Gasfreisetzung aus dem Beton geht mit der chemischen Reaktion der Gase in der Metallschmelze einher. Demgegenüber weist die Niedertemperaturphase bei Temperaturen um die Erstarrungstemperatur eine deutlich niedrigere Eindringgeschwindigkeit auf. Wegen der Existenz von Krusten oder vollerstarrender Schmelzen liegt sie zu Beginn bei typisch 2 cm/h. Die Wärmeströme stellen sich so ein, daß nahezu Gleichgewicht zwischen Nachwärmeleistung und abgeführter Leistung besteht. Die Gasfreisetzung aus dem Beton ist reduziert, die chemische Reaktion der Gase mit dem Metall ist gehemmt.

Die Erstarrung der Schmelze beginnt bereits wenige Stunden nach Unfalleintritt, da wegen des sehr effektiven Wärmeübergangs in der Hochtemperaturphase die Schmelzbadtemperatur schnell abnimmt /1, 2/. Die physikalischen und chemischen Abläufe bis zum Erstarrungsbeginn der Schmelze sind weitgehend verstanden und in den Rechencodes WECHSL und KAVERN modelliert. Die aktuellen Arbeiten befassen sich mit der Beschreibung der Krustenbildung und Krustenstabilität in der Niedertemperaturphase sowie mit Wärmeübergang und Gasfreisetzung in dieser Phase.

Eine gute Modellierung dieser Phänomene ist für die Beschreibung des Langzeitverhaltens der Kernschmelze von herausragender Bedeutung, insbesondere im Hinblick auf Überdruckversagen und Fundament-Erosion. Als besonders wichtige Fragestellung erscheint hierbei die Richtung der Schmelzfrontfortschreitung, die aus Größe und Verteilung der axialen und radialen Wärmeströme in den Beton resultiert. Im Hinblick auf die Gasfreisetzung ist zu untersuchen, in welchem Maße Krusten die chemische Reaktion der aus dem Beton freigesetzten Gase mit der Kernschmelze hemmen und z. B. die Wasserstoffbildung weitgehend verhindern können.

Die Untersuchung von Fragestellungen aus diesem Themenkreis erfolgt zunächst an geeignet ausgewählten Modellmaterialien im Laborexperiment, um die prinzipiellen Abläufe zu klären. Wie auch für die Hochtemperaturphase, wird eine Überprüfung aller Modellvorstellungen in den BETA-Experimenten erfolgen.

2. Der Wärmeübergang im senkrechten flüssigkeitsgefüllten Spalt bei Durchgang von Gasblasen

2.1 Problemstellung

Der experimentellen Untersuchung dieses Wärmeübergangsproblem es liegt die folgende Fragestellung zu Grunde: Mit der Erstarrung der Schmelze von den Rändern her bildet sich ein Spalt zwischen erstarrter Schmelze und seitlich angrenzendem Beton aus. Da das Aufschmelzen des Beton wegen der hohen Temperatur, die der erstarrten Schmelze in dieser Phase zuzuschreiben ist, noch fortschreitet, ist der Spalt mit den Zersetzungsprodukten des Beton gefüllt und wird von einem Teil der aus dem Beton freigesetzten Gase durchströmt. Diese Gase treten dabei sowohl von der Seite des Betons, wie auch von unten in den Spalt ein. Die Rührwirkung der Gase verbessert den Wärmedurchgang durch den Spalt und hat somit wesentlichen Einfluß auf den Wärmetransport aus der Schmelze und die Erosionsgeschwindigkeit des Beton in dieser Phase.

Um die auftretenden Phänomene einer Untersuchung im Labor zugänglich zu machen, wurde die Situation in der folgenden Weise idealisiert (Abb. 2). Der Spalt mit der Spaltweite s wird gebildet von zwei senkrechten, festen Berandungen, die sich auf unterschiedlichen, aber konstanten und von der Höhe unabhängigen Temperaturen Θ_H und Θ_K befinden. In den Spalt, der mit verschiedenen Modellflüssigkeiten gefüllt ist, wird von unten her Luft eingedüst, die die Flüssigkeit von unten nach oben durchströmt. Das Temperaturgefälle quer zum Spalt verursacht

einen Wärmestrom in horizontaler Richtung. Wärmeübergang und Strömungsformen im Spalt werden als Funktion der verschiedenen Einflußgrößen untersucht. Die Darstellung der Ergebnisse in geeigneter dimensionsloser Form erlaubt dann die Übertragung auf den Kernschmelzenunfall auf der Basis der Ähnlichkeitsgesetze.

2.2 Versuchsauslegung und Versuchsdurchführung

Eine schematische Darstellung des Temperaturverlaufes im 2-phasig durchströmten Spalt zeigt Abb. 3. Danach wird die Temperaturverteilung durch zwei Grenzschichten in Wandnähe und durch einen praktisch isothermen Strömungskern im Zentralbereich des Spaltes dargestellt. Der Wärmeübergang wird demzufolge in erster Linie von den thermischen Eigenschaften der Flüssigkeitsgrenzschicht abhängen. Die Gasphase bewirkt die Durchmischung der Flüssigkeit und bestimmt damit die Dicke der Flüssigkeitsgrenzschicht. Ihr Einfluß auf die Höhe des Wärmeübergangs ist, aus der Sicht der Stoffeigenschaften gesehen, indirekt. Die bei der flüssigen Phase ausschlaggebenden Stoffeigenschaften, wie u. a. Viskosität und Wärmeleitfähigkeit, sind für die Gasphase zu vernachlässigen.

Für den Wärmeübergang im 2-phasig durchströmten Spalt ist eine Wärmeübergangsbeziehung der Form

$$\text{Nu} = C \cdot \text{Re}^m \cdot \text{Pr}^n \quad (1)$$

zu erwarten. Hierbei bedeuten im einzelnen:

Nu = Nusselt'sche Kennzahl, Re = Reynold'sche Kennzahl,
Pr = Prandtl'sche Kennzahl, C = Konstante,
m,n = Exponenten der Kennzahlen.

Die Kennzahlen werden in der folgenden Weise definiert.

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} \quad \text{Re} = \frac{\dot{V} \cdot s}{A_s \cdot \nu} \quad (2)$$
$$\text{Pr} = \frac{\nu}{\kappa}$$

s = Spaltbreite A_s = Durchdringungsfläche des Gasstroms
 \dot{V} = Gasvolumenstrom α = Wärmeübergangskoeffizient
 λ = Wärmeleitfähigkeit der Flüssigkeit ν = kinematische Viskosität der Flüssigkeit
 κ = Temperaturleitzahl der Flüssigkeit.

Die Länge l in der Nusselt-Zahl bezeichnet eine charakteristische Länge, die weiter unten im Zusammenhang mit den Versuchsergebnissen diskutiert wird. Der Quotient \dot{V}/A_s in der Reynoldszahl ist die Leerrohr-Geschwindigkeit des Gases.

Als Versuchsparameter zur Bestimmung des Wärmeübergangs werden die folgenden Größen variiert:

Spaltbreite:	10 und 30 mm
Wärmestromdichte:	270 - 1915 W/m ²
Gasvolumenstrom:	68 - 6200 l/h
Spaltflüssigkeit:	Wasser 60 %ige Glyzerin-Wasser-Mischung 90 %ige Glyzerin-Wasser-Mischung

Desweiteren wird der Einfluß der Oberflächenspannung auf den Wärmeübergang beim System Wasser/Luft untersucht.

Durch die Verwendung unterschiedlicher Spaltflüssigkeit gelingt es, den Prandtl-Zahl-Einfluß in weiten Grenzen zu untersuchen. Die Untersuchung erstreckt sich weiterhin auf das den Wärmeübergang beeinflussende Strömungsverhalten im Spalt. Eine Charakterisierung der Hydrodynamik gelingt über den relativen Flüssigkeitsgehalt und durch photographische Beobachtung.

Der senkrechte Spalt wird im Experiment durch zwei koaxial angeordnete Rohre dargestellt, die einen Ringspalt bilden (Abb. 4). Da die Spaltweite sehr viel kleiner als der Rohrdurchmesser ist, wird hierdurch ein ebener Spalt hinreichend gut repräsentiert. Der Spalt besteht aus einer hydrodynamischen Einlaufstrecke im unteren Bereich, in die von unten her durch Bohrungen der Gasstrom in den flüssigkeitsgefüllten Spalt zugeführt wird. Danach folgt die wärmeübertragende Meßstrecke von 300 mm Länge, in dem die Wärme vom elektrisch beheizten äußeren Kupferrohr (5) über den Spalt an das wassergekühlte innere Aluminiumrohr (4) übertragen wird.

Zur Beobachtung der auftretenden Strömungsbilder ist der obere Teil der Versuchsstrecke aus zwei konzentrischen Glasrohren (9) und (10) hergestellt. Der Innendurchmesser des Außenrohres und der Außendurchmesser des Innenrohres sind auf die entsprechenden Durchmesser der Rohre der beheizten Meßstrecke abgestimmt, um scharfe Kanten zu vermeiden, so daß die Strömung im Spalt nicht beeinflußt wird.

Die durch den Verteilerboden eingedrückte Luft wird nach Durchströmen des Spaltes am oberen Ende der Versuchsstrecke in den umgebenden Raum ausgeblasen. Das zweiteilige Innenrohr kann zur Veränderung der Spaltbreite komplett ausgewechselt werden. Es wurden zweiteilige Innenrohre mit äußeren Durchmessern von 180 bzw. 140 mm verwendet. Bei einem konstanten Innendurchmesser des Außenrohres von 200 mm entsprechen diese Abmessungen Spaltbreiten von 10 und 30 mm.

Die Wärmeübergangsmessungen werden auf folgende Weise durchgeführt. Das Außenrohr (5) wird mit vorgegebener Leistung elektrisch beheizt. Zu dieser Leistung wird der zugehörige Temperaturabfall im wärmeübertragenen Spalt ermittelt, indem die Oberflächentemperaturen der den Spalt bildenden Rohre gemessen werden. Diese Messungen erfolgen bei systematischer Variation des Gasstromes, wobei jeweils stationäre Zustände abzuwarten sind.

2.3 Darstellung der Versuchsergebnisse

Als Ergebnisse der Messungen zeigen Abb. 5a-c die Wärmeübergangszahl in Abhängigkeit von der Re-Zahl bei verschiedenen Flüssigkeiten und Spaltbreiten. Die Auftragung im doppelt-logarithmischen Maßstab zeigt, daß der Wärmeübergang einer Potenzgleichung der Form (1) genügt. Eine Erhöhung des Wärmestromes (höhere Re-Zahl) führt erwartungsgemäß zu einer Erhöhung der Wärmeübergangszahl, da die verstärkte Rührwirkung der Gasblasen im Spalt eine Abnahme der Grenzschichtdicken, also eine Verminderung des Wärmedurchlasswiderstandes bewirkt.

Die Wärmeübergangszahl ist unabhängig vom Wärmestrom, was i. a. für erzwungene Konvektion charakteristisch ist. Dies bedeutet, daß im betrachteten Re-Zahl-Bereich temperaturinduzierte Dichtegradienten in der Flüssigkeit ohne Bedeutung sind und von der gasblaseninduzierten Fluidbewegung dominiert werden.

Als bemerkenswertes Ergebnis folgt aus den Messungen, daß die Wärmeübergangszahl, außer in der Re-Zahl, nicht von der Spaltbreite abhängt. Dies bedeutet, daß der Grenzschichtcharakter der Strömung entsprechend Abb. 3 in der Weise bestätigt wird, daß die Grenzschichtdicken, bei den hier betrachteten Spaltweiten, nicht von der Spaltweite abhängen. Die Grenzschichten sind also wesentlich dünner als die Spaltbreiten und werden vom isothermen Kern der Strömung im Zentralbereich des Spaltes getrennt. Es stellt sich somit die wichti-

ge Frage nach der dimensionslosen Länge in der Nusselt-Zahl.

Die Laplace-Konstante als Verhältnis von Grenzflächenenergie zu Auftriebskräften in der Flüssigkeit scheint zunächst, in Anlehnung an die Literatur zur Zweiphasenströmung, als Kenngröße geeignet. Im Experiment erwies sich jedoch, daß bei Verringerung der Grenzflächenspannung von Wasser von 73 dyn/cm auf 30 dyn/cm durch Zugabe von oberflächenaktiven Substanzen zwar der Durchmesser der Gasblasen wesentlich reduziert wird, daß aber eine Beeinflussung des Wärmeübergangs nicht stattfindet. Die Laplace-Konstante ist demnach nicht die gesuchte charakteristische Länge.

Somit bleibt als gesuchte Länge allein die hydrodynamische Grenzschichtdicke im Spalt. Diese wird charakterisiert durch die Archimedes Zahl als Verhältnis von Auftriebs-, Trägheits- und Reibungskräften. Wie aus dimensionsanalytischen Überlegungen streng folgt, ist in der Beziehung (1) die Wärmeübergangszahl nur dann von der Spaltweite unabhängig, wenn eine modifizierte Nusselt-Zahl der Form

$$Nu_0 = Nu/Ar^{1/3} = \frac{\alpha}{\lambda} \cdot \left(\frac{v^2}{g} \cdot \frac{\rho}{\Delta\rho}\right)^{1/3} \quad (3)$$

gebildet wird. Hiermit ist als gesuchte Länge die die Grenzschichtdicke charakterisierende Größe

$$l = \left(\frac{v^2}{g} \cdot \frac{\rho}{\Delta\rho}\right)^{1/3} \quad (4)$$

bestimmt.

Mit Hilfe dieser Beziehung lassen sich die Messergebnisse Abb. 5a-c durch die verallgemeinerte dimensionslose Gleichung

$$Nu_0 = 1,046 \cdot 10^{-2} Re^{0,236} Pr^{0,407} \quad (5)$$

darstellen. Auf Grund der Experimente gilt die Beziehung (5) im Bereich $0,1 < Re < 10^4$ und $6 < Pr < 1800$. Gleichung (5) stimmt mit den Messungen im Mittel auf $\pm 10\%$ überein und ist in Abb. 5 als gestrichelte Gerade eingezeichnet. Diese Gleichung kann auf den interessierenden Fall des Wärmeübergangs an den Beton angewandt werden.

Zur Charakterisierung der Hydrodynamik der Spaltströmung des 2-phasigen Gas-Flüssigkeitgemisches dient der relative Flüssigkeitsgehalt im Spalt. Die Ab-

bildungen 6 a-c zeigen die Abnahme des Flüssigkeitsgehaltes mit steigender Gasbelastung im Spalt. Die Abbildungen 7 a-f zeigen Strömungsformen der Spaltströmung, die mit Zunahme der Gasbelastung zu beobachten sind. Man findet zunächst Blasenströmung (Abb. 7 a+b), danach Pfropfenströmung (Abb. 7 c+d) und bei hoher Gasrate Schaumströmung (Abb. 7 e+f).

3. Prinzipexperimente zur Krustenbildung

In Prinzipexperimenten wird die Phänomenologie der Krustenbildung bei 2-komponentigen Schmelzen untersucht. Dabei wird entsprechend Abb. 8 die ebene Schichtung Beton-Metallschmelze-Oxidschmelze durch die Modellstoffe Trockeneis-Wasser-Öl simuliert. Dabei sind sowohl die Gasfreisetzung wie auch die Prandtl-Zahlen und Erstarrungspunkte der Schmelzbadkomponenten dem realen Fall analog. Durch Einbringung eines gitterförmigen Heizkörpers in die Ölschicht werden die Wärmequellen in der Schmelze simuliert. Zu diesem Zeitpunkt des simulierten Unfalls befinden sich die Nachwärmequellen praktisch vollständig in der Oxidphase, so daß auf eine Beheizung der "metallischen" Phase verzichtet werden kann.

Ziel der noch laufenden Untersuchungen ist das Studium der Krustenbildung bei verschiedener Heizleistung. Insbesondere interessiert die Rückwirkung der Kruste auf den Wärmeübergang und den Gasdurchgang durch die Schmelze. Entsprechend der Wahl der Modellstoffe beginnt die Krustenbildung zunächst mit der Eisbildung an der Kontaktfläche zum Betonsimulator, während das verwendete Öl als Simulator der Oxidphase das zuletzt erstarrende Material ist. Dies entspricht der erwarteten Abfolge der Erstarrung bei Kernschmelzen auf silikatischem Beton.

Bei Experimenten mit hoher simulierter Nachwärmeleistung bildet sich im Modellexperiment eine nur dünne Eiskruste zum Trockeneis aus. Diese Kruste reduziert den abwärtsgerichteten Wärmestrom erheblich. Sie weist jedoch hinreichend viele Löcher auf, durch die die gasförmigen Zersetzungsprodukte des simulierten Beton entweichen können. Die die Kruste durchdringenden Gasblasen sorgen für einen effektiven Konvektionsmechanismus in Wasser- und Ölschicht, so daß die Temperatur in der Ölschicht nur geringfügig oberhalb der Wassertemperatur liegt. Dieser Zustand ist langfristig stabil: Die in der Schmelze freigesetzte Wärme wird bei sich einstellender Schmelzbadtemperatur stationär nach unten abgeführt. Die Konvektion ist gasgetrieben. Da die Schmelzfront auch über lange Zeiträume eben bleibt, kann dieser Zustand als 1-dimensional und quasi-stationär

beschrieben werden.

Mit abnehmender Heizleistung in der Schmelze nimmt die Krustendicke zu. Gleichzeitig vermindert sich die Zahl der gasdurchlässigen Löcher in der Kruste, wobei zunächst die Mechanismen der Konvektion ungeändert bleiben.

Bei Unterschreiten einer bestimmten minimalen Heizleistung in der Schmelze wird die Kruste gasundurchlässig. Damit entfällt die Rührwirkung der Gasblasen als Antrieb für den Konvektionsmechanismus, so daß lediglich temperaturbedingte Dichtegradienten die Konvektion antreiben. Da in diesem Fall der Wärmeübergang aus der Schmelze wesentlich weniger effektiv wird, muß sich die Temperaturverteilung in der Schmelze in Richtung höherer Schmelzbadtemperaturen neu einstellen, um den vorgegebenen Wärmestrom abführen zu können. Entsprechend steigt die Temperatur im Öl deutlich an, während wegen der niedrigeren Prandtl-Zahl, die Temperaturverteilung im Wasser nur geringfügig geändert wird. Damit zeigt das Experiment, daß bedingt durch den veränderten Konvektionsmechanismus, die Temperatur der Oxidschmelze ansteigen kann, obwohl die Nachwärmeleistung abnimmt.

Im mittleren Leistungsbereich beobachtet man Übergangsformen zwischen den beiden beschriebenen Konvektionsmechanismen. So findet man einerseits periodisches Aufschmelzen und Wiedererstarren der Kruste bei entsprechender Oszillation der Schmelzbadtemperatur. Die beobachteten Frequenzen liegen dabei im Bereich von Stunden. Unter nahezu gleichen Randbedingungen beobachtet man andererseits, daß sich dicke, gasundurchlässige Krusten und gleichzeitig im Nachbarbereich dünnere, gasdurchlässige Krusten ausbilden. Diese inhomogene Krustenbildung hat einen ungleichmäßigen Schmelzfrontfortschritt zur Folge.

Diese Untersuchungen müssen im Hinblick auf kompliziertere Geometrien mit Randeinfluß erweitert werden. Die physikalisch recht komplexen Vorgänge sollen im Hinblick auf die Verwendung in Rechenprogrammen modelliert werden.

Literatur

- /1/ Reimann, M.; Murfin, W.B.; "The WECHSL-Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete", KfK 2890 (1981)
- /2/ Alsmeyer, H., et al., "Untersuchung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton in der BETA-Versuchsanlage", PNS-Jahreskolloquium 1982.

Hochtemperatur - Phase (2400°C - 1500°C)

hohe Eindringgeschwindigkeit der Schmelze (maximal 3 cm/min), effektiver Wärmeübergang durch Rührwirkung der Gasblasen, schnelle Abnahme der Schmelzbadtemperaturen, hohe Gasfreisetzung, chemische Reaktion der Gase mit Metallschmelze.

Niedertemperatur - Phase ($t \approx 1500^\circ\text{C}$)

Krustenbildung in der Schmelze an der Grenzfläche zum Beton bzw. Erstarrung der einzelnen Phasen, typische Eindringgeschwindigkeit < 2 cm/h, Gleichgewicht zwischen Nachzerfallswärme und abgeführter Wärme (Strahlung, Leitung, Aufschmelzen), geringe Gasfreisetzung, chemische Reaktion der Gase mit Metallphase gehemmt.

- 4300-90 -



Abb. 1

Charakteristika der Schmelze - Beton - Wechselwirkung

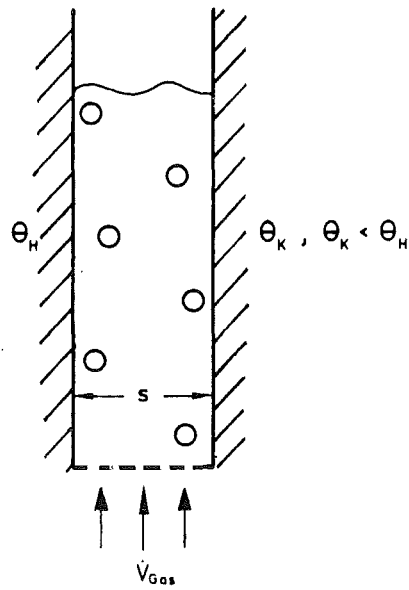


Abb. 2: Prinzipskizze zum Wärmeübergang im senkrechten Spalt

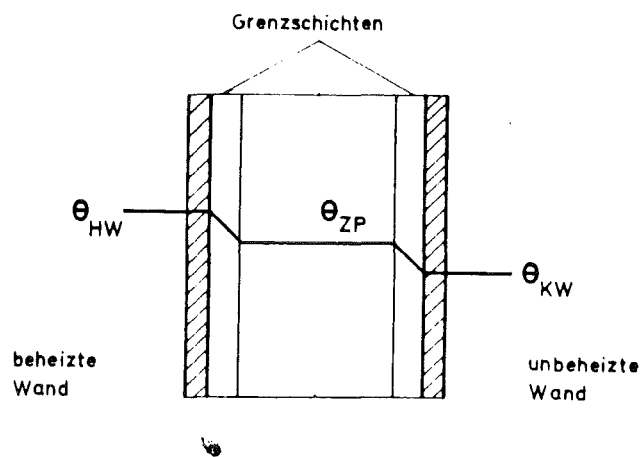
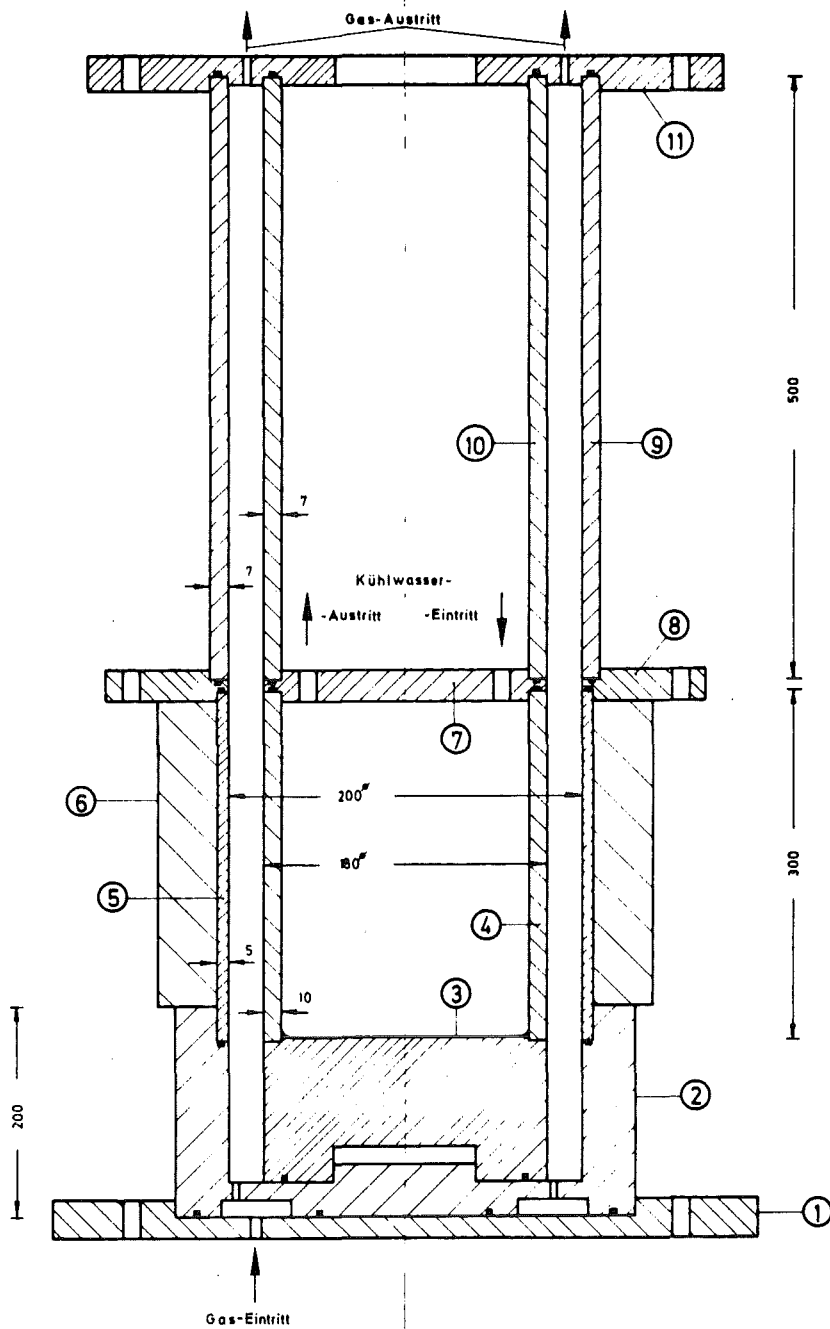


Abb. 3: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufes im senkrechten Spalt



- | | |
|---------------------|----------------------|
| 1 Bodenplatte | 7 Innerer Rohrdeckel |
| 2 Plexiglaszylinder | 8 Zwischenring |
| 3 Innerer Rohrboden | 9 Äußeres Glasrohr |
| 4 Aluminiumrohr | 10 Inneres Glasrohr |
| 5 Kupferrohr | 11 Abschlußplatte |
| 6 Isolierung | |

Abb. 4: Doppelmantel-Meßrohr zur Untersuchung des Wärmeübergangs im Spalt

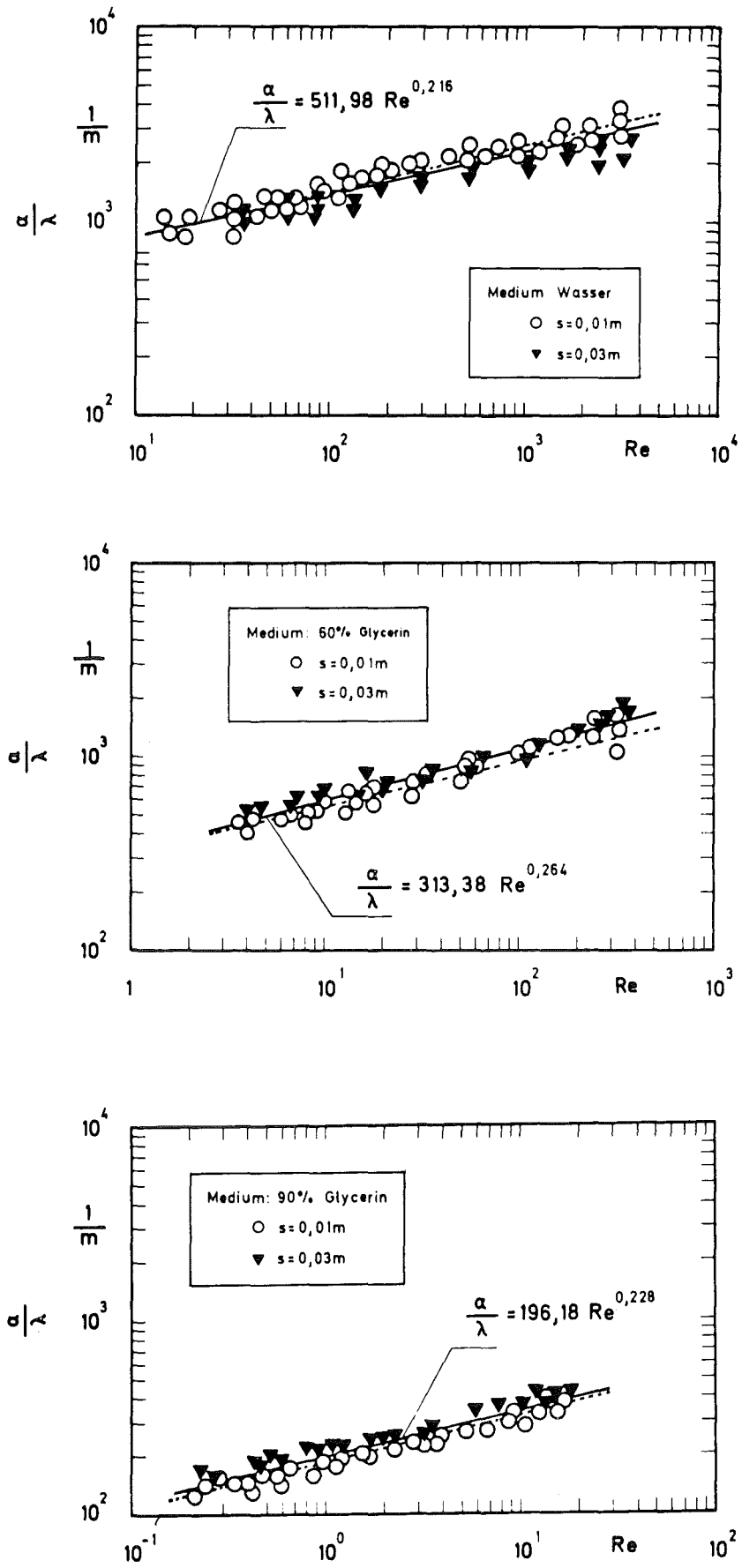


Abb. 5: Wärmeübergang bei verschiedenen Flüssigkeiten und Spaltbreiten in Abhängigkeit von der Re-Zahl

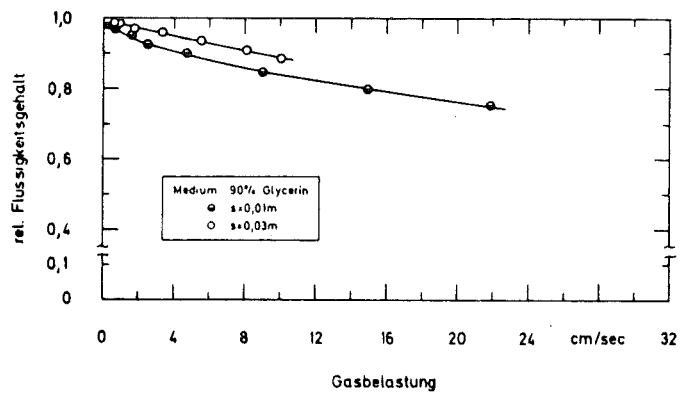
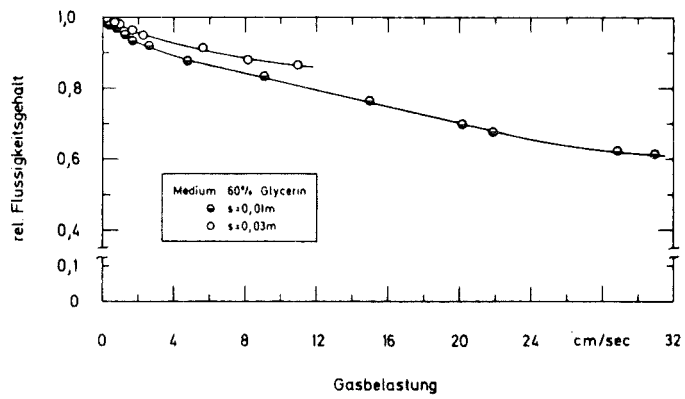
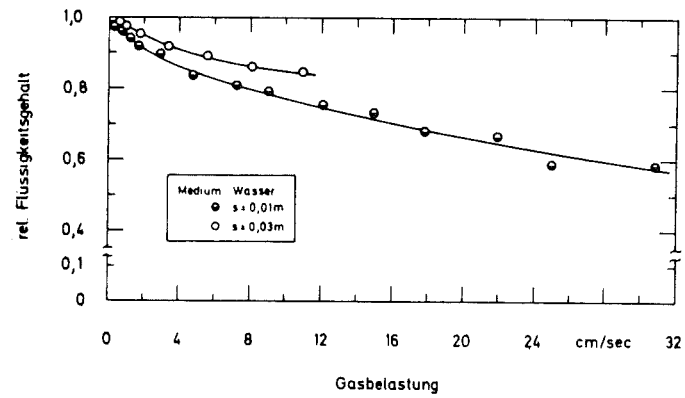
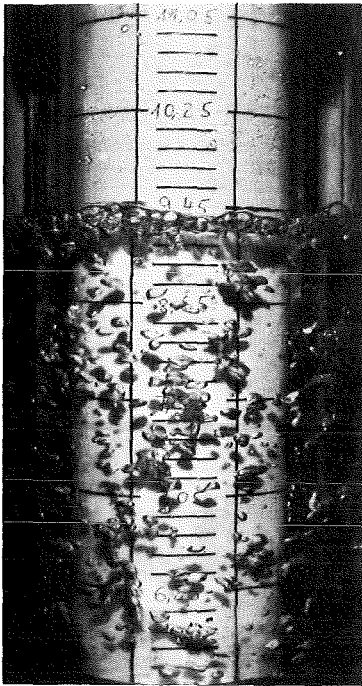
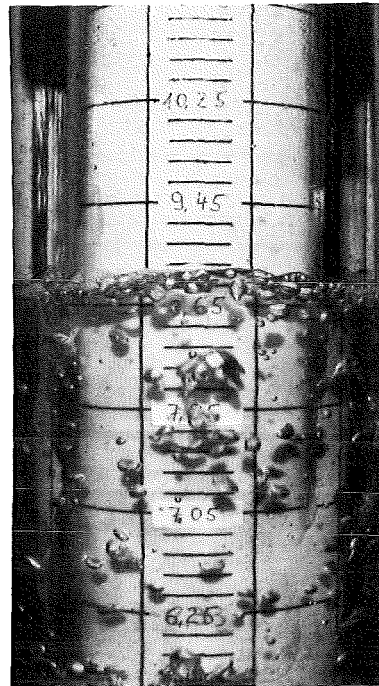


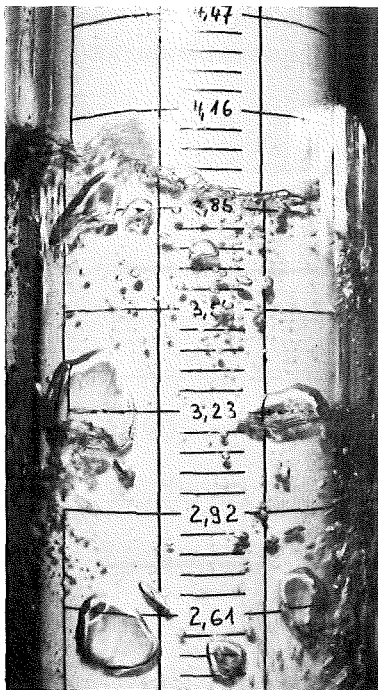
Abb. 6: Relativer Flüssigkeitsgehalt im Spalt in Abhängigkeit von der Gasbelastung



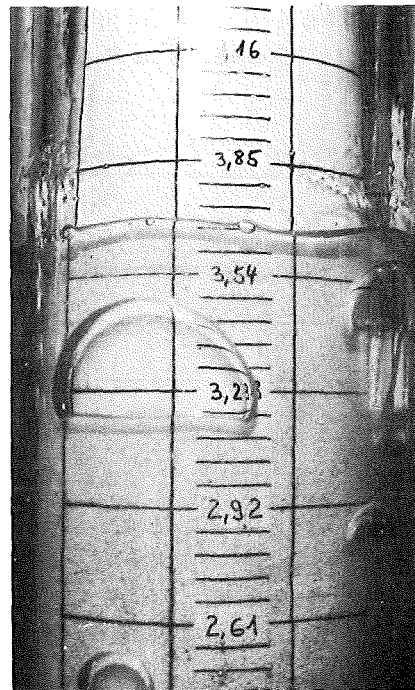
7 a: Medium: Wasser
 $\dot{v} = 0,95 \text{ cm/sec}$
 $s = 0,03 \text{ m}$



7 b: Medium 60 % Glycerin
 $\dot{v} = 0,62 \text{ cm/sec}$
 $s = 0,03 \text{ m}$



7 c: Medium: Wasser
 $\dot{v} = 9,07 \text{ cm/sec}$
 $s = 0,01 \text{ m}$

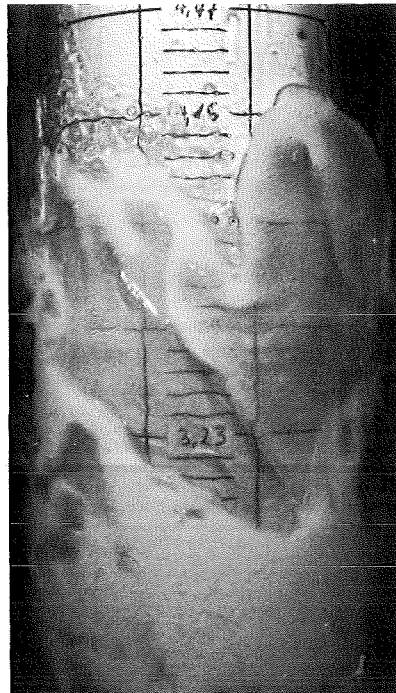


7 d: Medium 90 % Glycerin
 $\dot{v} = 0,75 \text{ cm/sec}$
 $s = 0,01 \text{ m}$

Abb. 7 (Unterschrift siehe nächste Seite)



7 e: Medium: Wasser
 $\dot{V} = 33,01 \text{ cm/sec}$
 $s = 0,01 \text{ m}$



7 f: Medium: 60 % Glycerin
 $\dot{V} = 21,96 \text{ cm/sec}$
 $s = 0,01 \text{ m}$

Abb. 7 a - f: Verschiedene Strömungszustände im Spalt

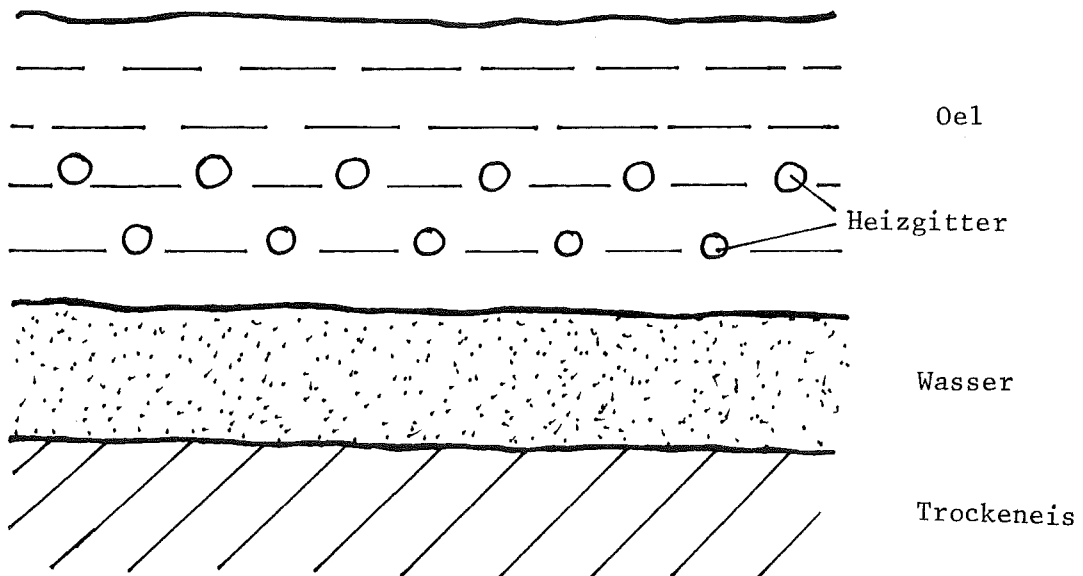


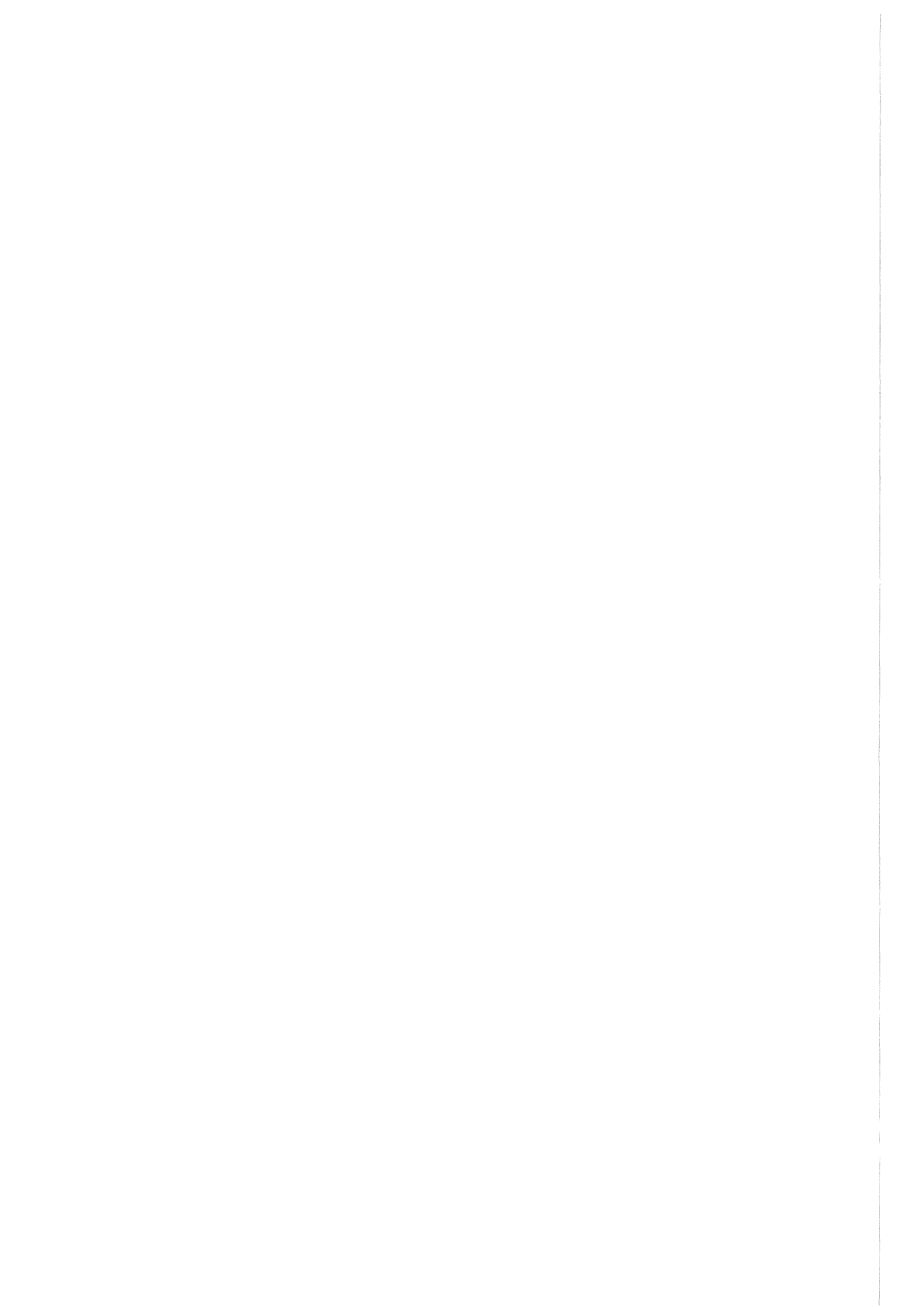
Abb. 8: Modellexperiment zur Untersuchung der Krustenbildung in der späten Phase des Kernschmelzen-Unfalls

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
06.01.14/13A 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.

Im vorliegenden Bericht wird auf Radioiodmessungen in einem deutschen Siedewasserreaktor (SWR 4) während eines Zeitraums von 12 Monaten eingegangen. Diese Messungen dienen vor allem der Bestimmung des Anteils des elementaren ^{131}I in der Kaminfortluft und der Hauptquellen des in die Umgebung freigesetzten elementaren ^{131}I . Die Rückhaltung der ^{131}I -Komponenten durch Iodfilter wurde ebenfalls untersucht.

Über die Messungen im SWR 4 wurde teilweise schon berichtet [2]. Ein Bericht über entsprechende Messungen in der Kaminfortluft eines anderen deutschen Siedewasserreaktors (SWR 3) mit weitgehend gleichem Lüftungssystem liegt vor [3]. Analoge Untersuchungen in ausländischen Siedewasserreaktoren werden in der Literatur beschrieben [4].

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.

Im vorliegenden Bericht wird auf Radioiodmessungen in einem deutschen Siedewasserreaktor (SWR 4) während eines Zeitraums von 12 Monaten eingegangen. Diese Messungen dienten vor allem der Bestimmung des Anteils des elementaren ^{131}I in der Kaminfortluft und der Hauptquellen des in die Umgebung freigesetzten elementaren ^{131}I . Die Rückhaltung der ^{131}I -Komponenten durch Iodfilter wurde ebenfalls untersucht.

Über die Messungen im SWR 4 wurde teilweise schon berichtet [2]. Ein Bericht über entsprechende Messungen in der Kaminfortluft eines anderen deutschen Siedewasserreaktors (SWR 3) mit weitgehend gleichem Lüftungssystem liegt vor [3]. Analoge Untersuchungen in ausländischen Siedewasserreaktoren werden in der Literatur beschrieben [4].

2. Daten des Reaktors

Das Lüftungsschema des SWR 4 geht aus Abb. 1 und den dazugehörigen Erklärungen hervor. Bezüglich wichtiger Daten zur Abluft sei auf den vorliegenden, den SWR 4 betreffenden Bericht [2] verwiesen.

Zu kontinuierlichen Messungen in der Kaminfortluft diente die Meßstelle I. Einzelne Abluftströme, nämlich Spülluft, Reaktorgebäudeabluft, Aufbereitungstraktabluft, Betriebsgebäudeabluft, Digestorienabluft und Maschinenhausabluft wurden, soweit sie in Betrieb waren, kontinuierlich mit den Meßstellen A, B, C, D, E, F, G, H erfaßt. In begrenzten Zeiträumen wurden an weiteren, in Abb. 1 nicht eingetragenen Meßstellen Messungen durchgeführt (vgl. Tab. 6).

Die Betriebsphasen, die im folgenden getrennt ausgewertet werden, gehen aus Tab. 1 hervor, Es handelt sich, wie ersichtlich, um 3 Leistungsbetriebsphasen und 2 Revisionsphasen. (Revision 1 liegt zwischen Leistungsbetrieb 1 und 2. Revision 2 folgt auf Leistungsbetrieb 3.)

3. Ergebnisse und Diskussion

Es wurden schwebstoffförmiges, elementares und organisches ^{131}I bestimmt. Da der Anteil des schwebstoffförmigen ^{131}I in den einzelnen Sammelperioden meistens $< 10\%$ war, wird im folgenden auf diese ^{131}I -Komponente nicht näher eingegangen. (Die mittleren Anteile des schwebstoffförmigen ^{131}I in der Kaminfortluft und in einzelnen Abluftströmen (Meßstellen A - H) können aus Tab. 2 bzw. Tab. 4 entnommen werden.)

3.1 Messungen in der Kaminfortluft

Die während des gesamten Meßzeitraums in der Kaminfortluft festgestellten mittleren ^{131}I -Abgaberaten, ^{131}I -Abgaben und Anteile der ^{131}I -Komponenten gehen aus Tab. 2 hervor. Es ist folgendes zu verzeichnen:

- a) Die Abgaberaten und Abgaben der ^{131}I -Komponenten waren bei Leistungsbetrieb niedriger als bei Revision. Während des Meßzeitraums von 1 Jahr wurden ca. 10^{-2} Ci ^{131}I abgegeben.

- b) Sowohl bei Leistungsbetrieb als auch bei Revision war der Anteil des elementaren ^{131}I etwas geringer als der des organischen ^{131}I . Insgesamt betrug der Anteil des elementaren ^{131}I 45 %.

Beim SWR 3 hatten sich etwas andere mittlere Werte ergeben. Bei diesem Reaktor lag die jährliche ^{131}I -Abgabe zwischen ca. 10^{-4} und 10^{-3} Ci und der Anteil des elementaren ^{131}I zwischen 16 und 47 % [3].

Für die Kaminfortluft von ausländischen Siedewasserreaktoren werden mittlere Anteile von elementarem und organischem ^{131}I von ca. 30 bzw. 40 % angegeben. Der Rest wird Schwebstoffen und hypoiodiger Säure zugeordnet [7].

3.2 Messungen in den die Kaminfortluft bildenden Abluftströmen

Die mittleren Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen (Meßstellen A - H) während verschiedener Betriebsphasen sind in Tab. 3 wiedergegeben. Tab. 4 enthält die mittleren Anteile der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen, Tab. 5 die mittleren Beiträge der Abluftströme zur Abgaberate der ^{131}I -Komponenten in der Kaminfortluft.

Aus den genannten Tabellen geht folgendes hervor:

- a) Die höchsten zur Freisetzung in die Umgebung beitragenden Abgaberaten des elementaren ^{131}I traten i. allg. in der Abluft aus dem Reaktor-gebäude und aus dem Maschinenhaus auf. Erstere lieferte ca. 60 - 90 % des in die Umgebung freigesetzten elementaren ^{131}I , letztere ca. 10 - 30 %.
- b) Die hohen Abgaberaten des elementaren ^{131}I in der (ungefilterten) Spülluft wurden durch Filterung (Tiefbettfilter) auf für die Freisetzung in die Umgebung völlig unbedeutende Werte reduziert (DF > 10^3).

- c) Die weniger hohen Abgaberaten des elementaren ^{131}I in der Aufbereitungstraktabluft wurden durch Filterung (Filterzellen) nur geringfügig reduziert ($\text{DF} \leq 10$).
- d) Die Abgaberaten des elementaren ^{131}I in der Digestorienabluft hatten eine für die Freisetzung in die Umgebung unbedeutende Höhe.

Die geringe Wirksamkeit der Filterzellen in der Aufbereitungstraktabluft dürfte weitgehend auf Leckage beruhen. Die geringe Bedeutung der Digestorienabluft (einschließlich Gloveboxabluft) für die Abgabe von elementarem ^{131}I dürfte darauf zurückzuführen sein, daß die Abluft aus der Glovebox, in der Reaktorwasser verarbeitet wird, über ein Iodfilter geleitet wird (vgl. Tab. 6). (Bei Druckwasserreaktoren hatte sich die Abgabe von elementarem ^{131}I mit der ungefilterten Digestorienabluft als von u. U. entscheidender Bedeutung erwiesen [5, 8].)

Die Ergebnisse der Messungen in weiteren Abluftströmen, die mit den Meßstellen A - H nicht direkt erfaßt wurden, sind in Tab. 6 zusammengefaßt. Daraus ist folgendes ersichtlich:

- a) Die Reaktorbedienungsbühne lieferte praktisch das gesamte ^{131}I der Spülluft.
- b) Teilabluftströme aus dem Reaktorgebäude, die für die Freisetzung von ^{131}I in die Umgebung von entscheidender Bedeutung sind, wurden nicht identifiziert. (^{131}I scheint sich also relativ gleichmäßig auf verschiedene Teilabluftströme zu verteilen.)
- c) Abgas und Ringspaltabsaugung waren für die Abgabe von ^{131}I mit der Kaminfortluft völlig unbedeutend.

Aus den dargelegten Ergebnissen ist zu schließen, daß durch Erhöhung der Abscheidegrade der vorhandenen Iodfilter oder durch Einbau weiterer Iodfilter von mittlerem Durchsatz (Größenordnung: $10.000 \text{ m}^3/\text{h}$) die Freisetzung von elementarem ^{131}I in die Umgebung des SWR 4 nicht entscheidend gesenkt werden kann.

4. Zusammenfassung

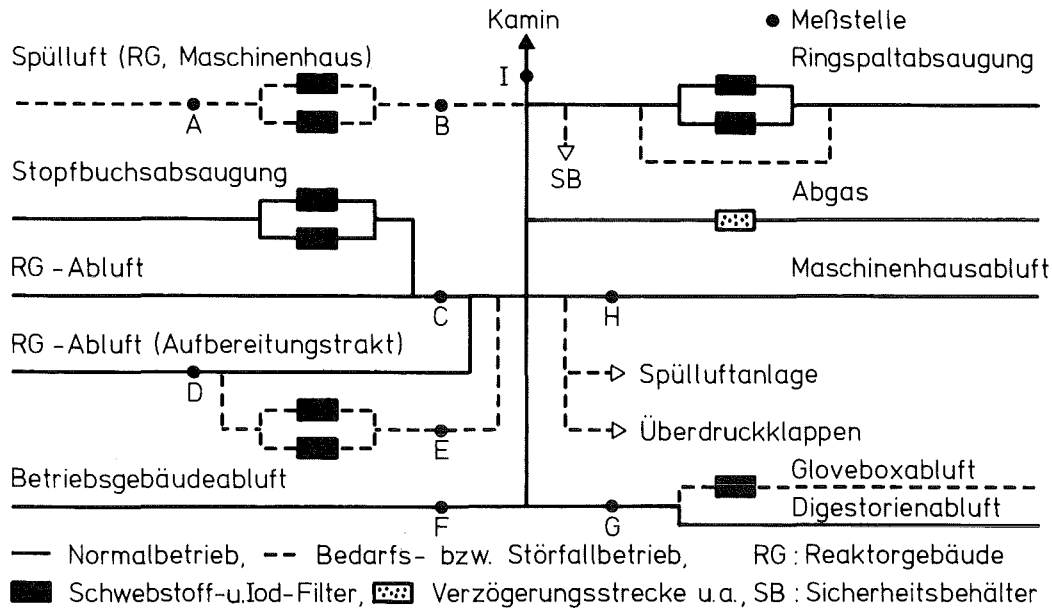
Die Messungen des ^{131}I in der Kaminfortluft und in einzelnen Abluftströmen eines Siedewasserreaktors (SWR 4) während 12 Monaten führten u. a. zu folgenden Ergebnissen:

- a) In der Kaminfortluft betrug der Anteil des radiologisch entscheidenden elementaren ^{131}I im Mittel 45 %. Der Rest entfiel praktisch vollständig auf organisches ^{131}I .
- b) Das mit der Kaminfortluft abgegebene elementare ^{131}I wurde zum weitaus größten Teil von der ungefilterten Reaktorgebäudeabluft geliefert (Durchsatz ca. $110.000 \text{ m}^3/\text{h}$). Eine weitere wesentliche Quelle für das in die Umgebung freigesetzte elementare ^{131}I war die ungefilterte Maschinenhausabluft (Durchsatz ca. $120.000 \text{ m}^3/\text{h}$).
- c) Die potentiell hohe Abgabe von elementarem ^{131}I mit der Spülluft wurde durch Iodfilterung auf völlig unbedeutende Werte reduziert ($\text{DF} > 10^3$).

5. Literatur

- [1] Der Bundesminister des Innern,
Allgemeine Berechnungsgrundlagen für die Bestimmung der
Strahlenexposition durch Emission radioaktiver Stoffe (1977).
- [2] Deuber, H.,
Bestimmung der Iodkomponenten in der Abluft von Siedewasserreaktoren,
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1981,
KfK 3250, S. 4400-1 - 4400-2 (1982).
- [3] Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen ^{131}I -Komponenten in der Fortluft eines
Siedewasserreaktors (SWR 3),
KfK 3343 (1982).
- [4] Pelletier, C. A., u. a.,
Sources of radioiodine at boiling water reactors,
EPRI NP - 495 (1978).
- [5] Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen Radioiodkomponenten in der Abluft eines
Druckwasserreaktors (DWR 3),
KfK 3207 (1981).
- [6] Deuber, H., Wilhelm, J. G.,
Occurrence of penetrating iodine species in the exhaust air of
PWR power plants,
CONF - 801038, S. 1354 - 1386 (1981).
- [7] Pelletier, C. A., u. a.,
Sources of radioiodine at pressurized water reactors,
EPRI NP-939 (1978).
- [8] Deuber, H.,
Die physikalisch-chemischen Radioiodkomponenten in der Abluft eines
Druckwasserreaktors (DWR 2),
KfK 3206 (1981).

An der Durchführung bzw. Auswertung der Messungen waren vorwiegend die
Herren R. Sommerlatt, H. Fischer, R. Butz und A. Ladanyi beteiligt.



KIK LAF II 08111

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 bei Bedarf 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.

Tab. 1: Dauer von Betriebsphasen

Betriebsphase a)	Sammelperioden b)
Leistungsbetrieb 1	1 - 19
Leistungsbetrieb 2	27 - 33
Leistungsbetrieb 3	34 - 48
Revision 1	20 - 26
Revision 2 c)	49 - 52

- a) Leistungsbetrieb: Betriebsphasen außerhalb der Revision
- b) aneinandergrenzende, fortlaufend nummerierte Meßzeiträume von einwöchiger Dauer (Sammelperioden 33 und 34 jedoch durch einen Zeitraum von ca. 5 Monaten getrennt)
- c) Revision in Sammelperiode 52 noch nicht beendet (Durchführung von Nachrüstungen)

Tab. 2: ^{131}I -Abgaberaten, ^{131}I -Abgaben und Anteile der ^{131}I -Komponenten
in der Kaminfortluft während des gesamten Meßzeitraumes (1 Jahr)

Betriebsphase	^{131}I -Abgaberate ^{a)} [Ci/s]	^{131}I -Abgabe ^{a)} [Ci]	Anteil der ^{131}I -Komponenten ^{b)} [%]	
			elem. I	org. I
Leistungs- betrieb ^{c)}	2,0 \pm 0,4 (-10)	5,1 \pm 1,1 (-3)	46	48
Revision ^{d)}	1,3 \pm 0,5 (- 9)	8,9 \pm 3,1 (-3)	43	50
Leistungs- betrieb + Revision ^{e)}	4,4 \pm 1,2 (-10)	1,4 \pm 0,4 (-2)	45	49

a) Zehnerpotenzen durch Exponenten in Klammern wiedergegeben;
Schwankungen durch Standardabweichungen ausgedrückt

b) berechnet aus den Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten
(restlicher Anteil: schwebstoffförmiges ^{131}I)

c) Sammelperioden 1 - 19 und 27 - 48

d) Sammelperioden 20 - 26 und 49 - 52

e) Sammelperioden 1 - 52

Tab. 3: Abgaberaten der ¹³¹I-Komponenten in den Abluftströmen

Abluftstrom	Meß- stelle	¹³¹ I Kompo- nente	Abgaberate [Ci/s]				
			Leistungs- betrieb 1	Leistungs- betrieb 2	Leistungs- betrieb 3	Revision 1	Revision 2
Spülluft (ungefiltert) ^{a)}	A	elem. I	-	-	-	2,8 + 1,2 (-10)	7,4 + 4,3 (-10)
		org. I	-	-	-	1,9 + 1,0 (-10)	1,7 + 1,0 (-10)
		gesamt. I	-	-	-	4,7 + 2,2 (-10)	9,3 + 5,4 (-10)
Spülluft (gefiltert) ^{a)}	B	elem. I	-	-	-	2,4 + 0,3 (-14)	1,9 + 0,4 (-13)
		org. I	-	-	-	1,0 + 0,2 (-13)	3,8 + 0,9 (-13)
		gesamt. I	-	-	-	1,3 + 0,2 (-13)	5,9 + 1,4 (-13)
Reaktor- gebäude- abluf	C	elem. I	1,9 + 0,3 (-11)	8,7 + 3,5 (-12)	1,1 + 0,2 (-10)	1,8 + 0,9 (-10)	9,3 + 3,8 (-10)
		org. I	5,7 + 2,1 (-12)	7,0 + 2,5 (-12)	7,1 + 1,4 (-11)	9,9 + 5,9 (-11)	6,9 + 1,5 (-10)
		gesamt. I	2,7 + 0,5 (-11)	1,6 + 0,6 (-11)	2,0 + 0,3 (-10)	2,8 + 1,5 (-10)	2,1 + 0,8 (-9)
Aufbereitungs- traktabluf (ungefiltert)	D	elem. I	3,2 + 0,6 (-12)	3,4 + 1,5 (-13)	5,6 + 1,6 (-12)	1,2 + 0,8 (-11)	8,1 + 5,5 (-11)
		org. I	3,9 + 2,0 (-12)	1,8 + 0,5 (-13)	2,4 + 0,8 (-12)	1,3 + 1,0 (-11)	3,0 + 1,2 (-11)
		gesamt. I	7,4 + 2,4 (-12)	7,7 + 3,8 (-13)	8,4 + 2,5 (-12)	2,7 + 1,9 (-11)	1,4 + 0,9 (-10)
Aufbereitungs- traktabluf (gefiltert) ^{a)}	E	elem. I	-	-	-	1,2 + 0,6 (-12)	4,2 + 1,8 (-11)
		org. I	-	-	-	1,3 + 0,4 (-12)	4,3 + 1,9 (-11)
		gesamt. I	-	-	-	2,6 + 1,0 (-12)	9,3 + 3,0 (-11)
Betriebs- gebäude- abluf	F	elem. I	1,6 + 0,2 (-12)	4,6 + 1,9 (-13)	8,5 + 1,7 (-13)	3,8 + 2,2 (-11)	4,3 + 1,5 (-11)
		org. I	4,1 + 1,3 (-13)	1,8 + 1,0 (-13)	2,2 + 0,6 (-13)	2,5 + 1,9 (-11)	1,1 + 0,3 (-11)
		gesamt. I	2,2 + 0,4 (-12)	7,8 + 3,9 (-13)	1,1 + 0,2 (-12)	6,3 + 4,1 (-11)	5,5 + 1,8 (-11)
Digestorien- abluf	G	elem. I	1,4 + 0,9 (-12)	1,2 + 0,2 (-13)	3,8 + 1,2 (-12)	3,3 + 1,2 (-13)	3,3 + 1,0 (-12)
		org. I	1,5 + 0,4 (-13)	2,6 + 1,3 (-14)	9,5 + 2,1 (-13)	5,0 + 1,6 (-14)	3,4 + 1,1 (-13)
		gesamt. I	1,5 + 0,9 (-12)	1,5 + 0,4 (-13)	4,7 + 1,3 (-12)	3,8 + 1,4 (-13)	3,6 + 1,1 (-12)
Maschinenhaus- abluf	H	elem. I	7,8 + 1,9 (-12)	3,4 + 0,6 (-12)	3,6 + 1,4 (-11)	2,6 + 1,0 (-11)	6,3 + 1,7 (-11)
		org. I	9,7 + 7,2 (-11)	3,9 + 0,6 (-12)	2,1 + 1,0 (-11)	9,5 + 3,6 (-11)	2,6 + 0,5 (-10)
		gesamt. I	1,1 + 0,7 (-10)	8,5 + 1,2 (-12)	6,3 + 2,7 (-11)	1,2 + 0,4 (-10)	3,3 + 0,4 (-10)

a) Iodfilter praktisch nur während der Revision eingeschaltet

Tab. 4: Anteile der ^{131}I -Komponenten in den Abluftströmen

Abluftstrom	Meß- stelle	^{131}I - Komponente	Anteil [%] a)				
			Leistungs- betrieb 1	Leistungs- betrieb 2	Leistungs- betrieb 3	Revision 1	Revision 2
Spülluft (ungefiltert)	A	elem. I org. I	- -	- -	- -	60 40	80 19
Spülluft (gefiltert)	B	elem. I org. I	- -	- -	- -	19 80	31 64
Reaktorgebäude - abluf	C	elem. I org. I	72 21	54 44	55 37	64 35	44 32
Aufbereitungstrakt- abluf (ungefiltert)	D	elem. I org. I	43 53	45 23	67 28	46 49	59 22
Aufbereitungstrakt- abluf (gefiltert)	E	elem. I org. I	- -	- -	- -	45 52	45 46
Betriebsgebäude- abluf	F	elem. I org. I	75 19	58 23	77 20	60 39	78 21
Digestorien- abluf	G	elem. I org. I	90 10	77 17	80 20	87 13	90 < 1
Maschinenhaus- abluf	H	elem. I org. I	7 92	40 46	57 33	22 78	19 78

a) berechnet aus den Abgaberaten der ^{131}I -Komponenten (restlicher Anteil: schwebstoffförmiges ^{131}I)

Tab. 5: Beiträge der Abluftströme zur Abgaberate der ¹³¹I-Komponenten in der Kaminfortluft

Abluftstrom	Meß- stelle	¹³¹ I- Komponente	Beitrag [%] a)				
			Leistungs- betrieb 1	Leistungs- betrieb 2	Leistungs- betrieb 3	Revision 1	Revision 2
Spülluft (ungefiltert)	A	elem. org. gesamt.	-	-	-	-	-
Spülluft (gefiltert)	B	elem. org. gesamt.	-	-	-	<1 <1 <1	<1 <1 <1
Reaktor- gebäude- abluf	C	elem. org. gesamt.	58 5 19	67 62 61	70 75 72	73 45 60	86 69 82
Aufbereitungs- traktabluf (ungefiltert)	D	elem. org. gesamt.	10 4 5	3 2 3	4 2 3	-	-
Aufbereitungs- traktabluf (gefiltert)	E	elem. org. gesamt.	-	-	-	<1 <1 <1	4 4 4
Betriebs- gebäude- abluf	F	elem. org. gesamt.	5 <1 2	4 2 3	<1 <1 <1	15 11 14	4 1 2
Digestorien- abluf	G	elem. org. gesamt.	4 <1 1	<1 <1 <1	2 1 2	<1 <1 <1	<1 <1 <1
Maschinenhaus- abluf	H	elem. org. gesamt.	23 91 74	26 35 32	23 22 23	11 43 26	6 26 13

a) bezogen auf die Summe der Abgaberraten der ¹³¹I-Komponenten

Tab. 6: Bedeutung weiterer Abluftströme ^{a)} hinsichtlich der ¹³¹I-Abgaberate (gesamtes ¹³¹I)

Abluftstrom	Meßstelle	Betriebs- ^{b)} phase	Beitrag zur ¹³¹ I-Abgaberate verschiedener Abluftströme
Abluft der Reaktorbedienungs- bühne	vor A	R	~ 100 % der ungefilterten Spülluft
Abluft aus dem "Pumpenraum" ^{c)}	vor C	L; R	5 % bzw. 1 % der Reaktorgebäudeabluft
Stopfbuchsabsaugung (gefiltert) ^{d)}	vor C	L	< 1 % der Reaktorgebäudeabluft
Digestorienabluft ohne Gloveboxabluft	vor G	L; R	~ 100 % bzw. 70 % der Digestorienabluft mit Gloveboxabluft
Abgas (verzögert)	vor I	L	<< 1 % der Kaminfortluft
Ringspaltabsaugung (gefiltert)	vor I	L	<< 1 % der Kaminfortluft

- a) Abluftströme, die mit den in Abb. 1 eingetragenen Meßstellen nicht direkt erfaßt werden
b) L: Leistungsbetrieb; R: Revision (Meßzeit: 3 - 6 Wochen)
c) Raum mit verschiedenen Pumpen, z. B. Reaktorwasserreinigungspumpen
d) DF's der Iodfilter: >100

06.01.14/14A 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

1. Einleitung

Im Rahmen der Arbeiten zur Filterung der Abluft von Leichtwasserreaktoren nach schweren Störfällen werden Schwebstofffilter entwickelt, die den extremen Anforderungen durch die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters (hohe Feuchte, Temperatur, Dosisleistung) genügen und eine sichere Entlüftung mit hohen Dekontaminationsfaktoren gewährleisten. Hierbei wurden mit den neuerdings erhältlichen 2 µm Faservliesen aus Edelstahl eine Reihe verschiedener Parameter untersucht. Als Testaerosol wurde wie bisher Uranin verwendet. In Abb. 1 ist ein typisches Aerosolspektrum als Häufigkeitsverteilung und Summenkurve aufgetragen.

2. Die Metallfaser-Filterstufe mit "S - Qualität"

Nach DIN 25 184 werden Hochleistungsschwebstofffilter, die im Partikelgrößenbereich um 0,3 µm Abscheidegrade über das eingebaute Filter von > 99,97 % erreichen, als "S" Filter bezeichnet. Der angegebene Abscheidegrad entspricht einem Dekontaminationsfaktor von 3333. Die hierbei eingesetzten Anströmgeschwindigkeiten, bezogen auf das Filtermedium, betragen 2 bis 2,5 cm/s bei Glasfaserpapierfiltern.

Mit einem Versuchsfilter wurden, unter Einsatz von 2 µm Edelstahlfasern bei einer Filterbelegung von 6 Lagen zu je 750 g/m² Fasern bei Anströmgeschwindigkeiten von 35 cm/s, Dekontaminationsfaktoren von > 10⁵ erreicht. Der genaue Verlauf der Abhängigkeit des Dekontaminationsfaktors von der Anströmgeschwindigkeit ist in Abb. 2, obere Kurve, angegeben. Da die Reinluftmeßwerte

bei der gewählten Beaufschlagungszeit nur noch wenig über der Nachweisgrenze lagen, wurde für weitere Untersuchungen das Filterpack halbiert. Dieses Filter, belegt mit 3 Lagen von je 750 g/m^2 , erbrachte die untere Kurve in Abb. 2. Die Ergebnisse zeigen, daß eine Verdopplung des Filtermediums nicht zu einer Verdopplung des Logarithmus des Dekontaminationsfaktors führt, sondern niedriger liegt. Das läßt sich mit einer selektiven Änderung des Aerosolspektrums auf dem Weg durch ein solches Tiefbett-Faserverpackfilter erklären. (Das gleiche gilt im Prinzip auch für die Hintereinanderschaltung von 2 üblichen Glasfaserfiltern). In Abb. 3 sind die Druckverlustwerte angegeben. Ebenso ist dort eine weitere Versuchsreihe eingetragen, bei der eine geringere Packungsdichte des Filtermaterials benutzt wurde. Es zeigte sich, daß mit steigender Strömungsgeschwindigkeit der Druckabfall des lockerer gepackten Filters zwar niedriger liegt, aber die Druckverlustkennlinie steiler ansteigt als die des fester gepackten Filters. Wie sich dieser Einfluß der Packungsdichte auf das Abscheideverhalten auswirkt, muß noch in weiteren Versuchsreihen geklärt werden.

3. Das Temperaturverhalten von Metallfaserfiltern

Nach theoretischen Berechnungen in früheren Berichtszeiträumen sind Temperaturen bis ca. 160°C am Filter zu erwarten. Um gesicherte Aussagen über das Filterverhalten machen zu können, wurden die Filteruntersuchungen bis zu 200°C (Temperaturgrenze der Anlage TAlFUN) durchgeführt. Als erstes mußte die Beständigkeit des Uranins und seiner Fluoreszenz nachgewiesen werden. Bis 200°C war kein meßbarer Abfall der Fluoreszenz, auch nach mehrstündiger Temperaturbeaufschlagung, zu erkennen.

In mehreren Versuchsreihen wurde dann der Einfluß der Temperatur auf den Dekontaminationsfaktor von Metallfiltern untersucht. Es zeigte sich, daß in dem Bereich bis 200°C mit steigender Temperatur der DF zunimmt. Die Anströmgeschwindigkeit wurde auf 30 und 40 cm/s eingestellt. Die Ergebnisse sind in Abb. 4 dargestellt. Der Anstieg des DF mit der Temperatur läßt sich mit verstärkter Diffusionsabscheidung erklären.

4. Das Verhalten von Metallfaserfiltern unter Druck

Zur Entscheidungsfindung, ob ein Unfallabluftfilter im Sicherheitsbehälter (SB) auf der Druckseite oder außerhalb des SB nach einem Drosselorgan betrieben werden sollte (die Arbeitsweise unter Druck würde eine Verringerung des Volumenstromes und damit eine kleinere Bauweise ergeben), wurden einige Versuchsreihen unter Druck durchgeführt. Hierbei wurde der Druck zwischen 1 und 5 bar variiert. Auch hier wurden 30 und 40 cm als Anströmgeschwindigkeit gewählt. Außerdem mußte eine veränderte Art der Aerosolerzeugung eingesetzt werden, da der serienmäßige Uranin-Aerosolgenerator nicht druckfest ist. Es zeigt sich (Abb. 5), daß mit steigendem Druck der DF kleiner wird. Der Faktor beträgt hier je nach Randbedingung 2 bis 4. Dieser Faktor erklärt sich mit der Behinderung der Diffusionsabscheidung durch die höhere Gasdichte.

5. Hinweise zur Konstruktion von Metallfaserfiltern

An einem für Unfallsituationen einsetzbaren Filter können Dosisleistungen von einigen 10^7 rad/h und integrale Dosen von einigen 10^{10} rad erwartet werden. Deshalb ist für ein Unfallfilter der Einsatz von organischen Vergußmassen und Dichtungen zwischen der Roh- und Reinluftseite zu vermeiden.

Ein besonderer Vorteil eines Faserpackfilters besteht darin, daß in einem Gehäuse der "S" Filterteil mit einem Vorabscheider, der gleichzeitig auch als Tropfenabscheider wirkt, kombiniert werden kann. Durch die senkrechte Stellung des Faserpacks und der Konstruktion der Fasereinspannung ist gewährleistet, daß Kondensat und abgeschiedene Tröpfchen sich auf der Rohluftseite sammeln und dort z. B. über eine Entwässerungsleitung abgezogen werden können.

6. Vorabscheider aus Edelstahlfasern

Filter aus Edelstahlfaservliesen besitzen wegen der höheren Anströmgeschwindigkeit eine kleinere Anströmfläche als Glasfaserpapierfilter. Daher ist eine verbesserte Vorreinigung der anströmenden Luft durchzuführen, um eine ausreichende Standzeit des Feinstfilterteiles in Hinsicht auf Beladung und Druckabfall zu gewährleisten. Hierzu benutzt man am besten eine im Faserdurchmesser gestaffelte Kombination von Vliesen mit in Strömungsrichtung fallenden Faserdurchmessern.

Eine erste Versuchsreihe mit folgender Faserkombination :45 - 65 μm , 22 μm und 4 μm wurde durchgeführt. Der Anfangsdruckabfall betrug 15 mm Wassersäule. Die eingespeicherte Staubmenge betrug bei Beladungsende 4,93 kg/m^2 bei einem Druckabfall von 30 mm WS. Die abgeschiedene Menge verteilte sich auf die einzelnen Faserpakete wie folgt:
Paket 1 mit 45 - 65 μm Fasern 4,8 kg/m^2 ; Paket 2 mit 22 μm und 4 μm Fasern 129 g/m^2 . Dies entspricht einem Abscheidegrad von ca. 97 % der ersten Stufe. Das hier eingesetzte Aerosolspektrum lag zwischen 1 und 10 μm . Diese Arbeiten sind zur Ermittlung der teilchengrößen-spezifischen Abscheidegrade der Vliese mit unterschiedlichen Faserdurchmessern und zur Klärung der Masseneinspeicherungsfähigkeit der einzelnen Stufen weiterzuführen, um das Vorfilterteil optimal auszulegen.

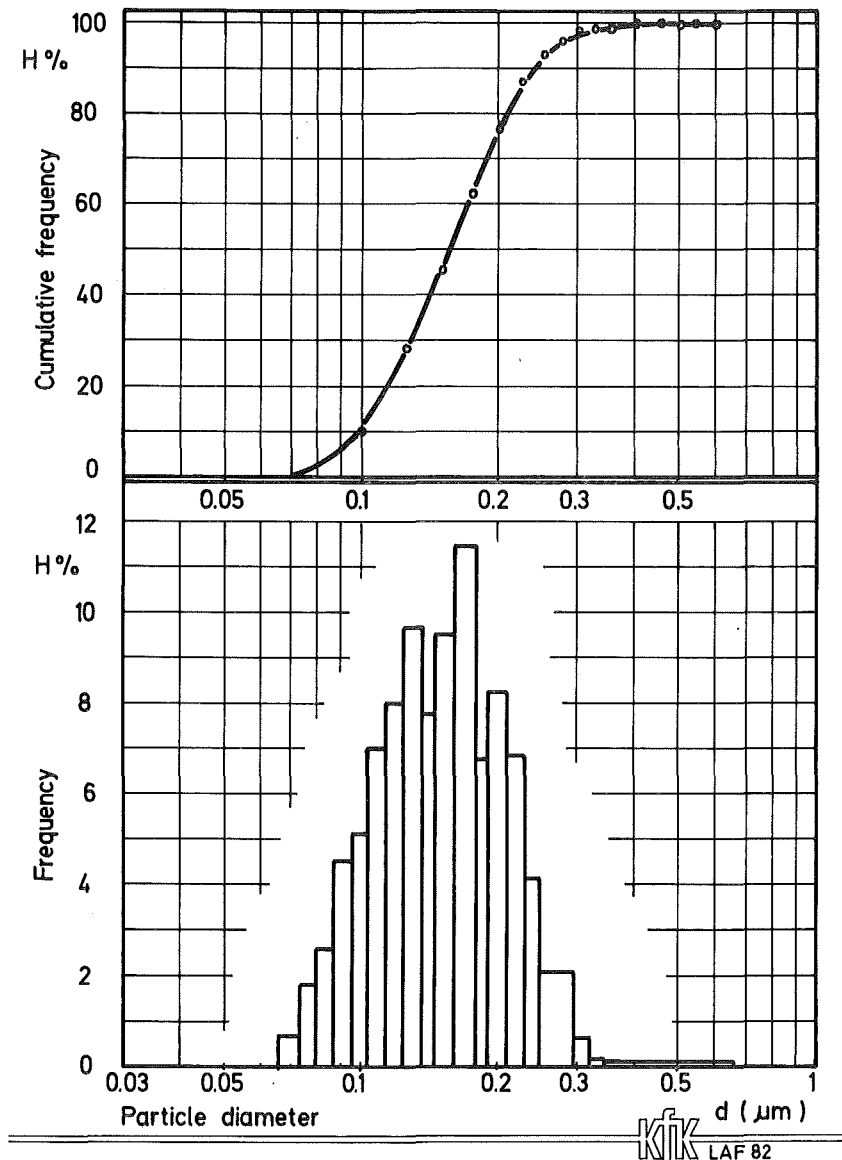
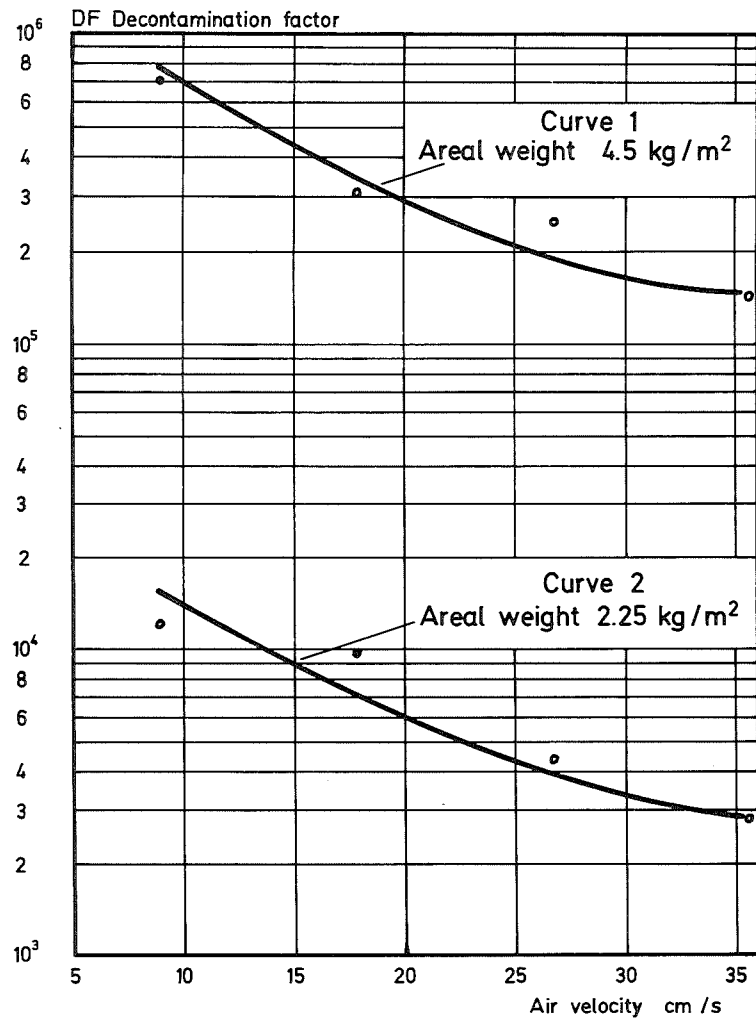
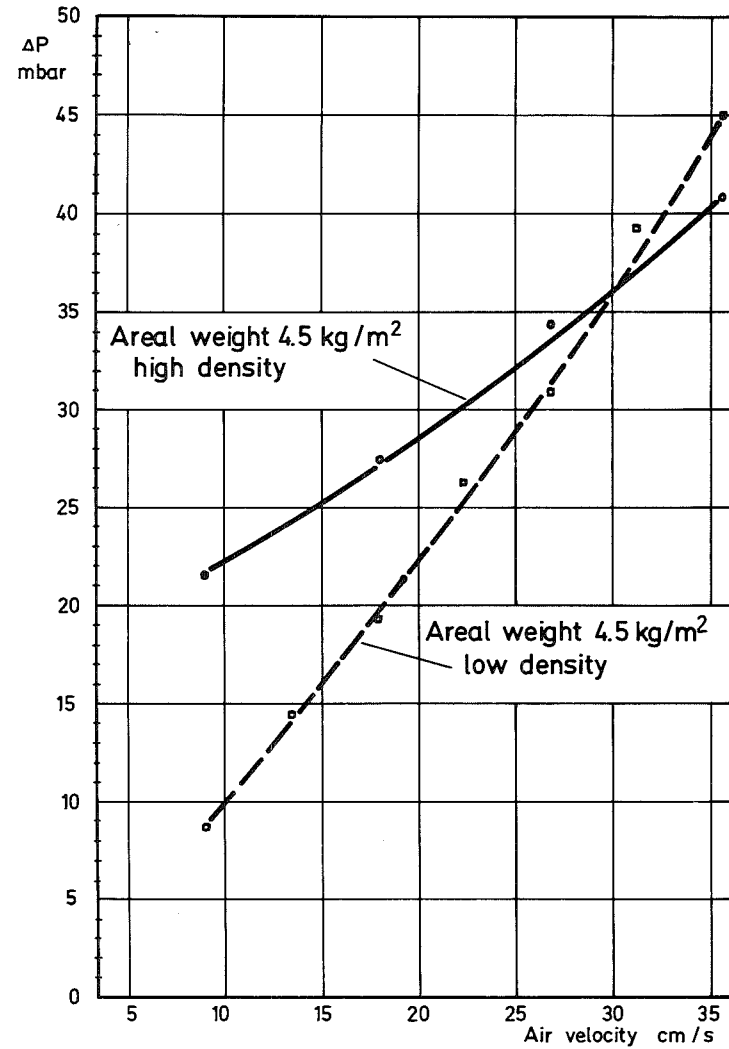


Abb. 1: Uranin Teilchengrößenverteilung



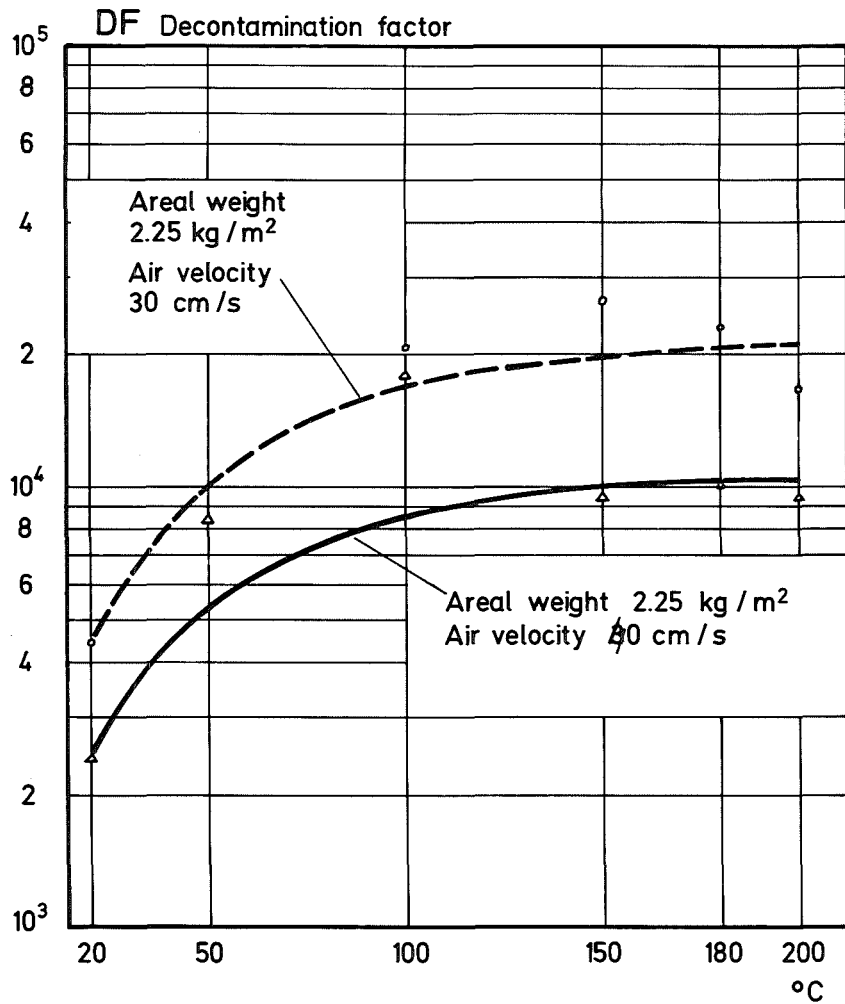
KfK LAF 82

Abb. 2: Dekontaminationsfaktor von 2 µm Fasern als Funktion der Anströmgeschwindigkeit und der Faserbelegung



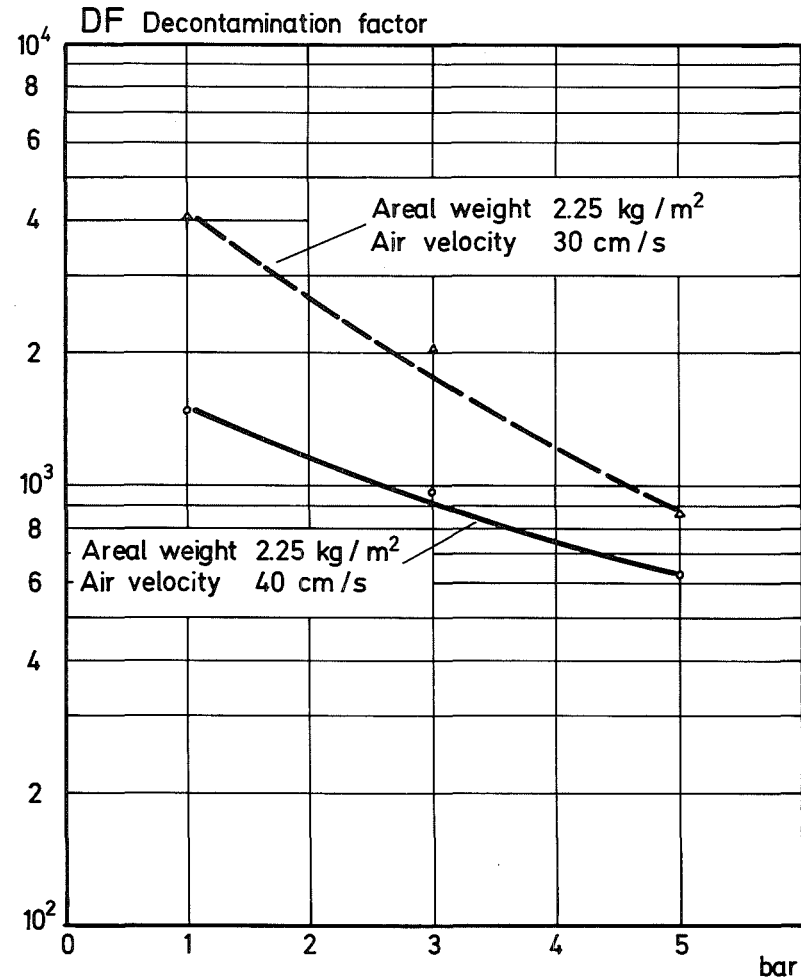
KfK LAF 82

Abb. 3: Druckverlust von 2 µm Fasern als Funktion der Temperatur und der Anströmgeschwindigkeit



KIK LAF 82

Abb. 4: Dekontaminationsfaktor von 2 µm Fasern als Funktion der Temperatur und der Anströmgeschwindigkeit



KIK LAF 82

Abb. 5: Dekontaminationsfaktor von 2 µm Fasern als Funktion des Druckes und der Anströmgeschwindigkeit

06.01.14/15A Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern unter
PNS 4416 Störfallbedingungen
(V. Rüdinger, U. Ensinger, LAF II)

1. Einleitung

Um die Höhe einer eventuellen Spaltproduktemission bei Störfällen und Unfällen vorhersagen zu können, müssen belastbare Daten nicht nur zu Quellstärke und zur Beschreibung des Aerosolverhaltens im Sicherheitsbehälter vorliegen, sondern auch zum Verhalten der Filterelemente unter den zu erwartenden teilweise extremen Betriebsbedingungen. Für die Schwebstofffilterelemente liegen gesicherte Daten nicht in ausreichendem Maße vor. Diese fehlenden Informationen sollen im Rahmen dieses Vorhabens erarbeitet werden, um sie in Risikobetrachtungen einfließen zu lassen und um sie den Genehmigungsbehörden zur Verfügung zu stellen. Aufbauend auf den dabei gewonnenen Erfahrungen sollen, soweit erforderlich, die Entwicklung verbesserter Komponenten angeregt bzw. durchgeführt werden, mit dem Ziel, die Auswirkungen von Störfällen auf die Umgebung zu reduzieren.

2. Belastbarkeit gegenüber erhöhtem Differenzdruck unter Raumluftbedingungen

Bei Stör- und Unfällen muß damit gerechnet werden, daß die Schwebstofffilterelemente erheblichen mechanischen Beanspruchungen infolge hoher Differenzdrücke ausgesetzt sind. In Zusammenarbeit mit dem Los Alamos National Laboratory (LANL) war damit begonnen worden, Untersuchungen zur Belastbarkeit handelsüblicher Schwebstofffilter durchzuführen /1/. Allerdings sind diese Untersuchungen wegen der Auslegung der Versuchsanlage nur bei Raumluftbedingungen (ca. 60 % r. F., ca. 25 °C) möglich.

Das wichtigste Ziel dieser ersten Versuchsphase besteht darin, den aktuellen technischen Stand hinsichtlich der mechanischen Belastbarkeit zu ermitteln. Im Berichtszeitraum wurde eine dritte Testserie mit etwa 70 Belastbarkeitstests durchgeführt, um die bisher erarbeiteten Resultate zu erhärten. In diesem Rahmen wurden weitere 7 handelsübliche Filtertypen in 3- bis 4-facher Wiederholung untersucht. In Tabelle I sind ihre wichtigsten Daten zusammen mit den Belastbarkeitswerten aufgelistet. Alle Filterelemente gehörten zum Niedertemperaturtyp, da die Faltenpacks mit Hilfe einer Kunststoffvergußmasse in den Gehäusen fixiert waren.

Tabelle I: Belastbarkeit handelsüblicher Schwebstofffilterelemente gegenüber erhöhtem Differenzdruck;
3. Testserie am LANL
Filtergröße: 610 x 610 x 292 mm

Filter-Typ	Faltung	Filterbauart			Schadenbelastung kPa
		Rahmen	Einsatztemper. maximal °C	Nennvolumenstrom $m^3 h^{-1}$	
FO	konv.	Metall	120	1700	9,5
CN	konv.	Sperrholz	120	1700	15,5
VO	konv.	Metall	70	1700	16,9
AN	konv.	Sperrholz	120	1700	17,7
LK3	V-Faltung	Kunststoff	70	3000	11,9
PM3	V-Faltung	Metall	110	3000	13,5
LN3	V-Faltung	Preßspan	70	3000	18,6

Die gemessenen Belastbarkeiten der in konventioneller Faltung hergestellten Filterelemente liegen zwischen 9,5 und 17,7 kPa und stimmen mit den bisher mit anderen Fabrikaten festgestellten Werten überein. Ähnliches gilt für die Filter in V-Bauweise, die im Vergleich zur Bauweise in konventioneller Faltung wiederum früher versagen. Eine Ausnahme bildet der Typ LN3.

Die Faltungstiefe ist eine derjenigen Hauptabmessungen der Filterelemente, die sich auf ihre Belastbarkeit auswirken dürften /2/. An Schwebstofffiltern in konventioneller Faltung der Rahmengröße 610 x 610 mm wurde dieser Parameter untersucht und festgestellt, daß die Reduktion der Faltungstiefe von etwa 270 mm (Gehäusetiefe 292 mm) auf die Hälfte (Gehäusetiefe 150 mm) eine Reduktion der Belastbarkeit um 10 % bis 45 % bewirkt.

In der ersten Versuchsphase wurden bereits die Schadensformen und Schadensverläufe analysiert und erste ertüchtigte Filterelemente getestet. Die Resultate der im Berichtszeitraum am Prüfstand des LANL durchgeführten dritten Testserie bestätigten, daß, die Fixierung des Faltenpacks im Rahmen, die Stabilität des Packs und die Reißfestigkeit des Filterpapiers die wichtigsten Schwachstellen sind.

Anhand von Abbildung 1 mit einem Filterpapierausschnitt aus einem abströmseitigen Faltungsende läßt sich der Einfluß der letztgenannten Faktoren erläutern. Die Zugspannung in Umfangrichtung σ_u ist die kritische Beanspruchung. Sie beträgt näherungsweise

$$\sigma_u \approx \Delta p \cdot \frac{r}{d}$$

wobei r der Radius der Falte ist, d die Dicke des Filtermediums und Δp der Differenzdruck.

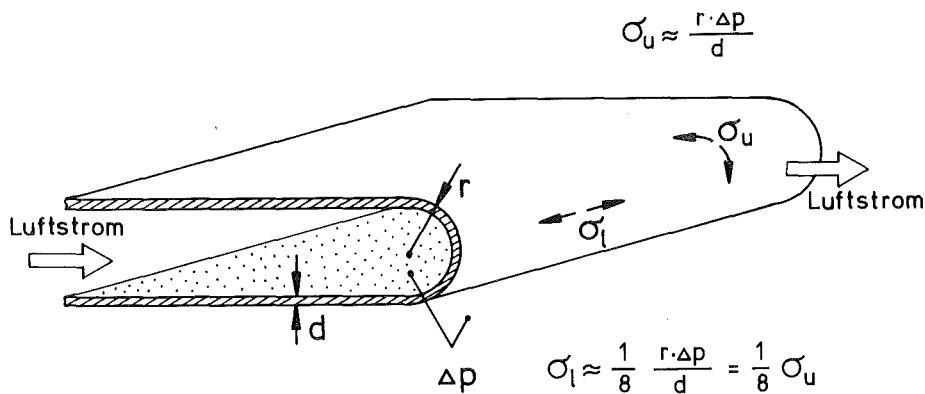


Abb. 1: Zugspannungen in den Faltungsenden eines durchströmten Filters

Mit abnehmender Stabilität des Faltenpacks werden sich einzelne Falten aufgrund des anliegenden Differenzdruckes stärker aufblähen, wodurch die Zugspannung im Filterpapier selbst bei konstantem Differenzdruck ansteigt und somit das Schadensrisiko wächst. Sobald die (lokale) Zugfestigkeit des Filterpapiers überschritten wird, versagt das Filter.

Die Charakteristika der im Rahmen der dritten Versuchsserie getesteten modifizierten Filterkonstruktionen sind in Tabelle II zusammengestellt. Es handelte sich immer um Filter mit Kunststoffvergußmasse. Nach dem derzeitigen technischen Stand ist hierdurch zwar eine gute Fixierung des Packs im Rahmen gewährleistet, die Einsatztemperatur bleibt jedoch auf Werte von max. 120 °C begrenzt.

Von den Testergebnissen sind zwei besonders hervorzuheben: Einerseits konnte die Belastbarkeit des Filter in V-Bauweise durch die eingebauten sehr engmaschigen Stützgitter auf etwa 22 kPa verbessert werden. Vor allem aber zeigen die Filter der Typen AL, daß bereits mit den derzeit verfügbaren Mitteln Schwebstofffilter gebaut werden können, die Differenzdrücke von mindestens etwa 0,3 bar bei Raumluftbedingungen aushalten. Die tatsächlichen Belastungsgrenzen waren mit dem Prüfstand des LANL nicht bestimmbar.

Tabelle II: Belastbarkeit modifizierter Schwebstofffilterelemente gegenüber erhöhtem Differenzdruck;
3. Testserie am LANL
Filtergröße: 610 x 610 x 292 mm

Filter-Typ	Filterbauart			Schadensbelastung kPa
	Faltung	Nennvolumen- $\text{m}^3 \text{strom} \text{h}^{-1}$	Modifikationen	
S8	konv.	2000	95 Falten	11,0
S9	konv.	1900	2 senkr. Stege aus Vergußmasse im Pack	12,0
S10	V-Faltung	3000	Stützgitter auf beiden Seiten des Packs	≈ 22 ¹⁾
FS	konv.	1700	Verstärkungsnetz im Filterpapier	17,9
AL1	konv.	1870	Verstärkungsnetz im Filterpapier	>27,0 ²⁾
AL2	konv.	1870	Verstärkungsnetz im Filterpapier	>27,2 ²⁾

- 1) Filter wurden beim Test beschädigt; Differenzdruck lag außerhalb Meßbereich und war deshalb nicht genau auswertbar.
- 2) Alle Filter blieben bei den maximal realisierten Differenzdrücken unbeschädigt.

3. Druckverlustkennlinien von Schwebstofffiltern bei hoher Strömungsgeschwindigkeit

Da der Verlauf der Druckverlustkennlinien ebenfalls für ein eventuelles Filterversagen von Bedeutung ist, wurde auch diese Eigenschaft bis zu hohen Anströmgeschwindigkeiten untersucht. Außerdem werden diese Daten zur Berechnung derjenigen Betriebsbedingungen benötigt, die bei Störfällen in Lüftungsanlagen zu erwarten sind.

Im Rahmen der dritten Versuchsserie wurden die Kennlinien 9 weiterer Filtertypen in konventioneller Faltung aufgenommen. Die Kurvenverläufe liegen wiederum in einem engen Streuband, das sich mit den bisherigen Ergebnissen deckt /1, 3/. Damit kann auf der Grundlage von 19 repräsentativ ausgewählten Schwebstofffiltern die typische Druckverlustkurve eines unbeladenen Filters in konventioneller Faltung der Größe 610 x 610 x 292 mm mit der folgenden Größengleichung beschrieben werden:

$$\Delta p = 0,079 \bar{v} + 0,0121 \bar{v}^2$$

mit Δp = Differenzdruck kPa, \bar{v} = mittlere Strömungsgeschwindigkeit ms^{-1} im Kanal mit Querschnitt 590 x 590 mm; Gültigkeit bis $v \leq 40 \text{ ms}^{-1}$

Auch die Untersuchungen an beladenen Filtern wurden weitergeführt. Vier weitere Filtertypen wurden mit Polystyrollatex-Aerosol auf etwa 1000 Pa Druckverlust bei Nennvolumenstrom vorbeladen und getestet. Die Verschiebung der Kennlinien zu höheren Widerständen entspricht den früheren Ergebnissen. Die Druckverlustkurven der beladenen Filterelemente sind in Abbildung 2 dargestellt.

Alle Kennlinien der nunmehr getesteten 7 Filtertypen in konventioneller Faltung fallen ebenfalls in ein enges Streuband, dessen mittlere Kurve sich wie folgt beschreiben läßt:

$$\Delta p = 0,37 \bar{v} + 0,0214 \bar{v}^2$$

Filtergröße 610 x 610 x 292 mm, konventionelle Faltung, Beladung mit PSL auf ca. 1000 Pa, Druckverlust bei $1700 \text{ m}^3/\text{h}$; Gültigkeit bis $\bar{v} \leq 30 \text{ ms}^{-1}$.

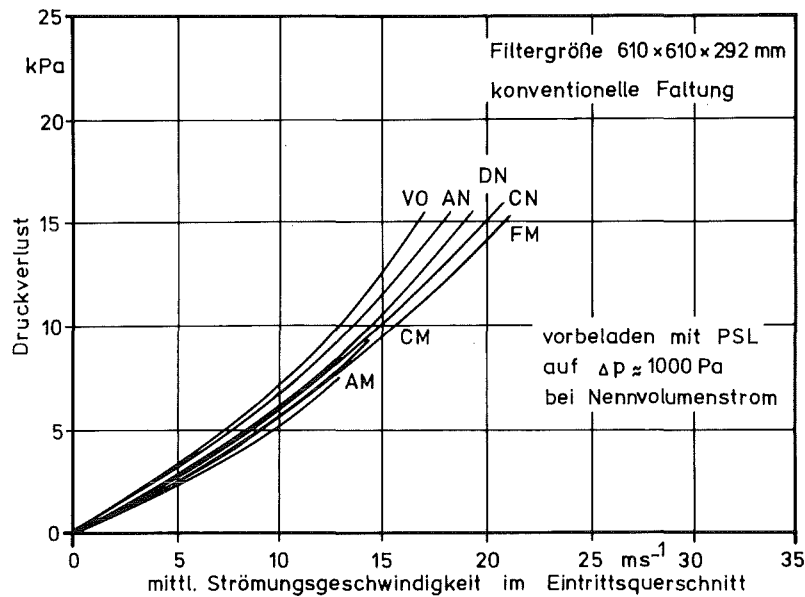


Abb. 2: Druckverlustkennlinien beladener Schwebstofffilter in konventioneller Faltung

Ergänzende Untersuchungen wurden auch zu den Filtern in V-Bauweise durchgeführt. Die ermittelten Kurven sind zusammen mit den früher untersuchten Filtern L, DV und DR in Bild 3 dargestellt. Ihre Verläufe sind bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten sehr unterschiedlich. Teilweise steigen sie sehr früh extrem an (L, DV), teilweise nähern sie sich den Kennlinien der Filter in konventioneller Faltung.

Der Vergleich der Widerstandskennlinien beider Filterbauarten mit der Theorie /3/ hätte in erster Näherung einen linearen Anstieg des Druckverlustes im gesamten untersuchten Bereich erwarten lassen. Ein solcher Verlauf wäre sicherheitstechnisch wünschenswert. Es gibt Anhaltspunkte dafür, daß die Abweichungen vom theoretischen Verlauf, die bei Filtern der V-Bauweise besonders ausgeprägt sind, durch Verformungen hervorgerufen werden. Bei der V-Bauweise sind sowohl Verformungen der einzelnen Falten als auch der gesamten Packs möglich, die beide zur Verringerung der verbleibenden Strömungsquerschnitte führen. Ein Beleg für die Richtigkeit dieser Annahme liefert das Filter DVS, bei dem die Verformung der einzelnen Packs durch Einbau von Stützgeräten teilweise vermieden wurde. Im Vergleich zur ursprünglichen Version DV ergibt sich eine deutliche Verschiebung der Kennlinie.

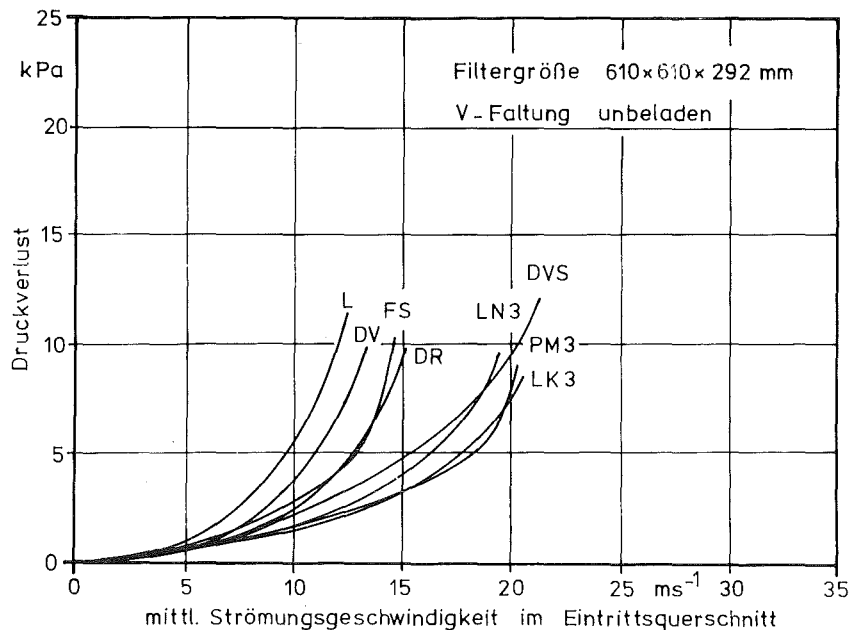


Abb. 3: Druckverlustkennlinien neuer Schwebstofffilter in V-Bauweise

Auch im Zusammenhang mit dem Strömungswiderstand wurde der Einfluß der Tiefe der Faltung untersucht. Die Verringerung der Faltungstiefe auf die Hälfte (s. auch Kap. 1) führte zur erwarteten Erhöhung des Druckverlustes.

Anhand der bisher erarbeiteten Daten läßt sich der aktuelle technische Stand hinsichtlich der Differenzdruckbelastbarkeit bei Raumluftbedingungen und das Verhalten der Schwebstofffilter unter hoher Strömungsgeschwindigkeit gut beschreiben. Mit einigen ergänzenden Messungen wird diese Versuchsphase abgeschlossen.

4. Prüfanlage BORA zur Untersuchung des Verhaltens von Schwebstofffiltern unter kombinierten Beanspruchungen

Da bei Störfällen und Unfällen mit gleichzeitiger Beanspruchung durch erhöhten Differenzdruck, hohe Feuchte bzw. hohe Temperatur zu rechnen ist, muß das Schwebstofffilterverhalten auch unter diesen Betriebsbedingungen erforscht werden. Dies wird längerfristig der Schwerpunkt der Arbeiten zum Verhalten von Schwebstofffiltern darstellen.

Mit dem bisher benutzten Prüfstand des LANL ist es nicht möglich, bei Versuchen zur Differenzdruckbelastung andere Bedingungen als die der Umgebungsluft einzustellen. Um die genannten Arbeiten durchführen zu können, ist der Bau einer geeigneten Versuchsanlage erforderlich.

Das Konzept dieser Anlage BORA zur Filterprüfung unter Differenzdruckbelastung war bereits früher entwickelt worden. Im Berichtsjahr wurde die Planung gründlich überarbeitet mit dem Ziel der Kosteneinsparung und der Anpassung an die räumlichen Gegebenheiten des zur Verfügung stehenden Aufstellungsortes in der Rotunde des stillgelegten Versuchskernkraftwerks FR 2. Das Schema der optimierten Anlage ist in Abbildung 4 dargestellt.

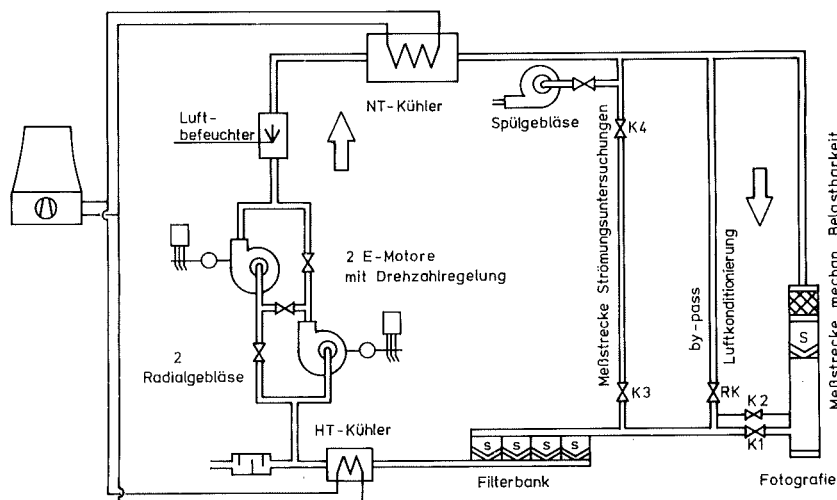


Abb. 4: Schema der Anlage BORA zur Filterprüfung unter kombinierter Beanspruchung durch hohen Differenzdruck und hohe Feuchte bzw. hohe Temperatur.

Die wichtigste Verbesserung betrifft die Auswahl der Strömungsmaschine zur Umwälzung der Luft im Kreislauf. Statt des früher vorgesehenen Heißgasturboverdichters kommen nun zwei einstufige Radialgebläse zum Einsatz, die wahlweise einzeln, im Parallelbetrieb oder im Serienbetrieb gefahren werden können. Durch diese Lösung werden nicht nur erhebliche Investitionskosten eingespart, man gewinnt zusätzlich eine hohe Flexibilität und erhöhte Wirtschaftlichkeit beim Betrieb der Anlage. Weiterhin konnte auf diese Weise

die erforderliche Antriebsleistung fast halbiert werden. Der Teillastbetrieb wird über eine Drehzahlregelung statt der ursprünglich geplanten Drallregelung gefahren.

Der Niedertemperaturkühler wurde als dreistufiger Wärmetauscher konzipiert, dessen dritte Stufe als Taupunktkühler eingesetzt wird. Im Hinblick auf die Reduktion sowohl des Strömungswiderstandes als auch der Kosten wurden die Tropfenabscheider in den Kühler integriert.

Die Anpassung der Anlage an die räumlichen Gegebenheiten konnte erreicht werden. In Abbildung 5 ist die Anordnung des Kanalsystems mit der Meßstrecke, Bypass-Strecke und den Wärmetauschern skizziert.

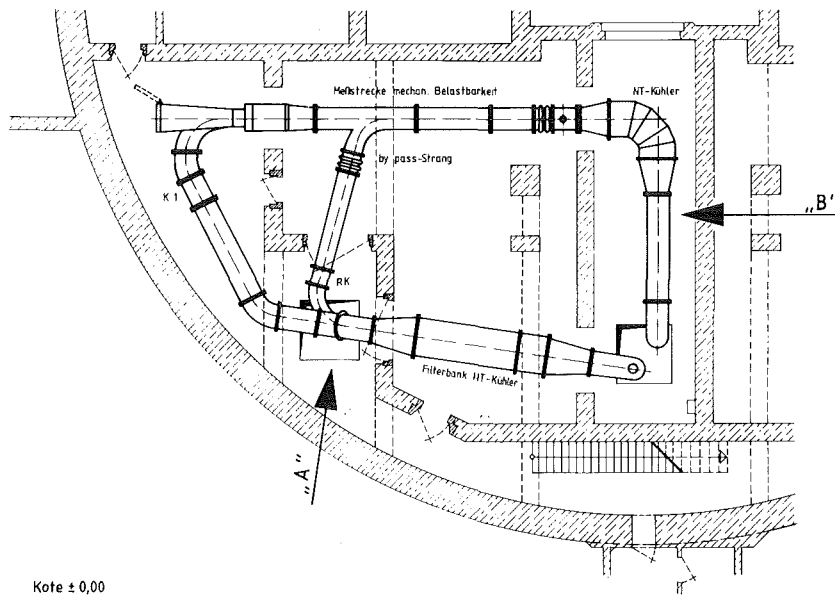


Abb. 5: Aufstellungsskizze der Prüfanlage BORA

Die Aufträge zum Bau der Anlage wurden vergeben. Die F+E-Meßtechnik und die Befeuchtungseinrichtung werden selbst entwickelt. Mit der Fertigstellung und dem Beginn des Probetriebes ist Ende 1983 zu rechnen.

5. Entwicklung eines Abscheidegradprüfverfahrens für Störfallbedingungen

Im Rahmen der Untersuchungen zum Verhalten von Schwebstofffiltern besitzt die Prüfung des Abscheidegrades bei hohen Temperaturen und hohen Feuchten zentrale Bedeutung. Die Durchführung dieser notwendigen Studien setzt die Entwicklung eines geeigneten Prüfverfahrens voraus, an dem seit einiger Zeit gearbeitet wird.

Ein wesentliches Problem bestand in der Auswahl und Herstellung eines geeigneten Testaerosols, das unter allen Betriebsbedingungen stabil ist, dessen Teilchengröße im penetrierenden Bereich liegt, und das zusammen mit Wasser nicht korrosiv wirkt. Es wurden Carbide, Boride und Oxide der Elemente Ti, Zr, V, W und Cr ausgewählt, da diese unter den Prüfbedingungen weitestgehend chemisch inert sind und auch ein zuverlässiger Nachweis möglich zu sein schien.

Mit Hilfe einer Plasmaflamme werden aus diesen Substanzen Kondensationsaerosole erzeugt. Die rasterelektronenmikroskopische Analyse zeigte, daß alle untersuchten Substanzen zur Herstellung von Testaerosolen geeignet sind.

Die zur Ermittlung des Abscheidegrades notwendige Messung der roh- und reinluftseitigen Massenkonzentration wird absatzweise erfolgen, durch Probenahme auf Kernporenfiltern mit anschließender Bestimmung der abgeschiedenen Partikelmengen.

Die hierzu im Berichtszeitraum durchgeführten Arbeiten konzentrierten sich auf die Lösung des letzten Teilproblems der Bestimmung der abgeschiedenen Aerosolsubstanzmengen, die reinluftseitig bei wenigen μg pro Filter liegen.

Zum Nachweis der Substanzen im Ultramikrobereich sind im wesentlichen nur spektroskopische Methoden geeignet. Bei vergleichbarer Genauigkeit aller Verfahren /4-6/ ist die Atomabsorptionsspektroskopie in Graphitrohrtechnik die kostengünstigste zur Bestimmung von Ti, V oder Cr.

Zur Vorbereitung der Analyse werden die Filter mit den abgeschiedenen Aerosolsubstanzen mit 2 - 3 ml konzentrierter Salpetersäure und/oder Flußsäure versetzt und mehrere Stunden bei 200 °C in Teflongefäßen unter Druck aufgeschlossen /7/. Die so erhaltenen Lösungen müssen mit Wasser verdünnt werden,

da ein zu hoher Säuregehalt die Empfindlichkeit des Spektrometers stark beeinträchtigt /8/, was u. a. für die schwerflüchtigen Elemente Ti und V gilt /9/.

Zur Erprobung des Analysenverfahrens wurden definierte Substanzmengen auf Kernporenfiltern abgewogen und aufgeschossen. Nach Verdünnung der dabei erhaltenen Lösungen auf das 200 bis 300-fache wurde die Konzentration an Ti bzw. V bestimmt. Wie Tabelle III zeigt sind die Abweichungen von den Sollwerten im Konzentrationsbereich 0,2 bis 3,1 µg/ml gering.

Tabelle III: Genauigkeit der Aerosolmassenbestimmung mit Hilfe der flammenlosen AAS

Substanz	Einwaagen mg	Konzentration nach Aufschluß µg/ml	mittlere Abweichung %	Standard- Abweichung der Ergebnisse %
TiC	1,7-4,0	1,4-3,1	- 8,9	5,4
TiO ₂	0,4-2,0	0,2-1,6	- 4,7	5,5
VC	0,3-0,9	0,2-0,7	- 3,3	3,7

Für kleinere Substanzmengen waren keine ausreichend genauen Wägungen mehr möglich, so daß ergänzende Untersuchungen an Eichlösungen mit Ti bzw. V-Gehalten bis 0,05 µg/ml durchgeführt wurden. Dabei konnte ebenfalls gute Genauigkeit nachgewiesen werden. Diese Untersuchungen ergaben auch bei Säuregehalten bis etwa 1 mol/l zuverlässige Messungen. Hieraus folgt, daß nach dem Aufschluß bereits eine Verdünnung der vorgelegten Säuremenge um den Faktor 20 ausreicht.

Diese Ergebnisse lassen den Schluß zu, daß Aerosolmengen von wenigen µg pro Kernporenfilter gut nachweisbar sein dürften, was die sichere Bestimmung von Dekontaminationsfaktoren von mindestens 10³ erlaubt.

6. Orientierende Versuche zum Verhalten von Schwebstofffiltern bei Betrieb mit Luft hoher Feuchten.

Zur Einwirkung hoher Feuchten auf Schwebstofffilter liegen bisher zwar wenige und stark widersprüchliche Ergebnisse vor /10, 11/; es scheinen jedoch erhöhte Druckverluste möglich, die sogar die Integrität der Filterelemente gefährden könnten.

Untersuchungen zum Einfluß hoher Feuchten auf das Schwebstofffilterverhalten sollen in kombinierter Beanspruchung mit hohem Differenzdruck und erhöhter Temperatur in der Anlage BORA durchgeführt werden. Es wurde jedoch bereits mit Feuchteversuchen im Prüfstand TAI FUN begonnen unter Verzicht auf die gleichzeitige Einwirkung sehr hoher Strömungsgeschwindigkeiten und Differenzdrücke.

In einem ersten Schritt wurden orientierende Versuche bei 50 °C über 150 bis 250 h zum Druckverlust eines neuen sowie zweier mit Staub beladener Standardschwebstofffilterelemente durchgeführt. Auch das allgemeine Verhalten beispielsweise der zum Filterbau verwendeten Materialien infolge der Einwirkung hoher Feuchten einschließlich der Beaufschlagung mit Nebeltröpfchen sollte geprüft werden.

Die Verläufe des Druckverlustes mit der Zeit bzw. mit der Luftfeuchte sind in Abbildung 6 stark vereinfacht dargestellt. Es sind zwei Kurvenzüge eingetragen; je einer für das unbeladene Filter und die vorbeladenen Filterelemente.

Es wurde festgestellt, daß der Differenzdruck an den Testfiltern erst ab etwa 90 % rel. Feuchte langsam, dann aber mit zunehmender Feuchte stark ansteigt. Bei Beaufschlagung der Filter mit gesättigter Luft tritt eine weitere, zeitlich relativ langsame Zunahme des Druckverlustes bei konstantem Volumenstrom auf, der bei dem unbeladenen Filter 1,1 kPa und bei den beladenen Filtern etwa 2,3 Pa erreicht.

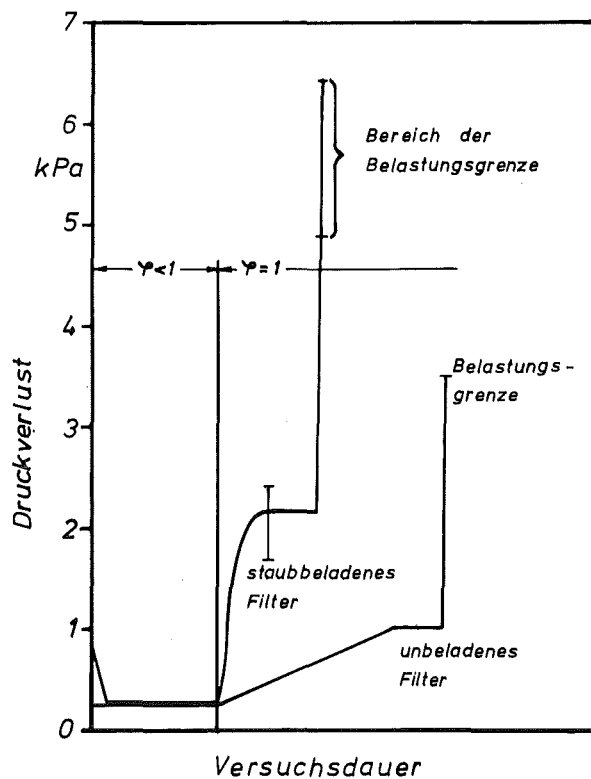


Abb. 6: Druckverlustverlauf der Schwebstofffilter bei Beaufschlagung mit hohen Feuchten.

Als Besonderheit war bei den beladenen Filtern beobachtet worden, daß ab etwa 70 % rel. Feuchte der Druckverlust zunächst abnahm und sich auf einen Wert nahe dem des unbelasteten Filters stabilisierte. Dieser Effekt wird auf die Kondensation von Feuchtigkeit mit anschließender Kompaktierung des abgeschiedenen feuchten Staubes durch Kapillarkräfte zurückgeführt.

Zum Abschluß der Dauerversuche wurden Wassertröpfchen in die Luft eingesprüht. Die Differenzdrücke an den Filtern bei konstantem Volumenstrom stiegen hierauf sehr stark an und führten zur Beschädigung sowohl des neuen als auch der vorbelasteten Testfilter. Die Schadensformen entsprachen denen, die bei Tests unter hoher Strömungsgeschwindigkeit /1/ und trockener Luft beobachtet wurden (s. Abbildung 7 und 8). Die Belastbarkeitswerte lagen jedoch um Faktor 2 bis 5 niedriger.

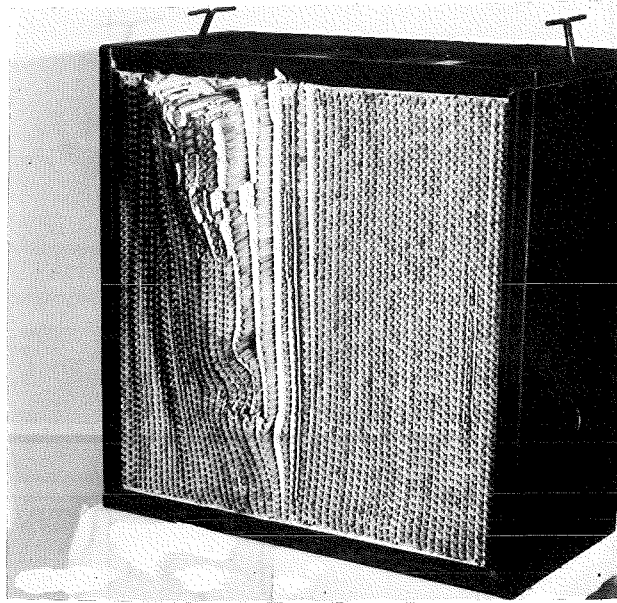


Abb. 7: Beschädigtes Schwebstofffilterelement nach dem Feuchteversuch.
Filtertyp VM

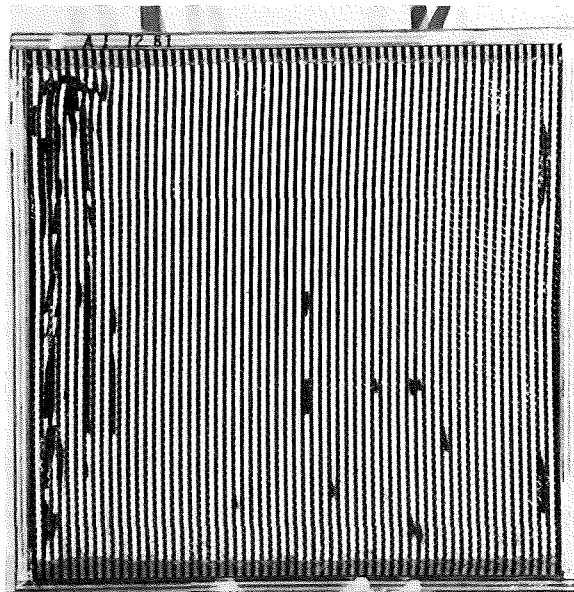


Abb. 8: Beschädigtes Schwebstofffilterelement nach dem Feuchteversuch.
Filtertyp AN

Wegen der sehr starken Effekte ab etwa 100 % rel. Feuchte müssen diese Untersuchungen detaillierter weitergeführt werden.

7. Literatur

- /1/ Rüdinger, V.; Wilhelm, J. G.;
HEPA Filter Response to High Air Flow Velocities
Proc. 17th DOE Nuclear Air Cleaning Conference, Denver, 1982.
- /2/ Burchsted, C. A.; Kahn, J. E.; Fuller, A. B.;
Nuclear Air Cleaning Handbook
ERDA 76 - 21 (1976) S. 47
- /3/ Rüdinger, V.; et. al.
Schwebstoffilterverhalten unter Störfallbedingungen,
in: Projekt Nukleare Sicherheit - Jahresbericht 1981
KfK 3250 (1981) S. 4400 - 33/49
- /4/ Welz, B.;
Bevorzugte Einsatzgebiete von ICP und AAS und ihre relativen Vorteile
Chemie-Technik, Sonderdruck 9 (1980) S. 161/170
- /5/ Zielkowski, R.; Bäckmann, K.;
Instrumentelle Multielement-Analyse in biologischen Matrices
Vergleich von NAA, RFA, AAS
Fresenius Z. Anal. Chem. 290 (1978) S. 143/144
- /6/ Nottrodt, K-H.; et. al.
Vergleich der Spurenanalyse von Schwermetallaerosolen mittels AAS und
PIXE
J. Aerosol Science 9 (1978) S. 169/173
- /7/ Kotz, L.; et. al.
Aufschluß biologischer Matrices für die Bestimmung sehr niedriger
Spurenelementgehalte bei begrenzter Einwaage mit Salpetersäure unter
Druck in Teflongefäß
Fresenius Z. Anal. Chem. 260 (1972) S. 207/209
- /8/ Krasowski, J. A.; Copeland, T. R.;
Matrix Interferences in Furnace AAS
Anal. Chem. 51 (1979) S. 1843/1849

/9/ Studnicki, M.;

Determination of Germanium, Vanadium, Titanium by Carbon
Furnace AAS

Anal. Chem. 52 (1980) S. 1762/1764

/10/ Nitteberg, L. J.; Smith, R. K.;

Humidity Test Report; NPR High Efficiency Filter Bid Evaluation
Proc. 8th US AEC Air Cleaning Conference

TID - 7677 (1963) S. 572/579

/11/ Durant, W. S.;

Performance of Airborne Activity Confinement Systems in
Savannah River Plant Reactor Buildings

Proc. 9th US AEC Air Cleaning Conference

CONF 66 0904 (1966) S. 348/369

06.02. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON
WIEDERAUFARBEITUNGSANLAGEN

PNS-Teilprojekt 4500 - Sicherheit der Wiederaufarbeitung

06.02.01 Störfallanalysen für die große Wiederauf-
arbeitungsanlage (WAA)

4500 - 1

06.02.01 Störfallanalysen für die große Wiederaufarbeitungs-
anlage (WAA)

06.02.01/08A Ein neues zeitabhängiges stochastisches Modell zur
PNS 4513 Risikoanalyse der Abgasstrecke PASSAT
(H. Wenzelburger, K. Nagel; IDT)

Inhaltsverzeichnis

Einführung

1. Wahrscheinlichkeitsverteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge $C(t)$ zu einem beliebigen Zeitpunkt t
 - 1.1 Alternierender Erneuerungsprozeß mit linearer Kostenfunktion
 - 1.2 Markoff-Erneuerungsprozesse mit linearen Kostenfunktionen
 - 1.3 Markoff-Erneuerungsprozesse mit monotonen Kostenfunktionen
2. Wahrscheinlichkeitsverteilung $P\{C_1 \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge C_1 beim ersten Störfall
 - 2.1 Deterministische Beziehungen
 - 2.2 Stochastische Beziehungen
 - 2.3 Analytische Auswertung
 - 2.4 Simulative Auswertung
3. Vorläufige numerische Ergebnisse für $P\{C_1 \leq z\}$ aufgrund der simulativen Auswertung
 - 3.1 Freisetzung im bestimmungsgemäßen Betrieb
 - 3.2 Freisetzung im ersten Störfall bei konstantem Massenstrom
 - 3.3 Freisetzung im ersten Störfall bei periodischem Massenstrom
 - 3.4 Schlußfolgerung

Einführung

Im Jahresbericht des PNS von 1981 wurde von K. Nagel dargestellt, welche Ansätze und Vorarbeiten notwendig sind, um mit dem zeitabhängigen stochastischen Modell RIDO /1/ eine Risikoanalyse der Anlage PASSAT ausführen zu können. Einige weitere Ergebnisse, die inzwischen mit diesem Modell erzielt worden sind, finden sich in /2/.

Darüber hinaus hat im letzten Jahr H. Wenzelburger in Zusammenarbeit mit P. Zinterhof, Universität Salzburg, ein neues zeitabhängiges stochastisches Modell entwickelt, das nicht wie RIDO auf dem Fehlerbaumkonzept, sondern auf Markoff-Erneuerungsprozessen beruht.

Dieses Modell läßt sowohl eine simulative als auch eine analytische Auswertung zu und liefert in der einfacheren Version die W-Verteilung ($W = \text{Wahrscheinlichkeit}$) $P\{C_1 \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge C_1 beim ersten Störfall und in der komplizierteren Version die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der kumulativen Schadstoffmenge $C(t)$ zu einem beliebigen Zeitpunkt t nach der ersten Inbetriebnahme von PASSAT. Das Modell RIDO läßt sich dagegen nur simulativ, d.h. mit der Monte-Carlo Methode auswerten.

Wir legen allen unseren Betrachtungen, die nur die Freisetzung von radioaktivem Jod und nicht von Aerosolen betreffen, das vereinfachte Fließschema der PASSAT in Abb.1 zugrunde.

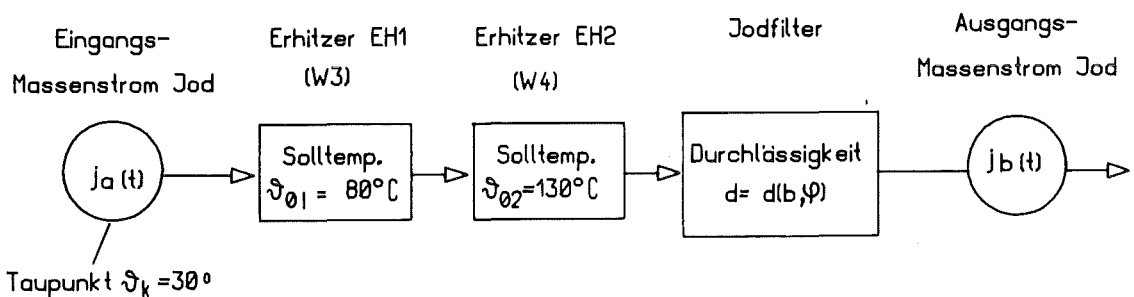


Abb. 1

Ein Abgasvolumenstrom mit den typischen Werten $150 \text{ Nm}^3/\text{Std}$ und $0,1 \text{ g Jod pro m}^3$, Taupunkt bei $\vartheta_k = 30^\circ\text{C}$, wird vom Erhitzer EH1 auf $\vartheta_{01} = 80^\circ\text{C}$ und vom Erhitzer EH2 auf $\vartheta_{02} = 130^\circ\text{C}$ aufgeheizt und verläßt mit einer im Jodfilter reduzierten Menge an Jod pro m^3 die Abgasstrecke. Dabei ist EH2 so ausgelegt, daß beim Ausfall von EH1 die Temperatur des Abgases vor dem Jodfilter nicht unter die Solltemperatur von 130°C absinkt. Der Erhitzer EH1 gehört eigentlich zum HEPA-Filter, kann aber den Erhitzer EH2 bis zu einem gewissen Grad ersetzen, wenn dieser ausfallen sollte.

Da unter den möglichen Betriebsbedingungen der Rückhaltefaktor des Jodfilters nur indirekt vom Volumenstrom des Abgases, aber direkt vom Massenstrom $j(t)$ [kg/Std] des radioaktiven Jods abhängt, verwenden wir in unserem Modell anstelle des Volumens den Massenstrom.

Wie an anderer Stelle /3/ näher diskutiert, sind in dem obigen System, wenn wir von einer Taupunktverschiebung absehen, drei Störfälle denkbar, welche die Rückhaltung von Jod merklich beeinträchtigen können: (1) EH1 zeitlich vor EH2 ausgefallen (= EH1 vor EH2), z.B. mechanischer Defekt; (2) EH1 gleichzeitig mit EH2 ausgefallen (= $\text{EH1} \wedge \text{EH2}$), z.B. Netzausfall; (3) EH2 zeitlich vor EH1 ausgefallen (=EH2 vor EH1). Störfälle infolge einer Taupunktverschiebung können erst modelliert werden, wenn wir deren Mechanismus hinreichend gut verstehen. Daran wird zur Zeit noch gearbeitet.

Im Störfall (1) wird bei der augenblicklichen Auslegung der PASSAT nahezu kein Jod freigesetzt und Störfall (2) ist modellmäßig ein einfacherer Spezialfall des Stör-

falls (3). Aus diesem Grunde behandeln wir hier nur den Störfall (3) EH2 vor EH1 ausführlicher.

Im folgenden werden zum ersten Male unsere Modellansätze beschrieben, mit denen u.a. die W-Verteilungen $P\{C_1 \leq z\}$ und $P\{C(t) \leq z\}$ hergeleitet werden können und einige vorläufige numerische Ergebnisse für $P\{C_1 \leq z\}$ angegeben.

Bei den gleichen physikalischen Voraussetzungen ist die W-Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge C_1 im ersten Störfall sehr viel leichter zu verstehen und zu berechnen als die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der kumulativen Schadstoffmenge $C(t)$ in einem Zeitintervall $(0, t]$.

Dennoch wählen wir in unserer Darstellung eine andere Reihenfolge, weil wir a) die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ als die wichtigere ansehen (unsere Ergebnisse, bei der Simulation von $P\{C_1 \leq z\}$ bestätigen dies) und b) wir progressiv von einfacheren zu schwierigeren Überlegungen fortschreiten wollen, was unsere physikalischen Voraussetzungen anbetrifft.

Daher haben wir in Abschnitt 1 die physikalischen Abläufe in der PASSAT zunächst so vereinfacht, daß wir die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge $C(t)$ über einen alternierenden Erneuerungsprozeß berechnen können.

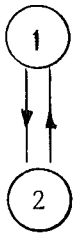
Diese W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ ist sehr viel leichter zu konstruieren als etwa die W-Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge C_1 im ersten Störfall (Abschnitt 2), bei der wir alle uns bekannten physikalischen Tatsachen berücksichtigen.

So steht am Schluß dieses Beitrags das komplizierteste Modell für die PASSAT, das wir bisher theoretisch völlig ausformuliert und zunächst mit der Monte-Carlo-Methode ausgewertet haben, um dem PNS möglichst rasch Zahlenwerte über die Freisetzung von radioaktivem Jod in der PASSAT liefern zu können.

1. Wahrscheinlichkeitsverteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge $C(t)$ zu einem beliebigem Zeitpunkt t

Wir behandeln in diesem Abschnitt einige Ansätze für stochastische Modelle von wachsendem Schwierigkeitsgrad, über welche die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ berechnet werden kann. Im Rahmen der Markoff-Erneuerungsprozesse ist ein solches Modell definiert, wenn die betreffende Kostenfunktion angegeben und der betreffende Semi-Markoffkern konstruiert ist. Das zuerst vorgestellte einfachere Modell dient insbesondere dazu, in die Problematik einzuführen. Deterministische Variable werden mit kleinen und zufällige Variable mit großen Buchstaben bezeichnet.

1.1 Alternierender Erneuerungsprozeß mit linearer Kostenfunktion



Der Störfall EH2 vor EH1 läßt sich in erster Näherung mit einem alternierenden Erneuerungsprozeß (=EP) mit linearer Kostenfunktion modellieren, wenn wir anstelle von monetären Kosten, Freisetzungsmengen von Jod einsetzen. In diesem zeitabhängigen stochastischen Modell besitzt das System PASSAT das nebenstehende Zustandsdiagramm, d.h. die beiden Zustände

Zustand 1: Intaktzustand (bestimmungsgemäßer Zustand) mit geringer Freisetzung von Jod proportional der Zeit (+ Konstante),

Zustand 2: Defektzustand (Reparatur) mit hoher Freisetzung von Jod proportional der Zeit (+ Konstante).

Bei einem alternierenden Erneuerungsprozeß wechseln in regelmäßiger Folge Intakt= mit Defektzuständen ab. Die betreffenden zufälligen Verweilzeiten T_n ($n=1,2,\dots$) versehen wir mit ungeradem Index, wenn sie sich auf Intakt= und mit geradem Index, wenn sie sich auf Defektzustände beziehen und bezeichnen deren Verteilungen mit

$$P\{T_{2m-1} \leq t\} = F(t), P\{T_{2m} \leq t\} = G(t), \quad m = 1,2,\dots \quad (1)$$

Betragen die freigesetzten Schadstoffmengen (Kosten) $C_{2m-1} = \xi_0 + \xi \cdot T_{2m-1}$ im Zustand $2m-1$ sowie $C_{2m} = \eta_0 + \eta \cdot T_{2m}$ im Zustand $2m$, $m = 1,2,\dots$, wobei $\xi_0, \xi, \eta_0, \eta \geq 0$ und $\xi < \eta$, so ist die kumulative Freisetzungsmenge $C(t^*)$, in $(0, t^*]$, wenn der Zeitpunkt t^* in ein Intakt = (n ungerade) bzw. Defektintervall (n gerade) fällt ($n = 1,2,\dots$ und $\Sigma = 0$ für $m < 1$)

$$C(t^*) = \begin{cases} \xi_0 + m(\xi_0 + \eta_0) + \xi \cdot t^* + (\eta - \xi) \sum_{i=1}^m T_{2i}, & m = \frac{n-1}{2} \\ m(\xi_0 + \eta_0) + \eta \cdot t^* + (\xi - \eta) \sum_{i=1}^m T_{2i-1}, & m = \frac{n}{2} \end{cases} \quad t^* \text{ im } \begin{cases} \text{Intaktintervall} \\ n \text{ ungerade} \\ \\ \text{Defektintervall} \\ n \text{ gerade} \end{cases} \quad (2)$$

Eine typische Realisation (Lebensgeschichte) des Systems wird in Abb.2 gezeigt. Dabei beschreiben den Betriebszustand des Systems zum Zeitpunkt t die zufällige (Prozeß-) Variable $Z(t)$ ($=1,0$: Intakt = bzw. Defektzustand) und die zufällige kumulative Freisetzungsmenge $C(t)$.

Die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ läßt sich mit einer passend gewählten disjunkten und vollständigen Zerlegung $\{A_n, n=1,2,\dots\}$ von $\{C(t) \leq z\}$ berechnen. Dies ist keineswegs einfach; formal gilt

$$P\{C(t) \leq z\} = \sum_{j=1}^{\infty} \left[P(A_{2j}) + P(A_{2j-1}) \right], \quad (3)$$

wenn wir die Ereignisse A_{2j} und A_{2j-1} der bereits in (2) aufgetretenen Fallunterscheidung zuordnen.

Für die Parameterwerte $\xi=1$, $\xi_0=\eta_0=\eta=0$ ist es Takács /4/ erstmals gelungen, für $P\{C(t) \leq z\}$ einen analytischen Ausdruck in den Lebendauerverteilungen $F(x)$ und $G(x)$ des Intakt= bzw. Defektzustands anzugeben.

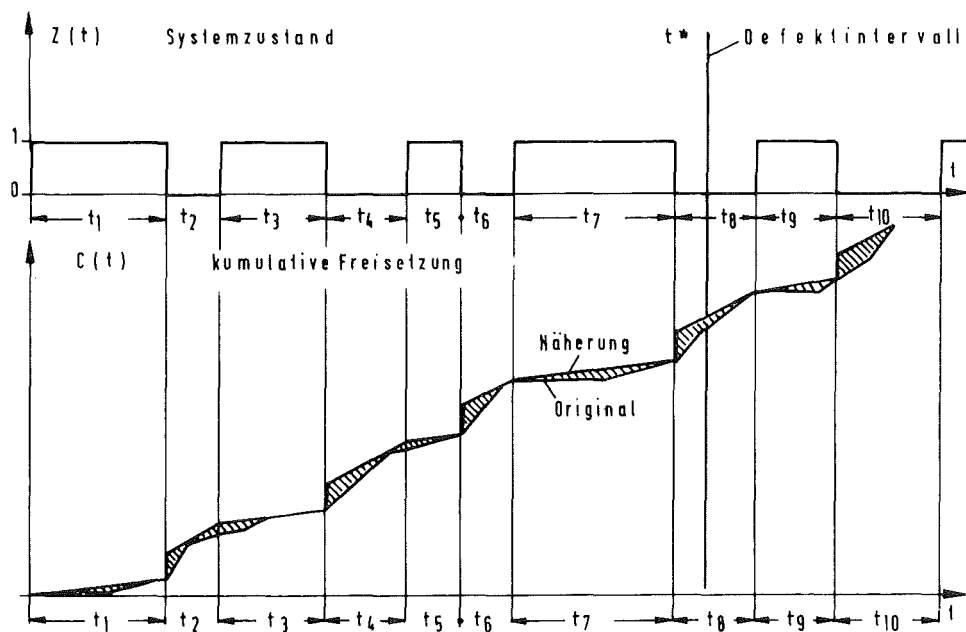


Abb. 2

Wenn wir das System PASSAT detaillierter behandeln wollen, müssen wir neben dem Zustand im bestimmungsgemäßen Betrieb mindestens zwei verschiedene Defektzustände betrachten. Außerdem ist zu berücksichtigen, daß in PASSAT die Freisetzung nicht linear, sondern monoton mit der Zeit t zunimmt, und was noch viel schwerwiegender ist, daß sie nicht nur vom aktuellen Zustand, sondern je nach Betriebs- und Wartungsstrategie auch noch mehr oder minder von früher eingenommenen Zuständen beeinflusst wird.

Unter den Annahmen (a) das Jodfilter wird zu Beginn jeden Störfalls erneuert und (b) die Freisetzung wird durch geeignete Wahl von ξ_0, ξ und η_0, η nach oben abgeschätzt, können wir jedoch mit dem zuvor beschriebenen Modell eine W-Verteilung $P\{C_{\max}(t) \leq z\}$ berechnen, deren zufällige Variable $C_{\max}(t)$ eine obere Schranke der Freisetzungsmenge $C(t)$ ist. Allerdings bereitet es infolge des komplexen deterministischen Freisetzungsmechanismus (siehe Abschnitt 2.1) einige Mühe, zwei geeignete Paare ξ_0, ξ und η_0, η zu finden.

1.2 Markoff-Erneuerungsprozesse mit linearen Kostenfunktionen

Ein stochastisches Modell für die PASSAT mit mehr als 2 Zuständen und linearer Kostenfunktion läßt sich nicht mehr mittels eines Erneuerungsprozesses (=EP), jedoch mit dessen Verallgemeinerung, dem sog. Markoff-Erneuerungsprozeß (=MEP) konstruieren. Ein MEP mit n Zuständen ist die Verbindung einer Markoff-Kette mit der n x n Übergangsmatrix

$$P = (p_{ij}) , \quad i, j = 1, 2, \dots, n \quad (4)$$

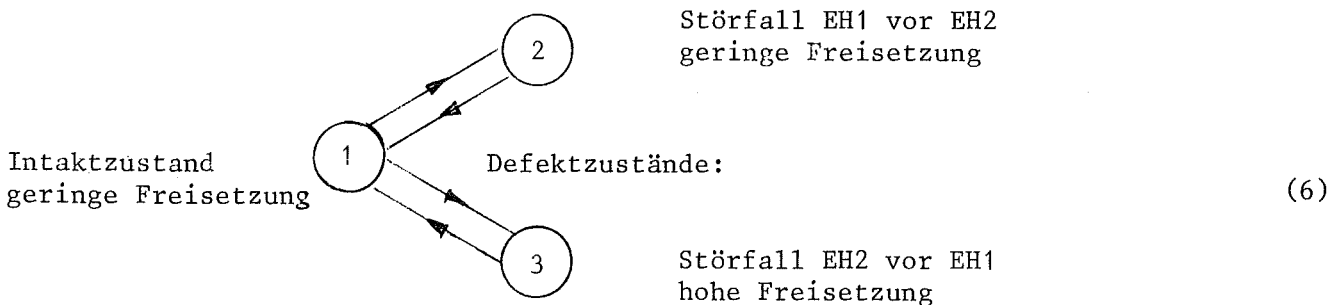
und n² EPs mit den Lebensdauerverteilungen $P\{T_{ij} \leq t\} = F_{ij}(t)$ ($i, j = 1, 2, \dots, n$).

Er wird vollständig beschrieben durch die n x n Matrix

$$Q = (Q_{ij}) = (p_{ij} \cdot F_{ij}) , \quad i, j = 1, 2, \dots, n, \quad (5)$$

dem sog. Semi-Markoffkern /5/.

Ein MEP-Modell für die PASSAT mit drei Zuständen und dem Zustandsdiagramm



hat einen Semi-Markoffkern von der Struktur

$$Q(t) = \begin{bmatrix} 0 & p_{12}F_{12}(t) & p_{13}F_{13}(t) \\ 1 \cdot F_{21}(t) & 0 & 0 \\ 1 \cdot F_{31}(t) & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (7)$$

Es ist nicht schwer die Elemente dieses Semi-Markoffkerns zu berechnen, wenn wir annehmen, daß die Lebensdauern beider Erhitzer exponentialverteilt sind (d.h. EHi: $f_i(t) \cdot dt = P\{t < T_i \leq t + dt\} = \lambda_i e^{-\lambda_i t} dt$, $F_i(t) = 1 - e^{-\lambda_i t}$, $i = 1, 2$), wobei die T_i anders als in 1.1 denselben Nullpunkt haben. Wir erhalten über die Transformation $(T_1, T_2) \rightarrow (T_2, T_1 - T_2)$

$$\begin{aligned} P\{T_2 \leq t, T_1 - T_2 \geq 0\} &= \int_{t_2=0}^t \int_{t_1=t_2}^{\infty} f_1(t_1) \cdot f_2(t_2) dt_1 \cdot dt_2 = \int_0^t (1 - F_1(t_2)) f_2(t_2) \cdot dt_2 \\ &= \frac{\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2} (1 - e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t}) , \end{aligned} \quad (8)$$

und daraus für $t \rightarrow \infty$ $P\{T_1 - T_2 \geq 0\} = \frac{\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2} = p_{12}$, bzw. wenn wir in (8) die Indizes 1 und 2 vertauschen

$$P\{T_1 \leq t, T_2 - T_1 \geq 0\} = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} (1 - e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t}) \quad (9)$$

und $P\{T_2 - T_1 \geq 0\} = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} = p_{13}$. Daher erfüllen die bedingten Verweilzeitverteilungen $F_{12}(t)$ und $F_{13}(t)$ die Beziehung

$$\begin{aligned} F_{12}(t) &= P\{T_1 \leq t \mid T_2 - T_1 \geq 0\} = P\{T_2 \leq t \mid T_1 - T_2 \geq 0\} = F_{13}(t) \\ &= 1 - e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t}. \end{aligned} \quad (10)$$

Die restlichen beiden Verweilzeitverteilungen $F_{21}(t)$ und $F_{31}(t)$ ergeben sich wie folgt:

Mit der Transformation $(T_1, T_2) \rightarrow (T_1, T_2 - T_1)$ ist

$$\begin{aligned} P\{T_1 \leq x, 0 \leq T_2 - T_1 \leq t\} &= \int_{t_1=0}^x \int_{t_2=t_1}^{t+t_1} f_1(t_1) \cdot f_2(t_2) \cdot dt_1 \cdot dt_2 \\ &= \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} (1 - e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)x}) \cdot (1 - e^{-\lambda_2 t}) \end{aligned} \quad (11)$$

und damit für $x \rightarrow \infty$

$$P\{0 \leq T_2 - T_1 \leq t\} = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} (1 - e^{-\lambda_2 t}), \quad (12)$$

also

$$F_{21}(t) = P\{0 \leq T_2 - T_1 \leq t \mid T_1 \leq T_2\} = \frac{P\{0 \leq T_2 - T_1 \leq t\}}{P\{T_2 - T_1 \geq 0\}} = (1 - e^{-\lambda_2 t}). \quad (13)$$

Analog dazu ist

$$F_{31}(t) = P\{0 \leq T_1 - T_2 \leq t \mid T_2 \leq T_1\} = (1 - e^{-\lambda_1 t}). \quad (14)$$

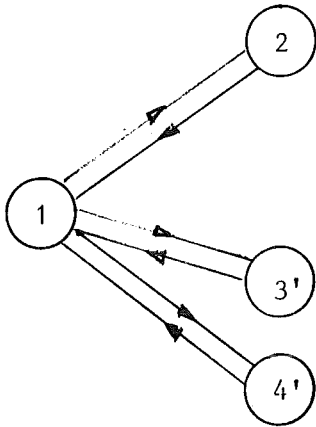
Dieses Ergebnis für F_{21} und F_{31} spiegelt wieder, daß die Exponentialverteilung gedächtnislos ist.

Da in einem individuellen Störfall EH2 vor EH1 die freigesetzte Schadstoffmenge wesentlich größer ist, wenn EH1 innerhalb und nicht außerhalb der Reparaturdauer ρ_2 von EH2 ausfällt (vgl. Abschnitt 2.1), spalten wir den Defektzustand 3 des Zustandsdiagramms (6) in die folgenden Defektzustände 3' und 4' auf:

Zustand 3': EH2 ausgefallen zum Zeitpunkt $t=0$ (in der Zeitskala des Defektzustands 3'), EH1 fällt aus in $(0, \rho_2]$;

Zustand 4': EH2 ausgefallen zum Zeitpunkt $t=0$, EH1 fällt aus in (ρ_2, ∞) .

Dies ergibt ein MEP-Modell für die PASSAT mit 4 Zuständen und dem Zustandsdiagramm bzw. Semi-Markoffkern



$$Q(t) = \begin{bmatrix} 0 & p_{12} \cdot F_{12}(t) & p_{13'} \cdot F_{12}(t) & p_{14'} \cdot F_{12}(t) \\ 1 \cdot F_{21}(t) & 0 & 0 & 0 \\ 1 \cdot F_{3'1}(t) & 0 & 0 & 0 \\ 1 \cdot F_{4'1}(t) & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (15)$$

Da die Verweildauer des Systems im Intaktzustand 1 nicht davon abhängt, in welchen der Defektzustände 2, 3' oder 4' das System übergeht, gilt in (15) $F_{12}(t) = F_{13'}(t) = F_{14'}(t)$.

Die W_p , die wir einführen müssen, wenn wir die Übergangs- $W_{p_{13}}$ in die Übergangs- $W_{n_{13}}$ $p_{13'} = p \cdot p_{13}$ und $p_{14'} = (1-p)p_{13}$ aufspalten, ergibt sich nach (14) aus $(Y := T_1 - T_2)$

$$P\{Y \leq y\} := P\{T_1 - T_2 \leq y \mid T_1 - T_2 > 0\} = 1 - e^{-\lambda_1 y}, \quad 0 \leq y < \infty \quad (16)$$

zu

$$p = P\{0 < Y \leq \rho_2\} = 1 - e^{-\lambda_1 \rho_2} \quad (17)$$

Die Rückkehr von einem der beiden Defektzustände 3' bzw. 4' in den Intaktzustand 1 hängt von der gewählten Reparaturstrategie ab, d.h. zu welchem Zeitpunkt wir das System wieder anfahren.

Sei nun sowohl für EH1 als auch für EH2 je eine Reparaturmannschaft vorhanden, und werde das System erst wieder in Betrieb genommen, wenn beide Erhitzer repariert sind. Dann gilt (vgl. Abschnitt 2.1, Fall $0 < y \leq \rho_2 + t_{th1}$ bzw. Fall $\rho_2 + t_{th1} < y$) für die bedingte Verweildauer $T_{3'1}$ im Defektzustand 3' bei $\rho_1 \leq \rho_2$

$$T_{3'1} = \begin{cases} \rho_2 & 0 \leq Y + \rho_1 \leq \rho_2 \\ Y + \rho_1 & \rho_2 \leq Y + \rho_1 \leq \rho_2 + \rho_1 \end{cases} \quad \text{für} \quad \text{und} \quad 0 \leq Y \leq \rho_2, \quad (18)$$

also

$$F_{3',1}(t) = \begin{cases} 0 & 0 < t \leq \rho_2 \\ \frac{e^{-\lambda_1(\rho_2-\rho_1)} - e^{-\lambda_1(t-\rho_1)}}{e^{-\lambda_1(\rho_2-\rho_1)} - e^{-\lambda_1\rho_2}} & \text{für } \rho_2 < t \leq \rho_2 + \rho_1 \\ 1 & \rho_2 + \rho_1 < t < \infty \end{cases} \quad (19)$$

und für die bedingte Verweildauer $T_{4',1}$ im Defektzustand 4'

$$T_{4',1} = Y + \rho_1 \quad \text{für } \rho_2 + \rho_1 < Y + \rho_1 \quad (\text{und } \rho_2 < Y), \quad (20)$$

also

$$F_{4',1}(t) = \begin{cases} 0 & 0 < t \leq \rho_2 + \rho_1 \\ 1 - e^{-\lambda_1(t-\rho_1-\rho_2)} & \text{für } \rho_2 + \rho_1 < t < \infty \end{cases} \quad (21)$$

Approximieren wir in (15) die zufällige Freisetzungsmenge C_i im Zustand i mit dem in T_{ik} linearen Ansatz

$$C_i = \xi_{oi} + \xi_i \cdot T_{ik}, \quad \xi_{oi}, \xi_i \geq 0, \quad i \neq k, \quad i = 1, 2, 3', 4', \quad (22)$$

wobei nun C_i "lokal" und nicht wie in (2) "global" definiert ist, so können wir nach einem Verfahren von McLean/Neuts /6/ die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der kumulativen Freisetzungsmenge $C(t)$ zu einem beliebigen Zeitpunkt t angeben. Allerdings läßt sich das Verfahren von McLean/Neuts, bei dem wir mit Funktionaltransformationen arbeiten müssen, nur im Fall $\xi_{oi} = 0$ unmittelbar anwenden. Es ist aber nicht schwer, dieses für $\xi_{oi}, \xi_i > 0$ zu verallgemeinern.

1.3 Markoff-Erneuerungsprozesse mit monotonen Kostenfunktionen

Für beliebige monotone Kostenfunktionen versagt das Verfahren von McLean/Neuts.

Doch hat P. Zinterhof vor kurzem in /7/ gezeigt, wie dann vorzugehen ist.

Hierbei wird der Grad der Komplexität des Problems davon bestimmt, wie sehr die freigesetzte Menge nicht nur vom aktuellen Zustand, sondern auch von der Vorgeschichte des Prozesses abhängt: m.a. W. $C(t)$ muß nicht mehr wie $Z(t)$ ein MEP sein.

Wie in Abschnitt 2.3 näher ausgeführt wird, ist in PASSAT die Freisetzungsmenge $C_1(H, Y)$ im ersten Störfall eine Funktion der Bettiefe H des Jodfilters und der Zeitdifferenz Y zwischen den Ausfällen von EH2 vor EH1. Dabei hängt die Variable Y nur vom aktuellen Zustand, die Variable H hingegen möglicherweise von der Art des Filterwechsels und damit von der Vorgeschichte des Prozesses ab.

Wir diskutieren kurz folgende drei Filterstrategien: (1) Filterwechsel zu Beginn jeden Störfalls, d.h. EH1 vor EH2 bzw. EH2 vor EH1, (2) Filterwechsel am Ende jeden

Störfalls, (3) turnusgemäßer Filterwechsel.

Bei der Strategie (1) ist $C(t)$, wenn der Eingangsstrom konstant ist, nur vom aktuellen Zustand abhängig. Denn H ist dann in beiden Defektzuständen 3' und 4' eine eindeutige deterministische Größe und nach (18) und (20) ist $Y=T_{3,1}^{-\rho_1}$ bzw. $Y=T_{4,1}^{-\rho_1}$. Im Defektzustand 3' können wir jedoch für $\rho_1 < \rho_2$ Y nicht mehr eindeutig bestimmen, wenn $T_{3,1} = \rho_2$ ist: Y ist dann unidentifizierbar geworden! Bei Strategie (2) hängt $C(t)$ vom letzten Intaktzustand und bei Strategie (3) von allen vorangegangenen Zuständen ab.

2. Wahrscheinlichkeitsverteilung $P\{C_1 \leq z\}$ der freigesetzten Schadstoffmenge C_1 beim ersten Störfall

Bei der W -Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$ gehen wir etwas mehr in die Details als bei der W -Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$, für die wir lediglich die Modellansätze beschrieben haben. Dabei diskutieren wir im wesentlichen nur die simulative Auswertung des Modells bei konstantem Schadstoffmassenstrom sowie die wichtigsten deterministischen und stochastischen Beziehungen, die hierfür notwendig sind. Typische Zahlenwerte einschlägiger Größen werden an geeigneten Stellen in Klammern beigelegt.

2.1 Deterministische Beziehungen

Ist ganz allgemein $j_a(t)$ der Massenstrom [kg/Std] an Schadstoff, der zum Zeitpunkt t auf ein Filter trifft und $d(t)$ dessen Durchlässigkeit ($0 < d < 1$), so wird dieser durch das Filter auf den Massenstrom

$$j_b(t) = d(t) \cdot j_a(t) \quad (1)$$

reduziert (siehe Abb.1).

Wird nun in $(0,t)$ das Filter mit der Schadstoffmenge $b(t)$ [kg] beladen und beträgt zum Zeitpunkt t die relative Feuchte des Abgasstroms $\phi(t)$, so erhalten wir für die Durchlässigkeit des Filters,

$$d(t) = 0 \quad \text{in} \quad 0 < t \leq x \quad \text{und} \quad d(t) = d(b(t), \phi(t)) \quad \text{in} \quad x < t, \quad (2)$$

wenn das System bei $t=0$ intakt angefahren und bei $t=x$ der erste Störfall eintritt. Dabei haben wir vorausgesetzt, daß im bestimmungsgemäßen Betrieb kein Schadstoff freigesetzt wird. Dies ist eine Idealisierung, die insofern gerechtfertigt ist, als wir die Freisetzung im bestimmungsgemäßen Betrieb in einem von diesem getrennten einfacheren Modell sehr viel leichter und schneller abschätzen können (siehe Abschnitt 3.1). Mit (2) ist die in $(0, x+x_1)$ freigesetzte Schadstoffmenge c_1 [kg] im ersten Störfall ($x_1 :=$ Dauer des ersten Störfalls)

$$c_1 = \int_0^{x+x_1} j_b(t) dt = \int_0^{x_1} d(b(x+t), \phi(t)) \cdot j_a(x+t) \cdot dt \quad (3)$$

oder, da zwischen Massenstrom und Beladung die Beziehung $j_a(t) = \frac{d}{dt} b(t)$ besteht

$$c_1 = \int_0^{x_1} d(b(x+t), \phi(t)) \cdot d_t b(x+t) \quad (4)$$

Man beachte, daß wir in (3) nur den Zeitnullpunkt für die relative Feuchte $\phi(t)$ in den Zeitpunkt $t=x$ des Störfallbeginns und den für die Beladung $b(t)$ in den Zeitpunkt der letzten Inbetriebnahme des Systems gelegt haben. Der Grund hierfür ist, daß normalerweise das Filter bis zum Eintritt des ersten Störfalls mehrere Male gewechselt werden muß, weil es nur bis zu einer maximalen Beladung β funktionstüchtig bleibt. Die Beladung $b(t)$ ist daher zwar eine monotone Funktion in $(0, \tau_f)$, wenn τ_f die Standzeit des Filters ist, aber eine periodische Funktion modulo τ_f in einem beliebigen Zeitintervall $(0, t)$.

Die Beziehung (4) ist für alle folgenden Überlegungen fundamental. Dabei können und werden wir für das Jodfilter anstelle von dessen Beladung $b(t)$ auch dessen Bettiefe $h(t)$ [cm] benutzen, da für beliebiges t

$$h(t) = h_0 \left(1 - \frac{b(t)}{\beta}\right) \quad (5)$$

gilt ($h_0 = 60$ cm, apparative Konstante).

Um c_1 wirklich ausrechnen zu können, müssen wir noch insbesondere das Durchlässigkeitsverhalten $d = d(h, \phi)$ des Jodfilters und den zeitlichen Temperaturverlauf $\theta = \theta(t)$ des Abgases vor dem Jodfilter im Störfall EH2 vor EH1 näher spezifizieren. Für beide Abhängigkeiten liegen Messungen des Laboratoriums für Aerosolphysik und Filtertechnik (=LAF II) vor, die in /3/ näher erläutert werden.

Die relative Feuchte des Abgases ermitteln wir über den Sättigungsdruck des Wasserdampfes nach den VDI-Wasserdampf Tafeln /8/.

Wir verwendeten bisher die folgenden Anpassungen an die Meßdaten, wobei $\theta_3(t)$ aufgrund von physikalischen Überlegungen extrapoliert wurde:

Durchlässigkeits-"flächen" des Jodfilters /9/

$$\ln d = h_d \cdot (\phi - 1) \left[3,857 + 2,178 \cdot (\phi - 1) \right], \quad 0 \leq \phi \leq 1, \quad (6)$$

$$h_d = \begin{cases} 2,5 & 0 \leq h \leq 2,5 \\ h & \text{für } 2,5 < h \leq 10 \\ 10 & 10 < h \leq 60 \end{cases}$$

bzw. einen Ansatz mit Termen bis zur 3. Ordnung in h und Φ (bessere Näherung)

$$\ln d = a_0 + (a_1 h + a_2 \Phi) + \dots + (a_6 h^3 + a_7 h^2 \Phi + \dots + a_9 \Phi^3). \quad (7)$$

Relative Feuchte $\Phi(\theta)$ des Abgases /9/

$$\Phi(\theta) = \begin{cases} 1 & \theta \leq \theta_K \\ p(\theta)/p(\theta_K) & \theta_K \leq \theta \leq \theta_{\max} \end{cases} \quad \text{für} \quad (8)$$

θ_K := Temperatur des Taupunkts (der vollständigen Kondensation).

In PASSAT $\theta_K = 30^\circ$, $\theta_{\max} = 130^\circ$.

Sättigungsdruck des Wasserdampfes bei der Temperatur θ :

$$\ln p(\theta) = + \frac{b_{-1}^*}{T} + b_0^* + b_{\ln}^* \cdot \ln T + b_1^* \cdot T \quad (9)$$

θ := Temperatur in Celsius; T := 273,15 + θ Temperatur in Kelvin;

mit $b_{-1}^* = -5,0709 \cdot 10^3$; $b_0^* = 1,3617 \cdot 10^1$; $b_{\ln}^* = b_1^* = 0$; (Näherung gemäß Clausius/Clapeyron);

bzw. (bessere Näherung) mit $b_{-1}^* = -7,3914 \cdot 10^3$; $b_0^* = 7,1170 \cdot 10^1$; $b_{\ln}^* = -9,1109$;

$b_1^* = 7,0347 \cdot 10^{-3}$. (Mit T wird nur hier die absolute Temperatur, sonst die zufällige Lebensdauer T einer Komponente bezeichnet!).

Zeitlicher Temperaturverlauf $\theta(t)$ des Abgases im Erhitzerstörfall /3/

Phase 1 (Nach Ausfall von EH2 bei $t=0$)

$$\theta_1(t) = u_1 + v_1 \cdot \exp(-\kappa_1(t-t_{10})), \quad 0 \leq t \leq y \quad (10)$$

Phase 2 (Nach Ausfall von EH2 und EH1 bei $t=y$)

$$\theta_2(t) = u_2 + v_2 \cdot \exp(-\kappa_2(t-t_{20})), \quad y \leq t \leq \alpha_2 \quad (11)$$

Phase 3 (Nach Wiederaufnahme des Betriebs bei $t=\alpha_2$)

$$\theta_3(t) = (u_1 + v_1) \cdot \left[1 - \exp(-\kappa_3(t-t_{30})) \right], \quad \alpha_2 \leq t \leq \alpha_3 \quad (12)$$

Zahlenwerte: $(\kappa_1; u_1; v_1) = (0,80; 58,6; 71,4)$, $(\kappa_2; u_2; v_2) = (0,51; 24,0; 106,0)$,

$\kappa_3 = \kappa_2$.

Die Konstanten t_{j0} ($j=1,2,3$) sind durch die jeweiligen Anschlußbedingungen wie z.B. $t_{10}=0$ (Zeitskala des Störfalls beginnt mit dem Ausfall von EH2), $\theta_1(y) = \theta_2(y)$ und $\theta_2(\alpha_2) = \theta_3(\alpha_2)$ bestimmt.

Für die Durchlässigkeit $d(b(t), \phi(\theta(t)))$ des Jodfilters im Störfall EH2 vor EH1 ist es ganz wesentlich, wie sich die Temperatur $\theta(t)$ des Abgases vor dem Jodfilter mit der Zeit ändert.

Deswegen diskutieren wir nun etwas mehr im Detail, wie die drei Phasen (10), (11) und (12) in einem konkreten Modell zu kombinieren sind. Dies hängt u.a. von der gewählten Betriebsstrategie ab: wird z.B. a) der Ausfall eines Erhitzers nicht sofort, sondern erst entdeckt, wenn eine gewisse Temperaturschwelle θ_{th} unterschritten wird und b) das System erst wieder hochgefahren, wenn beide Erhitzer repariert sind, wobei für beide Erhitzer je eine Reparaturmannschaft vorhanden ist, erhalten wir im Störfall EH2 von EH1 folgenden Temperaturverlauf des Abgases vor dem Jodfilter:

Fall 1 $0 < y < \rho_2 + t_{th1}$ (siehe Abb.3)

y : = zeitlicher Abstand, in dem EH1 nach EH2 ausfällt,

ρ_i : = fixe Reparaturdauer des EH i , $i=1,2$ ($\rho_i \approx 8$ Std),

t_{thi} : = Zeitdauer vom Störfallbeginn bis zur Entdeckung des Ausfalls von EH i .

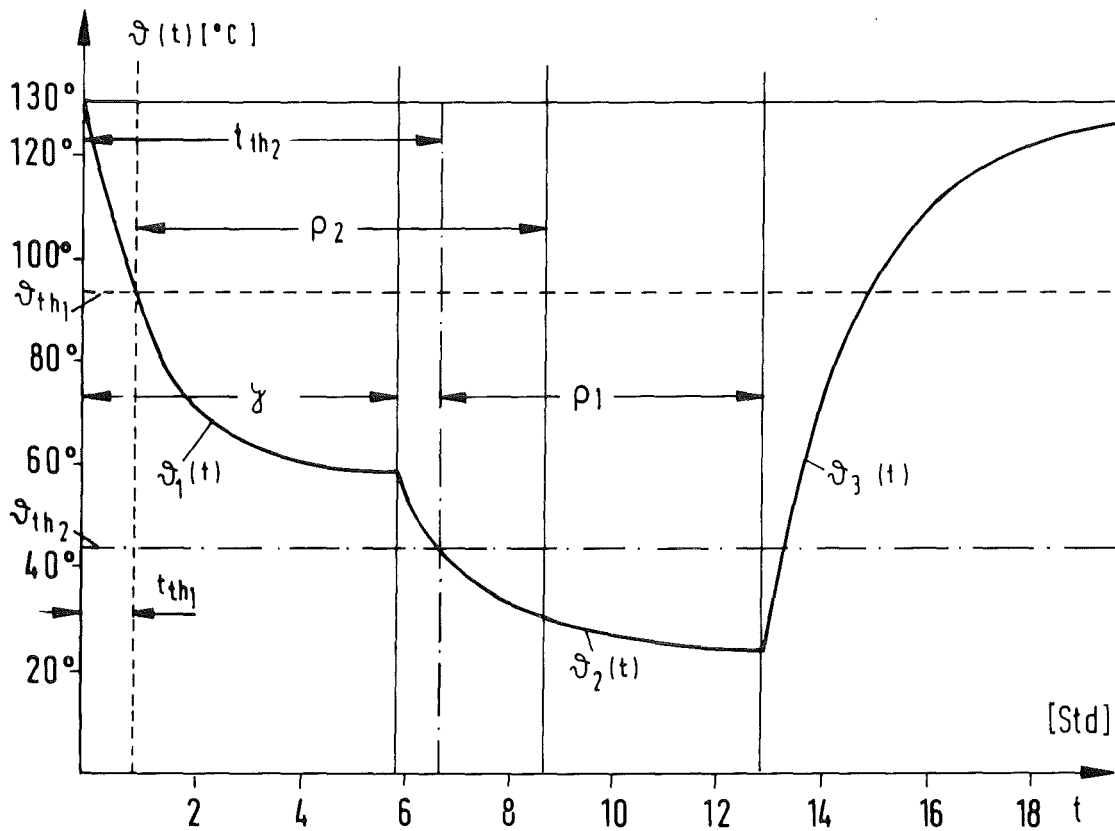


Abb. 3

Fall 2 $\rho_2 + t_{th1} < \gamma$ (siehe Abb.4)

Hier gibt es keine Phase 2, weil EH1 erst ausfällt, wenn EH2 bereits wieder angefahren worden ist und wir daher annehmen können, daß durch den Ausfall von EH1 der Wiederanstieg der Abgastemperatur auf die Solltemperatur nicht wesentlich beeinflußt wird.

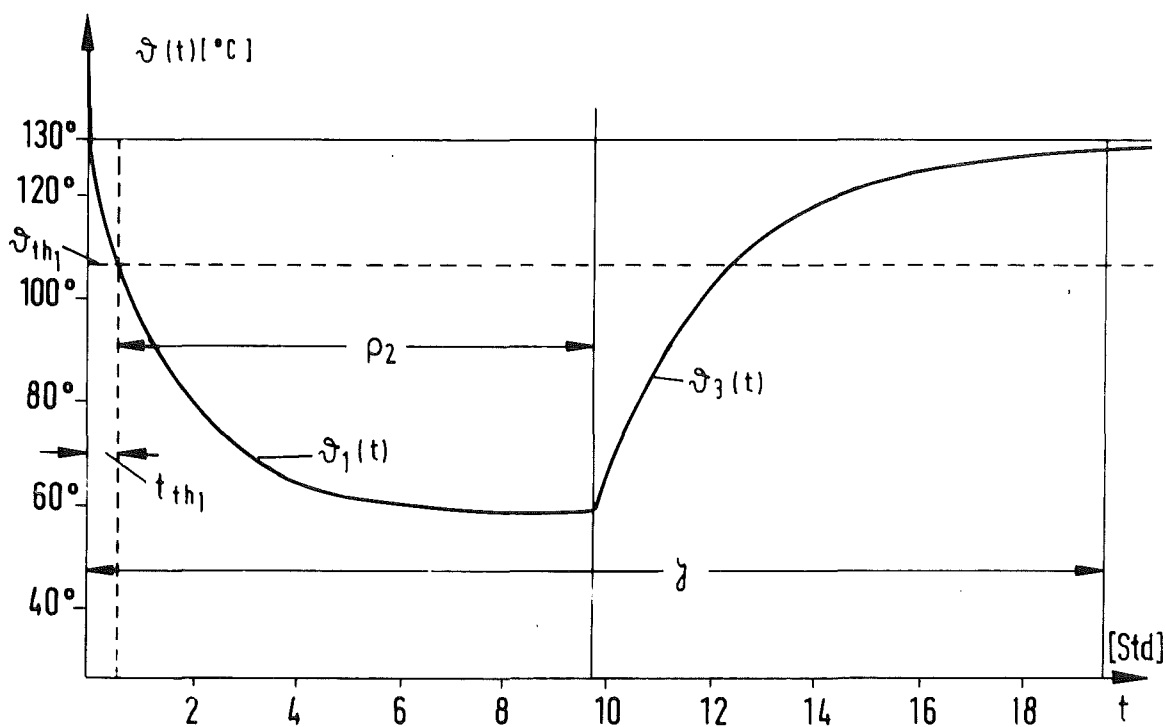


Abb. 4

Im probabilistischen Modell haben wir noch ein weiteres Argument für diese Annahme: aufgrund der Lebensdauerverteilung von EH1 sind die γ -Werte sehr selten, bei denen das System die Solltemperatur nicht nahezu wieder erreicht hat.

Natürlich müßten wir dann in der Gesamtbilanz für die Schadstofffreisetzung auch den Störfall "EH1 vor EH2 ausgefallen" berücksichtigen. Dies ist aber bei Filterwechsel zum Störfallbeginn nicht notwendig, weil dann die Schadstofffreisetzung aus diesem Bereich vernachlässigbar klein wird.

Es ist hier nicht besonders sinnvoll, die Durchlässigkeit $d(b(x+t), \Phi(t))$ in ihrer expliziten Gestalt anzugeben. Wir erhalten sie bei konstantem Schadstoffmassenstrom $j_a(t)$, wenn wir in $d(b, \Phi)$ gemäß (6) bzw. (7) die Beladung $b(x+t)$ des Jodfilters

$$b(x+t) = b_0 + (b_1(x+t) \bmod (\eta_f \beta - b_0)) , \quad 0 \leq t < \infty \quad (13)$$

b_0 = Anfangsbeladung [kg] des Filters ($b_0=0$), $j_a(t)=b_1 = \text{konst.}$
 $(b_1 = 0,129/8 \text{ kg/Std}), \eta_f \cdot \beta = \text{ausgenutzte Beladungskapazität [kg]}$
 $(0 < \eta_f \leq 1; \eta_f = 0,958; \beta = 12,16 \text{ kg})$

sowie die relative Feuchte $\Phi(\theta)$ aus (8) mit der Temperaturabhängigkeit $\theta(t)$ aus (10-12) einsetzen.

Für die späteren Überlegungen bleibt festzuhalten, daß die Durchlässigkeit letztlich eine Funktion des Eintrittszeitpunkt x des Störfalles EH2 vor EH1, des Ausfallzeitpunkts y von EH1 relativ zum Ausfallszeitpunkt von EH2 und der Zeit t ist:

$$d = d(x, y, t) . \quad (14)$$

Bei konstantem Schadstoffmassenstrom $j_a(t)$ benutzen wir anstelle des Eintrittszeitpunkts x die Bettiefe h_x des Filters zum Eintrittszeitpunkt x .

2.2 Stochastische Beziehungen

Wir stützen alle probabilistischen Überlegungen, die notwendig sind um eine W-Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$ herzuleiten, auf die gemeinsame Verteilungsdichte der Lebensdauern T_1 und T_2 der Erhitzer EH1 und EH2. Wählen wir, wie hier

$$P\{t_1 < T_1 \leq t_1 + dt_1, t_2 < T_2 \leq t_2 + dt_2\} = \lambda_1 \cdot \exp(-\lambda_1 t_1) \cdot dt_1 \cdot \lambda_2 \cdot \exp(-\lambda_2 t_2) \cdot dt_2, \quad (15)$$

so setzen wir insbesondere voraus, daß T_1 und T_2 stochastisch unabhängig sind.

In unserem Modell ließen sich aber auch weit allgemeinere Ansätze verwenden.

Z.B. solche, in denen die Ausfallraten $\lambda(t)$ der W-Dichten $f_i(t)$ der Erhitzer EHi nicht mehr wie bei der Exponentialdichte konstant sind, sondern gemäß einer "Badewannenkurve" verlaufen. Dazu erinnern wir, daß die probabilistische Bedeutung der Ausfallrate aus

$$\lambda(t) \cdot dt := P\{t < T \leq t + dt | T > t\} = \frac{f(t) \cdot dt}{1 - F(t)} \quad (16)$$

hervorgeht ($f(t)$ W-Dichte, $F(t)$ W-Verteilung).

Alle Verteilungen, die wir im folgenden aufzählen, ergeben sich aus (15) mittels Variablentransformationen des Typs $(T_1, T_2) \rightarrow \dots$.

Zunächst beschäftigen wir uns mit einigen einfacheren Variablentransformationen, die zu Verteilungen führen, die bei der simulativen Auswertung des Modells benutzt werden. Dann machen wir in 2.3 einige Anmerkungen zu derjenigen Transformation, mit der die

analytische Auswertung des Modells bewerkstelligt werden kann.

Wir können hier - insbesondere über die zuletzt genannte Transformation - nur wenig rechentechnische Details geben, da sie zu viel Platz beanspruchen würden.

Verteilung des ersten Ausfallzeitpunkts von "EH1 oder EH2 ausgefallen"

Die W-Verteilung für den Zeitpunkt X des ersten Systemausfalls, wenn dieser sowohl durch EH1 vor EH2 als auch durch EH2 vor EH1 ausgefallen verursacht werden kann, ergibt sich aus der Transformation $(T_1, T_2) \rightarrow X = \text{Min}(T_1, T_2)$.

Wir erhalten

$$P\{\text{Min}(T_1, T_2) \leq t\} = 1 - P\{T_1 > t\} \cdot P\{T_2 > t\} = 1 - \exp(-(\lambda_1 + \lambda_2)t), \tag{17}$$

wobei für $\lambda_1 = 2,0 \cdot 10^{-6} \text{ Std}^{-1}$, $\lambda_2 = 2,2 \cdot 10^{-6} \text{ Std}^{-1}$

$$E(\text{Min}(T_1, T_2)) = \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2} = \frac{1}{4,2} \cdot 10^6 \text{ Std} = \frac{2,38 \cdot 10^5}{8760} \approx 27 \text{ Jahre} .$$

Verteilungen des ersten Ausfallzeitpunkts bei "EH1 vor EH2" bzw. "EH2 vor EH1 ausgefallen"

Diese Verteilungen wurden in einem anderen Zusammenhang in Abschnitt 1.2, (10) angegeben. Es ist im Störfall EH1 vor EH2

$$P\{T_1 \leq t | T_2 - T_1 > 0\} = 1 - \exp(-(\lambda_1 + \lambda_2)t) \tag{18}$$

und im Störfall EH2 vor EH1

$$P\{T_2 \leq t | T_1 - T_2 > 0\} = 1 - \exp(-(\lambda_1 + \lambda_2)t) . \tag{19}$$

Obleich sich bei unserem Ansatz (15) für die zuletzt genannten 1+2 Verteilungen dieselbe Endformel ergibt, haben sie dennoch probabilistisch eine unterschiedliche Bedeutung: (17) ist eine unbedingte, (18) und (19) sind dagegen bedingte W-Verteilungen. So gehen z.B. die Verteilung (17) ohne, und die bedingten W-Verteilungen (18) und (19) mit den "Gewichten" $P\{T_2 - T_1 > 0\} = \lambda_1 / (\lambda_1 + \lambda_2)$ bzw. $P\{T_1 - T_2 > 0\} = \lambda_2 / (\lambda_1 + \lambda_2)$ in den betreff. Erwartungswert für die in den Störfällen EH1 vor EH2 oder EH2 vor EH1 freigesetzte Schadstoffmenge ein.

Gemeinsame Verteilung der Bettiefe H und des Ausfallzeitpunkts Y von EH1 relativ zu EH2

Bei konstantem Massenstrom $j_a(t)$ [kg/Std] an Schadstoff wird das Jodfilter, wenn es nach dem Filterwechsel ganz neu ist, gemäß

$$b(t) = b_1 \cdot (t \text{ mod } \tau_f), \tag{20}$$

$0 \leq t < \infty$,

beladen. Dies führt nach (5) zur Zeit t [Std] zu einer Bettiefe $h(t)$ [cm] des Jodfilters von

$$h(t) = h_0 \left(1 - \frac{t \bmod \tau_f}{\tau_f}\right), \quad 0 \leq t < \infty, \quad (21)$$

wobei wegen $\beta = b_1 \cdot \tau_f$ die Standzeit τ_f (=754,11 Std) aus der Beladepazität β (=12,16 kg) und dem Massenstrom $j_a(t) = b_1$ (=0,129/8 kg/Std) folgt.

Somit sind die stochastischen Parameter für den zeitlichen Ablauf des Störfalls EH2 von EH1 der Eintrittszeitpunkt T_2 des Störfalls, oder an dessen Stelle die Bettiefe H zum Zeitpunkt T_2

$$H = h_0 \left(1 - \frac{T_2 \bmod \tau_f}{\tau_f}\right) \quad (22)$$

und der Ausfallzeitpunkt Y des Erhitzers EH1 relativ zum Ausfallszeitpunkt des Erhitzers EH2

$$Y = T_1 - T_2, \quad Y \geq 0. \quad (23)$$

Nach einem in Papoulis /10/, p. 201 behandelten Satz, läßt sich die Transformation $(T_1, T_2) \rightarrow (H, Y)$, welche die gemeinsame W -Verteilung von H und Y bestimmt, sehr elegant ausführen. Dabei stellt sich heraus, daß die gemeinsame Verteilung von H und Y aus den beiden stochastisch unabhängigen Verteilungen

$$P\{H \leq h\} = \frac{\exp \frac{\tau_f}{h_0} (\lambda_1 + \lambda_2) \cdot h - 1}{\exp \tau_f (\lambda_1 + \lambda_2) - 1}, \quad 0 < h \leq h_0 \quad (24)$$

und

$$P\{Y \leq y\} = 1 - e^{-\lambda_1 y}, \quad 0 < y < \infty \quad (25)$$

aufgebaut ist.

Wählen wir die in 2.1 beschriebene Reparaturstrategie und spalten den Defektzustand EH2 vor EH1 in zwei Zustände auf wie bei der Konstruktion des MEP-Prozesses mit 4 Zuständen (Abschnitt 1.2, (15)), ergeben sich für Y die bedingten Verteilungen

$$P\{Y \leq y \mid 0 \leq Y \leq \alpha\} = \frac{1 - e^{-\lambda_1 y}}{1 - e^{-\lambda_1 \alpha}}, \quad 0 \leq y < \alpha \quad (26)$$

$$P\{0 \leq Y \leq \alpha\} = 1 - e^{-\lambda_1 \alpha},$$

und

$$P\{Y \leq y \mid \alpha < Y\} = 1 - e^{-\lambda_1 (y - \alpha)}, \quad \alpha < y < \infty \quad (27)$$

$$P\{\alpha < Y\} = e^{-\lambda_1 \alpha}.$$

Im Parameter $\alpha = \rho_2 + t_{th1}$ steckt sowohl die fixe Reparaturdauer ρ_2 für den Erhitzer EH2, als auch die Zeitdauer t_{th1} die vergeht, bis der Ausfall von EH2 relativ zu dessen Eintritt entdeckt wird.

Die gemeinsame Verteilung von (H,Y) ist bei periodischem Massenstrom komplizierter als bei konstantem Massenstrom, da sowohl die Periode τ_f des Filterwechsels als auch die Periode τ_a der Auflösungszeit für eine Charge von Brennstäben eingeht.

Aus diesem Grunde verwendeten wir bisher in der simulativen Auswertung bei periodischem Massenstrom anstelle der gemeinsamen Verteilung von (H,Y) die von (X,Y).

2.3 Analytische Auswertung

Berechnung der W-Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$

Die im Störfall EH2 vor EH1 freigesetzte Schadstoffmenge c_1 ist nach (3) und (14) eine Funktion des Ausfallzeitpunkts x von EH2 und des hierzu relativen Ausfallzeitpunkts y von EH1. Nach (17) und (25) sind beide Größen zufällige Variable X bzw. Y , wodurch die Schadstoffmenge

$$C_1 = C_1(X,Y) = \int_0^x d(X,Y,t) \cdot j_a(X+t) dt \quad (28)$$

als Funktion zufälliger Variabler ebenfalls eine zufällige Variable wird. Bei konstantem Strom $j_a(t) = b_1$ vereinfacht sich (28) zu

$$C_1 = b_1 \int_0^x d(X,Y,t) \cdot dt \quad (29)$$

Das Integral in (28) stellt glücklicherweise, da die Zeit t in diesem Ausdruck eine deterministische Variable ist, kein stochastisches, sondern ein deterministisches Integral mit zwei zufälligen Parametern X und Y dar. Damit müssen wir für C_1 nicht dessen stochastischen Prozeß, was mathematisch sehr anspruchsvoll wäre, sondern nur dessen W-Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$ betrachten, die sich aus der Transformation $(T_1, T_2) \rightarrow (X, Y) \rightarrow C_1(X, Y)$ oder alternativ aus der Transformation $(T_1, T_2) \rightarrow (H, Y) \rightarrow C_1(H, Y)$ ergibt, wenn wir anstelle von X die Bettiefe $H = H(X)$ benutzen.

Diese Transformation läßt sich nach einer Musterrechnung von P. Zinterhof /11/ noch analytisch durchführen. Sie ist aufwendig, weil aufgrund der analytischen Form der Durchlässigkeitskurve d das Integral C_1 nicht mehr elementar integrierbar ist. Z.B. erhalten wir für C_1 ein Exponentialintegral, wenn wir vereinfachend annehmen, daß bei turnusgemäßem Filterwechsel dieser nur im bestimmungsgemäßen Betrieb stattfindet und im Störfall die Bettiefe $h(t)$ konstant bleibt (die zufällige Variable H gibt ganz all-

gemein nur den Anfangswert von $h(t)$ im Störfall!).

Berechnung der Momente der Verteilung $P\{C_1 \leq z\}$

Begnügen wir uns anstelle der Verteilung mit deren (ersten beiden) Momenten, haben wir ein sehr viel einfacheres Problem vor uns als zuvor, da für $k=1,2,\dots$ mit $A_{ij} := \{EH_i \text{ vor } EH_j\}$, $i \neq j=1,2$ (vgl. Papoulis /10/, p. 206 Theorem)

$$E(C_1^k | A_{21}) = \int_0^\infty z^k \cdot f_{C_1}(z) dz = \int_{x=0}^\infty \int_{y=0}^\infty c_1^k(x,y) \cdot f_{XY}(x,y) \cdot dx \cdot dy \quad (30)$$

mit (vgl. (19) und (25))

$$f_{XY}(x,y) \cdot dx \cdot dy = (\lambda_1 + \lambda_2) \cdot e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)x} dx \cdot \lambda_1 e^{-\lambda_1 y} dy, \quad (31)$$

$$0 \leq x, y < \infty,$$

oder hierzu äquivalent

$$E(C_1^k | A_{21}) = \int_{h=0}^{h_0} \int_{y=0}^\infty c_1^k(h,y) \cdot f_{HY}(h,y) \cdot dh \cdot dy \quad (32)$$

mit (vgl. (24) und (25))

$$f_{HY}(h,y) \cdot dh \cdot dy = \frac{\frac{\tau_f}{h_0}(\lambda_1 + \lambda_2) \cdot \exp \frac{\tau_f}{h_0}(\lambda_1 + \lambda_2) \cdot h}{\exp \tau_f(\lambda_1 + \lambda_2) - 1} dh \cdot \lambda_1 e^{-\lambda_1 y} dy, \quad (33)$$

$$0 \leq h \leq h_0, \quad 0 \leq y < \infty.$$

D.h. wir können die Momente von C_1 bereits mit der W-Dichte f_{XY} (bzw. f_{HY}) berechnen und nicht erst mit der W-Dichte f_{C_1} , wozu wir die sehr aufwendige Transformation $(X,Y) \rightarrow C_1(X,Y) \rightarrow$ (bzw. $(H,Y) \rightarrow C_1(H,Y)$) ausführen müßten.

Mittelwert $E(C_1 | A_{21})$ und Streuung $V(C_1 | A_{21}) = E(C_1^2 | A_{21}) - E(C_1 | A_{21})^2$ lassen sich mit einer Näherung (vgl. Papoulis /10/, p.212) vom folgenden Typ abschätzen

$$E(C_1 | A_{21}) = \left[c_1 + \frac{1}{2} \left(\mu_{20}^* \frac{\partial^2 c_1}{\partial h^2} + 2\mu_{11}^* \frac{\partial^2 c_1}{\partial h \partial y} + \mu_{02}^* \frac{\partial^2 c_1}{\partial y^2} \right) \right]_{h^*, y^*} \quad (34)$$

$$V(C_1 | A_{21}) = \left[\mu_{20}^* \left(\frac{\partial c_1}{\partial h} \right)^2 + 2\mu_{11}^* \frac{\partial c_1}{\partial h} \frac{\partial c_1}{\partial y} + \mu_{02}^* \left(\frac{\partial c_1}{\partial y} \right)^2 \right]_{h^*, y^*}, \quad (35)$$

$$c_1 = c_1(h,y); \quad \mu_{ij}^* := E((H-h^*)^i (Y-y^*)^j),$$

wobei (h^*, y^*) ein geeigneter Punkt ist, der in unserem Fall nicht notwendigerweise der Schwerpunkt $(h^*, y^*) = (E(H), E(Y))$ der Dichte f_{HY} sein muß.

2.4 Simulative Auswertung

Wir simulieren $P\{C_1 \leq z\}$ in einem FORTRAN-Programm (SIPAS), dessen Arbeitsversion gegenwärtig aus etwa 3500 Anweisungen besteht /12/. In der bisher realisierten Form von SIPAS (= Simulation der Störfälle in PASSat) wird die PASSAT durchgehend (d.h. täglich 24 Stdn) betrieben und die Auflösung einer Charge von Brennstäben dauert $\tau_a = 8$ Stdn. Die Zeitdauer für einen Filterwechsel ist vernachlässigbar. Die wichtigsten Modellparameter sind: NPERI = 1(2): konstanter (periodischer) Massenstrom $j_a(t)$; NFILT = 1(2): Filterwechsel im Turnus (bei Störfallbeginn); NREPA = 1(2): Wiederanfahren der Anlage nach Reparatur von EH2 (von EH2 und EH1); NTHRE = 1(2): ein Störfall in einem der beiden Erhitzer wird sofort (nach Unterschreiten einer vorgegebenen Temperaturschwelle) erkannt.

Da die Monte-Carlo-Simulation in der Literatur hinreichend oft und gut beschrieben worden ist /13/, können wir uns hier mit einigen Hinweisen begnügen.

Wir simulieren $P\{C_1 \leq z\}$ nicht direkt, sondern über bedingte Verteilungen, die wir über eine zweimalige Zerlegung des Ereignisses $\{C_1 \leq z\}$ erhalten. D.h. wir zerlegen in einem ersten Schritt das Ereignis $\{C_1 \leq z\}$ nach den Störfällen $A_{12} = \{\text{EH1 vor EH2}\}$ und $A_{21} = \{\text{EH2 vor EH1}\}$, wobei C_1 nur die Schadstoffmenge angibt, die nicht im bestimmungsgemäßen Betrieb frei wird. Hiermit ist

$$P\{C_1 \leq z\} = P(A_{12}) \cdot P\{C_1 \leq z | A_{12}\} + P(A_{21}) \cdot P\{C_1 \leq z | A_{21}\} \quad (36)$$

Weiterhin zerlegen wir in einem zweiten Schritt das Ereignis A_{21} in die disjunkten Ereignisse $B_1 = \{0 < Y \leq \alpha\}$, $B_2 = \{\alpha < Y \leq \beta\}$ und $B_3 = \{\beta < Y < \infty\}$, wobei Y den Ausfallszeitpunkt von EH1 relativ zum Ausfallszeitpunkt EH2 bezeichnet.

In der Zerlegung $\{B_i\}$ dürfen die Grenzen $\alpha < \beta$ beliebig >0 gewählt werden, insbesondere kann auch ganz auf diese Zerlegung verzichtet werden: $B_1 = B_2 = \emptyset$ und $\beta = 0$. Im Normalfall wählen wir $\alpha = \rho_2$ (Reparaturdauer des EH2) und $\beta = \infty$, $B_3 = \emptyset$. Natürlich gilt

$$P\{C_1 \leq z | A_{21}\} = \sum_{i=1}^3 P(B_i) \cdot P\{C_1 \leq z | A_{21} \cap B_i\} \quad (37)$$

Aus (36) und (37) folgt für den Erwartungswert $E(C_1)$, d.h. die mittlere freigesetzte Schadstoffmenge im ersten Störfall, wenn nur A_{12} oder A_{21} eintreten kann

$$E(C_1) = P(A_{12}) \cdot E(C_1 | A_{12}) + P(A_{21}) \cdot \sum_{i=1}^3 P(B_i) E(C_1 | A_{21} \cap B_i) \quad (38)$$

wobei laut unserem Modellvoraussetzungen (vgl. Abschnitte 2.1 und 2.2)

$E(C_1 | A_{12}) = 0$ und $P(A_{21}) = P\{T_1 - T_2 \geq 0\} = \lambda_2 / (\lambda_1 + \lambda_2)$ sind. Die Schätzwerte $E^*(C_1 | A_{21} \cap B_i)$

für die bedingten Erwartungswerte $E(C_1 | A_{21} \cap B_i)$, $i=1,2,3$ und deren Fehler (Standardabweichungen) werden in der üblichen Weise aus den für C_1 "gewürfelten" Werten errechnet.

Wollten wir noch den Störfall $A_{11} = \{EH1 \wedge EH2\}$ mit berücksichtigen, müßten wir ihn zu einem Gesamterwartungswert $E_{\text{tot}}(C_1)$ gemäß

$$E_{\text{tot}}(C_1) = \Pi_1 \cdot E(C_1 | A_{11}) + \Pi_2 \cdot E(C_1 | A_{12} \cup A_{21}), \quad (39)$$

$$\Pi_1 + \Pi_2 = 1,$$

bei "mischen". Der Deutlichkeit halber haben wir in (39) anstelle von $E(C_1)$ das Symbol $E(C_1 | A_{12} \cup A_{21})$ geschrieben.

Bei konstantem Massenstrom

$$j_a(t) = b_1 \quad (40)$$

ziehen wir die Zufallszahlen aus $P\{H \leq h\}$ und $P\{Y \leq y | B_i\}$ über eine Gleichverteilung $(0,1)$, die wir mit dem Pseudozufallszahlengenerator nach Lehmer /13/, p. 27 realisieren. D.h. sind (p,q) (Pseudo-) Zufallszahlen aus einer Gleichverteilung $(0,1]$, so erhalten wir die entsprechenden Zufallszahlen (h_p, y_q) nach (24) und (26) aus den Transformationen

$$h_p = \frac{h_0}{\tau_f(\lambda_1 + \lambda_2)} \cdot \ln \left[1 - p(1 - e^{-\tau_f(\lambda_1 + \lambda_2)}) \right] \quad (41)$$

$$y_q = -\frac{1}{\lambda_1} \ln \left[e^{-\lambda_1 \alpha} - q(e^{-\lambda_1 \alpha} - e^{-\lambda_1 \beta}) \right]. \quad (42)$$

Für $\lambda_1 \approx \lambda_2 = 10^{-6} \text{ Std}^{-1}$, $\tau_f \approx 10^3 \text{ Std}$ ist $(\lambda_1 + \lambda_2)\tau_f \approx 2 \cdot 10^{-3}$, also $h_p \approx h_0 \cdot p$, d.h. H genügt mit guter Näherung einer Gleichverteilung $(0, h_0]$. Analog ist im Intervall $(\alpha, \beta] \approx (0, \rho_2] = (0, 8]$: $\lambda_1 \beta \approx 8 \cdot 10^{-6}$, also $y_q \approx \beta \cdot q$, d.h. Y genügt ebenfalls mit guter Näherung einer Gleichverteilung $(0, \beta]$. Im Intervall $(\alpha, \beta) = (8, \infty)$ ist dagegen $y_q = \alpha - \frac{1}{\lambda_1} \ln(1 - q)$ und Y exponentiell verteilt. Letzteres ist bei turnusgemäßen Filterwechsel von entscheidender Bedeutung.

Beachtenswert ist, daß λ_1 und λ_2 , obgleich sie in den bedingten Verteilungen $P\{C_1 \leq z | A_{21} \cap B_i\}$, $i=1,2$ nicht mehr enthalten sind, über die $W_n P(B_i)$, $i=1,2$ in den Erwartungswert $E(C_1)$ eingehen.

Bei periodischem Massenstrom

$$j_a(t) = b_1 \cdot \tau_a \cdot \psi_s(t \cdot \text{mod } \tau_a), \quad 0 < t < \infty, \quad (43)$$

wobei $\psi_s(t)$ die Gestalt einer gestutzten Lognormaldichte hat, dabei aber keine

Wahrscheinlichkeitsdichte ist, ziehen wir die Zufallszahlen wie bei konstantem Massenstrom, jedoch anstelle von $P\{H \leq h\}$ aus $P\{X \leq x\}$. Nach /3/ ist mit den Parametern $\tau_a = 8 \text{ Std}$; $\zeta = 0,2794$; $\sigma = 0,3347$

$$\psi_s(t) = \psi(t) / \Psi(\tau_a), \quad 0 < t \leq \tau_a \quad (44)$$

$$\psi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma \cdot t} \exp - \frac{(\ln t - \zeta)^2}{2\sigma^2}, \quad 0 < t < \infty, \quad \Psi(\tau_a) = \int_0^{\tau_a} \psi(t) dt \quad (45)$$

Die (41) entsprechende Transformation lautet

$$x_p = - \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2} \ln(1-p). \quad (46)$$

Testläufe haben ergeben, daß p und x_p mindestens "doppelt genau" sein müssen, wenn wir im Fall konstanten Massenstroms und gleicher Pseudozufallszahlenreihen sowohl mit den Paaren (h_p, y_q) als auch mit den Paaren (x_p, y_q) nahezu die gleichen Histogramme für die gesuchten bedingten Verteilungen erhalten wollen. Andernfalls kann über die Berechnung von $h = h(x \cdot \text{mod } \tau_f)$ und $j_a = j_a(x \cdot \text{mod } \tau_a)$ die richtige Stochastik "zerstört" werden. Die Parameter x , τ_f und τ_a sind nämlich in dieser Reihenfolge von der Größenordnung 10^6 , 10^2 und 10^1 !!

3. Vorläufige numerische Ergebnisse für $P\{C_1 \leq z\}$ aufgrund der simulativen Auswertung

So sehr es erwünscht ist, für den ersten Störfall der PASSAT ein detailliertes stochastisches Modell der Jodfreisetzung zu haben, so "nachteilig" ist dies für dessen simulative Auswertung. Denn es muß für jeden neuen Parametersatz eine eigene W-Verteilung simuliert werden. Wir können in dieser Übersicht nur einige typische Fälle herausgreifen, wobei wir uns zumeist auf den Schätzwert für den Mittelwert der betreffenden W-Verteilung und dessen direkt berechneten Simulationsfehler (Standardabweichung) beschränken. Der Simulationsfehler darf natürlich nicht mit der (geschätzten) Standardabweichung der jeweiligen W-Verteilung verwechselt werden.

Wir haben für diesen Bericht im wesentlichen dieselben Eingangsdaten benutzt wie K. Nagel et al. in /2/. Doch haben wir u.a. wegen /14/ berechnete Zweifel, ob insbesondere die Ausfallraten der Erhitzer bei $\lambda_i \approx 10^{-6} \text{ Std}^{-1}$ liegen. Werte, die um ein bis zwei Größenordnungen höher sind, schienen uns angemessener.

Diese würden jedoch die freigesetzten Mengen an radioaktivem Jod bei gewissen Betriebs- und Wartungsstrategien ganz erheblich verändern. Außerdem brauchen die mitgeteilten numerischen Ergebnisse noch nicht völlig mit unserem mathematischen Modell konsistent zu sein, selbst wenn wir voraussetzen, daß unsere physikalischen Annahmen halbwegs realistisch sind. In den behandelten Störfällen der PASSAT ist nämlich der Freisetzung-

mechanismus von Jod mathematisch so kompliziert, daß es unumgänglich ist, die simulative mit der analytischen Auswertung zu kontrollieren und umgekehrt: dies ist Ziel unserer künftigen Arbeit.

3.1 Freisetzung im bestimmungsgemäßen Betrieb bis zum ersten Störfall

Im Gegensatz zu den behandelten Störfällen ist es leicht, die im bestimmungsgemäßen Betrieb bis zum ersten Störfall freigesetzte Menge C_0 an radioaktivem Jod analytisch abzuschätzen. Seien $\bar{j}_a(t) = b_1$ der mittlere Schadstoffmassenstrom, \bar{d} die mittlere Durchlässigkeit des Jodfilters und X die zufällige Zeitdauer bis zum Störfall, dann ist $C_0 = \bar{d} \cdot b_1 \cdot X$. Da wir die W-Verteilung von X kennen (siehe (17), Abschnitt 2.2), erhalten wir mit $b_1 = 0,129/8$ kg/Std, $\bar{d} = 10^{-6}$ (10^{-5}) für den Erwartungswert von C_0

$$E(C_0) = \frac{\bar{d} \cdot b_1}{\lambda_1 + \lambda_2} = 3,8 \cdot 10^{-3} \text{ (} 3,8 \cdot 10^{-2} \text{) kg .} \quad (47)$$

3.2 Freisetzung im ersten Störfall bei konstantem Massenstrom (Abb.5 und Tab.1)

Alle simulierten W-Dichten $P\{z < C_1 \leq z + dz\}$, die wir erhalten haben, sind vom Typ wie in Abb.5 mit einem Hauptmaximum und mindestens einem Nebenmaximum.

Im einfachsten Modell (NREPA = 2, NTHRE = 1) ist bei turnusgemäßem Filterwechsel (NFILT = 1) und einem Ausnutzungsgrad $\eta_f = 1$ des Jodfilters der Schätzwert für die im ersten Störfall freigesetzte Menge an radioaktivem Jod $E^*(C_1) = 1,4 \cdot 10^{-3}$ kg. Dieser wird auf $E^*(C_1) = 1,8 \cdot 10^{-5}$ kg reduziert, wenn der Ausnutzungsgrad auf $\eta_f = 0,958$ (d.h. Filterwechsel nicht bei der Bettiefe $h = 0$ cm sondern $h = 2,5$ cm) herabgesetzt wird.

Wechseln wir das Filter zusätzlich bei Störfallbeginn (NFILT = 2), so ist sowohl bei $\eta_f = 1$ als auch bei $\eta_f = 0,958$ die freigesetzte Menge an radioaktivem Jod mit $E^*(C_1) = 3,0 \cdot 10^{-7}$ kg nochmals um 2 Größenordnungen niedriger.

Folgendes qualitative Ergebnis ist bemerkenswert: Bei turnusgemäßem Filterwechsel stammt der Hauptanteil an radioaktivem Jod in $E^*(C_1)$ aus den vielen kleinen Beiträgen außerhalb und nicht von den wenigen großen Beiträgen innerhalb der 8 stündigen Reparaturdauer ρ_2 des Erhitzers EH2. Bei Filterwechsel im Störfallbeginn ist es dagegen umgekehrt. In diesem Fall stammt der Hauptanteil in $E^*(C_1)$ von den wenigen großen Beiträgen innerhalb der Reparaturdauer des Erhitzers EH2, während außerhalb derselben praktisch nichts (= Rauschen) freigesetzt wird.

Wir haben für jede der oben erläuterten vier Varianten der Betriebs- und Wartungsstrategie dieselbe Pseudozufallszahlenreihe benutzt, um auch noch bei einer kleineren Anzahl von Monte-Carlo Spielen soweit vom Simulationsfehler unabhängig zu sein, daß wir die Ergebnisse miteinander vergleichen können.

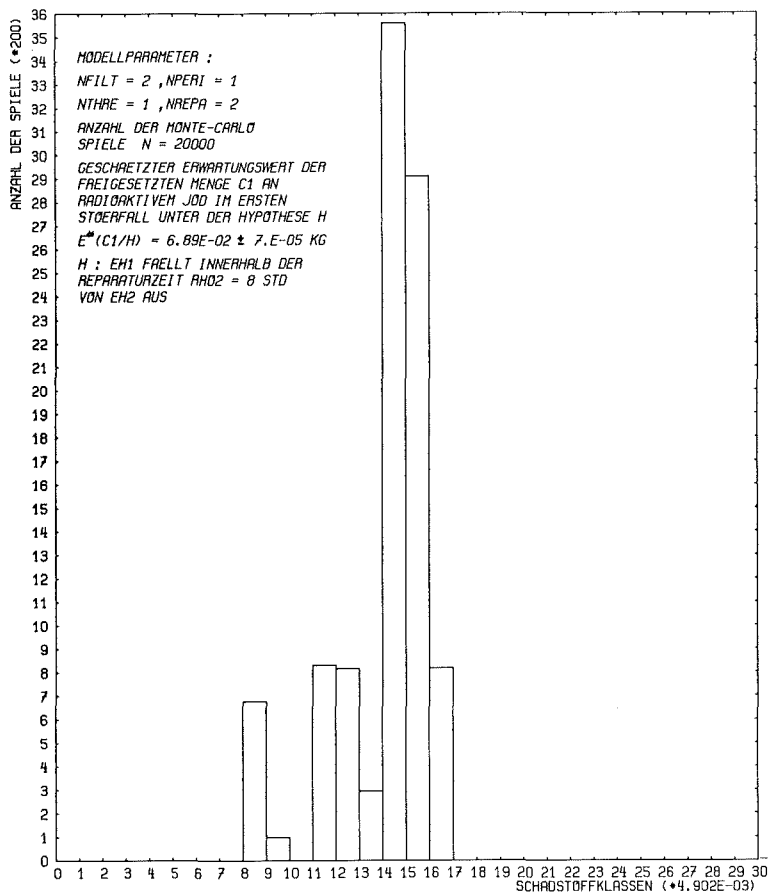


Abb. 5

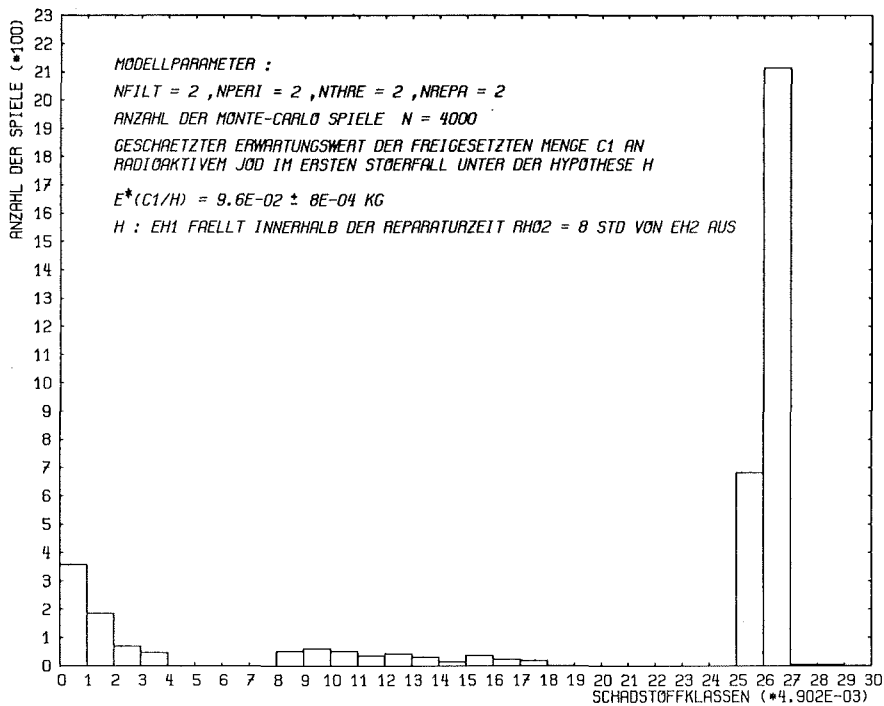


Abb. 6

IM ERSTEN STÖRFALL FREIGESetzte MITTLERE SCHADSTOFFMENGE (JOD) IN KG BEI KONSTANTEM EINGANGSMASSENSTROM						
NPERI = 1, NREPA = 2, NTHRE = 1			NFILT = 1		NFILT = 2	
Schätzungen für die Erwartungswerte	NMAX B_i	$P(B_i)$	$\eta_f = 1$ $\tau_f = 754,1$	$\eta_f = 0,958$ $\tau_f = 722,7$	$\eta_f = 1$ $\tau_f = 754,1$	$\eta_f = 0,958$ $\tau_f = 722,7$
$E^*(C_1 B_1)$	5000 $0 < y \leq \rho_2$		$7,25 \cdot 10^{-2}$ $\pm 2,6 \cdot 10^{-4}$	$6,91 \cdot 10^{-2}$ $\pm 1,4 \cdot 10^{-4}$	$6,88 \cdot 10^{-2}$ $\pm 1,4 \cdot 10^{-4}$	$6,88 \cdot 10^{-2}$ $\pm 1,4 \cdot 10^{-4}$
$P(B_1) \cdot E^*(C_1 B_1)$		$8,37 \cdot 10^{-6}$	$6,06 \cdot 10^{-7}$	$5,78 \cdot 10^{-7}$	$5,76 \cdot 10^{-7}$	$5,76 \cdot 10^{-7}$
$E^*(C_1 B_2)$	5000 $\rho_2 < y < \infty$		$2,70 \cdot 10^{-3}$ $\pm 2,0 \cdot 10^{-4}$	$3,48 \cdot 10^{-5}$ $\pm 2,8 \cdot 10^{-6}$	Rauschen	Rauschen
$P(B_2) \cdot E^*(C_1 B_2)$		$1,00 - 8,37 \cdot 10^{-6}$	$2,70 \cdot 10^{-3}$	$3,48 \cdot 10^{-5}$	Rauschen	Rauschen
$E^*(C_1 A_{21})$	10000 $0 < y < \infty$		$2,67 \cdot 10^{-3}$ $\pm 1,4 \cdot 10^{-4}$	$3,48 \cdot 10^{-5}$ $\pm 1,9 \cdot 10^{-6}$	$5,65 \cdot 10^{-6}$ $\pm 5,63 \cdot 10^{-6}$	$5,65 \cdot 10^{-6}$ $\pm 5,63 \cdot 10^{-6}$
$E^*(C_1)$			$1,4 \cdot 10^{-3}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	$3,0 \cdot 10^{-7}$	$3,0 \cdot 10^{-7}$

Tab. 1 : Mittlerer Eingangsmassenstrom (Jod): $\bar{j}_a(t) = 0,129/8 = 0,026125$ kg/Std ;
 Exponentielle Lebendauerverteilungen der Erhitzer mit $\lambda_1 = 2,0 \cdot 10^{-6}$ Std⁻¹; $\lambda_2 = 2,2 \cdot 10^{-6}$ Std⁻¹;
 Beladepazität des Jodfilters: $B = 12,16$ kg ; Fixe Reparaturdauer der Erhitzer: $\rho_1 = \rho_2 = 8$ Std.
 Abkürzung: $B_i := B_i \cap A_{21}$.

IM ERSTEN STÖRFALL FREIGESetzte MITTLERE SCHADSTOFFMENGE (JOD) IN KG BEI PERIODISCHEM EINGANGSMASSENSTROM						
NPERI = 2, NREPA = 2, NTHRE = 2			NFILT = 1		NFILT = 2	
Schätzungen für die Erwartungswerte	NMAX B_i	$P(B_i)$	$\eta_f = 1$ $\tau_f = 752,9$	$\eta_f = 0,958$ $\tau_f = 720,9$	$\eta_f = 1$ $\tau_f = 752,9$	$\eta_f = 0,958$ $\tau_f = 720,9$
$E^*(C_1 B_1)$	3333 $0 < y \leq \rho_2 + t_{th1}$		$9,32 \cdot 10^{-2}$ $\pm 8,9 \cdot 10^{-4}$	$9,00 \cdot 10^{-2}$ $\pm 8,5 \cdot 10^{-4}$	$9,73 \cdot 10^{-2}$ $\pm 8,7 \cdot 10^{-4}$	$9,72 \cdot 10^{-2}$ $\pm 8,7 \cdot 10^{-4}$
$P(B_1) \cdot E^*(C_1 B_1)$		$8,96 \cdot 10^{-6}$	$8,35 \cdot 10^{-7}$	$8,06 \cdot 10^{-7}$	$8,71 \cdot 10^{-7}$	$8,71 \cdot 10^{-7}$
$E^*(C_1 B_2)$	3333 $\rho_2 + t_{th1} < y \leq 4/\lambda_1$		$3,52 \cdot 10^{-3}$ $\pm 2,9 \cdot 10^{-4}$	$4,86 \cdot 10^{-5}$ $\pm 4,1 \cdot 10^{-6}$	$1,37 \cdot 10^{-4}$ $\pm 2,9 \cdot 10^{-5}$	$1,43 \cdot 10^{-6}$ $\pm 3,4 \cdot 10^{-7}$
$P(B_2) \cdot E^*(C_1 B_2)$		$5,14 \cdot 10^{-1}$	$1,81 \cdot 10^{-3}$	$2,50 \cdot 10^{-5}$	$7,05 \cdot 10^{-5}$	$7,36 \cdot 10^{-7}$
$E^*(C_1 B_3)$	3333 $4/\lambda_1 < y < \infty$		$3,43 \cdot 10^{-3}$ $\pm 2,8 \cdot 10^{-4}$	$4,94 \cdot 10^{-5}$ $\pm 4,1 \cdot 10^{-6}$	$8,87 \cdot 10^{-5}$ $\pm 1,87 \cdot 10^{-5}$	$1,18 \cdot 10^{-6}$ $\pm 2,7 \cdot 10^{-7}$
$P(B_3) \cdot E^*(C_1 B_3)$		$4,86 \cdot 10^{-1}$	$1,67 \cdot 10^{-3}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	$4,31 \cdot 10^{-5}$	$5,72 \cdot 10^{-7}$
$E^*(C_1 A_{21})$	9999 $0 < y < \infty$		$3,48 \cdot 10^{-3}$ $\pm 1,6 \cdot 10^{-4}$	$4,98 \cdot 10^{-5}$ $\pm 2,3 \cdot 10^{-6}$	$1,14 \cdot 10^{-4}$ $\pm 1,3 \cdot 10^{-5}$	$2,18 \cdot 10^{-6}$ $1,8 \cdot 10^{-7}$
$E^*(C_1)$			$1,82 \cdot 10^{-3}$	$2,61 \cdot 10^{-5}$	$6,00 \cdot 10^{-5}$	$1,14 \cdot 10^{-6}$

Tab. 2 : Mittlerer Eingangsmassenstrom (Jod): $\bar{j}_a(t) = 0,129/8 = 0,016125 \text{ kg/Std}$;

Exponentielle Lebendauerverteilungen der Erhitzer mit $\lambda_1 = 2,0 \cdot 10^{-6} \cdot \text{Std}^{-1}$; $\lambda_2 = 2,2 \cdot 10^{-6} \text{ Std}^{-1}$;

Beladepazität des Jodfilters: $B = 12,16 \text{ kg}$; Fixe Reparaturdauern der Erhitzer: $\rho_1 = \rho_2 = 8 \text{ Std}$;

Temperaturschwelle bei den Thermoelementen: $100 \cdot \eta_s = 80\%$ der Solltemperatur θ_{oi} der Erhitzer;

Ausfallzeit des Erhitzers EH1 : $\rho_2 + t_{th1} = 8,566 \text{ Std.}$

Abkürzung: $B_i := B_i \cap A_{21}$

3.3 Freisetzung im ersten Störfall bei periodischem Massenstrom (Abb.6 und Tab.2)

Hier sind die simulierten W-Dichten $P\{z < C_1 \leq z + dz\}$ vom anderen Typ als bei konstantem Massenstrom (Abb.6): wir beobachten anstelle von multimodalen Dichten solche von U-Form, deren rechtes Ende gegenüber dem linken Ende stets überhöht ist.

Beim detailliertesten Modell (NREPA = 2, NTHRE = 2), das wir gegenwärtig simulieren können, treten zwar dieselben Effekte wie bei konstantem Massenstrom auf, jedoch nicht immer so ausgeprägt wie dort.

Bemerkenswert ist, daß bei gleichem mittleren Massenstrom die freigesetzte Menge an radioaktivem Jod bei periodischem Massenstrom durchweg etwas größer ist als bei konstantem, so z.B. $1,1 \cdot 10^{-6}$ kg bei NFILT = 2 und $\eta_f = 0,958$ gegenüber $3,0 \cdot 10^{-7}$ kg. Besonders fällt auf, daß die Schadstoffmenge nicht mehr so drastisch gesenkt werden kann (siehe Zeile $E^*(C_1)$ in Tab.2), wenn wir das Filter wechseln, sobald wir den Störfall entdeckt haben (NFILT = 2, NTHRE = 2). So wird bei $\eta_f = 1$ der Hauptbeitrag an Schadstoff in $E^*(C_1)$ immer noch nach dem Ende der Reparatur von EH2 freigesetzt und bei $\eta_f = 0,958$ nur bis auf das rund Doppelte des Betrages innerhalb der Reparatur verringert. Dies ist physikalisch durchaus plausibel: bei periodischem Massenstrom sind "Stromspitzen" vorhanden, die gelegentlich im Jodfilter "durchschlagen".

Nicht unerwähnt sollte bleiben, daß sowohl bei konstantem als auch bei periodischem Massenstrom, wenn man schon weiß, daß der erste Störfall eingetreten ist, innerhalb der Ausfallzeit des Erhitzers EH2 von rund 10 Std etwa dieselbe mittlere Menge an radioaktivem Jod freigesetzt wird ($E^*(C_1 | B_1) = 70\text{g bis } 100\text{g}$).

3.4 Schlußfolgerung

Bei den betrachteten Störfällen in der Abgasreinigungstrecke PASSAT, EH1 vor EH2 und EH2 vor EH1, ist unter unseren Annahmen die beim ersten Ausfall freigesetzte mittlere Menge an radioaktivem Jod im ungünstigsten Fall insgesamt 1,8 g. Diese Menge liegt deutlich unter derjenigen, die bis dahin im bestimmungsgemäßen Betrieb freigesetzt wird. Diese beträgt im Mittel mindestens 3,8 g radioaktives Jod, die jedoch nicht wie beim ersten Störfall (= erster Ausfall) in einem mittleren Zeitraum von ein bis zwei Tagen sondern von 30 Jahren freigesetzt wird.

Dieses Ergebnis ist nicht nur praktisch bedeutsam, es legt auch gewisse Annahmen fest, unter denen unser Modell weiterhin ausgewertet werden muß. So haben wir, wenn wir die W-Verteilung $P\{C(t) \leq z\}$ der kumulativen Schadstoffmenge $C(t)$ zu einem beliebigen Zeitpunkt t berechnen wollen, die Freisetzung im Störfall und im bestimmungsgemäßen Betrieb "gleichrangig" zu behandeln.

Störfallanalyse der im KfK aufgebauten Anlagenteile zur
Auflöserabgasreinigung einer großen Wiederaufarbeitungs-
anlage

(G. Weber)

Fehlerdiagnose und Fehlerbaumanalyse

1. Auf Fehlerdiagnose und Fehlerbaumanalyse aufbauend wurden folgende Auf-
gaben behandelt:

- Die Ausführung einer effizienten Suche aller am Ausfall eines Systems
beteiligten Komponenten.
- Die Feststellung aller Zustände, die zu einem Systemausfall benachbart
sind.

Die dazu eingeführten Methoden wurden mathematisch abgesichert und an durch
Fehlerbäumen dargestellten Systemen (z.B. aus der Kerntechnik) demonstriert
/15/, /16/, /17/. Mit den Resultaten dieses Verfahrens kann man rechtzeitig
gefährliche Zustände erkennen.

2. Die Methoden zur Fehlerbaumanalyse wurden weiterentwickelt mit Bezugnahme
auf Nichtverfügbarkeit, Ausfallhäufigkeit und Importanzkenngrößen /18/, /19/.
Eine Anwendung dieser Methoden ergab bei verschiedenen Entwürfen des rechner-
gesteuerten Reaktorschutzsystems KNK Systemkenngrößen sowie die Importanz
ausgewählter Komponenten dieses Systems /20/. Damit läßt sich zeigen, wie
stark z.B. die Systemverfügbarkeit von der Lebensdauer und Reparaturzeit
einzelner Komponenten abhängt.

Literatur

- /1/ Storck, H.: Eine Methode zur probabilistischen Risikoanalyse unter
Verwendung dynamischer Freisetzungsmodelle. Dissertation an der
TU Berlin (1980).
- /2/ Nagel, K. et al.: Time-dependent analyses of dissolver off-gas cleaning
installations in a reprocessing plant. 17th DOE Nuclear Air Cleaning
Conference, Los Angeles, 1982.
- /3/ Nagel, K., Furrer, J.: Zeitabhängige Modellierung einer Jodsorptions-
filterstrecke, KfK-3544 (1983).

- /4/ Takács, L.: On certain sojourn time problems in the theory of stochastic processes. Acta Math. Acad. Sci. Hung., Math., Vol. 8, pp. 169-191, (1957).
- /5/ Çinlar, E.: Markov renewal theory. Adv. in Appl. Probability, Vol. 1, pp. 123-187, (1969).
- /6/ McLean, R.A., Neuts, M.F.: The integral of a step function defined on a semi-Markov process. Siam J. Appl. Math. Vol. 15, pp. 726-736, (1967).
- /7/ Zinterhof, P.:
Unveröffentlichte Berichte (Sept. 1982)
- /8/ Schmidt, E.: VDI-Wasserdampf tafeln. Springer Verlag, Berlin (1968).
- /9/ Wenzelburger, H.:
Unveröffentlichter Bericht (Sept. 1982)
- /10/ Papoulis, A.: Probability, random variables and stochastic processes. McGraw-Hill Book Company, New York (1965).
- /11/ Zinterhof, P.:
Unveröffentlichter Bericht (Aug. 82)
- /12/ Wenzelburger, H.:
Unveröffentlichter Bericht (Dez. 82)
- /13/ Hammersley, J.M., Handscomb, D.C.: Monte-Carlo methods. Methuen, London (1964).
- /14/ GeorGIN, J.P., Lanore, J.M. and Signoret, J.P.: Reliability data estimates, comparisons and applications. Third national reliability conference, Birmingham, 1981, p. 2C/4/1.
- /15/ Weber, G.: Fehlerdiagnose und Fehlerbaumanalyse, Informatik Fachberichte Nr. 54, Fehlertolerierende Rechnersysteme, GI-Fachtagung, München, März 1982, pp. 88-103, Springer Verlag, Berlin (1982)
- /16/ Weber, G.: Failure diagnosis and reliability analysis of systems, EUROCON'82, Proceedings, p. 145-149 Eds. E. Langer, J. Moltoft, North Holland Publishing Company 1982.
- /17/ Weber, G.: Failure diagnosis and fault tree analysis KfK 3384, Juli 1982 Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH.

- /18/ Weber, G.: Complex system modelling with fault trees and stochastic processes (Vortrag), NATO Advanced Study Institute, Electronic Systems Effectiveness and Life Cycle Costing, Norwich, UK, 19th-31st July 1982.
- /19/ Weber, G. (Chairman): Panel discussion on "Achieving the reliability of safety relevant computer systems", NATO Advanced Study Institute, Electronics Systems Effectiveness and Life Cycle Costing, Norwich, UK, 19th-31st July 1982.
- /20/ Schriefer, D., Voges, U., Weber, G.: Design and construction of a reliable microcomputer-based LMFBR protection system (Vortrag), IAEA, International Symposium on Nuclear Power Plant Control and Instrumentation, München, Oktober 1982.

Seite

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 - 19
06.03.03	Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800 - 38

- 06.03.01 Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt
- 06.03.01/07A Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens
PNS 4812 von Pu, Am, Cm und Np in der Umwelt
(M.Pimpl, H.Schüttelkopf, W.Schmidt, G.Hefner, J.Hiller; HS)

Zielsetzung:

Ziel dieses radioökologischen Forschungsprogramms ist es, das Verständnis des Verhaltens von Aktiniden in der Umwelt zu vertiefen. Dazu sind Untersuchungen in aquatischen und terrestrischen Ökosystemen notwendig. In aquatischen Systemen sind Verdünnungsprozesse, Sedimentationsverhalten kontaminierter Schwebstoffe und Aufnahme von Aktiniden in Wasserpflanzen und -tieren von Bedeutung, im terrestrischen System die Deposition von aktivitätshaltigen Aerosolen auf Pflanzen und Boden, Resuspensionsprozesse, Migrationsverhalten der Aktiniden im Boden, Transfer Boden → Pflanze und die Verteilung in der Nahrungskette.

Das radioökologische Verhalten von Pu, Am und Cm in der Umwelt wird in der Umgebung des Kernforschungszentrums und der Wiederaufarbeitungsanlage Karlsruhe untersucht, da hier zusätzlich zur Fallout-Kontamination geringe Aktinidenemissionen mit Abwasser und Abluft erfolgen, die für die Untersuchung benutzt werden können.

Die Ergebnisse werden eine Reduzierung von Folgeschäden im Falle einer unkontrollierten Freisetzung hoher Aktinidenaktivitäten nach Unfällen in kerntechnischen Anlagen, in Forschungslaboratorien und bei militärischer Handhabung ermöglichen. Solche Unfälle sind zwar extrem unwahrscheinlich, aber nicht mit absoluter Sicherheit auszuschließen, und hätten eine ausgedehnte Kontamination der terrestrischen und aquatischen Umgebung mit Aktiniden in hoher Konzentration zur Folge.

Untersuchungsprogramm:

Im Laufe des Jahres 1982 wurden schwerpunktmäßig vorbereitende Arbeiten zur Messung von Transferfaktoren in einem eigens dafür errichteten Gewächshaus durchgeführt. Neben der Erprobung von Arbeitstechniken, die zum Pflanzenanbau auf kontaminierten Böden geeignet sind, wurden die vorhandenen Analysemethoden für Pu, Am und Cm für Proben der im Gewächshaus aufzuziehenden Nutzpflanzen optimiert. Zusätzlich wurde mit der Entwicklung eines Analyseverfahrens zur Bestimmung von Np in Umweltproben begonnen und Arbeiten zur konventionellen Bodenanalytik aufgenommen.

Durchgeführte Untersuchungen:

1. Vorbereitende Untersuchungen zur Messung des Transfers Boden → Pflanze von Aktiniden im Gewächshaus

Zur Pflanzenaufzucht auf kontaminierten Böden können die in der Landwirtschaft und im Gartenbau üblichen Arbeitstechniken nicht verwendet werden, da bei allen Schritten der Bodenbearbeitung von der Pflanzung bis zur Ernte Bodenpartikel auf die Pflanzenoberfläche gelangen können. Zur Messung des Transfers Boden → Pflanze durch Wurzelaufnahme ist es aber wegen des sehr kleinen Transferfaktors unbedingt erforderlich, Aktivitätsablagerungen auf der Pflanzenoberfläche infolge Resuspension der kontaminierten Erde zu verhindern.

Auf zwei nicht kontaminierten Böden, einem Sandboden aus dem Gelände des Kernforschungszentrums Karlsruhe und einem Löß aus Grötzingen, haben wir 20 Nutzpflanzen, die später auf kontaminierten Böden aufgezogen werden sollen, in Kick-Brauckmann-Gefäßen angebaut und Aufzuchtstechniken für kontaminierte Böden erarbeitet. Die Bodenbearbeitung, d.h. mechanische Auflockerung des Bodengefüges wurde auf ein Minimum beschränkt. Die Düngemittel wurden in flüssiger Form mit dem Gießwasser eingebracht. Die Deposition von aktivitätshaltigem Feinstaub, der durch Resuspension der verwendeten Erde auf die Pflanzen gelangen könnte, läßt sich zuverlässig unterdrücken, wenn die Bodenoberfläche in den verwendeten Kulturgefäßen abgedeckt und zusätzlich stets feucht gehalten wird. Um geeignete Abdeckmaterialien herauszufinden, wurden verschiedene Versuchspflanzungen durchgeführt.

1.1 Überprüfung verschiedener Abdeckmaterialien zur Verhinderung von Resuspension

Torf ist als Abdeckmaterial ungeeignet, weil er in Verbindung mit dem Plastikmaterial der Töpfe nach Abtrocknen hydrostatisch aufgeladen wird und so z.B. bei Pflegearbeiten am äußeren Topfrand bzw. darüber hinaus Partikel ablagern kann. Notwendigerweise sauberes Arbeiten ist somit bei Torfabdeckung nicht möglich. Weiterhin besteht bei Anwendung von Torf die Gefahr, daß der Zustand des Bodens durch Anreicherung mit organischer Substanz verändert wird. Dies würde ganz besonders dann zum Tragen kommen, wenn nach der Ernte der ersten Kultur das Saatbett für die zweite Kultur

herzustellen ist (z.B. Wurzelfrüchte) und somit eine Vermischung von zu prüfendem Boden und Torf stattfindet.

Die Filtermatte Viledon hat sich als Abdeckmaterial ebenso wenig bewährt wie Enkammat. Insbesondere bei Abdeckung mit Viledon ergeben sich drei wesentliche Nachteile:

- Bodenteilchen haften an der Unterseite des watteartigen Materials,
- beim Gießen saugt sich das Material mit Wasser voll, so daß ein wesentlicher Teil sofort wieder verdunstet, ohne in den Boden gelangt zu sein,
- Viledon ist nur für Kulturen mit bis zu drei Pflanzen/Topf geeignet, nicht aber beispielsweise für Getreide.

Vorteilhaft erweist sich Viledon allerdings dann, wenn nach Wassersättigung des Bodens die unproduktive Verdunstung herabgesetzt werden soll (Abb. 1). Während nach etwa 20 Tagen in Töpfen ohne Abdeckung bereits der kritische Kapazitätswert von 60 % erreicht war, wurde dieser Wert bei Abdeckung mit Viledon erst nach 68 Tagen unterschritten. Enkammat, ein Vlies aus Nylon mit dunkler Abdeckung, ließ eine höhere Evaporation als Viledon zu. Die Kapazitätsgrenze von 60 % wurde nach 46 Tagen erreicht.

Styromull wurde zum Abdecken solcher Kulturen verwendet, bei denen mehr als drei Pflanzen/Topf vorhanden waren. Das Material ist jedoch so leicht, daß schon bei geringer Luftbewegung oder beim Transport der Töpfe Styromull wegfiegt. Bei größerer Zufuhr an Gießwasser (z.B. Hafer, Mais) schwimmt die gesamte Abdeckschicht über dem Wasserspiegel an der Oberfläche und lagert sich beim Versickern ungleichmäßig ab. Aus allen genannten Gründen ist Styromull für unsere Problemstellung nicht geeignet.

Nichtkontaminierter Boden ist als Abdeckmaterial insofern geeignet, weil es die Aktiniden in der darunterliegenden Schicht abschirmt. Problematisch ist jedoch hierbei ein möglicher "Verdünnungseffekt", der dann eintritt, wenn bei der Ernte z.B. von Wurzelfrüchten, die Abdeckschicht mit der kontaminierten Erde vermischt wird.

Weiterhin wurden Flußsand (0/3) und gewaschener Quarzsand (0/1) als Abdeckmaterialien überprüft. Beide unterschieden sich zunächst vorteilhaft farblich vom darunterliegenden Boden, so daß diese Schicht evtl. wieder abnehmbar wäre. Nachteilig wirkt sich die geringe Scherfestigkeit beider Sande

aus: Bei starker Wasserzufuhr von oben schwimmt das Material ab und es entstehen im Sand Löcher bis zum anstehenden Boden. Besser geeignet zur Abdeckung ist ein gebrochener Quarzsand (0,7/1,2), der eine höhere Scherfestigkeit als gewaschener Sand hat und festliegend ist.

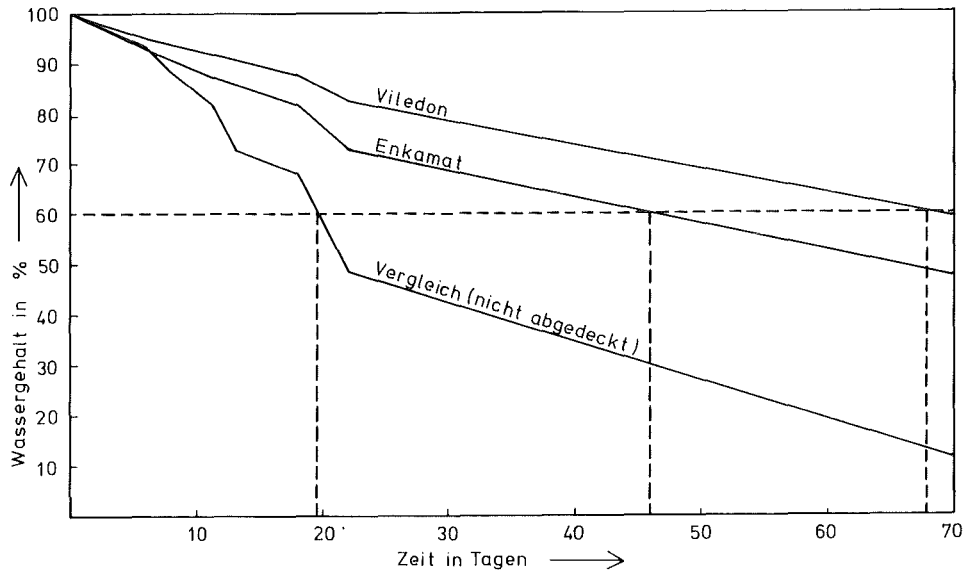


Abb. 1: Prozentuale Abnahme des Wassergehaltes eines Lößbodens im Zeitraum von 70 Tagen nach Sättigung

Als Ergebnis dieser Versuchspflanzungen ergibt sich folgender Schichtaufbau in den Kick-Brauckmann-Töpfen, 0,8 kg Eigengewicht, für die Aufzucht auf kontaminierten Böden:

- | | |
|------------------------------------|--------|
| 1. Grobsand als Dränschicht | 0,5 kg |
| 2. kontaminierter Boden | 9,0 kg |
| 3. nichtkontaminierter Boden | 0,2 kg |
| 4. gebrochener Quarzsand (0,1/1,2) | 0,5 kg |

Insgesamt ergibt sich daraus für jeden Topf ein Gesamtgewicht von ca. 11,0 kg. Die Bodenfeuchtigkeit wird auf 60 % Feldkapazität festgelegt. Dieser Wert entspricht für jeden Boden einem anderen Gewicht. Für die vorhandenen Böden errechnet sich aus Wasserkapazitätsversuchen ein Gewicht von 140 bis 150 g/kg Boden. Damit ergibt sich ein Sollgewicht der Töpfe von etwa 12,5 kg. Dieser

Wert ist dann das Gewicht, auf das jeder Topf ohne Berücksichtigung der Pflanzenmasse täglich durch Wasserzusatz eingestellt werden muß.

1.2 Überprüfen der Zusatzbeleuchtung und Festlegen der geeigneten Lichtintensitäten durch Abstandsveränderungen

Licht ist ein pflanzenphysiologischer Faktor, der grundsätzlich zum Wachstum benötigt wird. Jede Pflanzenart besitzt jedoch hinsichtlich Beleuchtungsdauer und Lichtstärke ihr physiologisches Optimum. Während die Beleuchtungsdauer im Gewächshaus regulierbar ist, beträgt die Lichtleistung der Lampen ca. 1000 W/m² bei einem Abstand von 0,75 m. Da die Beleuchtungsstärke mit abnehmender Entfernung von der Lichtquelle zunimmt, war es von Interesse, die bestehenden Lichtverhältnisse zwischen der Lichtquelle und dem Pflanzenstandort kennenzulernen. Zu diesem Zweck wurde eine beliebige Tischfläche von der Größe 0,8 m² im Gewächshaus ausgewählt und in Meßquadrate einer Größe 20 x 20 cm unterteilt (Abb. 2).

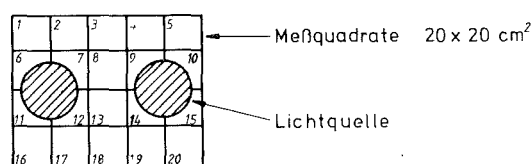


Abb. 2: Meßanordnung zur Bestimmung der Lichtintensitäten

Die Meßebenen ergeben sich, von der Lichtquelle aus gesehen, im Abstand wie folgt:

- 98 cm: Tischhöhe
- 70 cm: Oberkante Kick-Brauckmann
- 47 cm: Hauptwachstumsbereich
- 23 cm: Minimalabstand Lichtquelle → Pflanze

Den Ergebnissen der Meßreihe ist zu entnehmen, daß der Mittelwert der Beleuchtungsintensität in unmittelbarer Tischhöhe 17,2 kLux beträgt, wobei ein relativ homogenes Bild der ermittelten Werte im Bereich der Meßfläche zu erkennen ist (Abb. 3). Die Schwankung zwischen höchstem, 18,0 kLux, und niedrigstem, 15,4 kLux, Wert beträgt nur 2,6 kLux.

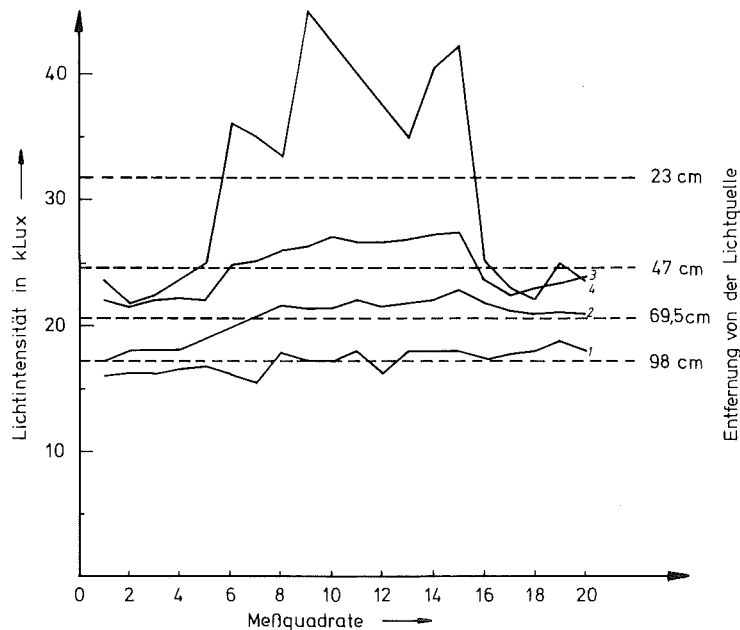


Abb. 3: Lichtintensität und Verteilung über den Kulturtischen in verschiedenen Abständen von den Lampen

Bei verringertem Abstand zur Lichtquelle, bei 69,5 cm Abstand Oberkante Topf, ist die Schwankung der Einzelwerte bereits größer geworden. In dieser Höhe, von der aus die Pflanzen dem Licht entgegenwachsen, wurde ein Mittelwert von 20,6 kLux gefunden. Die Extreme liegen bei 22,8 und 17,2 kLux. Bei weiter verkürztem Abstand zur Lichtquelle auf 47 cm erhöht sich die Lichtintensität weiter. Sie beträgt im Mittel 24,5 kLux mit Extremwerten von 27,4 und 21,6 kLux. Aus den ersten drei Meßreihen deutet sich bereits an, daß bei kleiner werdendem Abstand zur Lichtquelle die Meßwerte uneinheitlicher werden. Völlig uneinheitlich ist die Lichtintensität in der Ebene 23 cm unterhalb der Lichtquelle. Wie aus Abb. 3 zu ersehen ist, werden beträchtliche Schwankungen von 47,0 bis 21,8 kLux bei einem Mittelwert von 31,7 kLux gemessen.

Für die Praxis im Gewächshaus läßt sich folgendes ableiten:

1. Bei Verwendung der Zusatzbeleuchtung liegt die Lichtstärke für Pflanzen im Durchschnitt über 20 kLux.

2. Die starken Schwankungen der Lichtintensität 23 cm unterhalb der Lichtquelle lassen vermuten, daß Pflanzen bei zunehmender Nähe zum Licht unausgeglichene Wachstumsbedingungen vorfinden. Bei empfindlichen Pflanzen sind sonnenbrandähnliche Verbrennungen der Pflanzen zu beobachten, wenn diese sich in unmittelbarer Nähe der Lampen befinden.
3. Für das Pflanzenwachstum verbleibt eine optimale Zone, die von etwa 70 cm (Topfhöhe) bis zu etwa 30 cm Abstand von der Lichtquelle reicht. Dabei werden Lichtstärken im Bereich von ca. 20 bis 30 kLux erreicht.
4. Aus den gemessenen Lichtwerten ergibt sich, daß folgende Kulturarten für den Topfanbau auf den Tischen nicht geeignet sind: Getreide, Mais, Tomaten. Dies konnte in Pflanzungsversuchen bestätigt werden.

2. Überprüfung und Optimierung der Analysenverfahren für Pu, Am und Cm

Im Gewächshaus werden ca. 20 verschiedene Nahrungs- und Futtermittel aufgezogen. Die Messung der Transferfaktoren wird die Elemente Pu, Am, Cm und Np umfassen. Die fertiggestellten Analysenverfahren für Plutonium einerseits, und für Americium und Curium andererseits, wurden an verschiedenen Proben geprüft. Da häufig das Probenmaterial einen Einfluß auf die chemische Ausbeute und damit auf die erreichbare Nachweisgrenze ausübt, wurde ein wesentlicher Teil der pflanzlichen Nahrungsmittel, die zur Untersuchung gelangen werden, auf Pu, Am und Cm untersucht.

Nahrungsmittel	Konzentration in mBq/kg frisch				
	Pu-238	Pu-239+240	Am-241	Cm-244	Cm-242
Getreide: Weizen	< 555	< 444	1110± 999	1110± 999	< 518
Roggen	1406±1221	< 592	1628±1295	< 925	< 444
Gerste	< 703	< 518	5513±2405	2479±1628	< 592
Hafer	< 481	< 777	3367±1998	<1221	< 703
Mais	1554±1332	1295±1221	< 518	< 370	< 370
Wurzel- und Knollenfrüchte: Kartoffeln	703± 518	< 333	< 148	< 148	1073± 555
Gemüse: Weißkohl	< 148	< 222	< 222	< 148	555± 333
Wirsing	< 333	< 259	444± 407	< 259	< 222
Blumenkohl	< 333	962± 740	< 148	< 111	< 111
Kopfsalat	< 222	740± 518	370± 296	< 222	1036± 518
Möhren	< 222	< 259	< 259	< 259	< 259
Zwiebeln	703± 555	< 296	< 148	< 111	< 111
Gurken	< 111	< 111	< 259	< 259	< 259
Tomaten	< 148	< 148	< 185	< 148	< 148
Bohnen, grün	< 222	< 222	< 222	< 111	< 148
Bohnen, trocken	1924±1850	2109±1924	<1739	<2257	<1737
Erbsen, trocken	< 925	<1406	2035±1813	< 962	< 962
Erdbeeren	518± 407	444± 370	259± 222	< 111	< 111

Tab. 1: Pu, Am und Cm in pflanzlichen Nahrungsmitteln

Die Ergebnisse sind in Tab. 1 wiedergegeben. Wie aus der Tabelle hervorgeht, sind die Plutonium-, Americium- und Curiumkonzentrationen in praktisch allen untersuchten Probenmaterialien unter der erreichbaren Nachweisgrenze. Die chemischen Ausbeuten wurden durch Zusatz von Pu-236 für die Plutoniumbestimmung und von Am-243 für die Americium- und Curiumbestimmung gemessen. Mit wenigen Ausnahmen traten keine analytischen Probleme bei den Untersuchungen auf. Die wenigen untersuchten pflanzlichen Nahrungsmittel, bei denen eine Reduktion der chemischen Ausbeute beobachtet wurde, wurden mehrfach untersucht und die Störungen beseitigt.

3. Entwicklung eines Analysenverfahrens zur Bestimmung von Np in Umweltmaterialien

Zusätzlich zu Pu, Am und Cm wollen wir den Transfer Boden → Pflanze für Np bestimmen, über den in der Literatur nur wenige Daten zu finden sind. Eine Literaturrecherche auf analytische Bestimmungsmethoden von Np in Umweltmaterialien wurde durchgeführt. Es zeigte sich, daß kein geeignetes Analysenverfahren verfügbar ist. Aus diesem Grund wurde mit der Entwicklung einer Bestimmungsmethode für Np in Umweltmaterialien begonnen. Mit Np-239 als Tracer wurde die für Pu verwendete Methode so variiert, daß Np in Umgebungsmaterialien bestimmt werden kann. Die Reproduzierbarkeit der einzelnen Analysenschritte wird zur Zeit geprüft, bevor die Anwendbarkeit des Verfahrens für Np-237 erprobt und optimiert werden kann. Anschließend soll die Kopplung des Verfahrens mit den bestehenden Analysengängen für Pu, Am und Cm durchgeführt werden, so daß am Ende in einer Probe Pu, Am, Cm und Np simultan bestimmt werden können.

4. Arbeiten zur konventionellen Bodenanalytik

Bei der Aufzucht von Pflanzen spielen die Bodenparameter wie pH, Austauschkapazität, Wasserkapazität, Korngrößenverteilung, Gehalt an organischem Material, Karbonatgehalt usw. eine wichtige Rolle. Bei Feldanbau kann man davon ausgehen, daß bei normaler Bestandsdichte diese Bodenparameter für mindestens eine Vegetationsperiode so konstant bleiben, daß eine normale Entwicklung der Pflanze nicht beeinträchtigt wird. Anders liegen die Verhältnisse beim Pflanzenanbau in Töpfen, da hier der Pflanze nur eine begrenzte Boden-

menge zur Verfügung steht und deshalb immer mit Veränderungen der Bodenparameter im Verlauf einer Vegetationsperiode gerechnet werden muß. Um schnell feststellen zu können, ob beim Auftreten von Störungen bei der Pflanzenaufzucht Veränderungen der Bodenparameter dafür verantwortlich sind, muß man über geprüfte Verfahren der Bodenanalytik verfügen, die man direkt einsetzen kann. Diese Notwendigkeit besteht für uns um so mehr, da wir kontaminierte Bodenproben nicht zur Untersuchung an Fachlaboratorien einschicken können. Aus diesen Gründen bauen wir ein Labor für Bodenanalytik auf.

4.1 Die Wasserkapazität von Böden

Der Wasserhaushalt eines Bodens hängt wesentlich von den Witterungsbedingungen, den Bodeneigenschaften und der Pflanzendecke ab. In diesem Zusammenhang ist aus pflanzenphysiologischer Sicht die Wasserversorgung der Pflanze einer der wesentlichen Faktoren, der bei Gewächshauskulturen gesteuert werden muß. Die Wasserkapazität ist ein wichtiger Kennwert des Bodens hinsichtlich Wasserversorgung der Pflanze. Die Wasserkapazität kann - in Anlehnung an den Begriff "Feldkapazität" - definiert werden als ein annähernder Gleichgewichtszustand des in gestörter Lagerung befindlichen Bodens. Dieser Zustand ist erreicht, wenn in einem Zeitraum von etwa 24 Stunden nach vorausgegangener Wassersättigung, unter Ausschluß der Verdampfung, die schnell dränenden Poren durch die Schwerkraft entwässert worden sind. Das dann im Boden verbliebene Wasser entspricht der Wasserkapazität von 100 %.

Um die Wasserkapazität zu ermitteln, werden Zylinder mit der Höhe 30 cm und dem Durchmesser 9 cm verwendet. Der Zylinder ist unten durch eine grobporige Glasfritte verschlossen. Das Prüfgut "Boden" wird in einem Fall locker, im anderen Fall durch schichtweises Andrücken verdichtet, bis zum oberen Rand des Zylinders eingefüllt. Anschließend werden die Zylinder gewogen, um beim Prüfgut den Zustand "lufttrocken" zu erfassen, bei dem noch Restwasser im Boden vorhanden ist. Im folgenden Schritt werden die Zylinder in ein Wasserbecken gestellt, wobei das Wasser bis 1 cm unter die Zylinderoberkante reicht. Der Vorgang der Wassersättigung dauert so lange, bis die Oberfläche der Probe gleichmäßig durchfeuchtet ist. Dann wird der Zylinder aus dem Becken genommen und so aufgestellt, daß die schnell dränenden Poren entwässern können. Die Oberfläche des Prüfgutes wird vor dem Austrocknen geschützt.

Nach etwa 24 Stunden werden durch Wägen die Sättigungsgewichte festgestellt, anschließend die Poren bei 105°C bis zur Gewichtskonstanz getrocknet. Um akzep-

tabelle Ergebnisse zu erhalten, sollten mindestens drei Parallelbestimmungen durchgeführt und der Mittelwert gebildet werden. In Tab. 2 sind die Ergebnisse für drei untersuchte Böden zusammengestellt. Beide Sandböden haben gegenüber dem Löß ein etwas höheres Wasserspeichungsvermögen. Wenn beide Böden beim Einfüllen in die Zylinder leicht verdichtet werden, verringert sich die Wasserkapazität, weil das Gesamtporenvolumen reduziert wird. Im lufttrockenen Boden ist im Gegensatz zum bei 105°C getrockneten Boden noch Wasser enthalten. Dies muß rechnerisch dann berücksichtigt werden, wenn ein Boden auf einen bestimmten Wasserkapazitätswert eingestellt wird. In der Regel liegt die angestrebte Feuchtigkeit des Bodens für die meisten Pflanzenkulturen bei 60 % der maximalen Wasserkapazität, bezogen auf ofentrockenen Boden.

Bodenart und Herkunft	Bodengefüge	Wasserkapazität in g/kg trocken	
		lufttrocken	ofentrocken
Sand, Gorleben	locker	211	465
	verdichtet	205	424
Löß, Grötzingen	locker	264	427
	verdichtet	232	391
Sand, KfK	locker	-	481
	verdichtet	153	416

Tab. 2: Wasserkapazität von luft- und ofentrockenen Böden

4.2 Die organische Substanz in Böden

Organische Substanz von Böden ist definiert als alle in und auf dem Boden befindlichen abgestorbenen pflanzlichen und tierischen Stoffe sowie deren organische Umwandlungsprodukte. Die organische Substanz der Böden besteht aus verschiedenen Anteilen.

Ein kleiner Anteil ist nur schwach oder gar nicht umgesetztes biologisches Material, während der größere Anteil stärker zersetzt bzw. umgewandelt ist. Diese dunkel gefärbten, hochmolekularen Produkte, die im Rahmen der Mineralisierung gebildet werden, nennt man Humusstoffe, wobei der Begriff Humus aber auch für die gesamte organische Substanz gebraucht wird. Die organische Substanz ist für das Pflanzenwachstum von Bedeutung, da durch sie die Bodeneigenschaften beeinflußt werden. Im wesentlichen sind das chemische und bodenphysikalische Einflüsse, wie z.B. Nährstoffgehalte, Adsorptionsvermögen und Lebensgrundlage der Bodenorganismen. Seine physikalischen Wirkungen beziehen sich auf die Bildung und Stabilität von Aggregatgefügen, was für den

gesamten Wasser- und Lufthaushalt wichtig ist, insbesondere für die Erhöhung der Wasserkapazität. Die Bestimmung der organischen Substanz erfolgt entweder durch Oxidation auf trockenem Wege (Glühverlust) oder durch nasse Veraschung. Die Bestimmung des Glühverlustes läuft folgendermaßen ab: 5 g lufttrockene Feinerde, <2 mm, werden in einen gewichtskonstant geglühten und gewogenen Prozellantiegel (A) gefüllt, bei 105°C im Trockenschrank bis zur Gewichtskonstanz getrocknet und gewogen (B). Dann glüht man die Probe bei 550°C bis zur Gewichtskonstanz (C). Der Glühverlust (GV) errechnet sich wie folgt:

$$GV = \frac{B - C}{B - A} \cdot 100 \text{ in } \%$$

Es besteht die Vereinbarung, daß zwischen 105 und 550°C nur Humusabbauprodukte gasförmig entweichen. Da bei Proben mit höheren Ton-, Fe₂O₃- und Al₂O₃-gehalten Kristallwasser entweicht, kann dieser Fehler größenmäßig durch Subtraktion von 0,1 % je 1 % Ton ausgeschaltet werden. Für tonreiche, aber humusarme Böden kann diese Methode jedoch nicht immer angewendet werden.

Bei den im Moment zur Untersuchung anstehenden Böden, einem Löß- und zwei Sandböden, wurden folgende Glühverluste festgestellt:

- Löß, Grötzingen	1,9 %
- Sand, Gorleben	2,9 %
- Sand, KfK	3,7 %.

Während durch Glühen bei 550°C die gesamte organische Substanz einschließlich Kristallwasseranteil erfaßt wird, werden bei der titrimetrischen Bestimmung mit Kaliumdichromat vorwiegend die mehr humusartigen, organischen Substanzen bestimmt, nicht aber unzersetzte und strukturierte Pflanzenreste, wie z.B. abgestorbene Wurzeln.

Die Methode der Naßveraschung beruht darauf, daß die organische Substanz von Kaliumdichromat in schwefelsaurer Lösung oxidiert wird. Praktisch verfährt man so, daß ein Überschuß an Dichromat verwendet wird und das nicht umgesetzte Dichromat mit Fe(II)-Salzlösungen gegen 1/40 M Ferroinlösung zurücktritiert wird.

Die Methode wurde auf ihre Durchführbarkeit hin überprüft. Sie ist geeignet, die Humusgehalte der zu untersuchenden Böden zu bestimmen. Wegen der möglichen Fehlerquelle der einen bzw. der eingeschränkten Aussagefähigkeit der anderen Untersuchungsmethode sollten grundsätzlich beide Methoden parallel verwendet werden.

4.3 Der Karbonatgehalt im Boden

Aus den vielen in der Literatur beschriebenen Verfahren zur Karbonatbestimmung haben wir die Methode von Watkinson ausgewählt und unserer Problemstellung angepaßt.

Nach Einbringen von 5 g ofentrockenem, gemahlenem Boden wird die in Abb. 4 dargestellte Apparatur evakuiert auf 1 mbar und dann die Vakuumleitung geschlossen. 250 ml 0,02 M Ba(OH)-Lösung wird eingefüllt; in den Kolben mit dem Boden läßt man 150 ml 0,5%ige EDTA-Lösung mit pH = 4,5 einlaufen und erhitzt in einem Ölbad auf 120°C zum Sieden. Durch die saure EDTA-Lösung wird nun 30 min lang das vorhandene Karbonat gelöst und das gebildete CO₂ zusammen mit Wasserdampf in die Ba(OH)₂-übergetrieben. Die eingesetzte EDTA-Konzentration verhindert dabei zuverlässig eine Zersetzung der organischen Substanz unter CO₂-Freisetzung.

Nach vollständiger Karbonatzersetzung wird die Apparatur belüftet, wobei die angesaugte Luft durch eine alkalische Lösung perlt, um einen CO₂-Eintrag aus der Luft zu vermeiden. Die Ba(OH)₂-Lösung wird anschließend mit 0,02 M HCl gegen Thymolphthalein auf schwach blau titriert. Das durch die

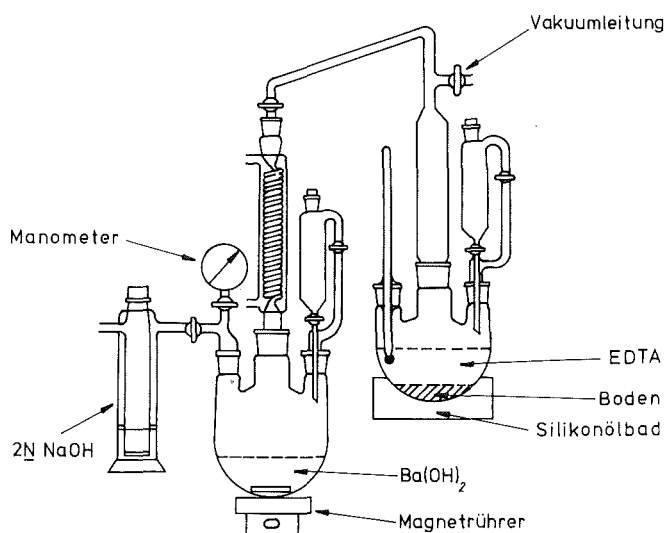


Abb. 4: Glasapparatur zur Bestimmung des Karbonatgehaltes in Böden

Einleitung von CO_2 gebildete BaCO_3 , wird bei der Titration nicht erfaßt, so daß sich aus der Differenz vorgelegte Menge Ba(OH)_2 und nach der CO_2 -Einleitung titrierte Menge Ba(OH)_2 die aus der Bodenprobe ausgetriebene Menge an CO_2 ergibt und damit das in der Bodenprobe vorhandene Karbonat. Die Methode hat den Vorteil, daß sie empfindlich ist und außerdem Fehlerquellen leicht feststellbar und korrigierbar sind. Für Serienanlagen ist sie allerdings weniger geeignet, da die Apparatur nach jeder Bestimmung vollständig gereinigt werden muß. Zudem ist vor jeder Analyse eine Blindwertbestimmung notwendig, um den aktuellen CO_2 -Gehalt der verwendeten Lösungen zu ermitteln und damit das Ergebnis der Karbonatbestimmung der Bodenprobe zu korrigieren.

Mit frisch angesetzten Lösungen bei Verwendung von entionisiertem Wasser ergab sich als Blindwert aus drei Bestimmungen $(4,2 \pm 1,1)$ mg CO_2 . In einem Löß aus Grötzingen erhielten wir 53 mg CO_2 entsprechend 120 mg CaCO_3 oder 2,4 % der Einwaage. Aus einem Sandboden vom Gelände des Kernforschungszentrums konnten wir nicht mehr CO_2 als bei der Blindwertbestimmung austreiben, so daß dieser Sandboden als karbonatfrei anzusehen ist.

5. Geplante Weiterarbeit

Erste Untersuchungen werden durchgeführt werden mit den Tracern Pu-238, Am-241, Cm-244 und Np-237. Die Transferfaktoren werden in Abhängigkeit von Bodenparametern wie dem pH-Wert, dem Tongehalt, der Ionenaustauschkapazität, dem Anteil an organischen Bestandteilen und dem Gehalt an verschiedenen anorganischen Substanzen bestimmt werden. Außerdem wird der Einfluß der Düngung, der Fruchtfolge, der klimatischen Parameter und der Kontaktzeit von Boden und radioaktivem Leitisotop untersucht werden.

Nach ersten Untersuchungen zu den Aktiniden werden neben diesen auch andere Radiotracer von Elementen mit extrem radiotoxischen Radionukliden zugesetzt werden. Ein ICP-Emissionsspektrometer wird benützt werden, um die Abhängigkeit der Transferfaktoren von der Konzentration der inaktiven Elemente im Boden zu bestimmen, um zu überprüfen, ob Radiotracer und inaktives Element im Gleichgewicht sind, zur Aufstellung von Nährstoffbilanzen, zur Messung der Verteilung von Spurenelementen und zur Bestimmung von Transferfaktoren für Elemente, von denen keine geeigneten Radiotracer zur Verfügung stehen. Insgesamt sollen routinemäßig ca. 40 Elemente mit dem ICP-Emissionsspektrometer bestimmt werden. Dabei werden auch alle hochtoxischen Schwermetalle und ihre Verteilung zwischen Boden und Pflanze erfaßt werden.

6. Veröffentlichungen im Jahre 1982

1. M.Pimpl, H.Schüttelkopf - "Die Plutoniumkontamination des Altrheins. Die Plutoniumkontamination als Funktion des Teilchendurchmessers der Sedimente", KfK-3074 (Mai 1982)
2. PNS-Jahresbericht 1981 - "Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens von Pu, Am und Cm in der Umwelt" - M.Pimpl, H.Schüttelkopf, KfK-3250, S. 4800/1-11 (Juni 1982)
3. M.Pimpl, H.Schüttelkopf- "Decontamination of soils by irrigation with solutions containing complexing agents", Proc. of the 3rd Intern. Symp. Radiological Protection - Advances in Theory and Practice, Inverness, Scotland, June 6-11, 1982, Berkeley: Society for Radiological Protection 1982, Vol. 2, S. 722-27
4. H.Schüttelkopf, G.Hefner, J.Hiller, M.Pimpl
"Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders wirksamer Radionuklide in der Umwelt - Pu, Am und Cm",
PNS-Tätigkeitsbericht, 1. Halbjahr 1982, KfK-3300 (Oktober 1982)
5. H.Schüttelkopf, M.Pimpl "Radioökologische Untersuchungen zum Verhalten der Aktiniden in der Umwelt", 9. Jahrescolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe 25.-26.Oktober 1982, KfK-3470 (Oktober 1982)
6. M.Pimpl, H.Schüttelkopf -"Investigation of the Soil-Plant Transfer of Pu, Am, Cm and Np in a Greenhouse under Controlled Climatic Conditions", Workshop on soil-plant transfer factors of radionuclides, Wageningen, NL, 7.-10.12.1982

06.03.01/08A Mikrobiologische Einflüsse auf die Mobilität und Bioverfüg-
PNS 4813 barkeit von Radionukliden in Böden und Sedimenten
 (S. Strack, A. Müller, A. Riedl; HS)

Im Rahmen des PNS in Verbindung mit einem EG-Forschungsvorhaben (EG-BIO-B-484-82-D) wurde 1982 mit Forschungsarbeiten zu dem Thema "Mikrobiologische Aspekte bei Verhalten und Kontrolle von Radionukliden in terrestrischen und aquatischen Ökosystemen" begonnen.

Zielsetzung

Ziel des Projektes ist es, mehr Einblick zu gewinnen, inwieweit mikrobielle Stoffwechselleistungen für Veränderungen des Migrations- und Retentionsverhaltens und der biologischen Verfügbarkeit von Radionukliden in Böden und Sedimenten verantwortlich sind. Anstoß zu diesen Arbeiten gaben in der Umgebung des Kernforschungszentrums beobachtete langfristige Veränderungen der Bioverfügbarkeit von I-129 und Pu-Isotopen im Boden. Die durch die Tätigkeit von Mikroorganismen bedingten Umsetzungsprozesse in der Humusschicht sind hierfür mit großer Wahrscheinlichkeit die Ursache.

Der Boden ist ein komplexes Mehrstoffsystem aus Gestein, Luft, Wasser, mineralischen Verwitterungsprodukten, organischen Zersetzungsprodukten und Humuskolloiden. Die Zahl der im Boden durch die Tätigkeit von Mikroorganismen ablaufenden chemischen Umsetzungsreaktionen und dadurch bedingt die Veränderung der physikalischen und chemischen Zustandsform des Bodenbiotops ist abhängig von

- a) der Anzahl der lebenden, vermehrungsfähigen und stoffwechselaktiven Organismen: Lebendkeimzahl (Anzahl der Organismen pro Gramm Boden),
- b) der Stoffwechselaktivität der einzelnen Mikroorganismenzellen.

Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

Zunächst wurden Versuche zur Erprobung von qualitativen und quantitativen Keimbestimmungs- und Fluoreszenzfärbemethoden zur Erfassung der Besiedlungsdichte und Artenzusammensetzung der Mikroorganismen im Boden durchgeführt. Die Oberflächenplattierung wurde als geeignetste Methode zur Erfassung der Besiedlungsdichte pro Gramm Boden ausgewählt. Sie zeichnet sich durch einfache Durchführbarkeit aus und ermöglicht am problemlosesten die Isolierung von reinen Mikroorganismenstämmen. Mehrere Pilz- und Bakterienreinkulturen

wurden von speziellen Nährböden isoliert und in einer Stammbank aufbewahrt. Eine erste Grobidentifizierung der isolierten Mikroorganismenstämme wurde durchgeführt. Zur quantitativen Ermittlung der Stoffwechselaktivität der Bodenmikroorganismen wurde die Messung der Atmungsaktivität (CO_2 -Abgabe) getestet.

Im Juli 1982 wurde ein ganzjährig geplanter Freilandversuch zur regelmäßigen Erfassung der Lebendkeimzahl in der Humusschicht (H-Horizont) begonnen. Dafür wurden monatlich Bodenproben an einer Referenzstelle (Waldbestand auf dem KfK-Gelände) entnommen. Abb. 1 faßt die Daten für den Untersuchungszeitraum Juli bis November zusammen.

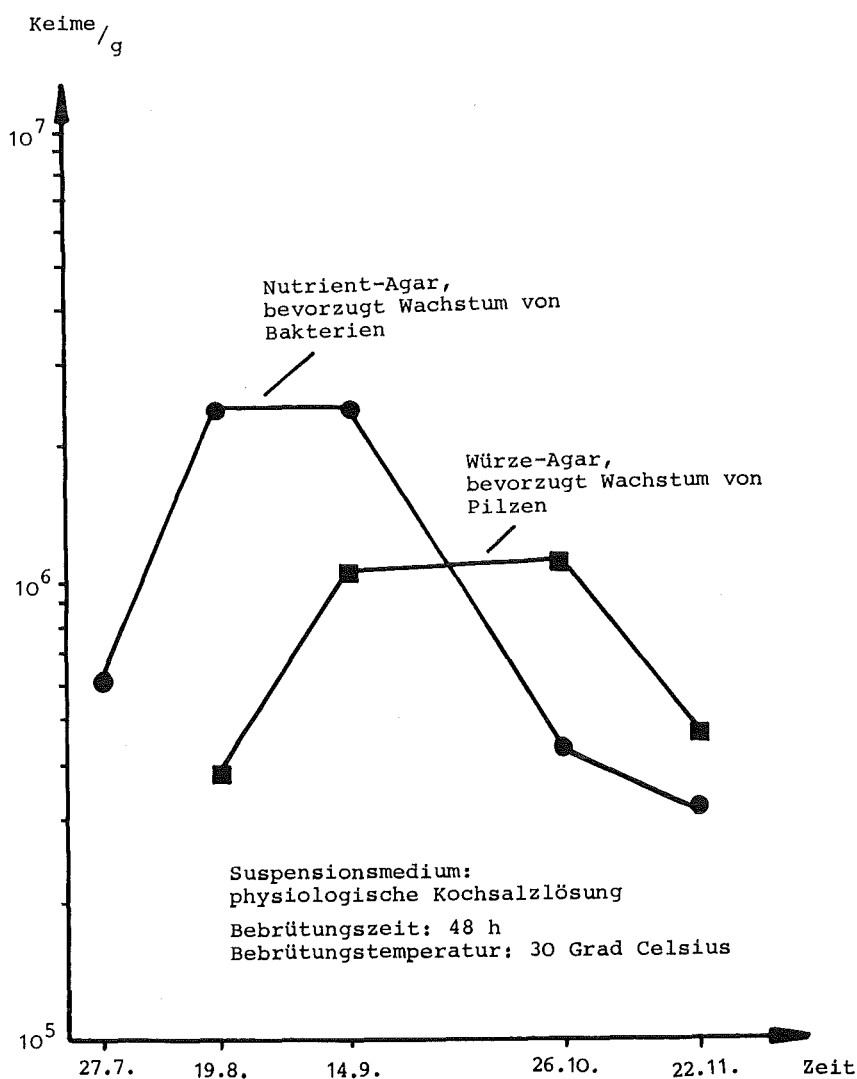


Abb. 1: Lebendkeimzahl (Bakterien und Pilze) auf Nutrient- und Würze-Agar pro Gramm Waldboden (Feuchtgewicht), entnommen dem H-Horizont eines Buchenwaldbestandes

Die Populationsdichte ist neben anderen Faktoren vom Nährstoffangebot, von der Bodentemperatur und vor allem von der Bodenfeuchtigkeit abhängig.

Eine starke Austrocknung der oberen Bodenschichten und eine verminderte Verfügbarkeit von zersetzbaren Pflanzenresten ist für die geringe Besiedlungsdichte an Bakterien im Juli verantwortlich. Feucht-warme Witterungsbedingungen (wechselnde Naß- und Trockenperioden, Bodentemperatur ca. 15 °C) Ende Juli, Anfang August bieten den Bodenbakterien optimale Wachstums- und Vermehrungsbedingungen und ermöglichen eine deutliche Zunahme der Lebendkeimzahl von Bakterien im August. Die Abnahme der Bakterienbesatzungsdichte im September und die gleichzeitige Verschiebung zugunsten einer erhöhten Keimdichte an niederen Pilzen, die meist trockenere Lebensräume bevorzugen, ist durch eine in den ersten Septembertagen einsetzende, bis Anfang Oktober anhaltende Trockenperiode des Bodens bedingt. Obwohl eine starke Bodendurchfeuchtung im Oktober die Lebensbedingungen für Pilze verschlechtert, ist ein Rückgang an Pilzen nicht zu beobachten, da nun durch den einsetzenden Laubfall abbaubares Pflanzenmaterial als Nährstoffquelle im Überfluß angeboten wird. Der Abfall der Keimdichten gegen Ende des Jahres ist auf tiefe Bodentemperaturen von ca. 10 °C und eine Übersättigung des Bodens mit Regenwasser und Bildung von Staunässe zurückzuführen.

Die im Feldversuch beobachteten Zusammenhänge zwischen Nährstoffangebot, Bodenbelüftung, Makro- und Mikroklima einerseits, Artenzusammensetzung, Stoffwechselaktivität und Teilungsfähigkeit der Mikroorganismen andererseits, sollen in Laborversuchen an gepackten oder gestochenen Erdsäulen nachvollzogen werden. Vorversuche zur Entwicklung und Erprobung von geeigneten Percolationsapparaturen wurden durchgeführt. Ziel dieser Modellversuche ist, den Einfluß von natürlichen Veränderungen innerhalb des Bodenbiotops auf das Migrationsverhalten von Radionukliden unter standardisierten Bedingungen beobachten zu können. Zusätzlich sollen durch gezielten Einsatz von Effektoren, z. B. Stoffwechselinhibitoren oder -aktivatoren künstlich eine Steuerung der Zusammensetzung und Stoffwechselaktivität der Mikroflora bewirkt werden.

Um die Feinverteilung der Nuklide in der Bodenmatrix nachweisen zu können, wurden Mikroautoradiographiemethoden eingesetzt. Mit Mikroorganismen angereicherte Bodenproben wurden nach kurzzeitiger Inkubation mit ^3H - und ^{14}C -markierten Substanzen mittels Fluoreszenzmikroskopie und Autoradiographie (stripping film) untersucht. Dabei konnten die in der Filmschicht auftretenden Schwärzungen einzelnen stoffwechselaktiven Mikroorganismen zugeordnet werden.



L-Schicht: Förna; Streuschicht
aus weitgehend un-
zersetztem Pflanzen-
material

F-Schicht: Fermentationsschicht

H-Schicht: Humusschicht

A_n-Schicht: humushaltiger
Mineralboden

mineralische Schicht

Abb. 2: Erdsäule aus einem Waldbestand auf dem Gelände des Kernforschungszentrums Karlsruhe . Die Säule wurde Anfang November unmittelbar nach dem Laubfall ausgegraben.

Veröffentlichung

/1/

S. Strack

"Metabolism of Tritium and Organic Binding in Microorganisms and Soil",

European Seminar, Mol, Belgien, 22. - 24. November 1982

06.03.02 Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich
(R. von Holleuffer-Kypke, W. Hübschmann, K. Nester, P. Thomas, S. Vogt; HS)

In der Abteilung Umweltmeteorologie der Hauptabteilung Sicherheit werden auf die atmosphärische Ausbreitung von Schadstoffen bezogene Forschungsaufgaben durchgeführt. 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 indirekten Beobachtung des Schadstofftransports und dessen Ausbreitung in der Atmosphäre wurden radarverfolgte Tetronflüge durchgeführt. Tetrons mit passiven Radarreflektoren wurden bisher bis zu 50 km, solche mit Transpondern bis zu 94 km Entfernung verfolgt. Diese Arbeiten dienten dazu, die für Ausbreitungsrechnungen notwendigen Ausbreitungsstatistiken und -parameter bereitzustellen. Zwei numerische Modelle wurden zur Simulation von Ausbreitungsversuchen eingesetzt, bei denen die Ausbreitungskategorie A bzw. Schwachwindlagen mit starken Winddrehungen auftraten.

06.03.02/15A Atmosphärische Ausbreitung radioaktiver Schadstoffe im
PNS 4822 regionalen Bereich (> 15 km Entfernung)
(W Hübschmann, P. Thomas, S. Vogt; HS)

1. Meßkampagnen

Während des Jahres 1982 wurden drei mehrtägige Meßkampagnen mit insgesamt 16 Flügen durchgeführt (s. Tab. 1). Damit wurde die bisherige Anzahl der jährlichen Meßkampagnen erreicht bzw. überschritten. Das bisher verwendete Radar MBVR 120 des Geophysikalischen Beratungsdienstes der Bundeswehr konnte nur zur ersten Kampagne eingesetzt werden. Der weitere Einsatz dieses Radars ist aus verschiedenen Gründen fraglich.

Nr. des Tetroons	Startplatz	Startzeit		mittlere Windrichtung in Grad	mittlere Geschwindigkeit in m/s	mittlere Flughöhe in m	Radarkontakt ging verloren bei		Ortung mit
		in MEZ					Entfernung in km	Flugzeit in h:min	
BR8201	Rohrbacher Hof bei Bruchsal " Galgenberg bei Minfeld	12.05.	10.10	89	3,7	1100	55	4:20	Transponder T003 T004 T008 T015 T013 T020 T021 T022
BR8202		12.05.	15.00	66	5,5	300	63	3:19	
BR8203		13.05.	9.05	81	7,0	350	54	2:12	
BR8204		13.05.	13.00	53	6,3	300	83	3:45	
BR8205		13.05.	17.00	81	5,2	300	52	2:50	
BR8206		17.05.	9.25	224	6,4	300	62	2:45	
BR8207		17.05.	12.55	214	5,7	400	42	2:05	
BR8208		17.05.	15.40	233	4,7	550	54	2:50	
GR8201	Nähe Kernkraftwerk Gundremmingen	26.08.	16.30	173	5,8	150	14	0:40	passivem Reflektor "
GR8202		27.08.	9.15	240	6,4	650	25	1:07	
GR8203		27.08.	11.15	287	8,3	500	26	1:00	
ES8201	Wetteramt Essen Winkhausen (Stadtgrenze Essen- Oberhausen)	02.11.	14.48	248	5,4	150	2	0:05	passivem Reflektor " " " " "
ES8202		02.11.	17.40	270	4,5	400	31	1:59	
ES8203		02.11.	20.00	253	3,1	350	21	1:55	
ES8204		03.11.	9.15	144	3,1	430	25	2:50	
ES8205		03.11.	12.10	110	2,5	475	24	2:17	
ES8206		03.11.	14.10	97	3,2	420	20	1:50	

Tab. 1: Tetroonflüge 1982

Die erste Meßkampagne fand im Mai im Rheintal in der Nähe des KfK statt. Bei allen acht Flügen waren die Tetroons mit Transpondern bestückt. Die Wirkungsweise der Transponder (= Frequenzumsetzer) ist im Halbjahresbericht 1978/2 des PNS, KfK 2750, S. 4800-25, beschrieben. Obwohl die mittleren Flughöhen mit Ausnahme des ersten Fluges zwischen 300 m und 600 m lagen, wurde eine mittlere Reichweite von 59 km erzielt. Fünf Transponder wurden wiedergefunden und zurückgesandt. Ein Transponder flog bis vor die Westküste Schottlands und erreichte damit eine Rekordflugweite von über 1600 km.

Das Wetter war an allen drei Versuchstagen durch nahezu wolkenlosen Himmel mit starker Sonneneinstrahlung geprägt. Die Vertikalbewegungen der Tetroons waren daher besonders stark (s. Abb. 1).

Der Anlaß für die Meßkampagne im Donauried bei Gundremmingen war eine vom Deutschen Wetterdienst (DWD) durchgeführte mehrwöchige Untersuchung der Feuchte und Luftströmung. Neben Radiosonden- und Fesselballonaufstiegen wurden "quasi-constant level balloons" mit einem mobilen Radar verfolgt. Dieses Radar (WF 100/4) der amerikanischen Firma EEC (Electronic Enterprise Corporation) wurde von uns besichtigt und getestet. Wir verfolgten drei Tetroons, die mit passiven Reflektoren ausgerüstet waren. Die Handhabung des Radars beim Aufbau und bei der Bedienung ist einfach und von einer Person durchführbar. Dies ist ein Vorteil gegenüber dem MBVR-120, für dessen Betrieb eine dreiköpfige Mannschaft notwendig ist.

Die dritte Meßkampagne fand in den Stadtgebieten von Essen und Mülheim statt. HS/M nahm auf Einladung des Kommunalverbandes Ruhrgebiet an einem mehrtägigen Programm zur Analyse des Stadtklimas teil. An zwei Tagen wurden fünf Tetroons mit dem bereits bekannten Radar WF 100/4 verfolgt. Während der Flüge war die Schichtung der Atmosphäre stabil. Teilweise herrschte Hochnebel und Windstille in Bodennähe. Bei allen Flügen waren daher die Vertikalbewegungen gering (s. Abb. 2).

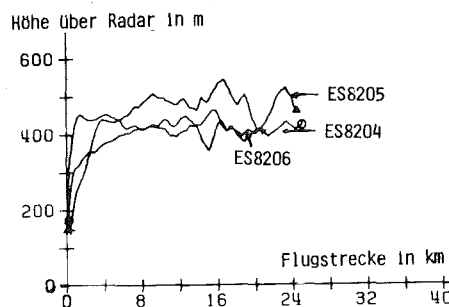
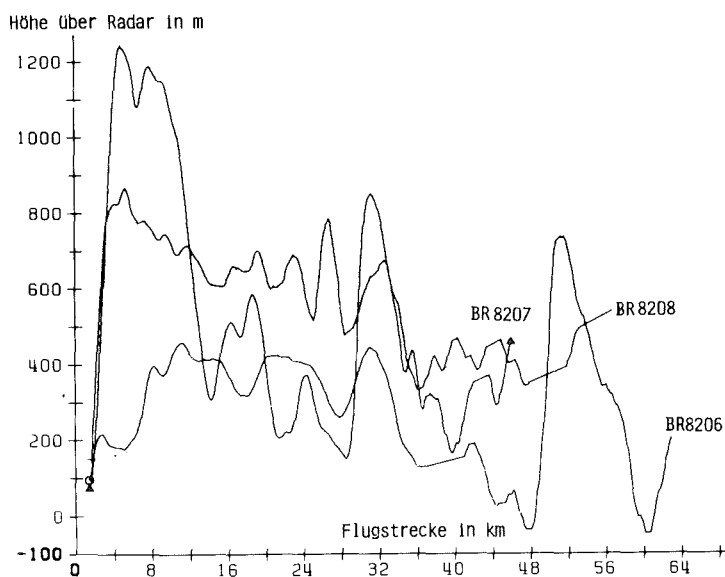


Abb. 1: Höhenprofil der Tetroonflüge am 17.05.1982

Abb. 2: Höhenprofil der Tetroonflüge am 02.11.1982

HS/M nahm im Herbst 1981 am Projekt zur Untersuchung des Küstenklimas (PUKK) teil (s. Jahresbericht 1981 des PNS, KfK 3250, S. 4800-15). Die Daten aller bei PUKK durchgeführten Experimente werden in einem Datenzentrum im Seewetteramt Hamburg gespeichert. Mitte 1982 übergaben wir diesem Zentrum ein Magnetband mit den Flugdaten von 26 Tetroonflügen. Damit sind diese Daten frei zugänglich und können z. B. zum Test mesoskaliger Strömungsmodelle eingesetzt werden.

Mit den bisher durchgeführten 70 Tetroonflügen wurde eine Statistik der erzielten Reichweite mit aktiven, d. h. mit Transpondern ausgerüsteten, bzw. mit passiven Tetroons erstellt (s. Abb. 3). Im Mittel ist die mit Transpondern erzielte Reichweite etwa 2,2mal so groß wie diejenige mit passiven Reflektoren.

2. Auswerteprogramme

Das Programmsystem zur Auswertung der Tetroonflüge wurde erweitert und abgerundet. Tab. 2 gibt einen Überblick über vorhandene Programme. Nachdem die vom Radar gelieferten Daten auf einen Datenträger überspielt sind, werden mit dem Programm TETROON Schrägentfernung r , Azimut α und Elevationswinkel ϕ gleitend gemittelt, um durch den Ausgabemodus des Radars bedingte Sprünge im Flugverlauf zu eliminieren. Dies gilt insbesondere in großer Entfernung bei kleinem ϕ . Die vom Programm TETROON errechneten Geschwindigkeitskomponenten u , v und w in Verbindung mit Darstellungen der Höhen-Zeit bzw. Höhen-Wegkurve, sowie die Projektion der Flugbahn auf eine x - y -Ebene erlauben es, Fehler in den Ausgangsdaten zu korrigieren oder fehlende Daten zu ergänzen.

Das Programm TETPLOT stellt mehrere Flüge als Projektion auf eine x - y -Ebene dar. Wahlweise kann die mittlere Trajektorie der Flugserie mit gezeichnet werden. Zusätzlich kann mit TETPLOT oder mit TETROON diejenige Trajektorie in die x - y -Darstellung gezeichnet werden, die sich aus 10minütigen ortsfesten Winddaten errechnet (z. B. Mast oder SODAR).

Eingabe	Programm	Ausgabe
Radardaten t, r, α, ϕ	TETROON	z, t, r -Plot für individuellen Flug x, y -Plot für individuellen Flug $t, r, \alpha, \phi, x, y, z, u, v, w$ auf Magnetplatte und Listen
Radardaten t, x, y, z	TETPLOT	z, r -Plot mehrere Flüge zusammengefaßt x, y -Plot mehrere Flüge zusammengefaßt, wahlweise mit mittlerer Trajektorie
Radardaten t, x, y	TETSIG	$\sigma_y(x), \sigma_y(t)$ -Plot und Liste
Radardaten t, u, v, w	TETFOUR	F_v, v, T -Plot und Liste
Windmeldungen ortsfester Stationen	WINDFELD	Windfeld in x, y -Ebene als Plot und Liste

Tab. 2: Programmsystem zur Auswertung der Tetroonflüge

Das Programm TETSIG errechnet aus den Bahndaten mehrerer Tetroons den horizontalen Ausbreitungsparameter σ_y (s. Halbjahresbericht 1978/2 des PNS, KfK 2750, S. 4800-17). Ist die Reichweite der Flüge nicht einheitlich, so werden in einem Zwischenschritt die Trajektorien der kürzeren Flüge extrapoliert. Dies erfolgt durch lineare Interpolation zwischen vorgegebenen

Stützstellen. Anschließend erstellt TETSIG einen entfernungs- bzw. zeitabhängigen Plot dieser Werte.

Das Programm TETFOUR untersucht das Frequenzspektrum (Frequenz ν , Periodendauer T) der Tetroongeschwindigkeiten in den drei Raumrichtungen und berechnet die spektrale Dichtefunktion F_ν . Bisherige Auswertungen zeigen charakteristische Periodendauern in Abhängigkeit der Schichtung der Atmosphäre.

Das Programm WINDFELD erlaubt einen Vergleich der gemessenen Trajektorien mit einem Windfeld, das aus Windmessungen an mehreren Stationen durch Interpolation konstruiert wird. Dieses Windfeld ist nicht massenkonsistent. Zur Berechnung des Windvektors jeden Gitterpunktes tragen die Windmessungen aller Stationen bei. Bei der Interpolation werden diese Meßwerte mit dem Abstand Station - Gitterpunkt sowie dem Winkel zwischen Windrichtung und der Achse Station - Gitterpunkt gewichtet. In Abb. 4 ist ein so konstruiertes Windfeld dargestellt. Es basiert auf Bodenwindmessungen von 16 synoptischen Stationen im Umkreis von 140 km um das KfK. Die Meßwerte sind dem täglichen Wetterbericht des Deutschen Wetterdienstes entnommen. Zusätzlich eingezeichnet ist die Trajektorie eines Tetroons.

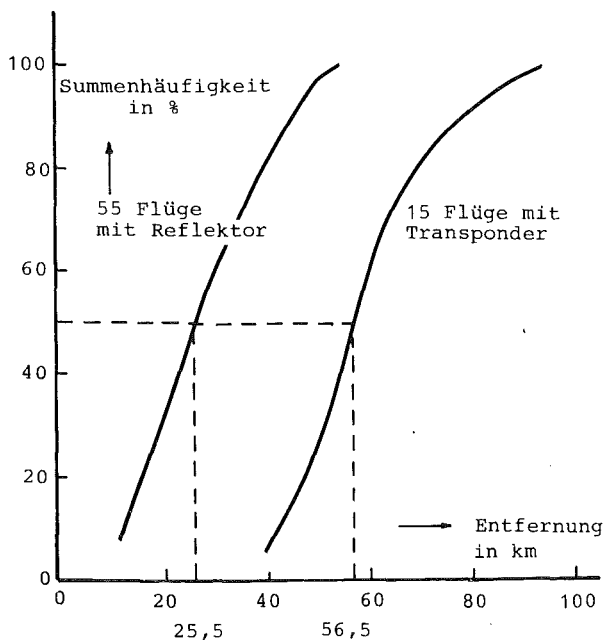


Abb. 3: Reichweite der Tetroonflüge

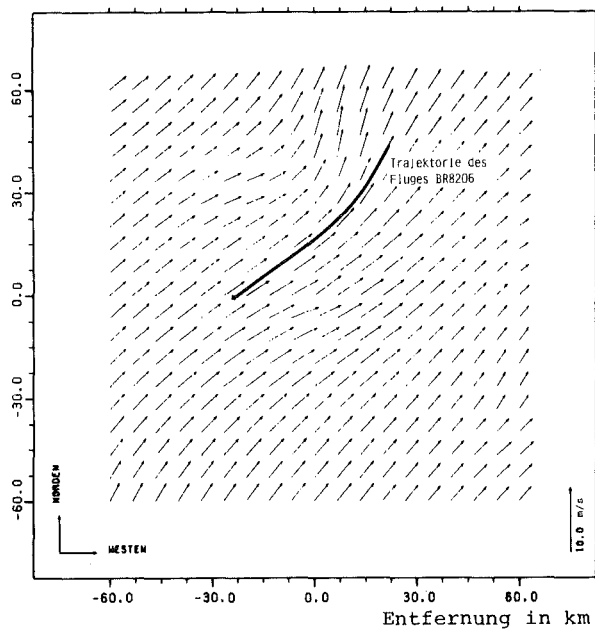


Abb. 4: Windfeld am 17.05.82 um 10.00 MEZ

3. Auswertung

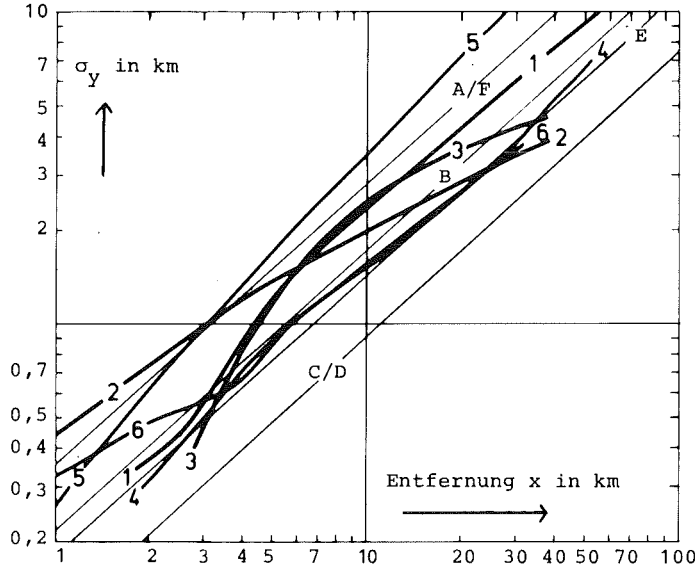
Aus den Trajektorien von N zeitlich nacheinander gestarteten Tetroons wird der horizontale Ausbreitungsparameter σ_y bestimmt:

$$\sigma_y^2 = (N-1)^{-1} \sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})^2$$

y_i Lage des i-ten Tetroons auf der y-Achse,

\bar{y} aus den N Trajektorien gemittelte Lage auf der y-Achse.

Die σ_y -Kurven mehrerer Flugserien sind in Abb. 5 eingetragen. Sie wurden nach Augenmaß den einzelnen σ_y -x-Wertepaaren angepaßt. Die dünnen Geraden stellen das Ergebnis der Serie von Ausbreitungsexperimenten des KfK mit Emissionshöhen von 160 m und 195 m dar. Diese Geraden wurden bis zu einer Entfernung von maximal 10 km experimentell bestimmt, darüber hinaus extrapoliert.



Flugserie Nr.	Startplatz	Datum	Zahl der Flüge	thermische Schichtung
1	Witthoh	18.07.79	2	leicht labil
2	"	25.08.81	2	labil
3	KfK	27.04.78	2	labil
4	"	08.10.80	3	neutral
5	Dorum	01.10.81	5	neutral
6	"	02.10.81	5	neutral

Abb. 5: Horizontale Ausbreitungsparameter σ_y

Aus Abb. 5 können folgende Schlüsse gezogen werden:

- Die aus Tetroon-Trajektorien abgeleiteten σ_y -Kurven sind gut vergleichbar mit den aus Tracer-Experimenten gewonnenen.
- Die σ_y -Kurven einzelner Tetroon-Flugserien streuen weit weniger als die σ_y -Kurven einzelner Tracer-Experimente.
- Es gibt keine ausgeprägte Abhängigkeit des σ_y von der thermischen Schichtung:

06.03.02/16A Ausbreitungsmodelle für besondere meteorologische Situationen
PNS 4824 (K. Nester, HS)

1. Auswertung von Experimenten der Kategorie A

Die Ausbreitungsexperimente bei der Kategorie A mit Quellhöhen von 160 m und 195 m wurden einer Neuauswertung unterzogen. Experimentelle Untersuchungen sowohl im Labor als auch in der Natur zeichnen nämlich, daß bei konvektiven atmosphärischen Bedingungen die bodennahe Konzentrationsverteilung im Lee einer Quelle wesentlich von den langwelligen Vertikalbewegungen der Atmosphäre beeinflusst wird (R. G. Lamb; Diffusion in the convective boundary layer, in "A Short Course on Atmospheric Turbulence and Air Pollution Modelling", Sept. 1981, The Hague). Lamb hat deshalb einen Teil dieser konvektiven Einflüsse durch den Ansatz einer entfernungsabhängigen Quellhöhe berücksichtigt.

In ähnlicher Weise wurde eine entfernungsabhängig veränderliche Höhe der Abluftfahnenachse - im folgenden "fiktive Quellhöhe" H_f genannt - mit folgendem Ansatz eingeführt:

$$H_f = H_o e^{-\alpha x} + H_M (1 + \operatorname{erf} [\beta(x - x_o)])$$

H_o Quellhöhe des Experimentes (z. B. 195 m)

H_M halbe Mischungsschichthöhe (hier: 600 m)

x Quellentfernung

α, β, x_o konstante, wählbare Parameter.

Dieser Ansatz gilt für kalte Quellen. Den Verlauf zeigt Abb. 6. Mit diesem Ansatz wurden die gemessenen Tracer-Konzentrationen der Kategorie-A-Versuche nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate approximiert. Der Ansatz für die Streuparameter σ_y und σ_z blieb wie bisher:

$$\sigma_y = \sigma_{y0} x^{p_y}; \quad \sigma_z = \sigma_{z0} x^{p_z}.$$

Es wurde $p_z = 1,0$ gesetzt. H_M , x_0 und σ_{z0} wurden willkürlich variiert, α , β , σ_{y0} und p_y nach der obigen Methode berechnet. Abb. 6 zeigt den sich ergebenden Verlauf von H_f für Experiment 57, Sammelperiode 2.

Einen Vergleich der normierten Konzentrationsverteilung unter der Achse mit den früheren Auswertungen zeigt Abb. 7. Die Lage des Maximums verschiebt sich in etwas größere Entfernung von der Quelle und die Maximalkonzentration erhöht sich um ca. 20 %.

Der Ansatz einer "fiktiven Quellhöhe" liefert eine bessere Übereinstimmung der berechneten mit den gemessenen Konzentrationen als die früheren Auswertungen. Dies berechtigt zu der Erwartung, das Ergebnis auch auf andere Fälle ($H_f(o) > H_o$ oder Fahne mit Auftrieb) übertragen zu können. Bei einer kalten Quelle mit $H_f(o) = 400$ m könnte der Verlauf von H_f z. B. durch Parallelverschiebung der Kurve für $H_f(o) = 195$ m nach rechts gewonnen werden (s. Abb. 6). Die sich aus diesem H_f -Verlauf ergebende normierte Konzentration unter der Fahnenachse ist in Abb. 7 dargestellt. Das Ergebnis stimmt etwa mit der Lamb'schen Feststellung überein, daß sich x_{\max} proportional zu $H_f(o)$ und \hat{S}_{\max} umgekehrt proportional zu $H_f(o)$ verhält.

Bei der Berechnung der bodennahen Schadstoffkonzentration von auftriebsbehafteten Abgasen wäre - neben der Verwendung der neu errechneten Parameter σ_y und σ_z - für H_f der aus Beobachtungen abgeleitete Aufstieg der Abgasfahne anzusetzen. Dies würde eine realistischere Konzentrationsverteilung mit größerer Quellentfernung des Maximums am Boden liefern als bei Verwendung der früheren Ausbreitungsparameter mit einer konstanten effektiven Quellhöhe. Dieses Vorgehen müßte allerdings noch anhand von entsprechenden Experimenten überprüft werden.

2. Anwendung von SPALT auf Schwachwindlagen

Zur Nachrechnung der Tracerkonzentration eines Ausbreitungsversuches bei

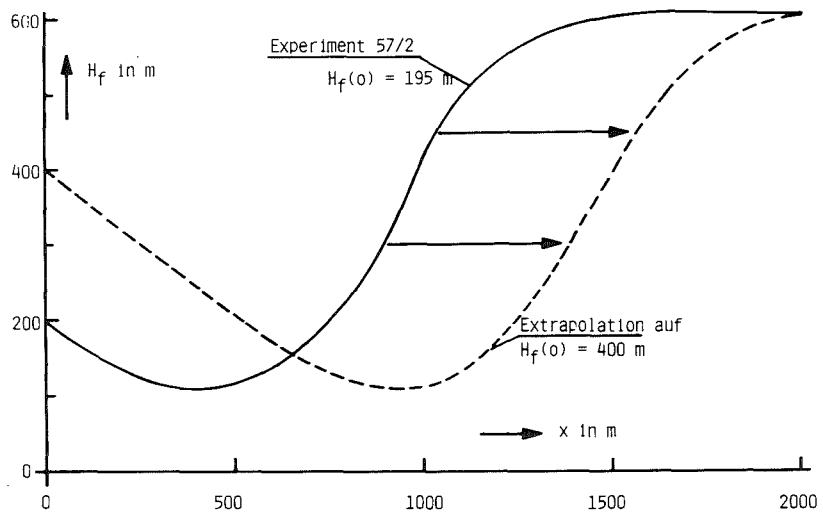


Abb. 6: Fiktive Quellhöhe H_f

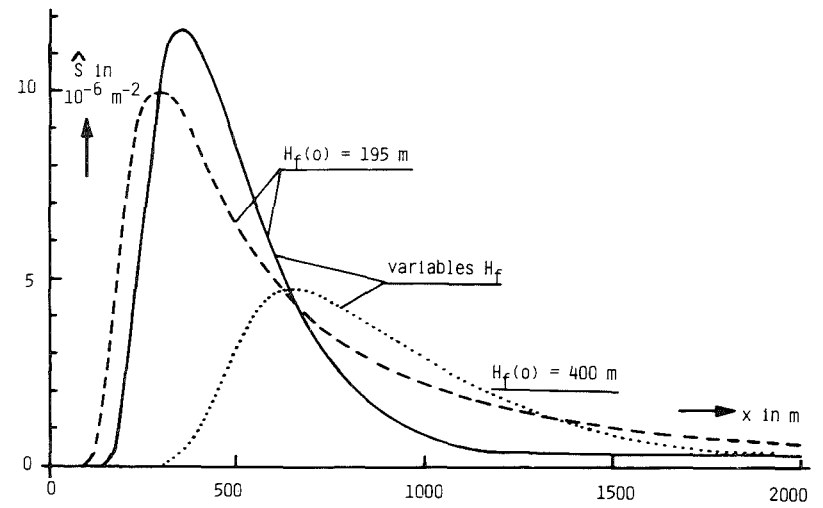


Abb. 7: Normierte Konzentration \hat{S}

Schwachwindlagen wurde das bereits entwickelte Ausbreitungsmodell SPALT (Schadstoff-Puff-Ausbreitung längs Trajektorien) verwendet. Als Beispiel wurde der Versuch Nr. 47 ausgewählt. Er zeichnet sich durch zeitweise Windgeschwindigkeiten unter 1 m/s, durch Winddrehungen von mehr als 180° und durch extreme Labilität der Atmosphäre aus. Während des Experimentes wurden die Vier-Sekunden-Werte der vertikalen und horizontalen Windrichtung sowie der Betrag des Windvektors in den Meßhöhen 100 m und 40 m registriert.

Es wurde eine Fourieranalyse dieser Daten durchgeführt, um langwellige Bewegungen von den kurzwelligen zu trennen. Erstere wurden zur Berechnung der Trajektorie herangezogen; letztere dienten der Festlegung der Verbreiterung der Wolke. Zu diesem Zweck wurde das σ_ϕ des kurzwelligen Anteils berechnet. Dieses wurde benutzt, um die Streuungsparameter σ_y und σ_z mit Hilfe von Experimenten geringerer Labilität festzulegen. Dieses σ_y und σ_z wurden mit dem mittleren Betrag des horizontalen Geschwindigkeitsvektors in zeitabhängige σ -Parameter umgerechnet. Bei der Berechnung der Trajektorie wurde davon ausgegangen, daß die horizontalen Änderungen der Geschwindigkeit im gesamten Ausbreitungsraum gleichzeitig erfolgen. Änderungen der vertikalen Geschwindigkeit teilen sich dagegen den von der Quelle entfernten Wolke erst zeitlich verzögert mit. Dies bedeutet, daß die horizontale Lagrange'sche Austauschlänge der Euler'schen entspricht, während die vertikale Lagrange'sche Austauschlänge wesentlich größer als die Euler'sche angenommen wird. Abb. 8 zeigt den Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Konzentrationen für die ersten drei Zonen. Bis auf einige Ausnahmen sind die Übereinstimmungen als gut zu bezeichnen. Die Übereinstimmung für die vierte und fünfte Zone ist geringer. Dies ist dadurch erklärlich, daß bei der Übertragung der meteorologischen Daten auf größere Entfernungen die Unsicherheit ansteigt, und daß dort die Meßwerte nahe an der Nachweisgrenze liegen.

06.03.02/17A Meteorologische Fernmeßmethoden

PNS 4825 (R. von Holleuffer-Kypke, W. Hübschmann, P. Thomas; HS)

1. Test von Doppler-SODAR-Geräten

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

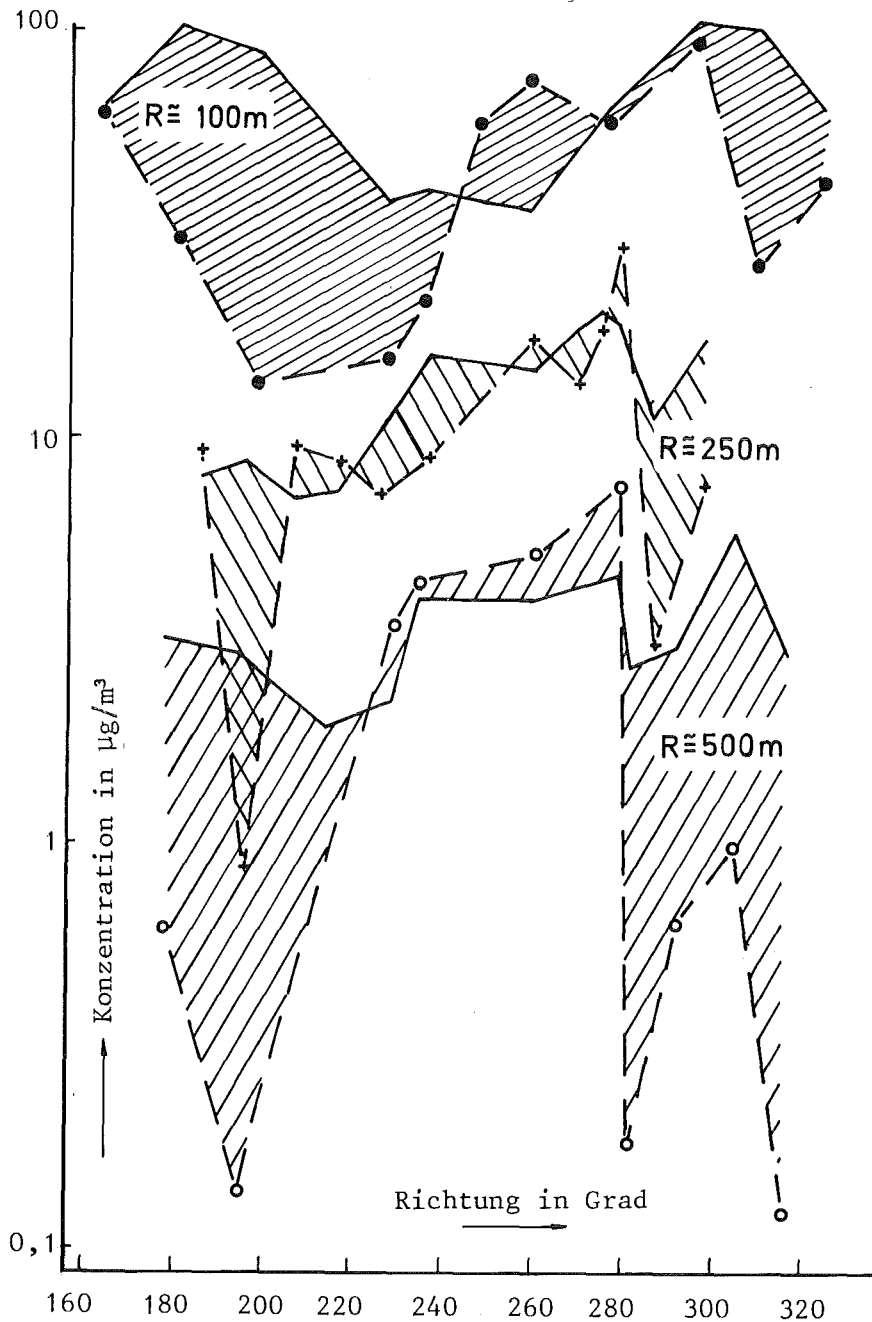


Abb. 8: Gemessene (\cdot + \circ) und mit SPALT berechnete (—) Tracer-Konzentrationen in drei Zonen, Versuch 47, Periode 2, Quellhöhe 100 m

Signals ist gegen die Sendefrequenz auf Grund der Luftbewegung im Streuvolumen verschoben (Dopplereffekt). Aus der Laufzeit und der Frequenzverschiebung werden die Höhenprofile von Windgeschwindigkeit, Windrichtung und Standardabweichung der vertikalen Windgeschwindigkeit bestimmt. Im Auftrag der Vereinigung der Großkraftwerks-Betreiber testet HS/M seit November 1981 zwei Doppler-SODAR-Geräte. Es werden ihre Verfügbarkeit und die Vergleich-

barkeit der Daten mit denjenigen vom Mast untersucht. Bei erfolgreichem Test sollen Doppler-SODAR-Geräte künftig an Kernkraftwerken eingesetzt werden.

Das SODAR liefert 10-min-Mittelwerte der oben angegebenen Größen aus Höhen von 40 m bis 420 m über Grund mit Höhenschritten von 20 m. Die SODAR-Daten werden auf Magnetbandkassetten geschrieben und off line im Zentralrechner des neuen MIS auf IBM-kompatible Bänder übertragen, um sie auf den Großrechenanlagen des KfK auszuwerten.

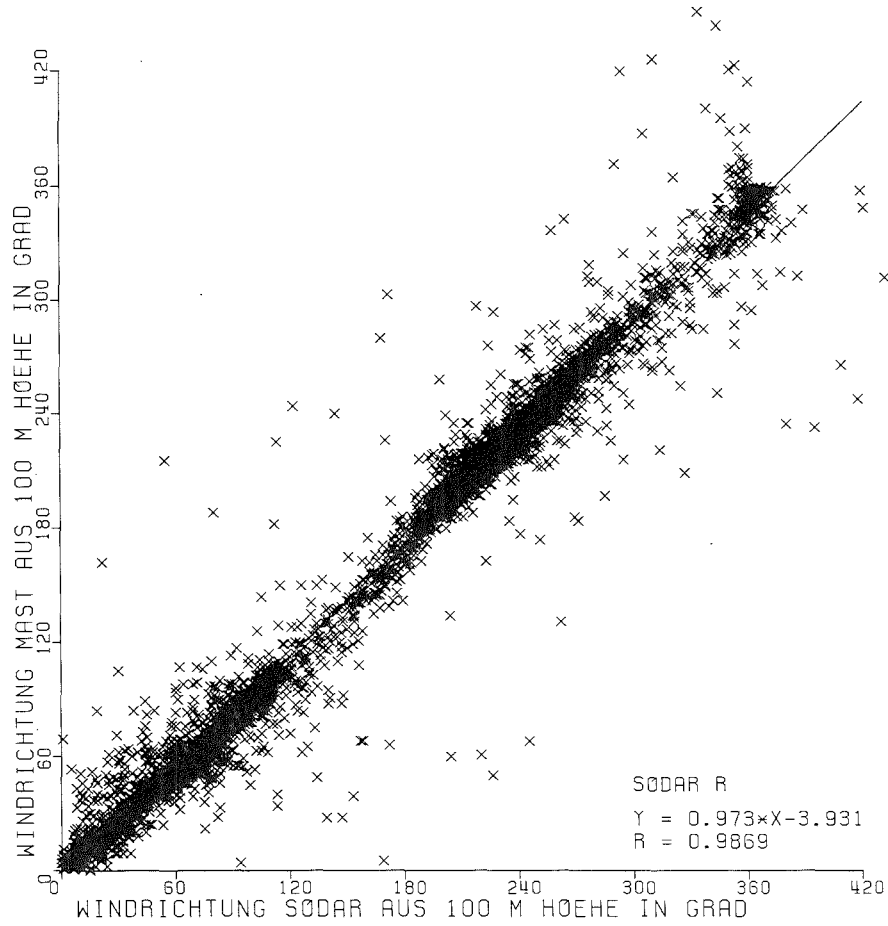
2. SODAR-R

Das SODAR der Firma Rosenhagen wurde von November 1981 bis Ende Dezember 1982 im Dauerbetrieb getestet. Die Antennen überstanden auch die ungünstigen Witterungsbedingungen des Winters 1981/1982 (Schnee, Eisregen, überfrierende Nässe) ohne erkennbare Einflüsse.

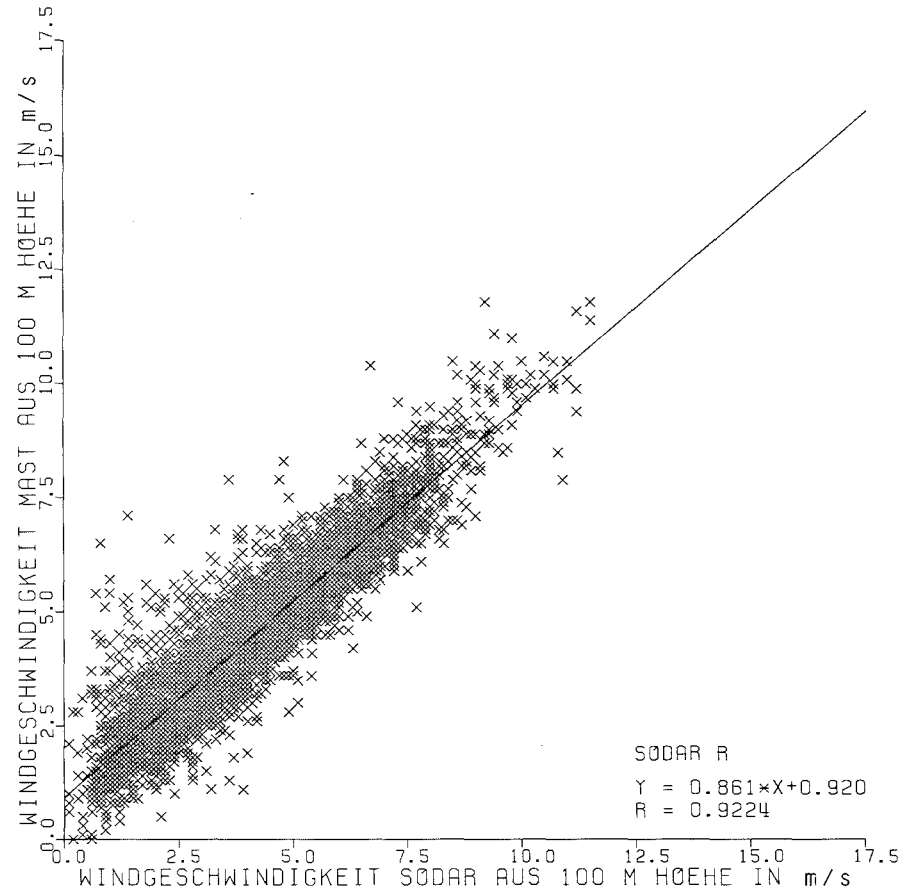
Das Gerät lief bis zum Juni 1982 störungsfrei, fiel dann aber während eines Gewitters aus. Zwei weitere Störungen traten im Juli 1982 auf. Seitdem lief das Gerät wieder störungsfrei bis Ende 1982.

Die Wahl eines geeigneten Aufstellungsortes war kritisch; denn störende Umgebungseinflüsse sollten vermieden werden. Bis zum 19. November 1982 stand das SODAR ca. 200 m nördlich des Mastes an der NW-Ecke der meteorologischen Wiese (100 m x 60 m). Der die Wiese umgebende Kiefernwald ist ca. 20 m hoch. Vom 27. November 1982 bis 30. Dezember 1982 wurde das SODAR in einer Entfernung von ca. 760 m in WNW-Richtung zum meteorologischen Mast betrieben. Hier ist der Wald weiter entfernt bzw. nach Süden und Westen nicht vorhanden. Dabei soll geklärt werden, ob die in kleinen Höhen vergleichsweise geringe Übereinstimmung zwischen SODAR- und Mastdaten durch die Nähe des Waldes verursacht ist.

Zur Auswertung wurden die Einzelmeßwerte von jeweils zwei Monaten zusammengefaßt. Verglichen wurden die 10-min-Mittelwerte der horizontalen Windrichtung und Windgeschwindigkeit in den Höhen 40 m, 60 m, 80 m, 100 m, 160 m und 200 m, sowie die Standardabweichung σ_ϕ der vertikalen Windrichtung in den Höhen 40 m, 100 m und 160 m. Der Vergleich brachte bei Anwendung einer linearen Regression folgende Ergebnisse: Die Windrichtung stimmt in allen Höhen mit einem Korrelationskoeffizienten $R > 0,97$ gut überein; die Windgeschwindigkeit hat ab 80 m Höhe einen Korrelationskoeffizienten $R \geq 0,90$ (s. Abb. 9).



ZEITRAUM : 12.7.1982 BIS 1.9.1982



ZEITRAUM : 12.7.1982 BIS 1.9.1982

Abb. 9: Lineare Regression der Windrichtung und -geschwindigkeit von Mast und SODAR-R

Die Standardabweichungen σ_{ϕ} sind seit einer Erweiterung der SODAR-Elektronik im Juli 1982 in den Höhen 100 m und 160 m miteinander vergleichbar. Die Korrelationskoeffizienten betragen nun 0,69 (100 m) und 0,75 (160 m).

3. SODAR-B

Anfang November 1981 wurde das SODAR der Firma BERTIN in der Version mit einem ALCYON-Rechner (SODAR B1) geliefert. Der erste Standort für das SODAR-B1 war die Mitte der meteorologischen Wiese des KfK. Eine Analyse der angegebenen Meßwerte ergab, daß nicht lokalisierbare Festechos die Meßwerte zum Teil beeinträchtigten. Um diese zu eliminieren, wurde das SODAR-B1 zum Wasserpark Süd des KfK verlegt, und die Sendefrequenz von 1600 Hz zunächst auf 2400 Hz, später auf 3200 Hz erhöht. Wegen Fehlens einer Abtauvorrichtung waren die Schalltrichter im Winter 1981/1982 längere Zeit mit Schnee und Eis bedeckt. Die erhöhte Sendefrequenz schränkte die Meßhöhe z. T. erheblich ein und führte zu einem vorzeitigen Verschleiß der Lautsprechermembranen. Die Tatsache, daß dieser Gerätetyp nicht länger gefertigt wurde, führte schließlich zum Abbruch des Testbetriebes im Juli 1982. Im September 1982 wurde ein neu entwickeltes Doppler-SODAR (SODAR-B2) mit DEC-Rechner LSI 1103 geliefert und nach dem Standortwechsel des SODAR-R auf der meteorologischen Wiese in Betrieb genommen. Es arbeitet mit zwei Frequenzen von 1585 Hz und 1615 Hz. Die Doppler-Verschiebung wird mit einer schnellen Fourieranalyse ermittelt. Nach Anschluß der Abtauvorrichtung kann der Routinebetrieb Anfang 1983 beginnen.

Veröffentlichungen

- /1/ Hiller, J., Holleuffer-Kypke, R. von, Hübschmann, W., Nester, K., Schüttelkopf, H., Thomas, P., Vogt, S.:
Untersuchung der atmosphärischen Ausbreitung nuklearer Schadstoffe im Nah- und Fernbereich.
In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1981.
KfK-3250 (Juni 1982) S. 4800-12/4800-23
- /2/ Hübschmann, W., Thomas, P., Vogt, S.:
Tetroon flights as a tool in atmospheric meso-scale transport investigations.
13th Internat. Technical Meeting on Air Pollution Modelling and its Application, Ile des Embiez, F, September 13-17, 1982

/3/ Schüttelkopf, H., Thomas, P., Vogt, S., de Bortoli, M., Gaglione, P.:
Experimental determination of the atmospheric dispersion parameters.
Experiment performed July 2nd, 1980 at the Karlsruhe Nuclear Research
Center.

EUR-7577 EN (1981)

/4/ Thomas, P.:

Investigation of atmospheric meso-scale transport by radar tracked
tetroons.

Vortrag, Gemeinsames Forschungszentrum, Ispra, 18.11.1982

/5/ Vogt, S., Thomas, P.:

Investigation of meso-scale atmospheric transport by means of radar
tracked tetroons during PUKK.

Beiträge zur Physik der Atmosphäre, 55 (1982) S. 409-16

06.03.02/18A Modellierung des weiträumigen Schadstofftransports
PNS 4826 (G. Halbritter, G. Neumann-Hauf; AFAS)

1. Einleitung

Übergeordnete Zielsetzung für die Arbeiten zu dieser Zielvereinbarung 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 einzelnen wurden im Jahre 1982 die folgenden Arbeiten durchgeführt:

- (1) Die Implementierung des Programmsystems MESOS an der Rechenanlage der KfK wurde abgeschlossen.
- (2) Das Rechenmodell MESOS wurde erweitert, um die während des atmosphärischen Transportes von radioaktiven Schadstoffen entstehenden Tochternuclide, deren Transport in der Atmosphäre sowie deren radioaktiven Zerfall und Ablagerung am Boden ebenfalls berücksichtigen zu können.
- (3) Es wurde ein Bericht über die Programmsysteme der AFAS zur Berechnung der Strahlen- und Schadstoffexposition aus Abluft- und Abwasseremissionen erstellt (Primärbericht 06.03.02 P18A).
- (4) Mit dem MESOS-Modell wurden Rechenläufe zur weiträumigen Ausbreitung für ausgewählte deutsche Standortverhältnisse durchgeführt. Auf der Basis der Rechnungen für den Standort Jülich und für einen 10 m hohen Schadstoffemittenten wurden die Modelle MESOS und das Ausbreitungsmodell im Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (UFOMOD) miteinander verglichen.

Im folgenden soll auf den Modellvergleich MESOS-UFOMOD näher eingegangen werden.

Für 3- bzw. 1-stündige Emissionen von Caesium-137 (Aerosol), Jod-131 (reaktives Gas) und einem Edelgas wurde die weiträumige Ausbreitung der Abluftfahne mit den Modellen MESOS bzw. UFOMOD untersucht und mittlere Werte der Ausbreitungs- und Ablagerungsfaktoren sowie statistische Kenngrößen zur Darstellung kurzzeitiger Expositionen bei Störfällen ermittelt.

Beide Modelle liefern eine gute Übereinstimmung, bilanziert man die in unterschiedlicher Entfernung von der Quelle im Mittel abgelagerte Schadstoffmenge (vgl. Tab. 1). Während in 900 km Entfernung nur noch 20 % (MESOS)

Tabelle 1: Abgelagerte Schadstoffmenge in Abhängigkeit von der Entfernung vom Emittenten

Entfernung in km	Abgelagerte Schadstoffmenge in %	
	MESOS	UFOMOD
Schadstoff	Aerosole	
200 km	24	19
400 km	36	29
900 km	48	50
Schadstoff	reaktives Gas	
200 km	53	57
400 km	69	74
900 km	81	92

bzw. 10 % (UFOMOD) des ursprünglich emittierten reaktiven Gases in der Atmosphäre vorhanden sind, beträgt der in der Atmosphäre verbliebene Aerosolanteil in derselben Entfernung noch 50 %.

Unterschiede der Modelle zeigen sich insbesondere in der räumlichen Verteilung einer errechneten Immission. Während das bzgl. der Ausbreitungsrichtung der emittierten Schadstoffwolke stationäre und horizontal homogene Modell UFOMOD lediglich die Windrichtung am Ort der Quelle berücksichtigt und für statistische Analysen jede Richtung als gleich wahrscheinlich erachtet, berechnet das Trajektorien-Puffmodell MESOS die Ausbreitungsrichtung der emittierten Schadstoffwolke an jedem Raumpunkt und zu jedem Zeitschritt auf der Basis von 2024 Freisetzungen während eines Jahres. Die Abbildungen 1 und 2 liefern daher eine komplexere räumliche Verteilung der mittleren Ablagerungsfaktoren für die trockene und nasse Schadstoffablagerung mit dem MESOS-Modell im Bereich zwischen

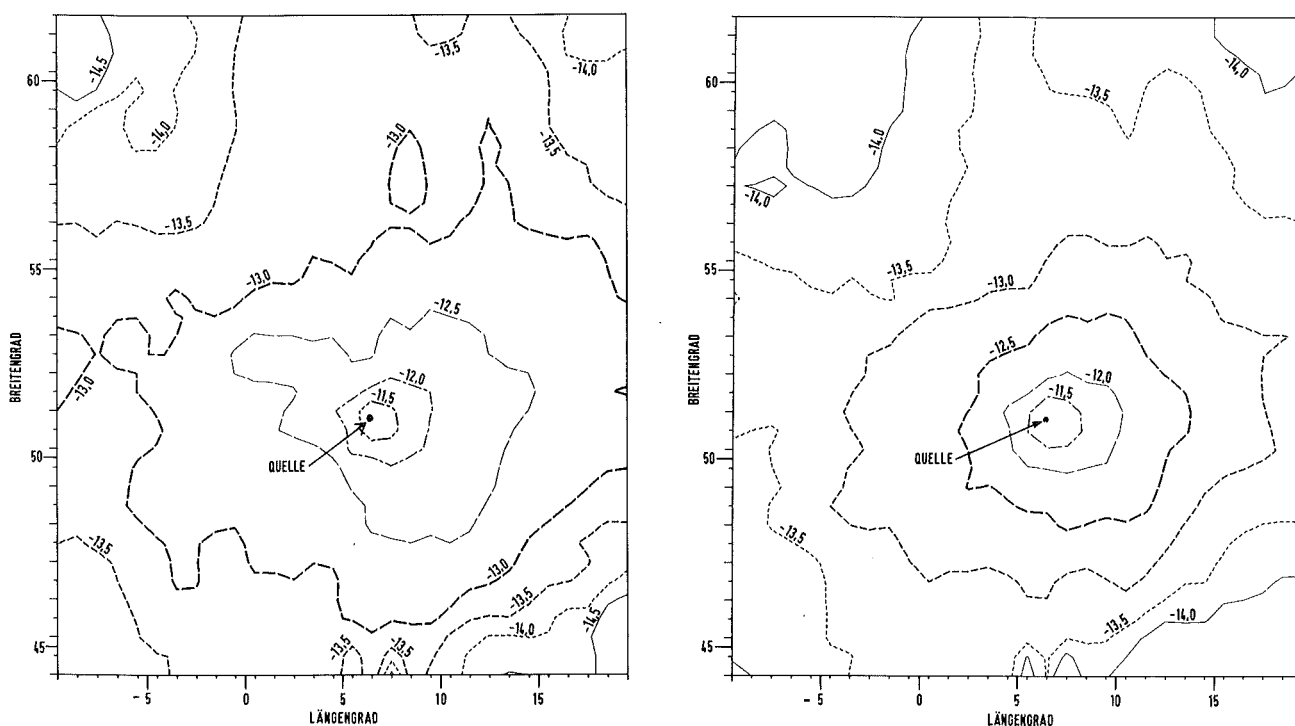


Abb. 1 und 2: Räumliche Verteilung der Ablagerungsfaktoren für Caesium-137 (Abb. 1) und Jod-131 (Abb. 2) in m^{-2} aus einer 3-stündigen Emission am Standort Jülich
(Die Zahlenwerte an den Isolinien bezeichnen den Exponenten zur Basis 10).

44° und 62° nördlicher Breite sowie 10° westlicher und 20° östlicher Länge errechnet auf der Basis meteorologischer Daten des Jahres 1973/74.

Isolinien der Kontamination errechnet mit UFOMOD werden in der gewählten Darstellung Ellipsoide sein mit der Längsachse in Nord-Südrichtung, so daß signifikante Unterschiede nicht nur im Bereich der Alpen (Drängung der Isolinien in südöstlicher bis südlicher Richtung der Quelle) sondern im gesamten Bereich zu erwarten sind.

Vergleicht man die räumliche Verteilung der Ablagerungsfaktoren für Caesium-137 und Jod-131 (Abb. 1 und 2), errechnet mit dem MESOS-Modell, so fällt das enge Zusammenrücken der Isolinien der Ablagerungsfaktoren entlang des Alpenkammes in südöstlicher bis südlicher Richtung von der Quelle auf. Demnach findet eine Umlenkung der Schadstoffwolken in östliche und südwestliche Richtungen statt. Maxima der Kontamination im Staubereich der Alpen treten wider Erwarten im Mittel nicht auf. Weiterhin fällt die stärker strukturierte Verteilung der Kontamination für Aerosol auf, bedingt durch die Bedeutung der nassen Deposition für die Aerosolkontamination am Boden. Während im näheren Bereich um die Quelle vergleichsweise größere Flächen mit hoher Kontamination für Jod-131 als für Caesium-137 zu finden sind, sind in größerer Entfernung von der Quelle (≥ 200 km) Flächen mit einer Kontamination größer als ein bestimmter Wert für die Aerosolkontamination weitaus ausgedehnter.

Literatur:

H.M. ApSimon, A.J.H. Goddard, J. Wrigley:

Estimating the Possible Transfrontier Consequences of Accidental Releases: The MESOS Model for Long Range Atmospheric Dispersal

European Seminar on Radioactive Releases and their Dispersion in the Atmosphere Following a Hypothetical Reactor Accident, Risø, 22-25/4/80

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

J. Wrigley, H. ApSimon, A. Goddard:

Meteorological Data and the MESOS Model, WMO (No. 538), Symposium, Sofia, 1-5 October 1979.

- 06.03.03 Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen
 unter probabilistischen Gesichtspunkten
- 06.03.03/09A Ausbreitungsmeteorologischer Teil des Unfallfolgenmodells der
PNS 4832 Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (DRS)
 (W. Hübschmann, S. Vogt, P. Wittek; HS)

1. Arbeiten im Rahmen der Phase B

Während es Aufgabe der Phase A war, das durch Unfälle in Kernkraftwerken verursachte Risiko in enger Anlehnung an die amerikanische Reaktorsicherheitsstudie, Wash 1400, zu ermitteln, soll die Phase B einer methodischen Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD unter Berücksichtigung deutscher Verhältnisse dienen. Insbesondere wurden die Teilmodelle der atmosphärischen Ausbreitung und Ablagerung, der Dosisberechnung und Evakuierung überarbeitet und dem Stand der Forschung entsprechend aktualisiert. Für die Entwicklungsphase wurde eine modifizierte Version UFOMOD/B3 erstellt. Sie unterscheidet sich von der Phase A vor allem durch:

- neue Parameter für trockene und nasse Ablagerung,
- Berücksichtigung von Windrichtungsänderungen,
- Dosisfaktoren für Inkorporation nach ICRP 30,
- Dosisfaktoren für externe Bestrahlung vom Boden nach Kocher (NUREG/CR-0494, ORNL/NUREG/TM-283),
- Resuspensionsmodell für humides Klima.

Als Beispiel für den Einfluß der Modifikationen wurden in Tab. 1 für die Freisetzungskategorien FK2 und FK6 kollektive, gesundheitliche Schäden mit den Ergebnissen der Phase A der DRS verglichen. Die Rechnungen FK2/B3 und FK6/B3 wurden im INR durchgeführt. Eine dritte Rechnung beruht außer auf den bereits genannten Punkten auf Freisetzungsdaten von J. P. Hosemann (Wechselwirkung mit der Containmentstruktur und Spaltproduktfreisetzung beim Kernschmelzfall; Jahrestagung Kerntechnik, Mannheim, Mai 1982) s. /1/. Die realistische Bewertung von Rückhaltemechanismen für Jod und Aerosol sowie eine gegenüber der Phase A zeitlich erheblich verzögerte Spaltproduktfreisetzung führen zu den stark reduzierten Freisetzungsraten der Kategorie FK2* und FK6*.

Freisetzungskategorie	UFOMOD Version	Frühschäden KS_f				Spätschäden KS_s			
		\overline{KS}_f	$KS_{f,99\%}$	$KS_{f,max}$	kollekt. Risiko	\overline{KS}_s	$KS_{s,99\%}$	$KS_{s,max}$	kollekt. Risiko
FK2	Phase A	7,6	140	5700	$1 \cdot 10^{-4}$	19100	29300	36600	0,3
FK2	B3	5,9	120	1960	$0,9 \cdot 10^{-4}$	21200	28330	44120	0,32
FK2*	B3	0,07	1,4	33	$0,01 \cdot 10^{-4}$	1230	2470	4160	0,02
FK6	Phase A	-	-	-	-	410	656	1100	0,74
FK6	B3	-	-	-	-	380	550	884	0,66
FK6*	B3	-	-	-	-	1,2	3,9	11	0,002

Tab. 1: Charakteristische Größen gesundheitlicher Schäden beim Betrieb von 25 Kernkraftwerken in der Bundesrepublik Deutschland

2. Vergleich von Unfallfolgenmodellen

Der internationale Vergleich von Unfallfolgenmodellen für Reaktorsicherheitsstudien (s. Jahresbericht 1981 des PNS, KfK 3250, S. 4800-32) hat seinen vorläufigen Abschluß gefunden. Die wichtigsten Ergebnisse der gemeinsamen Arbeit werden in einem sogenannten "Summery Report" zusammengefaßt. Die Sandia Laboratories werden die detaillierten Ergebnisse und die Diskussion einzelner Aspekte der Studie in Form eines "Note Books" herausgeben.

Mit der modifizierten Version des Rechenprogramms UFOMOD/B3 wurden die beiden letzten der insgesamt sieben Teilaufgaben nochmals bearbeitet. Dabei ist zu beachten, daß die im folgenden mit UFOMOD/Phase A' und UFOMOD/B3' bezeichneten Modelle in Anpassung an die Aufgabenstellungen wesentliche Änderungen erfahren haben, so daß die gewählten Bezeichnungen nur noch zur Unterscheidung der zusätzlichen Modifikationen dienen. Außerdem sei betont, daß das Ablagerungsmodell der Phase A nicht identisch mit dem hier als Phase A' bezeichneten ist; es handelt sich vielmehr um ein Zwischenstadium von Phase A und B3. Auf die siebte Aufgabe sei hier kurz eingegangen. Von festgelegten, unfallbedingten Freisetzungen ausgehend ist das Kollektivrisiko für Tod durch akutes Strahlensyndrom (Frühschäden) zu ermitteln. Die vorgesehenen Maßnahmen zum Schutze der Bevölkerung, deren Verteilung um den Reaktorstandort ebenfalls vorgegeben ist, sind anzuwenden. Bei einer Freisetzung ohne thermische Energie heben sich die Effekte der UFOMOD/B3'-Modifikation hinsichtlich der Frühschäden weitgehend gegenseitig auf. Dadurch ändert sich das Ergebnis gegenüber der früheren Rechnung kaum (s. Abb. 1). Bei Freisetzungen mit hohem Energieinhalt sind Wetterlagen mit Niederschlag für Frühschäden verantwortlich, so daß die teilweise höheren Dosisfaktoren für Strahlung vom Boden (s. o.) die Anzahl der Frühschäden erhöhen.

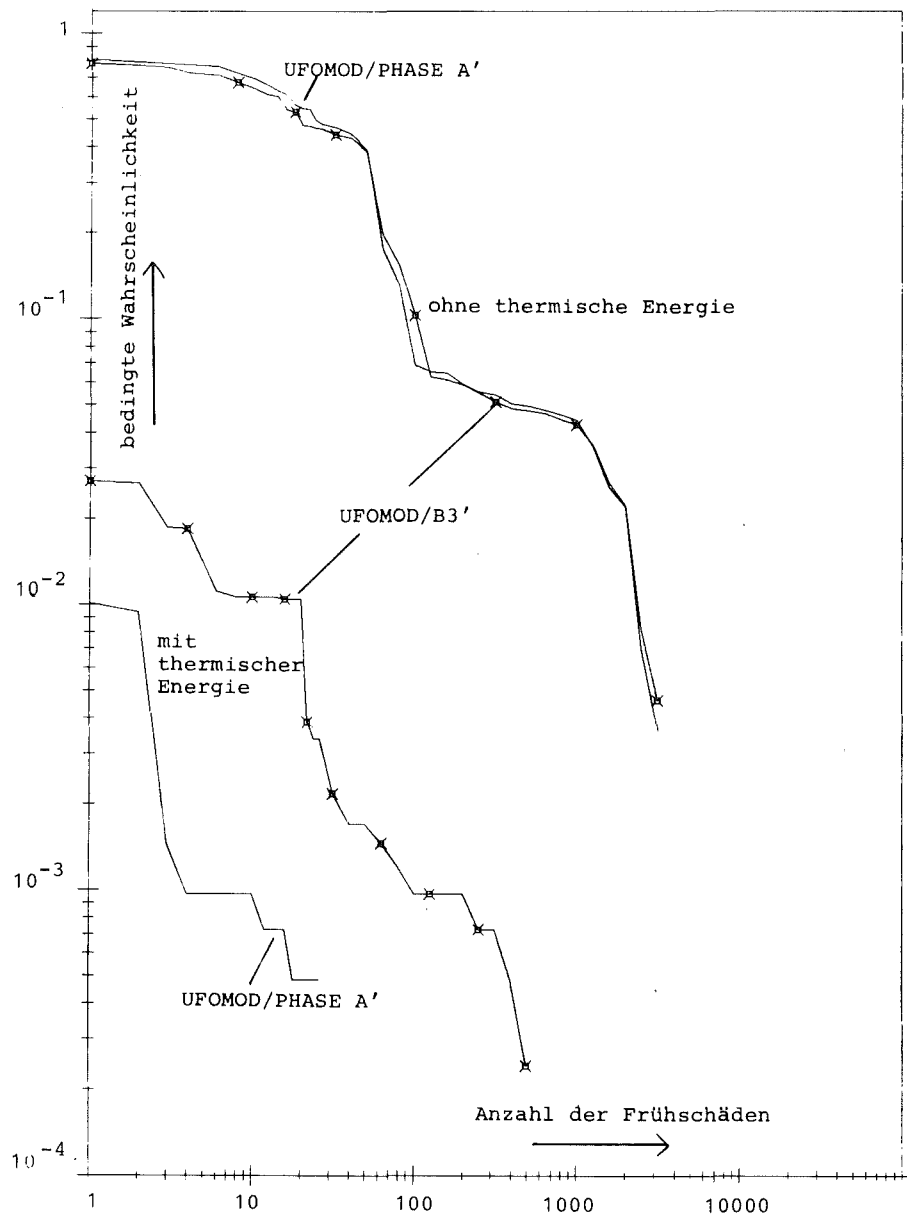


Abb. 1: Wahrscheinlichkeitsverteilung der Frühschäden

3. Datenbeschaffung

- Windrichtungsverteilung

In der Phase A wurde mit einer Windrichtungsgleichverteilung gerechnet. Um die Windrichtungsverteilung der Einzelstandorte berücksichtigen zu können, wurde die Häufigkeitsverteilung der 19 KKW-Standorte vom Deutschen Wetterdienst (DWD) angefordert. Ein Angebot des DWD liegt inzwischen vor und wird geprüft.

- Stündliche Meßwerte der KFA Jülich

Die im Jahre 1977 an der KFA Jülich gemessenen meteorologischen Daten sind für eine Verwendung im Unfallfolgenmodell aufbereitet worden. Rechnungen zur "Risikoorientierten Analyse zum SNR-300" und zur Unfallfolgen- und Risikoabschätzung für den HTR-1160 stützen sich auf sie.

- Stündliche Meßwerte Kaiseraugst

Die Schweizerische Meteorologische Anstalt, Sektion für Luftreinhaltung, hat die in Kaiseraugst gemessenen meteorologischen Daten des Jahres 1978 zur Verfügung gestellt. Auf Grund der geographischen Lage des Meßortes bieten sich die Daten als Eingabewerte für die Standortregion "Tallage" an. Für Tallagen sind bisher die Meßwerte des KWO Obrigheim verwendet worden.

- Datenbank Topographie

Vom Bundesministerium für das Post- und Fernmeldewesen wurde eine Datenbank der topologischen Daten des Gebietes der Bundesrepublik Deutschland für Aufgaben der Funk- und Frequenzverwaltung aufgebaut. Diese Datenbank enthält in einer Rasterung von 5" - dies entspricht etwa 95 m in west-östlicher Richtung und 150 m in nord-südlicher Richtung - die topographische Höhe jedes Flächenelementes sowie Informationen über seine Bedeckung.

Die Bedeckung ist in 10 Klassen eingeteilt:

- Meerwasser,
- Süßwasser (Flußläufe, Kanäle, Seen),
- nasser Ackerboden,
- trockener Ackerboden,
- Heide, Buschland, Geröll,
- Laubwald,
- Mischwald,
- Nadelwald,
- kleine Wohngebiete (Siedlungen, Dörfer)
- große Wohngebiete (Städte).

Die Daten der Umgebung von 24 kerntechnischen Anlagen sind bei dem Verwalter dieser Datenbank, der Industrieanlagen-Betriebsgesellschaft, bestellt. Zusätzlich werden für jeden Standort Grauzzeichnungen der Höhe und der Bedeckung erstellt, sowie farbige Bewuchs-Höhenreliefbilder gezeichnet. Diese Daten werden in Phase B der DRS im UFOMOD Verwendung finden.

4. Weitergabe des Rechenprogramms UFOMOD

Dem "Institut für angewandte Ökologie", Freiburg wurde UFOMOD, Stand Phase A, mit den im KfK gemessenen meteorologischen Daten, sowie später auch die Version UFOMOD/B3 mit den vom Deutschen Wetterdienst freigegebenen meteorologischen Daten der Standortregionen "Norddeutsche Tiefebene" und "Süddeutsche Hochebene" zur Verfügung gestellt. Das genannte Institut benötigt das Programm für Arbeiten zur Phase B der DRS.

Der "Forschungsgruppe Schneller Brüter e. V." wurde UFOMOD/B3 im April 1982 überlassen. In dieser Gruppe sind Gegner und Kritiker des Projektes "Schneller Brüter" vertreten, die vom BMFT mit Untersuchungen zur Risikostudie Schneller Brüter beauftragt wurden.

UFOMOD/B3 wurde auch dem "Institut für Nukleare Sicherheitsforschung" (KFA Jülich) für weiterführende HTR-Rechnungen zur Verfügung gestellt.

Veröffentlichungen

/1/ Hübschmann, W., Vogt, S.:

Problems raising by the results of the German reactor risk study.
Proc. of the 3rd Internat. Symp. "Radiological Protection - Advances in Theory and Practice," held at Inverness, GB, June 6-11, 1982. Berkeley: Society for Radiological Protection, 1982, Vol. 1, S. 227-32

/2/ Hübschmann, W., Vogt, S., Wittek, P., Bayer, A., Burkart, K., Erhardt, J.:

Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1981.

KfK-3250, Juni 1982, S. 4800-30/4800-37

/3/ Vogt, S., Hübschmann, W.:

Das Modell der atmosphärischen Ausbreitung und der Ablagerung radioaktiver Stoffe in der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke.

Meteorologische Rundschau, 35 (1982) S. 35-39

/4/ Vogt, S., Wittek, P.:

Untersuchung des Einflusses geänderter Parameter im Teilmodell atmosphärischer Ausbreitung auf die Ergebnisse der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke (DRS).

KfK-3209 (April 1982)

06.03.03/10A Fortentwicklung des Unfallfolgenmodells.
PNS 4831 Phase B der Deutschen Risikostudie
(A. Bayer, J. Braun, K. Burkart, J. Ehrhardt,
J. Helton⁺, U. Zöller; INR)

Das Ziel des Vorhabens ist die Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" (DRS) im Rahmen der Phase B dieser Studie. Das Teilmodell der atmosphärischen Ausbreitung und Ablagerung wird bei der HS, das Dosismodell, das Modell der Schutz- und Gegenmaßnahmen und das Schadensmodell werden im INR bearbeitet.

Im Berichtszeitraum wurde das Unfallfolgenmodell in einer Reihe von Teilmodellen modifiziert und ertüchtigt. Die wesentlichen Punkte waren

- neue Ablagerungsgeschwindigkeiten und Washout-Koeffizienten
- neue Dosisfaktoren nach ICRP 30
- Resuspensionsmodell für humide Klimazonen
- Berücksichtigung von Transuranisotopen beim Ingestionspfad.

Mit dem derart modifizierten Rechenprogramm UFOMOD/B3 wurden eine Reihe von Fragestellungen und Probleme bearbeitet:

- Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für den HTR 1160 am Standort Hamm. Die zugehörigen Freisetzungskategorien wurden von der KFA Jülich im Rahmen der probabilistischen Sicherheitsstudie für die HTR-1160-Anlage ermittelt (siehe Abbildung 1).
- Wiederholung der Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für Druckwasserreaktoren (Typ Biblis B), basierend auf den Freisetzungskategorien der DRS (siehe Abbildung 2a, 2b).
- Unfallfolgenrechnungen und Risikoabschätzungen für neuere Freisetzungsdaten der Kategorien FK2 und FK6 der DRS, die aufgrund neuerer Vorstellungen über die Vorgänge während des Kernschmelzens, der Freisetzung aus der Schmelze und der Ablagerung im Containment ermittelt wurden (in Abb. 2a,b mit FK2-2 (B3) und FK6-2 (B3) bezeichnet).
- Abschlußarbeiten für das "Benchmark Problem on Consequence Models". Diese internationale Vergleichsstudie für Unfallfolgenmodelle wurde unter der Schirmherrschaft der OECD/NEA (CSNI) durchgeführt.
- Erste Untersuchungen zur probabilistischen Abschätzung von Strahlendosen nach Reaktorunfällen im Zusammenhang mit der Entwicklung von "Safety Goals" durch die Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS).

*guest scientist State University of Arizona

Weiterhin wurde in Zusammenarbeit mit dem Institut für Unfallforschung (IFU) des TÜV-Rheinland mit Untersuchungen zur Neukonzeption des Evakuierungsmodells begonnen. Schwerpunkte sind dabei die Anlaufphase, die Evakuierungsgeschwindigkeit und die ortsabhängige Exposition während der Fahrt. Bei der Bestimmung der Anlaufphase und der Evakuierungsgeschwindigkeit werden weitere, wesentliche Einflußgrößen berücksichtigt, die groben Näherungen bei der Expositionsberechnung in Phase A werden durch ein tragfähiges Teilmodell ersetzt.

Ebenfalls in Zusammenarbeit mit dem TÜV Rheinland wurde mit dem Erarbeiten von Kriterien begonnen, die es erlauben, bei der Auswahl von Standorten im Rahmen der Vorsorge Risikogesichtspunkte zu berücksichtigen.

Erste Überlegungen für ein "Washoff"-Modell wurden abgeschlossen. Die Diskussion alternativer und ergänzender Darstellungen der Ergebnisse von Risikostudien (z.B. in Form von "Lebenszeitverkürzung") wird kontinuierlich in verschiedenen Gremien und auf Tagungen geführt.

Veröffentlichungen:

D. Aldrich, D. Alpert, R. Blond, K. Burkart, S. Vogt et al.

International Standard Problem for Consequence Modeling: Results.

Proc. of the ANS/ENS Topical Meeting on Probabilistic Risk Assessment,
Port Chester, September 20-24, 1982, Vol. II, S. 778-87

A. Bayer

The Radiological Exposure of the Population in the Rhine-Meuse Region.

2nd Report. Luxemburg: Commission of the European Communities 1982.

A. Bayer

Applications of Nuclear Accident Consequence Models.

Proc. of the ANS/ENS Topical Meeting on Probabilistic Risk Assessment,
Port Chester, N.Y., September 20-24, 1982, Vol. III, S. 1153-62

A. Bayer

Zum 'Grenzüberschreitenden Risiko' der Kerntechnik. Ergänzung zum Beitrag
"Risikoanalysen in der Kerntechnik".

Fortschritte der Medizin, 99(1981) S. 1905-07

A. Bayer

Die Rhein-Maas-Studie, Beispiel einer Regionalstudie.

K. Aurand, H. Ruehle, I. Gans (Hrsg.) Radioökologie und Strahlenschutz,
Berlin: Schmidt 1982. S. 255-86

A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt et al.

The German Risk Study: Accident Consequence Model and Results of the Study.

Nuclear Technology, 59(1982) S. 20-50

A. Bayer, M. Schückler

Regionalstudien zur Strahlenbelastung durch kerntechnische Anlagen; Aufgaben-
stellungen, Untersuchungsgebiete, Untersuchungsmethoden.

Radioökologiesymposium: Berichtsband der Tagung, Stuttgart, 15.-16. Okto-
ber 1981. Bonn: BMI, 1981. S. 342-54

J. Ehrhardt

Weiterführende Untersuchungen zu den in der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" berechneten stochastischen somatischen Schäden.

Radiologische Auswirkungen von Kernkraftwerken und anderen kerntechnischen Anlagen auf den Menschen und seine Umwelt: gemeinsame Strahlenschutztagung Lausanne, CH, 30. September - 2. Oktober 1981. Fachverband für Strahlenschutz (ca. 1982). S. 427-34

J. Ehrhardt, A. Bayer, W. Kröger, K. Schwarzer

Unfallfolgen- und Risikoabschätzungen im Anschluß an die probabilistische Sicherheitsstudie für ein Kernkraftwerk mit einem HTR großer Leistung (HTR-1160)

KfK-Bericht 3382 (September 1982) Juel-Spez-157 (September 1982)

J. Ehrhardt

Dokumentation der Datensätze im Dosis- und Schadensmodell des Rechenprogramms UFOMOD/B3

KfK-Bericht 3390 (Oktober 1982)

J. Ehrhardt, A. Bayer, W. Kröger, K. Schwarzer

Hochtemperaturreaktor. Unfallfolgen- und Risikoabschätzungen für die probabilistische HTR-1160-Sicherheitsstudie.

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 27 (1982) S. 527-29

J.C. Helton

Proposed Development of a Radionuclide Washoff Modell for the German Reactor Safety Study

KfK-Bericht 3421 (November 1982)

W. Hübschmann, S. Vogt, P. Wittek, A. Bayer, K. Burkart, J. Ehrhardt

Untersuchung der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1981.

KfK-Bericht 3250 (Juni 1982) S. 4800/30-4800/37

Abb. 1
HTR-1160 (Spätschäden)

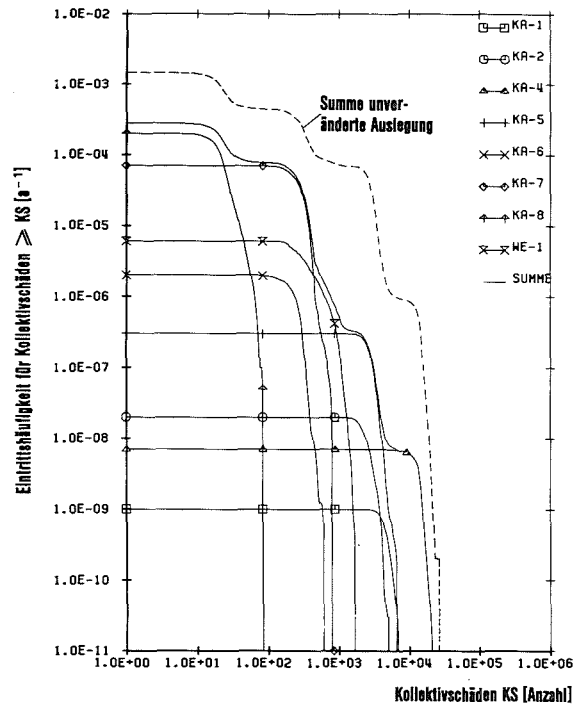


Abb. 2a
DWR (Frühschäden)

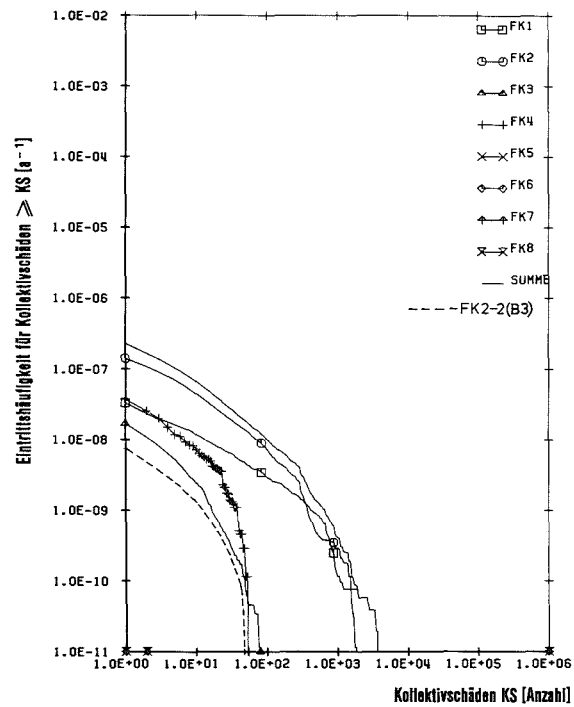


Abb. 2b
DWR (Spätschäden)

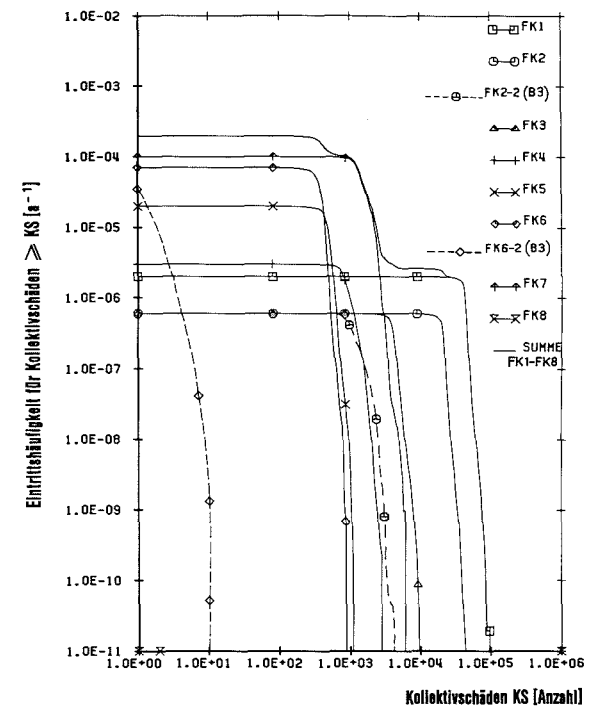


Abb. 1, 2a, 2b: Komplementäre kumulative Häufigkeitsverteilungen der Kollektivschäden, aufgeschlüsselt nach Freisetzungskategorien

Veröffentlichungen

des Projekts Nukleare Sicherheit 1982

Borgwaldt, H.; Gulden, W.

SSYST, a code-system for analysing transient LWR fuel rod behaviour under off-normal conditions.

IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Element Performance Computer Modelling, Preston, GB, March 14-19, 1982
KfK-3359 (Juni 1982)

Fiege, A.; (Hrsg.); Bocek, M.; Borgwaldt, H.; Class, G.;
Erbacher, F.J.; Fiege, A.; Gulden, W.; Hain, K.; Hofmann, G.;
Hofmann, P.; Ihle, P.; Karb, E.H.; Leistikow, S.; Malang, S.;
Meyder, R.; Petersen, C.; Raff, S.; Schanz, G.; Sepold, L.;
Wiehr, K.; Zimmermann, H.; (Mitarb.)

Stand und Ergebnisse der Untersuchungen des PNS zum LWR-Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen.

KfK-3422 (Okt. 1982)

Gulden, W.; Meyder, R.; Borgwaldt, H.

SSYST - a code system to analyze LWR fuel rod behavior under accident conditions.

Godlewski, N.Z. (Hrsg.)

Proc. of the Annual Meeting of the American Nuclear Society,
Los Angeles, Calif., June 6-10, 1982

Transactions of the American Nuclear Society, 41(1982) S. 305-06

Newsletter of the NEA Data Bank, 28(1982), S. 73-101

Gulden, W.; Göller, B.; Krieg, R.

Analysis of the mechanical behavior of LWR-containments under accident conditions.

Workshop on Containment Integrity for Nuclear Power Reactors,
Washington, D.C., June 7-9, 1982

Hennies, H.H.

New results of LWR safety research.

Symp. of the Mexican Academy of Engineering, Mexico City,
MEX, February 16-17, 1982

Hosemann, J.P.

Zum Störfall im US-Kernkraftwerk Ginna.

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 27(1982) S. 130-31

Hosemann, J.P.

Wechselwirkungen mit der Containmentstruktur und Spaltproduktfreisetzung beim Kernschmelzenunfall.

Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982, Mannheim, 4.-6. Mai 1982

KTG-Fachtagung 'Freisetzung und Transport von Spaltprodukten bei hypothetischen Störfällen von Leichtwasserreaktoren', Karlsruhe, 8.-9. Juni 1982

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 27(1982) S. 516-22

Hosemann, J.P.

Neuere Ergebnisse zum Ablauf und zu den Auswirkungen hypothetischer DWR-Kernschmelzenunfälle.

KfK-Nachrichten, 14(1982) S. 261-68

Hosemann, J.P.

On the fission product release into the environment during a LWR core meltdown accident.

10th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, Md., October 15, 1982

Lange, F.; Friederichs, H.; Ullrich, W.; Hosemann, J.P.

Neuere Analysen des Spaltproduktverhaltens nach einem Kühlmittelverlust-Störfall.

5. GRS-Gespräch 1981 'Fortschritte in der Sicherheitsbeurteilung von Kernkraftwerken', München, 23. Okt. 1982

Atomwirtschaft-Atomtechnik, 27(1982) S.82-88

Projektleitung Nukleare Sicherheit;(Hrsg).

Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1981

KfK-3250 (Juni 1982)

Projektleitung Nukleare Sicherheit;(Hrsg.)

Projekt Nukleare Sicherheit. Tätigkeitsbericht 1. Halbjahr 1982.

KfK-3300 (Okt. 1982)

Projektleitung Nukleare Sicherheit;(Hrsg.)

Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1981 des Projektes Nukleare Sicherheit, Karlsruhe, am 17. November 1981

KfK-3270 (Febr. 1982)

Rininsland, H.; Fiege, A.; Gulden, W.; Horsch, F.;
Hosemann, J.P.

Stand der Reaktorsicherheitsforschung im Projekt Nukleare
Sicherheit.

9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des
Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 25.-26. Okt. 1982
KfK-3470 (Okt. 1982), Seite 15 - 82.

Bayer, A.; Burkart, K.; Ehrhardt, J.; Hübschmann, W.;
Schückler, M.; Vogt, S.; Jacobi, W.; Paretzke, H.G.; Trott, K.R.;
Hofer, E.; Krzykacz, B.

The German risk study: accident consequence model and results
of the study.

Nuclear Technology, 59(1982) S. 20-50

Bayer, A.; Schückler, M.

Regionalstudien zur Strahlenbelastung durch kerntechnische
Anlagen; Aufgabenstellungen, Untersuchungsgebiete, Unter-
suchungsmethoden.

Radioökologiesymposium: Berichtsband der Tagung, Stuttgart,
15.-16. Okt. 1981. Bonn: BMI, 1981. S. 342-54

Bayer, A.; Ehrhardt, J.

Abschätzung der nach unfallbedingten Aktivitätsfreisetzungen
zu erwartenden Strahlenbelastung und der daraus resultierenden
gesundheitlichen Strahlenschäden.

KTG-Fachtagung 'Freisetzung und Transport von Spaltprodukten
bei schweren hypothetischen Kühlmittelverluststörfällen von
Leichtwasserreaktoren', Karlsruhe, 8.-9. Juni 1982

Ehrhardt, J.; Bayer, A.; Kroeger, W.; Schwarzer, K.

Unfallfolgen- und Risikoabschätzungen im Anschluß an die
probabilistische Sicherheitsstudie für ein Kernkraftwerk mit
einem HTR großer Leistung (HTR-1160).

KfK-3392 (Sept. 1982)

Juel-Spez-157 (Sept. 82)

Ehrhardt, J.

Dokumentation der Datensätze im Dosis- und Schadensmodell
des Rechenprogramms UFOMOD/B3.

KfK-3390 (Okt. 1982)

Ehrhardt, J.

Das Unfallfolgenmodell der 'Deutschen Risikostudie Kernkraft-
werke' und seine Anwendung bei Risikostudien zu verschiedenen
Reaktortypen.

Vortr.: Institut für Nukleare Sicherheitsforschung, KFA Jülich,
9. Dez. 1982

Ehrhardt, J.; Bayer, A.

Some perspectives on risk presentation from the German risk
study.

Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Chicago, Ill.,
Aug. 29 - Sept. 2, 1982

Helton, J.C.

Proposed development of a radionuclide Washoff model for
the German reactor safety study.

KfK-3421 (November 1982)

Werle, H.

Enhancement of heat transfer between two horizontal liquid
layers by gas injection at the bottom.

Nuclear Technology, 59(1982) S. 160-64

Aly, A.E.

Oxidation of zircaloy 4 tubing in steam at 1350 to 1600 °C.

KfK-3358 (Mai 1982)

Bocek, M.; Toscano, E.H.

Phenomenological description of high temperature transient
creep for non-stationary loading conditions.

Journal of Nuclear Materials, 101(1981) S. 56-63

Bocek, M.; Petersen, C.

Lebensdauer- und Versagensverformungsvorhersage von Zircaloy-4 bei KVS-ähnlichen Belastungen.

Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim, 4.-6. Mai 1982

Kerntechnische Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982

S. 315-18

Bocek, M.; Armas, I.

Recovery and deformation substructures of zircaloy-4 in high temperature plasticity under stationary or non-stationary stress.

Journal of Nuclear Materials, 105 (1982) S. 293-301

Eckstein, H.

Durch Jod induzierte Spannungsrisskorrosion an Zircaloy 4-Hüllrohrmaterial bei hohen Temperaturen und deren bruchmechanische Beschreibung.

KfK-3445 (Dez. 1982)

Dissertation, Universität Karlsruhe 1982

Hofmann, P.; Spino, J.

Chemical interactions between simulated fission products and zircaloy-4 at elevated temperatures, including influence on ductility and time-to-failure.

Journal of Nuclear Materials, 102 (1981) S. 117-34

Hofmann, P.; Petersen, C.; Schanz, G.; Zimmermann, H.

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.

Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchungen der Versuchsserie F (22 000 MWd/t_(U)).

KfK-3288 (März 1982)

Hofmann, P.; Kerwin, D.

Preliminary results of UO₂/zircaloy-4 experiments under severe fuel damage conditions.

IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Element Performance Computer Modelling, Preston, GB, March 14-19, 1982
Res Mechanica, 5 (1982) S. 295-308

Hofmann, P.; Spino, J.

Determination of the critical iodine concentration for stress corrosion cracking failure of zircaloy-4 tubing between 500 and 900 °C.

Journal of Nuclear Materials, 107 (1982) S. 297-310

Leistikow, S.

Comparison of high temperature steam oxidation kinetics under LWR accidental conditions: zircaloy 4 versus austenitic stainless steel.

6th Internat. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, Vancouver, CDN, June 29-30, 1982

Leistikow, S.

Thermodynamik und Kinetik der Oxidbildung.

DGM-Symp. 'Aufbau von Oxidschichten auf Hochtemperaturwerkstoffen und ihre technische Bedeutung', Augsburg, 30. Sept. - 1. Okt. 1982

Schneider, H.; Braun, C.; Nold, E.

Einige Anwendungsbeispiele zur quantifizierten Auger-Analyse.

Vortrag: Arbeitstagung 'Angewandte Oberflächenanalytik', Jülich, 11.-14. Mai 1982

Zurek, Z.

Isothermal steam oxidation of the ferritic 11 % Cr steel (DIN No. 1.4914) at 900 to 1300 °C.

KfK-3436 (Nov. 1982)

Alsmeyer, H.; Müller, U.; Reimann, M.

Wärmeübergang von Flüssigkeiten an abschmelzenden oder sublimierenden Körpern.

Chemie-Ingenieur-Technik, 54(1982) S.172-73

Dienst, W.; Hofmann, P.; Kerwin-Peck, D.

Chemische Wechselwirkungen zwischen UO_2 und Zircaloy-4 im Temperaturbereich von 1000 bis 2000 °C.

9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 25.-26. Okt. 1982
KfK-3470 (Okt. 1982), Seite 157 - 194

Alsmeyer, H.; Peehs, M.; Perinic, D.

Untersuchung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton in der BETA-Versuchsanlage.

9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe, 25.-26. Okt. 1982
KfK-3470 (Okt. 1982), Seite 195 - 224

Casal, V.; Malang, S.; Rust, K.

Thermal and mechanical behaviour of PWR fuel rod simulators for LOCA-experiments.

KfK-3331 (Mai 1982)

Casal, V.; Malang, S.; Rust, K.

Comparison of thermal behavior of different PWR fuel rod simulators for LOCA experiments.

KfK-3416B (Okt. 1982)

Hofmann, G.

On the location and mechanisms of dryout in top-fed and bottom-fed particulate beds.

Müller, U.; Günter, G. (Hrsg).

Post Accident Debris Cooling. Proc. of the Post Accident Heat Removal Information Exchange Meeting, Karlsruhe, July 28-30, 82
Karlsruhe: Braun, 1982 S. 186-91

Ihle, P.; Rust, K.

Flow blockage effects on reflood heat transfer in 25-rod bundles.

Grigull, U.; Halne, E.; Stephan, K.; Straub, J. (Hrsg).

Heat Transfer 1982. Proc. of the 7th Internat. Conf., München, Sept. 6-10, 1982, New York, N.Y.: Hemisphere 1982, Vol. 5
S. 475-79

Ihle, P.; Rust, K.

Influence of flow blockages on emergency core cooling.
3rd Joint Thermophysics, Fluids, Plasma and Heat Transfer
Conf., St. Louis, Mo., June 7-11, 1982
ASME-Paper-82-HT-66 (1982)

Ihle, P.; Rust, K.

Flutexperimente mit blockierten Anordnungen, Stand des Pro-
grammes und neue Ergebnisse.
Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim,
4.-6. Mai 1982.
Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982
S.97-100

Ihle, P.; Rust, K.; Lee, S.L.

Experimental investigation of reflood heat transfer in the
wake of spacer grids.
Meeting on Basic Thermal Hydraulic Mechanisms in LWR Analysis,
Bethesda, Md., Sept. 14-15, 1982

Ihle, P.; Rust, K.; Lee, S.L.

Mist core cooling during the reflood phase of a LWR-LOCA.
Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Chicago, Ill.,
Aug. 29 - Sept. 2, 1982

John, H.; Hain, K.; Brüderle, F.; Reimann, J.; Vollmer, H.

Test of an advanced true mass flow meter (TMFM) in gas-liquid
flow.
3rd Joint Thermophysics, Fluids, Plasma and Heat Transfer Conf.,
St. Louis, Mo., June 7-11, 1982

Malang, S.; Rust, K.

Simulation of nuclear fuel rods by electrically heated rods.
Nuclear Technology, 58 (1982) S. 53-62

Munz, D.

Bewertung von Rissen in Komponenten von Kernkraftwerken.
9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des
Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 25.-26. Okt. 1982
KfK-3470 (Okt. 1982), S. 121 - 156

Reimann, J.; Khan, M.

Flow through a small pipe at the bottom of a large pipe
with stratified flow.

Annual Meeting of the European Two-Phase Flow Group,
Paris - La Defense, F, June 2-4, 1982

Reimann, J.

Developments in two-phase mass flow rate instrumentation.
NATO Advanced Research Workshop on Advances in Two-Phases
Flow and Heat Transfer.

Spitzingsee/Schliersee, Aug. 31 - Sept. 3, 1982

Reimann, M.; Alsmeyer, H.

Hydrodynamics and heat transfer processes of dry ice slabs
sublimating in liquid pools.

Grigull, U.; Halne, E.; Stephan, K.; Straub, J. (Hrsg).
Heat Transfer 1982. Proc. of the 7th Internat. Conf., München,
Sept. 6-10, 1982, New York, N.Y.; Hemisphere 1982, Vol. 5
S. 167-73

Belytschko, T.; Schlechtendahl, E.G.; (Hrsg).

Fluid-structure interaction and internal loading in thermal
reactors.

Nuclear Engineering and Design, 70 (1982) No. 3

Benner, J.; Schumann, U.

Analytical investigation of a one-dimensional homogenized
model for a pressurized water reactor core.

Nuclear Engineering and Design, 66 (1981) S. 413-26

Class, G.; Hain, K.

Ergebnisse zum DWR-Brennstabverhalten aus der Blowdown-Ver-
suchsanlage COSIMA.

Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim,
4.-6. Mai 1982.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982

S. 159-62

Eberle, F.; Kadlec, J.

Extraction of eigenfrequencies, mode shapes and critical
damping ratios of HDR core barrel mockup from step relaxation
response signals measured in the snapback test series V59.

KfK-3408 (Okt. 1982)

Eberle, F.; Kadlec, J.; Scharnowell, R.

Vergleich von vier verschiedenen Methoden der experimentellen
Modalanalyse.

VDI-Schwingungstagung, Neu-Ulm, 7.-8. Okt. 1982

VDI-Berichte, 456 (1982) S. 195-200

Katz, F.

Berechnung der Strahlkraft bei einem Prallplattenexperiment
mit Hilfe der DRIFT-FLUX-Methode.

Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim,
4.-6. Mai 1982.

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982.

S. 145-48

Krieg, R.; Dolensky, B.; Hailfinger, G.

Transient cross flow around tube bundles described by a
boundary integral method.

Internat. Conf. Finite Element Methods, Shanghai, Volksrepublik
China, Aug. 3, 1982

Ludwig, A.; Schumann, U.

Fluid-structure analysis for the HDR blowdown and snapback experiments with FLUX.

Nuclear Engineering and Design, 70 (1982) S. 321-33

Ludwig, A.

Das dynamische Verhalten dünnwandiger Kreiszyinderschalen - Aspekte der Berechnungsmethode und der Anwendung.

Votr.: Universität Karlsruhe, Institut für Thermische Strömungsmaschinen, 5. März 1982

Raff, S.

Entwicklung eines Deformations- und Versagensmodells für Zircaloy im Hochtemperaturbereich zur Anwendung bei Kühlmittelverluststörfalluntersuchungen an Leichtwasserreaktoren.

KfK-3184 (Nov. 1982)

Dissertation, Universität Karlsruhe 1982

Raff, S.; Meyder, R.

NORA-2, a model for creep deformation and rupture of zircaloy at high temperatures.

IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Element Performance Computer Modelling, Preston, GB, March 14-19, 1982

Schumann, U.; Benner, J.

Direct solution of the discretized Poisson-Neumann problem on a domain composed of rectangles.

Journal of Computational Physics, 46 (1982) S. 1-14

Albrecht, H.; Wild, H.

Investigation of fission product release by annealing and melting of LWR fuel pins in air and steam.

Proc. ANS Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho, Aug. 2-6, 1981

La Grange Park, Ill: ANS 1981 Vol.2, S. 458-68

Albrecht, H.; Wild, H.

Abschätzung der Aktivitäts-Freisetzung beim LWR-Kernschmelzen auf Grund von Experimenten in einer Wasserdampf-Atmosphäre.

Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim, 4.-6. Mai 1982

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982

S.275-78

Albrecht, H.; Wild, H.

Freisetzungsquellterme bei hypothetischen LWR-Störfällen.

KTG-Fachtagung 'Freisetzung und Transport von Spaltprodukten bei hypothetischen Störfällen von Leichtwasserreaktoren',

Karlsruhe, 8.-9. Juni 1982

Albrecht, H.; Wild, H.

Untersuchung der Freisetzung von Spaltprodukten aus hoch erhitzten Kernbrennstoffen.

Vortragstagung 'Kern-, Radio-, Strahlenchemie - Grundlagen und Anwendungen', der Gesellschaft Deutscher Chemiker, Fachgruppe Nuklearchemie, gemeinsam mit den chemischen Instituten des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Karlsruhe, 20.-24. Sept. 1982

(Book of) Abstracts ohne Zählung

Nagel, K.; Furrer, J.

Time dependent analyses of dissolver off-gas cleaning installations in a reprocessing plant.

Annual Nat. Meeting of the American Nuclear Society, Los Angeles, Calif., June 6-11, 1982

17th Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo., Aug. 2-5, 1982

Weber, G.

Fehlerdiagnose und Fehlerbaumanalyse.

Nett, E.; Schwärtzel, H. (Hrsg.)

Fehlertolerierende Rechnersysteme, GI-Fachtagung, München, 11.-12. März 1982

Berlin (usw.): Springer 1982 S. 88-103

(Informatik-Fachberichte. 54)

Weber, G.

Failure diagnosis and fault tree analysis.

KfK-3384 (Juli 1982)

Weber, G.

Complex system modelling with fault trees and stochastic processes.

Conf. 'Electronic Systems Effectiveness and Life Cycle Costing', Norwich, GB, July 19-31, 1982

Weber, G.

Achieving the reliability of safety relevant computer systems. Panal discussion.

Conf. 'Electronic Systems Effectiveness and Life Cycle Costing', Norwich, GB, July 19-31, 1982

Wenzelburger, H.; Ammicht, E.

Maximum likelihood estimators for the transition probabilities of a reversible Markov chain.

6th IFAC Symp. on Identification and System Parameter Estimation, Washington, D.C., June 7-11, 1982

Wenzelburger, H.; Sengpiel, W.

Stochastic modelling of fuel rods to evaluate experimental data from multirod burst data.

American-German-Japanese Workshop on Fuel Behaviour, Tokai Mura, J, May 20-22, 1981

Hübschmann, W.; Vogt, S.

Problems raised by the results of the German reactor risk study.

Proc. of the 3rd Internat. Symp. 'Radiological Protection - Advances in Theory and Practice, held at Inverness, GB, June 6-11, 1982

Berkeley: Society for Radiological Protection 1982, Vol.1
S. 227-32

Pimpl, M.; Schüttelkopf, H.

Die Plutoniumkontamination des Altrheins.

Die Plutoniumkontamination als Funktion des Teilchendurchmessers der Sedimente.

KfK-3074 (Mai 1982)

Schüttelkopf, H.; Pimpl, M.

Radioökologische Untersuchungen zum Verhalten der Aktiniden in der Umwelt.

9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Karlsruhe, 25.-26. Okt. 1982

KfK-3470 (Okt. 1982)

Vogt, S.; Hübschmann, W.

Das Modell der atmosphärischen Ausbreitung und der Ablagerung radioaktiver Stoffe in der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke.

Meteorologische Rundschau, 35 (1982) S. 35-39

Bunz, H.; Schöck, W.

Transport und Rückhaltung von Aerosolen im Containment bei Kernschmelzenunfällen.

KTG-Fachtagung 'Freisetzung und Transport von Spaltprodukten bei hypothetischen Störfällen von Leichtwasserreaktoren', Karlsruhe, 8.-9. Juni 1982

Deuber, H.

Die physikalisch-chemischen ^{131}I -Komponenten in der Fortluft eines Siedewasserreaktors (SWR 3)

KfK-3343 (Juli 1982)

Deuber, H.

Die physikalisch-chemischen ^{131}I -Komponenten in der Abluft eines Siedewasserreaktors (SWR 4).

KfK-3424 (Dez. 1982)

Deuber, H.

Aspects of retention of airborne ^{131}I in light water reactors during normal operation.

Seminar on the Testing and Operation of Off-Gas Cleaning Systems at Nuclear Facilities, Karlsruhe, May 3-7, 1982

IAEA-SR-72/21

Deuber, H.; Gerlach, K.

Laboratory tests of activated carbon for methyl iodide retention: influence of various parameters.

Seminar on the Testing and Operation of Off-Gas Cleaning Systems at Nuclear Facilities, Karlsruhe, May 3-7, 1982

IAEA-SR-72/34

Deuber, H.; Wilhelm, J.G.

Retention of elemental radioiodine by deep bed carbon filters under accident conditions.

17th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo.,

Aug. 2-5, 1982

Dillmann, H.G.; Pasler, H.

Experimental investigations of aerosol filtration with deep bed fiber filters.

17th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo.,

Aug. 2-5, 1982

Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

Zum Verhalten von Schwebstofffiltern unter hoher Differenzdruckbelastung.

9. Jahreskolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit des Kernforschungszentrum Karlsruhe. Karlsruhe, 25.-26. Okt. 1982

KfK-3470 (Okt. 1982) , s. 225 - 260

Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

Testing HEPA filter response to high flow velocity and overpressure.

Seminar on the Testing and Operation of Off-Gas Cleaning Systems at Nuclear Facilities, Karlsruhe, May 3-7, 1982
IAEA-SR-72/15

Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

HEPA filter response to high air flow velocities.

17th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., Denver, Colo.,
Aug. 2-5, 1982

Schöck, W.

Fission product transport and depletion.

Technical Committee Meeting on Airborne Fission Product Release Following Extensive Core Damage Accidents, Wien, A,
Oct. 10-16, 1981

Schöck, W.; Bunz, H.

Best estimate calculations of fission product release to the environment for some PWR core melt accident sequences.
Internat. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety,
Chicago, Ill., Aug. 29 - Sept. 2, 1982

Wilhelm, J.G.

Removal of gaseous radioiodine with solid adsorbents.

Seminar on the Testing and Operation of Off-Gas Cleaning Systems at Nuclear Facilities, Karlsruhe, May 3-7, 1982
IAEA-SR-72/14

Karb, E.H.; Sepold, L.; Hofmann, P.; Petersen, C.; Schanz, G.;
Zimmermann, H.

LWR fuel rod behavior during reactor tests under loss-of-coolant conditions: results of the FR2 in-pile tests.
Journal of Nuclear Materials, 107 (1982) S. 55-77

Perinic, D.; Mack, A.

Entwicklung der Versuchsanlage BETA zur Untersuchung der Schmelze/Beton-Wechselwirkung.

Jahrestagung Kerntechnik 82. Reaktortagung 1982. Mannheim, 4.-6. Mai 1982

Kerntechnische Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen:

Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1982.

S. 307-10

Prüßmann, M.; Karb, E.H.; Sepold, L.

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.

Bericht über die Versuchsserie C.

KfK-3195 (Jan. 1982)

Prüßmann, M.; Karb, E.H.; Sepold, L.

FR2-In-pile-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren.

KfK-3255 (Sept. 1982)

Sepold, L.; Karb, E.H.; Prüßmann, M.

In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall.

Bericht über die Versuchsserie E.

KfK-3345 (Dez. 1982)