



KfK 4100
September 1987

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1986

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 4100

Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1986

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Vorwort

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

Institut für Material- und Festkörperforschung	IMF
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik	INR
Institut für Reaktorbauelemente	IRB
Institut für Reaktorentwicklung	IRE
Hauptabteilung Ingenieurtechnik	IT
Hauptabteilung Sicherheit	HS
Hauptabteilung Kerntechnische Betriebe	KTB
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik	LAF

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

Der vorliegende Jahresbericht 1986 beschreibt die Fortschritte der Arbeiten des PNS, die von den Institutionen und Abteilungen des KfK und den im Auftrag des KfK arbeitenden externen Institutionen auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit durchgeführt wurden. 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 Projektgruppe LWR-Sicherheit (PRS) zusammengestellt.

Das Projekt Nukleare Sicherheit ist mit dem Ablauf des Jahres 1986 formell als eigenständiger Arbeitsschwerpunkt des KfK beendet worden. Dieser Schritt wurde möglich, als durch eigene Arbeiten zusammen mit den Ergebnissen anderer Forschungszentren generell die Möglichkeit geschaffen war, die wesentlichen Störfallabläufe in deutschen Leichtwasserreaktoren zu beschreiben und zu bewerten. Der derzeitige Wissensstand wurde der allgemeinen Sicherheitsdiskussion entsprechend vorwiegend für deutsche DWR-Anlagen erarbeitet; er wird sich aber auch für entsprechende Untersuchungen zu deutschen SWR-Anlagen, die bisher noch nicht in vergleichbar detaillierter Form durchgeführt worden sind, nutzen lassen. Die gegebenenfalls dazu erforderlichen Arbeiten sowie einige noch laufende größere PNS-Vorhaben werden von der neu gegründeten "Projektgruppe LWR-Sicherheit" (PRS) koordiniert und als Arbeitsthema "Sicherheitsorientierte LWR-Forschung" im Arbeitsschwerpunkt "Umwelt und Sicherheit" in angemessenem Umfang fortgeführt. Damit ist zugleich der Rahmen für eine kontinuierliche Fortsetzung der Kooperation auf dem Gebiet der LWR-Sicherheit mit anderen Forschungsinstitutionen geschaffen. Dies gilt für den nationalen und den internationalen Bereich und bezieht aktuell insbesondere die angelaufene Post-Tschernobyl-Diskussion mit ein.

Zum Druck eingereicht: August 1987

NUCLEAR SAFETY PROJECT

ANNUAL REPORT 1986

The Annual Report 1986 is a detailed description (in German language) of work within the Nuclear Safety Project performed in 1986 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

For references see Appendix A 1 - A 25.

This report was compiled by the project management.

Karlsruhe, August 1987

InhaltsverzeichnisSeite

SUMMARIES

1 - 32

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01

SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

06.01.15

Entwicklung und Verifizierung von Codes zur
Beanspruchung von Containmentstrukturen

4100 - 1

06.01.15/10A
PNS 4127Failure Pressure and Failure Mode of the Bolted
Connection for the Large Component Port in
German PWR Containments

4100 - 1

06.01.19

Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von
Reaktorkomponenten

4100 - 18

06.01.19/05A
PNS 4160Investigations of crack growth under thermal
fatigue loading

4100 - 18

06.01.19/06A
PNS 4161Untersuchung des kritischen Massenstromes
durch kleine Lecks

4100 - 29

06.01.21

Thermo- und fluiddynamische Analysen von
LWR-Störfällen

4100 - 37

06.01.21/09A
PNS 4270Anwendung der Flut-Option des LWR-Thermohy-
draulik-Codes RELAP5/MOD2 auf ein
SEFLEX-Experiment

4100 - 37

06.01.21/10A
PNS 4271

Vectorization and Optimization of COMMIX-2

4100 - 50

06.01.21/10A
PNS 4271COMMIX-Nachrechnung von HDR-Temperaturschicht-
versuchen mit modifizierten Eingabemodellen

4100 - 54

06.01.21/11A
PNS 4272Vorausberechnung des ersten FDWR-Flutexperi-
mentes mit dem FLUT-Rechenprogramm

4100 - 68

06.01.22/03A Untersuchungen zu transienten Austauschvor- 4100 - 79
PNS 4280 gängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm)

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.16 Untersuchungen zu schweren Kernschäden 4200 - 1

06.01.16/35A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren 4200 - 1
PNS 4254 bei langsamen Transienten und schweren
Kernschäden

06.01.16/34A Mechanisches und chemisches Verhalten von 4200 - 9
PNS 4253 Zircaloy-4 Hüllrohren und UO_2 -Brennstoff bei
hohen Temperaturen

06.01.16/32A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung 4200 - 28
/33A schwerer Kernschäden (CORA-Programm): Versuch B
PNS 4251/52 mit Al_2O_3 -Pellets

06.01.17 Untersuchungen zum Störfallverhalten Fortge- 4200 - 53
schrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)

06.01.17/26A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs 4200 - 53
PNS 4242 und der Spaltprodukte auf das mechanische
Verhalten von Stahlhüllrohren

06.01.17/27A Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren 4200 - 56
PNS 4243 in Wasserdampf

06.01.17/28A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von 4200 - 79
PNS 4244 Hüllrohrwerkstoffen für FDWR

**PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kern-
schmelzunfällen**

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten 4300 - 1
beim Kernschmelzen

06.01.11/40A Aerosolverhalten beim Kernschmelzen 4300 - 1
PNS 4311

06.01.12	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen in Beton	4300 - 14
06.01.12/41A PNS 4334	Modellentwicklung zur analytischen Beschrei- bung von Kernschmelzunfällen	4300 - 14
PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrückhal- tung und Reduktion der Strahlenbelastung		
06.01.14	Abluftfilterung an Reaktoren	4400 - 1
06.01.14/27A PNS 4414	Untersuchungen zum Auftreten und zur Abschei- dung von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken	4400 - 1
06.01.14/28A PNS 4415	Entwicklung von Schwebstofffiltern für extreme Belastungen	4400 - 11
06.01.14/29A PNS 4416	Schwebstofffilterung unter Störfallbe- dingungen	4400 - 13
06.01.14/30A PNS 4418	Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Bränden	4400 - 35
06.03	EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN	
PNS-Teilprojekt 4800 - Verhalten, Auswirkung und Beseitigung freigesetzter nuklearer Schadstoffe		
06.03.03	Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten	4800 - 1
06.03.03/22A PNS 4831	Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für kerntechnische Anlagen"	4800 - 1
06.03.03/23A PNS 4834	Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem Themenbereich "Unfallfolgenab- schätzungen für kerntechnische Anlagen"	4800 - 1

S U M M E R I E S
O F T H E
G E R M A N R E P O R T S

<u>Content</u>	<u>Page</u>
06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS	1
PNS-Subproject 4100 - Dynamic Loads and Strains of Reactor Components under Accident Conditions	
06.01.15/10A Development and Verification of Codes for PNS 4127 Analysis of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments	1
06.01.19/05A Thermal Fatigue and Thermal Shock Behavior PNS 4160 of Reactor Components	2
06.01.19/06A Experimental Facility for Nonsteady State PNS 4161 Two-Phase	4
06.01.21/09/11A Thermohydraulic Analyses of LWR-Accidents PNS 4270-72	4
06.01.22/03A Investigation of Transient Interfacial Exchange PNS 4280 Processes in Two-Phase Flow (NOVA-Program)	7
PNS-Subproject 4200-Fuel Behavior under Accident Conditions	9
06.01.16 Investigations on Severe Core Damage	9
06.01.16/35A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes PNS 4254	9
06.01.16/34A Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4 PNS 4253 Cladding and UO ₂ Fuel during Severe Core Damage Transients	10

	<u>Page</u>
06.01.16/32A /33A PNS4251/52	Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage Investigations (CORA) 12
06.01.17	Investigations on the Accident Behavior of advanced Pressurized Water Reactor (FDWR) 14
06.01.17/26A PNS 4242	Examinations of the Fuel Rod Behavior of Advanced Pressure Water Reactors during Accident Conditions 14
06.01.17/27A PNS 4243	Oxidation Behavior of Stainless Steel Cladding Tubes in Steam 16
06.01.17/28A PNS 4244	Investigations of the Mechanical Behavior of Cladding Material for APWR 17
PNS-Subproject 4300 - Investigation and Control of LWR Core-Meltdown Accidents	19
06.01.11	Reaction Behavior, Activity Release and Transport of Fission Products during Core-Meltdown 19
06.01.11/40A PNS 4311	Aerosol Behavior during Core Melt Accidents 19
06.01.12	Investigation on the Interaction of Steel Melts and Concrete 21
06.01.12/41A PNS 4334	Development of Models for the Analytical Determination of Core Meltdown Accident 21

	<u>Page</u>
PNS-Subproject 4400 - Improvement of Fission Product Retention and Reduction of Radiation Load	23
06.01.14 Offgas Filter in Nuclear Power Stations	23
06.01.14/27A Investigations on the Occurrence and Retention PNS 4414 of Penetrating Iodine Species in the Exhaust Air of Nuclear Power Plants	23
06.01.14/28A Development and Improvement of Exhaust Air PNS 4415 Filters for Accident Conditions	24
06.01.14/29A Investigation into the Behavior of HEPA PNS 4416 Filters at High Temperature, Air Humidity, and Elevated Differential Pressure	25
06.01.14/30A Investigations on the Retention of Iodine PNS 4418 by Sorbents in the Case of Fire	27
06.03 MITIGATION OF CONSEQUENCES	29
PNS-Subproject 4800 - Behavior, Impact and Removal of Released Nuclear Pollutants	29
06.03.03 Investigation of Radiological Impact of Accidents under Probabilistic Aspects	29
06.03.03/23A Off-site Accident Consequence Model for PNS 4831 Nuclear Facilities	29
06.03.03/24A Investigations of Special Problems in PNS 4834 Assessing Off-site Accident Consequences	29

06.01. SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR
POWER PLANTS

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

06.01.15/10A Development and Verification of Codes for Analysis
PNS 4127 of Dynamic Stresses and Deformations of LWR-Containments
(B. Göller, R. Krieg, G. Messemer, E. Wolf;IRE)

Work performed and Results obtained

The small-scale model of the bolted connection in the containment (KKP II) was investigated in the special biaxial test machine. Though high strains of 5% were reached in shell regions outside the bolted connection, no failure in the area of the bolted connection occurred. Computations with ROTMEM showed that the reached state of strains corresponds to an internal overpressure of the containment of 14 bar. It should be emphasized that at this pressure the bolted connection still is intact. Due to the large deformations of the bolted connection, the leakage area through the bolted connection without sealing box increased from 2.3 cm² at the beginning to 340 cm² at the overpressure of 14 bar. Separate investigation of the sealing box revealed that this part will lose its tightness at an overpressure of 13.7 bar, that means, before the bolted connection itself fails. Then, the leakage area through the bolted connection prevents any further pressure increase. As the remaining weak parts of the containment have a higher failure pressure, the presented results show that the containment fails by simply losing its tightness at 13.7 bar. These results are valid only for the power plant KKP II.

The bolted connection and the sealing box of the newer power plants of type "KONVOI" show differences in design. That is why a new series of experiments, taking into account KONVOI specifications, was prepared and carried out. The small scale model of the bolted connection was investigated in the biaxial test machine, reaching again strains of 5% in shell regions outside the bolted connection. But at this time failure of the bolted connection itself had occurred.

Some strips of the KONVOI sealing box were investigated in an uniaxial test machine. The resulting stress strain diagramme shows lower stresses, but a higher deformability.

Modal analysis of the spherical containment model was pursued. Vibrations of the model were excited, using an electric magnet, fed with current of variable frequency. Using excitation frequencies near the lowest beam-eigenmode of the model (260 Hz) a multiple of three resonant frequencies could be observed. Theoretical assessments indicated that these phenomena might be due to the interaction of the enclosed air with the elastic shell. Some vibration experiments, in which the enclosed air was partly replaced by Helium, confirmed the above assumptions.

Plans for future work

The results of the second series of experiments will be evaluated in order to determine the failure pressure and failure mode for the KONVOI-type containments, too. Experimental modal analysis for the spherical containment model will be pursued, first at the perfect model, later at the model with imperfections. It is planned to simulate earthquake excitations by means of a shaker table. In parallel corresponding computational methods will be developed. Finally, experimental buckling investigations will be performed with the sphere. Corresponding techniques which do not damage the spherical model have still to be developed.

06.01.19/05A Thermal Fatigue and Thermal Shock Behavior of
PNS 4160 Reactor Components
(K. Bethge, D. Munz, H. Stamm; IMF IV)

Work performed

The testing bench THESPA 2 has been rebuilt in order to superimpose a mechanical four point bending load. A new thermal fatigue testing bench THESPA 3 has been built up. Besides a series of 9 ferritic plates four plates of the austenitic steel were exposed to thermal fatigue loading and one plate of the ferritic steel was exposed to thermal fatigue with superimposed mechanical load.

Propagation of semi-elliptical cracks und cyclic mechanical load were examined in an aqueous environment. The transient temperature distribution under

thermal fatigue loading was measured in an austenitic plate and compared with numerical calculations. Experiments have been performed to determine the dependence of the crack growth rate on environmental and loading conditions of the austenitic steel. Besides post-test analyses of the thermal fatigue experiments, a study describing the behaviour of clad components under cyclic thermal loading could be accomplished.

Results obtained

In all austenitic plates subjected to thermal fatigue loading crack growth occurred along the entire crack front of the semi-elliptical initial crack. Compared with the ferritic steel the austenitic thermal fatigue specimens showed less irregularity in crack shape. Like in the ferritic steel there could be observed crack branching near the surface and extensive crack initiations which joined to a network that covered the whole region of cooled surface. The ferritic thermal fatigue specimen with superimposed mechanical load showed larger crack growth particularly near the surface. In the austenitic plate the Finite Element temperature computations were in good agreement with the experimental result. In the material characterization experiments, in contrast to the ferritic steel, a dependence of fatigue crack growth on environment and loading condition could not be observed. Concerning the ferritic steel, propagation of semi-elliptical cracks under mechanical fatigue in an aqueous environment was more regular than it was under the thermal fatigue loading.

Plans for future work

- thermal fatigue experiments without superimposed mechanical load on austenitic plates and ferritic plates with an austenitic cladding.
- thermal fatigue experiments with superimposed mechanical load on ferritic, austenitic and clad materials.
- continuation of material characterization experiments on the austenitic and ferritic material particularly to determine the influence of mean load on the crack growth rate.
- Low cycle fatigue experiments to characterize the behaviour of the austenitic steel under cyclic mechanical loading.
- accompanying fractographic studies.

06.01.19/06A Experimental Facility for Nonsteady State Two-Phase
PNS 4161 (H.John, G.Eisele, J.Reimann, E.Wanner, R.Weinbrecht,
S.Barth, L.Wawlak;IRB)

Work performed

The data obtained by the experiment, which was described in the last report, are analysed and prepared for publications in the Int. Journal of Multiphase Flow and Report KfK 4192.

The Pana Model which was predicting our measurements best, was modified by a correlation for the evaluation of the friction coefficient ξ by the geometrical crack dimensions as the length, breadth and width of the crack and the roughness of the surface. Originally the Pana Model could be used only when ξ was known. ξ was determined by measurements in single-phase flow.

Results obtained

The measured critical mass flux was compared with several models. It was found that by using the modified Pana Model the best agreement between measurement and calculation could be obtained. The standard deviation of the predictions from the measurements for 458 experimental points was below 20%.

Plans for future work

Publication of the results. Termination of the work.

06.01.21/09-11A Thermohydraulic Analyses of LWR Accidents
PNS 4270-72 (W.Baumann, H. Borgwaldt, G. Jacobs, M. Cigarini; INR
U.Schygulla; HDR)

Work performed

Using the code RELAP5/2/36.o4, which has been installed on a CRAY X-MP at KFA Jülich via network tele-communication, posttest analyses of forced reflood tests of the SEFLEX- and FLORESTAN experimental programmes have been performed. A consolidated KfK-version of COMMIX-2 has been transmitted to ANL. It contains most options of COMMIX-1B (excluding the skew-upwind technique) as well as new routines for the linewise, planewise, or regionwise integration of the Poisson-type pressure and enthalpy equations. Main progress in the vectorization of COMMIX-2 was the implementation of red/black-SOR-algorithms for the solution of the Poisson-type equations.

In order to investigate the effect of the k- turbulence model of COMMIX-1B, the HDR main tests T32.11 and T32.36 were recalculated for laminar and turbulent flow conditions. Part of the turbulent flow calculations were duplicated using the KfK-reference version of COMMIX-2. In an additional effort, a benchmark calculation for thermal buoyancy phenomena at a pipe/plenum interface proposed by ANL experimenters and organized by IAHR was conducted up to 2000 s transient time.

The final version of the vectorized code BODYFITE-1FE, including correction decks for use with CYBER-205 or CRAY computers, has been transmitted to ANL. With a modified version of the computer code RELAP5/Mod.1 calculations for an ATWS and for the blow-down Phase of a large LOCA in a PWR of German type and in three different APWRs (homogeneous core with wide lattice - $p/d=1.2$; homogeneous core with tight lattice - $p/d=1.123$; heterogeneous core - $p/d=1.3$, $p/d=1.1$) were performed.

For the analysis of the refill and reflood phases of the LOCA the FLUT code was modified: new correlations to evaluate the friction losses in an APWR geometry (as in the modified RELAP5) and a new model for the droplet diameter in the region just above the quench front were introduced. The KfK-version of the program was tested by means of the post-test analysis of reflood experiments in both PWR (FLECHT and SEFLEX facilities) and APWR (FLORESTAN facility) bundles.

Results obtained

The RELAP-calculations of the SEFLEX and FLORESTAN experiments have shown, that RELAP5/MOD2 can describe well the reflood behaviour of PWR typical lattices ($p/d=1.33$) especially in respect of the quench front progression, and that the code in case of a tight lattice ($p/d=1.06$), which represents a APWR design, is unable to simulate the reflood behaviour satisfactory. Therefore, improvements of the constitutive equations in the hydrodynamic model of RELAP5 are necessary.

In a test case of COMMIX-2, red/black-ordering accelerated the original SOR-routines on the two-pipe CYBER-205 by factors of 15-20, leading to an overall gain of about 4, or 1.6 versus a SIEMENS-7890. The computational turbulent flowdata come unexpectedly close to the laminar data in many flow positions. As far as they differ, however, the laminar flow results compare much better with experimental values, although flow condition is definitely turbulent. Thermal coupling between fluid and wall may have a substantial effect on HDR test simulations. The cell-by-cell iterative solution method of COMMIX-1B is less efficient than advanced solves of comparable codes.

Among the three APWR designs that were analysed through RELAP5 calculations, the only one for which acceptable results were achieved (from the safety viewpoint) in the two reference accidents is the homogeneous type with broad lattice ($p/d=1.2$). For the homogeneous core with tight lattice a too high pressure was calculated during the ATWS (higher than 230 bar), whereas, for the heterogeneous design, too high cladding temperatures (1290°C) were reached during the blow-down.

The reflooding calculations performed with the KfK version of the program FLUT evidenced that either the wide APWR core or the narrow one may be flooded by the usual ECCS of a German PWR plant even faster than the PWR core itself, without reaching unallowed cladding temperatures.

Other calculations performed with the original FLUT no.5 version give somewhat longer quench times for all the three reactor types, but show the same trend (the APWRs are being quenched earlier than the PWR) and the same values of the highest temperatures.

Post-test calculations performed for one FLECHT experiment and six FLORESTAN experiments showed that the KfK version of the FLUT code can evaluate the quench front progression in a rod bundle better than the original Version.

Plans for future Work

Verification and improvement of the constitutive equations of RELAP5/MOD2 with regard to code applications for tight bundle lattices.

Continuation of COMMIX-1B runs to determine long-term strains for HDR. The safety analysis (evaluation of an ATWS and of a large LOCA) for the most recent design of an heterogeneous APWR will be made with the codes RELAP/Mod.1 and FLUT (modified versions). The newly implemented modifications of the FLUT code will be tested and improved further, on the basis of post-test calculations of other FLORESTAN reflood experiments.

06.01.22/03A Investigation of Transient Interfacial Exchange Processes
PNS 4280 in Two-Phase Flow (NOVA-Program)
(G. Class, F.Eberle, G.Gering, R.Meyder, P.Philipp,
K.-H.Lang, W. Sengpiel; IRE)

Work performed and Results obtained

The first series of experiments with upward bubbly two-phase flows considering average volumetric void fractions up to 5 p.c. and superficial water velocities in the range from 0,4 m/s to 1.8 m/s has been continued. At different axial locations of the test section, the radial shapes of the local relative gas content and the axial turbulent intensity of the liquid phase have been measured. In all these experiments a void drift towards the wall was found leading to characteristic peaks of relative gas content at the channel wall. Radial shapes of axial turbulent liquid fluctuations measured at $z=70 D$ reveal an increase of the turbulent intensity towards the wall and a minimum in the center of the tube. The profiles of turbulent axial fluctuations are flatter in comparison to single-phase flows. However, it has been found that at least in the lower range of liquid superficial velocities up to 1 m/s, the axial turbulent intensities are generally raised by the existence of the bubbles.

After difficulties during operation of the two-sensor resistivity probes due to constructive shortcomings, several resistivity probes could be tested successfully over longer operational periods. For on-line signal processing of the signals of these probes with an IBM PC-XT computer, the development of digital programs for computation of local relative gas content, bubble velocity, and bubble diameter has been initiated. This activity aims at the development of an on-line digital bubble analyzer.

For simulation of the turbulence structure in bubbly flows, the application of so-called wall-functions is highly unsuitable. This is the reason why a numerical methodology is developed by coupling the codes TEACH (for evaluation of turbulent recirculating flows) and PASSABLE (for evaluation of parabolic boundary layer flows) together which will allow a complete simulation of the turbu

lence structure in a flow even including the viscous sublayer by application of so-called low-Reynolds-number models. For a developing laminar flow this coupling could be tested successfully. Inclusion of low-Reynolds-number models for turbulence studies is under way.

Plans for future work

The first test series will be terminated in 1987. Turbulence measurements then will be extended and improved by application of multidimensionally measuring hot-film probes.

Constructive work for an extended test section will be terminated so that experiments with downward bubbly two-phase flows as well as preliminary computer-tomographic-tests can be started. Development of digital signal processing programmes will be advanced in order to perform signal analyses mainly on-line on the IBM PC-XT.

Work for coupling TEACH and PASSABLE together for turbulence modelling in bubbly flows will be continued.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF
NUCLEAR POWER PLANTS

PNS-Subproject 4200 - Fuel Behavior under Accident Conditions

06.01.16 Investigations on Severe Core Damage

06.01.16/35A Oxidation Behavior of Zircaloy Cladding Tubes

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

Work performed

Parameter studies towards the influence of reduced steam supply rate and of hydrogen addition to steam on the oxidation kinetics and the mechanical behavior of Zircaloy-4: Experimental investigations of the oxidation behavior and the hydrogen uptake of Zircaloy-4 under mixed atmospheres of steam, hydrogen, and argon at 1100 to 1300°C. Comparative evaluation of results within the 800 to 1300°C temperature range.

Results obtained

The test program towards the influence of steam starvation and hydrogen enrichment of the core atmosphere has been completed. The critical supply rate, below which steam starvation is getting detectable, was quantified in its temperature dependence within the 800 to 1300°C temperature range. In case of unlimited steam supply the cladding oxidation has proved to be practically independent of the atmosphere composition. This also holds true in comparison with earlier tests under almost stagnant steam. Under steam starvation the oxidation is mostly determined by the available steam, which is essentially consumed. Since the critical supply rate increases with increasing temperature, steam starvation can set in during the course of a severe accident and can become an important factor of energy release limitation.

The investigation of the hydrogen uptake kinetics of Zircaloy in the 800 to 1300°C temperature range has shown a saturation level, which is dependent on the temperature and the hydrogen partial pressure in the atmosphere. The solubility grows with decreasing temperature and increasing pressure. Those dependencies are the consequence of the limited thermal stability of the Zr-H solution system.

Consequently, the influence of hydrogen diminishes with increasing accident temperature, especially in relation to the predominant importance of the oxidation. Hydrogen uptake in parallel to oxidation is only important under steam starvation conditions. Temporarily the oxidation kinetics and the scale growth can be modified somewhat. However, it is expected that hydrogen is finally released in parallel to the temperature excursion and the material consumption available to be oxidized during an accident. In total, the influence of the hydrogen reaction behavior on the composition of the atmosphere and the cladding oxidation will therefore be rather limited.

Plans for future work

Completion of the evaluation and documentation.

06.01.16/34A Mechanical and Chemical Behavior of Zry-4 Cladding and
PNS 4253 UO₂ Fuel during Severe Core Damage Transients
 (P. Hofmann, Ch. Adelhelm, E. Garcia, M. Markiewicz,
 J. Burbach, G. Gausmann, K. Kurz, H. Metzger; IMF I)

Work performed

Verification of the pellet/cladding oxidation model PECLOX using the available experimental results.

Determination of the ZrO₂ dissolution by molten Zircaloy-4.

Results obtained

The verification has been completed of the PECLOX model used for the theoretical description of cladding tube oxidation by the UO₂ fuel and steam. A better agreement between the experimental results and the calculations has been achieved among others by new material properties data. For instance, an oxygen diffusion coefficient in the ZrO₂ layer was assumed for the temperature transient experiments which is not only dependent on the temperature but also on the heating rate /1/.

During severe reactor accidents the fuel elements undergo strong superheating up to temperatures above the melting point of the Zircaloy cladding material (about 1760°C). Then, the molten Zircaloy chemically reacts both with the UO₂ fuel and with the ZrO₂ oxide layer formed on the cladding material surface during heatup.

UO₂ and ZrO₂ are dissolved chemically by the liquid cladding material, i.e. they are liquefied. This causes relocation of UO₂ and ZrO₂ well below their melting points (about 1000°C). In the cooler bottom part of the reactor core the solidified melts could give rise to cooling channel blockages of different sizes /2/. While UO₂ is dissolved by liquid Zircaloy a (U,Zr,O) melt is formed which decomposes into two metallic phases and one ceramic phase during cool-down. When ZrO₂ is dissolved the (Zr,O) melt formed decomposes into a metallic and a ceramic phase. The ceramic phases are formed only above a critical oxygen concentration in the melts and depend on the amount of dissolved UO₂ or ZrO₂. The ceramic phase portion in the solidified melts is used to quantify the extent of chemical dissolution of UO₂ and ZrO₂, respectively. The kinetics of chemical UO₂ and ZrO₂ dissolution by molten Zircaloy follows parabolic rate laws /2,3/. The energy of activation is approximately the same for both processes. The rate of UO₂ dissolution is distinctly higher than the ZrO₂ rate of dissolution.

Plans for future work

The experiments conducted under this research task have been completed on schedule.

Full documentation of all experimental results has still to be prepared.

References

- /1/ E.A.Garcia, P.Hofmann, H.J. Neitzel; Modelling of the chemical interactions between Zircaloy cladding and UO₂ fuel and steam by PECLOX, IAEA-Meeting on "Water Reactor Fuel Behavior and Fission Products Release in Off-Normal and Accident Conditions", Vienna, Austria, 10-13 Nov. 1986
- /2/ P.Hofmann, S.Hagaen; LWR-fuel rod behavior during severe accidents, same conference as above /1/
- /3/ P.Hofmann et al.; PNS-Jahrasbericht 1986, KfK 4100 (1987), S. 4200/9-27

06.01.16/32A/33A Out-of-pile Bundle Experiments for Severe Fuel Damage

PNS 4251/52 Investigations (CORA)

(S.Hagen, K.Hain, W.Butzer, A.Grünhagen, J.Hanauer,
G.Harbauer, W.Hering, W. Lange, W.Leiling, H.Malauscek,
N.Paroth, L.Sepold, F.Schloß, T.Vollmer, K.P.Wallenfels; IT
K.Vogel, H.Benz, H.Gießmann, O.Heil, W. Roetzel,
H.-J. Röhling, Ph. Pfann; KTB)

Work performed

CORA-Facility: The construction of the CORA-facility is completed. In the reporting period refinement of the facility and installation of Al_2O_3 bundles for testing of the facility and the instrumentation at high temperatures was performed.

Scoping Test B was run for testing of the facility up to $2000^{\circ}C$. In this test UO_2 was replaced by Al_2O_3 to avoid contamination of the facility. The utilisation of Al_2O_3 also gives information for the behavior of the system Zry/ Al_2O_3 which is used in the burnable poison rods of a PWR.

The bundle consisted of 16 heated and 9 unheated fuel rod simulators. The length of the simulators was 2 m. The heated simulator contained the central W-heater, the annular Al_2O_3 -pellets and the Zry-cladding. The unheated simulator consisted of pellet and cladding.

Results obtained

The power input was increased in a way to reach a temperature rise of $0,5^{\circ}C$ in the hottest parts of the bundle. The maximum power was 80 kW. With this power input a temperature of $2000^{\circ}C$ was reached. This heatup resulted in a nearly complete melting of the middle bundle region. The molten material refroze in the lower end of the bundle.

Similar as for the UO_2 /Zry system we got the dissolution of the ceramic component in contact with the Zry far below the melting temperature of Al_2O_3 . Zry takes oxygen from Al_2O_3 resulting in metallic aluminium. The melt formation in this system is much more pronounced than for UO_2 /Zry. Thus our first preliminary results are in good agreement with the experience in the TMI 2 core. Also there in the surrounding of the burnable poison rods a pronounced damage was found.

Plans for future work

The second bundle with 25 Al_2O_3 fuel rod simulators is installed into the CORA-facility. The next experiment, to be run at the beginning of 1987, should test the improved high temperature instrumentation and the steam superheater. Further improved information of Al_2O_3 -pellets in Zry-cladding shall be gained. Following the UO_2 experiments according to the test matrix will be started.

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

06.01.17/26A Examinations of the Fuel Rod Behavior of Advanced Pressure
PNS 4242 Water Reactors during Accident Conditions
 (P. Hofmann, U. Liesenfeld, M. Markiewicz,
 J. Burbach, H. Metzger; IMF I)

Work performed

Examination of the mechanical properties of one ferritic-martensitic steel (1.4914) and two austenitic Cr-Ni steels (RGTX1, RGTX2, with about 25 wt.% Ni and 10% Cr) in the presence of simulated fission products (Cs_2Te) and comparison of the results with those of the reference austenitic stainless steel 1.4970 (15 wt.% Cr, 15% Ni).

Results obtained

For safety relevant reasons, other materials besides Zircaloy-4, e.g. stainless steels, are considered eligible cladding materials for use in an APWR. Therefore, in addition to Zircaloy-4, three austenitic and one ferritic-martensitic steel have been investigated. The objective has been to find out whether the presence of reactive volatile fission products will change the mechanical properties of the steels and which influence is exerted by an additional oxygen potential (NiO). The oxygen potential is to simulate the oxide fuel.

The investigations have been completed of the influence exerted by volatile fission products (iodine, tellurium, selenium) under defined oxygen potentials on the mechanical properties and the critical failure parameters of the various cladding materials. The cladding tube behavior was determined in short- and long-term creep rupture experiments performed between 700 and 1000 °C. The volatile fission products did not enter into direct contact with the cladding material but reacted via the gas phase. Tellurium vapor caused the strongest reduction in ductility and time-to-failure, also in the presence of an oxygen potential (NiO), over the whole range of temperatures investigated. Only in the presence of an oxygen potential iodine impairs the mechanical behavior, the influence being strongest at 1000 °C.

Selenium vapor exhibits the least influence on the mechanical properties of the steels investigated. Short-time experiments have proved to be advantageous in determining the sensitivity of the steels to stress corrosion cracking.

Short-term creep rupture experiments were performed in order to assess the various steel types in terms of their sensitivity to stress corrosion cracking. The reactant used was Cs_2Te , with and without oxygen potential (NiO). The results of experiments conducted at 700°C are represented in Fig. 1. The austenitic steels RGTX1 and RGTX2 have a markedly poorer behavior with respect to the ($\text{Cs}_2\text{Te}+\text{NiO}$) mixture than steel 1.4970 as regards their burst strain which is even more pronounced as regards their time-to-failure. By contrast, the ferritic martensitic steel 1.4914 exhibits a clearly better behavior.

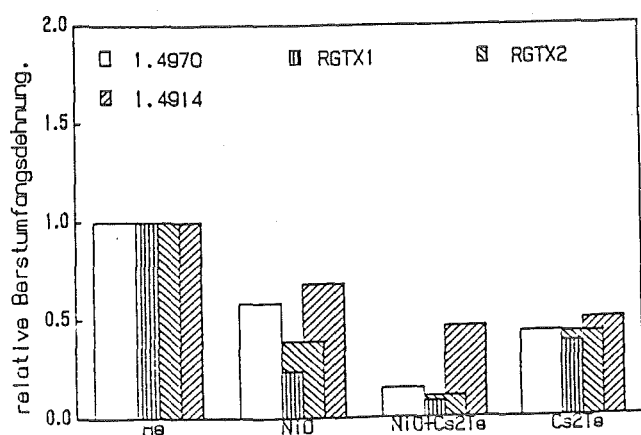


Fig. 1:
Comparison of the influence of Cs_2Te , with and without oxygen (NiO), on the circumferential burst strain of various steels at 700°C

Experiments performed exclusively with NiO powder have shown that the mere presence of a high oxygen potential exerted a clear influence on the mechanical properties of the Cr-Ni-steels. For instance, the time-to-failure of steel 1.4970 was reduced by about 50%, that of the steels RGTX1 and RGTX2 by about 75%. Also in this case, the mechanical properties of steel 1.4914 has not suffered from major impairment.

On the whole, the behavior of the ferritic-martensitic steel 1.4914 was best, i.e. the mechanical properties were influenced least. The next best behavior was exhibited by steel 1.4970. The two alternative austenitic alloys RGTX1 and RGTX2 showed the poorest behavior both in the presence of the fission products and just with an oxygen potential. However, the austenitic steels are superior to the ferritic steels at 700°C as regards their absolute mechanical properties.

Plans for future work

The experiments conducted under this research task have been completed on schedule. Documentation of the test results has still to be prepared.

06.01.17/27A Oxidation Behavior of Stainless Steel
PNS 4243 Cladding Tubes in Steam
(S.Leistikow, H.v.Berg, G. Schanz; IMF II)

Work performed

A series of isothermal-isobaric stress rupture experiments (950-1200°C, 1-50 mm \times 100-10 bar) have been performed in steam and argon using internally pressurized tube capsules of the austenitic CrNi-steel DIN No. 1.4970. The influence of the oxidation was evaluated by comparison of the results from both atmospheres.

Results obtained

Straining of the material under steam exposure results in a detectable acceleration of the growth rate of the adherent double-layered scale. Further, the scale is locally damaged by the formation of deeply penetrating surface cracks, which are the consequence of the inhomogeneously distributed deformation. Essentially equal to the behavior in argon the steam-exposed capsules are forming wide burst openings at low temperatures and high internal pressures, whereas small leakages are formed at high temperatures and low pressure levels. This behaviour is therefore essentially determined by the material properties and only slightly influenced by the oxidation characteristics.

The creep strength of the CrNi steel No. 1.4970 under steam exposure is slightly below that under inert atmosphere. The measured burst strains are essentially in the range between 20 and 40%, whereas in argon respective circumferential strains up to roughly 70% were found. This oxidation aspect has to be judged as an essential and a positive one, if the coolability of the densely packed core of an advanced LWR is to be proved. The tangential creep rates (as averaged over the whole burst process) which are calculated from the burst strains and durations, are somewhat smaller in steam for the lower part of the covered temperature range, and somewhat higher than in argon in case of

the upper temperature range. In the former case the reduced burst strain dominates, whereas in the latter case the deterioration by oxidation of the tube surface is the predominant factor.

Plans for future work

Termination and documentation of the study.

06.01.17/28A Investigations of the Mechanical Behavior of
PNS 4244 Cladding Material for APWR
(C.Petersen, H. Schneider, W. Schweiger; IMF II)

Work performed

Completion of vacuum creep tests on both investigated materials and analysis of creep data on W.Nr. 1.4914 (Ferrite) up to test temperatures of 1050°C. Evaluation of temperature and stress dependence of activation energy of creep and stress exponent on both tested steels (W.Nr. 1.4970 and W.Nr. 1.4914).

Results obtained

As already reported in KfK 3550,1985 creep rupture strength of W.Nr. 1.4914 (Ferrite) decreases steady in the temperature range 600-800°C with increasing temperature. At 850°C, however, occurs an increase of creep rupture strength data above those received at 750°C. Even the strength values at 900°C are slightly below values at 800°C. This effect is caused by the phase transformation, which takes place in a temperature range between 785°C and 905°C, from the cubic face-centered α -lattice (ferritic) into the much more creep resistant cubic body-centered γ -lattice (austenitic).

In the temperature range 850 to 1050°C again a decrease of creep rupture strength is observed. The absolute amount of these strength values lies slightly below those of W.Nr. 1.4970 in the same temperature range. The creep strain values increase with increasing temperature and time to rupture and reach values of 60% at 1050°C.

The activation energy of creep shows for both materials a strong temperature dependence.

- In the α - γ phase transformation range of W.Nr. 1.4914 a minimum value of 1000 KJ/mol was found. Above 850^oC the activation energy of creep increases up to a value of 500 KJ/mol at 1000^oC. A superimposed stress dependence occurs in the upper α - γ phase transformation range (900^oC), where the activation energy values increase with decreasing applied stress.
- Due to the small stress dependence of minimum creep rate of W.Nr. 1.4970 at temperatures below 700^oC, the activation energy of creep can be evaluated only for higher stresses. A mean value of 500 KJ/mol was calculated from the scatterband. Above 900^oC the W.Nr. 1.4970 behaves like the W.Nr. 1.4914 in respect to temperature and stress dependence of activation energy of creep.

A temperature dependence of stress exponent was found in both materials,

- The stress exponent of W.Nr. 1.4914 decreases from values of 15 at 600^oC to those of 3 at the beginning of phase transformation range (785^oC), whereupon in the α - γ -range a value of 6 was found. Above 900^oC a constant value of stress exponent of 4 appears, a value which was measured for pure material.
- The W.Nr. 1.4970 shows at 600^oC very high stress exponent values of 70, which decreases with increasing temperature to a value of 4 at 900^oC and remains constant on this level up to 1050^oC.

Both quantities - activation energy of creep and stress exponent - can be used in a damage model to describe the structural changes of material during deformation continuously.

Plans for future Work

Continuation of temperature transient creep experiments on both materials.

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

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

06.01.11/40A Aerosol Behavior during Core Melt Accidents
PNS 4311 (H. Bunz, M. Koyro, W. Schöck; LAF I)

Work performed and results obtained

The work on the NAUA code consisted of the implementation of additional modules which enable calculations of aerosol behavior in boiling water reactors. Most of these calculations will be performed by KWU in the frame of a BWR risk analysis.

In DEMONA the two last tests of the test matrix have been carried out, the mixed aerosol test A8 and the multicompartment test A9.

In the mixed aerosol test a mixture of iron oxide and tin oxide aerosols was used which was produced in separate generators and at different times. The overall removal was identical to the pure tin oxide tests B3 and B4. The composition of the aerosol particles was analysed, the expected rapid homogenizing due to coagulation was confirmed, also no composition differences were found as a function of particle size.

For the multicompartment test construction work in the containment was performed to establish a real three zone configuration. Additionally the test was performed with a mixed aerosol as test A8 and with non-steady state thermodynamics as test B6. The result of the test was that the thermodynamic behavior was in fact different but that the aerosol was again well mixed as soon as the steam source was re-started. A more detailed post-test multicompartment thermalhydraulic analysis showed that the mixing was accomplished by a complicated flow pattern which linked all compartments together. The mixing time constants were shorter than the aerosol removal time constants.

With these two tests the experimental activities of DEMONA were finished as scheduled. The original aims of DEMONA were reached. Remaining questions going beyond the scope of DEMONA which arose during the program may be subject to future activities.

Plans for future work

Documentation of DEMONA will be completed in 1987. Further work in the area of nuclear aerosols in reactor safety will be the experimental investigation and the modelling of resuspension phenomena from the sump of an LWR during core melt accidents. This low but long lasting source of aerosols will be investigated in a three years' program which is partly sponsored by Euratom.

06.01.12 Investigation on the Interaction of Steel
Melts and Concrete

06.01.12/41A Development of Models for the Analytical Determination
PNS 4334 of Core Meltdown Accidents
(H. Alsmeyer, K. Dres, M. Reimann, S. Stiefel; IRB
H. Benz, M. Oehmann, E. Schönthal, H. Ziegler; KTB)

Work performed

- Completion of the BETA experiments.
- Evaluation and interpretation of the BETA experiments.
- Discussion of important experimental results with respect to the consequences on a PWR core Meltdown accident.

Results obtained

The BETA test series was completed in early 1986 with two final experiments. The crucible fabricated with US limestone/common sand concrete produced less aerosols than the pure limestone crucible. Chemical analysis of the aerosol composition of the limestone concrete experiments shows calcium as the dominant species. From this analysis and the time dependence of the aerosol release it is concluded that the lime-burning process is directly contributing to the aerosol production. Small amounts of silica in the concrete may reduce this phenomena by the formation of low melting Si-Ca-mixtures at the decomposition front of the concrete. As expected, the gas release from the limestone crucibles is dominated by the high CO and CO₂ content from the thermal decomposition of the calcium carbonate. Heat transfer and temperatures of the melt are similar to the silicate concrete experiments.

The final BETA experiment conducted with siliceous concrete and addition of metallic zirconium to the melt, showed no unexpected effects including gas chemistry. The very fast and highly exothermal Zr oxidation contributes considerably the energy release in the melt, as is modelled in the computer codes.

The series of 19 BETA tests is considered a sufficient experimental data base to calculate melt concrete interaction in a typical PWR plant for silicate concrete and late containment failure, and to assist in the assessment of

possible measures to reduce the consequences. The BETA working group concluded that understanding and modelling of MCCI (WECHSL code) is sufficient for the application to the German PWR with respect to gas release, temperature history of the melt, and concrete erosion. Modelling of limestone concrete behavior, however, is less complete because of the more complex chemistry of concrete decomposition. At present, additional tests in BETA with limestone concrete are not planned.

The WECHSL code predicts penetration of the basement for the standard PWR accident. This result was verified by the independent application of a transient heat conduction code. Basement penetration would occur between 7 and 14 days after start of the accident. Penetration can be prevented if the melt is forced to form a shallow and partly fragmentized layer on the basement early in the accident and if decay heat is removed by sumpwater evaporation. For this, the thickness of the homogeneous melt layer must be less than 10 cm.

Plans for future work

Further evaluation and documentation of the BETA test. Application to the reactor accident.

06.01 SAFETY AND ENVIRONMENTAL PROTECTION OF NUCLEAR POWER PLANTS

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

06.01.14 Offgas Filter in Nuclear Power Stations

06.01.14/27A Investigations on the Occurrence and Retention of
PNS 4414 Penetrating Iodine Species in the Exhaust Air of
Nuclear Power Plants
(U. Reichert; LAF II)

Work performed

The alkyl iodides ethyl iodide, pentyl iodide, octyl iodide and isopropyl iodide were synthesized in unlabelled form. The synthesis as well as the isolation and purification steps were modified to suit the special needs connected with radioactive labelling of these compounds.

Investigations on the retention by activated carbon and other sorbents were carried out with ethyl iodide and pentyl iodide at exactly defined conditions (temperatures between 30 and 140°C, r.h. between 70 and 95%).

Results obtained

The retention profiles obtained with $\text{CH}_3\text{-CH}_2\text{-I-131}$ (ethyl iodide) using activated carbon 207B (KI) show the following results:

- Compared to $\text{CH}_3\text{-I-131}$ (Methyl iodide), $\text{CH}_3\text{-CH}_2\text{-I-131}$ exhibits a markedly worse retention behavior. The differences, expressed by the DF, make up to more than an order of magnitude, depending on the test conditions.
- The (relatively small) retained part of the ethyl iodide is bound tightly on the activated carbon, (purging time up to 7 days).
- If the concentration of ethyl iodide rises above 100 ug per gram of activated carbon, reduction of the retention occurs.

The retention tests with $\text{CH}_3-(\text{CH}_2)_4\text{-I-131}$ (pentyl iodide) showed:

- Very good physical adsorption at temperatures below 100°C (high boiling point (155°C); therefore low vapour pressure at these temperatures).
- Partial desorption at elevated temperatures.

Plans for future work

Final investigations with pentyl iodide at temperatures between 100°C and 145°C ; further investigations with isopropyl iodide and other, preferably low boiling alkyl iodides.

06.01.14/28A Development and Improvement of Exhaust Air Filters

PNS 4415 for Accident Conditions

(H.G. Dillmann, R. Marer, H. Pasler, H. Schmitt; LAF II)

Work performed

The corrosion tests involving simulated fission products were continued on prototype filters. The filter concept for vent air filters for accident conditions was reviewed once more on the basis of experimental and calculated results obtained from other working groups and further simplified. The removal efficiency for elemental iodine was studied on stainless steel fiber specimens. It was possible within an extremely short period of time to equip, in cooperation with the licensee, the first German NPP with a filter system for accident conditions.

Results obtained

A corrosion test of five weeks duration involving stainless steel fiber filters loaded with simulated fission products has not provided an indication of corrosion. This can be attributed to the molybdenum content of the fibers. The DEMONA experiments and accompanying calculations performed by GRS have shown that the droplet fraction in the containment atmosphere is smaller than 5 g/m^3 after an accident. This small amount can be easily subjected to secondary evaporation in the throttle fitting without a considerable reduction of the distance to the dew point. Therefore, the mist eliminator previously envisaged for installation into the containment can be dispensed with. On account of the relatively large specific surface of the $2 \mu\text{m}$ stainless steel fibers a poten

tial removal of elemental iodine had been expected. However, relevant experiments have shown but a very low removal efficiency of $<10\%$.

Plans for future work

Priority will have to be given to studies of filters from the first filter system for accident conditions manufactured on an industrial scale which means that other investigations will have to be delayed in time. Optimization of the fiberfilters will be carried on. A circulating air filter for smoke elimination will be conditioned for use in experiments to be conducted under the PHDR fire program. It is intended to develop a metal fiber filter cell of standard size. Coated fibers will be studied in addition for iodine removal.

06.01.14/29A Investigation into the Behavior of HEPA Filters at
PNS 4416 High Temperature, Air Humidity, and Elevated
Differential Pressure
(V. Rüdinger, Th. Arnitz, R. Benesch, U. Ensinger, U. Geckle,
C.J. Ricketts; LAF II; O.Heil, KTB/EA)

Work performed

Investigation of HEPA filtration at high temperatures, including development and optimization of a suitable method for efficiency testing:

The test facility BORA was improved to allow efficiency testing at temperatures up to approx. 300°C . An initial test program was executed.

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

Investigations into the response of full-size HEPA filters to extended operation under high humidity airflows were continued with tests of 47 commercial and 13 prototypical filter units. The parameters studied were relative air humidity or liquid moisture content, temperatures between 20 and 80°C , filter loading with dust, exposure time, and filter orientation to airflow. In view of complementary investigations with samples of HEPA-filter media, a laboratory test facility was built and put into operation.

Based on the establishment of the main failure mechanisms, new prototype filters, incorporating a filter medium reinforced by glass-fiber cloth and a new separator design with modified corrugations, were built and tested.

Investigation of HEPA-filter behavior under combined challenges:

Tests under the combined challenges of high differential pressure and elevated temperature will first begin in 1987.

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

The preliminary tests on HEPA-filter behavior during exposure to combustion products were concluded and the results documented.

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

Two air-cleaning systems of a modern NPP equipped with a PWR were transcribed and modelled with the modified EVENT computer code. The verification tests were concluded. In addition to this work, theoretical and experimental investigations into the attenuation of shock waves during passage through branched ducts were performed.

Results obtained

The efficiency measurements at temperatures up to 240⁰C which included several hours of exposure to elevated temperatures, showed decreasing efficiency with increasing temperature. In some cases, slight damage to the filter media could be observed.

The failure differential pressures fell in a range from 0.4 to 9.9 kPa thus confirming earlier measurements and also demonstrating the need for filter improvement. The exposure time can have a significant influence on the failure pressure. Lower temperature, upwardly directed vertical airflows, or a greater quantity of dust in the filter medium can cause the increase of the challenging differential pressure to become steeper and the equilibrium level to be higher. All these parameters, therefore, increase the probability of filter failure.

In dry air, the improved prototypes withstood undamaged a differential pressure of 56 kPa or of 15 kPa after extended exposure to fog conditions. Both figures correspond to the highest challenges that could be generated with the respective test facilities. Additionally, these filters exhibited a less steep flow resistance characteristic at high air velocities, thus demonstrating an improvement in inherent safety.

Preparation for the development of a computer program for modelling aircleaning systems in accident situations was successfully concluded. The experimental investigations into shock wave attenuation at branches fully confirmed a model developed by DADONE. Based on the experimental data and the model of DADONE a relatively simple program for engineering purposes was developed.

Plans for future work

Research into HEPA-Filter behavior under accident conditions, including exposure to combustion products, will be concluded in three years. Additionally, the development of a test procedure for quality assurance of HEPA filters will be carried out.

Within the framework of a new project, a computer program for modelling the performance of air-cleaning systems during an accident will be developed. It will be applied to real systems in order to estimate the probable challenges to the filter elements and to specify the safety margins which could be anticipated.

06.01.14/30A Investigations on the Retention of Iodine by Sorbents
PNS 4418 in the Case of Fire
(H. Deuber, V. Giraud; LAF II)

Work performed

The investigations on the retention of iodine by sorbents in the case of fire were terminated. Investigations were performed on the influence of gaseous combustion products from four relevant materials used in NPPs on the retention of methyl iodide (CH_3I -131) by four commercial impregnated activated carbons. The materials used to produce the combustion products were a PVC cable, a FRNC cable, a mineral oil and a paint. The carbons differed in base material (coal or coconut shell) and/or impregnant (KI or TEDA).

Results obtained

It was found that at small bed depths and residence times (2.5 cm and 0.05 s, respectively) the increase in penetration was higher for the combustion products from the PVC cable than for the other combustion products. At larger bed

depths and residence times (≥ 12.5 and ≥ 0.25 s, respectively) the increase in penetration was similar for all the combustion products and nearly independent of the bed depth. The increase in penetration was not decisively different for the different activated carbons. At larger bed depths, in general the increase in penetration was 1 to 2 orders of magnitude at the maximum challenge with combustion products (10 g equivalent to a nominal loading of 0.1 g of combustion products per g of carbon).

The results show that with iodine filters of large bed depths and residence times (e.g. 25 cm and 0,5 s, respectively), when containing a usually employed impregnated activated carbon, a sufficiently high retention of iodine can be achieved even with a high challenge of gaseous combustion products from relevant materials used in NPPs.

Plans for future work

None (investigations terminated).

06.03 MITIGATION OF CONSEQUENCES

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

06.03.03 Investigation of Radiological Impact of Reactor Accidents
under Probabilistic Aspects

06.03.03/23A Off-site Accident Consequence Model for Nuclear Facilities
PNS 4831

06.03.03/24A Investigations of Special Problems in Assessing Off-site
PNS 4834 Accident consequences
(I.Al-Omari, A. Bayer, J. Braun, K. Burkart, J. Ehrhardt,
F. Fischer, I. Hasemann, J. Päsler-Sauer, H.J.Panitz,
C. Steinhauer, INR; C. Matzerath, Ing.Büro Dr.Trippe,
Karlsruhe)

Work performed

The most important modules of the computer code system UFOMOD have been completed for the accident consequence assessments of the German Risk Study, Phase B. The results of preliminary calculations with new source terms have been discussed in various working groups of the German Radiation Protection Commission to get a broad agreement on model assumptions and final parameter values. Furtheron, detailed investigations of special problems have been performed and terminated to some extent. The research programme is supported by the Commission of the European Communities (Project MARIA of the radiation protection programme, Contract No. B16-128-D) and the Ministry of Environment (BMU).

Results obtained

To quantify the implications of using trajectory models in ACA codes, probabilistic comparative calculations have been started with different atmospheric dispersion models. The calculations are part of a benchmark study which also comprises a deterministic comparative analysis of different types of atmospheric dispersion models. In the probabilistic investigation the influence of

different dispersion codes on frequency distributions of activity concentrations, radiation doses and health effects should be demonstrated with the UFOMOD code. To that purpose, the segmented plume model MUSEMET (KFA Jülich, FRG) the puff model RIMPUFF (Risö, DK) and the numerical model TRANSLOC (Battelle Institute, FRG) were chosen, although the latter model is not compatible with the requirement of reasonable computer time. For the study 95 weather sequences have been selected by a stratified sampling scheme from hourly synoptic data measured at Frankfurt airport in 1975.

In a first step the model MUSEMET was used as a straight-line Gaussian model and a trajectory model. This procedure guarantees that only the difference between the Gaussian and the trajectory modelling concept influences the UFOMOD results. The calculations have been carried out up to a source distance of 540 km for investigating also the risks of late somatic fatalities. Using the trajectory model the size of contaminated areas increases, for some concentration intervals by nearly a factor of 10. Caused by these changes, e.g. the number of late somatic fatalities increases by a factor of 1.7 whereas the number of early fatalities reduces by a factor of 0.6 in the case of trajectories.

These first results and the experiences gained during the study allow the following conclusions: The application of more improved atmospheric dispersion models in an accident consequence assessment is useful in order to get more realistic results. Compared with the Gaussian model they show significant differences in the consequence distributions. The increase in computing time using an improved model is negligible.

Based on these results, a new concept of atmospheric dispersion modelling of UFOMOD has been developed. The new code consists of two parts: the near range model using MUSEMET or RIMPUFF to calculate emergency actions and early fatalities and the far range model using MESOS (ICST, UK) to assess late health effects and long term countermeasures.

An important part of work has been focussed on updating the computer code UFOMOD with respect to the dose calculations for external exposure and for internal exposure from ingestion. A further line of effort lay in the improve

ment of the health effects model (HEM) of UFOMOD triggered by both the publication of a proposed new HEM in the US and the development of a new model for stochastic somatic health effects by the GSF in the FRG. Since the development of HEMs and other subparts of comprehensive ACA models is in the final stage in the three countries, USA, UK and FRG, two workshops with participants from the three countries has been organized by KfK in oct. 1985 on "Radiological Health Effects Models for Nuclear Consequence Assessments" and in January 1986 on "Harmonization of Modelling in Nuclear Accident Consequence Codes". Another meeting on "Quantitative Evaluation of Health Effects of Ionizing Radiation" was organized by CEC in Brussels, April 1986. Based on the results of these meetings the HEM of UFOMOD was fixed in strong cooperation with a task-group of the German Radiation Protection Commission (SSK). Besides the assessment of fatal nonstochastic effects of the bone marrow, lung, GI-tract and the mortality following irradiation in utero also those nonstochastic effects which would severely affect the individuals involved will be quantified. The coding of this part of the new HEM model of UFOMOD has been completed in the reporting period.

To assess the stochastic somatic health effects, new age- and sex-dependent dose- risk conversion factors are now being implemented in UFOMOD. The data were provided by the GSF and are based on either a relative or an absolute risk model, dependent on the type of the effect. Linear and linear-quadratic dose-risk dependencies will be applied for leukemia and cancers of the bone surface, thyroid, lung, GI-tract and other organs.

The revision of the foodchain part of UFOMOD has been almost completed in the reporting period. The output of the model are distributions of the areas affected by agricultural countermeasures, individual doses and number of stochastic somatic health effects and contributions of individual nuclides and 8 foodstuffs to the doses. Due to the time- and age-dependencies inherent in the data, distributions can be represented in dependence of the time after the accident, or age of the exposed individuals at the time of the accident.

The new structure of the various UFOMOD modules required new criteria for the intervention levels for emergency actions and countermeasures. In deriving these criteria new international developments, as stated for instance in the ICRP Publication 40, have been taken into account. The corresponding modifications have been introduced into the computer code.

With the UFOMOD-code activity concentrations of the released material, organ doses, early/late fatalities and countermeasures were calculated. The uncertainty of these consequences has been quantified, propagating the variation of the parameters of the atmospheric dispersion submodel through the accident consequence code. The aim was to study the effects of varying sample sizes and different design types on the confidence bands of the predictions. The SANDIA-LHS (Latin Hypercube Sample) and PRCSRC (Partial Rank Correlation)-codes were used effectively.

Plans for future work

With the new version of UFOMOD accident consequence assessments using new source terms of the GERMAN RISK STUDY - PHASE B will be performed and documented. The new concept of atmospheric dispersion modelling will be examined under the aspect of the consistency of the results gained with the different model types. Parameter studies with the new UFOMOD code will be performed aiming at the optimization of emergency plans. The work on uncertainty analyses will be continued on submodel basis aiming at an overall uncertainty study.

DETAILLIERTE BERICHTE

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

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

06.01.15	Entwicklung und Verifizierung von Codes zur Beanspruchung von Containment-Strukturen	4100 - 1
06.01.19	Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten	4100 - 18
06.01.21	Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen	4100 - 37
06.01.22	Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm)	4100 - 79

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

06.01.15/10A Failure Pressure and Failure Mode of the Bolted Connection
PNS 4127 for the Large Component Port in German PWR Containments
 (B. Göller, R. Krieg, G. Messemer, E. Wolf; IRE)

Abstract

For the recent German pressurized water reactors, containment failure due to overpressurization is controlled by the mechanical behavior of the bolted connection between the containment shell and the large component part. Of essential influence is also the sealing box which covers the bolted connection. Both parts have been investigated. For the pressurized water reactor Philippsburg containment overpressurization leads to a local failure between 12.9 and 13.7 bar. For the Konvoi-type of reactor, the critical pressure may reach values up to 14.3 bar. In this case, however, global failure with severe mechanical damage cannot be ruled out.

1. Introduction

During a postulated core melt accident the pressure inside the containment is expected to increase slowly until the design limits are exceeded and finally the containment fails [1, 2]. In a preceding publication the failure pressure and the failure mode of the spherical steel containment of the pressurized water reactor Philippsburg (KKP II) have been investigated [3]. All the essential weak parts were considered.

The welding seams, the clamping of the steel containment at the concrete foundation and possible contacts between the containment shell and the concrete encasing or the auxiliary equipment did not influence the failure pressure. Shell regions near reinforcements, nozzles with restricted radial movement and expected variations of the material properties caused just a slight reduction of the failure pressure to values between 14.5 and 15.5 bar.*

An experiment modelling the bolted connection between the large component port and the containment shell indicated a failure pressure higher than 14 bar. A more accurate determination of this value was not possible due to an early failure of a load transferring part of the specimen. Further investigations of the leakage through the bolted connection and the sealing box indicated a local failure for a slightly smaller containment pressure not higher than 13.7 bar. However, it must be taken in mind that only slight parameter changes may lead to another failure mode where the containment shell breaks into large pieces which then undergo high acceleration forces causing tremendous mechanical damage.

Therefore an additional experiment investigating the bolted connection between the large component port and the containment shell as well as further experiments investigating the sealing box have been carried out. They should allow for a more accurate determination of the critical failure pressures. Furthermore, some design details have been changed such that the results are applicable to the Konvoi type of pressurized water reactors, too.

* Pressures mentioned in this paper describe relative values which exceed the atmospheric pressure.

In this paper the former and the recent experiments for the bolted connection and the sealing box are described in detail. Based on the experimental results the failure pressure and the failure mode for KKP II, already published in [1], are confirmed. The corresponding results for Konvoi are determined.

2. Test Rig for Investigation of the Bolted Connection

The bolted connection between the large component port and the containment shell is shown in fig. 1 for both the KKP II and the Konvoi type of reactor. It includes more than 1000 bolts. Its length is more than 11 m, its width more than 9 m. A more detailed description of the bolted connection design for KKP II is given in [4].

Experiments where a construction of this size would be loaded up to its failure would have been too costly. Therefore, the experiments had to be done just with a section of the bolted connection shown in fig. 2. Then the results had to be transferred to the conditions of the containment using the computer code ROTMEM. It allows to describe the deformations of an axisymmetric shell under large plastic deformations. Some details of the code are given in [5].

Furthermore, the specimens had to be scaled down by the factor 3.75 for KKP II and 4.0 for Konvoi. So the diameters of the bolts were reduced from 30 to 8 mm and from 36 to 9 mm, respectively. The thickness of the containment shell was reduced from 38 to 10.1 mm and 9.5 mm, respectively. The thickness of the cover plates was reduced from 22 to 5.9 mm and 5.5 mm respectively.

In order to check how a scale reduction of the experiments may influence the accuracy of the results some uni-axial tension tests for one-row bolted connections were done. In the first test the bolts had a diameter of 8 mm. In the second test all the lengths had been reduced by the factor two, leading to a bolt diameter of 4 mm. In the third test the factor was four, leading to a bolt diameter of only 2 mm. Comparison of the results showed that the maximum forces before failure are almost proportional to the square of the scale factor. The resulting deviation between the first and second test was only 3 %. The deviation of the third test was somewhat higher possibly due to its rather small dimensions causing difficulties to meet the required accuracies. Therefore it was concluded that the above scale reduction by the factors 3.75 and 4.0 will not impair the accuracy of the results considerably, provided the specimens are made not only from the same material but also from sheets having the same thickness.

Under these conditions the specimens modelling the walls of both the large component port and the containment shell needed a diameter of only 1 m. The slit modelling the separating gap

between the large component port and the containment shell had a length of about 520 mm. The plates covering the slit at both sides and transferring the load across the slit were bolted together with 160 and 124 bolts, respectively. The pre-stressing of the bolts and the conditions of the surfaces pressed together were chosen similar to reality, although the uni-axial tension tests had indicated that these conditions have little influence on the maximum load carrying capacity.

In order to allow for realistic biaxial loading radial tension forces were applied by 16 clamping jaws at the circumference of the specimen (fig. 3). Here the thickness of the specimen is 36 mm. The diameter of the specimen including the clampings is about 1.4. In order to have the same material properties as in the containment the specimen had been machined out of a sheet having the same thickness as in reality.

The radial tension forces were generated by a biaxial tension machine with a diameter of about 2 m. It consists of a stiff ring with 16 hydraulic cylinders (fig. 4). Each of them allowed for a maximum tension force of 1.4×10^6 N and could be controlled independently from the others. In this way some deviations from the axisymmetric load distributions could be obtained which were expected to be typical for the bolted connection of the containment.

During the experiment the forces generated by the hydraulic cylinders were increased step by step. For each step the deformations of the test sections were determined by measuring the coordinates of certain marking points using a three-coordinate measuring machine (fig. 4). Changes of the specimen thickness were determined using an ultrasonic transducer. In this way the strains of the membrane outside of the bolted connections and, using the stress-strain-relation of the material, the stresses in the membrane outside of the bolted connections could be found.

In addition, for each pressure step of the KKP II-related experiment also the leakage through the connections was measured. Therefore a dome was put over the connection and fed with a constant flow of air as illustrated in fig. 5. Then the pressure in the dome increased until a stationary pressure was reached, where the leakage was the same as the inflow. It could be measured by reversing it into a tank of a given volume and watching the pressure increase in the tank. The stationary pressure in the dome could also be measured. Based on these values the flow through the bolted connection and the leakage area could be determined using the known fluid dynamic relations for an ideal gas. Then the leakage area for the real containment was determined by considering that the experiment was performed only for a part of the real bolted connection and by multiplying the results with the square of the scale factor.

3. Experimental Results for the Bolted Connection

During the experimental investigation related to KKP II failure of the bolted connection could not be reached, since one of the clamping jaws where the loading was transferred to the specimen was torn off. This terminated the experiment. At the last load step an equivalent strain of $\epsilon_e = 4.9\%$ occurred in the membrane outside the bolted connection (fig. 6). The stress-strain diagram of the material yielded a corresponding equivalent stress of $\sigma_e = 530$ MPa. An average strain of 3.0% occurred across the bolted connection, though the cover plates and the bolts as well showed no significant deformation. The width of the slit in the membrane had increased from initially 2.5 mm to 7.4 mm. The width of the gap between the cover plates had increased from initially 1.3 mm to 7.2 mm.

For the experimental investigation related to Konvoi the transition from the specimen to the clamping was improved by introducing a larger transition radius. So failure of the bolted connection could be reached this time.

First, the results of the last load step prior to failure of the bolted connection will be discussed. Here an equivalent strain of $\epsilon_e = 4.1\%$ occurred in the membrane outside the bolted connection (fig. 7a). The corresponding equivalent stress was $\sigma_e = 507$ MPa. An average strain of 2.2% occurred across the bolted connection. The plates showed no significant deformation. The width of the slit in the membrane had increased from initially 2.5 mm to 6.8 mm. The gap between the cover plates had increased from initially 1.2 mm to 7.8 mm.

After the measurements were performed, the load of the membrane was slowly increased until suddenly a drop in the load occurred. The equivalent strain in the membrane outside the bolted connection was now $\epsilon_e = 5.3\%$, the corresponding equivalent stress was $\sigma_e = 537 - 539$ MPa. (fig. 7b) The average strain across the bolted connection was 3.0% , whereas the largest strain of the cover plates, occurring locally near the gap, had a rather small value of only 0.45% .

The cover plates had been staggered by 2.3 mm (fig. 8). At positions A significant necking of the membrane could be observed. These findings indicate that the material between the holes along line A - B must have suffered severe deformations or even ruptured. As the cover plates were not removed at this load step this first failure could not be inspected in detail.

The experiment was continued. After a further load increase of about 4% suddenly a hard bang could be heard, the staggering of the cover plates increased and the applied load fell down. Figs. 9 and 10 show the resulting damage of the bolted connection with and without cover plates. It turned out that the state of stresses and strains in the membrane outside the bolted connection had not significantly changed during this last load step.

4. Discussion of the Failure Mode of the Bolted Connection

In fig. 10 two different cracks can be seen: one crack passing along the circumference through the first row of holes, and another one passing in transverse direction. The circumferential crack can easily be explained by excessive radial stresses. The occurrence of the transverse crack, however, is more difficult to explain. Here, the following simplified analysis is helpful which studies the failure modes of the bolted connection under pure radial tension.

The circumferential crack occurs, when the stress in the cross-section of the membrane between the holes of the first row reaches the maximum tensile stress (fig. 11). Then the radial stress in a certain distance from the holes is $\sigma_{rI} = \sigma_m \cdot (L - D)/L$, where L is the distance between the holes, D their diameter and σ_m the maximum tensile stress of the material.

Using the data for the Konvoi bolted connection (L = 249 mm, D = 37 mm, $\sigma_m = 580$ MPa) yields

$$\sigma_{rI} = 494 \text{ MPa.}$$

Transverse failure of the bolted connection occurs, when the bolt bearing stresses reach the maximum tensile stress (fig. 11). Then the radial stress in a certain distance from the holes is $\sigma_{rII} = (\sigma_m \cdot N \cdot d)/b$, where N is the number of bolts in a section of width b of the bolted connection, d is the diameter of the bolts and σ_m is again the maximum tensile stress. Using the data for a section of the Konvoi bolted connection (N = 46, b = 1976 mm, d = 36 mm) yields

$$\sigma_{rII} = 486 \text{ MPa.}$$

It turns out that the two critical radial stresses are nearly the same. That means, during failure of the bolted connection both circumferential and transverse cracks have to be expected.

For the KKP II bolted connection the two critical failure stresses have been computed, too. Using the corresponding values (L = 223 mm, D = 31 mm, N = 7, b = 223 mm, d = 30 mm, $\sigma_m = 580$ MPa) yields:

$$\sigma_{rI} = 499 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{rII} = 546 \text{ MPa}$$

The difference between these values indicates that failure of the KKP II bolted connection is more likely to occur due to circumferential crack only.

5. Transfer of the Experimental Results to the Containment

For this transfer it is necessary to determine that containment pressure which causes a similar state of stresses and strains in the containment shell as it was encountered in the experiment. Then that containment pressure is identical with the failure pressure, when the resulting stresses and strains would have caused failure in the experiment. However, the strains in the shell regions near the bolted connection are influenced from the bolted connection itself. Thus, for an adequate determination of the containment pressure, the elastic-plastic behaviour of the bolted connection should be taken into account.

All the experiments with bolted connections indicated that most of their deformations were concentrated in a region around the first row of holes. Therefore, in the computational model two strips along the first rows of holes - one along the outermost and one along the innermost row - were assumed having special material properties. The widths of the strips were chosen to be twice the distance between two rows of holes. The stress-strain relation for the strip material was chosen such that the measured radial elongation of the bolted connection was reproduced. In the remaining part of the bolted connection the thickness of the cover plates was added to that of the containment shell. The holes were ignored, and the material properties were assumed to be the same as for the remainder of the shell (fig. 12).

In order to study the influence of these assumptions two additional models were investigated. The second model was the same as before, but the cover plates were not considered. In the third model even the complete bolted connection was not considered.

Fig. 13 shows the strains in the containment computed with these models using ROTMEM. The strains obtained with different models deviate only slightly from one another in the domains outside the bolted connection ($r \geq 4.72$ m). This means that uncertainties in modelling of the bolted connection have no significant influence on the stresses and strains in the containment shell outside the bolted connection.

According to fig. 13a, for a containment pressure of 14.0 bar the strain outside the bolted connection is about the same as the strain reached in the KKP II related experiment. Here the specimen was still intact. Consequently, for a containment pressure of 14.0 bar the bolted connection of KKP II will also be still intact.

According to fig. 13b, for a containment pressure of 14.3 bar the strain outside the bolted connection is about the same as the strain reached in the Konvoi related experiment. Under this condition the specimen had failed. Consequently, for a containment pressure of 14.3 bar the

bolted connection of Konvoi will fail, too.

Furthermore, it should be pointed out that a failure of the bolted connection is likely to propagate all over the containment shell. Therefore, it would be able to cause severe mechanical damage at the whole plant and its environment.

6. Determination of the Leakage Area through the Bolted Connection

The investigations showed that two types of leakage paths exist. The first type is due to the bolts which penetrate the connection. The second one is due to the gap between the containment shell and the large component port. This gap is crossed by the 18 gaps between the 18 cover plates causing 18 rectangular holes which penetrate the connection, too. Therefore, each of the measuring procedures described in paragraph 2 was carried out first for both types of leakage paths and then for the leakage only due to the bolts while the crossing gaps were sealed by chewing gum.

The resulting leakage areas through the bolted connection of the containment shell are shown in fig 14 as a function of the containment pressure. It can be seen that remarkable leakage area due to the bolts occurs when the containment pressure exceeds a value of about 11 bar. The leakage area due to the crossing gaps starts to grow at the beginning of the pressurization. The results apply to both, KKP II and Konvoi.

It should be mentioned, however, that these investigations include a lot of uncertainties. For instance, the ideal gas theory which had been applied might not be quite adequate. Indeed, deviations in the order of the factor 2 have been found by comparing the above leakage area due to the crossing gaps with results from direct geometric measurements.

7. Investigation of the Sealing Box

The bolted connection is covered by a welded sealing box in order to prevent any leakages through it. Fig. 15 shows the design of the sealing boxes for KKP II and Konvoi.

The pressurization of the containment causes considerable movements of the connection points between the containment and the feet of the sealing box. The question is, for which containment pressure the deformations are so large that the sealing box fails and loses its tightness. If for this pressure the bolted connection is still intact, then the leakage area through the bolted connection becomes effective.

In order to determine when failure of the sealing box occurs, several uniaxial tension tests with

strips of the sealing box were performed. Since weldings play an important role, full size mock-ups have been used. The effect of scattering of the failure points due to slightly varying welding conditions has been considered by referring to a total of six tests for every type of sealing box.

Fig. 16 shows one specimen for KKP II and one for Konvoi during the tension test. Fig. 17 shows the measured elastic plastic deformation behavior. In all the tests, first the inner welding and then, after a large additional elongation, the outer welding failed. Leakage can only occur after this second failure.

In order to determine the containment pressure for this event, ROTMEM was used to calculate the displacements of the connection points between the containment and the feet of the sealing box. The computations took into account that also the plates of the box undergo deformations and that the forces transferred by the box cause a small reduction of the forces which must be transferred by the bolted connection. It turned out that the second welding of the KKP II sealing box fails for a containment pressure between 12.9 and 13.7 bar and that of Konvoi for a pressure between 14.0 and 14.3 bar.

8. Conclusions

Comparison of the failure pressure of the weak parts of the containment presented in [2] with those presented here shows that the bolted connection and the sealing box govern the failure of both, the KKP II and the Konvoi containment.

For KKP II the conclusions drawn in [1] are confirmed:

If the pressure in the containment increases slowly, the sealing box covering the bolted connection fails between 12.9 and 13.7 bar. Then the leakage area at the bolted connection becomes effective. According to fig. 14 it has a size between 210 and 430 cm², which is essentially higher than the value of about 15 cm² for which the pressure increase caused by a postulated core melt accident and the pressure drop caused by the leakage are just balanced. Therefore, the critical pressure for failure of the bolted connection which is higher than 14 bar will not be reached. That means, the containment fails locally. Even weaker material and consequently a reduction of the failure pressure of the bolted connection would not be of essential influence. This would lead to higher deformations and thus to a similar reduction of the failure pressure of the sealing box, too. Only for some unlikely deviations of the relevant parameters a failure of the bolted connection could be conceivable. Then severe mechanical damage of the whole plant would occur. In risk studies, however, such an unlikely event does not play a major role.

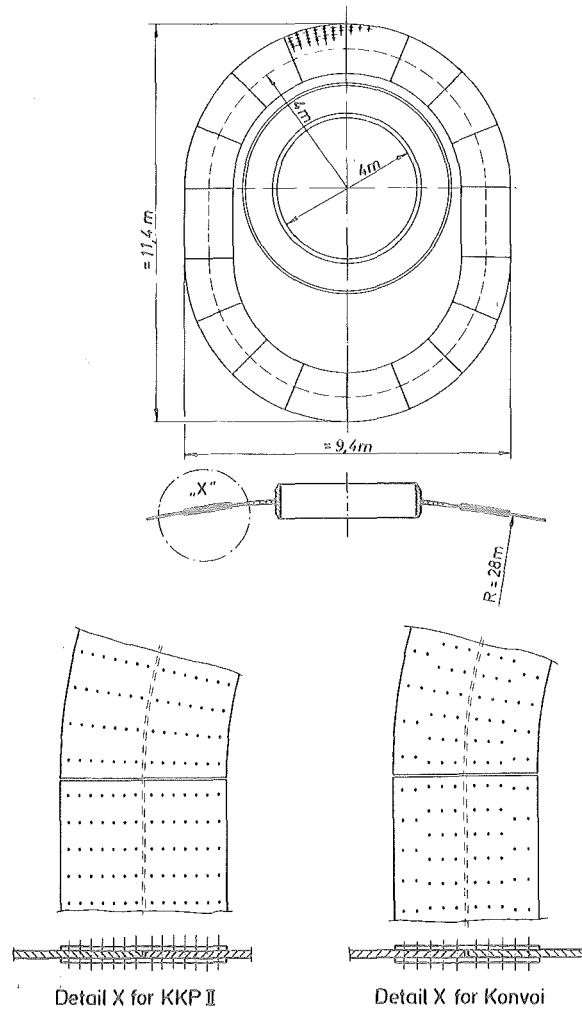


Fig. 1: Bolted connection between the containment shell and the large component port

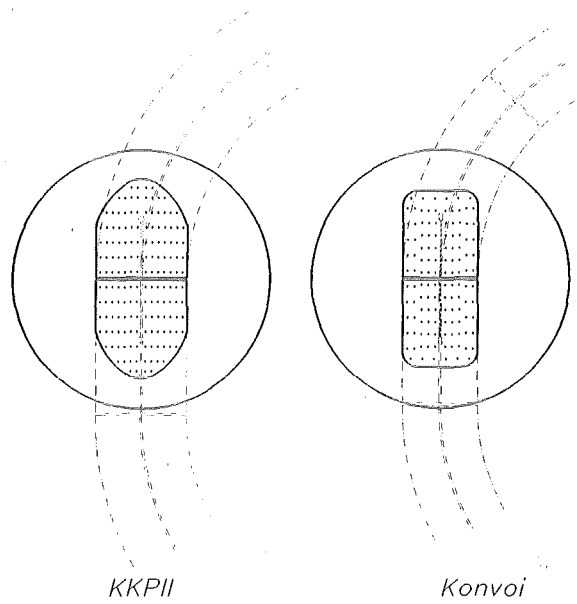


Fig. 2: Sections of the bolted connections investigated in the biaxial tensile test

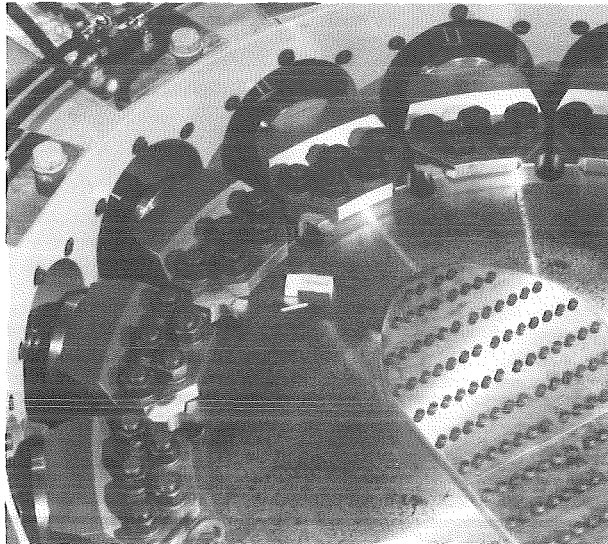


Fig. 3: Clamping of the specimen

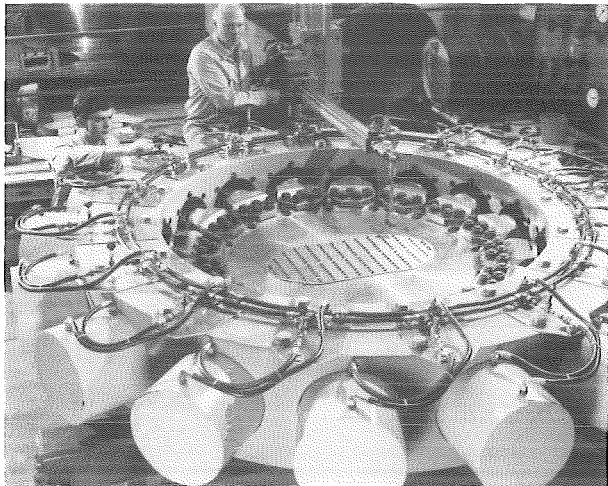


Fig. 4: Biaxial tension machine with 16 hydraulic cylinders and three-coordinate measuring machine

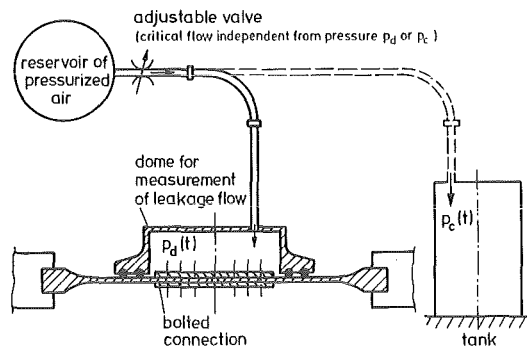


Fig. 5: Measuring of the leakage through the bolted connection

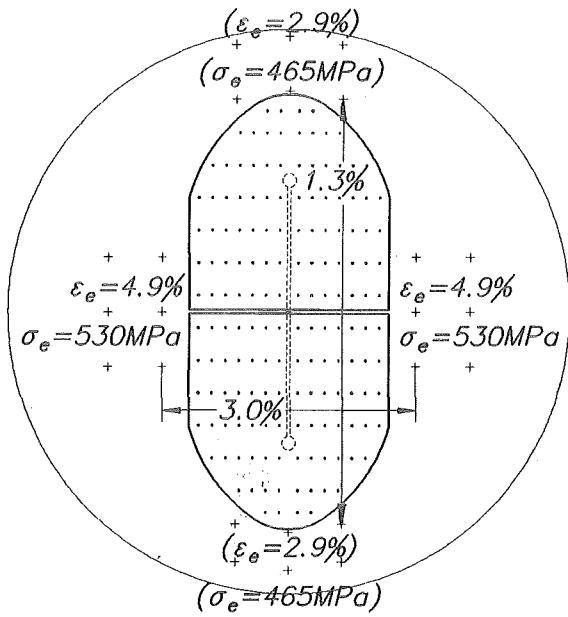


Fig. 6:
Stresses and strains reached in the experiment for KKPII.

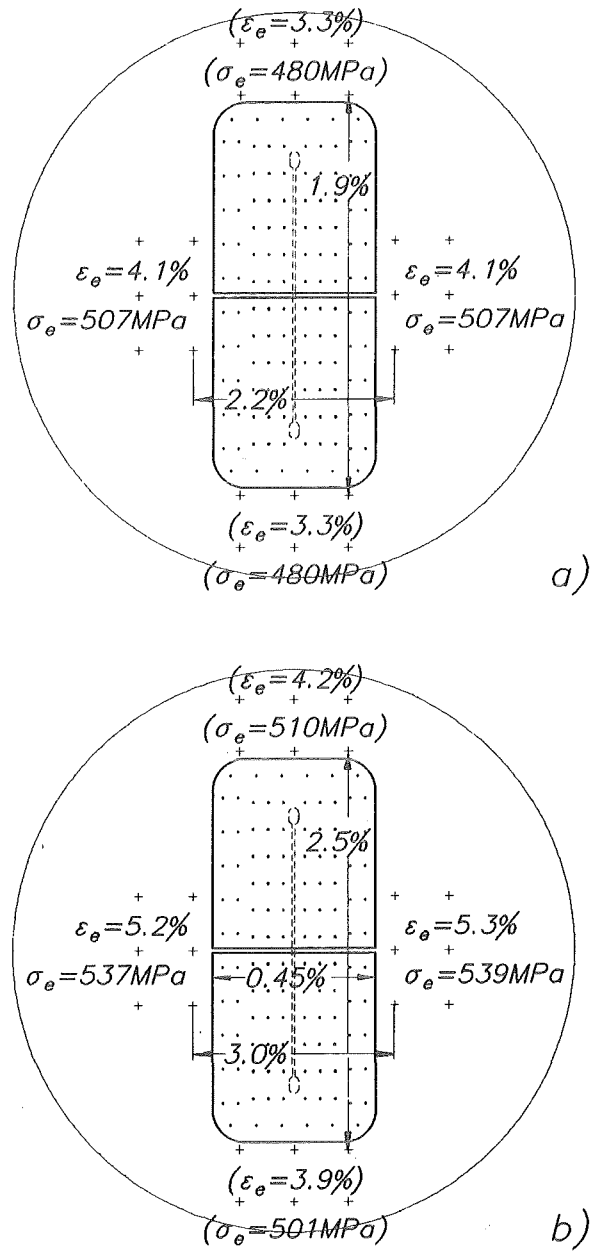


Fig. 7:
Stresses and strains reached in the experiment for Konvoi.
a) last load step prior to failure.
b) after first failure (first load drop).

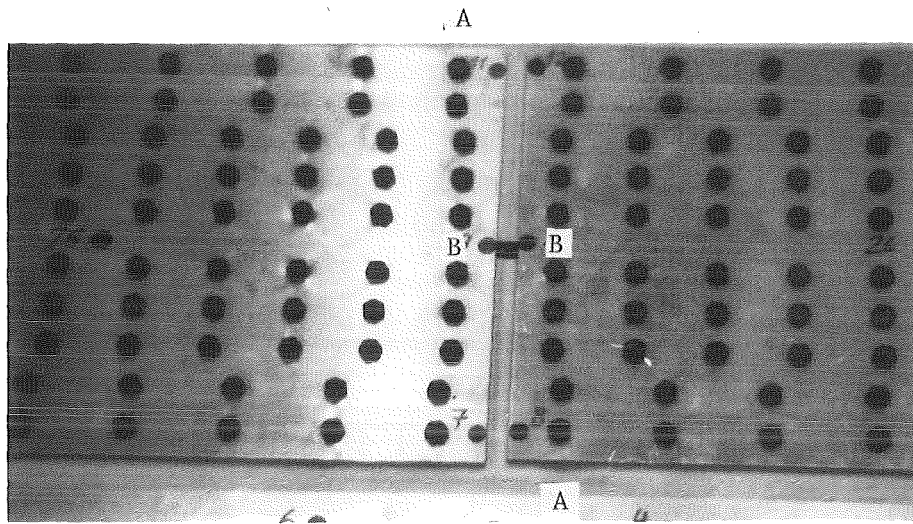


Fig. 8: Staggering of the cover plates after first failure of the Konvoi bolted connection

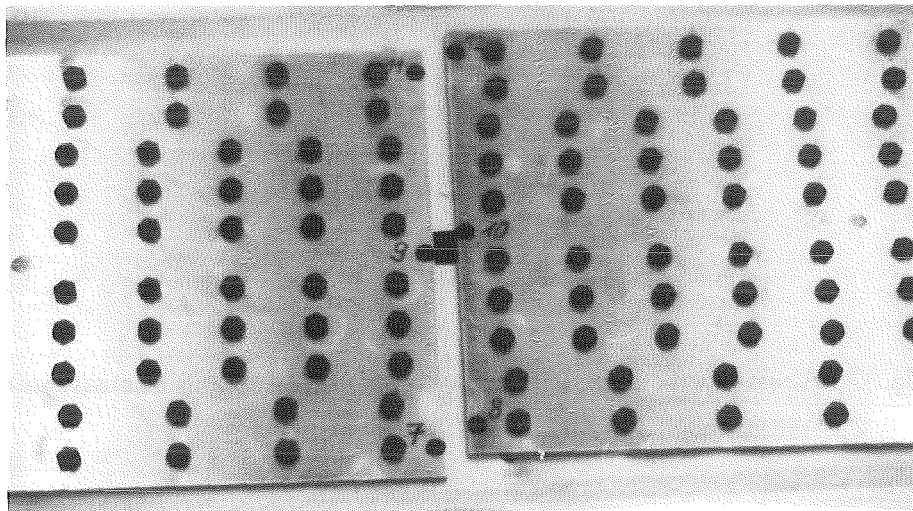


Fig. 9: Bolted connection of Konvoi after total failure

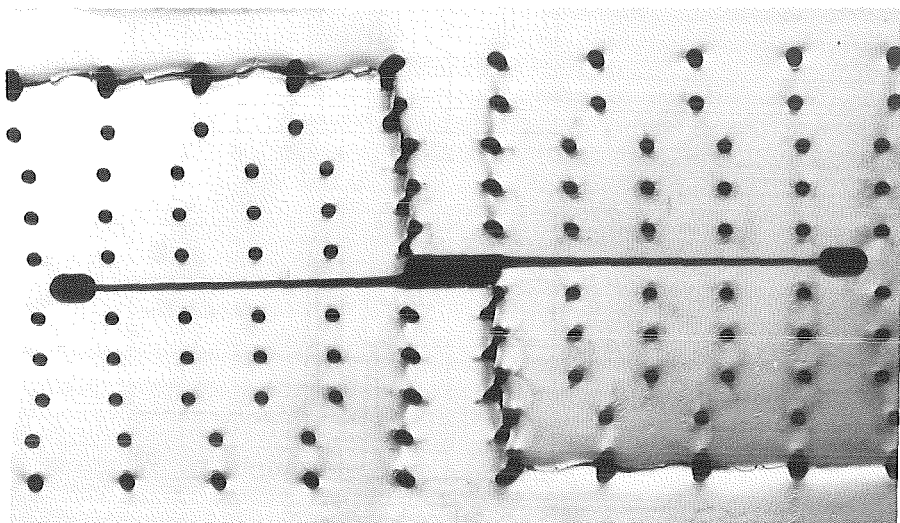


Fig. 10: Bolted connection of Konvoi after total failure with cover plates removed.

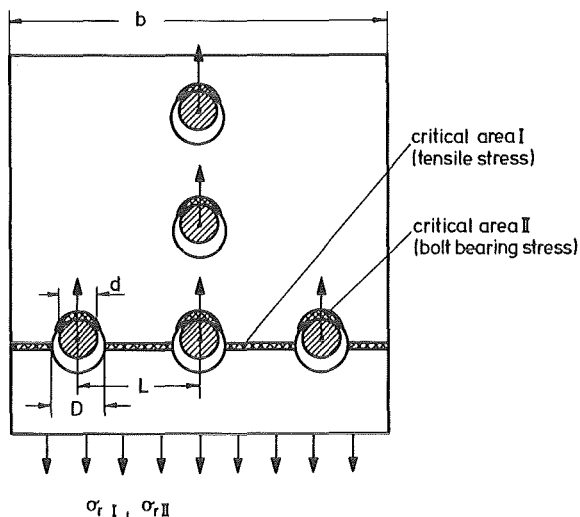


Fig. 11: Failure of a bolted connection under uniaxial tension

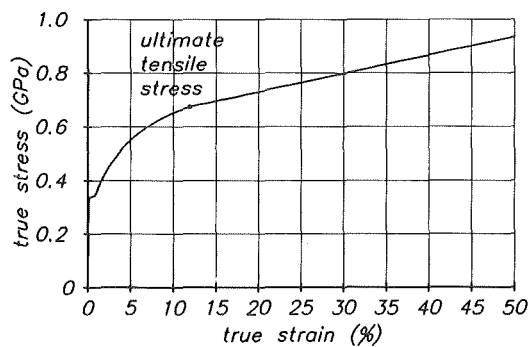


Fig. 12: Stress-strain diagram of the containment steel 15MnNi63 measured at a temperature of 170 °C and at a strain rate of $6 \cdot 10^{-7}/s$

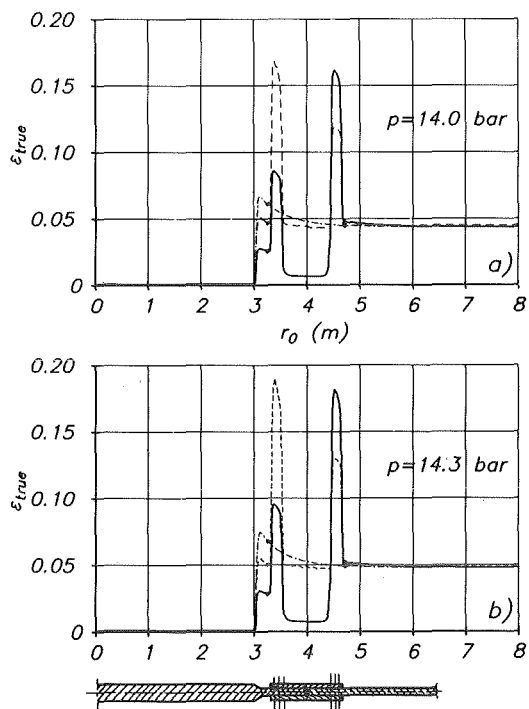


Fig. 13: Computed strains in the containment shell for different models of the bolted connection (— model 1, --- model 2, -·-·- model 3)

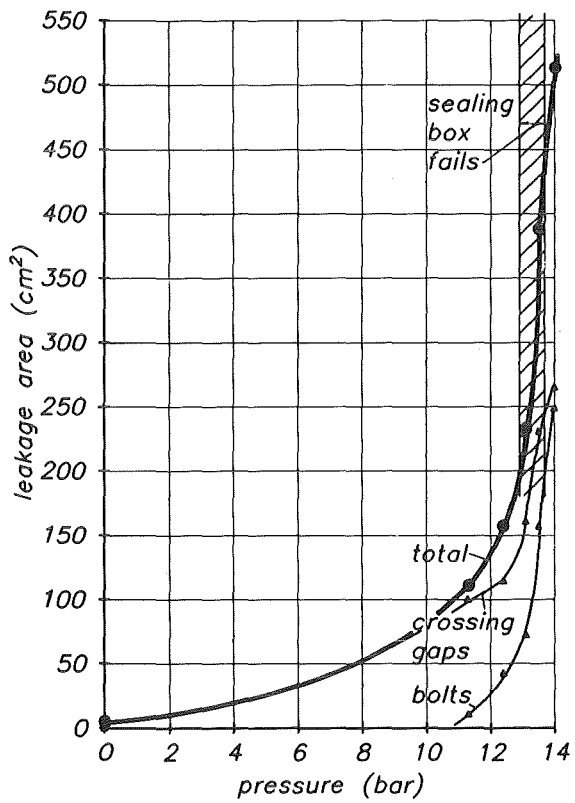


Fig. 14:
Leakage area through the bolted connection of the containment for different pressures. (Sealing box not considered.)

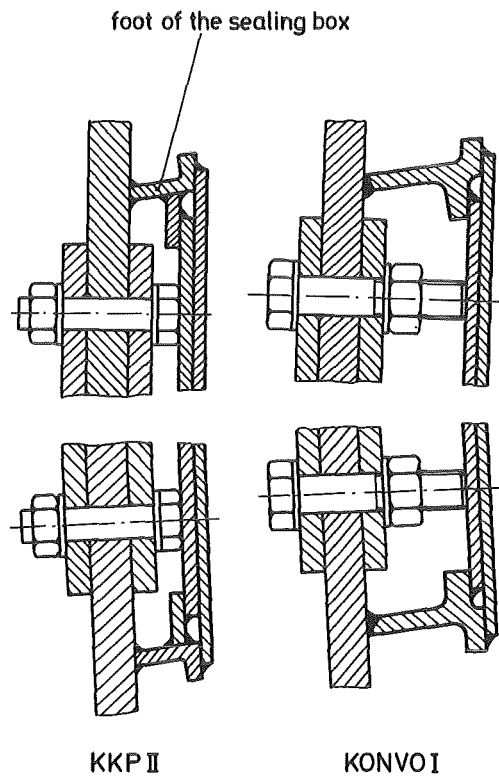


Fig. 15:
Sealing boxes for the bolted connections of KKPII and Konvoi respectively.

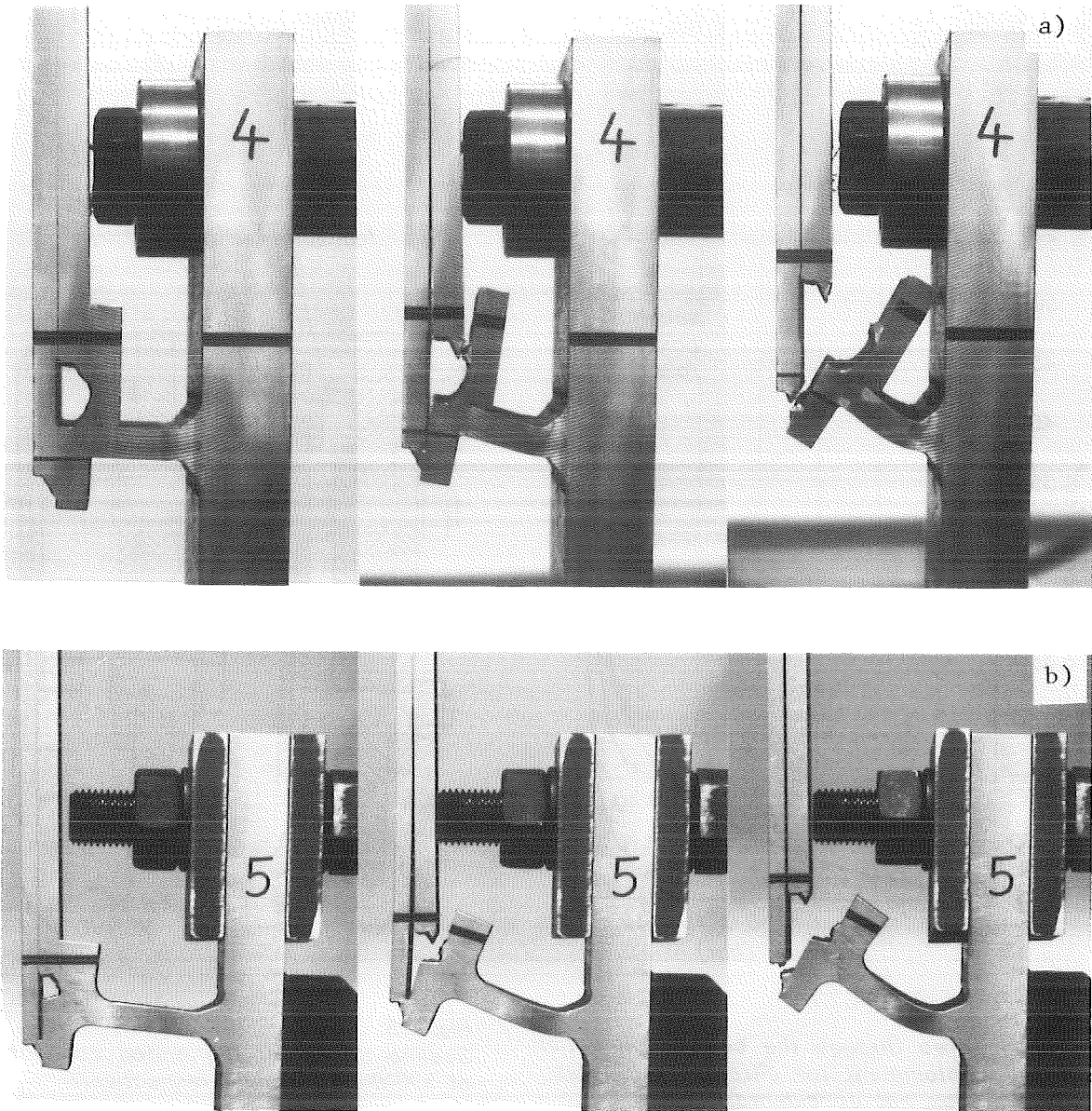


Fig. 16: Uniaxial tension tests with strips of the sealing boxes

a) for KKP II

b) for Konvoi

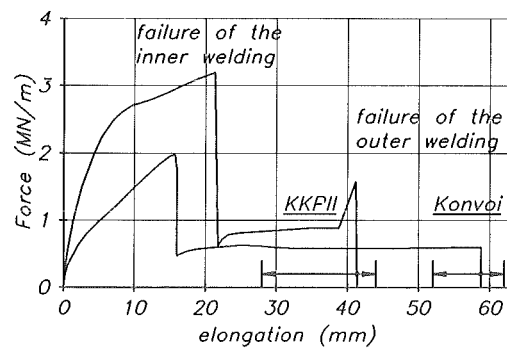


Fig. 17: Typical forces in the KKP II and Konvoi sealing boxes due to the elongation of their feet.

Band width, in which failure of the sealing boxes occurred.

For Konvoi the conclusions are somewhat different:

Here the higher flexibility of the sealing box increases its failure pressure up to 14.3 bar. Again, the leakage through the bolted connection would be high enough to prevent any further pressure increase. However, the failure pressure of the bolted connection has about the same value of 14.3 bar. Therefore in some cases, where the relevant parameters are still within their expected range, a failure of the bolted connection leading to severe mechanical damage may occur. In risk studies the large consequences of such an event may not be neglected.

9. References

- [1] J.P. Hosemann, H.H. Hennies, K. Hassmann:
German results on consequences of LWR severe accidents.
ANS/ENS Int. Conf., Nov. 11-16, 1984, Washington D.C.
- [2] M. Reimann, J.P. Hosemann, K. Hassmann:
Containment Loadings during Hypothetical Core Melt Accidents.
Nucl. Eng. Des. 100 (1987) 93-102
- [3] R. Krieg, B. Göller, G. Messemer, E. Wolf:
Failure pressure and failure mode of the latest type of German PWR containments.
Nucl. Eng. Des., Topical Issue from 3rd Workshop on Containment Integrity, to be published
- [4] G. Valtinat:
GV-Verschraubung des Montagetoeres im Sicherheitsbehälter beim Kernkraftwerk
Philippsburg Block II.
Stahlbau 3 (1984) 83-87
- [5] B. Göller, R. Krieg, G. Messemer:
Failure at reinforced sections of spherical steel containments under excessive internal
pressure.
Transactions of SMIRT 8, Aug. 1985, Brussels, Paper J3/6, 107-112

06.01.19 Thermoermüdung und Thermoschockverhalten von Reaktorkomponenten

06.01.19/05A Investigations of crack growth under thermal fatigue
PNS 4160 loading
 (K. Bethge, D. Munz, H. Stamm; IMF IV)

Abstract

The results of investigations of crack growth under cyclic thermal fatigue loading are presented. The experiments were performed using the reactor pressure vessel steel 20 Mn Mo Ni 55 and cyclical heating up and cooling down specimens with semi-elliptical surface cracks. By use of the weight function method stress intensity factors for the crack under thermal fatigue loading were calculated and served to predict the crack growth under this loading condition. The prediction is then compared with the experimental result.

1. Introduction

In an accident or even under normal operating conditions parts of the pressure vessel and the piping system of a light water reactor may be exposed to thermal loading. Therefore, several research institutes deal with the problem of crack propagation under such loading conditions. In this report recent investigations of thermal fatigue are presented. The investigation programme consists of the following three parts: a thermal fatigue experiment and fractographic studies, experiments to characterize the material, and the fracture mechanics analysis.

In the thermal fatigue experiment small cylindrical plates are used which are exposed to a heating phase and a second phase in which the specimens are cooled down under well defined boundary conditions. The use of small specimens offers the advantage that the test conditions can be varied, e.g., the initial crack geometry, the thermal load and the material investigated. By use of semi-elliptical surface cracks the behaviour of cracks in components can be adequately described.

The crack growth analysis relies on linear-elastic fracture mechanics to predict crack growth per cycle. The thermal stress distribution is calculated using Finite Element programs. Stress-intensity factors are calculated with the weight function method. The crack growth parameters C and n which enter

the Paris relation and strongly depend not only on the material but on the environmental conditions such as the surrounding medium, load shape and frequency, are determined in mechanical fatigue experiments with standard CT-specimens and plates having a semi-elliptical initial crack geometry.

Besides fractographic studies the post-test analyses are performed to compare the theoretical prediction with the experiment. The results of two representative thermal fatigue specimens and post-test analyses will be demonstrated below.

2. Description of the thermal fatigue experiment and loading conditions

A special test rig has been constructed /1/ for the thermal fatigue experiments. The specimen, a circular-cylindrical plate of 150 mm diameter and 20 mm thickness, is made of the reactor pressure vessel steel 20 Mn Mo Ni 55. In the centre of the plate a notch is introduced by spark erosion and extended under mechanical fatigue loading to its initial crack geometry. In a test pot, Fig. 1, the specimen is heated up to a homogeneous temperature with a hot air blower. With a linear adjusting system an injection device is pressed against the centre of the plate. The cooling area has a diameter of 30 mm. During the following cooling phase the cracked side of the specimen is cooled down locally for 5 and 15 s, respectively, with cold water at 38 bar pressure. At the end of the cooling phase the injection device is removed and the plate is reheated to the initial temperature. The heating phase takes about 2 to 3 minutes, depending on the duration of the cooling phase. After the cyclic thermal fatigue loading the specimen is again subjected to mechanical fatigue until fracture occurs. To determine the applied load the spatial and temporal temperature distribution was measured in an uncracked reference specimen, using 15 Ni Cr - Ni thermocouples on different radii and at different distances from the cooled surface. Assuming a heat transfer coefficient of $h = 20 \text{ kW/m}^2\text{K}$ over the cooling area the temperature calculations with the ADINAT /2/ Finite Element program showed an excellent agreement with the experimental result.

3. Results of the thermal fatigue experiment and fractographic studies

A series of seven specimens were exposed to the thermal fatigue loading described above. Besides the upper homogeneous temperature of the specimen, the

duration of the cooling period, the initial crack geometry and the number of cycles were varied. Figure 2 shows two thermal fatigue specimens and their loading conditions.

Crack growth due to thermal fatigue loading was observed along the entire crack front of the mechanical precrack. Looking at specimen A4 it becomes obvious that the thermal fatigue crack grows more irregularly than surface cracks under mechanical fatigue.

At the surface crack branching is frequently observed and in this region the crack growth rates are higher than at the deepest point of the semi-elliptical crack. In Fig. 5 the averaged measured crack growth per cycle da/dN at the deepest point of the semi-ellipse and dc/dN at the surface of the different thermal fatigue specimens are plotted together with the increase in the cyclic stress-intensity factor ΔK from the initial to the final crack geometry. Whereas the cyclic crack growth da/dN at the deepest point of the crack does not show much scatter, the crack growth rate dc/dN can only be described by a broader scatterband. Furthermore, the crack growth rate seems to be independent of the duration of the cooling period.

Fractographic studies of the thermal fatigue crack were performed by an Endox treatment /3/ to remove the oxide layer from the fracture surface. A ductile and transgranular growth mechanism with formation of typical ductile striations was observed. Measured striation spacings were found to be in fairly good agreement with the averaged crack elongation per cycle. As a specific feature of the thermally propagated crack significant secondary microcracking and crack branching in the transition region between mechanical precrack and thermal crack were detected.

4. Crack growth calculation

Having determined the spatial and temporal temperature distribution during a loading cycle the stress distribution can be calculated with the ADINA Finite Element program /2/ using temperature-dependent material properties. For the determination of weighted, averaged stress-intensity factors \overline{K}_A and \overline{K}_C at the deepest point A and at the surface C of the semi-elliptical crack the weight function method is used.

By means of the Paris relation

$$da/dN = C \cdot (\Delta \overline{K}_A)^n \quad \text{and} \quad dc/dN = C \cdot (\Delta \overline{K}_C)^n$$

the crack propagation per cycle da/dN and dc/dN , respectively, is determined. $\Delta \overline{K}_A$ and $\Delta \overline{K}_C$ are the ranges of stress intensities \overline{K}_a and \overline{K}_c during one loading cycle. The determination of the crack growth parameters C and n will be described in the following chapter. Knowing the dependence of $\Delta \overline{K}_A$ and $\Delta \overline{K}_C$ on the crack geometry, the crack growth Δa and Δc can be determined as a function of the number of cycles.

5. Material characterization experiments

For crack-growth prediction it is necessary to know the crack growth parameters C and n of the Paris relation. Since C and n are not only dependent on the material but also on the environmental conditions at the crack tip, the effect of environment, load shape and load frequency on the crack-growth rate of the ferritic steel used was determined in the material characterisation part of this investigation. For this purpose, compact tension (CT) specimens and four-point bending (FPB) specimens with semi-elliptical surface cracks were examined. The specimens were loaded in mechanical fatigue tests using a constant stress ratio of $R = 0.1$.

In order to determine suitable crack growth parameters for the thermal fatigue experiment the mechanical fatigue tests were adapted to the conditions of the thermal fatigue experiment. The frequencies of the mechanical fatigue tests were $1/5$ and $1/15$ Hz corresponding to the cooling times of 5 and 15 s of the thermal fatigue test. The effect of a trapezoidal load shape was examined, which approximately describes the time dependence of the stress-intensity factor during one thermal fatigue cycle.

In an air environment at room temperature the crack growth rates did not depend on the frequency of the sinusoidal cyclic stress wave over a wide range from $1/30$ Hz to 20 Hz. However, fatigue tests in an aqueous environment exhibited a strong influence of the frequency on crack propagation per cycle.

The data in Fig. 3a show that fatigue crack growth increases due to corrosive

processes at the crack tip when the cyclic frequency is decreased.

Fatigue tests with trapezoidal load shape showed that the environmental acceleration of crack growth is also strongly dependent on the shape of the cyclic load waveform. Compared with a sinusoidal load of the same frequency, Fig. 3b, the trapezoidal load showed less crack growth rate than the sinusoidal load at the same level of stress intensity due to the higher loading rate.

Figure 4 shows that these results obtained on CT-specimens are confirmed by mechanical fatigue tests on four-point bending specimens (FPB) with semi-elliptical cracks subjected to the same loading conditions in an aqueous environment. Beach marks generated on the fracture surfaces of the FPB-specimens showed that the crack growth is more regular than in the case of thermal fatigue. This fact indicates that the irregularity in crack shape of the thermal fatigue specimen is related to either the multiaxial thermal fatigue load or to the different conditions at the crack tip, due to the water under high pressure, or to a combination of both.

6. Prediction of thermal fatigue crack growth

Appropriate crack growth parameters C and n which were determined in suitably conducted mechanical fatigue tests facilitate a prediction of the crack growth under thermal fatigue conditions. In Fig. 5 the crack growth data of adapted mechanical fatigue tests are plotted together with the crack growth rates of the thermal fatigue specimen and it is also visible that there is less scatter in the crack growth rates of the mechanical fatigue experiment than in the thermal fatigue tests and, on the other hand, that the mechanical fatigue data fit very well the scatter-band of the thermal fatigue crack-growth rates.

In Fig. 6 the comparison between theoretical prediction and the experimental result is presented using the parameters C and n from the material characterization experiments:

$$1/5 \text{ Hz} : C = 4.087 \cdot 10^{-8}, n = 2.558$$

$$1/15 \text{ Hz} : C = 2.051 \cdot 10^{-7}, n = 2.094$$

for ΔK in $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ and da/dN in mm/cycle

Looking at specimen A4 the crack growth at the deepest point of the semi-elliptical crack as well as the crack propagation at the surface can be well described using the Paris relation. Also for specimen A6 the crack growth in direction of the deepest point of the crack can be satisfactorily predicted. The crack propagation at the surface of specimen A6 is larger than predicted. This underestimation may result from the fact that after a certain number of thermal fatigue cycles cracks that have started from the cooled surface have grown into the main crack and thus may pretend accelerated crack growth at the surface of the semi-elliptical crack.

7. Summary

Results of theoretical and experimental investigations of the crack growth under thermal fatigue loading have been presented. A prediction of the thermal fatigue crack-growth has been performed using linear elastic fracture mechanics and suitably conducted experiments to characterize the material. Considering the whole series of thermal fatigue tests a good agreement between the prediction and the measured crack growth could be obtained.

References

- /1/ Czuck, G., Mattheck, C., Munz, D., Stamm, H.
Crack Growth under Cyclic Thermal Shock Loading, Nuclear Engineering and Design 84 (1985), 189 - 199.
- /2/ ADINAT/ADINA
A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, Report AE 81 - 2/Report AE 81 - 1, ADINA Eng. Inc. Watertown Mass. USA (1981).
- /3/ Kempainen, M., Törrönen K.
An Evaluation at Oxide Removal from Corrosion Fatigue Fracture Surfaces, Technical Research Center of Finland, VTT-MET B-43, 24 p., 1982.

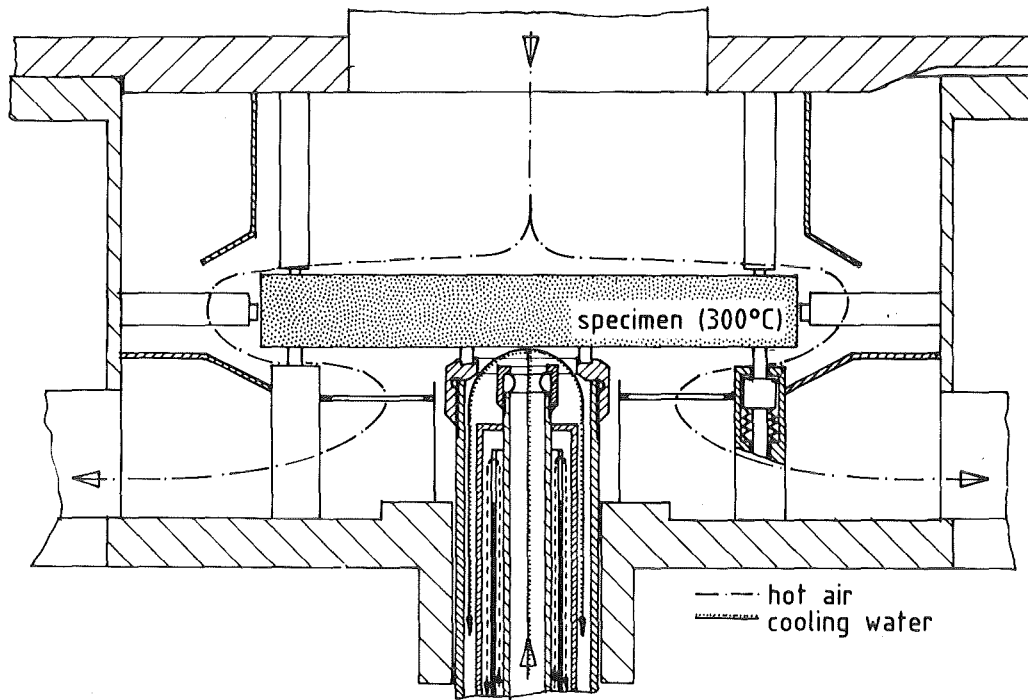
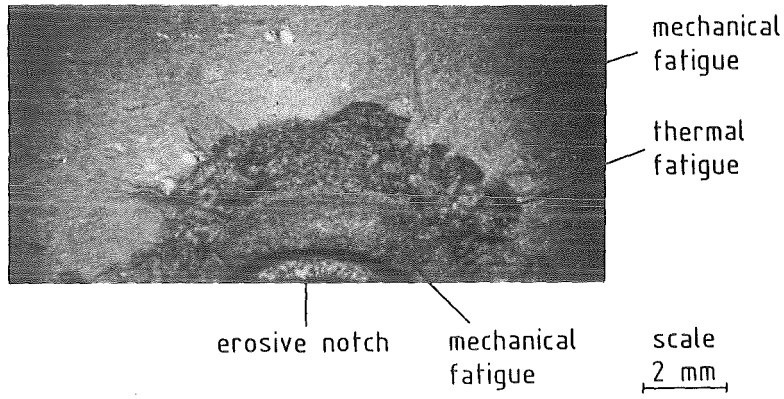
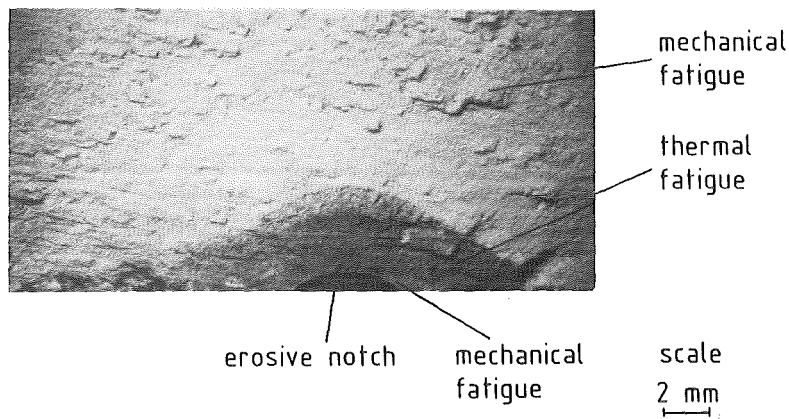


Fig. 1: Cross section of the test pot



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



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

Fig. 2: Crack surfaces of thermal fatigue specimens

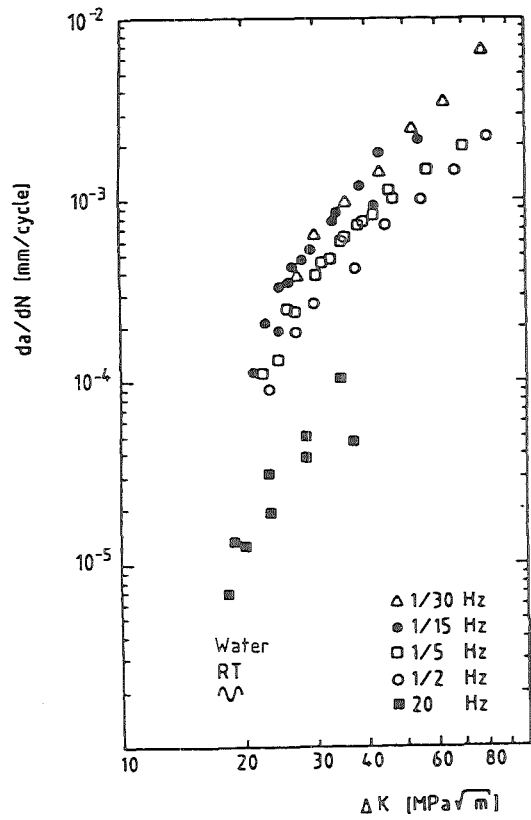


Fig. 3a: Effect of frequency on the mechanical crack growth rate in an aqueous environment

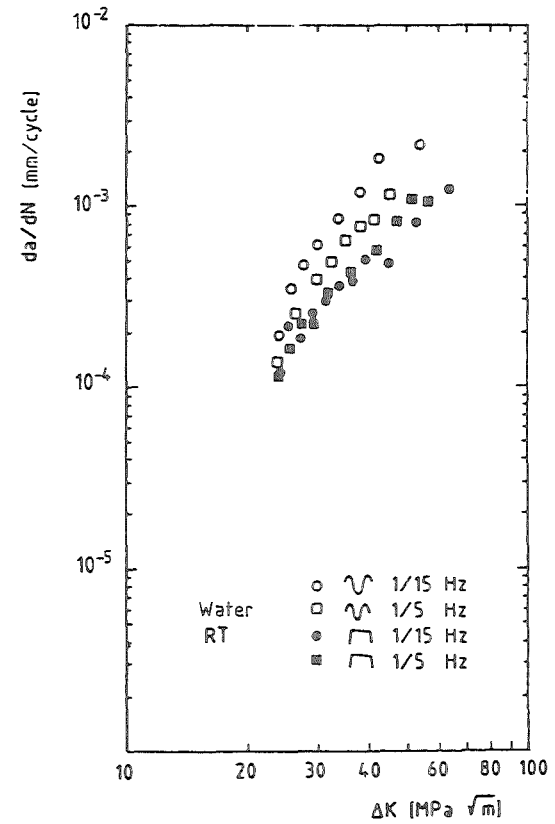


Fig. 3b: Effect of load shape on the mechanical crack growth rate in an aqueous environment

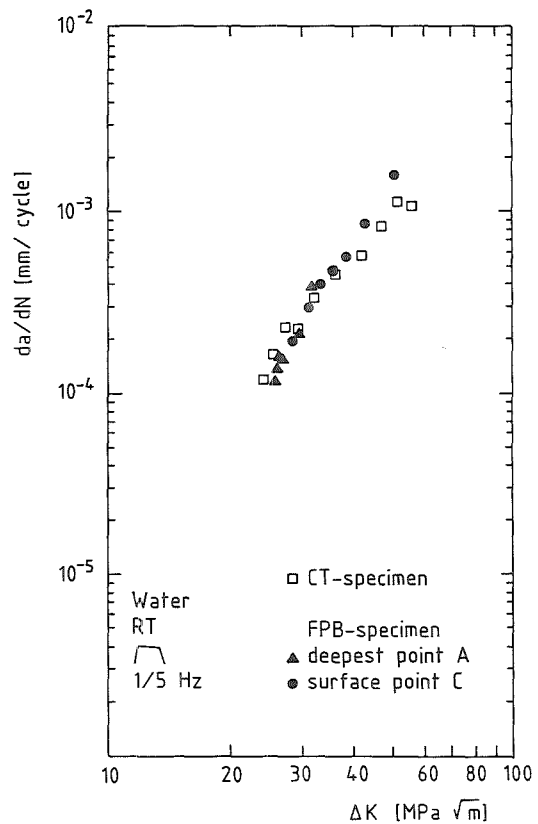


Fig. 4: Mechanical fatigue crack growth rates of compact tension (CT) and four point bending (FPB) specimens

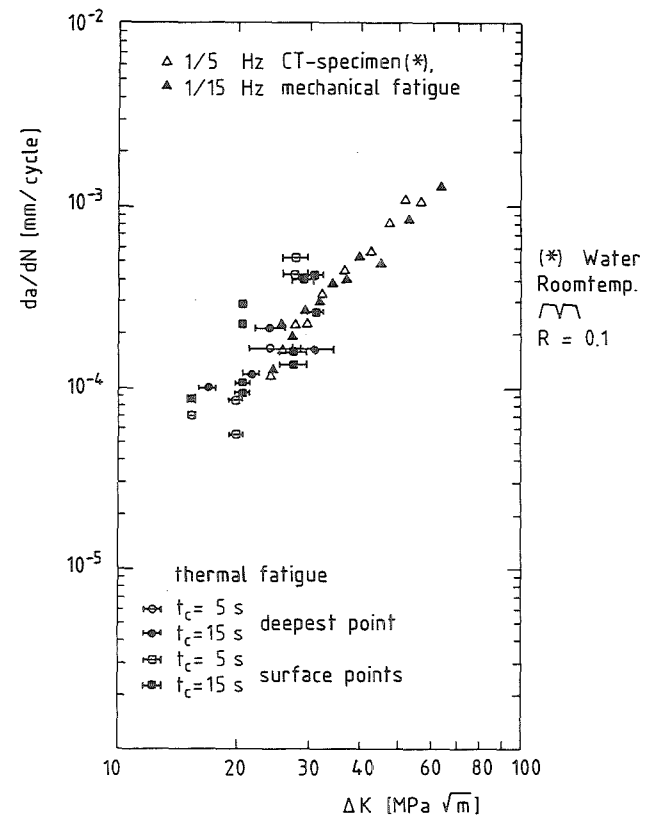
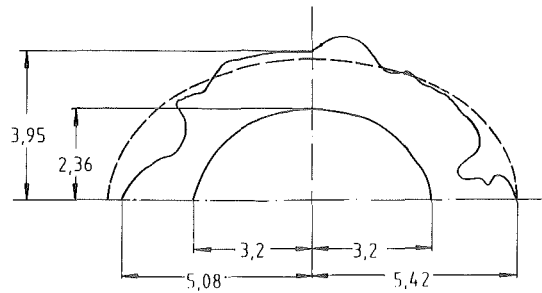


Fig. 5: Thermal fatigue crack growth rates compared with mechanical fatigue crack growth data

specimen A4

$C = 2,051 \cdot 10^{-7}$ } water, $1/\nu = 15 \text{ s} \sqrt{\text{m}}$
 $n = 2,094$ } room temperature

1mm — experiment
----- prediction



specimen A6

$C = 4,087 \cdot 10^{-8}$ } water, $1/\nu = 5 \text{ s} \sqrt{\text{m}}$
 $n = 2,558$ } room temperature

1mm — experiment
----- prediction

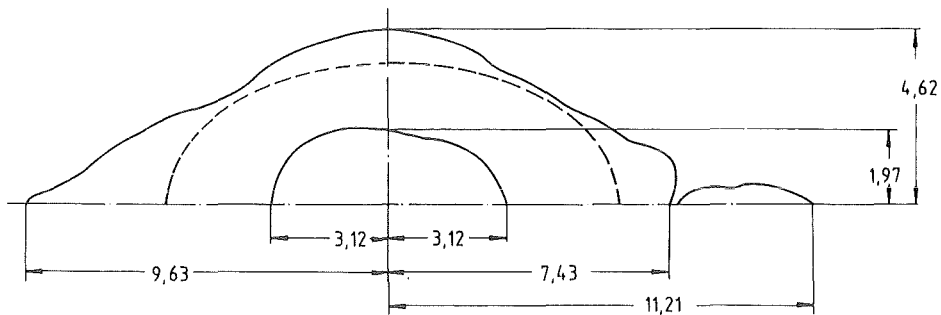


Fig. 6 Experimental results compared with the theoretical predictions of crack growth under thermal fatigue loading

06.01.19/06A Untersuchung des kritischen Massenstromes durch kleine Lecks
PNS 4161 (H. John, G. Eisele, J. Reimann, E. Wanner, R. Weinbrecht,
 S. Barth, L. Pawlak)

1. Einleitung

Experimentelle Untersuchungen von kritischem zweiphasigem Massenstrom durch rauhe Risse wurden durchgeführt, um eine Grundlage für die Auswahl eines Berechnungsmodells zu bekommen. Es ist sehr wichtig, Leckagen aus Rissen in druckführenden Komponenten von Kernreaktoren oder Behältern der chemischen Industrie berechnen zu können, besonders im Rahmen des allgemein anerkannten Leck- vor Buchkriteriums.

Im letzten Jahresbericht (KfK 4000) wurde unter 01.06.03/30A (S. 4100-116) der Aufbau der Versuchseinrichtung und die Durchführung der Experimente mit echten und simulierten Rissen beschrieben. In diesem Bericht soll daher eine kurze Darstellung der Ergebnisse unter dem Gesichtspunkt des Modellvergleichs erfolgen.

Eine zusammenfassende und detailliertere Darstellung der Untersuchungen wird in [1] und [2] durchgeführt.

2. Berechnungsmodelle für zweiphasigen Massenstrom

Massenstrommodelle für die kritische Entspannung zweiphasiger Gemische werden meistens danach unterschieden, ob sie von thermischem bzw. fluiddynamischem Gleich- oder Ungleichgewicht ausgehen.

Bei der Strömung durch enge rauhe Risse kann man allgemein voraussetzen, daß ein homogenes Gemisch vorliegt und damit fluiddynamisches Gleichgewicht herrscht. Wegen der z.T. kurzen Entspannungszeiten kann jedoch nicht mit Sicherheit von thermischem Gleichgewicht ausgegangen werden. Es wurden daher zum Vergleich mit den Versuchswerten 3 Modelle herangezogen, von denen alle auf fluiddynamischem Gleichgewicht, jedoch nur 2 auf thermischem Gleichgewicht und eins auf thermischem Ungleichgewicht basieren. Im folgenden werden diese Modelle kurz beschrieben.

2.1 Pana-Modell

Die von Pana [3, 4] empfohlene Methode zur Berechnung kritischer Massenströme von Dampf-Wassergemischen geht von fluiddynamischem und thermischem Gleichgewicht aus. Es wird also schlupffreie und siedeverzugsfreie Strömung beim Entspannungsvorgang angenommen und die flüssige Reibung im Strömungskanal berücksichtigt. Das Gebiet der Entspannung von anfangs unterkühltem Wasser, von dem allein hier die Rede ist, wird von Pana in zwei Bereiche unterteilt.

Für den ersten Bereich bestimmt er die kritische Massenstromdichte nach der modifizierten Bernoulligleichung:

$$G = \left[\frac{2(P_o - P_s(T_o))}{v_s(T_o) \cdot (1 + \xi)} \right]^{0,5}$$

hierin sind p , T und v Druck, Temperatur und spez. Volumen und die Indizes o und s bedeuten Stagnationszustand vor der Öffnung bzw. Siedezustand. ξ ist der Reibungsbeiwert bei einphasiger Strömung. Dieser Bereich ist dadurch gekennzeichnet, daß der Kanalaustritt kritischer Querschnitt ist und die Dampfbildung erst im Austritt auftritt. Der Strömungskanal selbst hat daher überwiegend einphasige Strömung. Nach einer Seite ist der Bereich bei sinkender Temperatur T_o dadurch begrenzt, daß unterkritische Entspannung auftritt und nach der anderen Seite dadurch, daß bei steigender Temperatur T_o die Grenztemperatur $T_{o_{lim}}$ erreicht wird, bei der die Verdampfungsfront beginnt stromaufwärts zu wandern.

Der zweite Bereich bei dem sich die Verdampfungsfront zwischen Austritt (bei $T_o = T_{o_{lim}}$) und Eintritt (bei $T_o = T_{os}$) bewegt, gilt die Beziehung für die Massenstromdichte:

$$G = G_{HEM} + \frac{T_{os} - T_o}{T_{os} - T_{o_{lim}}} \cdot (G_{lim} - G_{HEM})$$

Sie ist eine lineare Funktion von T_o . Der Bereich ist begrenzt durch die Grenztemperaturen T_{os} und $T_{o_{lim}}$. G nimmt dabei die Grenzwerte G_{HEM} bzw. G_{lim} an. Die Werte G_{HEM} und G_{lim} werden nach dem bekannten homogenen Gleichgewichtsmodell [3, 4] berechnet unter Berücksichtigung der flüssigen Reibung ξ .

Bei den durchgeführten Experimenten wurde der Reibungsbeiwert ξ bei Wasserströmung bei Temperaturen in der Nähe des zweiphasigen Bereiches gemessen.

Später wurde eine Berechnungsgleichung für ξ aus den geometrischen Spaltdaten entwickelt.

2.2 Abdollahian Modell I

Dieses Modell wurde von dem bekannten Modell von Henry [5], das auf thermischem Ungleichgewicht basiert, abgeleitet. Abdollahian führte zusätzlich einen Term für den Druckverlust im Spalt ein, der den Eintrittsverlust, die flüssige Reibung und die Beschleunigungsdruckverluste durch Querschnittsänderung und durch den Phasenwechsel berücksichtigt. Für den Reibungsdruckverlust wurde eine Beziehung von Karman verwendet, die den hydraulischen Durchmesser und die Rauigkeit des Spaltes berücksichtigt.

2.3 Abdollahian Modell II

Dieses von Abdollahian [6] entwickelte Modell ist ein einfaches, homogenes Gleichgewichtsmodell für unterkühltes Wasser. Es hat die Form:

$$G = \left[\frac{2 [P_0 - P_s(T_0)]}{v_m + v_m \cdot f \cdot \frac{l}{d_H} + \frac{v_0}{c^2}} \right]^{0,5}$$

mit $c = 0,61$

$$v_m = \bar{v}_L \cdot \bar{X} (\bar{v}_G - \bar{v}_L)$$

\bar{X} ist der mittlere adiabatische Dampfgewichtsanteil und die Indizes L und G, bezeichnen Wasser bzw. Dampf, \bar{v} gibt das mittlere spezifische Volumen bei der Entspannung an. l ist die Spaltlänge, d_H der hydraulische Durchmesser und f der Reibungsfaktor im Spalt.

3. Ergebnisse

Die in Tabelle 1 aufgelisteten Schlitzkonfigurationen (13 simulierte und 3 echte Risse), wurden mit der in Abbildung 1 dargestellten Versuchsmatrix getestet. Für insgesamt 458 verwertbare Versuchspunkte wurden die kritischen Massenströme als Funktion vom Eintrittsdruck und der Eintrittstemperatur gemessen und mit Berechnungen nach den 3 beschriebenen Modellen verglichen.

Da das Pana Model ursprünglich nur mit der Kenntnis des Reibungsbeiwertes anwendbar war wurden diese Werte für jeden Schlitz mit einphasiger Wasserströmung experimentell bestimmt. Die damit errechneten Massenstromwerte wurden mit den Versuchswerten verglichen. Wie in [1, 2] beschrieben wurde, ergab dieser erste Vergleich eine Standardabweichung der Rechenwerte von den Versuchswerten von nur 10 %. Dieses Ergebnis zeigt zwar eine sehr gute Wiedergabe der Versuchsergebnisse durch das Pana Modell, jedoch ist das Verfahren der Vorabbestimmung des Reibungsbeiwertes in der Praxis kaum anwendbar. Es wurde daher eine Korrelation aus den gemessenen geometrischen Schlitzdaten und den gemessenen Reibungsbeiwerten entwickelt, mit der der Reibungsbeiwert sich allgemein aus der Spaltweite, Spaltlänge und der Oberflächenrauigkeit im Spalt berechnen läßt. Mit dieser Korrelation wurde das Pana Modell zum Modifizierten Pana Modell erweitert.

Mit dem Modifizierten Pana Modell, dem Abdollahian Modell I und Abdollahian Modell II wurde der Modellvergleich mit den Versuchswerten durchgeführt.

In den Abbildungen 2, 3 und 4 sind die Rechenwerte des jeweiligen Modells über den Meßwerten aufgetragen. Der Vergleich zeigt, daß das modifizierte Pana Modell bei 458 Versuchspunkten eine relative Standardabweichung von 14 % ergibt und von allen 3 Modellen die beste Wiedergabe der Versuchswerte ermöglicht.

Das Modifizierte Pana Modell kann daher als ein brauchbares Rechenmodell für die Vorausbestimmung von kritischen Leckagen, aus Rissen in Druckbehältern, angesehen werden.

Literatur:

- /1/ H. John, J. Reimann, F. Westphal, L. Friedel
CRITICAL TWO-PHASE FLOW THROUGH ROUGH SLITS
Intern. Journal of Multiphase Flow (eingereicht Febr. 1987)

- /2/ H. John, J. Reimann, E. Eisele
Kritische Leckströmung aus rauen Rissen in Druckbehältern
KfK 4192 (1987)

/3/ P. Pana

Eine modifizierte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömungsvorgänge im unterkühlten Wassergebiet IRS-W18 (1975)

/4/ P. Pana

Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte IRS-W24 (1976)

/5/ R. E. Henry, H. K. Fauske

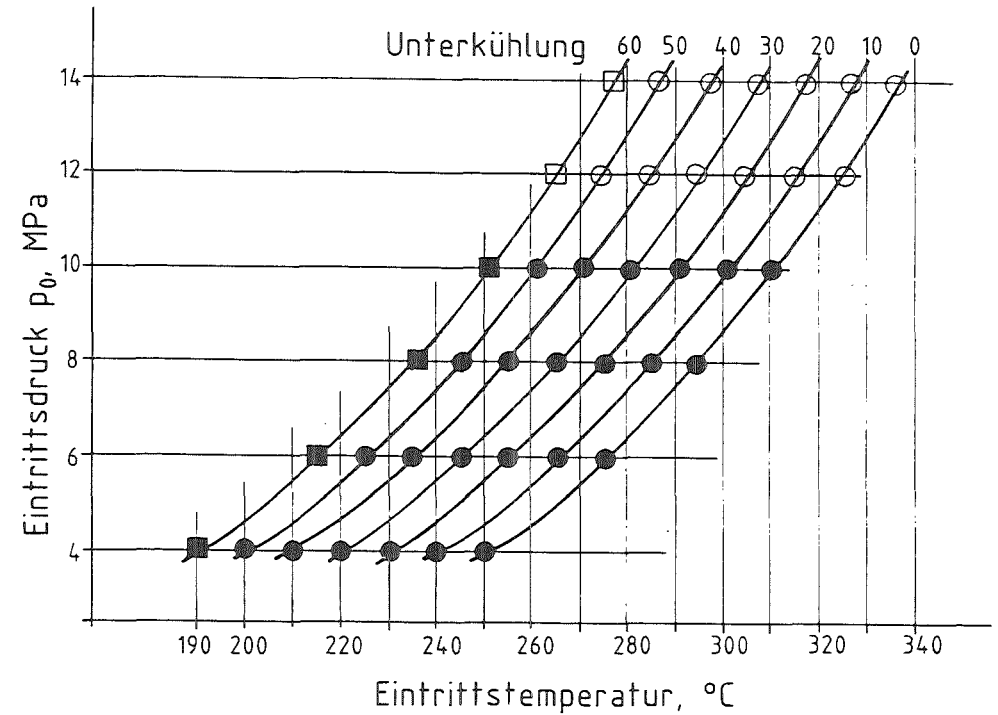
The two-phase critical flow of one-component mixtures in nozzles, orifices and short tubes. Trans. ASME, J. Heat Transfer 95, 1971 S. 179 - 1987

/6/ D. Abdollahian

Analytical prediction of single-phase and two-phase flow through cracks in pipes and tubes. Heat Transfer-Niagara Falls. AIChE Symposium Series, No. 236, 80, S. 19-23

Probe Nr.	tot. Schlitzweite		Rauigkeit μm	Querschnitt A_{ex_2}	Reibungsbeiwert ζ_A
	Eintr. mm	Austr. mm			
2.204	0.205	0.25	5	20.0	3.2
2.13A	0.25	0.35	70	28.0	18.1
2.24A	0.26	0.26	70	20.8	23.0
3.13A	0.27	0.35	70	28.0	15.3
3.24A	0.34	0.39	70	31.2	8.1
3.13B	0.34	0.43	150	34.4	15.2
3.24B	0.41	0.48	150	38.4	11.2
2.13B	0.24	0.32	150	25.6	38.2
4.24B	0.53	0.58	150	46.4	8.3
2.15R	0.44	0.44	240	35.2	85
3.15R	0.54	0.54	240	43.2	43
4.15R	0.64	0.64	240	51.2	23.5
2.24C	0.24	0.25	100	20.0	28.2
3.13C	0.39	0.43	100	34.4	7.8
4.13C	0.50	0.55	100	44.0	6.4
2.24D	0.21	0.28	50	22.4	7.5

Tabelle 1 Liste der getesteten Schlitzgeometrien



- 4100-34 -



Abb.1 Testmatrix für alle Schlitzgeometrien

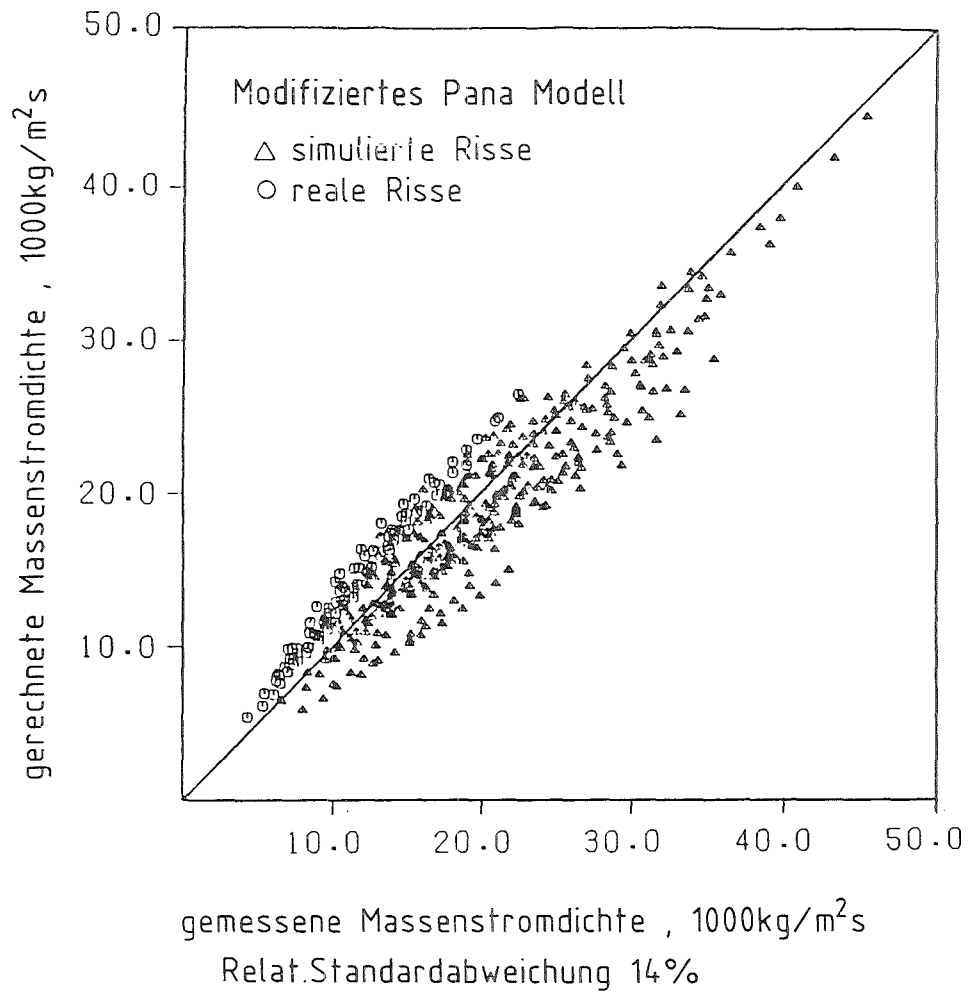


Abb. 2 Modellvergleich

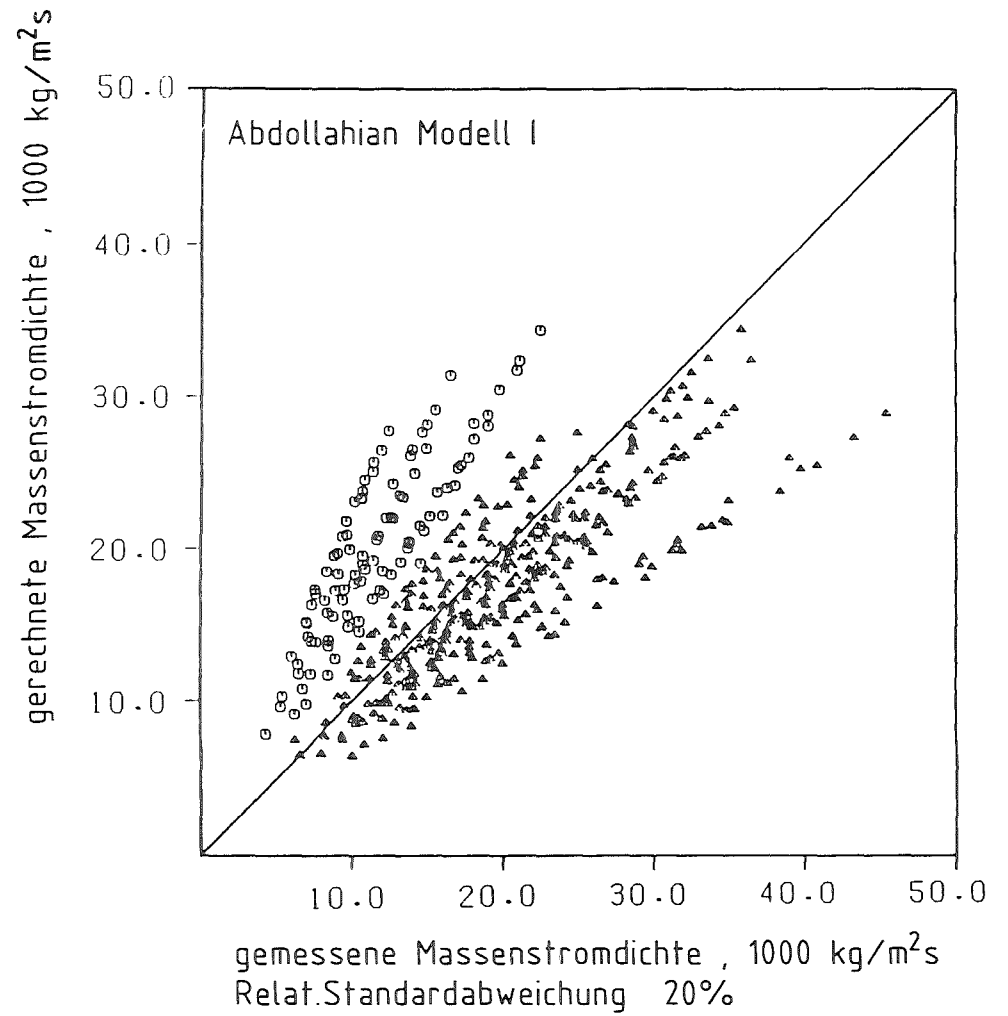


Abb. 3 Modellvergleich

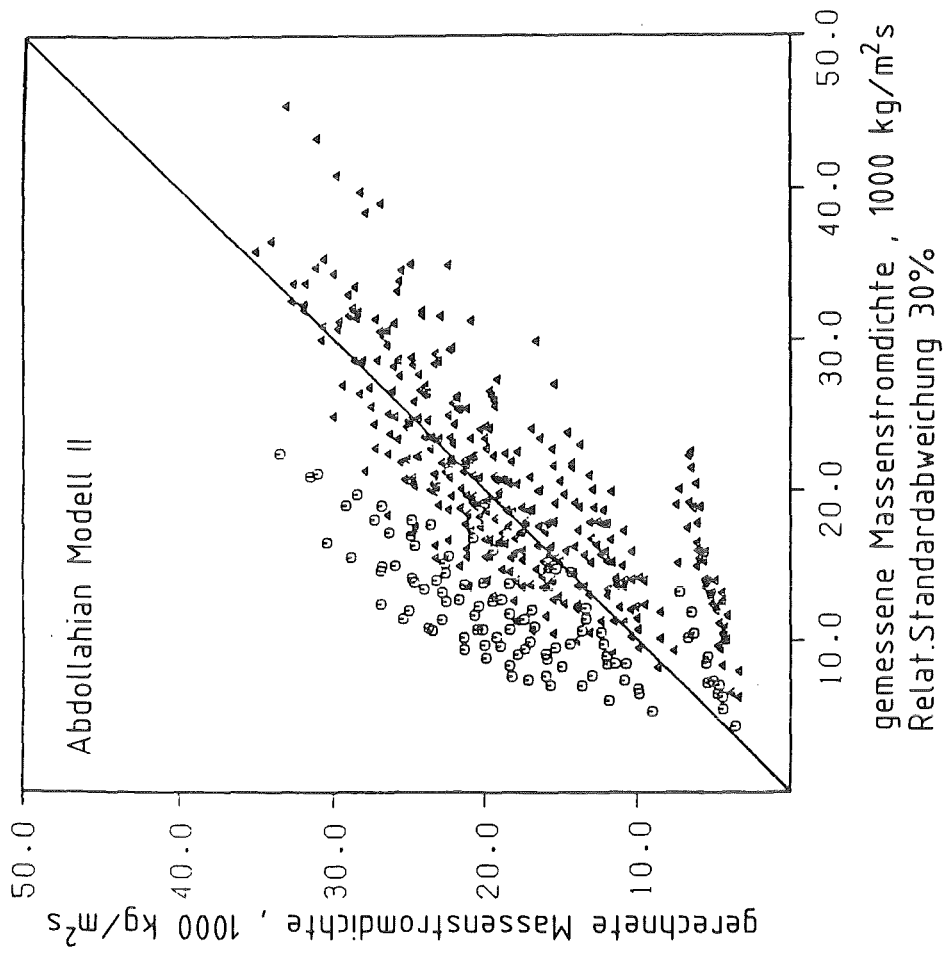


Abb.4 Modellvergleich

06.01.21 Thermo- und fluiddynamische Analysen von LWR-Störfällen

06.01.21/09A Anwendung der Flut-Option des LWR-Thermohydraulik-Codes
PNS 4270 RELAP5/MOD2 auf ein SEFLEX-Experiment
(G. Jacobs; INR / A. Galvan, Instituto Nacional de
Investigaciones Nucleares, Mexico)

1. Einleitung

Das System-Thermohydraulik-Rechenprogramm RELAP5 /1/ zur Berechnung des transienten Verhaltens eines Druckwasser-Reaktors verfügt in neuester Version (Mod 2) über die Möglichkeit, auch die Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu simulieren.

Um diese Anwendungsmöglichkeit des Programms zu prüfen, wurde ein Experiment aus der SEFLEX-Versuchsreihe /2,3/, die im KfK-IRB durchgeführt worden ist, mit RELAP5 nachgerechnet.

Das Flutmodell von RELAP5 arbeitet mit einem Renodalisierungsschema, das die in Betracht kommenden wärmeleitenden Strukturen, die vom Anwender als Fluteinheit zu spezifizieren sind, beim Einsetzen des Flutvorgangs zunächst in zwei axiale Maschen unterteilt, die dann im weiteren Verlauf des Flutens weiter verfeinert oder wieder vergrößert werden in Abhängigkeit vom Regime des Wärmeübergangs. Für solche Fluteinheiten wird die Wärmeleitung zweidimensional gerechnet. Im Bereich des Blasensiedens und des Übergangssiedens sorgt eine spezielle Logik für das auf den Abschreckungsvorgang abgestimmte Zusammenspiel der für diesen Zweck extra ausgewählten Wärmeübergangsbeziehungen.

2. Das Experiment SEFLEX 03

Die SEFLEX Experimente /2/, die in Ergänzung zum FEBA- Programm im KfK-IRB durchgeführt wurden, dienten dem Ziel, den Einfluß des Spaltes zwischen Hüllrohr und Brennstoff auf das Flutverhalten zu

untersuchen. Zu diesem Zweck wurde anstelle der spaltlosen FEBA-Heizstäbe ein Bündel aus REBEKA Brennstab-Simulatoren verwendet, die einen gasgefüllten Spalt zwischen der Zirkaloy-Hülle und den Aluminiumoxid-Ringtabletten aufweisen.

Die Teststrecke besteht aus einem (5 x 5)-Bündel von REBEKA-Stäben in LWR-typischer Rechteck-Geometrie mit Original KWU-Abstandshaltern aufgehängt in einem dickwandigen, rechteckigen Strömungskanal aus Stahl (Fig. 1).

Die Brennstabsimulatoren entsprechen in ihren äußeren Abmessungen den wirklichen Reaktor-Brennstäben. Die cosinusförmige axiale Leistungsverteilung wird durch 7 Leistungsstufen angenähert. Das Verhältnis der höchsten Leistung in Bündelmittlebene zur mittleren Stableitung beträgt 1,19. Die radiale Leistungsverteilung ist flach.

Der SEFLEX 03 Versuch entspricht dem früheren FEBA-Test Nr. 216 und ist gekennzeichnet durch

ein nicht blockiertes Bündel,
eine konstante Flutrate (gemessen im kalten Bündel) von 3,8 cm/s,
einen konstanten Systemdruck von 4,1 bar,
eine konstante Speisewassertemperatur von 40 Grad C,
eine Anfangstableistung von 20,5 W/s, die entsprechend der ANS
Standard-Nachzerfallsleistungskurve heruntergefahren wird,
einen mit Helium gefüllten Spalt im Stab, womit frischer Brennstoff
simuliert werden soll.

3. Das Eingabemodell für RELAP5

Das Eingabemodell für die RELAP-Rechnung besteht aus zwei parallelen Fluteinheiten (Fig. 2) mit je 22 Wärmestrukturen und entsprechend 22 Volumen. Die Höhen der einzelnen Strukturen bzw Volumen liegen zwischen 15 und 30 cm und passen zu den Leistungsstufen. Die Volumen sind durch Querverbindungen (cross flow junctions) gekoppelt. Vervollständigt wird das Modell durch Volumen für das untere und obere

Plenum sowie Randvolumen, in denen die Randbedingungen für Druck und Temperatur des Systems vorgegeben werden.

Die Modellierung richtet sich im übrigen nach den Empfehlungen der RELAP5-Autoren, speziell für die Flut-Option.

Die linke Fluteinheit repräsentiert die 9 inneren Stäbe, ein Viertel der äußeren Eckstäbe und die Hälfte der übrigen Randstäbe des Bündels, also 16 Stäbe, und die zugehörigen 16 Unterkanäle. Die rechte Fluteinheit umfaßt dreiviertel der äußeren Eckstäbe und die Hälfte der übrigen Randstäbe sowie weitere 24 fiktive Stäbe anstelle der Kastenwand, zusammen 33 Stäbe, und den Randkanal.

Die radiale Geometrie und die Materialzusammensetzung der Wärmestrukturen ist für beide Fluteinheiten identisch. Die Geometrie hat 10 Maschen, 2 für die Zone der Ringtabletten aus Aluminiumoxid und je 1 Masche für die übrigen Materialzonen. Der Einfluß der Abstandshalter auf den Wärmeübergang wird nicht berücksichtigt. Für den Strömungswiderstand der Abstandshalter wurde ein Energieverlustkoeffizient von 2.0 angenommen.

Das Verhältnis der Strömungsfläche der linken (inneren) Fluteinheit zur Strömungsfläche der rechten (äußeren) Fluteinheit beträgt 0.88, das entsprechende Verhältnis der Leistung jedoch 1,78. Diese Tatsache hat uns zur Aufteilung der Teststrecke in zwei Kanäle veranlaßt. Diese Modellierung gab uns auch die Gelegenheit, cross flow junctions, eine neue Programmoption, einzusetzen.

4. Die Installierung von RELAP5 auf einer CRAY X-MP

Für die Installierung von RELAP5 auf der CRAY X-MP in der KFA Jülich wurden die Möglichkeiten des European Academic Research Network (EARN) und des DATEX-Netzes der Bundespost genutzt. So war es möglich, in einer TSO-Sitzung einen Dialogverkehr mit einem der Vorrechner der CRAY X-MP herzustellen.

Das Ausgangsmaterial für die Installierung bestand aus dem Quellprogramm von RELAP auf dem Stande von Zyklus 36. Hinzukamen im Laufe der Implementierung eine Reihe von Korrektursätzen der RELAP-Autoren, die das Programm auf den Stand von Zyklus 36.04 brachten. Um das SEFLEX-Problem erfolgreich laufen lassen zu können, war eine Reihe von Code-Korrekturen nötig, die mit der Anpassung des Programms, das für eine CDC-Maschine geschrieben worden ist, an die CRAY zusammenhängen. Einige Probleme entstanden z. B. dadurch, daß die CDC für einen Index eines Feldes nur die rechtsstehenden 18 Bits eines Wortes anspricht, die CRAY dagegen die rechtsstehenden 24 Bits. Weitere Schwierigkeiten ergaben sich aus Unterschieden in der Wirkungsweise und Anwendung des UPDATE-Programms auf der CDC und der CRAY. Probleme gab es außerdem mit der Übersetzung. Erfolg brachte schließlich die neueste FORTRAN-Compiler-Version 1.15.

5. Der Ergebnisvergleich Experiment Rechnung

Die Vergleichsplots (Fig. 3 ff) zeigen die Hüllrohrtemperaturen des Experimentes und der Rechnung in 5 verschiedenen Meßebenen oberhalb der Bündelmittlebene. Die auf den Plots angegebenen axialen Ebenen sind die Mitten der entsprechenden wärmeleitenden Strukturen, wobei von oben nach unten gerechnet wird wie im Experiment.

Betrachten wir zunächst den inneren Kanal. Es werden zum Vergleich möglichst viele Messungen an verschiedenen Stäben herangezogen, um zu zeigen, wo in etwa der Mittelwert liegt, mit dem das Rechenergebnis ja zu vergleichen ist.

Die beste Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment ist in der Meßebene 1618 mm, also etwa 400 mm oberhalb der Bündelmittlebene, in der heißesten Zone des Bündels, festzustellen. Hier werden die Verweilzeit oberhalb 700 C, die Maximaltemperatur und die Quenchzeit sehr gut wiedergegeben. Die Turnaroundzeit ist in der Rechnung kürzer. Die gerechnete Kurve liegt fast vollständig im Feld der Meßkurven.

Die Quenchzeiten werden in allen Ebenen sehr gut wiedergegeben, auch stimmen die übrigen genannten Parameter noch befriedigend überein. In der Rechnung wird die Ebene 150 mm früher gequenchet als die Ebene 475mm (Fig. 6 u. 7), was besagt, daß eine zweite, obere Quenchfront berechnet wird. Das Experiment zeigt ebenfalls eine obere Quenchfront.

Allerdings ist in der Rechnung von Anfang an die Vorkühlung stärker als im Experiment. So ist die Form der gerechneten Temperaturkurven in den meisten Ebenen eine etwas andere als die der gemessenen. Ganz offensichtlich sind hier noch Schwächen in den konstitutiven Gleichungen von RELAP5 vorhanden. Die gerechneten Quenchtemperaturen liegen zudem noch etwas niedriger als im Versuch.

Die Temperaturkurven im äußeren Kanal (Fig. 8 ff) sind zu vergleichen mit den Wandtemperaturen des Kastens einerseits und andererseits mit den Hüllrohrtemperaturen der Randstäbe in den Außenpositionen. Alle gerechneten Werte liegen unter den gemessenen, und das Quenchen erfolgt früher als im Versuch. In der Rechnung zeigt sich in der oberen Bündelzone eine zweite Quenchfront (Fig. 11), diesmal im Gegensatz zum Experiment. Insgesamt gesehen weichen die gerechneten Temperaturverläufe im Randkanal stärker vom Experiment ab als im inneren Kanal, vor allem wegen überschätzter Vorkühlung. Neben den angedeuteten Modellschwächen ist hier allerdings zu berücksichtigen, daß die Modellierung des äußeren Kanals möglicherweise nicht in angemessener Weise vorgenommen wurde.

6. Schlußfolgerung

Der Vergleich der RELAP5/2-Ergebnisse mit den SEFLEX-Daten, die nicht gezeigten Ergebnisse mit eingeschlossen, ergibt, daß der Code in der Lage ist, das Quenchverhalten annähernd wiederzugeben, wenngleich Modellschwächen nicht zu übersehen sind, die im einzelnen noch durch eingehendere Untersuchungen zu identifizieren sind.

Literatur

- / 1/ V.H. Ransom, R.J. Wagner, J.A. Trapp et al.:
RELAP5/MOD2 Code Manual, Volumes 1 and 2, EG&G Idaho, Inc. (USA),
NUREG/CR-4312, Aug. 1985.

- / 2/ P. Ihle, K. Rust:
SEFLEX Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments,
Part 1 Evaluation Report, KfK 4024, März 1986.

- / 3/ P. Ihle, K. Rust:
SEFLEX Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments,
Part 2 Unblocked Bundle Data, KfK 4025, März 1986.

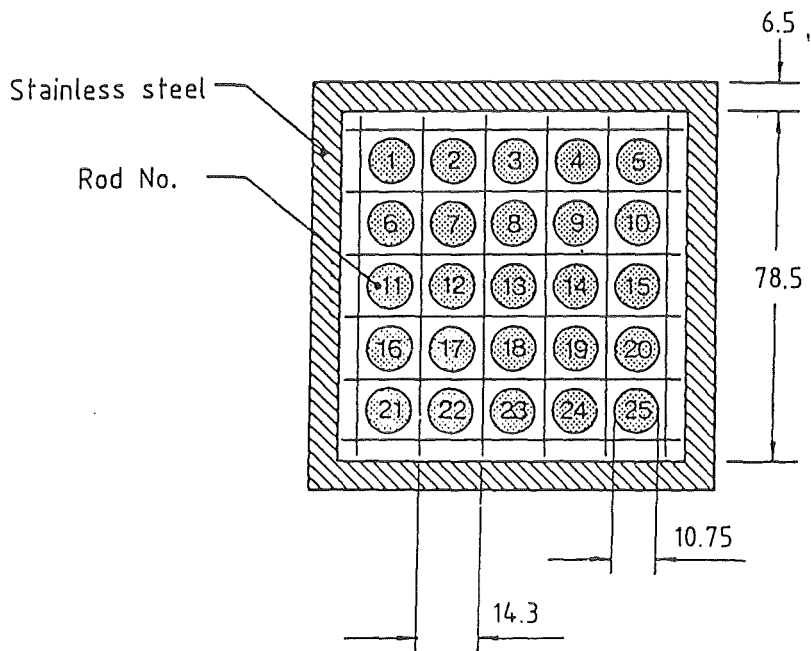


Fig. 1 Schnitt durch die FEBA/SEFLEX Teststrecke

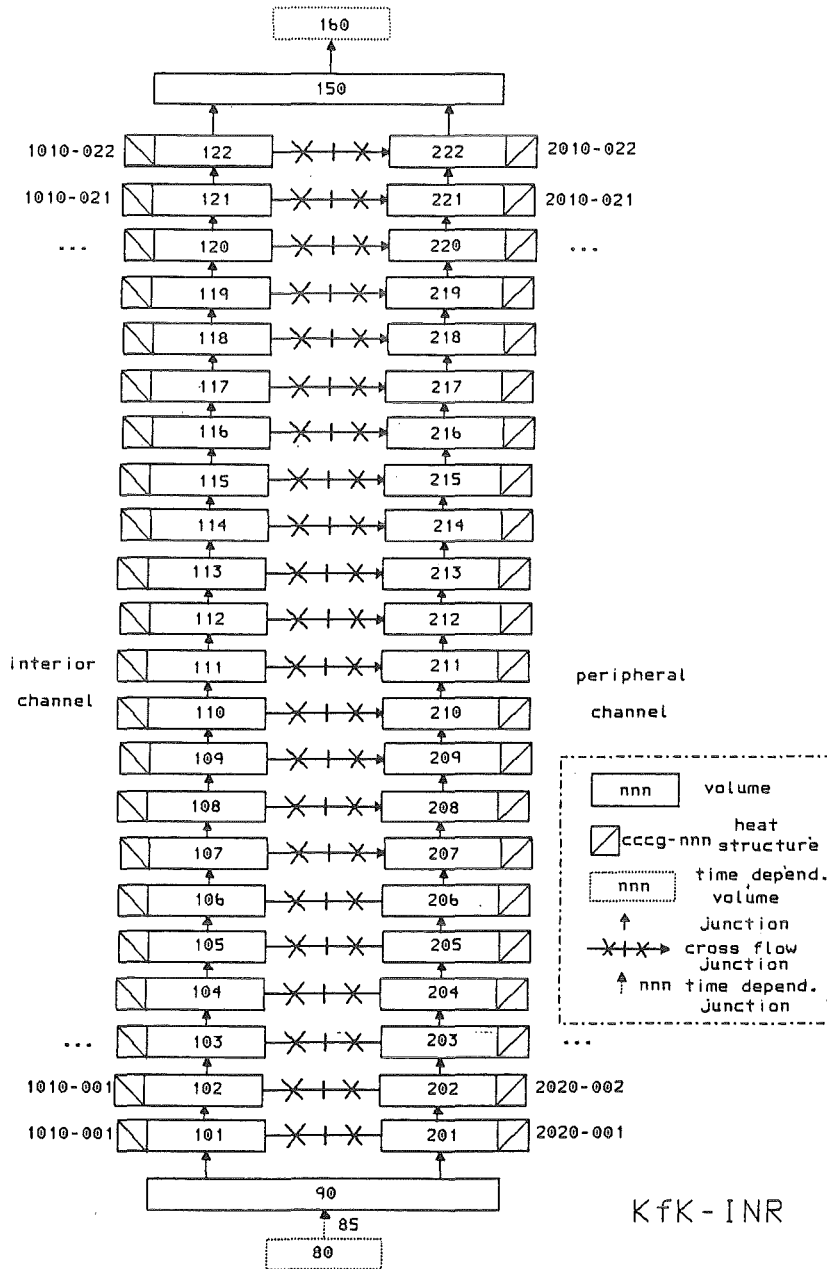


Fig. 2 SEFLEX03 Knotenschema der RELAP5/2/36.04 - Rechnung

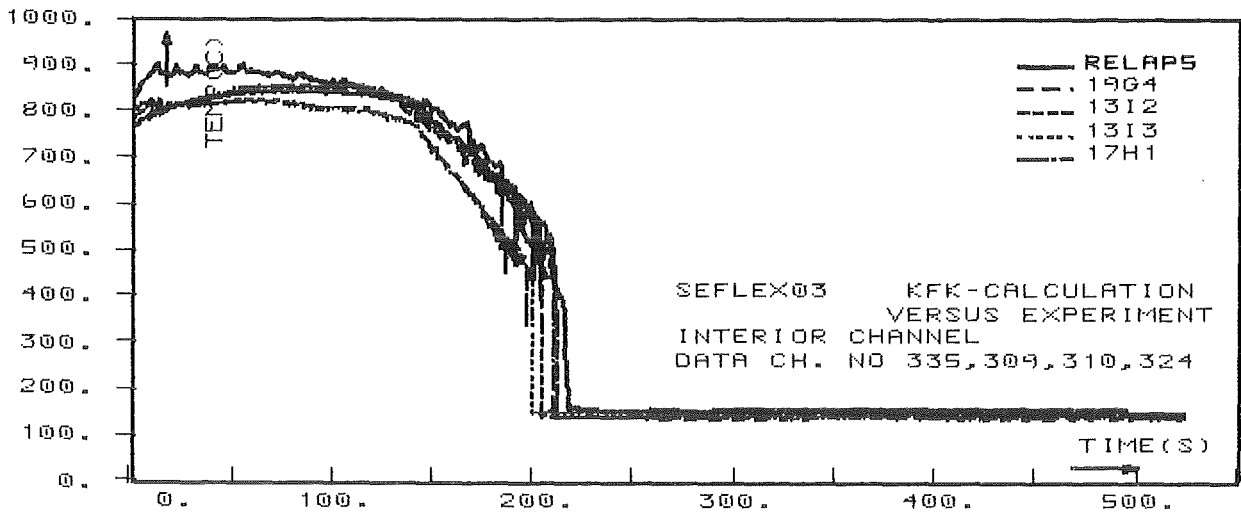


FIG. 3 CLADD TEMP AT AX LEVEL 1943 MM (C)

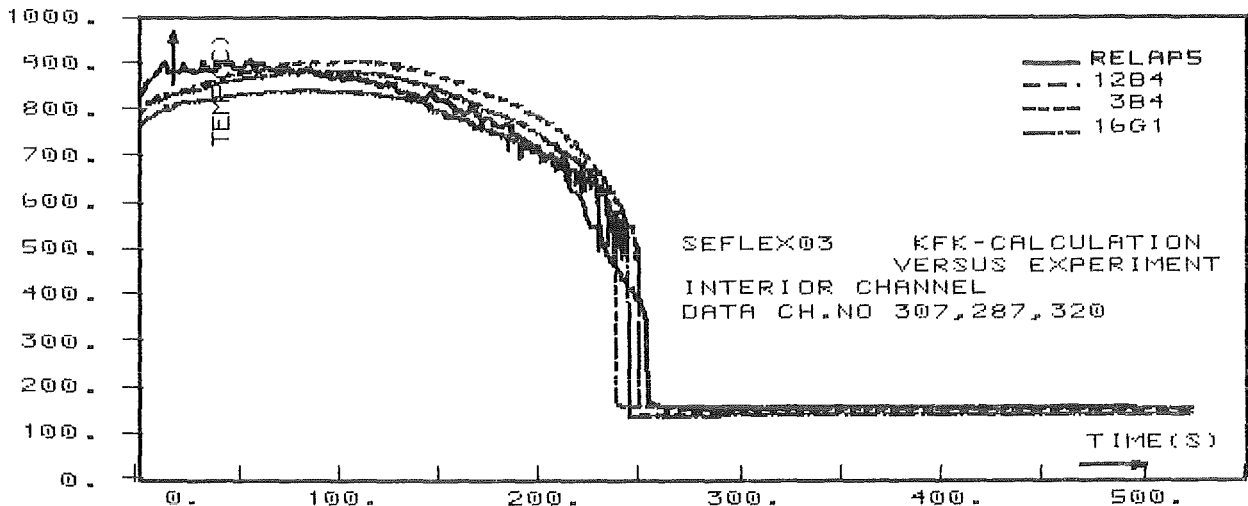


FIG. 4 CLADD TEMP AT AX LEVEL 1618 MM (C)

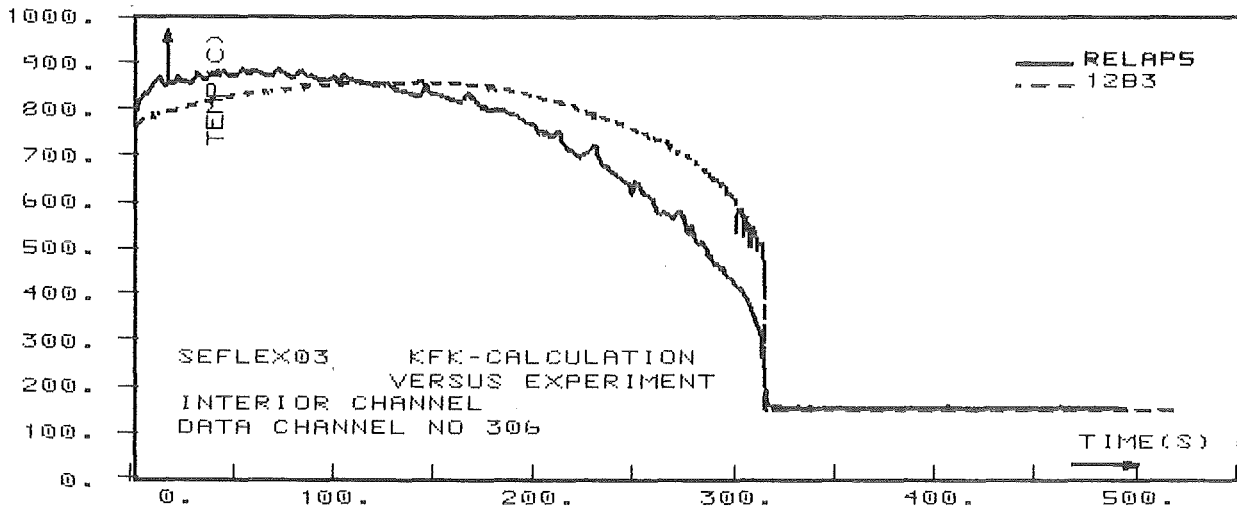


FIG. 5 CLADD TEMP AT AX LEVEL 1150 MM (C)

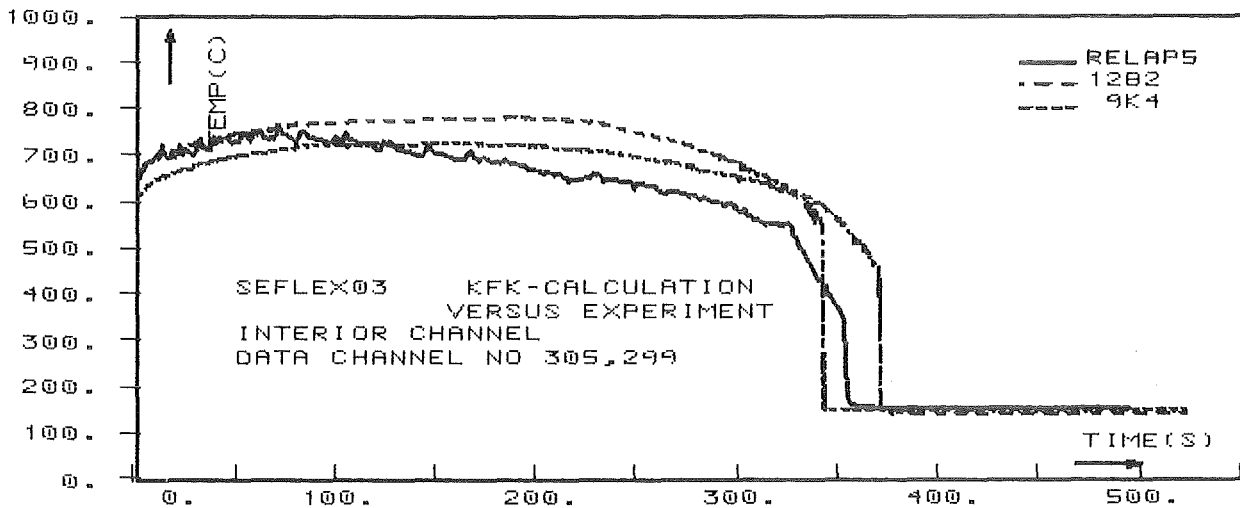


FIG. 6 CLADD TEMP AT AX LEVEL 475 MM (C)

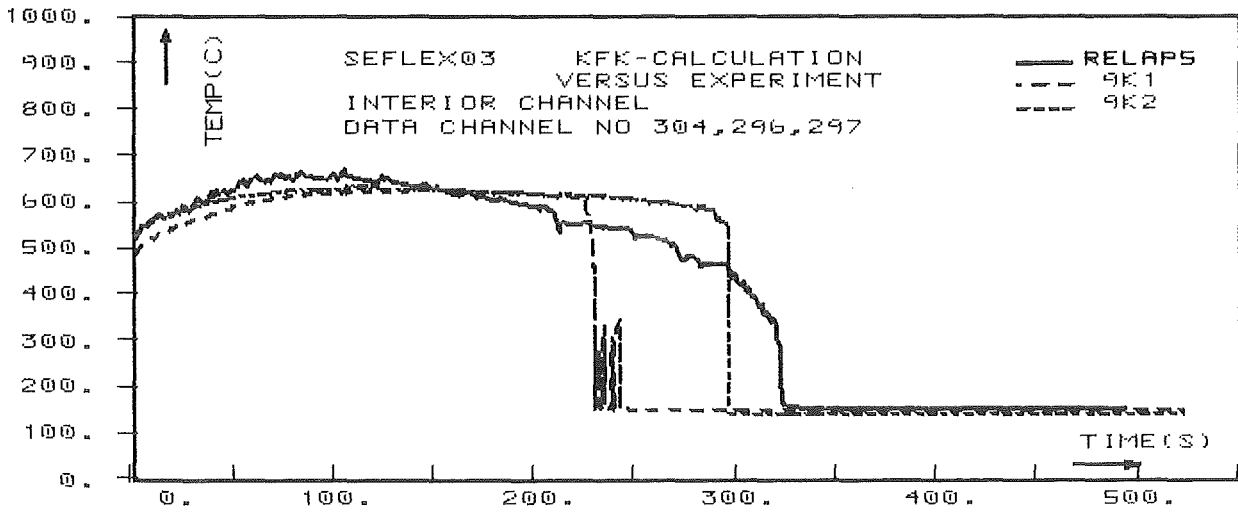


FIG. 7 CLADD TEMP AT AX LEVEL 150 MM (C)

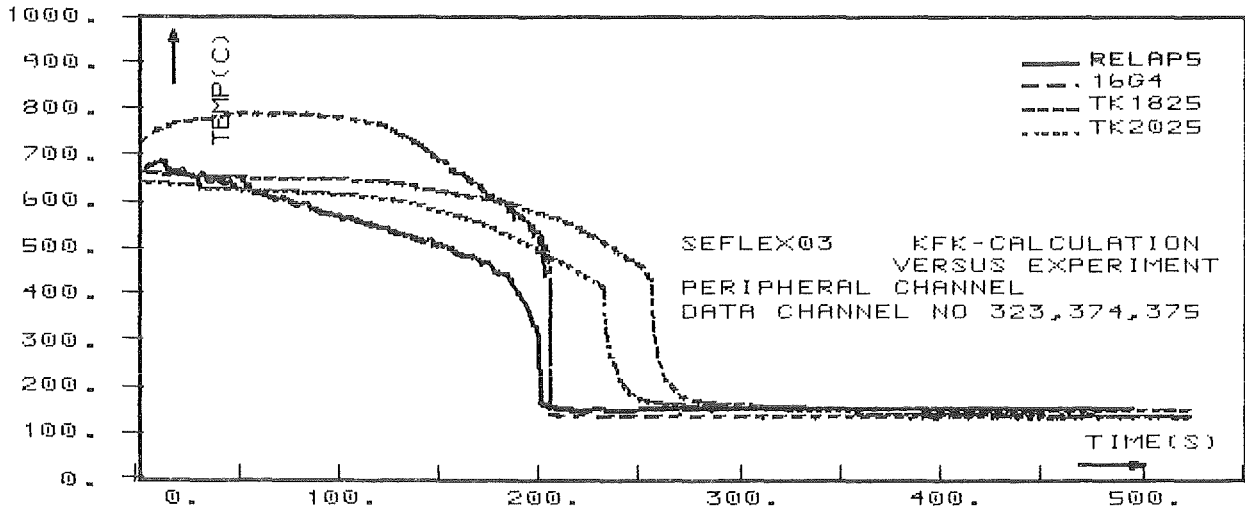


FIG. 8 CLADD TEMP AT AX LEVEL 1943 MM (C)

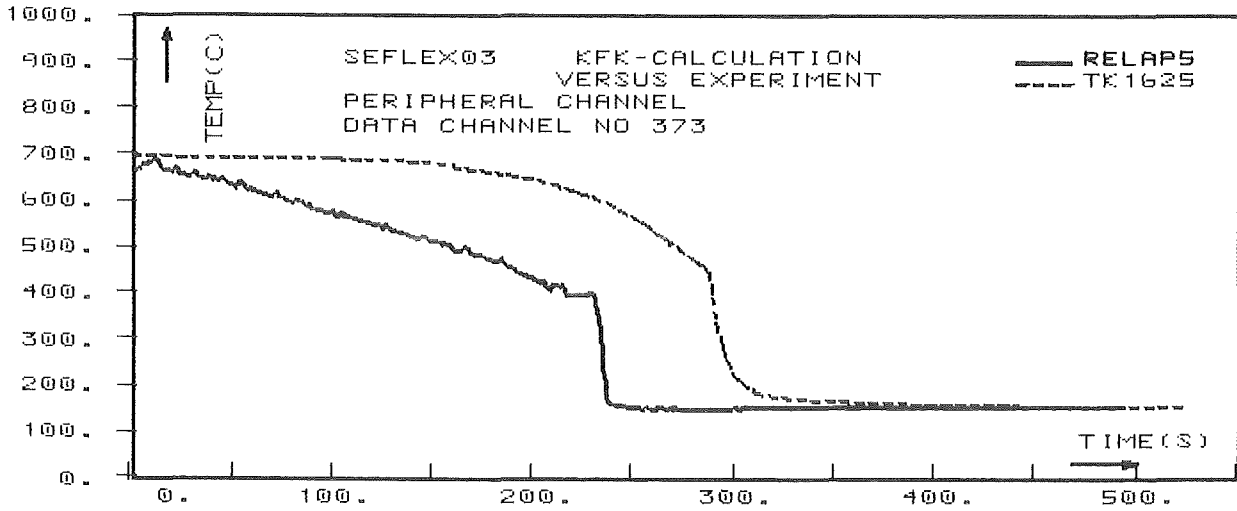


FIG. 9 CLADD TEMP AT AX LEVEL 1618 MM (C)

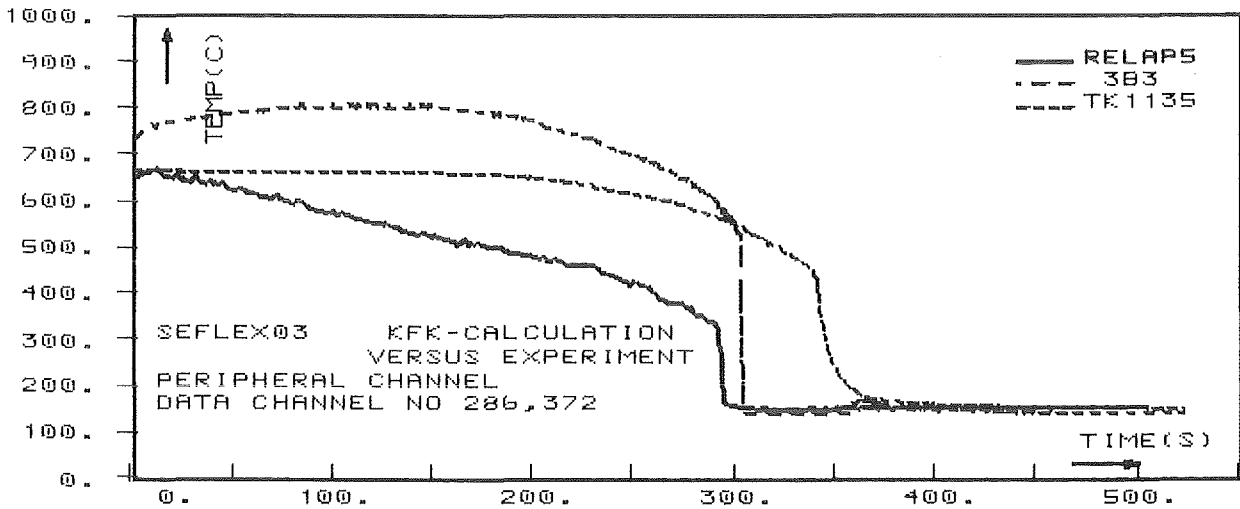


FIG. 10 CLADD TEMP AT AX LEVEL 1150 MM (C)

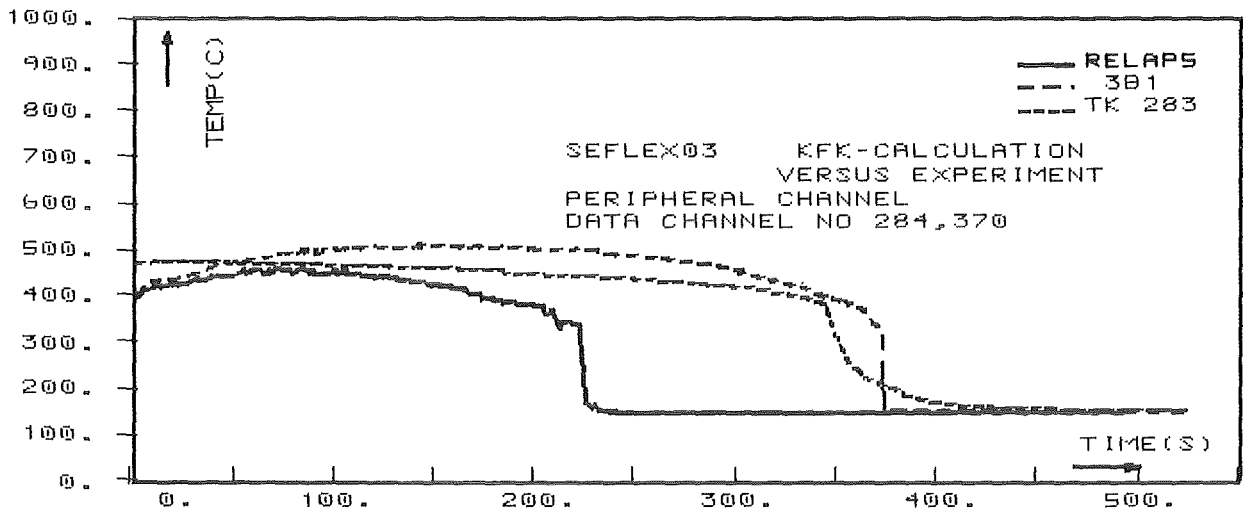


FIG. 11 CLADD TEMP AT AX LEVEL 150 MM (C)

06.01.21/10A Vectorization and Optimization of COMMIX-2.

PNS 4271

(H. Borgwaldt, INR)

The 3-dimensional, multi-component thermal hydraulics code COMMIX-2, originally developed at ANL /1/, is intended to serve as a main tool for the analysis of fluid dynamic experiments related to reactor safety. For realistic applications, we will have to face extremely long running times on scalar computers. Therefore, work has been started to adapt COMMIX-2 to modern vector computers. Previous experience with a similar code, BODYFIT-1FE, has shown that with vector computers performance gains of one order of magnitude may be achieved by suitable optimization /2,3/.

Starting point for this vectorization effort was a version of COMMIX-2 (level Dec. 1985), which had already undergone a large amount of cleaning-up and restructuring. As the code is expected to run on different computers, at least on IBM-compatible equipment and on the CYBER-205, the first step was to fully enforce the FORTRAN 77 standard. Thereby almost complete portability was achieved (Only for a group of NAMELIST read statements an ad hoc solution had to be found).

Although such more formal code modifications seem insignificant by themselves, for a large code (28,000 lines, about 170 routines) they necessitate the use of programming tools (e.g. HISTORIAN, RXVP80, OBJXREF etc). Fortunately, in early 1986 an improved version of RXVP80 became available, which for the first time could analyse a code of this size. After this stage of optimization, less effort has been directed towards code optimization in general, but more to explicit vectorization. These activities include:

(a) Simplifying the structures of many loops, e.g. by splitting the

- loop into vectorizable and inherently scalar partial loops.
- (b) Simplifying the scheme of indirect addressing used in all versions of COMMIX, by discarding the packing of addresses.
 - (c) Extraction of often used, complex operations from loops, e.g. the search for extreme values in arrays or gather/scatter operations. Leaving these operations to subroutines, which can be vectorized, either by a compiler or, on the CYBER-205, by special calls.
 - (d) Introduction of the red/black (or checker board) variant of the SOR (= successive over-relaxation) algorithm for solving the Poisson type pressure and enthalpy equations.

Whereas the impact of the measures (a) to (c) is distributed over the whole code and will be felt only after more of COMMIX-2 has been vectorized, red/black SOR has immediately produced a sizable performance gain on the CYBER-205.

In its original form, COMMIX-2 has 2 routines, SOLVIT and SOLVI1, which are optionally called to solve the pressure equation. Both are standard SOR solvers. SOR is the only technique that will perform for an arbitrary geometry, although not always optimally. In SOLVIT, SOR is implemented without any refinement. In SOLVI1, preprocessing the initial geometry data has made it possible to separate the more complex treatment of the minority of boundary cells from the simpler treatment of the majority of inner cells. The advantage of this latter technique, which is expected to increase with the ratio of inner versus boundary cells, is clearly seen in Table A. (Test case was a 2-dimensional problem with 952 cells, 832 of which are inner cells.)

Elementary SOR cannot be vectorized, being inherently recursive. But, it can be converted, under conditions that hold in our case, into a vectorizable scheme by the well-known technique of red/black or checker board colouring /4/. Essentially this involves a reordering of cell indices. Indirect addressing can be handled by a good vectorizing compi-

ler or, on the CYBER-205, by optimized gather/scatter routines.

Table A: Relative performance of standard SOR methods.

SOR option	SIEMENS 7890 (IBM-compatible)	CYBER-205 (2 pipes)
SOLVIT	.89	.42
SOLVI1	1.00 (ref.)	.72

The impact of red/black SOR is recognized in Table B. On the CYBER-205, it yields a reduction of the CPU-time for SOLVIT by a factor of 15, for the similar enthalpy routine SOLVEN the factor is 20. Instead of 77 per cent before vectorization, SOLVIT now uses only 4.1 per cent of the total CPU-time. An explanation of this remarkable effect are the very long vectors involved in the vectorization.

Table B: Relative performance after vectorization of the routines SOLVIT and SOLVEN.

SOR option	SIEMENS 7890	CYBER-205
SOLVIT (red/black SOR)	1.17	1.57
SOLVI1 (unchanged)	1.02	.75

As main consumers of CPU-time we could identify the material property functions (60 per cent). This code section is completely vectorizable. Test implementation of a vectorized version showed, individually,

speed-ups by factors of 6 on the SIEMENS 7890 and 40 on the CYBER-205 (sic). This would lead, on the CYBER-205, to a global speed-up factor of 2.5. Similarly, very relevant performance gains are expected from the next highest consumer (now, 17 per cent), viz. a group of routines (XMOMI, YMOMI, ...) used to set up arrays of matrix coefficients. Thus, in the next stage of vectorization we may continue just changing the programming style in these code sections, without turning to other algorithms. This strategy is expected to work also with other types of vector computers, e.g. SIEMENS VP-50, ETA-10, Cray-2, all of which may soon be accessed by KfK users. Of course, this does not exclude the necessity to introduce, in a later stage, solvers that have been explicitly developed to obtain optimum performance from vector computers.

References:

- /1/ ANL: COMMIX-2: A Three-Dimensional Transient Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Two-Phase Flows, Report NUREG/CR-4371 and ANL-85-47 (Sept. 1985)
- /2/ H. Borgwaldt: Vectorization of the BODYFIT-1FE Code, Proc. Third Intern. Conf. on Reactor Thermal Hydraulics, Newport, Paper 2-I (1985)
- /3/ H. Borgwaldt: Erfahrungen aus der Vektorisierung eines Thermo-hydraulik Codes: BODYFIT-1FE. in Report KfK 4000, p. 4100-84 (July 1986)
- /5/ See e.g. G. Birkhoff, R.E. Lynch: 'Numerical Solution of Elliptic Problems', SIAM, Philadelphia (1984)

06.01.21/10A COMMIX-Nachrechnung von HDR-Temperaturschichtversuchen
PNS 4271 mit modifizierten Eingabemodellen
 (W. Baumann; INR, U. Schygulla; HDR)

1. Einleitung

Bei KfK existieren z. Z. im wesentlichen 2 Versionen des 3D-Thermohydraulik-Codes COMMIX: der vom ANL im Jahre 1985 freigegebene COMMIX-1B /1/ und die sog. KfK-Referenzversion COMMIX-2 /2,3/. Beide Versionen wurden an Temperaturschichtungsversuchen getestet, die im Rahmen des HDR-Sicherheitsprogramms /4/ zur Ermittlung von Langzeit-Thermobeanspruchungen bei Systemkomponenten dienen.

Hauptproblem war dabei die numerische Behandlung von turbulenten Mischungsvorgängen, Auftriebseffekten mit Rezirkulation und thermischer Kopplung von Wand und Fluid.

Bei den Versuchen wurde kaltes Wasser (20°C) unter hohem Druck (110 bar) in einen Kaltstrang (Coldleg) des Reaktors (Abb.1,2) eingespritzt, nachdem das gesamte System als Ausgangszustand thermisches Gleichgewicht (meist 300°C) erreicht hatte.

Die einzelnen Versuche wurden bei stagnierender oder aufrechterhaltener Strömung im Primärkreislauf durchgeführt. Sie unterscheiden sich hauptsächlich durch die Lage der Einspeisestelle (Stutzen 1,2,3 in Abb.2), im Durchsatzverhältnis von Primär- und Injektionsströmung ($Q_{Cl}/Q_{HPI}=0,1,2$)^{**} und in der Größe der Injektionsgeschwindigkeit des kalten Wassers (etwa 0.1 bis 1 m/s).

Die Aufnahme der Versuchsdaten erfolgte über zahlreiche Meßfühler, die an eine zentrale Meßwerterfassungsanlage angeschlossen waren /5/. Als Vergleichswerte für die thermohydraulische Analyse wurden u.a. Temperatur, Druck und Geschwindigkeit der Strömung an repräsentativen Positionen der Anlage festgehalten.

* Projekt HDR, Kernforschungszentrum Karlsruhe

** Cl = Cold leg, HPI = High Pressure Injection

Dieser Bericht befaßt sich mit Nachrechnungen von 2 ausgewählten HDR-Versuchen (Tab.I).

Test Nr.	Einspeisestutzen	Fr-Zahl /6/	Q_{HPI} (t/h)	$\frac{Q_{\text{Cl}}}{Q_{\text{HPI}}}$	v_{HPI} (m/s)
T32.11	1	0.0085	0.60	0	0.086
T32.36	2	0.05	3.56	0	0.4348

Tab.I: Mit COMMIX gerechnete HDR-Versuche.

2. Modell

Die Modellierung erfolgte in kartesischen Koordinaten und erstreckte sich in Halbsymmetrie über einen Teil von Kaltstrang und Ringraum. Der kreisförmige Rohrquerschnitt wurde dabei stufenweise approximiert, der Ringraum in eine Ebene abgewickelt.

Die Abmessungen betragen vertikal 4 m, radial in Abhängigkeit vom gewählten Einspeisestutzen 2 m bzw. 6.65 m; der in Umfangsrichtung modellierte Winkel war 45°. Entsprechend ergaben sich für die Konfiguration 2165 bzw. 2773 Zellen. Beide Modelle besitzen eine abgerundete Kaltstrang-Einmündung durch Verwendung unregelmäßiger Zellformen.

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

Folgende Randbedingungen wurden standardmäßig festgelegt:

Kernmantelseite, Ringraumdeckel und Kaltstrang-Eintritt isotherm, Druckbehälterseite und alle restlichen Flächen adiabatisch; Wandreibung an allen festen Flächen.

An inneren Strukturen wurden berücksichtigt:

Strömungswiderstände, Umlenkverluste, Wärmekapazität der Wände von Druckbehälter und Kaltstrang sowie thermische Kopplung dieser Materialien mit dem Fluid.

Eine detaillierte Modellierung der Einspeise-Transienten erfolgte nur beim Versuch T32.11. Dabei wurden das zeitabhängige Ventil-Öffnungsverhalten und der Zeitverzug beim Verschieben der Kaltfront vom Sperrventil bis zur Mündung des HPI-Stutzens berücksichtigt.

Die Transiente beim Versuch T32.36 wurde durch einfaches Hochfahren des Durchsatzes auf den vollen Betrag innerhalb von 0.1 s bei gleichzeitigem vollem Absenken der Einspeisetemperatur eingeleitet.

Die Nachrechnungen wurden zunächst regulär durchgeführt und anschließend mit modifizierter Eingabe wiederholt, um Einflüsse von Modellparametern auf die numerischen Ergebnisse zu untersuchen. Diese Modellparameter waren:

- a) die turbulente Strömungsvermischung,
- b) die thermische Kopplung des Fluids zur Rohrwand des Kaltstranges.

Einen Überblick über die durchgeführten Rechnungen gibt Tab. II.

3. Rechnung

Die Lösung erfolgte voll-implizit, bei COMMIX-1B mit dem SOR ("successive over-relaxation"), einem zellweisen Iterationsverfahren /1/, das aus Stabilitätsgründen relativ kleine Zeitschritte erforderte. Bei COMMIX-2, das mehrere Lösungsverfahren anbietet /3/, wurde neben dem SOR das BLKPR3, eine robuste iterative Blockmethode benutzt, die relativ große Zeitschritte zuließ und sich auch nur unter dieser Bedingung lohnte.

Die Rechnungen für laminare Strömung liefen durchweg ohne Probleme (Tab.II). Bei Benutzung des Turbulenzmodells ($k-\epsilon$) traten mehr oder weniger gravierende Konvergenzschwierigkeiten auf.

4. Ergebnisse

Wie sich überraschenderweise zeigt, liefern die laminaren Rechnungen vergleichsweise recht gute Ergebnisse /7,8/. Zwischen laminaren und turbulenten Transienten bestehen in vielen Systempositionen nur geringfügige Unterschiede, sowohl bei Versuch T32.11 (Abb. 3a,b, 4d,f,g) als auch bei Versuch T32.36 (Abb. 5a-c).

Dort allerdings, wo die turbulenten von den laminar berechneten Werten abweichen, liegen sie wesentlich ungünstiger verglichen mit den Meßkurven (Abb. 3c, 4e).

Versuch Nr.	T32.11		T32.36		
Zellzahl	2165		2773		
Code	COMMIX-1B		COMMIX-1B		COMMIX-2
Differenzen	skew-upwind		skew-upwind		pure-upwind
Strömungsmodell	laminar	k-ε	laminar	k-ε	k-ε
Kaltstrangwandstärke	1-fach		1-fach	10-fach	1-fach
Zeitschritt (s) bei SOR-Verfahren*)	0.02 0.05	0.02 0.05	0.02 0.05 0.10	0.02 0.05	0.02 0.05
Zeitschritt (s) bei BLKPR3- Verfahren*)	/		/		0.50
erreichte Problemzeit (s)	97.2	109.8	101.75	105.9	45.3
CPU-Zeit (h)	18	22	55	68	122
Zeitverhältnis (min/s)	11.1	12	32.4	38.4	162
Verlauf d. Rechnung	ohne Probleme	4 Zeit- schr. nicht voll kon- vergiert.	ohne Probleme	ab 15s eine eine Reihe nicht voll konverg. Zeitschritte	ab 45s Konverg.- Probleme

*) s. Abschnitt 3

Tab. II: Modellparameter und Lösungsverhalten bei den durchgeführten HDR-rechnungen

Bei der turbulenten Nachrechnung von Versuch T32.36, die mit COMMIX-2 durchgeführt wurde, treten stromabwärts von der Einspeisestelle Verzugszeiten auf, die mit dem Strömungsweg anwachsen (Abb. 6d-f) und bis zum Ringraum beträchtliche Werte erreichen (Abb.9a).

Durch die 10-fach überhöhte Kaltstrang-Wandstärke ergibt sich für das Rechenmodell eine entsprechende größere Wärmekapazität als Randbedingung. Diese Tatsache macht sich an der Einspeisestelle nicht bemerkbar (Abb.7a), wirkt sich jedoch stromabwärts immer stärker aus, wie man an den verglichen mit

den Meßkurven zunehmend höher verlaufenden berechneten Temperaturen erkennt (Abb. 7b,c, 8d-f, 9b).

In die Abb.7 und 8 sind zusätzlich Temperaturkurven eingetragen, die mit SOLA-PTS /9/, einem beim Battelle-Institut in Frankfurt verfügbaren Code gerechnet wurden /10/. Auf diese Ergebnisse wird hier aber nicht näher eingegangen.

5. Schluß

Die zumeist geringen Unterschiede zwischen laminaren und turbulenten Nachrechnungen sowie die teilweise vom Experiment divergierenden turbulenten Rechenergebnisse lassen nur 3 mögliche Erklärungen zu:

- a) Das Experiment ist nicht turbulent.
- b) Die Stutzenlänge ist zu kurz, so daß sich kein Laminarprofil ausbilden kann.
- c) Das Turbulenzmodell in COMMIX ist fehlerbehaftet.

Da sich für die Experimente eine Re-Zahl der Größenordnung $5 \cdot 10^4$ nachweisen läßt, scheidet die erste Erklärung aus. Zur vollständigen Einkreisung und Beseitigung der Unstimmigkeiten sind weitere Arbeiten notwendig.

Festzuhalten bleibt noch, daß die thermische Kopplung zwischen Wand und Fluid bei der numerischen Analyse von HDR-Versuchen nicht vernachlässigt werden darf.

Literatur

1. COMMIX-1B: A Three-Dimensional Transient Single-Phase Computer Program for Thermal Hydraulic Analysis of Single and Multicomponent Systems, Vol. I: Equations and Numerics.
Vol.II: User's Manual.
NUREG/CR-4348, ANL-85-42, Vol.I+II (Sept. 1985).
2. M. Bottoni et al.,
COMMIX-2: A Three-Dimensional Transient Computer Program for Thermal Hydraulic Analysis of Two-Phase Flows, NUREG/CR-4371, ANL-85-47
(Sept. 1985).

3. M. Bottoni, G. Willerding, W. Baumann,
unveröffentlichter Bericht
4. HDR-Sicherheitsprogramm, Gesamtprogramm, Phase II,
Stand: Jan. 1984, PHDR-Arbeitsbericht Nr. 05.19/84,
Projekt HDR, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1984.
5. Design Report, Thermal Mixing Experiments in Cold Leg and Downcomer,
HDR-Test Group TEMB T32, PHDR-Arbeitsbericht Nr. 3.430/84, Kernforschungs-
zentrum Karlsruhe, Sept. 1985 (unveröffentlicht).
6. W. Baumann, G. Willerding,
Analyse von HDR-Temperaturschichtungsversuchen mit COMMIX-1B,
Beitrag zum PNS-Jahresbericht 1985, KfK-4000, Juli 1986. Seite 4100/89-96.
7. L. Wolf, U. Schygulla, W. Häfner, K. Fischer, W. Baumann, T.G. Theofanous,
Application of Engineering and Multi-Dimensional, Finite Difference Codes
to HDR Thermal Mixing Experiments TEMB,
14 th U.S.NRC WRSIM, Gaithersburg, MD, USA, Oct. 1986.
8. L. Wolf, U. Schygulla, W. Häfner, W. Baumann, W. Schnellhammer,
Experimental and Analytical Results for HDR-TEMB Thermal Mixing Tests
for Different HPI-Nozzle Geometries,
paper submitted to 9th SMIRT Conf., Lausanne, Switzerland, Aug. 1987.
9. Bart J. Daly, Martin D. Torrey,
SOLA-PTS: A Transient, Three-Dimensional Algorithm for Fluid-Thermal
Mixing and Wall Heat Transfer in Complex Geometries,
NUREG/CR-3822, LA-10132-MS, July 1984
10. W. Häfner, L. Wolf,
Begleitende Rechnungen zu den HDR-TEMB-Temperaturschichtungsversuchen,
Abschlußbericht für PHDR, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Battelle-
Institut e.V., Frankfurt, Juni 1986 (unveröffentlicht).

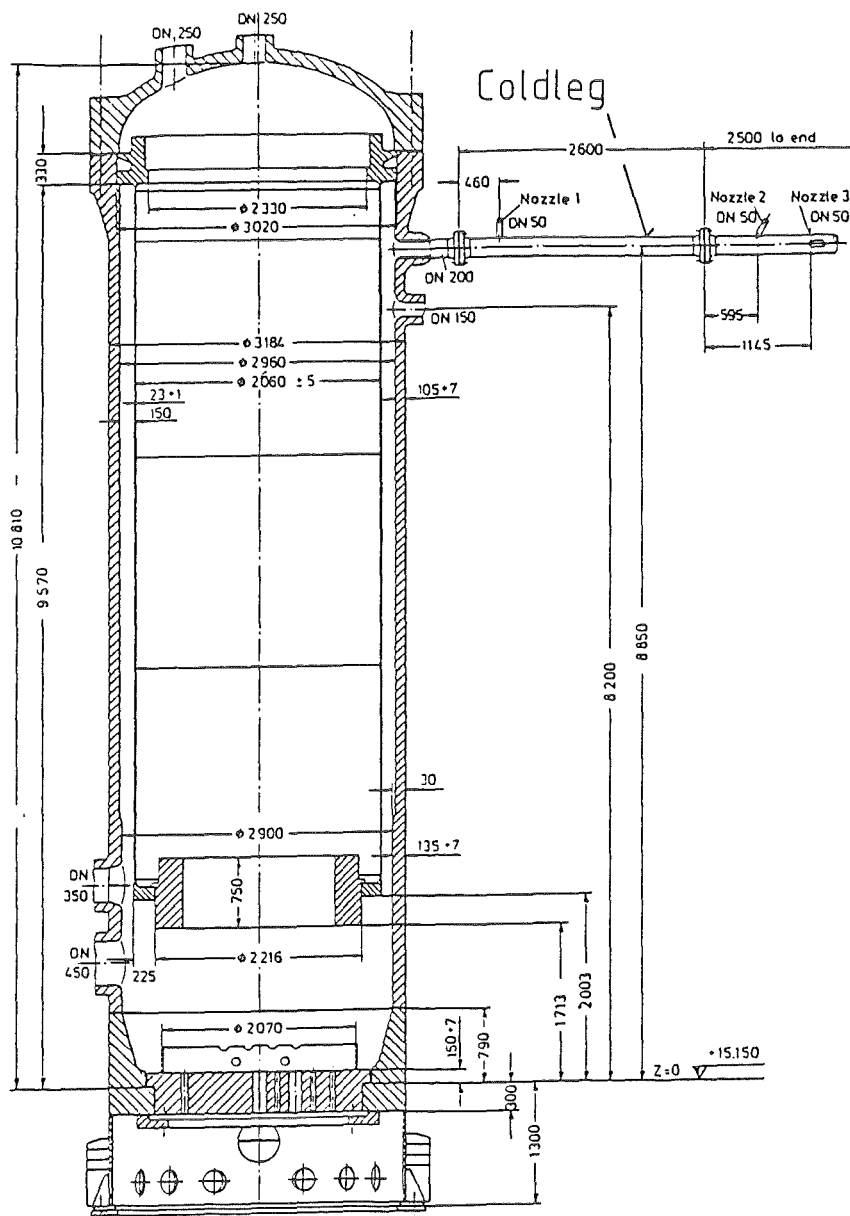


Abb.1: RPV and Coldleg of The HDR Test Facility

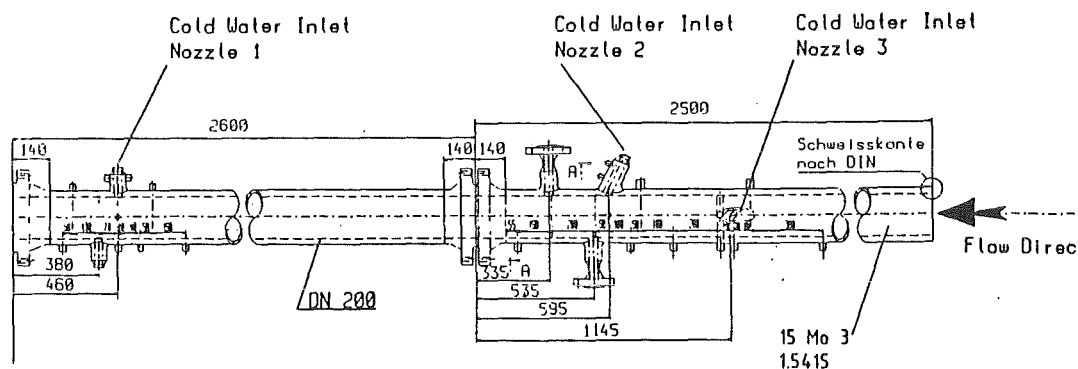


Abb.2: Thermoshock Nozzle (A1/270°)

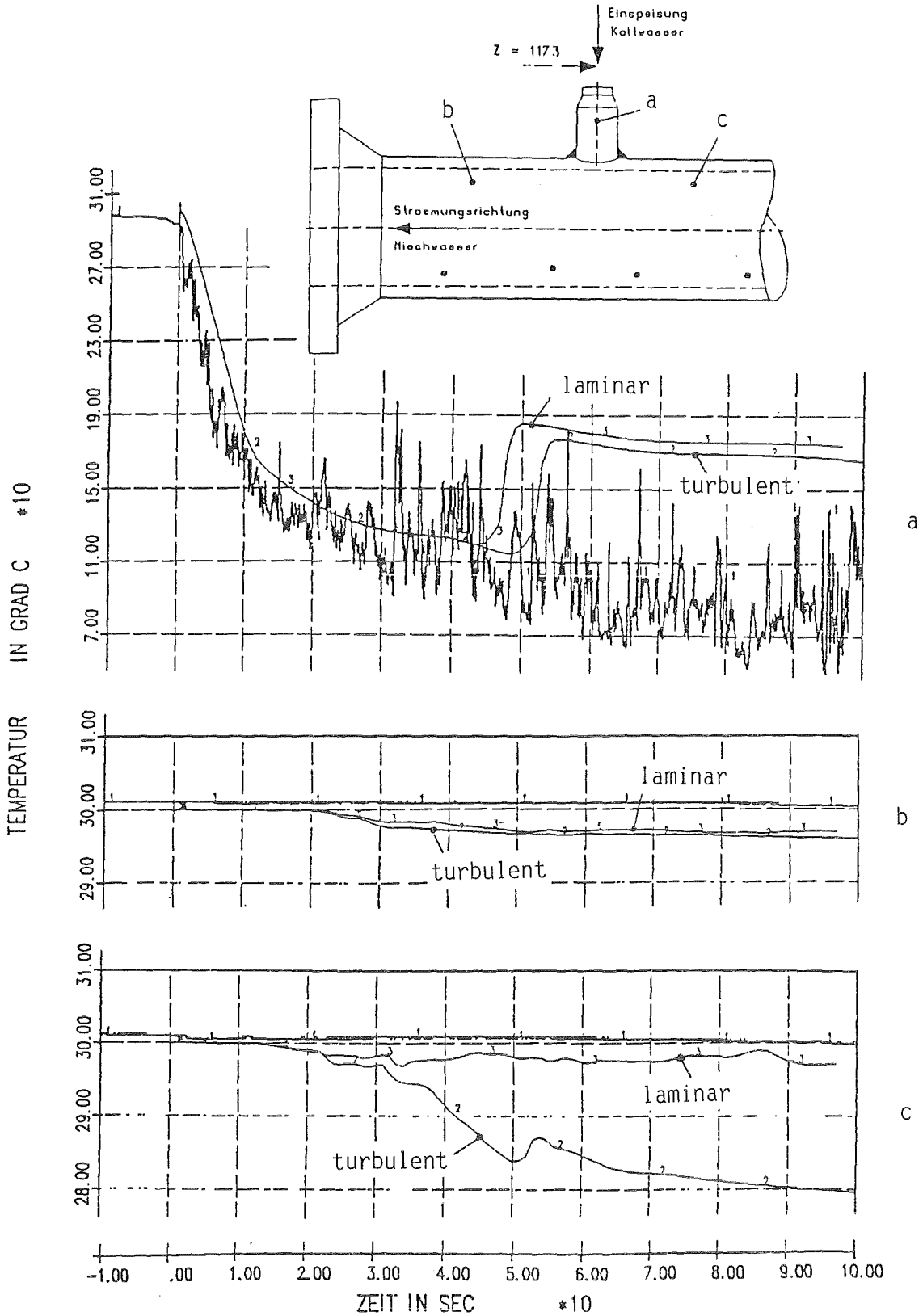


Abb.3: Transiente Temperaturen im Kaltstrang, Ergebnisse von COMMIX-1B verglichen mit Meßwerten (HDR-Test T32.11).

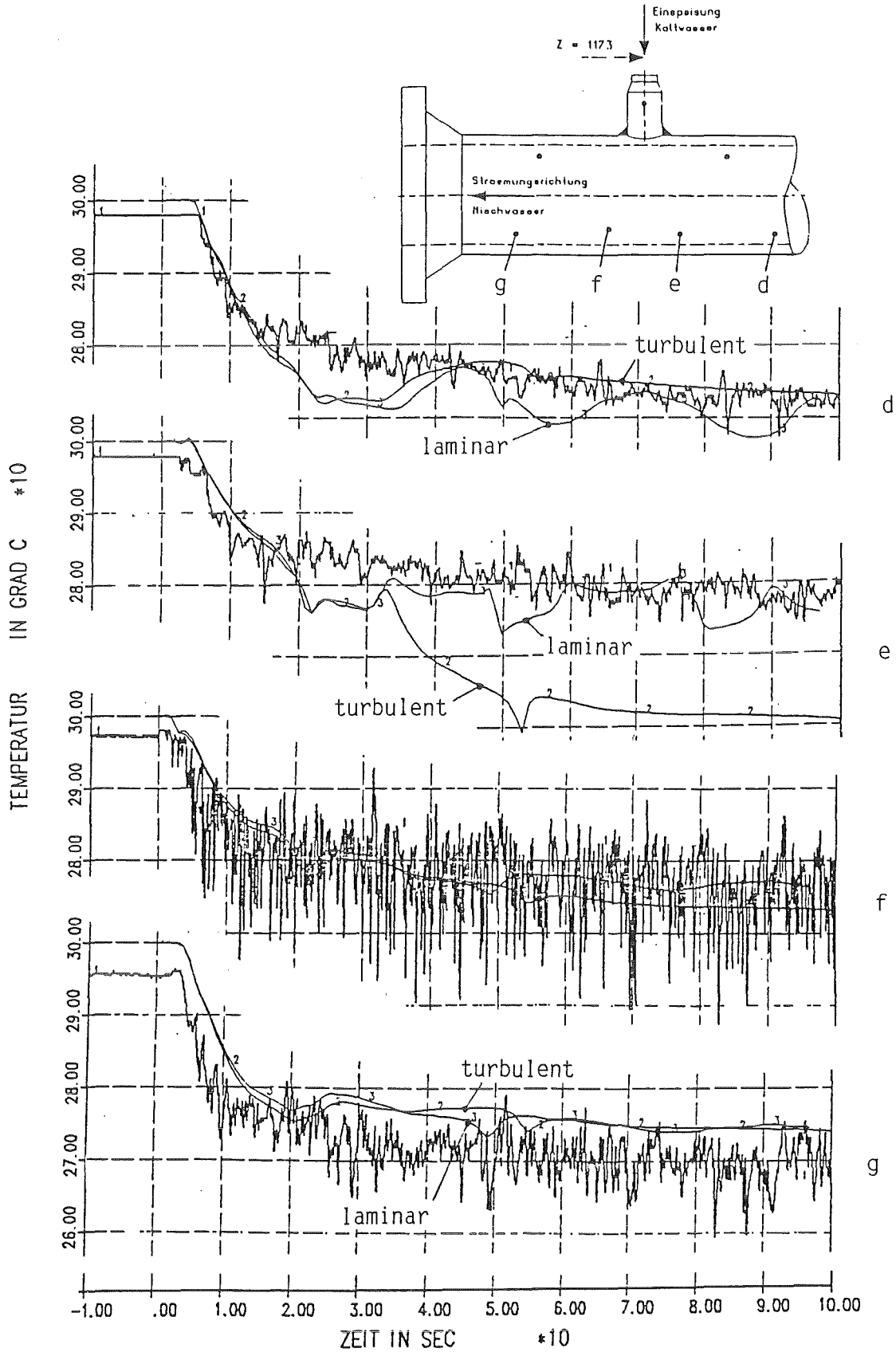


Abb.4: Transiente Temperaturen im Kaltstrang, Ergebnisse von COMMIX-1B verglichen mit Meßwerten (HDR-Test T32.11).

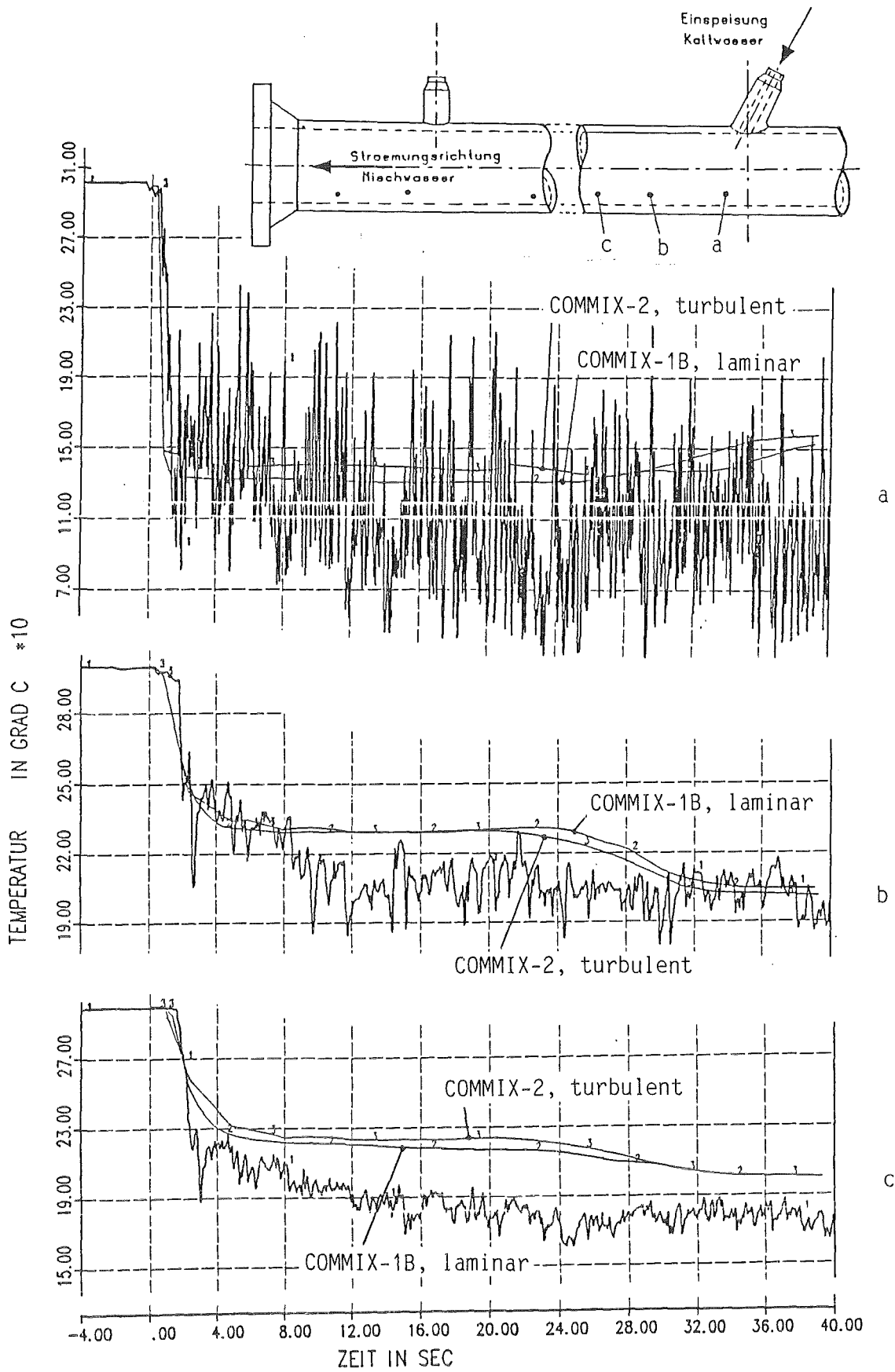


Abb.5: Transiente Temperaturen im Kaltstrang, Ergebnisse von COMMIX-1B (laminar) und COMMIX-2 (turbulent) verglichen mit Meßwerten (HDR-Test T32.36).

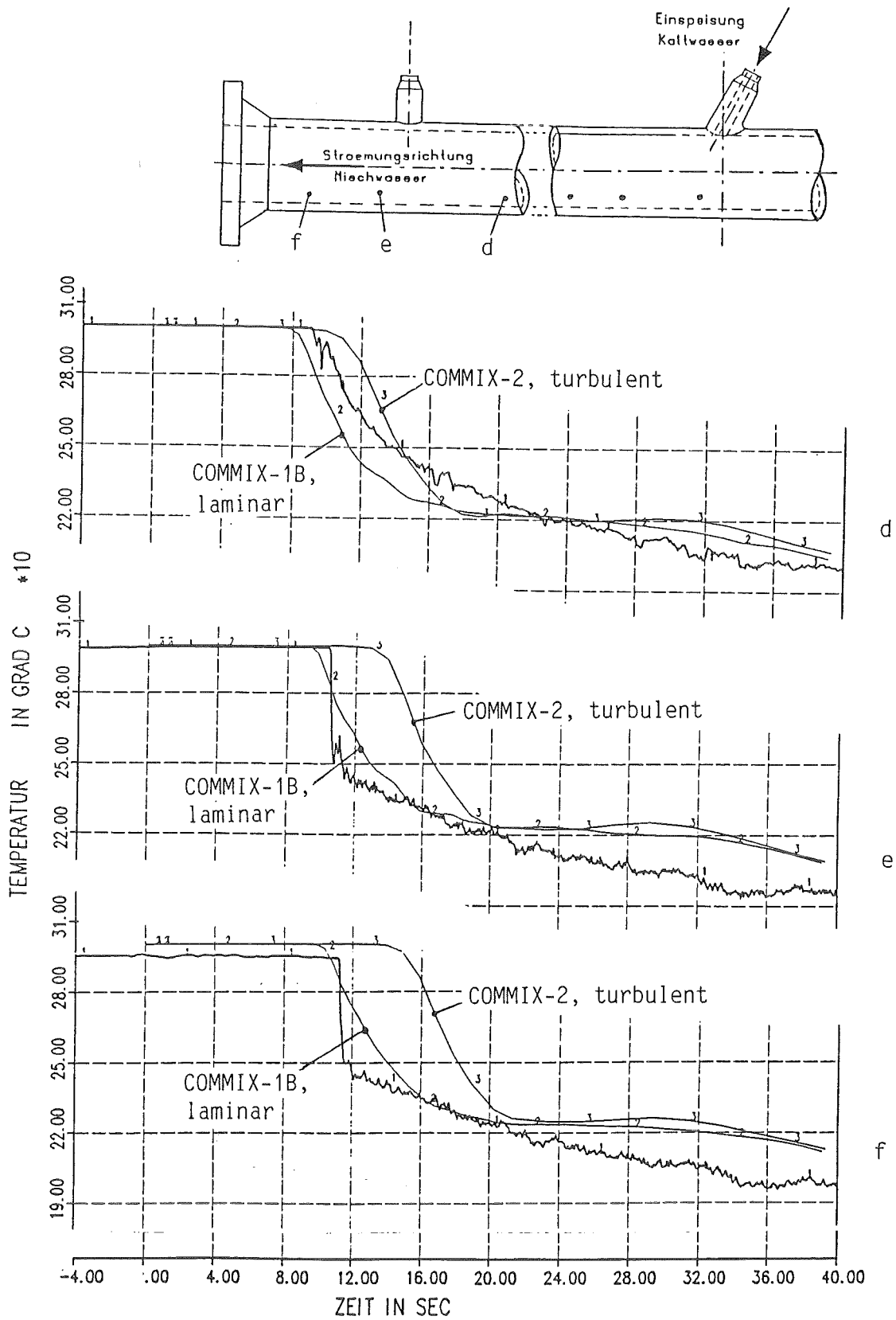


Abb.6: Transiente Temperaturen im Kaltstrang, Ergebnisse von COMMIX-1B (laminar) und COMMIX-2 (turbulent) verglichen mit Meßwerten (HDR-Test T32.36).

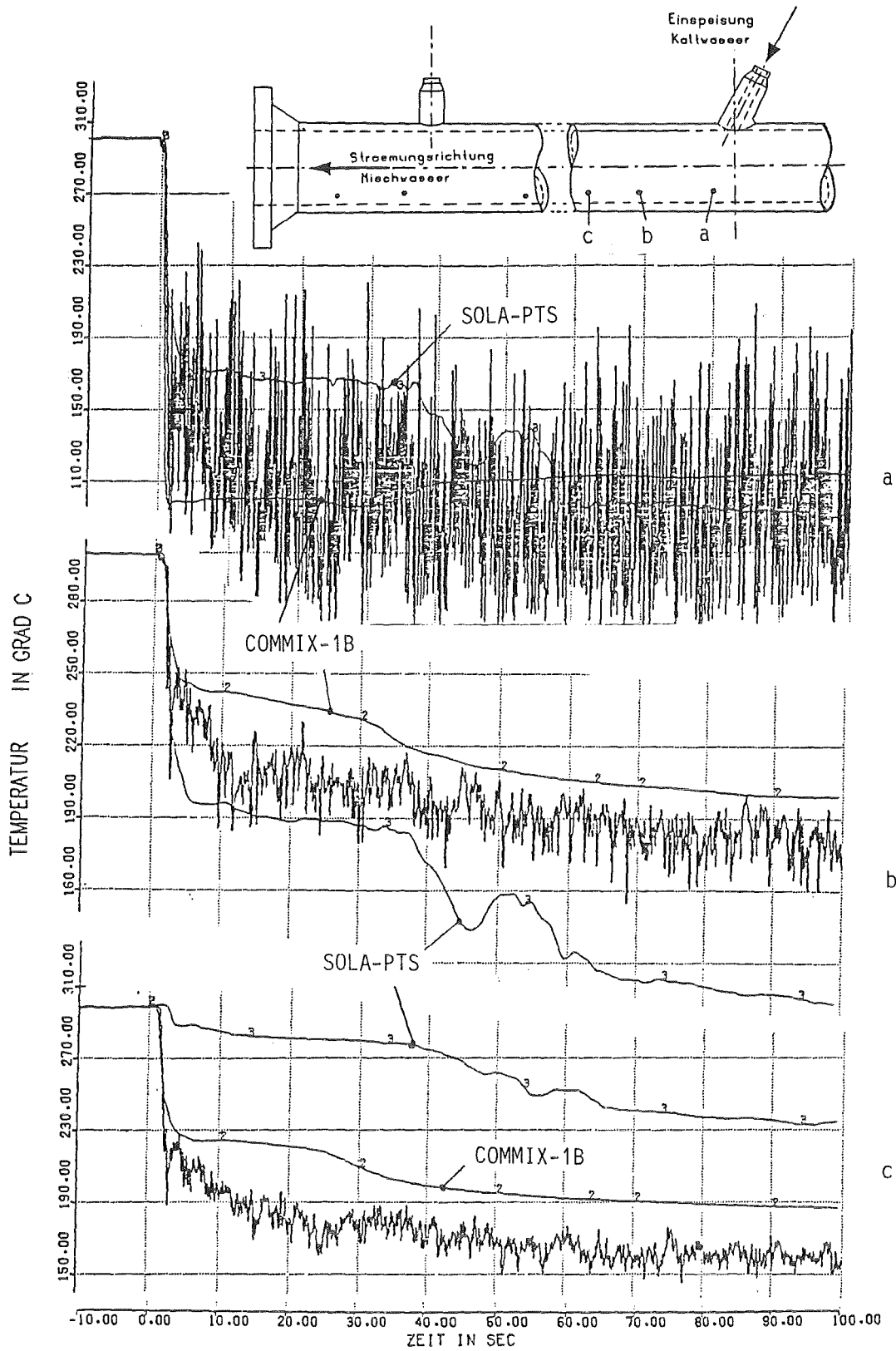


Abb.7: Transiente Temperaturen im Kaltstrang, Ergebnisse von COMMIX-1B und SOLA-PTS verglichen mit Meßwerten (HDR-Test 32.36, Rohrwand bei COMMIX-Rechnung 10-fach).

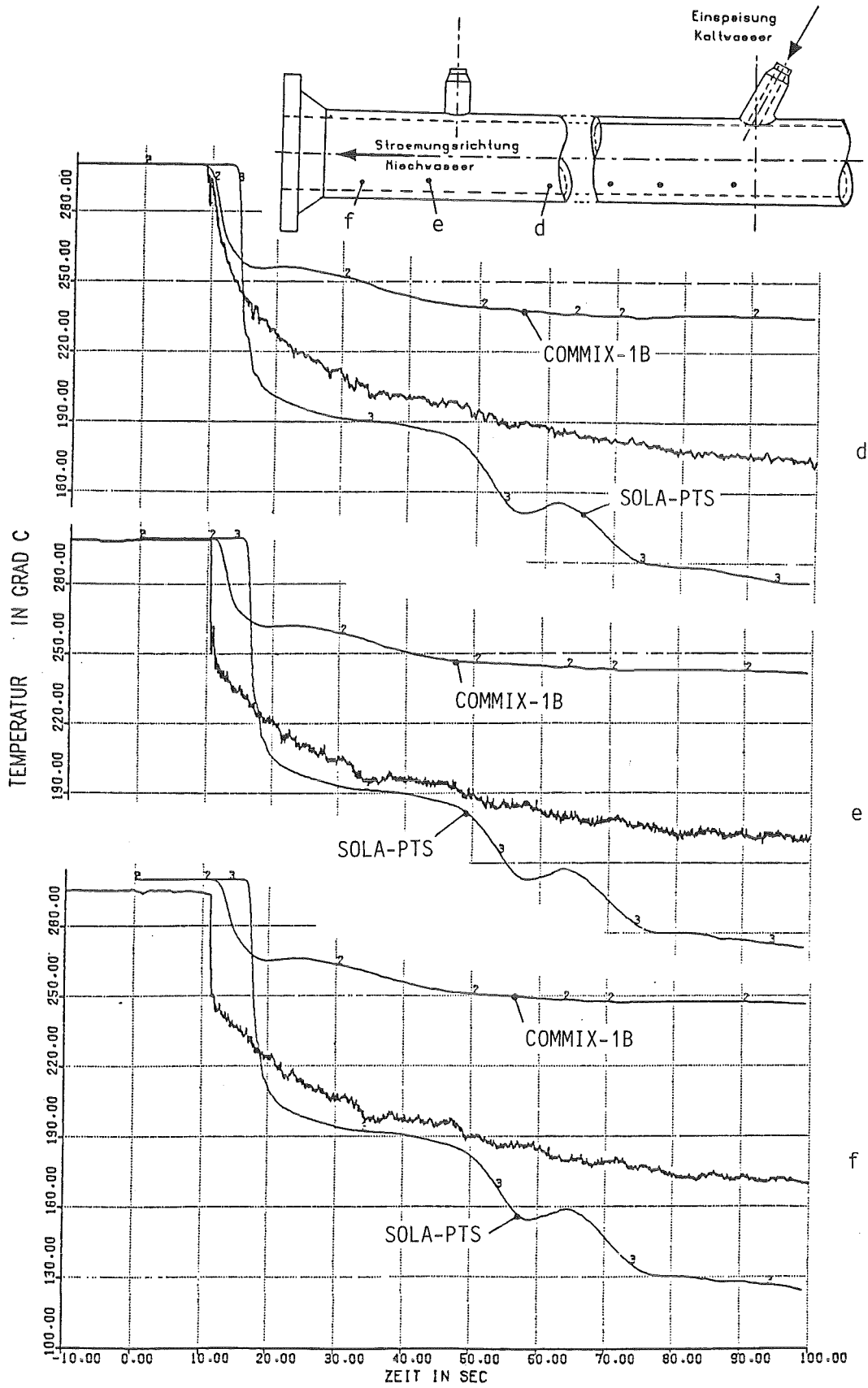


Abb.8: Transiente Temperaturen im Kaltstrang, Ergebnisse von COMMIX-1B und SOLA-PTS verglichen mit Meßwerten (HDR-Test T32.36, Rohrwand bei COMMIX-Rechnung 10-fach).

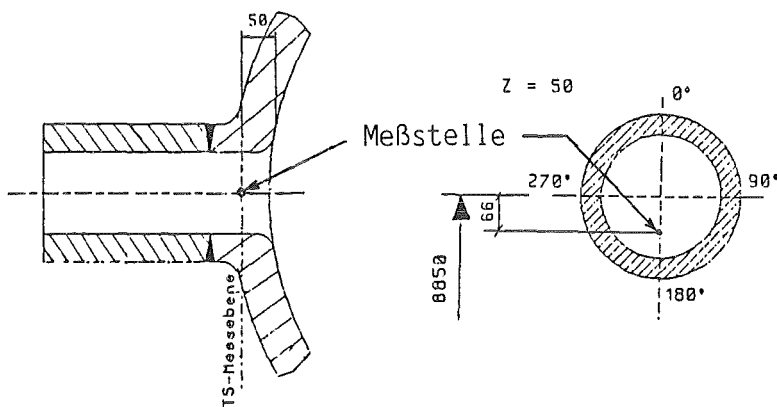
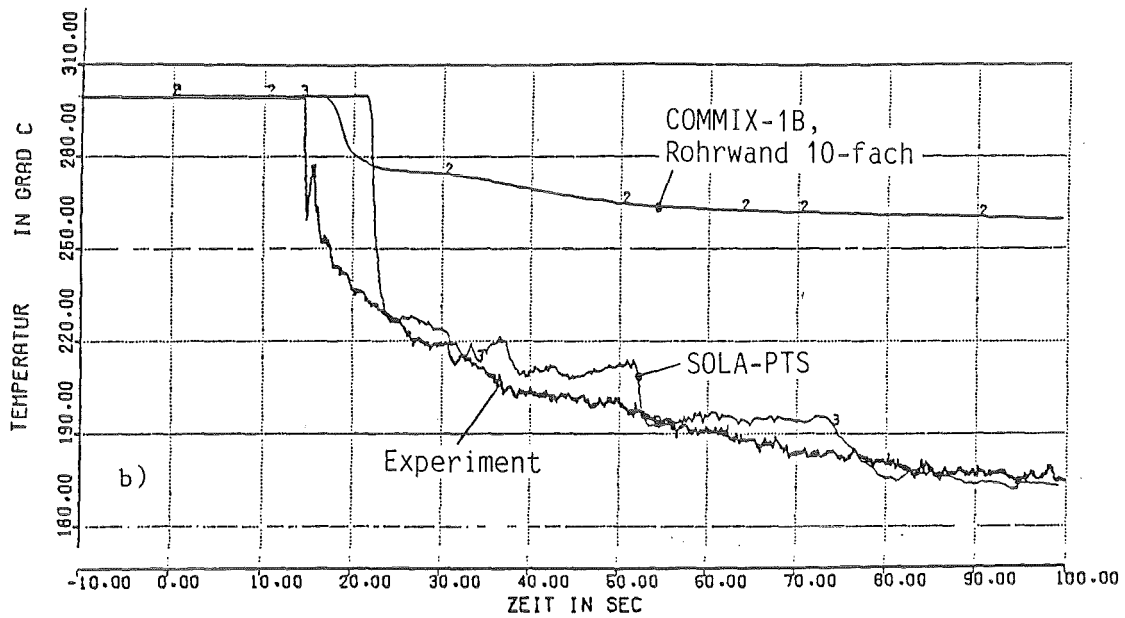
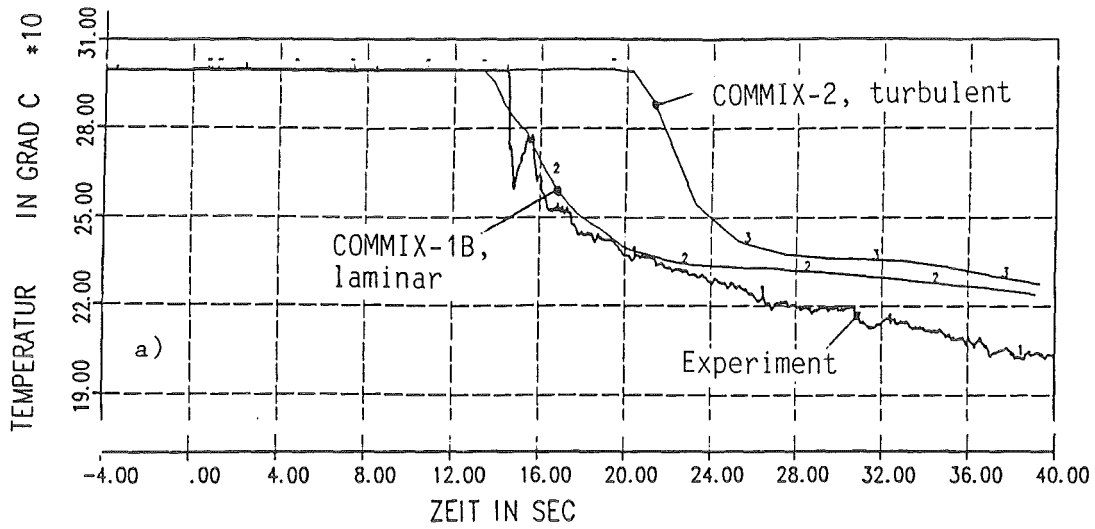


Abb.9: Transienter Temperaturverlauf kurz vor der Einmündung des Kaltstranges in den Ringraum (HDR-Test T32.36)
 a) reguläre Wandstärke
 b) 10-fache Wandstärke bei COMMIX-1B

06.01.21/11A Vorausberechnung des ersten FDWR-Flutexperimentes
mit dem FLUT-Rechenprogramm
PNS 4272 (M. Cigarini)

1. Einleitung

Das erste FDWR Flutexperiment wurde mit dem GRS-Rechenprogramm FLUT (Version Nr. 5) vorausgerechnet. Dieses Programm wurde im Februar 1985 von der GRS-Garching übernommen und auf der KfK-Rechenanlage implementiert. Zur Bewertung des Programmes dienten die Nachrechnungen des FEBA-Versuches 216 und des SEFLEX-Versuches 03. Änderungen an der ursprünglichen Version (Einführung des Hsu-Young-Kriteriums für die Einstellung der oberen Quenchfront und neuer, mit erweiterter Gültigkeit, Druckverlustbeziehungen) wurden auch anhand der obengenannten experimentellen Daten nachgeprüft. Weitere FDWR-orientierte Abänderungen sind noch nicht vollständig getestet und wurden daher für die vorliegende Rechnung nicht verwendet.

2. Das Rechenprogramm FLUT

Das bei der GRS (Garching) entwickelte Programm FLUT /1/ ist ein eindimensionales, mehrkanaliges Programm, das ein Zweifluidmodell mit 6 Grundgleichungen verwendet. Somit sind die Erhaltungsgleichungen für Dampf und Wasser getrennt. Dies ermöglicht die Beschreibung der thermischen und mechanischen Nichtgleichgewichtsphänomene der Flutphase. Das Fluidmodell ist durch drei Konstitutivgleichungen für die Phaseninteraktion und durch die Zustandsgleichungen für Wasser und Dampf ergänzt. Das fluiddynamische System wird durch eindimensionale Kanäle und sog. Knotenzellen simuliert. Zwischen zwei Kanälen muß immer eine Knotenzelle eingefügt werden. Die Brennstäbe und die Strukturelemente werden durch ein eindimensionales Wärmeleitungsmodell simuliert. Damit kann man bis zu 3 mehrschichtige Materialzonen darstellen. Zwischen je 2 Zonen kann noch ein Spalt simuliert werden. Um eine feinere Diskretisierung der Brennstäbe zu erreichen, ist es möglich, mehrere Wärmeleitersegmente pro Fluidzelle zu definieren. Eine feinere Diskretisierung des Brennstabes ist notwendig für eine genaue Berechnung der Quenchfront-Geschwindigkeiten anhand analytischer Korrelationen. Dies geschieht für die untere Quenchfront mit den Beziehungen von SEMERIA-MARTINET /2/ und für die obere Quenchfront mit denen von YAMANOUCI /3/. Ein geeignetes Modell für den Wärmeübergang verbindet das Wärmeleitungsmodell mit dem Fluidmodell.

Das System von partiellen Differentialgleichungen wird für die zeitliche Ableitungen der sechs unabhängigen Variablen α , p , h_v , h_l , $w_v \times F$, $w_l \times F$, ge-

löst. Das daraus resultierende System von gewöhnlichen Differentialgleichungen wird durch eine völlig implizite Methode zeitlich integriert, wobei der Zeitschritt durch ein vom Benutzer bestimmtes Genauigkeitskriterium gesteuert wird /4/.

Tabelle 1: Quenchmodell im FLUT Code	
• HSU-YOUNG-Kriterium für Quenchbeginn:	
$T_w < 540 \text{ °C}$	
$\alpha < 0,95$	
(aus FLECHT, CCTF und FEBA Experimenten)	
• Analytische Korrelationen für Quenchgeschwindigkeit:	
untere Quenchfront	SEMERIA-MARTINET
obere Quenchfront	YAMANOUCI
• Erhöhung der Leidenfrost-Temperatur:	
$T_L = T_{\text{Sat}} + 160 \text{ K} + \Delta T_{\text{sub}}$	

Das Programm FLUT wurde auf der Großrechenanlage des KfK implementiert und getestet. Rechnungen von FEBA- und SEFLEX- Versuchen haben bewiesen, daß die alleinige Benutzung der YAMANOUCI-Korrelation eine Quenchfront früher bestimmt als Experimente zeigen. Daher wurde das HSU-YOUNG-Kriterium /5/ für Quenchbeginn ins Programm neu eingeführt /6/. In Tab. 1 ist ein Schema des gegenwärtigen Quenchmodells des Programms dargestellt.

3. Nodalisierung und Anfangsbedingungen

Für die Darstellung eines fluiddynamischen Systems stehen im FLUT-Programm zweierlei Komponenten zur Verfügung: die Rohrteile und die sogenannten Knotenzellen. Für die in der vorliegenden Rechnung verwendete Nodalisierung

wurden zwei Knotenzellen und ein Rohrteil benötigt (Abbildung 1). Der aus 13 Zellen bestehende Rohrteil stellt die Teststrecke dar; die Knotenzellen L1 und L2 entsprechen dem unteren, bzw. dem oberen Plenum. Für die Zelle L2 wurde die Randbedingung konstantes Druckes (4,35 bar) angenommen. Die Einspeisung des Wassers mit konstanter Geschwindigkeit (8,1 cm/s) und konstanter Temperatur (130 °C) findet in Zelle L1 statt. Diese Zelle ist zu Rechnungsbeginn mit Wasser gefüllt, wobei der Rohrteil gesättigten Dampf enthält. Den ersten 8 Zellen des Rohres sind je fünf Heizleitersegmente zugeordnet, die dem beheizten Teil der Brennstabsimulatoren entsprechen. Die 5 oberen Zellen sind mit weiteren 5 Heizleitern verknüpft, die den unbeheizten Teil der Brennstäbe simulieren. Für die Wärmeleitungsrechnung sind die beheizten Segmente in 8 und die unbeheizten in 5 radiale Schichten unterteilt. Da es im FLUT-Programm nicht möglich ist, mehr als drei verschiedene Materialzonen pro Leitersegment zu berücksichtigen, wurden temperaturabhängige Eigenschaften eines Pseudomaterials für den inneren Teil der Brennstabsimulatoren (bis zum ersten gasgefüllten Spalt) eingesetzt, welche als gewichtetes Mittel der Eigenschaften der wirklichen Materialien hergeleitet wurden. Für die anfänglichen Hüllrohrtemperaturen wurde eine axiale Verteilung angenommen, die proportional der Leistung ist.

Die in der Rechnung verwendeten geometrischen Daten, Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen stammen aus Ref. /7/.

Mit diesem Nodalisierungsschema und den entsprechenden Anfangsbedingungen hat die Berechnung einer 243.7 s Transiente eine CPU-Zeit von 124 min und 5 s auf dem SIEMENS 7890 Computer des KfK benötigt. Dies entspricht, bei 37488 Schritten, einem durchschnittlichen Zeitschritt von 6,5 ms, und ca. 0.2 s CPU-Zeit pro Schritt.

4. Ergebnisse: Vergleich mit dem Experiment

Die vom FLUT Programm berechneten Temperaturverläufe an verschiedenen Stellen der oberen Brennstabhälfte sind in den Abbildungen 2 bis 6 aufgetragen und mit den gemessenen Werten verglichen. Alle berechneten Kurven geben den anfänglichen Anstieg gut wieder, aber der Zeitpunkt des 'Turn around' ist stets überschätzt; daher werden auch die maximalen Temperaturen etwas zu hoch ausgewertet. Die Abweichung des bei der Höhe 1612 mm maximal berechneten Wertes vom entsprechenden experimentellen Wert beträgt aber nur 16 °C, mit einer Verzögerung von 30 s (Tab. 2). Die Unterschiede zwischen Rechnung und Experiment werden im zweiten Teil der Kurven größer. Der steile Abfall der

experimentellen Temperaturen nach dem 'Turn around' wird vom Programm nicht wiedergegeben, daher ergeben sich zu lange Quenchzeiten. Die maximale Verzögerung der Quenchfront ist bei der Höhe 1412 mm zu sehen (Abbildung 4) und beträgt 69 s. Dieser langsamere Fortschritt der Quenchfront verursacht eine im Vergleich mit dem Experiment dementsprechend langsamere Abnahme der Druckverluste (Abbildung 7). Die Ursache des beobachteten Verhaltens ist in der Auswertung der Vorkühlung des Brennstabes kurz vor der Benetzung zu suchen. Hier wird vom Programm eine Nebelströmung angenommen und die dazu gehörigen Wärmeübergangsbeziehungen unterschätzen den Wärmeaustausch zwischen dem Heizstab und dem Fluid. Wenn man noch die starke Überschätzung des 'Carry Over' (Tab. 2) und der Dampfaustrittstemperatur (Abbildung 8) in Verbindung mit der Unterschätzung des Dampfaustrittsmasserstroms (Abbildung 9) berücksichtigt, kann man folgern, daß eine zu niedrige Verdampfungsrate unmittelbar oberhalb der Quenchfront berechnet wird, was alle die o.g. Tatsachen erklären kann.

Tabelle 2: Wesentliche Ergebnisse. Vergleich mit dem Experiment		
	Rechnung	Experiment
T_{\max}^1 (°C)	704	688
t_{\max} (s)	123	93
t_{Quench} (s)	243	189
Kollabierter Wasserstand (mm)	346	680
'Carry Over' (kg)	7,3	0,35 (ca.)
¹ Bei der Höhe 1612 mm.		

5. Schlußfolgerungen

Die durch die vorliegende Vorausrechnung erzielten Ergebnisse zeigen, daß das FLUT-Programm die wesentlichen Vorgänge während der Flutung eines Bündels mit FDWR-Geometrie gut beschreiben kann. Der Temperaturanstieg der Hüllrohrwand wird gut berechnet, daher wird die maximale Temperatur auch

richtig ausgewertet. Die Quenchtemperatur ist auch mit einer guten Annäherung bewertet. Die Abweichungen vom Experiment gehen meistens auf die Berechnung der Kühlung kurz vor der Benetzung zurück. Auf diesem Gebiet sollen die im Programm benutzten Modelle verbessert werden. Die o.g. Daten weisen auf die Notwendigkeit hin, das Verdampfungsmodell in der Nebelströmung zu modifizieren. Eine starke Auswirkung auf dieses Phänomen hat die angenommene Verteilung der Tropfengröße. Eine Abänderung des jetzigen Modells wird zur Zeit studiert. Es bleibt aber noch die Unsicherheit über die Strömungsform unmittelbar oberhalb der Quenchfront, die, wegen der veränderten Geometrie, anders als bei gewöhnlichen DWR-Bündeln sein kann. Um diese zu beseitigen wären Experimente nötig, welche eine photographische Untersuchung der Strömung ermöglichen.

Zeichenerklärung

F	Strömungskanalquerschnitt
h_l	spez. Enthalpie des Wassers
h_v	spez. Enthalpie des Dampfes
p	Druck
T_L	Leidenfrost-Temperatur
T_{max}	maximale Hüllrohrwandtemperatur
t_{max}	Zeitpunkt, zu dem die max. Hüllrohrwandtemperatur erreicht wird
t_{Quench}	Zeitpunkt, zu dem die Benetzung des Bündels beendet wird
T_{Sat}	Sättigungstemperatur
T_w	Wandtemperatur
ΔT_{sub}	Unterkühlung
w_l	Wassergeschwindigkeit
w_v	Dampfgeschwindigkeit
α	Volumetrischer Dampfgehalt

Literaturverzeichnis

- /1/ A.Hora,Ch.Michetshläger,H.G.Sonnenburg,V.Teschendorff: 'Analysis of Reflood Phenomena by the Two Fluid Code FLUT ' NATO Advanced Research Workshop Spitzingsee/Schlirsee, Aug.31-Sept.3,1982.

- /2/ R.Semeria,B.Martinet: 'Calefaction Spots on a Heating Wall: Temperature Distribution and Resorption' Proc. Inst. Mech. Engr. 180 (1966).

- /3/ A.Yamanouchi: 'Effect of Spray Cooling in Transient State after Loss of Coolant Accident' Journal of Nuclear Science and Tecnology, 5|11|,Nov.,1968.

- /4/ E.Hofer: 'A Partially Implicit Method for Large Stiff Systems of ODEs with only Few Equations Introducing Small Time-Constants' SIAM J. on Numerical Analysis, vol. 13, 645-663 (1976)

- /5/ Y.Y.Hsu,M.W.Young: 'A Criterion for the Onset of Quench for Low Flow Reflood' NUREG 0915 - July,1982.

- /6/ M.Cigarini: 'Nachrechnung des FEBA Versuchs Nr. 216 mit dem FLUT Programm' PWS- Jahresbericht 1984, KfK Bericht 3550, Karlsruhe, Deutschland,(1985).

- /7/ K.Wiehr:
unveröffentlichter Bericht

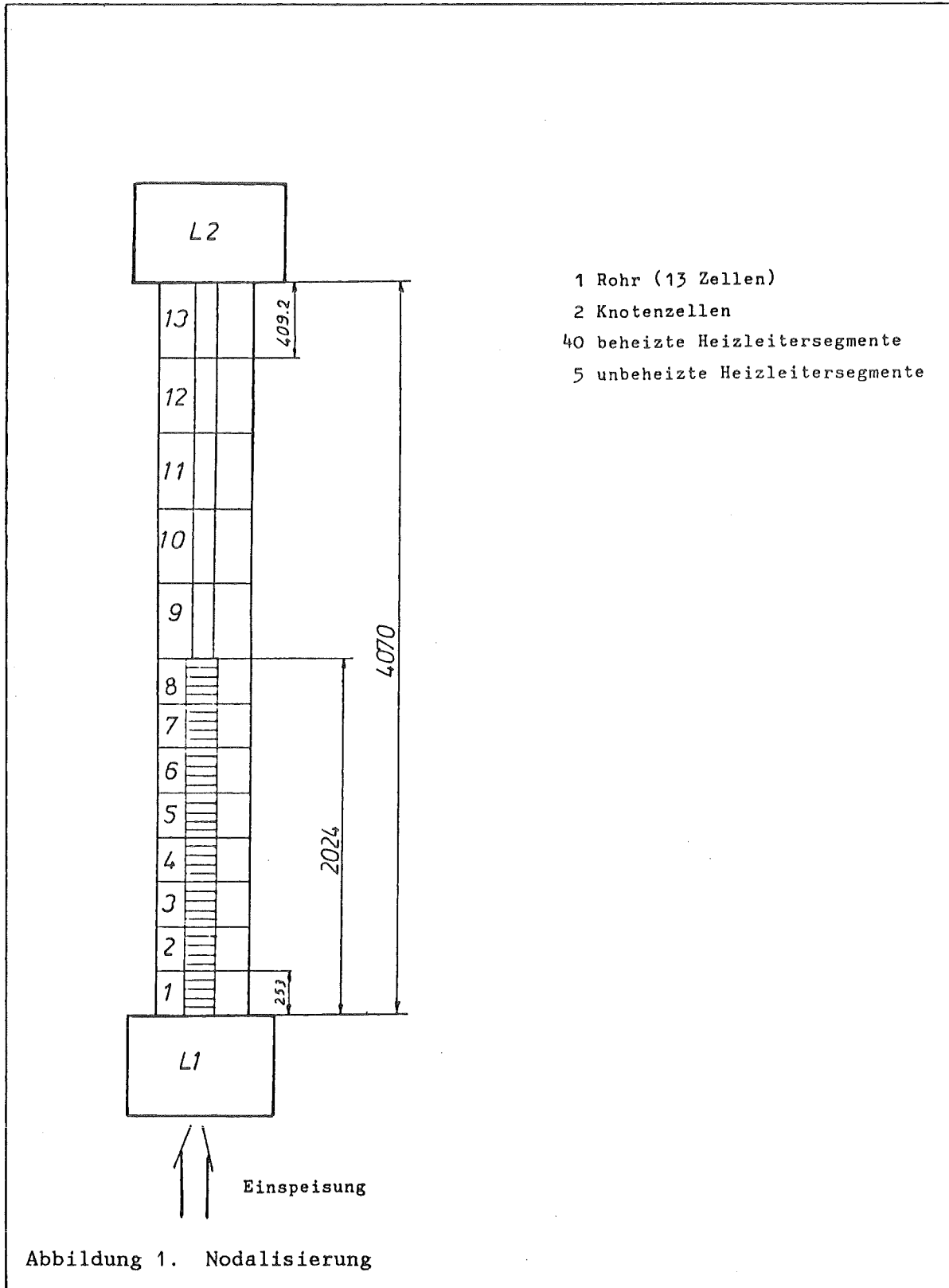


Abbildung 1. Nodalisierung

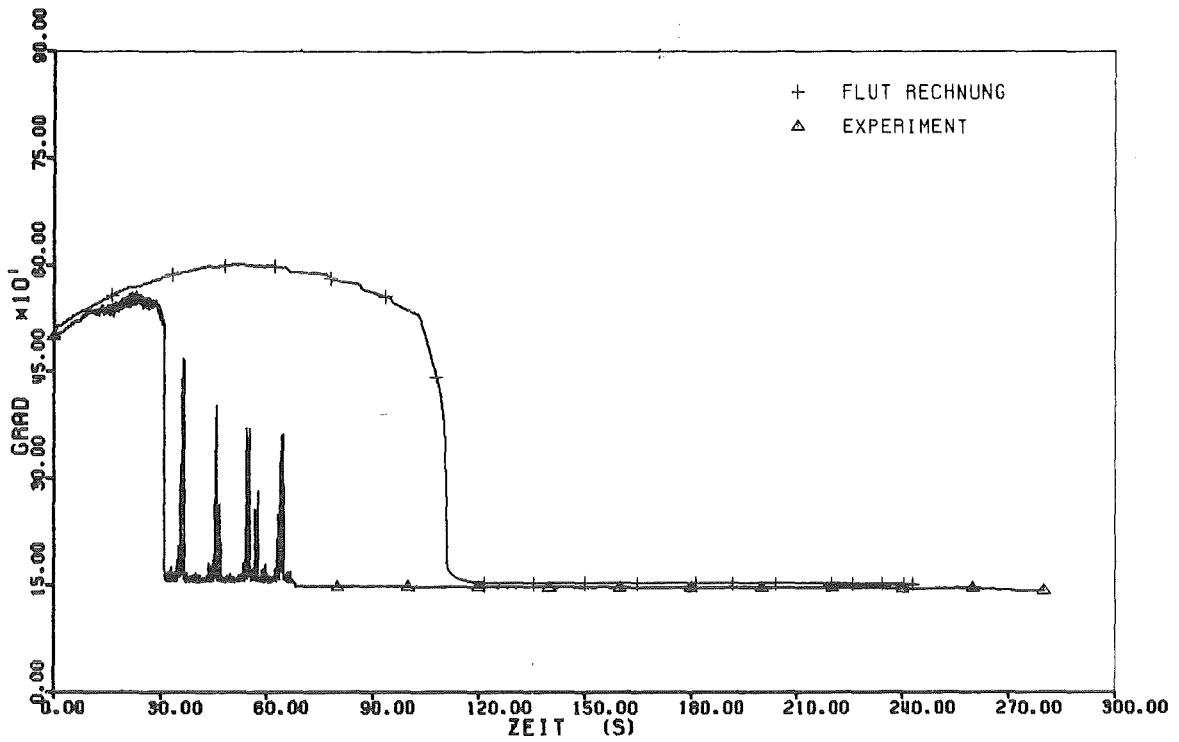


ABBILDUNG 2. HUELLRÖHRTEMPERATUR BEI DER HÖHE 1012 MM

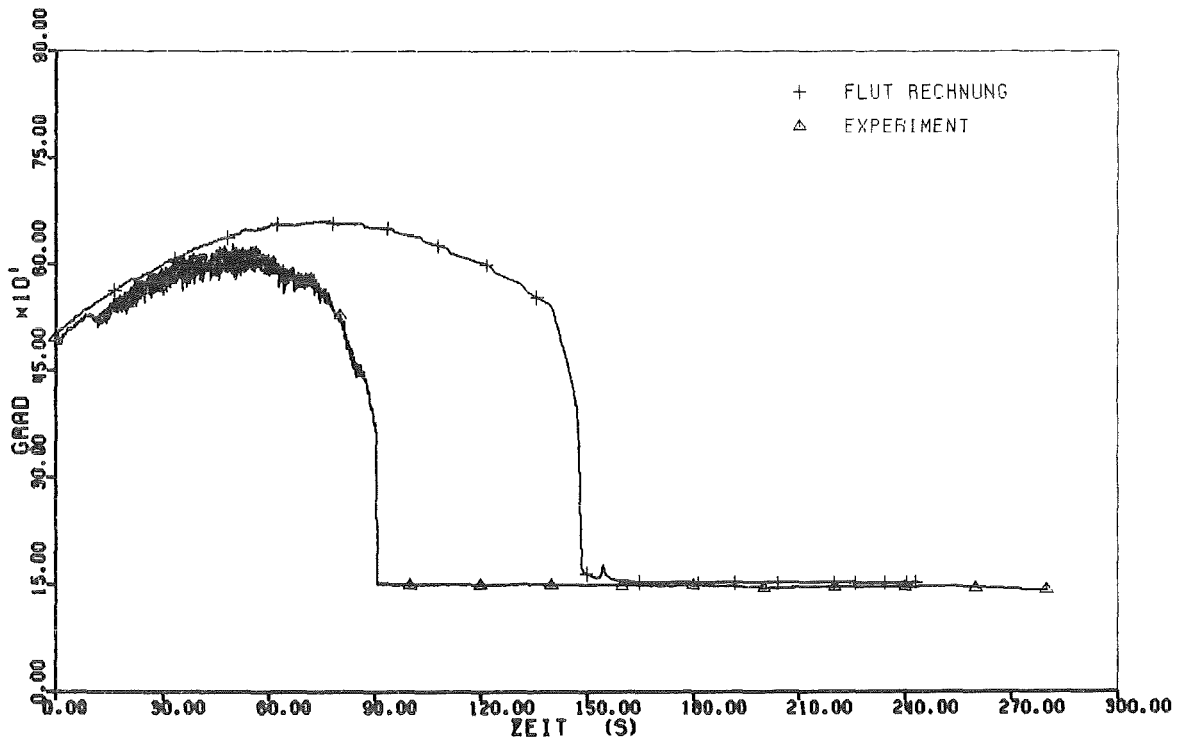


ABBILDUNG 3. HUELLRÖHRTEMPERATUR BEI DER HÖHE 1212 MM

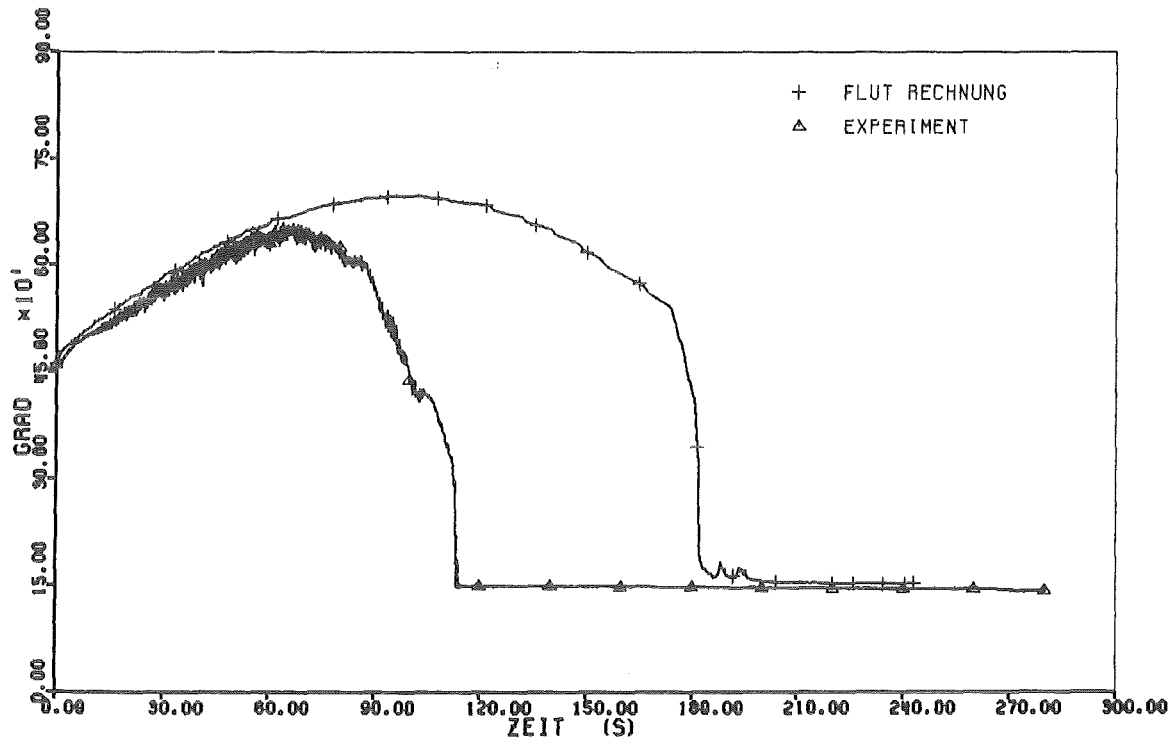


ABBILDUNG 4. HUELLROHRTEMPERATUR BEI DER HOEHE 1412 MM

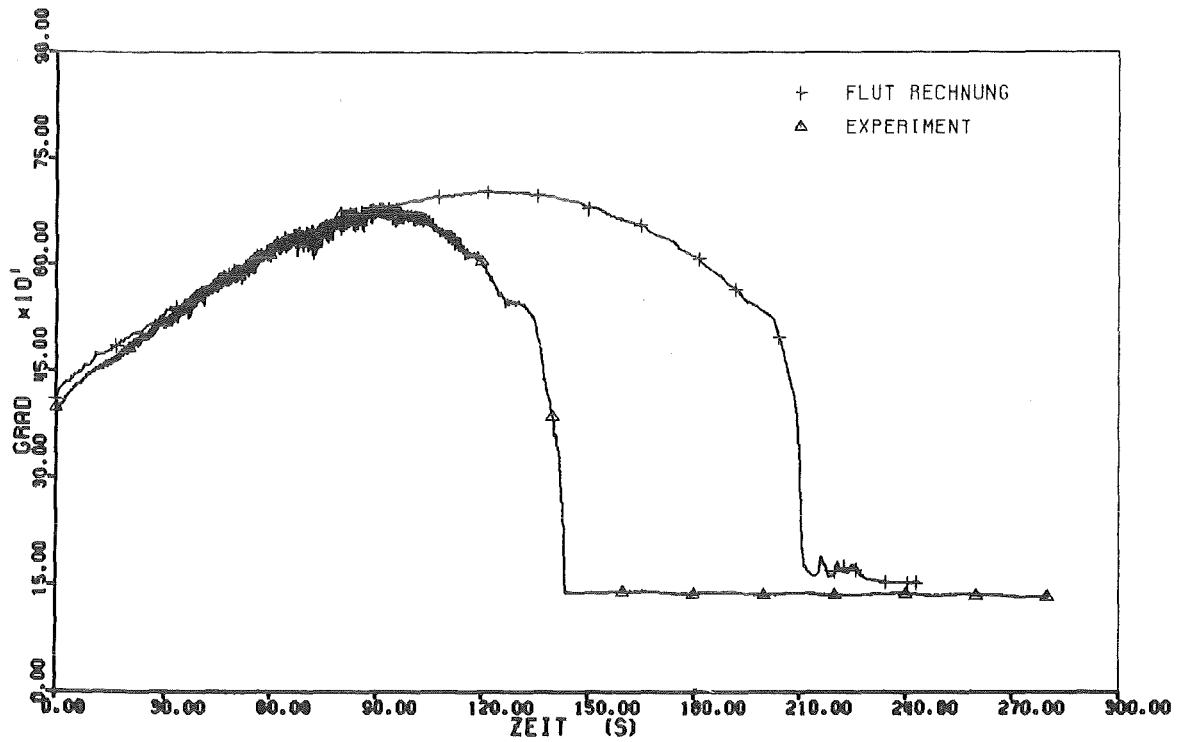


ABBILDUNG 5. HUELLROHRTEMPERATUR BEI DER HOEHE 1612 MM

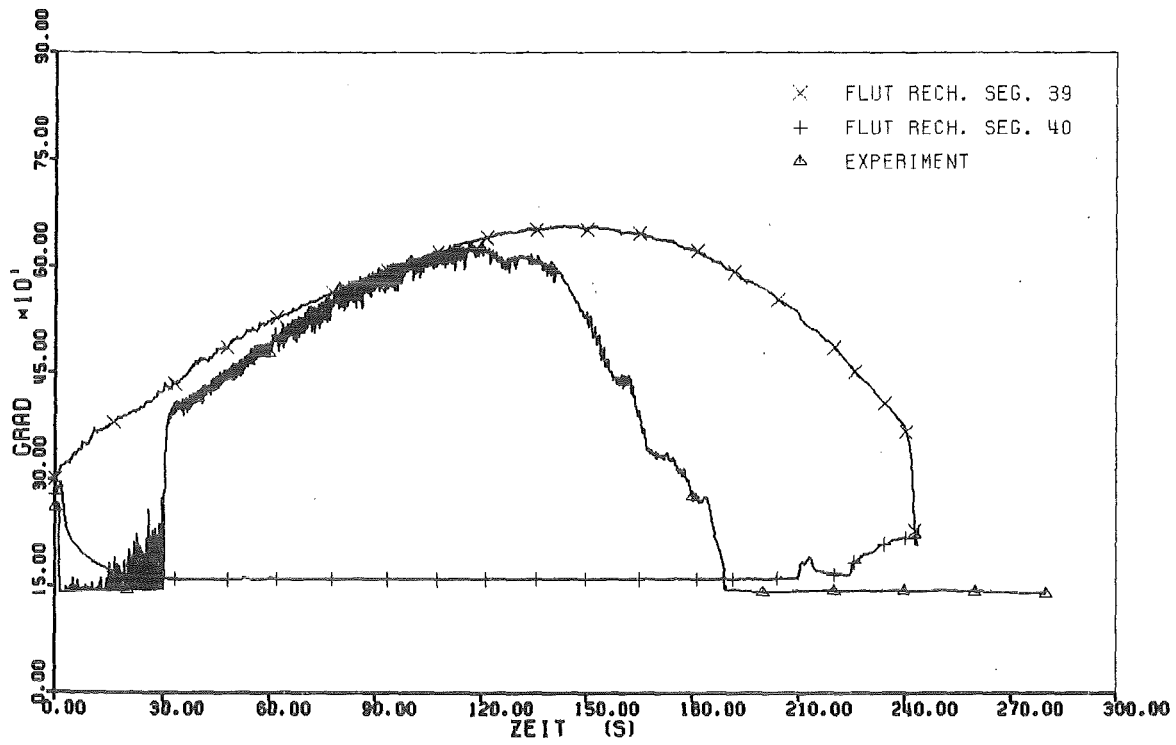


ABBILDUNG 6. HUELLROHRTEMPERATUR BEI DER HOEHE 2012 MM

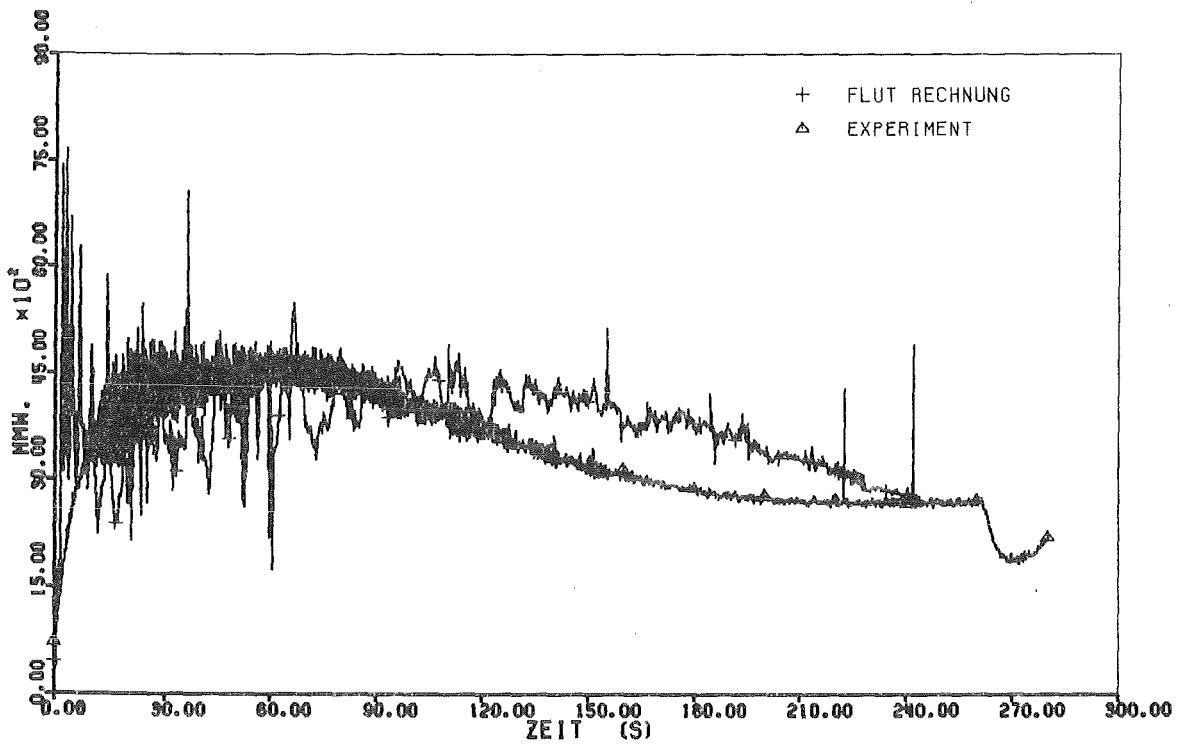


ABBILDUNG 7. DIFFERENZDRUCK

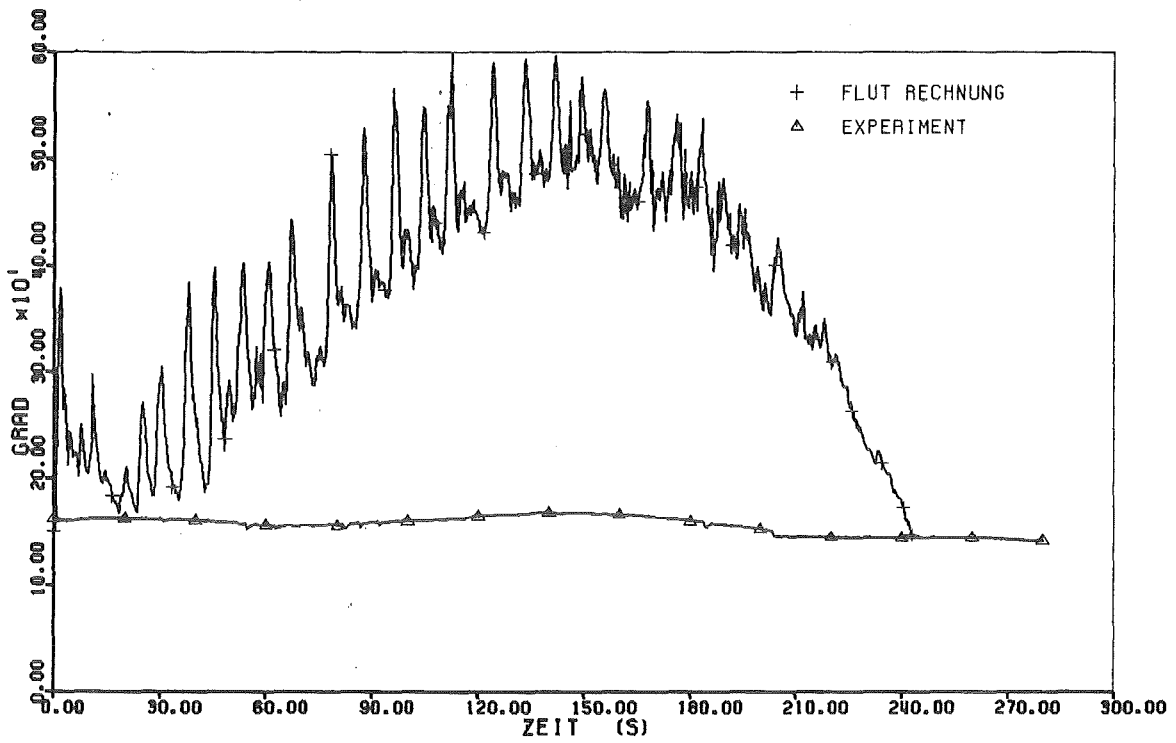


ABBILDUNG 8. DAMPFAUSTRITTSTEMPERATUR

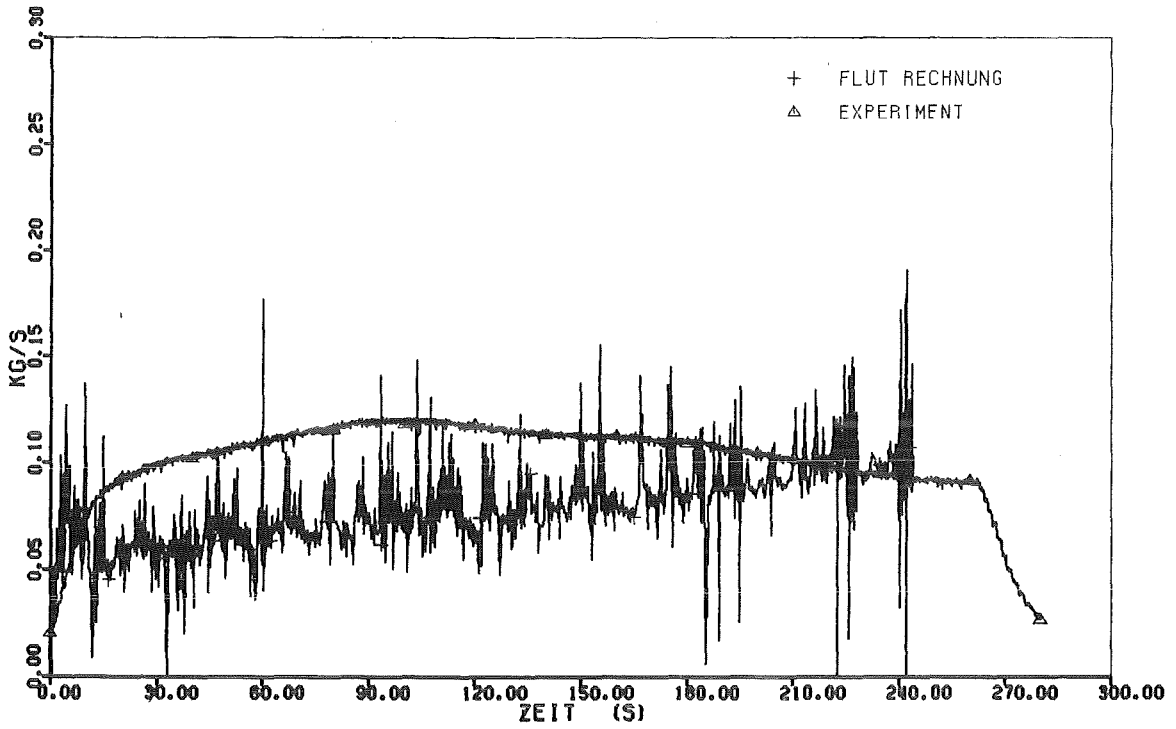


ABBILDUNG 9. DAMPFAUSTRITTMASSENSTROM

06.01.22/03A Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in

PNS 4280 Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm)

(G. Class, F. Eberle, G. Gering, R. Meyder, P. Philipp, K.-H. Lang,
W. Sengpiel)

1. Einleitung

Die theoretische Beschreibung der räumlichen Strukturen von Gas-Flüssigkeits-Zweiphasenströmungen, die innerhalb der Reaktorsicherheitsforschung über die Verwendung sogenannter Strömungskarten zur Ermittlung von Strömungsformen nur in sehr vereinfachender Weise abgeschätzt werden können, muß die komplexen mehrdimensionalen Phasentransport- und -verteilungsmechanismen berücksichtigen - im allgemeinen Fall für transiente nichtausgebildete Strömungen durch nichtideale Kanalgeometrien. Dies setzt ein detailliertes Verständnis der lokalen Wechselwirkungen und Austauschvorgänge an den Phasengrenzen voraus. Davon ist die Strömungsforschung heute aber noch weit entfernt. Zunächst müssen die grundlegenden physikalischen Phänomene erfaßt und verstanden werden. Ziel des NOVA-Vorhabens ist es daher, am Beispiel von Blasenströmungen einen Beitrag zur Klärung der räumlichen Phasentransport- und -verteilungsmechanismen zu leisten. Darüberhinaus zielen die Untersuchungen der Strömungsverhältnisse und Phasenverteilungen in Wandnähe ab auf ein verbessertes Verständnis der Wärme- und Impulsübertragungen (Wandreibung) bei Blasenströmungen.

2. Einzelzielsetzung und Stand des Wissens

Das Vorhaben ist konzentriert auf adiabate Luft-Wasser-Blasenströmungen in senkrechten Kanälen. Zu den ersten, die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an Blasenströmungen durch senkrechte rohrförmige Kanäle veröffentlicht haben, gehören Serizawa et al. /1/ und Ibragimov et al. /2/. Sie beobachteten bei ihren Untersuchungen sehr charakteristische Phasenverteilungen: Bei aufwärtsgerichteten Blasenströmungen wurde eine zunehmende Blasenhäufigkeit zur Kanalwand hin mit einem ausgeprägten Häufigkeitsmaximum an der Wand, bei Abwärtsströmungen dagegen ein Blasentransport zur Mitte hin mit einem Maximum der Blasendichte in der Kanalmitte festgestellt. Die physikalischen Ursachen dieser Phasentransportphänomene senkrecht zu den Kanalwänden sind bis heute weitgehend ungeklärt. Es gibt eine Reihe von Modellansätzen (/3/, /4/), die

jedoch nicht ausreichen, um die experimentellen Befunde erklären und theoretisch beschreiben zu können. Dazu fehlt insbesondere eine konsistente Basis experimenteller Daten, die detailliert genug sind, um darauf aufbauend Modellentwicklung und -verifizierung zu betreiben. Das NOVA-Vorhaben mit seinem umfangreichen experimentellen Programm kann deshalb einen wichtigen Beitrag in diese Richtung leisten.

An aufwärts- und abwärtsgerichteten Blasenströmungen werden vom Bereich sich entwickelnder Strömungsverhältnisse entlang der Teststrecke bis hin zu ausgebildeten Strömungsbedingungen die radialen Profile des lokalen relativen Gasgehaltes, der Blasengeschwindigkeiten und Blasengrößen, des statischen Druckes sowie der Turbulenzstrukturen der flüssigen Phase anhand der sechs Komponenten des Tensors der Reynoldsspannungen gemessen. Auf der Basis der experimentellen Daten werden analytische Modelle zur theoretischen Beschreibung des Blasentransports und der resultierenden Phasenverteilungen entwickelt. Schwerpunkt dabei wird die Klärung der Einflüsse der Turbulenzstruktur in Blasenströmungen (turbulente Spannungen in der flüssigen Phase, turbulente Diffusion der Blasen, Variation des statischen Druckes über dem Kanaldurchmesser) und von Querkräften aufgrund des Kutta-Joukowski-Effektes auf den Blasentransport senkrecht zu den Kanalwänden und damit auf die radialen Verteilungen der Blasendichte sein. Der Kutta-Joukowski-Effekt rührt her von der Relativbewegung der Blasen in einer Strömung mit Geschwindigkeitsgradienten, was - ähnlich wie bei der bekannten Magnuskraft - zu einer zirkulatorischen Umströmung der Blasen mit resultierenden Querbewegungen führt. Obwohl allein dieser Effekt ausreichen würde um die unterschiedlichen Tendenzen des radialen Blasentransports bei Aufwärts- bzw. Abwärtsströmung qualitativ zu erklären, machen die sich überlagernden unterschiedlichen Einzelphänomene des Impulsaustausches an den Phasengrenzflächen (d.h. hier Blasenoberflächen) eine quantitative Beschreibung des Blasentransports zu einem sehr komplexen Problem.

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

in chemischen Blasensäulenreaktoren zu entwickeln /5/. Die für das NOVA-Vorhaben definierten Ziele sind also von weiterreichendem Interesse.

3. Experimentelles und theoretisches Programm

Die Zweiphasen-Teststrecke besteht aus Plexiglasrohr mit einem Innendurchmesser von 70 mm und einer Länge von ca. 5500 mm. Sie ist Teil des Wasserkreislaufes des Instituts für Reaktorentwicklung. Abb. 1 zeigt schematisch die Aufwärts- und die Abwärtsstrecke mit den jeweiligen Luftzuführungskammern. Die Luftzufuhr erfolgt durch sieben über die Rohrquerschnittsfläche innerhalb einer Luftzuführungskammer gleichmäßig verteilte Düsen, die mittels Ventilen einzeln ein- und ausschaltbar sind.

An aufwärts- und abwärtsgerichteten Blasenströmungen mit mittleren volumetrischen Gasgehalten bis zu 20 % und Geschwindigkeiten des Zweiphasengemisches bis ca. 2 m/s werden die radialen Profile folgender Größen an verschiedenen axialen Positionen z der Strecke im Bereich $0 \leq z \leq 70 D$ ($D = 70$ mm) gemessen:

- relativer Gasgehalt
- zeitlich gemittelte Flüssigkeitgeschwindigkeit
- die sechs Komponenten $\overline{v_i v_j}$ des Tensors der turbulenten Spannungen in der flüssigen Phase
- Blasengeschwindigkeit
- Blasendurchmesser
- statischer Druck in der flüssigen Phase

Die Messungen der Flüssigkeitgeschwindigkeit und der Turbulenzstruktur werden mit Heißfilmsonden, die Messungen der auf die Gasphase bezogenen Größen mit Zwei-Sensor-Widerstandssonden durchgeführt /6/. Für die Messungen des statischen Druckes wird ein Miniatur-Druckrohr eingesetzt.

Neben lokalen Messungen mit entsprechenden Sensoren werden mittels Computertomographie auf der Basis eines Vielstrahl-Röntgendurchstrahlungsverfahrens zweidimensionale Profile der Voidverteilungen über der durchströmten Fläche der Teststrecke ermittelt. Die Computertomographie gestattet eine sehr schnelle Messung der Entwicklung der Voidverteilung entlang der gesamten Teststrecke

vom Anfang mit sich entwickelnden Profilen bis hin zu ausgebildeten Strömungsstrukturen /7/.

Die theoretischen Arbeiten sind konzentriert auf die Herleitung der einzelnen sich überlagernden Wechselwirkungskräfte an den Phasengrenzflächen aus den experimentellen Daten und deren Modellierung, wobei die Wirkungsmechanismen von Kutta-Joukowski-Kraft und turbulenter Diffusion von besonderem Interesse sind, und auf die Entwicklung eines Turbulenzmodells für Blasenströmungen. Die Modellentwicklungen werden einfließen in ein Rechenprogramm mit Zwei-Fluid-Näherung zur Berechnung von Blasenströmungen, wobei die Programme EFPF /8/ und COMMIX /9/ als hierfür geeignete grundlegende Rechenmodelle zur Verfügung stehen.

4. Bisher durchgeführte Arbeiten

Im Rahmen einer ersten Versuchsserie ist eine Reihe von Experimenten an aufwärtsgerichteten Blasenströmungen durchgeführt worden. Dabei sind mit Heißfilmsonden radiale Profile des lokalen relativen Gasgehalts, der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeit und der axialen turbulenten Intensität an verschiedenen axialen Meßpositionen gemessen worden. Mit den im Rahmen des NOVA-Vorhabens entwickelten Zwei-Sensor-Widerstandssonden sind Blasengeschwindigkeiten gemessen und aus den Sondersignalen Blasendurchmesser abgeleitet worden /10/. Ein grundsätzliches Problem beim Einsatz von Heißfilmsonden in Blasenströmungen ist die Überlagerung der Signale von flüssiger und gasförmiger Phase. Die Ableitung der Strömungsstruktur in der flüssigen Phase aus dem Meßsignal macht ein Herausfiltern des Gassignals nötig. Das geschieht mit einem dafür entwickelten numerischen Filterprogramm im Rahmen der Signalanalyse. Abb. 2 macht das Vorgehen deutlich. Abb. 2a zeigt das Originalsignal als Anemometerausgangsspannung $E(t)$. Das Filterprogramm legt über eine Indikatorfunktion $X(t)$ die Zeitbereiche fest, in denen die flüssige und die gasförmige Phase am Meßpunkt vorlagen. Mit dieser Information läßt sich das Originalsignal $E(t)$ in das gefilterte Signal $E_f(t)$ transformieren. Aus $X(t)$ ist der lokale relative Gasgehalt ableitbar, aus $E_f(t)$ werden die zeitlich gemittelte Fluidgeschwindigkeit \bar{V}_z und die axiale turbulente Schwankungsgröße $v = \sqrt{v_z v_z}$ berechnet.

Abb. 3 zeigt für zwei verschiedene Flüssigkeits-Leerrohrgeschwindigkeiten (flächenengemittelte Strömungsgeschwindigkeiten bei Abwesenheit der gasförmigen Phase) die Entwicklungen der radialen Profile des lokalen relativen Gasgehalts α zwischen den axialen Meßpositionen $z = 10 D$ und $z = 70 D$. In beiden Fällen ist schon bei $z = 10 D$ eine deutliche Blasenwanderung zur Kanalwand hin beobachtet worden, die sich bis $z = 70 D$ noch weiter verstärkt. Auffallend ist, daß diese Phasenumverteilungen mit den resultierenden Blasendichtemaxima an der Kanalwand bei hohen Wassergeschwindigkeiten stärker ausgeprägt sind. Diese Tendenz ist aus Abb. 4 deutlich erkennbar. Dargestellt sind die radialen Profile von α bei Variation der Wasserleerrohrgeschwindigkeit und des volumetrischen Gasgehalts β . In Abb. 5 sind Ergebnisse von Turbulenzmessungen bei Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von $0,36 \text{ m/s}$ und $1,08 \text{ m/s}$ an der axialen Meßposition $z = 70 D$ dargestellt. Gegenübergestellt sind die jeweiligen Verhältnisse bei einphasigen und zweiphasigen Strömungsbedingungen. In allen Fällen nimmt die turbulente Schwankungsgröße - wie zu erwarten - zur Wand hin zu und hat in Kanalmitte eine Minimum. Im Fall der Wasserleerrohrgeschwindigkeit $0,35 \text{ m/s}$ ist über dem Kanaldurchmesser v durch den Turbulenzbeitrag der Blasen generell höher als bei einphasigen Strömungsbedingungen, das Profil wird aber deutlich flacher. Anders sind die Verhältnisse bei höherer Wasserleerrohrgeschwindigkeit. Es tritt hier ebenfalls eine Abflachung des Turbulenzprofils auf, die turbulente Schwankungsgröße v wird hier aber, bis auf einen kleineren Kernbereich der Strömung, durch die Existenz der Blasen reduziert. Das ist eine interessante Beobachtung, die in einem gewissen Gegensatz zu der allgemeinen Annahme steht, daß die Turbulenz in Blasenströmungen durch Superposition der Wandturbulenz und der blaseninduzierten Turbulenz infolge Schlupf angehoben wird. Offenbar gibt es - abhängig von der Flüssigkeitgeschwindigkeit und von der Blasendichte, d.h. vom volumetrischen Gasgehalt β - in bestimmten Fällen eine Dominanz des energieabsorbierenden Charakters der Blasen infolge Dämpfung über ihre turbulenzproduzierende Wirkung.

In Abb. 6 sind gemessene statistische Verteilungen der Blasengeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Wasserleerrohrgeschwindigkeit angegeben, Meßposition war die Kanalmitte mit ausgebildeten Strömungsverhältnissen bei $z = 70 D$. Die statistischen Verteilungen sind jeweils durch Mittelwert und Standardabweichung der Blasengeschwindigkeit gekennzeichnet. Aus den angegebenen Standardabweichungen geht hervor, daß die relativen Geschwindigkeitsschwankungen der Blasen um den Mittelwert mit zunehmender Flüssigkeitgeschwindigkeit abnehmen.

Die Abb. 7 zeigt entsprechende aus den Widerstandssondensignalen abgeleitete statistische Verteilungen der Blasendurchmesser. Die Mittelwerte liegen für alle Wassergeschwindigkeiten bei 3 mm mit Schwankungsbreiten im Bereich von 2 bis 5 mm. Der Durchmesserabschätzung liegt die Annahme kugelförmiger Blasen zugrunde. Die Abb. 8 zeigt eine Photographie von Luftblasen in einer Blasenströmung durch die NOVA-Teststrecke. Es wird deutlich, daß die Annahme kugelförmiger Blasengeometrie näherungsweise gerechtfertigt werden kann und daß die Blasendurchmesser sich im oben genannten Streuband bewegen.

Im Berichtszeitraum ist mit der Entwicklung und dem Bau der Geräteplattform für die Aufnahme der Röntgenquelle und der Zählrohanordnung zur Durchführung der Röntgendurchstrahlungsmessungen im Rahmen der computertomographischen Untersuchungen der Voidverteilungen in Blasenströmungen begonnen worden. In Vorversuchen konnte die Eignung von Miniatur-Geiger-Müller-Zählrohren für die Strahlendetektion nachgewiesen werden.

Im Bereich der theoretischen Arbeiten ist ein Datenanalyseprogramm entwickelt worden, das es gestattet, die unbekanntes Wechselwirkungskräfte an den Blasenoberflächen mit Hilfe gemessener lokaler fluiddynamischer Größen der Blasenströmung über Impulsbilanzen abzuleiten. In bezug auf die Entwicklung eines Turbulenzmodells für Blasenströmungen ist ein Weg eingeschlagen worden, der schrittweise zu diesem Ziel führen soll. Die bisher gewonnenen Meßergebnisse zeigen deutlich, daß in Blasenströmungen andere Turbulenzstrukturen vorliegen als in einphasigen Strömungen. Die ungleichförmige Verteilung der dispersen Phase über dem Kanalquerschnitt mit einem ausgeprägten Maximum der Blasendichte in Wandnähe macht es erforderlich, die wandnahe Strömung gesondert aufzulösen und mit einem geeigneten Turbulenzmodell zu beschreiben. Es wurde deshalb damit begonnen, eine Programmstruktur zu entwickeln, in der die Wandzonen mit einem sogenannten 'low Reynolds number'-Modell beschrieben werden und die Kernzone der Strömung mit einem klassischen $k-\varepsilon$ -Modell. Mit diesem Rechenmodell sind bisher einphasige Strömungen gerechnet worden, es wird schrittweise bis hin zu einem Zwei-Fluid-Modell weiterentwickelt werden, wobei die Ergebnisse der Turbulenzmessungen der NOVA-Versuche in die Entwicklung von entsprechenden Turbulenzmodellen für Blasenströmungen einfließen.

5. Literatur

- / 1/ A. Serizawa, I. Kataoka, I. Michiyoshi, Turbulence Structure of Air-Water Bubbly Flow, Parts I-III, Int. J. Multiphase Flow 2, S. 221-259, 1975
- / 2/ M.Kh. Ibragimov, V.P. Bobkov, N.A. Tychinskii, Investigation of the Behaviour of the Gas Phase in a Turbulent Flow of a Water-Gas Mixture in Channels, High Temperature 11/5, S. 935-944, 1974
- / 3/ D.A. Drew, R.T. Lahey, Phase-Distribution Mechanisms in Turbulent Low-Quality Two-Phase Flow in a Circular Pipe, J. Fluid Mech. 117, S. 91-106, 1982
- / 4/ W. Sengpiel, interner Bericht, 1984
- / 5/ W.-D. Deckwer, A. Schumpe, Blasensäulen - Erkenntnisstand und Entwicklungstendenzen, Chemie-Ingenieur-Technik 57 (9), S. 754-767, 1985
- / 6/ F. Eberle, P. Philipp, W. Sengpiel, interner Bericht, 1985
- / 7/ G. Class, interner Bericht, 1984
- / 8/ B. Schönung, Numerische Simulation teilchenbeladener vertikaler Rohrströmungen, Dissertation Universität Karlsruhe, 1983
- / 9/ M. Bottoni et al., COMMIX-2: A Three-Dimensional Transient Computer Program for Thermal Hydraulic Analysis of Two-Phase Flow, NUREG/CR-4371, ANL-85-47, 1985
- / 10/ W. Sengpiel, interner Bericht, 1986

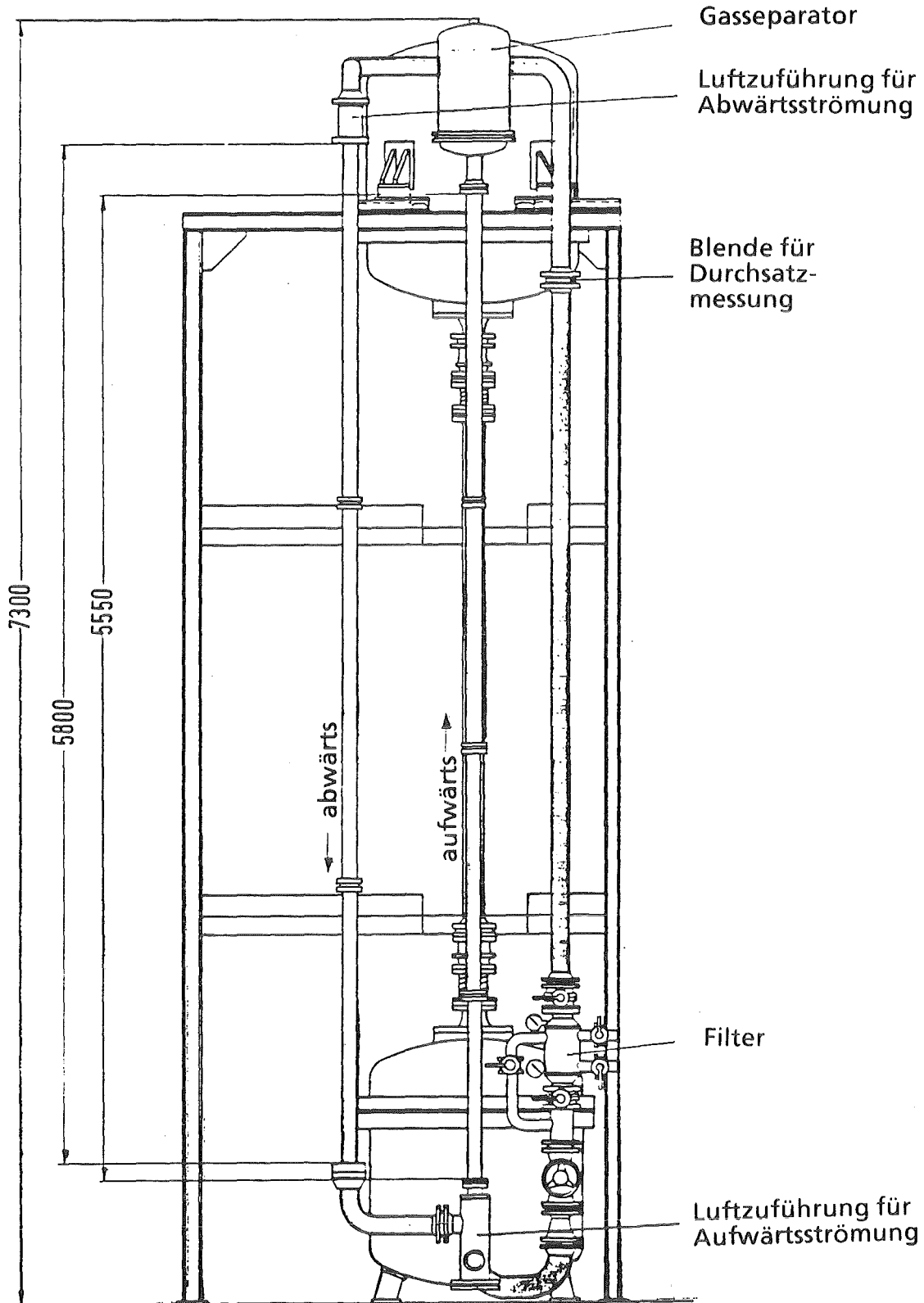


Abb. 1: NOVA-Versuchsstand für Experimente an Blasenströmungen durch senkrechte Kanäle

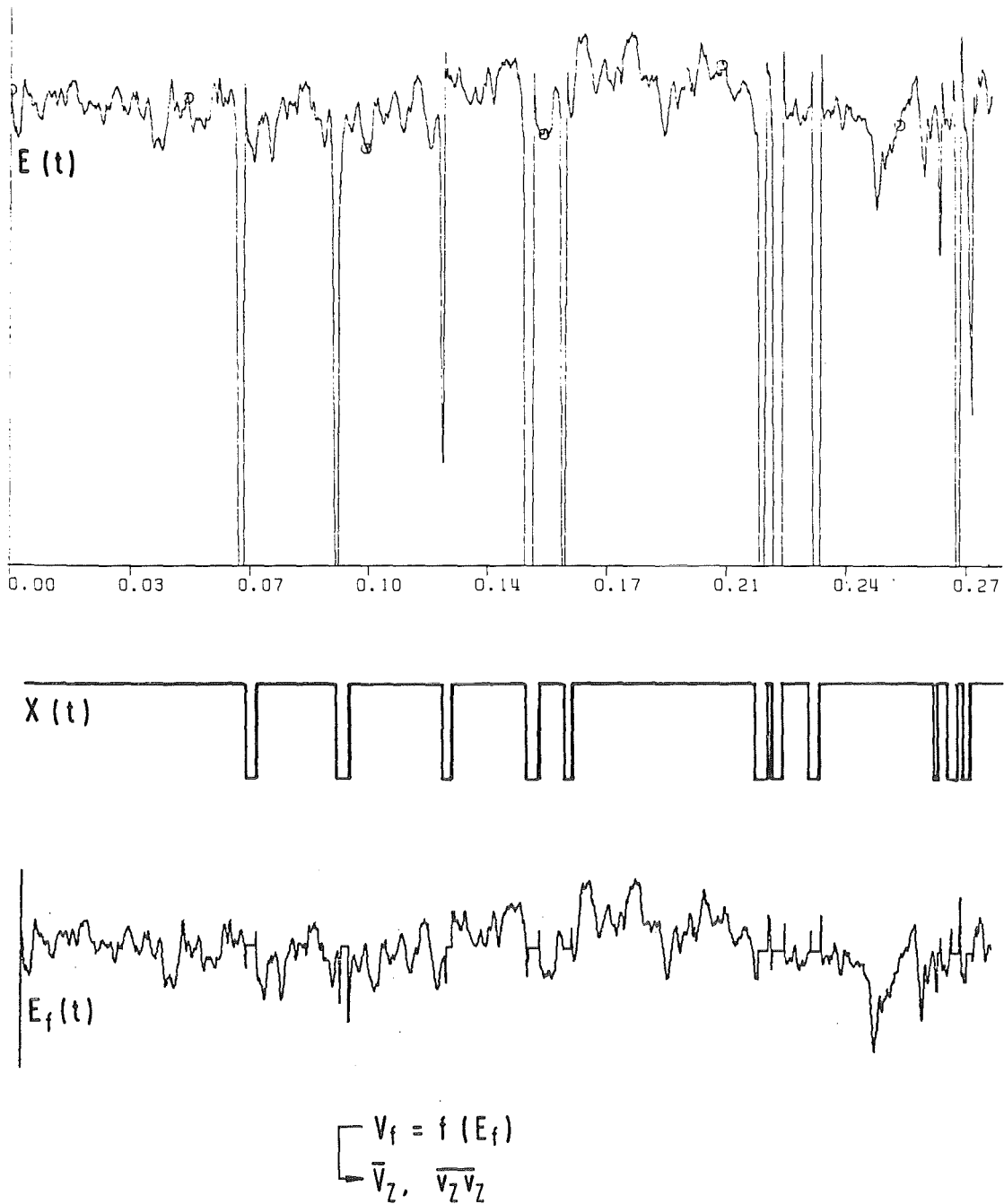


Abb. 2: Signalanalyse zur Berechnung von zeitlichem Mittelwert und turbulenter Schwankung der Wassergeschwindigkeit:
Das ungefilterte Ausgangssignal (a) wird über eine Indikatorfunktion (b) in das gefilterte Flüssigkeitssignal transformiert (c)

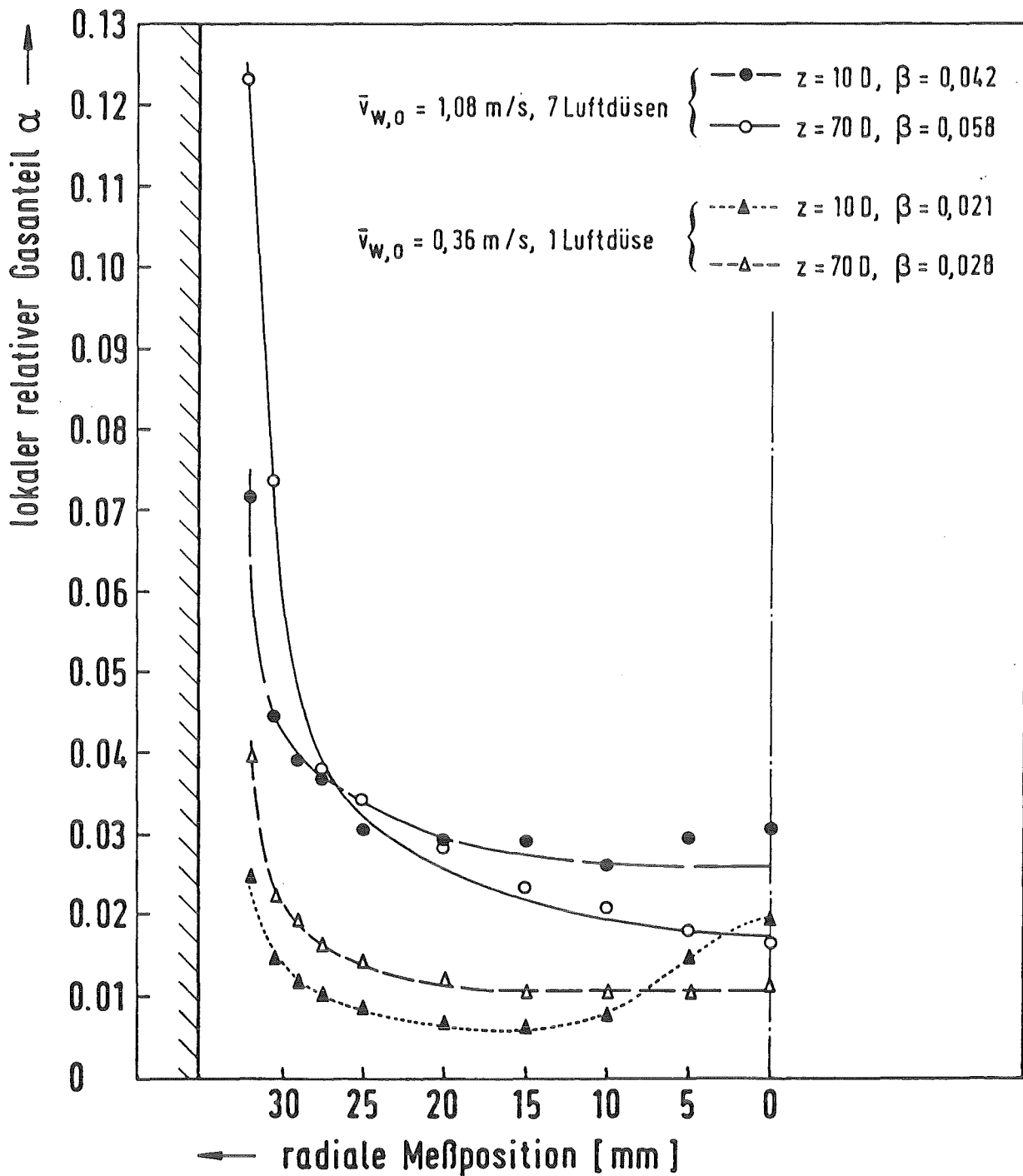


Abb. 3: Axiale Entwicklung des radialen Profils des relativen Gasgehalts α zwischen den Meßpositionen $z=10 \text{ D}$ und $z=70 \text{ D}$ für aufwärtsgerichtete Blasenströmungen. $\bar{v}_{w,0}$ ist die Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit

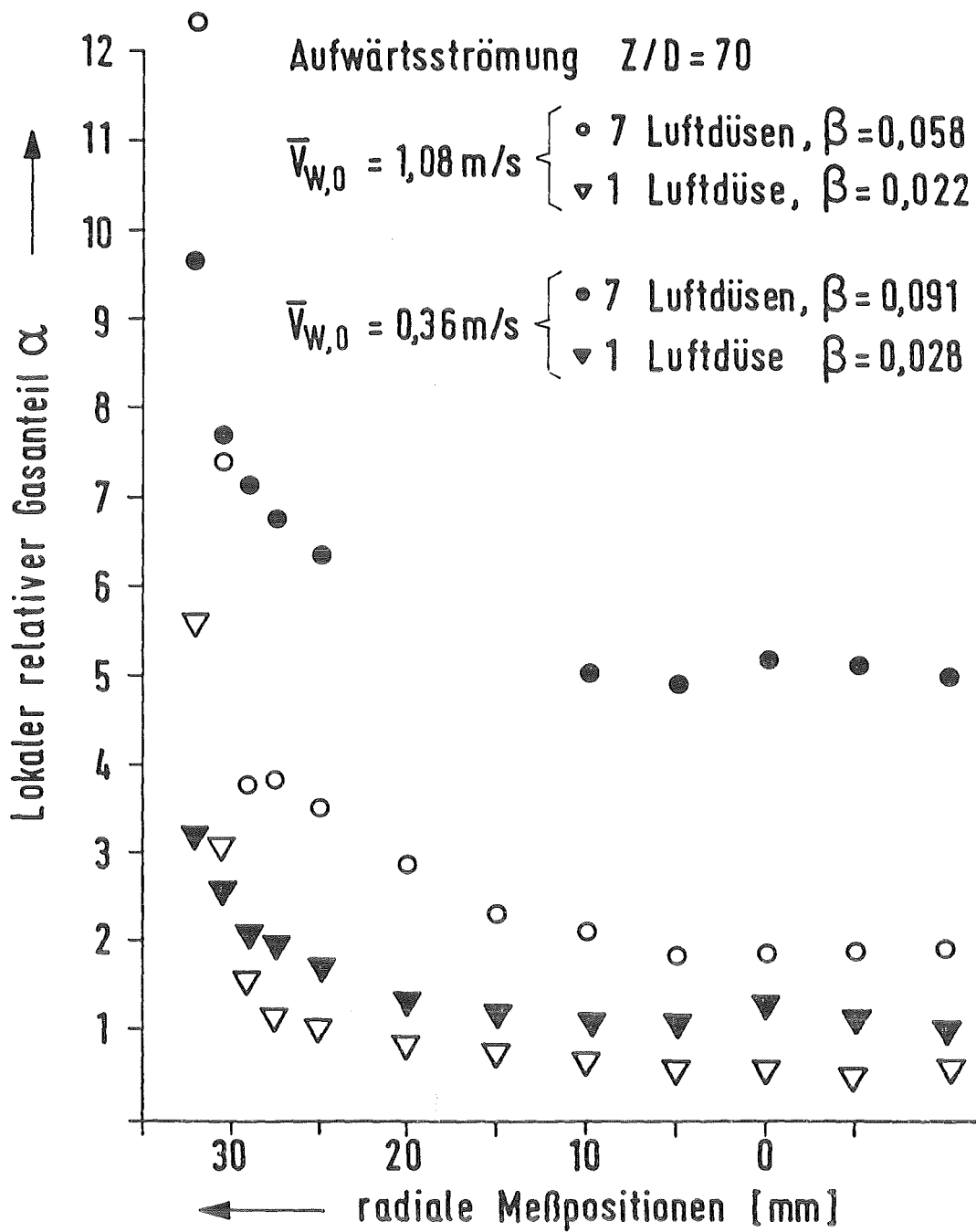


Abb. 4: Gemessene radiale Profile des lokalen relativen Gasgehalts α bei $z=70 D$ für unterschiedliche Wasser-Leerrohrgeschwindigkeiten $\bar{V}_{W,0}$ und volumetrische Gasgehalte β

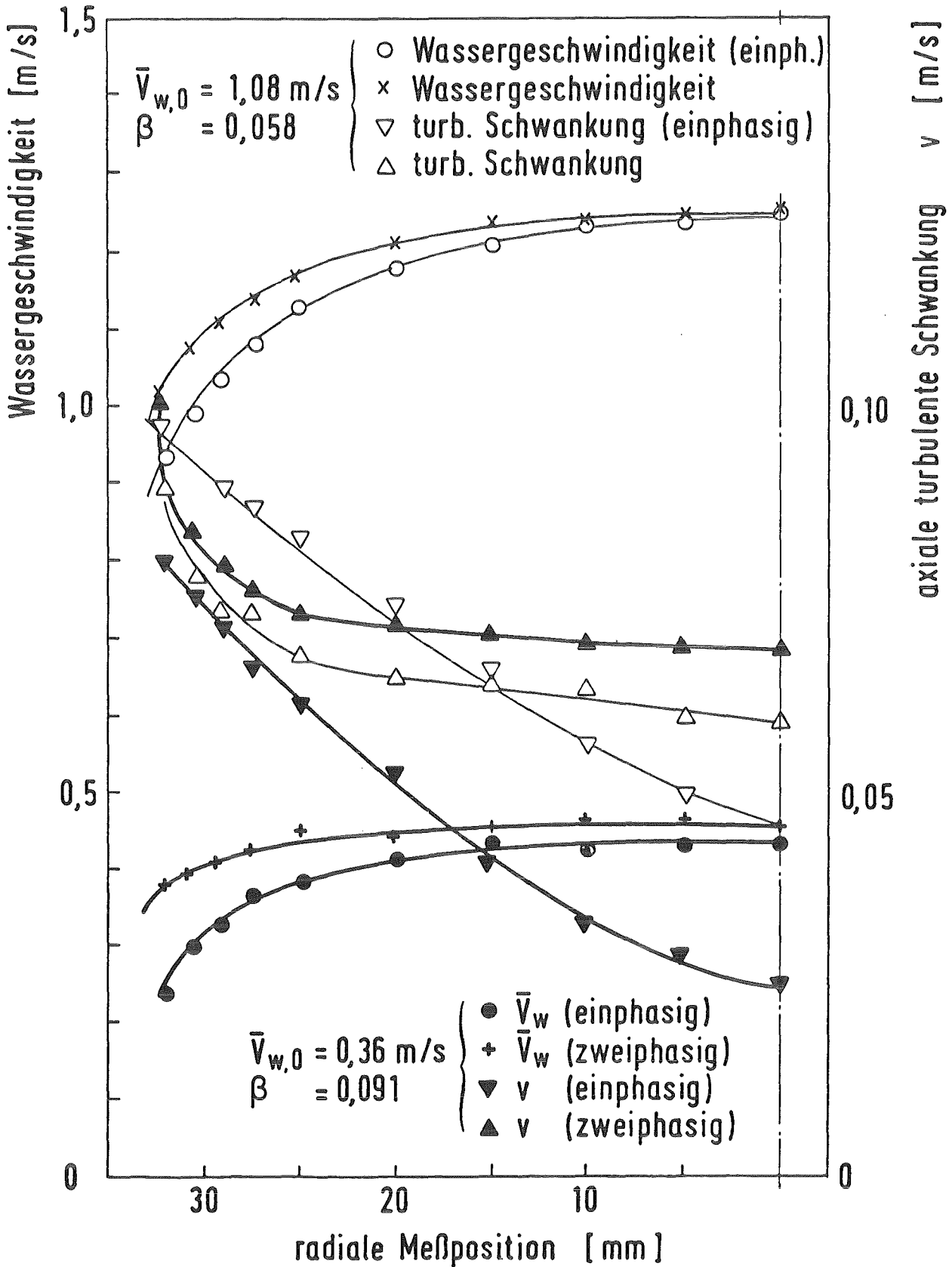


Abb. 5: Gemessene radiale Profile der zeitlich gemittelten Wassergeschwindigkeiten und der axialen turbulenten Geschwindigkeitschwankungen bei $z=70 D$

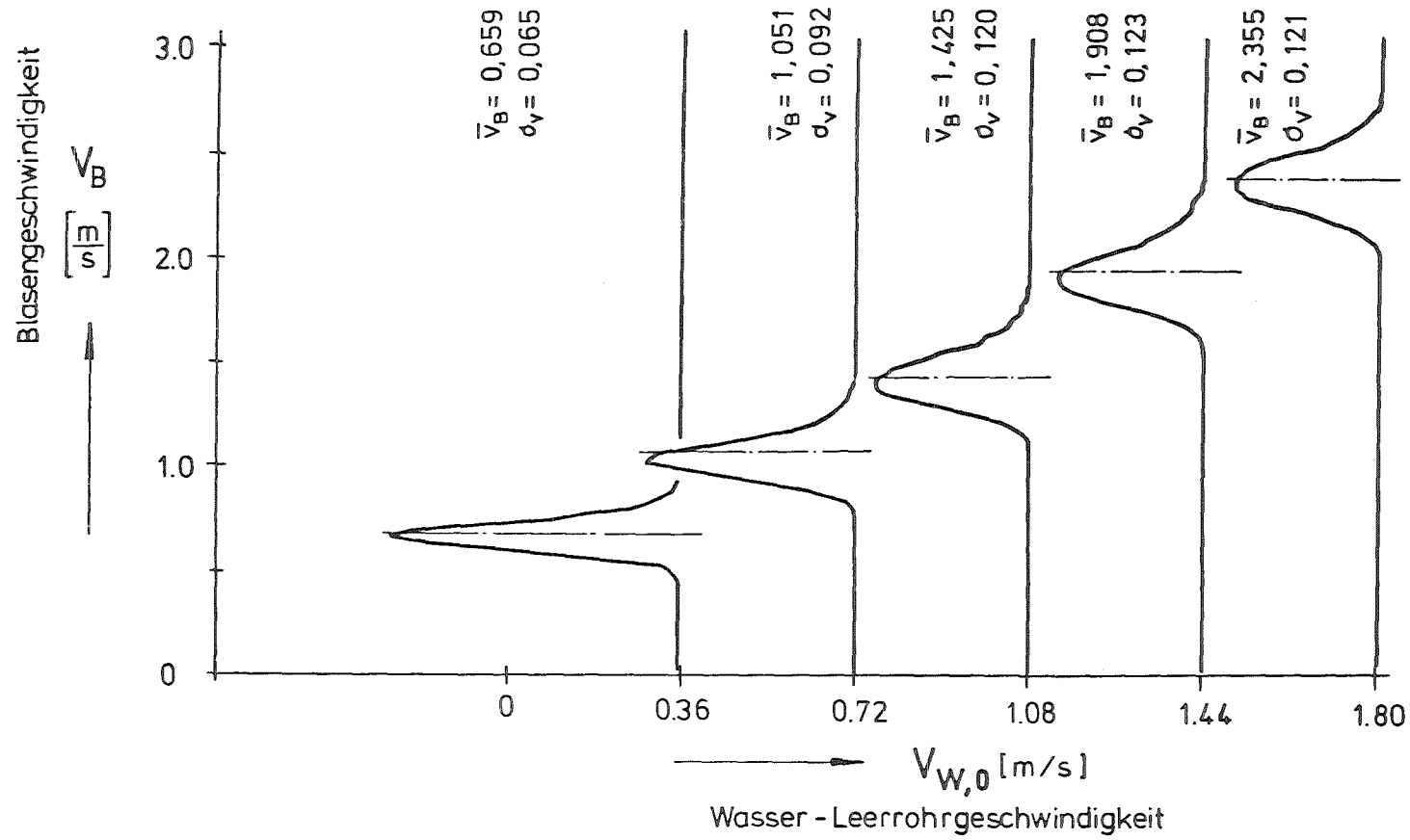


Abb. 6: Gemessene statistische Verteilungen der Blasengeschwindigkeiten in Kanalmitte bei $z = 70 D$ in Abhängigkeit von der Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit

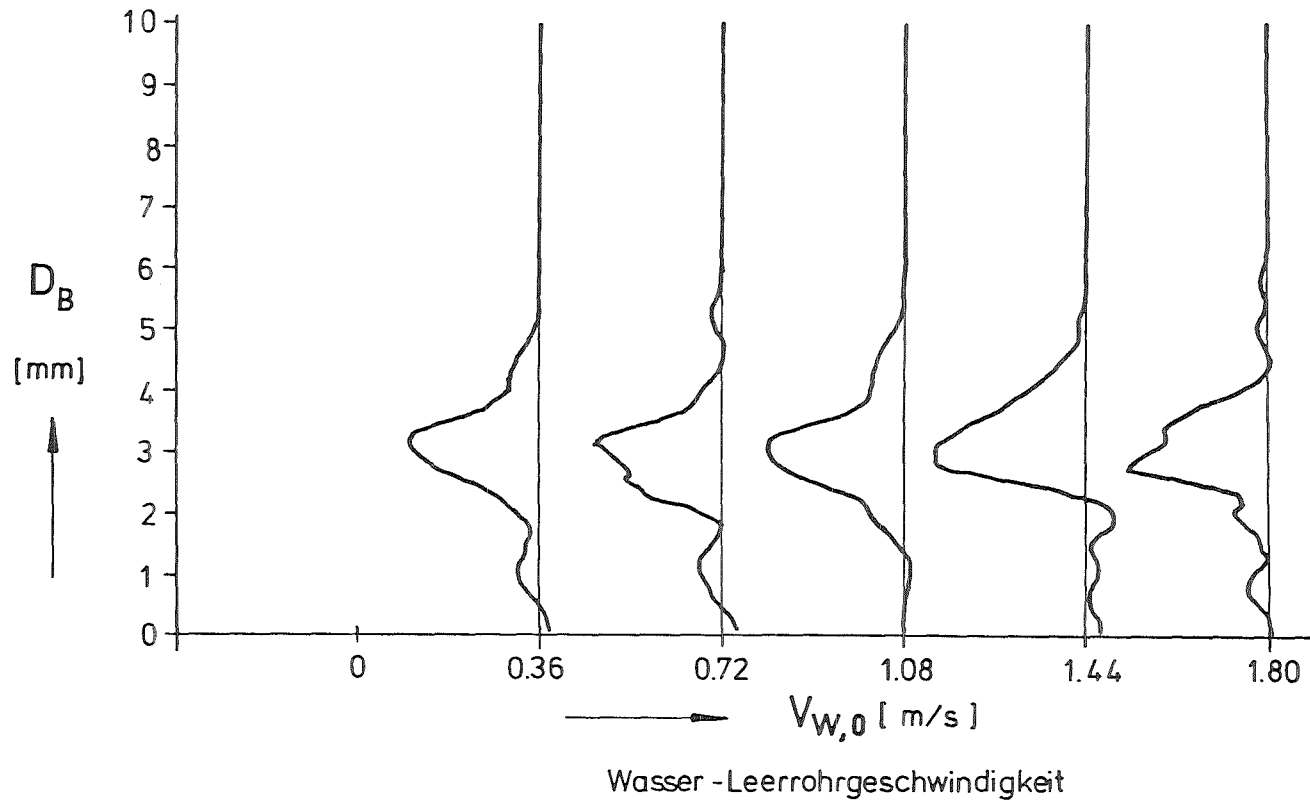


Abb. 7: Gemessene statistische Verteilungen der Blasendurchmesser bei $z = 70 D$ in Abhängigkeit von der Wasser-
Leerrohrgeschwindigkeit

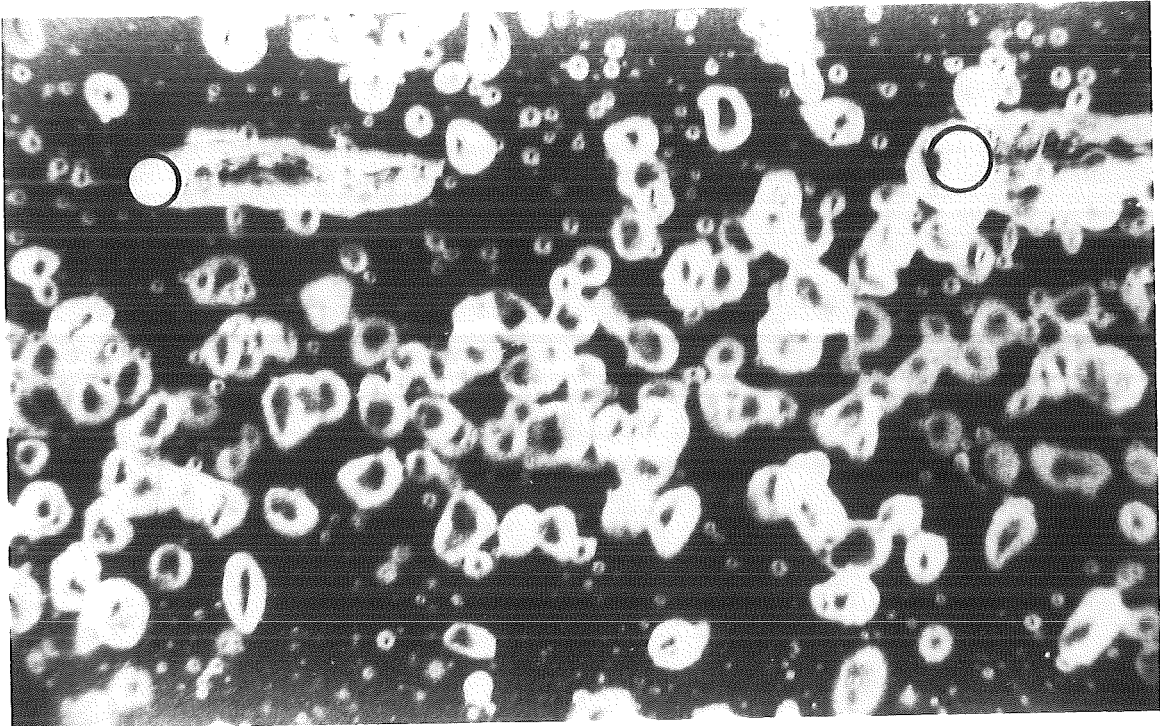


Abb. 8: Fotografie der Blasen in einer Blasenströmung.
Die eingezeichneten Kreise haben Durchmesser
von 3 bzw. 5 mm

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

PNS-Teilprojekt 4200 - Brennelementverhalten bei Störfällen

06.01.16	Untersuchungen zu schweren Kernschäden	4200 - 1
06.01.17	Untersuchungen zum Störfallverhalten Fort- geschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR)	4200 - 53

06.01.16 Untersuchungen zu schweren Kernschäden

06.01.16/35A Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen
PNS 4254 Transienten und schweren Kernschäden

(S. Leistikow, G. Schanz; IMF-II)

Oxidation von Zircaloy-4 unter Dampfangel und Wasserstoffeinfluß

1. Einleitung und Versuchsdurchführung

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

In der Untersuchung wurden 50 mm lange Zircaloy-4 Rohrabschnitte in einem Rohrofen verschiedenen Mischatmosphären aus Argon, Wasserstoff und Dampf konstant gehaltener Zusammensetzung ausgesetzt. Die Versuchstemperaturen betragen 800-1300°C, die Expositionszeiten 2 min-6 h (bzw. 3 h). Die Auswertung erfolgte über die Bestimmung der Massenzunahme der Proben sowie ihre metallographische Untersuchung auf das Gefüge und die Kinetik des Oxidschicht-Wachstums.

Da die Untersuchung im experimentellen Teil inzwischen abgeschlossen und ein Abschlußbericht in Vorbereitung ist, soll im folgenden eine kurze Zusammenfassung der Ergebnisse den Stand der Beurteilung wiedergeben.

2. Ergebnisse und Diskussion

Die Untersuchung stützt sich wesentlich auf die bei 800°C erarbeiteten Ergebnisse [1]. Bei dieser Temperatur hat sich der Einfluß des Wasserstoffs als der eines (mit der Oxidation durch Dampf) konkurrierenden Reaktionspartners erwiesen. Die resultierende Wasserstoffaufnahme des Zircaloy-4 erfolgt umso schneller, je langsamer die Oxidation fortschreitet. Letzteres ist aufgrund von Dampfangebot unterhalb eines kritischen Wertes der Dampfangebotsrate gegeben, die z.B. als Volumenangebot pro Zeiteinheit und Oberflächeneinheit des oxidierenden Materials angegeben werden kann. Unter Dampfangel schreitet die Oxidation verlangsamt fort und gleichzeitig aufgenommener Wasserstoff verteilt sich bis zum Erreichen der Sättigungsgrenze gleichmäßig im Zircaloy. Ein direkter und fortdauernder Einfluß des Wasserstoffs auf die Oxidationskinetik ist nicht nachweisbar.

Mit ergänzender Experimentiertechnik wurde der Einfluß des Dampfangebotes auf die Kinetik der Oxidation durch eine Verringerung der Geschwindigkeit strömenden Dampfes untersucht [2] und mit obigen Ergebnissen verglichen [3]. Als nachteilig ist bei dieser Methode die Gefahr des annähernden Stagnierens der Atmosphäre zu erwähnen, die umso größer wird, je geringer das angestrebte Dampfangebot ist. Stagnierende Bedingungen können dazu führen, daß sich die Zusammensetzung der Atmosphäre durch Anreicherung von freigesetztem Wasserstoff im Dampf evtl. unkontrollierbar ändert.

Die Temperaturabhängigkeit des Reaktionsverhaltens von Zircaloy-4 zwischen 800 und 1000°C in wasserstoffhaltiger und dampfverarmter Atmosphäre soll anhand der Abb. 1 diskutiert werden [4]. Diese vergleicht den durch die Massenzunahme ausgedrückten Reaktionsumsatz des Werkstoffs über 15 min bei 800-1000°C in Abhängigkeit vom Dampfangebot und mit dem Wasserstoffgehalt der Atmosphäre als Parameter. Zunächst ist festzustellen, daß die Oxidation in wasserstofffreier Atmosphäre mit dem Dampfangebot steigt und dieses praktisch quantitativ konsumiert bis sich die aus früheren Untersuchungen bekannten Verläufe konstanten Niveaus der Oxidation bei ausreichendem Dampfangebot ergeben. Das kritische Dampfangebot, unterhalb dessen Dampfangel noch nachweisbar ist, steigt mit zunehmender Temperatur. Relativ zur Oxidation nimmt die Bedeutung des Wasserstoffs, die aus der Aufspreizung der entsprechenden Parameterkurven abzulesen ist, mit steigender Temperatur immer mehr ab. Die höhere Massenzunahme in den wasserstoffreicheren Atmosphären weist die der Oxidation überlagerte Wasserstoffaufnahme nach. Vergleichsversuche in dampffreier

Atmosphäre haben ergeben, daß sich Sättigungsniveaus des Wasserstoffgehalts einstellen (Abb. 2), die temperatur- und partialdruckabhängig sind. Diese Löslichkeit nimmt mit steigender Temperatur ab und mit zunehmendem Wasserstoffpartialdruck der Atmosphäre zu. Diese Abhängigkeiten sind die Folge der begrenzten thermischen Stabilität der Lösung des Wasserstoffs in Zircaloy. Damit ist für noch höhere Temperaturen zu erwarten, daß der Einfluß des Wasserstoffs mit zunehmender Störfalltemperatur, insbesondere auch relativ zu dem der Oxidation, immer mehr an Bedeutung verliert. Die Wasserstoffaufnahme bei gleichzeitiger Oxidation wird nur unter Dampfangelbedingungen wesentlich sein. Vorübergehend kann die Oxidationskinetik und das Oxidschichtwachstum etwas beeinflußt werden. Im Störfallverlauf ist jedoch parallel mit der Temperaturerhöhung und dem oxidativen Materialkonsum schließlich wieder die Freisetzung zuvor aufgenommenen Wasserstoffs zu erwarten. Insgesamt wird sich daher nur ein geringfügiger Einfluß des Wasserstoff-Reaktionsverhaltens auf die Zusammensetzung der Störfallatmosphäre und die Hüllmaterialoxidation ergeben.

In Abb. 3 und 4 sind Ergebnisse zu den beiden erwähnten Experimentiertechniken einander gegenübergestellt. Für 1000°C (Abb. 3) [5] wird das unerwartet niedrige Niveau des kritischen Dampfangebots, unterhalb dessen erst mit Dampfangel zu rechnen ist, durch die beiden unabhängigen Methoden bestätigt. Durch das strömende Trägergas wird offenbar bei der Mischatmosphäre aus Dampf und Argon der verfügbare Dampf vollständiger ausgenutzt. In Abb. 4 ist durch den verschiedenen Parameter Zeit ein direkter Vergleich erschwert. Jedoch ist die Form der Kurven ähnlich und auch der Wert des kritischen Dampfangebots im Sinn einer Bestätigung zu beurteilen. Das Kurvenmaximum im Bereich des kritischen Angebots weist darauf hin, daß hier Wasserstoff bevorzugt absorbiert wird, aber auch die Bildung einer weniger schützenden Oxidschicht die Wasserstoffaufnahme begünstigt haben kann. Unter stagnierenden Bedingungen der Dampfatomosphäre konnte es wahrscheinlich zu einer beträchtlichen Wasserstoffanreicherung kommen.

Literatur

[1] G. Schanz

Unveröffentlichter Bericht

- [2] H.Uetsuka
Oxidation of Zircaloy-4 under limited Steam Supply at 1000 and 1300°C
KfK 3848 (1984)
- [3] G. Schanz, H. Uetsuka, S. Leistikow
Investigations of Zircaloy-4 Cladding Oxidation under Steam Starvation
and Hydrogen Blanketing Conditions.
Prof. Fifth Intern. Meeting of Thermal Nuclear Reactor Safety,
Karlsruhe, 9.-13. Sept. 1984
KfK 3880, Vol. 2 (1984) 928-937
- [4] S. Leistikow
Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-Hüllrohren in Wasserdampf
Ber. PNS-Abschlußkolloquium Kernforschungszentrum Karlsruhe
10.-11.6.86
KfK 4170 (1986) 201-250
- [5] S. Leistikow, G. Schanz
Oxidation Kinetics and Related Phenomena of Zircaloy-4 Fuel Cladding
Exposed to High Temperature Steam and Hydrogen-Steam Mixtures
under PWR Accident Conditions
J. Nucl. Engrg. Des. (to be published)

Massenzunahme

[mg/dm²]

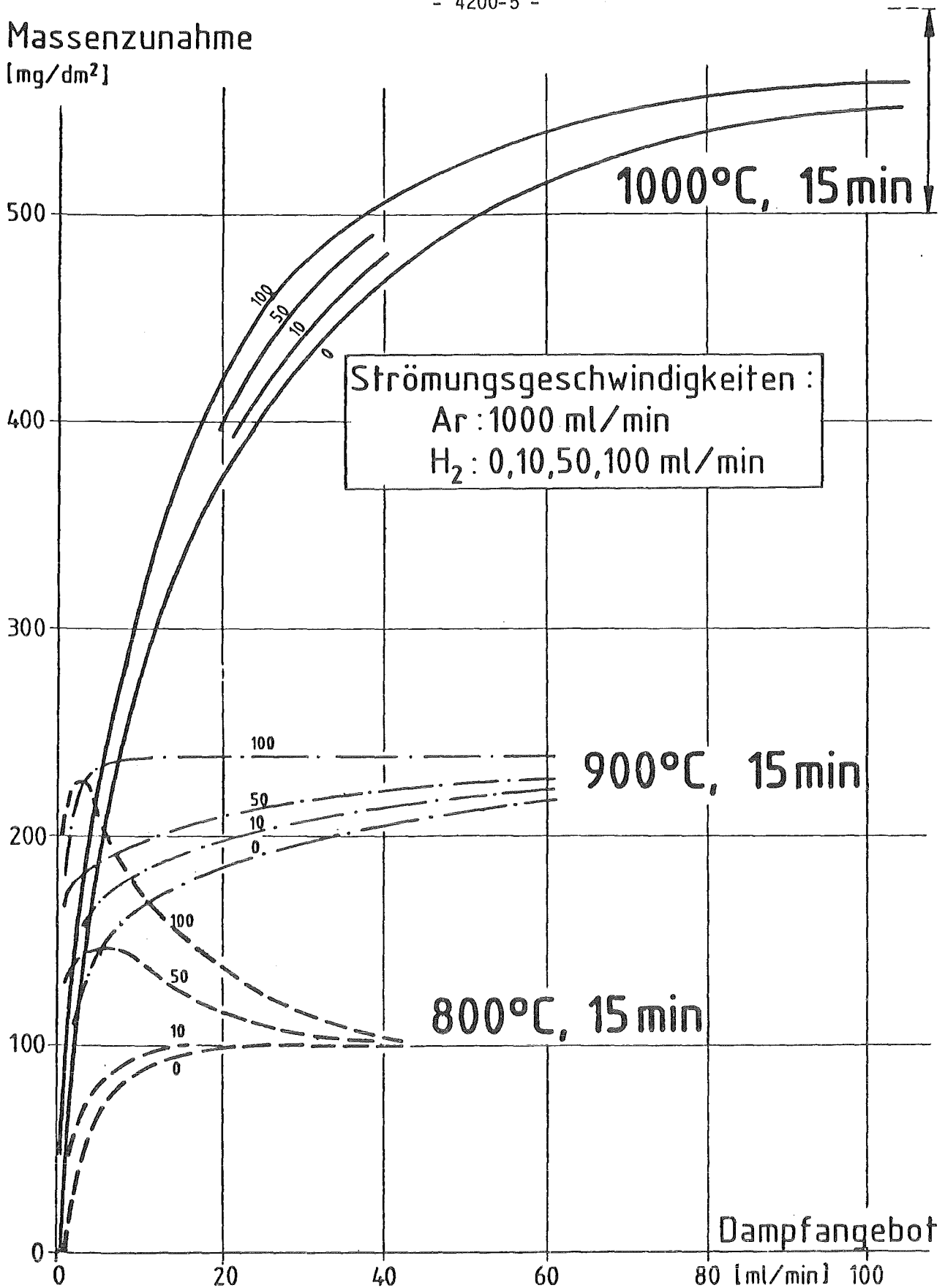


Abb. 1

Einfluß des Parameters Wasserstoff unter
Dampfangebotbedingungen (800-1000°C)

Hydrogen Uptake
[mg/dm²]

1000

100

10

1

10

100

1000

[min]

800-1300°C, 2 min-6 h
Argon 1000 ml/min
Hydrogen 100 ml/min

x Chemical Analysis
Mass Increase after:
•▲■ Cooling under Atmosphere
□△ Cooling under Argon

800°C
900°C
1000°C
1100°C
1200°C

□ 1300°C
△ 1200°C

1300°C

△ 1200°C

- 4200-6 -

Abb. 2



Kinetics of Hydrogen Uptake of Zircaloy-4 by Reaction in Hydrogen-Argon Mixture

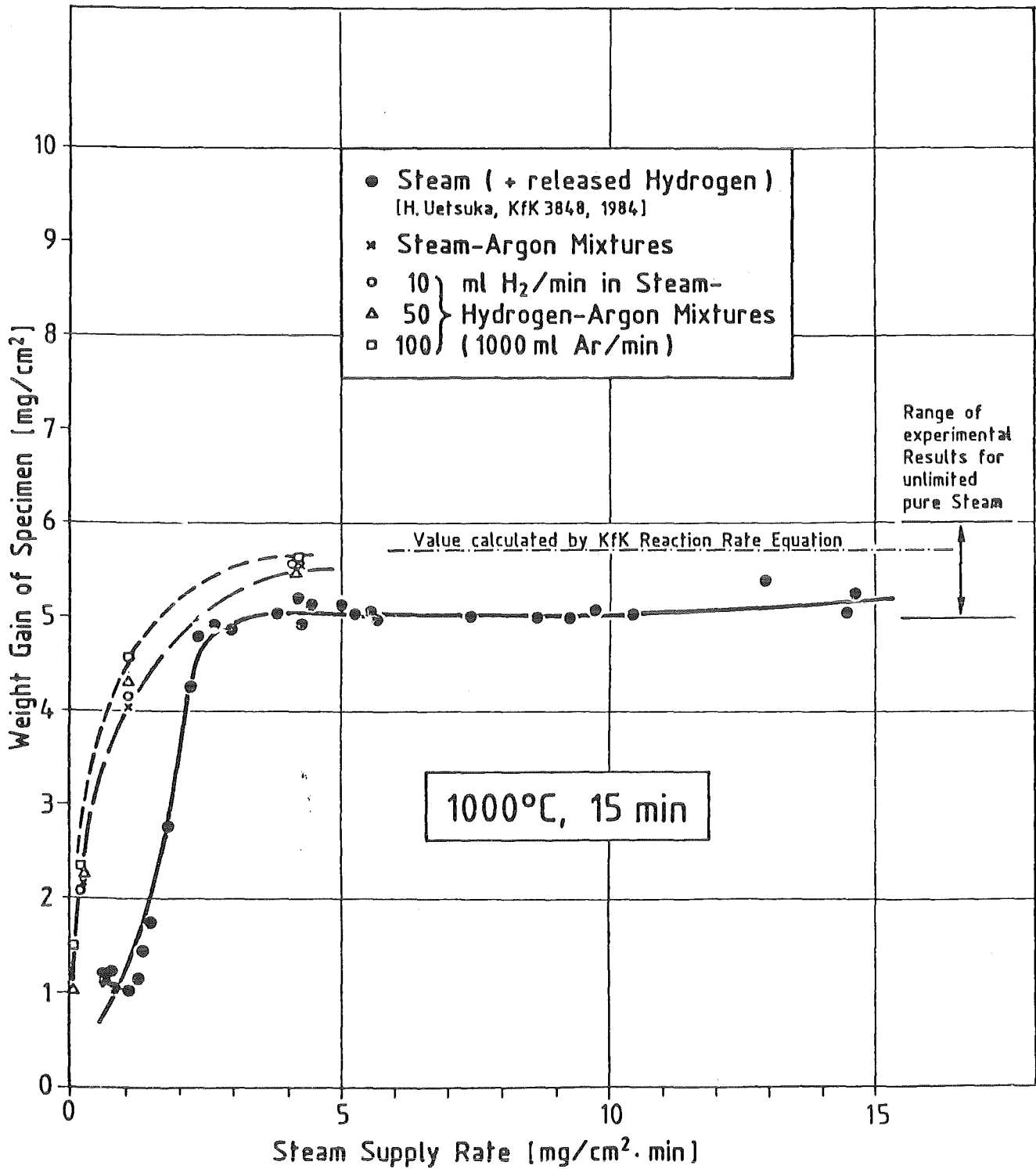


Abb. 3



Mass Increase at 1000°C as Function of Steam Supply Rate per Specimen Surface Area

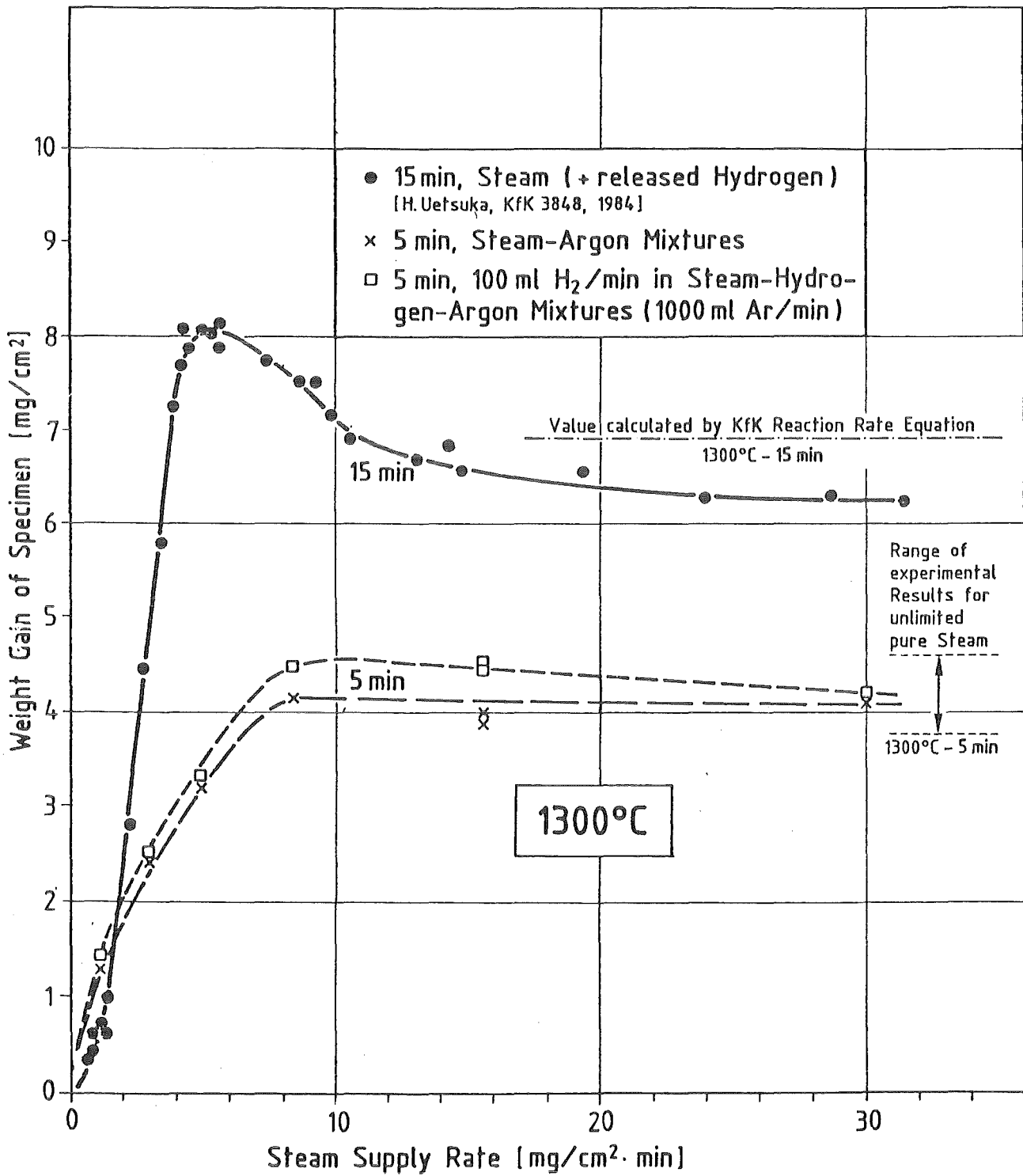


Abb. 4



Mass Increase at 1300°C as Function of Steam Supply Rate per Specimen Surface Area

06.01.16/34A Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-4 Hüll-
PNS 4253 rohren und UO₂-Brennstoff bei hohen Temperaturen

(P.Hofmann, Ch.Adelhelm, E.Garcia, M.Markiewicz;
J.Burbach, G.Gausmann, K.Kurz, H.Metzger)

1. Chemische Auflösung von festem ZrO₂ durch geschmolzenes Zircaloy-Hüll-
material

Bei schweren Reaktorstörfällen kommt es zu einer starken Überhitzung der Brennelemente bis auf Temperaturen oberhalb des Schmelzpunktes des Zircaloy-Hüllmaterials (ca. 1760°C). Das geschmolzene metallische Zircaloy reagiert dann chemisch sowohl mit dem UO₂-Brennstoff als auch mit der während der Aufheizung auf der Hüllrohräußenoberfläche entstandenen Oxidschicht (ZrO₂). Das UO₂ und das ZrO₂ werden von dem flüssigen Zircaloy chemisch aufgelöst, d.h. verflüssigt, weit unterhalb ihrer Schmelzpunkte (ca. 1000°C). Die Triebkraft für die chemischen Wechselwirkungen liegt in der großen Affinität des Zircaloy für Sauerstoff. Das Zr reagiert mit UO₂ bzw. ZrO₂ unter Bildung von α-Zr(O). Die chemische Auflösung von UO₂ und ZrO₂ hat deren Verlagerung in Form von Schmelzen bereits unterhalb 2000°C zur Folge. Die erstarrenden Schmelzen können im kühleren unteren Bereich des Reaktorcores zu unterschiedlich großen Kühlkanalblockaden führen /06.01.16/34A-1/. Im PNS-Jahresbericht 1985 /06.01.16/34A-2/ wurde die chemische Auflösung von UO₂ beschrieben, hier sollen die Ergebnisse der ZrO₂-Auflösungsexperimente dargestellt werden.

Die Experimente wurden in der Versuchsanlage LAVA /06.01.16/34A-2/ durchgeführt. Die Zircaloy Schmelze befand sich in einem ZrO₂-Tiegel, der in Abhängigkeit von der Temperatur und Zeit unterschiedlich stark chemisch attackiert wurde. Die isothermen Versuchstemperaturen variierten zwischen 1800 und 2300°C, die Reaktionszeit betrug maximal 1 h. Die Versuchsproben wurden bis 1650°C zunächst mit 1 K/s, danach mit 5 K/s hochgeheizt, um ein mechanisches Versagen der ZrO₂-Tiegel infolge Thermospannungen zu vermeiden. Ziel der Experimente war, die ZrO₂-Auflösungsrate zu bestimmen, um die Daten in Rechencodes zur Beschreibung des Brennstabverhaltens bei schweren Störfällen wie SSYST und SCDAF zu implementieren.

Nach dem Reaktionsexperiment wurde von dem ZrO₂-Tiegel ein Längsschliff angefertigt und die Mikrostruktur der erstarrten Zircaloy-Schmelze untersucht. Um das Ausmaß der chemischen Wechselwirkungen zwischen dem ZrO₂ und Zircaloy

quantifizieren zu können, wurde der keramische Phasenanteil in der erstarrten Schmelze mittels eines Gefügeanalysators ermittelt und mit dem von Referenzproben bekannter chemischer Zusammensetzung verglichen.

Das flüssige Zircaloy löst das feste ZrO_2 chemisch unter Bildung einer (Zr,O)-Schmelze auf, die je nach Sauerstoffgehalt, d.h. Menge an gelöstem ZrO_2 , während der Abkühlung entweder in metallisches α -Zr(O) oder in α -Zr(O) und eine keramische ZrO_{2-x} -Phase zerfällt. Abb. 06.01.16/34A-1 zeigt die Mikrostrukturen von Referenzproben bekannter chemischer Zusammensetzung. Zircaloy ist in der Lage bis zu etwa 23 Gew.% ZrO_2 aufzulösen, bevor die keramische ZrO_{2-x} -Phase in der erstarrten metallischen α -Zr(O) Schmelze erstmals sichtbar wird. Mit zunehmendem Gehalt an aufgelöstem ZrO_2 nimmt der keramische Phasenanteil dann linear zu. Die teilweise dendritische Struktur der keramischen Phase deutet darauf hin, daß ein Teil während der Abkühlung der Schmelze entstand. Die ZrO_{2-x} -Phase zerfällt bei der Abkühlung ebenfalls, und zwar in stöchiometrisches ZrO_2 und α -Zr(O), das in Form feiner metallischer Ausscheidungen im ZrO_2 erkennbar ist (Abb.06.01.16/34A-2). Die Abkühlgeschwindigkeit und mögliche Wärmebehandlungen haben einen Einfluß auf die Morphologie der α -Zr(O)-Phase im ZrO_2 (Abb.06.01.16/34A-2), aber sie ändern die relativen Phasenzusammensetzungen nicht.

Da für die Reaktionsexperimente keine reinen ZrO_2 -Tiegel zum Einsatz kamen, sondern CaO stabilisierte (CaO stabilisiert die kubische ZrO_2 -Hochtemperaturphase bis auf Raumtemperatur, wodurch die thermomechanischen Eigenschaften der Tiegel erheblich verbessert werden), mußte nachgewiesen werden, welche zusätzlichen Phasen in den erstarrten Schmelzen entstehen. Abb. 06.01.16/34A-3 zeigt, daß bei großen ZrO_2 -Anteilen in den ZrO_2 /Zr-Schmelzen eine zusätzliche keramische Phase innerhalb der ZrO_2 -Ausscheidungen auftritt, die bei der Auswertung der Tiegelexperimente berücksichtigt wurde. Bei kleinen ZrO_2 -Anfangskonzentrationen ist diese Phase dagegen nicht festzustellen. Die quantitative Auswertung der Referenzschmelzproben - mit und ohne CaO-Anteil - ergab die in Abb.06.01.16/34A-4 dargestellte Korrelation zwischen der Anfangs- ZrO_2 -Konzentration oder Anfangs-(ZrO_2 +CaO)-Konzentration in den ZrO_2 /Zr-Referenzschmelzproben und dem ZrO_2 -Phasenanteil in den erstarrten Schmelzen. Diese Korrelation war die Basis für die quantitative Auswertung der LAVA-Tiegelexperimente zur ZrO_2 -Auflösung durch geschmolzenes Zircaloy.

Die Längsschliffe von ZrO_2 -Tiegeln, die bei $2100^{\circ}C$ verschieden lang geglüht

wurden, sind in Abb.06.01.16/34A-5 zusammen mit den Mikrostrukturen der erstarrten Zircaloy-Schmelzen, dargestellt. Man erkennt deutlich wie mit zunehmender Reaktionszeit der ZrO_2 -Phasenanteil zunimmt. Die flüssig/feste-Phasenfront wandert in die ZrO_2 -Tiegel. Das Volumen der Schmelze nimmt dadurch zu. Abb.06.01.16/34A-6 zeigt die Temperaturabhängigkeit der Zircaloy/ ZrO_2 -Wechselwirkungen. Bei hohen Temperaturen wird die Tiegelwand innerhalb kurzer Zeit von der Schmelze penetriert, d.h. zerstört, da es zu starken lokalen Auflösungserscheinungen des ZrO_2 -Tiegels kommt.

Die quantitative Bestimmung des ausgeschiedenen keramischen ZrO_2 -Phasenanteils in den erstarrten Zircaloy-Schmelzen in Abhängigkeit der Reaktionszeit führt zu den in Abb.06.01.16/34A-7 dargestellten Ergebnissen für den Temperaturbereich 2000 bis 2400°C. Aufgetragen ist der ZrO_2 -Phasenanteil gegenüber \sqrt{t} , der mit Hilfe von Abb.06.01.16/34A-4 mit dem ZrO_2 -Gehalt in der Schmelze korreliert werden kann (rechte Ordinate). Man kann diese Daten dann in die Menge an ZrO_2 pro 1 cm² ZrO_2 -Oberfläche und pro 1 g Zircaloy-Schmelze umrechnen (Abb.06.01.16/34A-7; unten). Die Versuchsergebnisse zeigen, daß die chemische ZrO_2 -Auflösung nach einem parabolischen Zeitgesetz verläuft. Es ist deshalb möglich, die Menge an aufgelöstem ZrO_2 in eine Arrhenius-Darstellung zu übertragen, und mit der UO_2 -Auflösung vergleichen (Abb. 06.01.16/34A-8). Man erkennt, daß sowohl die ZrO_2 - als auch UO_2 -Auflösung nahezu die gleiche Aktivierungsenergie benötigt. In beiden Fällen ist diese sehr hoch und kann nicht durch die Sauerstoffdiffusion im geschmolzenen Zircaloy erklärt werden, die eine deutlich niedrigere Aktivierungsenergie besitzt.

Die UO_2 -Auflösungsrate ist deutlich (Faktor 5) größer als die ZrO_2 -Auflösungsrate. Die UO_2 -Dichte der Tiegel ist mit 95% der theoretischen Dichte größer als die des ZrO_2 mit ungefähr 75%. Die unterschiedliche Dichte der beiden Materialien läßt daher keine Erklärung zu, da die Auflösungsraten dann umgekehrt sein sollten. Der Unterschied kann daher nur in der die chemische Auflösung bedingten Reaktionschemie liegen. Eine mögliche Ursache könnte die Affinität des Zr nicht allein zum Sauerstoff, sondern auch zum Uran des UO_2 sein, die eventuell eine schnellere Auflösung des UO_2 im Vergleich zum ZrO_2 bewirkt. Inwieweit die Dichten des ZrO_2 bzw. UO_2 einen Einfluß auf die jeweilige Auflösungsrate haben wurde nicht untersucht. Da nach den bisherigen Erkenntnissen nicht die Diffusion oder Penetration des geschmolzenen Zircaloy in das ZrO_2 bzw. UO_2 der entscheidende Vorgang ist,

sondern die Reduktion der beiden Materialien an der fest/flüssigen Phasengrenze, dürfte die Dichte des ZrO_2 bzw. UO_2 keinen zu großen Einfluß besitzen.

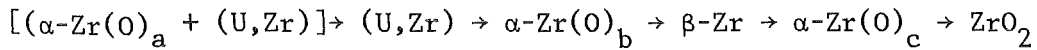
Welche Auflösungsraten bei der gleichzeitigen chemischen Auflösung von ZrO_2 und UO_2 durch geschmolzenes Zircaloy-4 für theoretische Betrachtungen anzuwenden sind, ist noch zu untersuchen. In erster Näherung sind die ermittelten Auflösungsraten sicherlich richtig. Die insgesamt aufzulösende Menge an ZrO_2 und UO_2 durch eine vorgegebene Menge an Zircaloy-Schmelze dürfte aber auf jeden Fall kleiner sein.

2. Verifikation von PECLOX

Das Modell PECLOX wurde zur theoretischen Beschreibung der Hüllrohroxidation durch UO_2 -Brennstoff und Wasserdampf bzw. Sauerstoff entwickelt und ist in /06.01.16/34A-3 und 4/ ausführlich beschrieben. Parallel dazu wurden umfangreiche isotherme und temperaturtransiente UO_2 /Zircaloy-Reaktionsexperimente durchgeführt /06.01.16/34A-5/, um eine ausreichende Datenbasis für die Modellverifikation zu haben. Eine bessere Übereinstimmung zwischen den isothermen Versuchsergebnissen und den Modellberechnungen konnte u.a. durch neu bestimmte Stoffwerte (Sauerstoff-Diffusionskoeffizienten, Sauerstoffkonzentration an den Phasengrenzen) erreicht werden /06.01.16/34A-6/. Der gleiche Satz von Stoffwerten ergab aber im Hinblick auf die äußere Hüllrohroxidation bei den temperaturtransienten Experimenten keine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Modell. Der Grund ist in dem mechanischen Verhalten der ZrO_2 -Schicht zu sehen. Bei den temperaturtransienten Experimenten kommt es während der Aufheizung und Abkühlung durch Rißbildung (die wesentlich kleinere Dichte des ZrO_2 im Vergleich zu Zr resultiert in großen Wachstumsspannungen in der gut haftenden ZrO_2 -Schicht) in der ZrO_2 -Schicht zu einer scheinbar schnelleren Diffusion des Sauerstoffs durch das ZrO_2 . Der scheinbare Sauerstoff-Diffusionskoeffizient im ZrO_2 hängt daher nicht nur von der Temperatur, sondern auch von der Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit ab (Abb.06.01.16/34A-9). Die ermittelten Werte gelten nur für die untersuchte Rohrgeometrie mit einem Außendurchmesser von 10,75 mm und einer Wandstärke von 0,72 mm. Die Benutzung dieser Stoffdaten resultiert nun auch in einer guten Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung bei temperaturtransienten Experimenten.

In den Abbildungen 06.01.16/34A - 10a bis -11b sind die Versuchsergebnisse

zusammen mit den PECLOX-Rechnungen für isotherme und temperaturtransiente Experimente dargestellt. Aufgetragen sind die Schichtdicken der inneren und äußeren Reaktionszonen



in Abhängigkeit von \sqrt{t} bei den isothermen Experimenten und der maximalen Temperatur bei den temperaturtransienten Experimenten. Die Übereinstimmung ist gut und die Arbeiten wurden deshalb abgeschlossen. Die Ergebnisse sind detailliert in /06.01.16/34A-4, -5/ beschrieben.

Die Verwendung der neu bestimmten Sauerstoff-Diffusionskoeffizienten hat bei dem Modell PECLOX auf Grund seines mathematischen Aufbaus den Nachteil, daß die Rechenzeit deutlich länger wird. Es wurde deshalb das Modell HITO entwickelt, das diesen Nachteil nicht besitzt /06.01.16/34A-7/. Darüber hinaus soll eine Massenbilanz für Uran und Zirconium durchgeführt werden. Es ist daher zu erwarten, daß eine weitere Verbesserung zwischen Versuchsergebnissen und Modellberechnungen erreicht wird, die für bestimmte Fälle erwünscht ist.

Literatur

- /06.01.16/34A-1/ S.Hagen, P.Hofmann;
LWR-fuel rod behavior during severe accidents, IAEA
Specialists' Meeting on "Water Reactor Fuel Behavior and
Fission Product Release in Off-Normal and Accident Con-
ditions", Vienna, Austria, 11.-13.November 1986
- /06.01.16/34A-2/ P.Hofmann et al.;
PNS-Jahresbericht 1985, KfK 4000 (1986), Seite 4200/155-162
- /06.01.16/34A-3/ P.Hofmann, H.J.Neitzel;
Experimental and theoretical results of Cladding oxidation
under severe fuel damage conditions. Seventh International
Conference on "Zirconium in the Nuclear Industry", Straß-
bourg, 24.-27.Juni 1985
- /06.01.16/34A-4/ H.J.Neitzel, P.Hofmann, E.Garcia;
PECLOX, ein Modell zur Beschreibung der inneren und
äußeren Hüllrohroxidation, erscheint 1987 als KfK-Bericht
- /06.01.16/34A-5/ E.Garcia, P.Hofmann, H.J.Neitzel;
Chemical interaction of Zircaloy tubing with UO₂ fuel and
steam at temperatures between 1000 and 2000°C. Verifica-
tion of the PECLOX code; gleiche Konferenz wie
/06.01.16/34A-1/

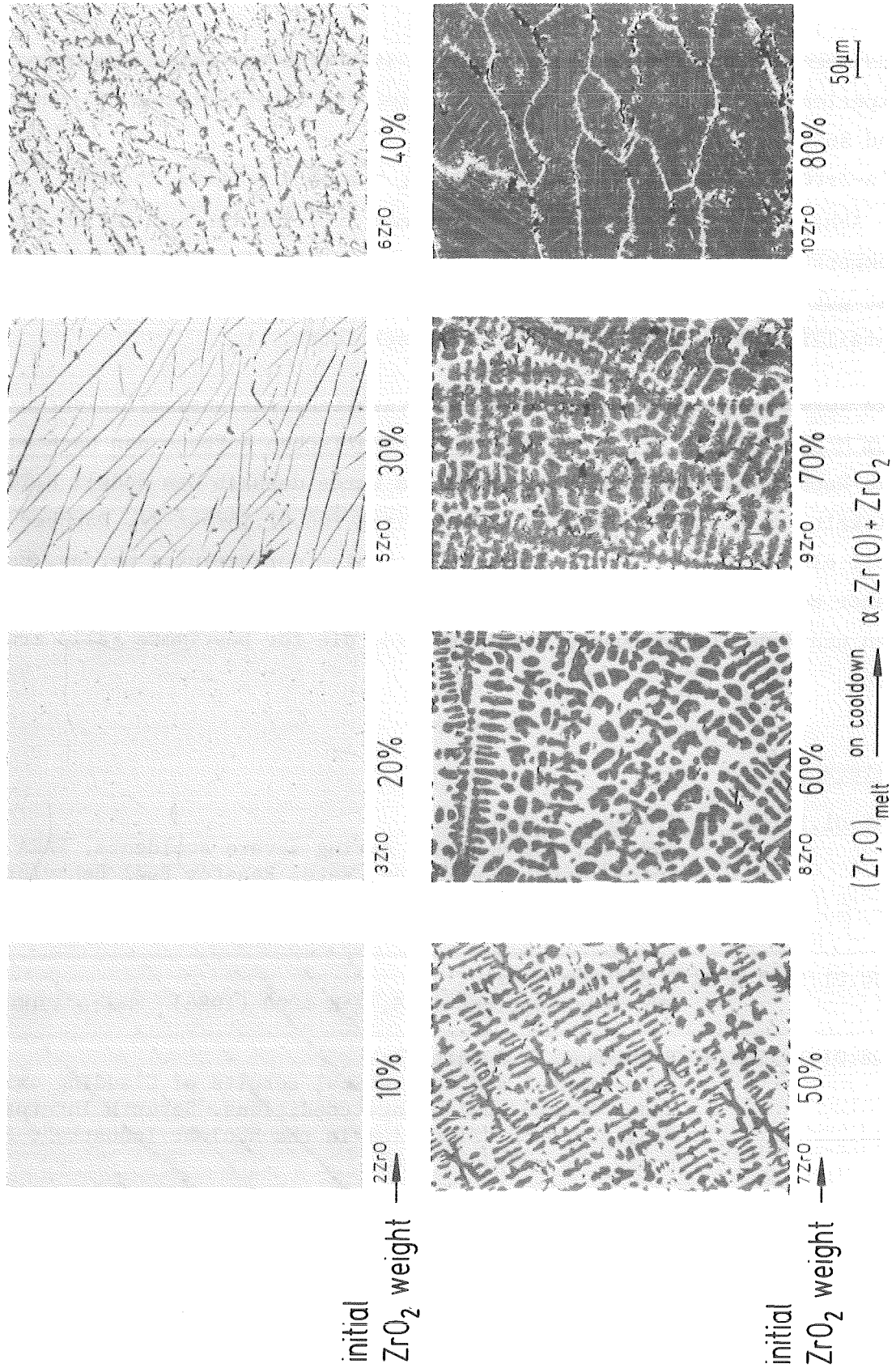
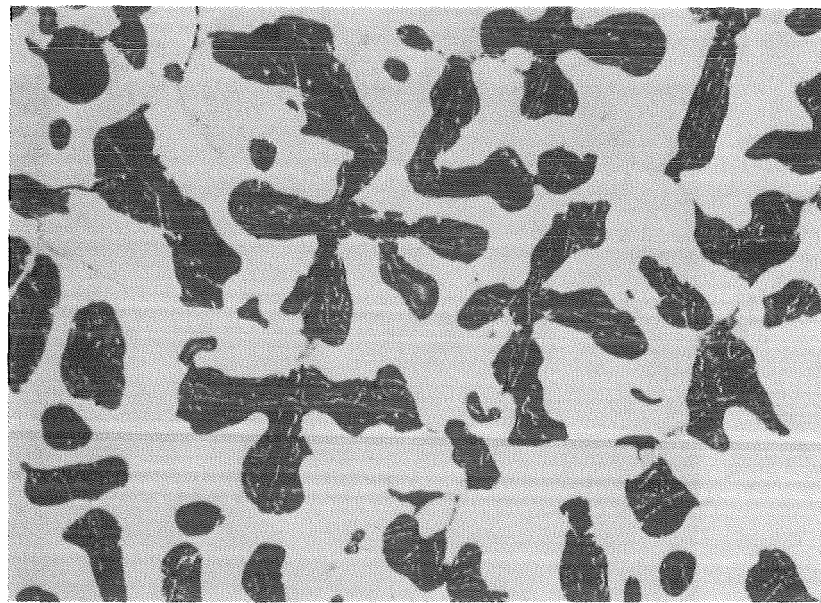


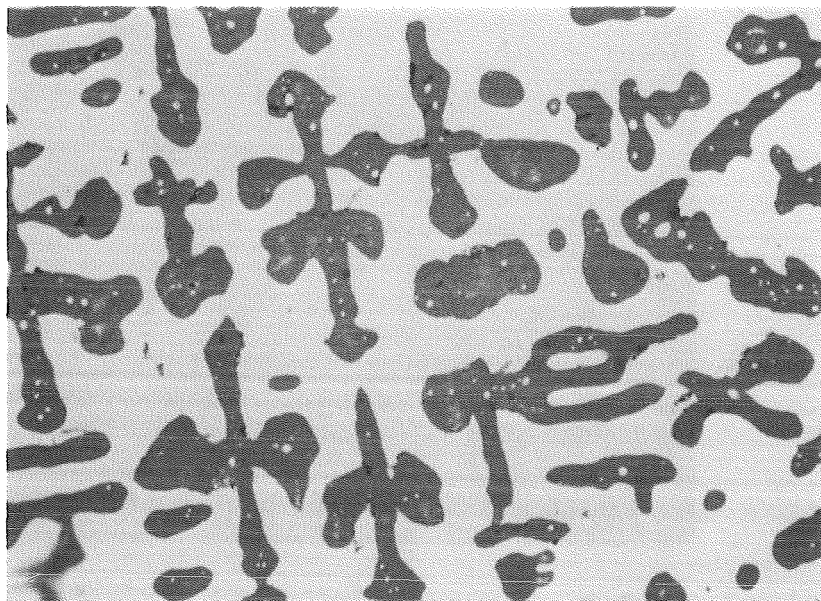
Abb.06.01.16/34A-1: Gefügestruktur von geschmolzenen ZrO₂/Zirkonium-Schmelzproben in Abhängigkeit der Anfangs-ZrO₂-Konzentration. Oberhalb von etwa 23 Gew.% ZrO₂ sind in der erstarrten (Zr, O)-Schmelze - neben α-Zr(O)² - noch eine keramische ZrO₂-Phase festzustellen.



7ZrO

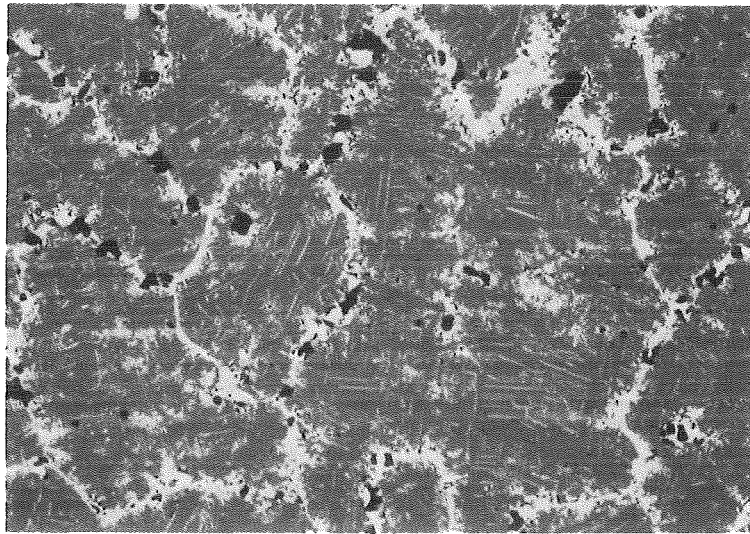
arc melted

20µm



50wt.%ZrO₂/50wt.%Zr

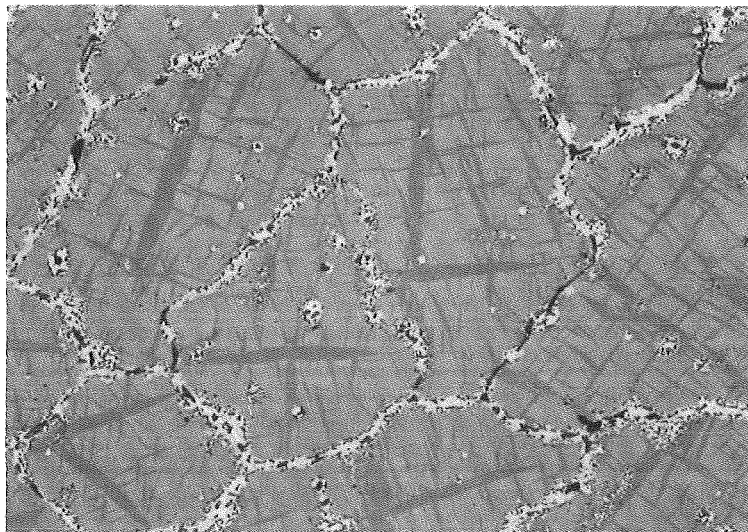
Abb.06.01.16/34A-2: Mikrostruktur einer geschmolzenen und homogenisierten ZrO₂/Zr-Schmelzprobe. Das im ZrO₂ ausgeschiedene α -Zr(O) koaguliert während der Wärmebehandlung bei 1400°C. Die Phasenteile bleiben aber unverändert.



10 ZrO

80wt.% ZrO₂ / 20wt.% Zr

50μm



18 ZrO

80wt.%(ZrO₂+5wt.%CaO) / 20wt.%Zr

Abb.06.01.16/34A-3: Einfluß von CaO auf die Gefügestruktur von ZrO₂/Zr-Schmelzproben. CaO hat bei größeren ZrO₂-Anfangskonzentrationen in den Schmelzen die Bildung einer zusätzlichen keramischen Phase zur Folge.

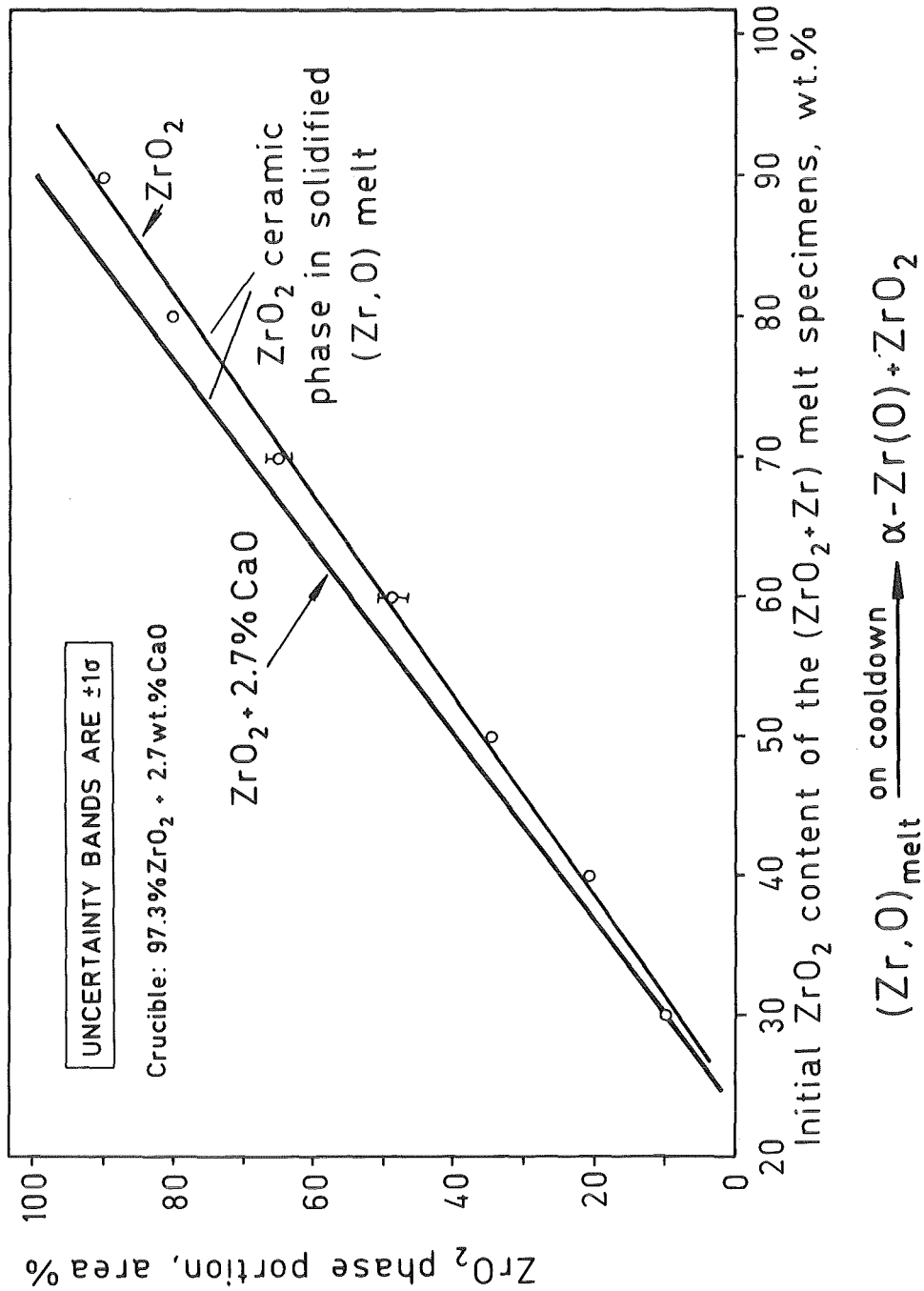
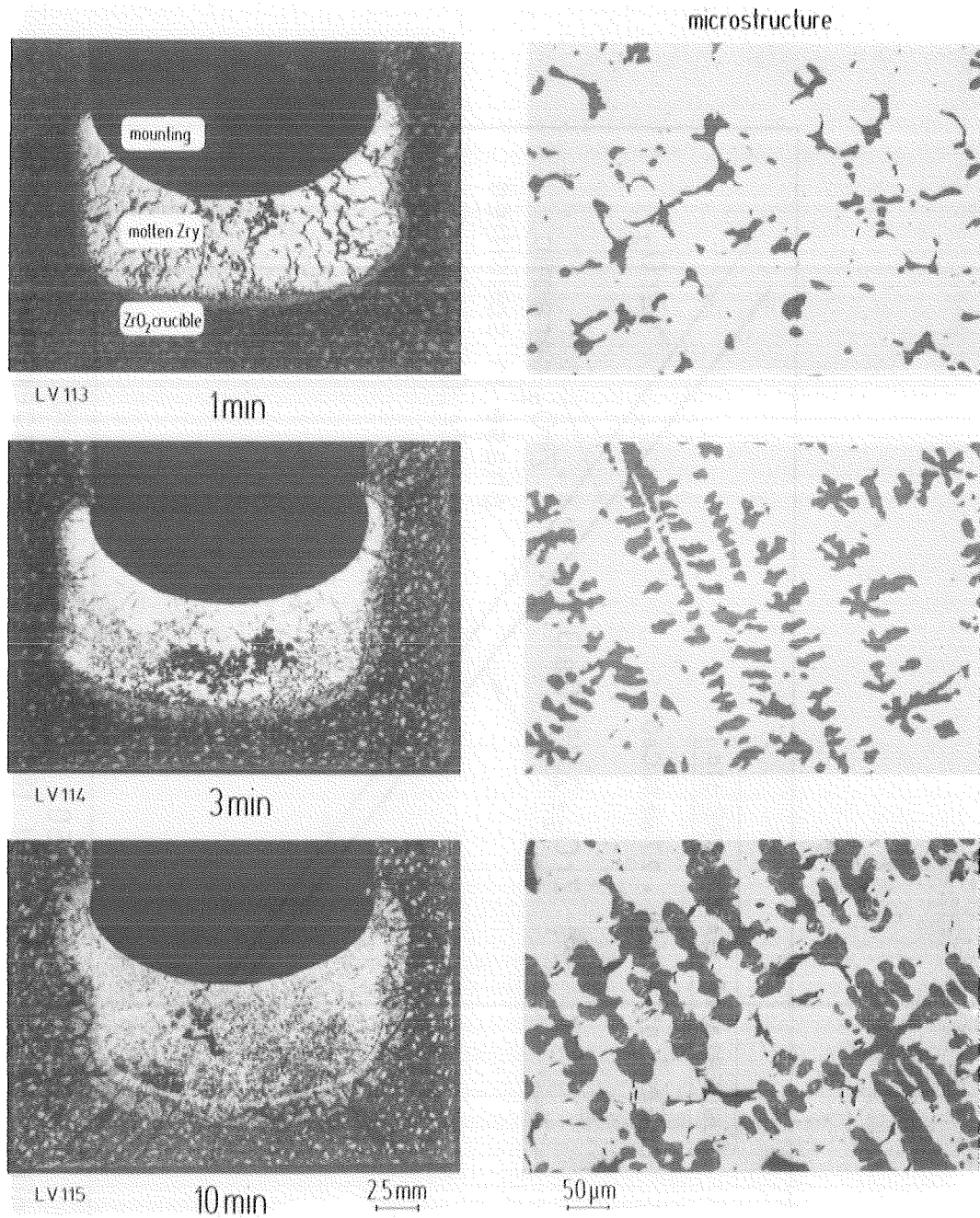


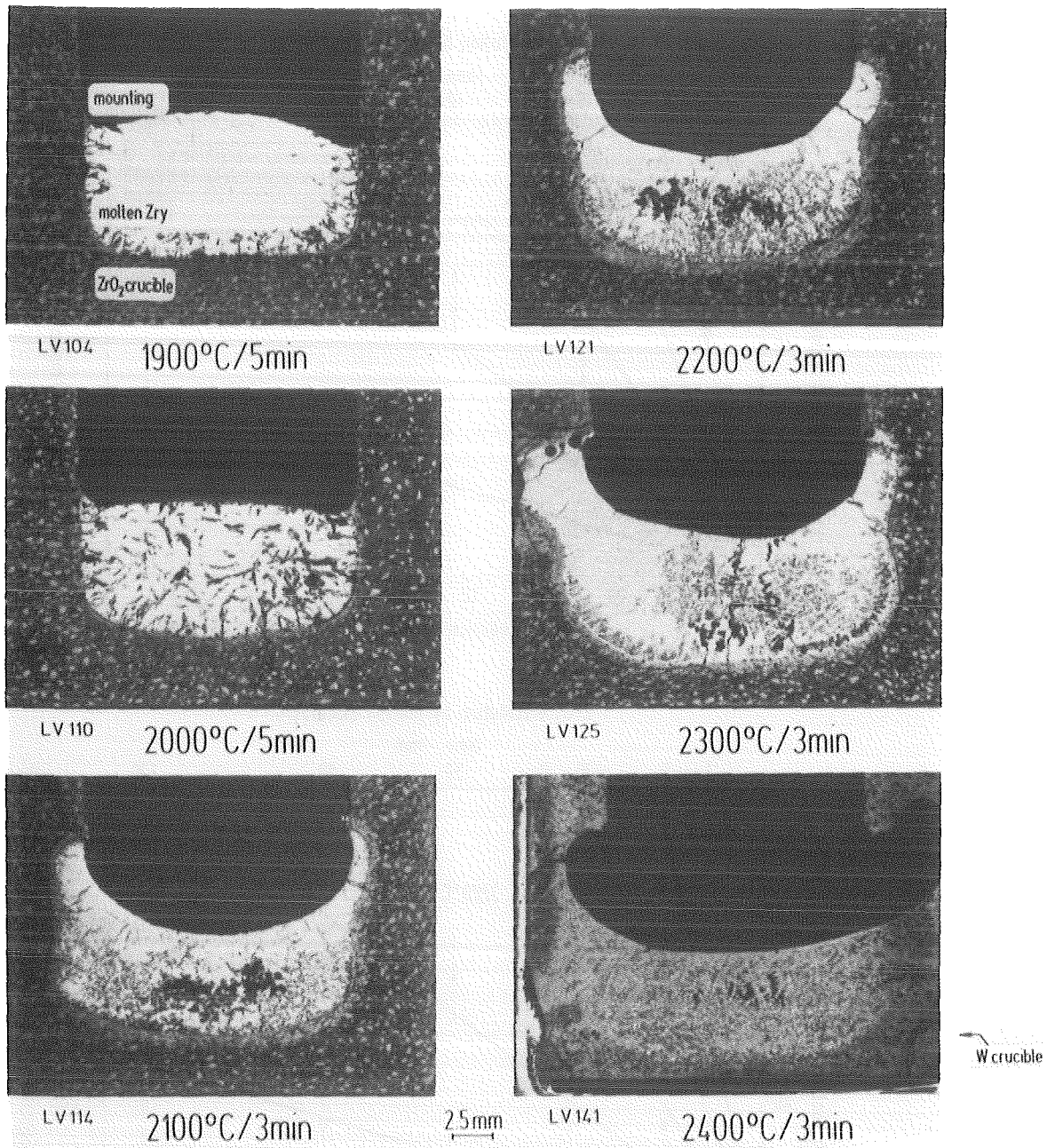
Abb.06.01.16/34A-4: Korrelation zwischen der Anfangs-ZrO₂-Konzentration von ZrO₂/Zr-Schmelzproben und dem ZrO₂-Phasenanteil in den erstarrten Schmelzen. Darüber hinaus ist der Einfluß von 2,7 Gew.% CaO in den ZrO₂-Tiegeln auf den keramischen Phasenanteil dargestellt.



temperature: 2100°C ; atmosphere: Ar

ZrO₂ + 2.7wt.% CaO (75% TD)

Abb.06.01.16/34A-5: Chemische Wechselwirkungen zwischen geschmolzenem Zircaloy-4 und ZrO₂-Tiegeln bei 2100 °C in Abhängigkeit der Zeit mit den dazugehörigen Gefügestrukturen der erstarrten Schmelze.



atmosphäre: Ar; ZrO₂+2.7wt.% CaO (75%TD)

Abb.06.01.16/34A-6: Chemische Wechselwirkungen zwischen geschmolzenem Zircaloy-4 und ZrO₂-Tiegeln in Abhängigkeit der Temperatur. Ab 2300°C kommt es zum schnellen Versagen der ZrO₂-Tiegel.

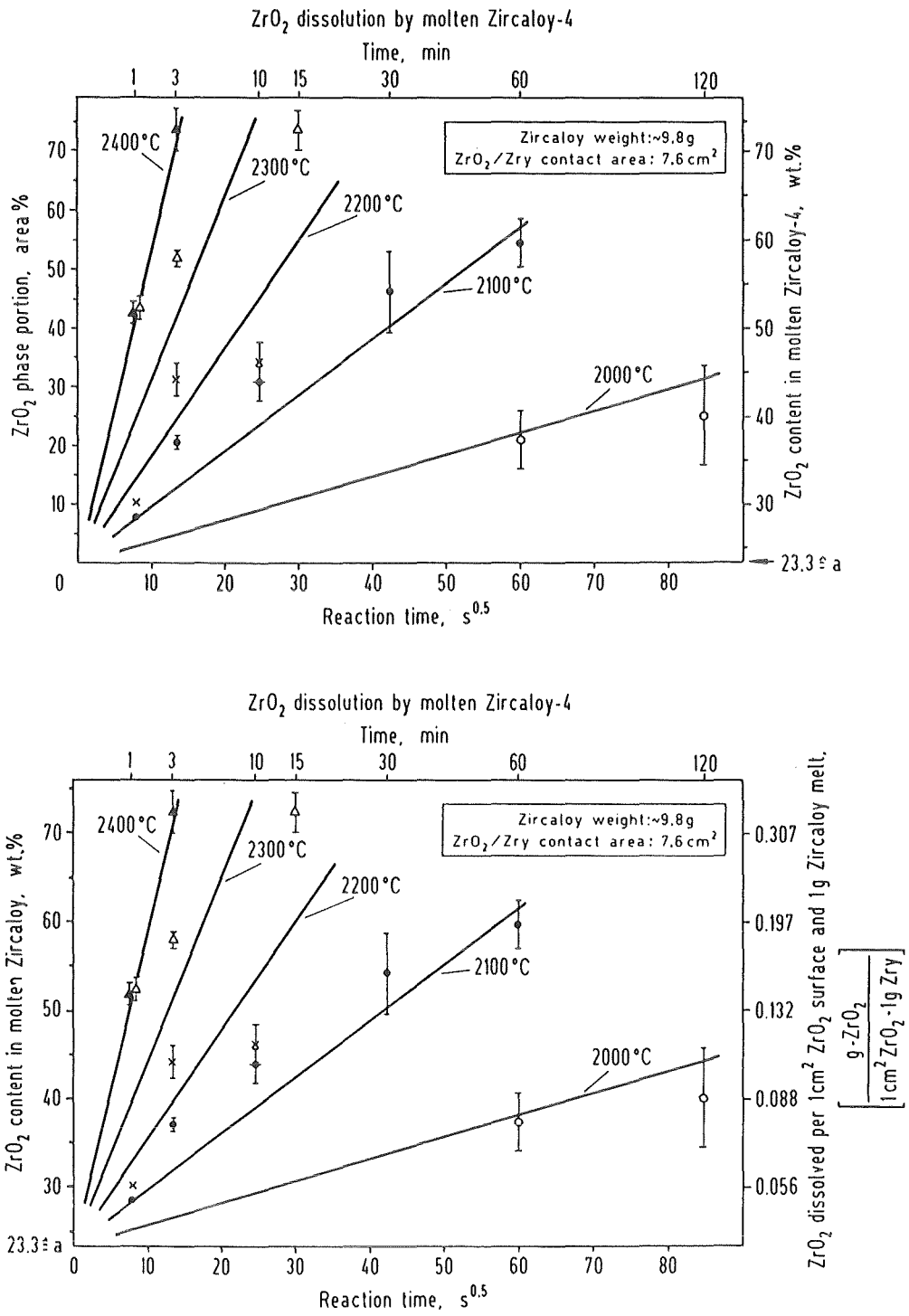
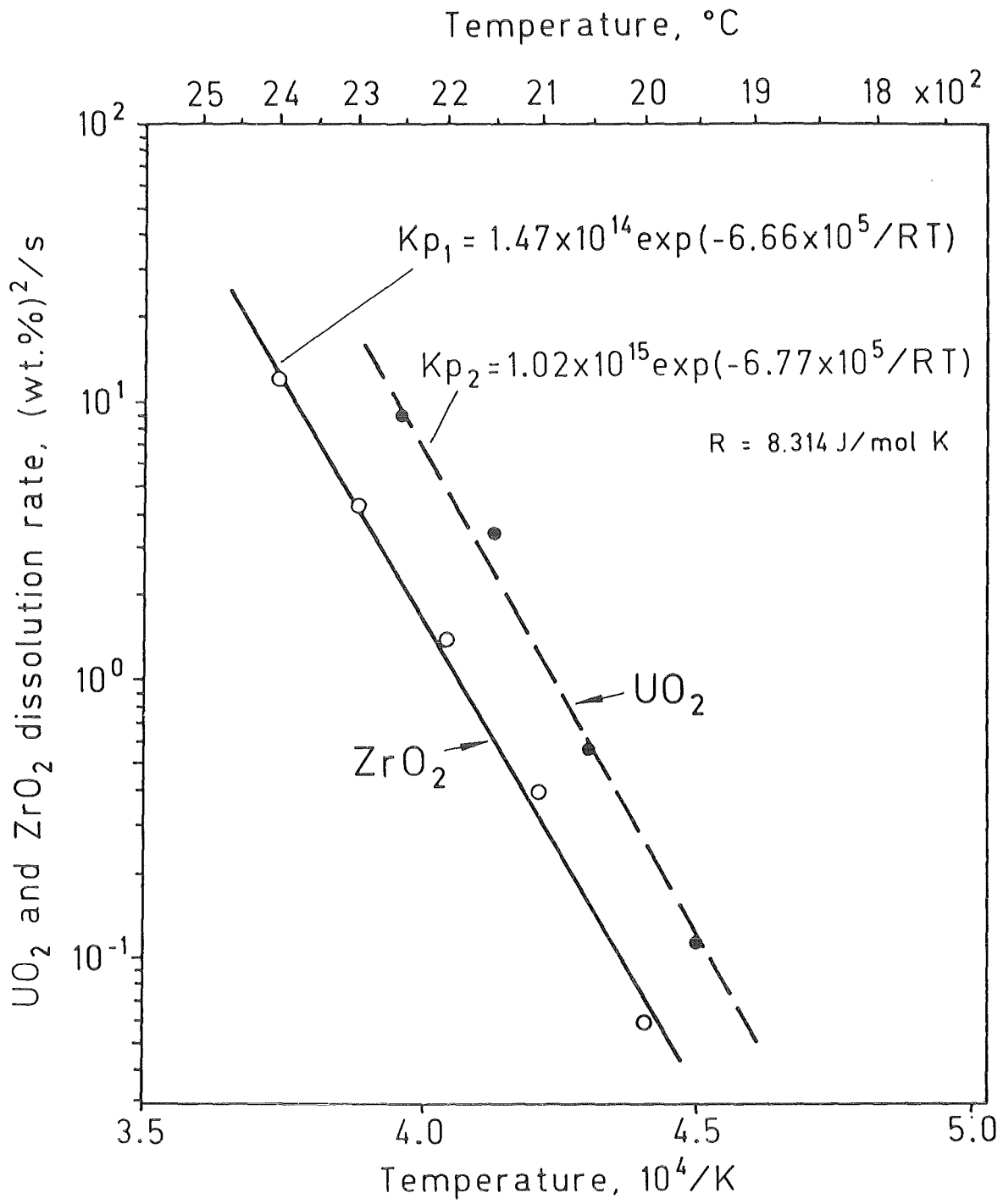


Abb.06.01.16/34A-7: Keramischer ZrO₂-Phasenanteil (linke Ordinate des oberen Bildes) und Menge an aufgelöstem ZrO₂ (rechte Ordinate) in den erstarrten Zircaloy-Schmelzen in Abhängigkeit der Zeit für verschiedene Temperaturen.



$$K_p = \frac{(\text{wt.\%} - a)^2}{t \text{ [s]}} \quad \longrightarrow \quad \begin{aligned} (\text{wt.\%})_{\text{ZrO}_2} &= 23.3 + (K_{p1} \cdot t)^{0.5} \\ (\text{wt.\%})_{\text{UO}_2} &= 35.8 + (K_{p2} \cdot t)^{0.5} \end{aligned}$$

Abb.06.01.16/34A-8: ZrO₂- und UO₂-Auflösungsrate durch geschmolzenes Zircaloy-4 in Abhängigkeit der reziproken Temperatur.

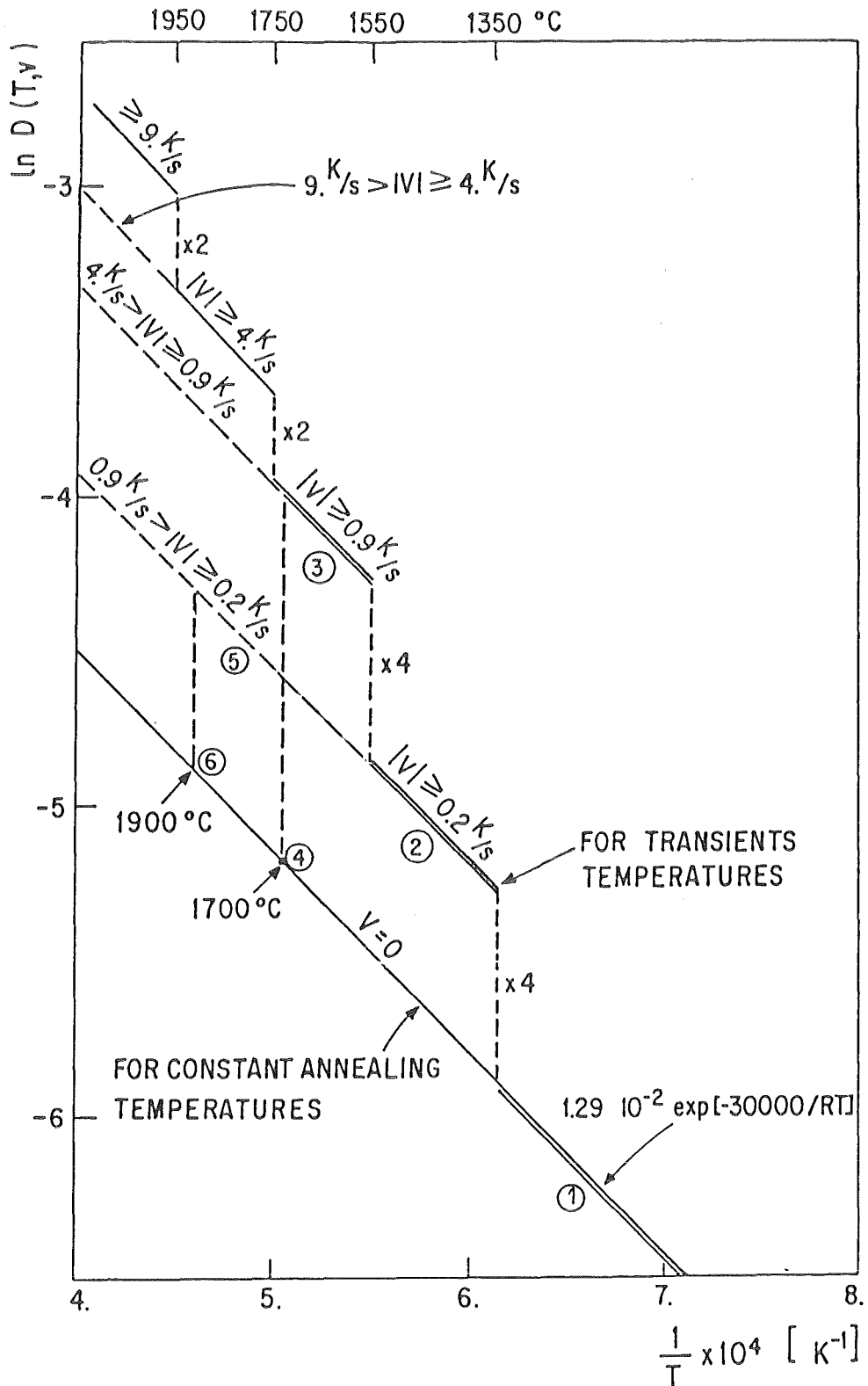
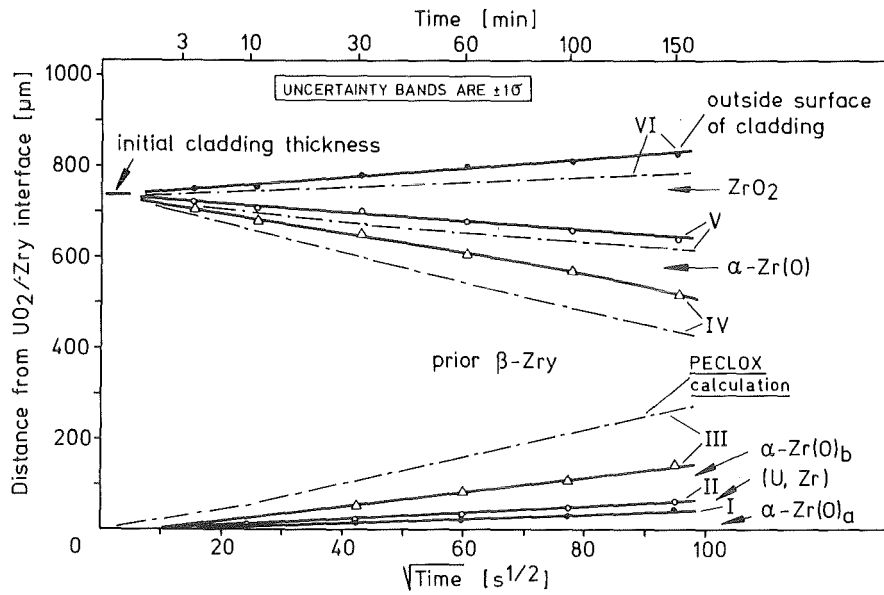
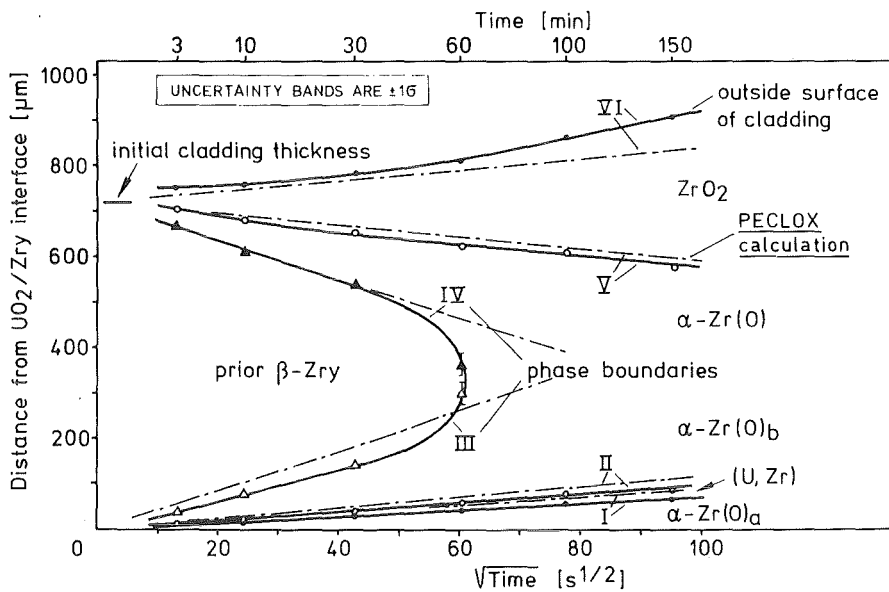


Abb.06.01.16/34A-9: Sauerstoff-Diffusionskoeffizient in ZrO₂ in Abhängigkeit der reziproken Temperatur bei isothermen Experimenten sowie für verschiedene Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten bei temperaturtransienten Experimenten. Gilt nur für die untersuchte Rohrgeometrie (10,75 mm ϕ x 0,72 mm).



T = 1020 °C, $p_{ext.} = 40 \text{ bar}$, atmosphere = Ar + 25 vol.% O₂



T = 1100 °C, $p_{ext.} = 40 \text{ bar}$, atmosphere = Ar + 25 vol.% O₂

Abb.06.01.16/34A-10a: Dicke der verschiedenen Reaktionszonen von UO₂/Zircaloy-Reaktionsproben unter isothermen Versuchsbedingungen in Abhängigkeit von \sqrt{t} für 1020 und 1100 °C. Vergleich zwischen Experiment und PECLOX-Modellberechnungen.

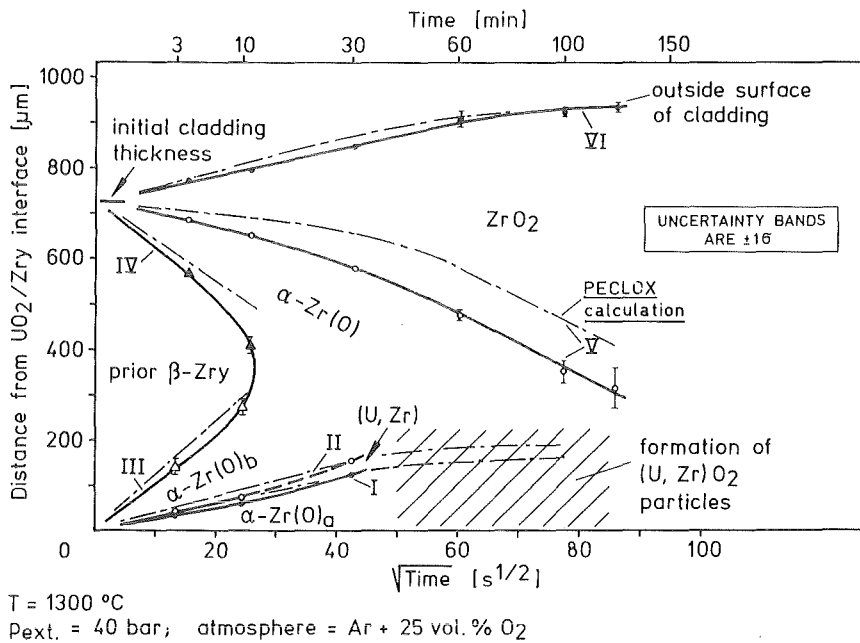
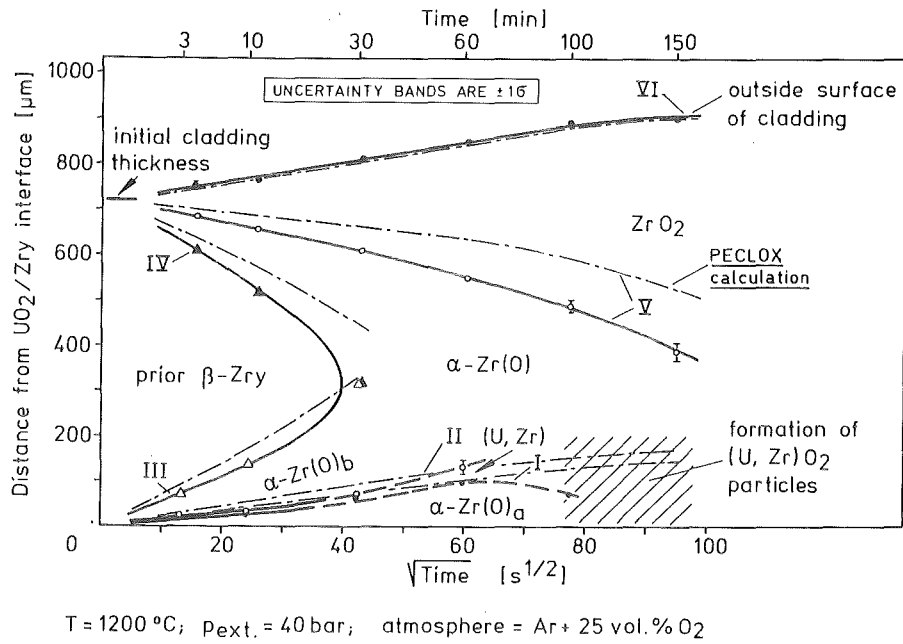
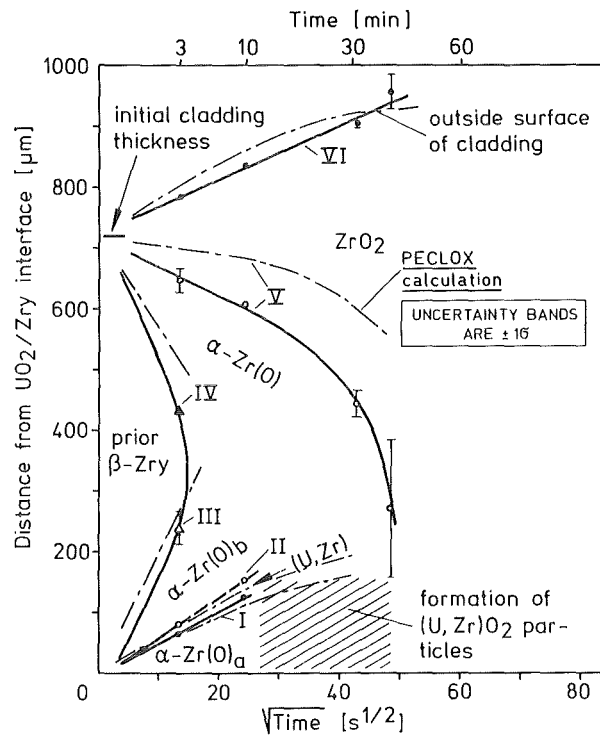
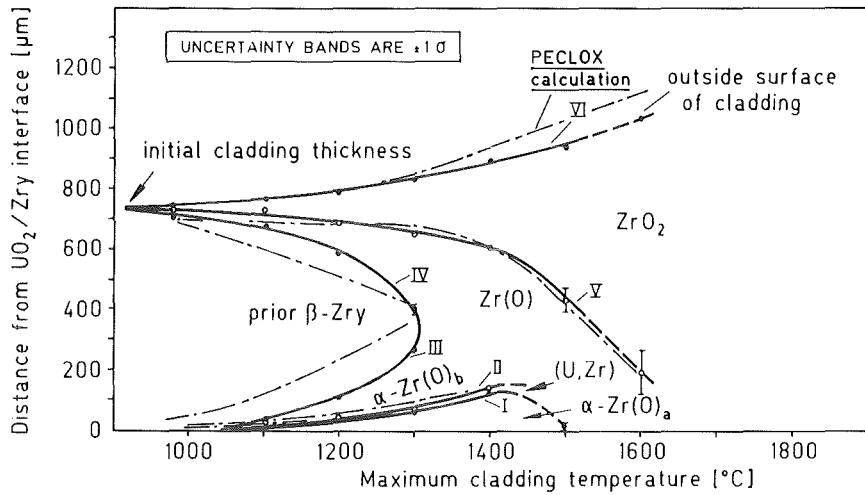


Abb.06.01.16/34A-10b: Dicke der verschiedenen Reaktionszonen von UO₂/Zircaloy-Reaktionsproben unter isothermen Versuchsbedingungen in Abhängigkeit von \sqrt{t} für 1200 und 1300 °C. Vergleich zwischen Experiment und PECLOX-Modellberechnungen.

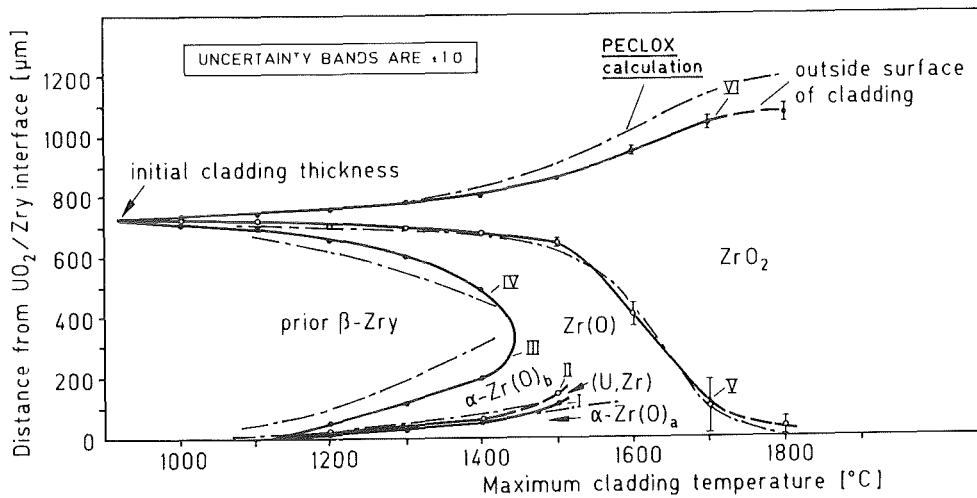


T = 1400 °C
 $P_{ext.} = 40 \text{ bar}$; atmosphere = Ar + 25 vol. % O_2

Abb.06.01.16/34A-10c: Dicke der verschiedenen Reaktionszonen von UO_2 -Zircaloy Reaktionsproben unter isothermen Versuchsbedingungen in Abhängigkeit von \sqrt{t} für 1400°C. Vergleich zwischen Experiment und PECLOX-Modellberechnungen.

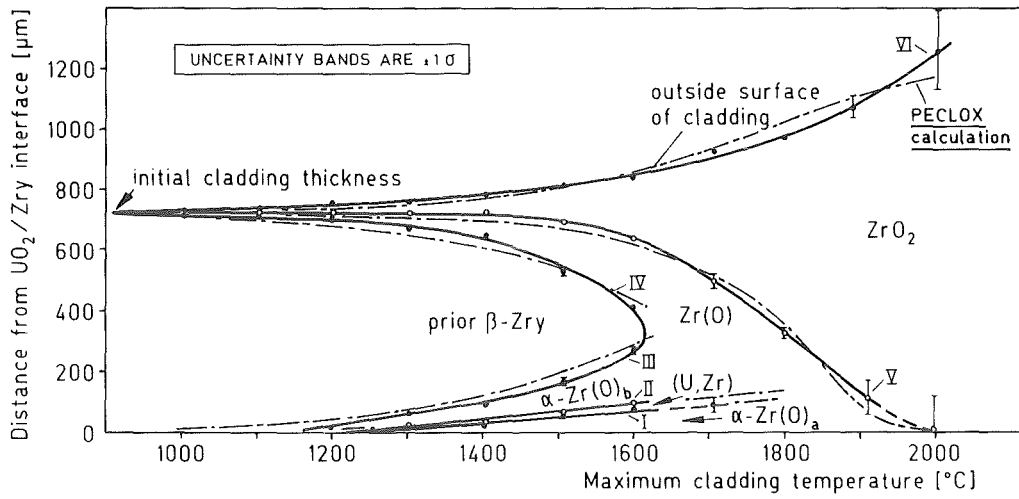


heatup and cooldown rates: $\pm dT/dt = 0,25 K/s$; time at $T_{max} = 10 s$
 initial temperature: $T_0 = 650^{\circ}C$; $p_{ext} = 40 bar (20^{\circ}C)$; atmosphere: Ar + 25 vol% O_2

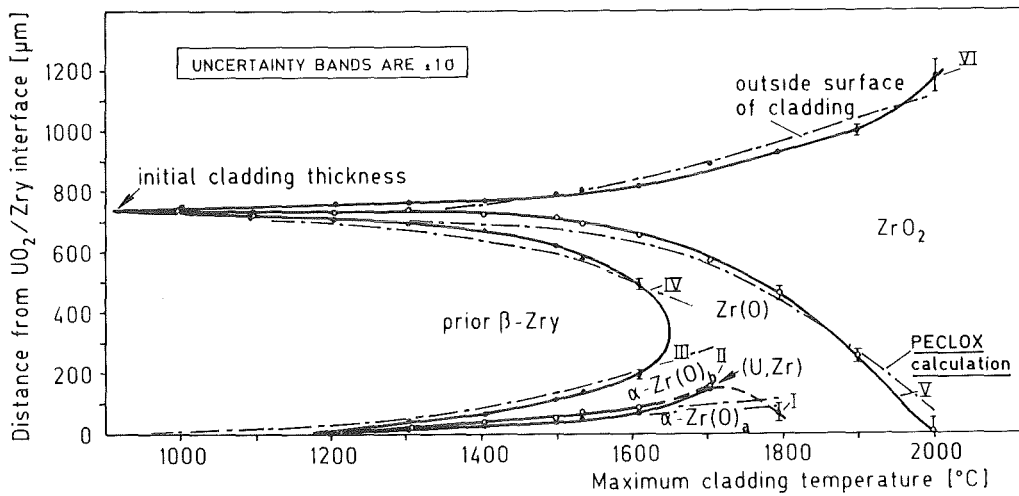


heatup and cooldown rates: $\pm dT/dt = 1 K/s$; time at $T_{max} = 10 s$
 initial temperature: $T_0 = 650^{\circ}C$; $p_{ext} = 40 bar (20^{\circ}C)$; atmosphere: Ar + 25 vol% O_2

Abb.06.01.16/34A-11a: Dicke der verschiedenen Reaktionszonen von UO_2 -Zircaloy-Versuchsproben unter temperaturtransienten Versuchsbedingungen in Abhängigkeit der maximalen Temperatur für Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten von 0,25 und 1 K/s. Vergleich zwischen Experiment und PECLOX-Modellberechnungen.



heatup and cooldown rates: $\pm dT/dt = 5 \text{ K/s}$; time at $T_{\text{max}} = 10 \text{ s}$
 initial temperature: $T_0 = 650 \text{ °C}$; $p_{\text{ext}} = 40 \text{ bar (20 °C)}$; atmosphere: Ar + 25 vol% O_2



heatup and cooldown rates: $\pm dT/dt = 10 \text{ K/s}$; time at $T_{\text{max}} = 10 \text{ s}$
 initial temperature: $T_0 = 650 \text{ °C}$; $p_{\text{ext}} = 40 \text{ bar (20 °C)}$; atmosphere: Ar + 25 vol% O_2

Abb.06.01.16/34A-11b: Dicke der verschiedenen Reaktionszonen von UO_2 -Zircaloy-Versuchsproben unter temperaturtransienten Versuchsbedingungen in Abhängigkeit der maximalen Temperatur für Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten von 5 und 10 K/s. Vergleich zwischen Experiment und PECLOX-Modellberechnungen.

- 06.01.16/32A Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer
06.01.16/33A Kernschäden (CORA-Programm): Versuch B mit Al_2O_3 -Pellets
PNS 4251/4252 (S.Hagen, K.Hain, W.Butzer, A.Grünhagen, J.Hanauer, G.Harbauer,
W.Hering, W.Lange, W.Leiling, H.Malauscek, N.Paroth, L.Sepold,
F.Schloß, T.Vollmer, K.P. Wallenfels;IT)
K.Vogel, H.Benz, H.Gießmann, O.Heil, W.Roetzel, H.-J.Röhling,
Ph.Pfann; KTB:1986)

Einleitung

Die Out-of-pile Einzelstab- und Bündelexperimente sind Teil des KfK-Gesamtprogramms zur Untersuchung schwerer Kernschäden /1/. Diese Experimente mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren untersuchen die Schadensmechanismen an DWR-Brennelementen im Temperaturbereich zwischen Auslegungsstörfall (1200°C) und Beginn des unkontrollierten Kernschmelzens (ca. 2000°C). Die Experimente dienen ebenfalls zur Überprüfung der Fähigkeit der Rechenprogramme, das integrale Verhalten der Brennstäbe bei schweren Kernschäden zu beschreiben.

Für die Durchführung dieser Experimente unter realistischen Bedingungen wurde die Versuchsanlage CORA /2/ erbaut. CORA erlaubt neben dem Temperaturanstieg der elektrisch beheizten Brennstabbündel in Dampf auch die richtigen Druckverhältnisse und das Quenchen der Brennstabbündel.

Nach Fertigstellung der Anlage wurde das Zusammenwirken aller Komponenten in einem ersten Test bis 1000°C in Argon erprobt. Das dafür verwendete Bündel A bestand aus Edelstahlstäben. Diese hatten den gleichen Durchmesser (10,75 mm) wie die normalen Brennstabsimulatoren.

Die eigentliche Erprobung der Anlage im Hochtemperaturbereich bis 2000°C konnte erst nach Erhalt der Betriebsgenehmigung im September 1986 durchgeführt werden. Das dafür benutzte Bündel B war aus Simulatoren aufgebaut, die Originalabmessungen besaßen, bei denen aber an Stelle der UO_2 -Pellets Al_2O_3 -Pellets verwendet wurden, um eine Kontamination der Anlage zu vermeiden. Die Verwendung von Al_2O_3 liefert darüberhinaus auch Informationen zum Verhalten von Al_2O_3 -Pellets in Zry-Hüllrohren, die im Druckwasserreaktor mit Borkarbidzusatz als abbrennbare Neutronenabsorberstäbe verwendet werden. Der folgende Beitrag beschreibt die bis jetzt vorliegenden Ergebnisse des Al_2O_3 -Bündels CORA-B /3/.

Anlagenübersicht

Einen Querschnitt der CORA-Anlage zeigt Abb. 1. Das 2 m lange Bündel hängt an der Trageplatte des Bündelkopfes. Es wird vom Hochtemperaturschirm umgeben, der aus dem inneren Isolations-

schirm und dem äußeren Druckmantel besteht. Der überhitzte Dampf wird im Dampfgenerator und Dampfüberhitzer erzeugt und strömt am unteren Ende ins Bündel, das von einem Zry-Dampfführungskasten umgeben ist. Vom oberen Ende des Bündels strömt der nicht verbrauchte Dampf und der entstandene Wasserstoff über zwei parallele Kondensatoren in eine Mischkammer, in der die Wasserstoffkonzentration ausreichend verdünnt wird. Der sich während des Versuches unterhalb des Bündels befindende und mit Wasser gefüllte Quenchzylinder kann für den Quenchvorgang hydraulisch über das aufgeheizte Bündel geschoben werden. Der Hochtemperaturschirm kann nach Abtrennung der Dampfzufuhr in den Quenchwagen abgesenkt werden, so daß das Bündel vor und nach dem Versuch für den Aufbau und die Auswertung voll zugänglich ist.

Der oberhalb des Hochtemperaturschirms vorhandene Schwallkondensator ist mit dem restlichen Hochdruckteil durch Bruchmembranen verbunden. Mit seiner Hilfe könnten im Zusammenhang mit dem Quenchen auftretende zu große Überdrücke abgebaut werden. Der Auslegungsdruck der Anlage beträgt 10 b. Dieser Druck ist ausreichend um die Wechselwirkung zwischen UO_2 und Zry im festen Zustand zu untersuchen. Die Brennstabsimulatoren können mit einem Überdruck von 100 b beaufschlagt werden. Damit kann der Einfluß von geblähten und geborstenen Hüllrohren auf das Verhalten im Hochtemperaturbereich untersucht werden.

Abbildung 2 zeigt den Aufbau des Bündels und des umgebenden Hochtemperaturschirms. Das beim Versuch B benutzte Bündel ist aus 25 Brennstabsimulatoren aufgebaut. Hiervon sind 16 Simulatoren beheizt und 9 unbeheizt. Die Verteilung ist aus Abb. 2c zu erkennen. Beide Simulatoren sind auf der vollen Länge mit dem Original Zry-4 Druckwasserreaktorhüllrohr umgeben. Beim beheizten Simulator ist das mittlere Stück von 1 m Länge aus dem 6 mm starken W-Heizer und dem umgebenden Ringpellets aufgebaut. Die darüber und darunter liegenden Enden bestehen aus einem 250 mm langem Molybdän-Vollstab der in Kupferelektroden übergeht. Molybdän und Kupferstab sind gegen das Hüllrohr durch eine ZrO_2 -Schicht isoliert.

Die unbeheizten Stäbe enthalten nur Pellets. Sie ragen nach unten 200 mm über den Wolframstab/Pellet-Bereich der beheizten Stäbe hinaus. Bei den späteren Versuchen werden Ring und Vollpellets aus UO_2 verwendet. Bei dem hier beschriebenen Versuch B wurden Al_2O_3 Pellets verwendet.

Der Gitterabstand der Stäbe beträgt 14,3 mm. Im Bündel sind 3 Abstandshalter aus Zry enthalten. Die Oberkanten der Abstandshalter liegen bei -10 mm, +500 mm, +550 mm, bezogen auf den Nullpunkt des Bündelcodes. Der Nullpunkt des Bündelcodes ist auf die Unterkante der Pelletsäule der beheizten Stäbe gelegt. Die Unterkante der Bündelkopfplatte, an dem das Bündel hängt, ist 1471 mm von diesem Nullpunkt entfernt. Die unbeheizten Stäbe ragen 200 mm und das Hüllrohr der beheizten Stäbe 350 mm unter den Nullpunkt des Bündelcodes.

Das Bündel ist mit einem Zry-Kasten umgeben, der zur Dampfzuführung dient und gleichzeitig bei den Experimenten in Dampf durch die exotherme Zirkon/Wasserdampf-Reaktion zur Aufheizung

beiträgt. Aus den Abbildungen 2a und 2b ist zu ersehen, daß das Bündel mit einem doppelten Isolationsmantel umgeben ist, der aus ZrO_2 - und Al_2O_3 -Fasermaterial besteht. Dieses Material zeichnet sich durch gutes Isolierverhalten und gute Thermoschockbeständigkeit aus.

Versuchsdurchführung

Der Versuch CORA-B sollte die Funktionsfähigkeit der Anlage bis $2000^\circ C$ nachweisen. Darüber hinaus waren wir am Verhalten des Systems Al_2O_3/Zry in diesem Temperaturbereich interessiert. Die Temperatur sollte daher mit einem Anstieg von $0,5^\circ C/sec$ auf ca. $2000^\circ C$ gesteigert werden. Der dazu notwendige Leistungsverlauf ist in Abbildung 3a wiedergegeben. Die Steuerung des Leistungsverlaufs erfolgt über die Vorgabe der zeitabhängigen Leistungswerte an den Rechner. Vom Rechner wird dann derjenige Spannungsverlauf der Spannungsversorgung abgerufen, der den gewünschten Leistungsverlauf ergibt. Der Rechner bestimmt aus dem gemessenen Stromwert die zur gewünschten Leistung notwendige Spannung.

Die beheizten Stäbe können in drei Gruppen eingeteilt werden, die mit unterschiedlichen Spannungen versorgt werden können. Beim Versuch B war die Leistungsvorgabe für alle Stäbe gleich. Abbildung 3b gibt die resultierenden Spannungen, die zum Erreichen der vorgegebenen Leistung notwendig waren. Der durch diese Spannungen erzeugte Gesamtstrom aller 16 beheizten Brennstabsimulatoren ist in Abbildung 3c wiedergegeben. Trotz steigender Spannung fällt der Strom am Anfang ab. Dieser Abfall wird durch den stark mit der Temperatur steigenden Widerstand der W-Heizstäbe hervorgerufen. Der Verlauf des aus Spannung und Strom berechneten Gesamtwiderstands ist in Abbildung 3d wiedergegeben. Ab knapp 3500 sec machen sich stärkere Schwankungen an den Einzelwiderständen bemerkbar, die mit Schmelzerscheinungen der Simulatoren zusammenhängen.

Während des Versuches war die Anlage mit Argon bei einem Überdruck von 1,2 bar gefüllt. Die Dampfversorgung war bei diesem Versuch nicht mit dem Versuchsraum verbunden. Das untere Ende des Bündels steckte aus Kühlungsgründen im Wasser des Quenchzylinders. Durch die abfließende Wärme und die abstürzende Schmelze wurde daher ein Teil des Wassers verdampft, so daß besonders zum Ende des Versuches ein Dampfstrom vorhanden war.

Temperaturmessungen

Abbildung 4 gibt die Positionen der im Bündel eingebauten Thermolemente wieder. Die Thermolemente oberhalb 550 mm Höhe (im Bündelcode gemessen) wurden im Innern der unbeheizten Brennstabsimulatoren von oben bis an die angegebene Höhe geführt. Es wurden WRe-Thermolemente in Tantalmänteln verwendet. Der Nullpunkt des Bündelcodes liegt am unteren Ende der

Pellets in den beheizten Stäben. Diese Höhe ist mit der Höhenlage des Dampfeintrittsrohrs identisch. Sie entspricht im CORA-Code 5121 mm.

Abbildung 5 gibt den Temperaturverlauf am oberen Ende des Bündels in 1000 mm Höhe im Bündelcode. Das Thermoelement hat den Versuch weitgehend überlebt. Eine Unregelmäßigkeit tritt nur am Ende der Heizperiode auf. Die Thermoelementanzeige gibt also weitgehend den Temperaturverlauf im unbeheizten Brennstabsimulator wieder. Mit einem nahezu linearen Anstieg der Temperatur während des Leistungsanstiegs wird in dieser Höhe eine maximale Temperatur von 1800°C erreicht.

In den Abbildungen 6 und 7 wird der Temperaturverlauf in den unbeheizten Stäben 29 und 23 in 550 mm Höhe wiedergegeben. Der kontinuierlich ansteigende Temperaturverlauf wird bei beiden Meßstellen zur gleichen Zeit bei ca. 3500 sec unterbrochen. Hier beginnen aber auch die Unstetigkeiten im Widerstand der beheizten Stäbe. Diese Unstetigkeit deutet auf Umlagerung von geschmolzenem Material hin. Die Temperaturen der Thermoelemente beim Versagen betragen 1325°C und 1575°C. Zur gleichen Zeit hat das Thermoelement in 1000 mm Höhe eine Temperatur von 1500°C. Die Temperatur an den beheizten Brennstabsimulatoren hat bei höheren Werten gelegen. Die an den beheizten Stäben entstandene Schmelze hat dann offensichtlich sekundär zum Versagen der unbeheizten Brennstabsimulatoren und der darin enthaltenen Thermoelemente im Temperaturbereich zwischen 1325 und 1575 °C geführt.

Am Stab 29 wurde die Temperatur auch mit einem Quotientenpyrometer gemessen. Die Meßergebnisse sind zusammen mit der Temperaturmessung des Thermoelements in Abbildung 9 wiedergegeben. Es zeigt sich eine Übereinstimmung im überlappenden Meßbereich von 2500 sec bis 3500 sec. und ein folgender Anstieg der Temperatur auf ca. 2000°C.

Der Temperaturverlauf in der Isolation des Hochtemperaturschirms ist in den Abbildungen 10 bis 13 wiedergegeben. Abb. 10 und 11 geben die Temperaturverläufe im Innern der Isolation nach ca. 4 cm ZrO₂-Faserisolation (Radius = 192 mm) für verschiedene axiale Höhen für zwei gegenüberliegende Seiten bei 345° und 165°. Es zeigt sich eine deutliche stetige Zunahme von unten nach oben. Der maximale Wert bei der mittleren Höhe von 550 mm liegt ca. 100°C unter dem maximalen der obersten Meßhöhe. Vergleicht man die Messungen auf den beiden gegenüberliegenden Seiten, so ergeben sich bei einer azimuthalen Lage von 165° um gut 50°C höhere Temperaturwerte.

In Abb. 12 und 13 sind Messungen in 1150 mm und 950 mm Höhe für verschiedene radiale Positionen in der Isolation wiedergegeben. In 1150 mm Höhe zeigt in der Heizphase die außen liegende Meßposition bei 293 mm eine höhere Temperatur als die weiter innen liegende Meßposition bei 192 mm. In 950 mm Höhe gibt die Meßposition bei 293 mm einen höheren Temperaturverlauf als die weiter innen liegende Meßposition von 255 mm. Diese Tatsache deutet darauf hin, daß durch Naturkonvektion ein merklicher Wärmetransport aus dem Innern der Isolation zur äußeren Wandung der Isolation stattgefunden hat.

Nachuntersuchungen

Der Zustand des Bündels nach dem Versuch ist in Abbildung 14 wiedergegeben. Die Aufnahmen wurden nach Absenken des Hochtemperaturschirms und Entfernen des Dampfführungskastens angefertigt. Die Übersichtsaufnahmen von den vier Seiten des Bündels zeigen, daß im Bereich von 1000 mm bis 350 mm im wesentlichen nur die W-Stäbe vom Bündel stehengeblieben sind. Unterhalb von 350 mm Höhe sind die äußeren Stäbe mit herablaufender Schmelze zu einer zusammenhängenden Wand erstarrt.

Abb. 15 und 16 zeigen eine der Bündelseiten im vergrößerten Maßstab. Die im unteren Bereich erstarrte Schmelze ist hier deutlich zu erkennen. In Abb. 16 ist der untere Bereich des Bündels durch das Dampfverteilungsrohr verdeckt. Abb. 17 zeigt die im Bereich des unteren Abstandshalters erstarrte Schmelze nach Entfernen des Dampfverteilungsrohres. Die herablaufende Schmelze hat den Bereich zwischen den Stäben oberhalb und unterhalb des Abstandshalters voll ausgefüllt.

Man kann zwei Sorten von erstarrter Schmelze erkennen. Erstens die weit überwiegend auftretende weiße erstarrte Schmelze. Analysen haben gezeigt, daß es sich hierbei um oxidisches Material handelt, welches sowohl Al als auch Zr enthält. Diese Zusammensetzung legt den Schluß nahe, daß die Stäbe aus Al_2O_3 -Pellets in Zry-Hülle durch Wechselwirkung zwischen diesen Materialien verflüssigt wurden. In dem erstarrten Schmelzgut wurden auch Spuren von metallischem Aluminium gefunden. Die dunklen Schmelzfasern stellen metallisches Zry dar.

Abb. 18 und 19 zeigen den Bereich unterhalb des Dampfverteilungsrohres, der sich während des Versuches im Wasser des Quenchzylinders befunden hat. Man kann auch hier bevorzugt die erstarrte weiße keramische Schmelze erkennen. Sie enthält Aluminium und Zirkon in oxidischer Form. Auch hier sind einige erstarrte Tropfen von metallischem Zirkon zu finden.

Horizontale Querschnitte durch das Bündel sind in den Abbildungen 20 und 21 wiedergegeben. Diese Querschnitte zeigen, daß die unterhalb 350 mm zwischen den Stäben erstarrte Schmelze mit den äußeren Stäben nur eine Wand gebildet haben. Die inneren Stäbe sind auch in den Bereich unter 350 mm Höhe geschmolzen.

Es hat sich ein Hohlraum oberhalb von ca. 15 mm gebildet, der bis zu einer Höhe von ca. 80 mm mit Schüttgut nach Abkühlen des Bündels angefüllt war. Unterhalb des Schüttguts war das Bündel mit erstarrter Schmelze ausgefüllt. Die erstarrte Schmelze erfüllt den ganzen Bündelquerschnitt mindestens bis zu einer Tiefe von -18 mm. Bei den Querschnitten in -53 mm und -73 mm sind einige Hohlräume in der erstarrten Schmelze entstanden.

Abb. 22 zeigt Vergrößerungen des Querschnittes in 109 mm Höhe. Man kann erkennen, daß die Schmelzerscheinungen an den unbeheizten Stäben an der Kontaktfläche zwischen Al_2O_3 -Pellet und Zry-Cladding beginnen, obwohl die Temperatur an der Oberfläche der Hülle der unbeheizten Stäbe

am höchsten sein muß. Am Pellet-Querschnitt des obersten Stabes 37 kann man deutlich die Abnahme der Dicke des Ringpellets durch Wechselwirkung mit dem Zry erkennen.

Die Abbildungen 23 und 24 zeigen die Kaverne am unteren Ende des Bündels zwischen 1 mm und 73 mm, die mit Schüttgut aus dem oberen Bereich des Bündels angefüllt ist. Die mikroskopischen Vergrößerungen vom Kontaktbereich zwischen Al_2O_3 -Pellet und Zry in Abbildung 25 zeigen den Angriff der Zry-Schmelze auf die Pellets.

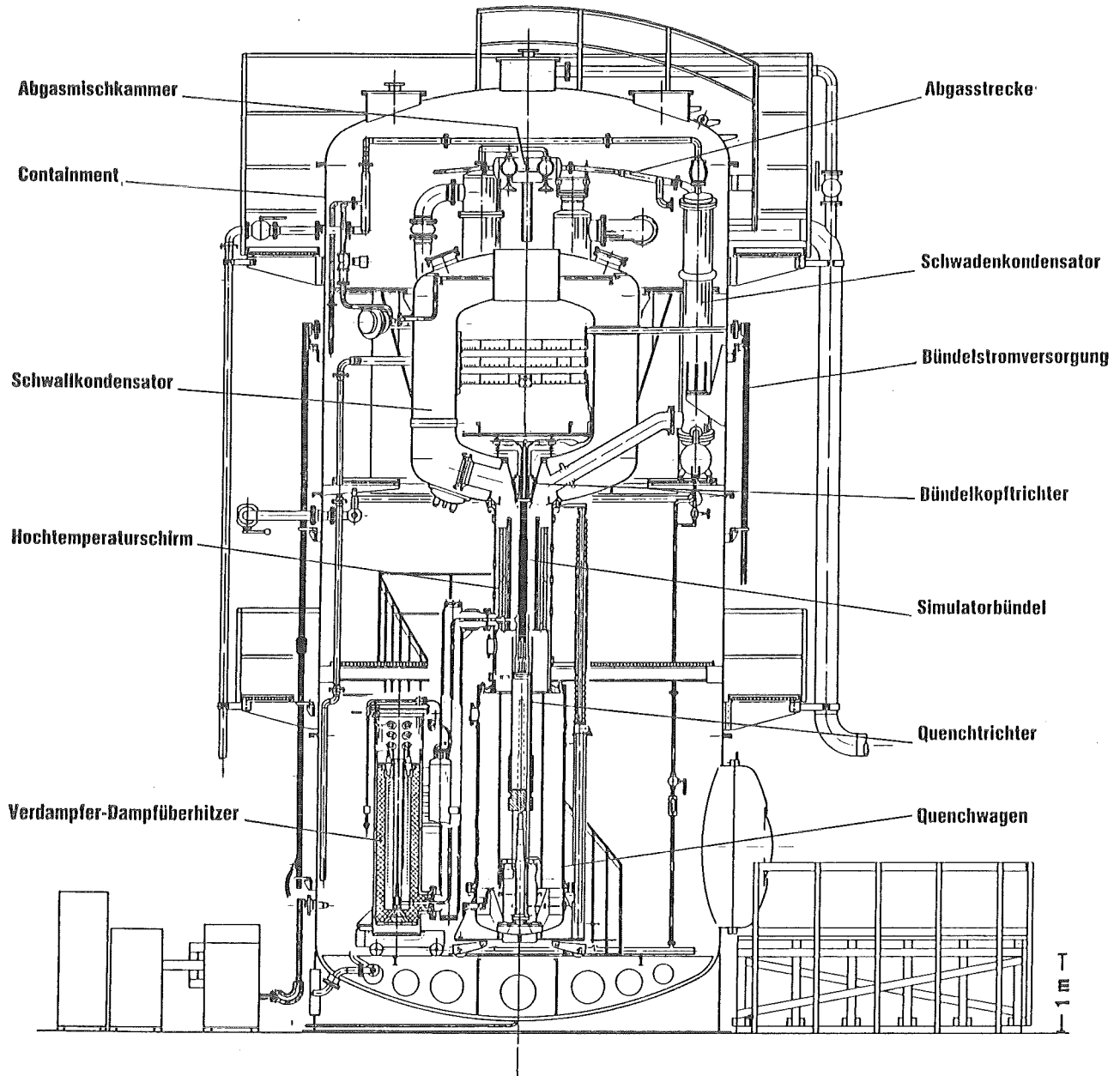
Zusammenfassung

Im Bündel B mit Al_2O_3 -Pellets wurden maximale Temperaturen von 2000°C erreicht. Weite Bereiche des Bündels sind geschmolzen. Die erstarrte Schmelze hat sich im unteren Bündelbereich gesammelt.

Ähnlich wie beim System UO_2/Zry kommt es zum Auflösen der keramischen Komponente in Kontakt mit dem Zirkaloy deutlich unterhalb der Schmelztemperatur des Al_2O_3 . Das Zr entzieht dem Al_2O_3 Sauerstoff unter Bildung von metallischem Al. Die Schmelzerscheinungen bei dieser Materialkombination sind deutlich ausgeprägter als beim UO_2/Zry -System. Unsere ersten vorläufigen Ergebnisse sind damit in guter Übereinstimmung zu den Erfahrungen im TMI 2 Reaktor. Auch dort war in der Umgebung der abbrennbaren Neutronenabsorberstäbe aus B_4C in Al_2O_3 Matrix mit Zry-Hüllrohr eine bevorzugte Zerstörung erkennbar.

Literatur

- /1/ A. Fiege, Severe Fuel Damage Investigations of KfK/PNS, KfK 3431B, 1983
- /2/ S. Hagen, et.al., CORA-Program, KfK 3677, 1986
- /3/ S. Hagen, et.al., CORA Scoping Test B, Test Results Report, KfK 4171, 1987



KfK

IT-1985

Abb. 1: SFD-Versuchsanlage CORA – Gesamtaufbau

Ø6. Ø1. 16

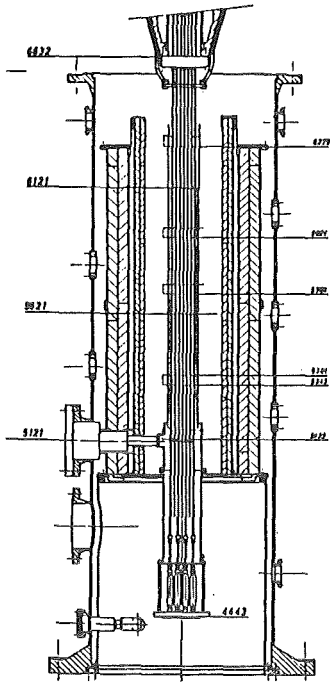


Fig. 2a:
Vertical cross section of bundle
and high temperature shield

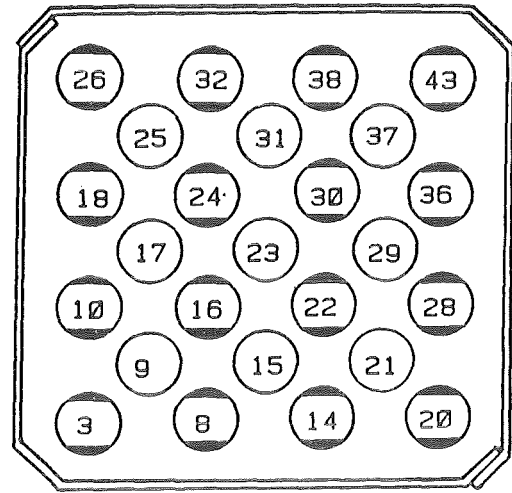


Fig. 2c:
Heated (●) and unheated rods (○) of
CORA bundle B

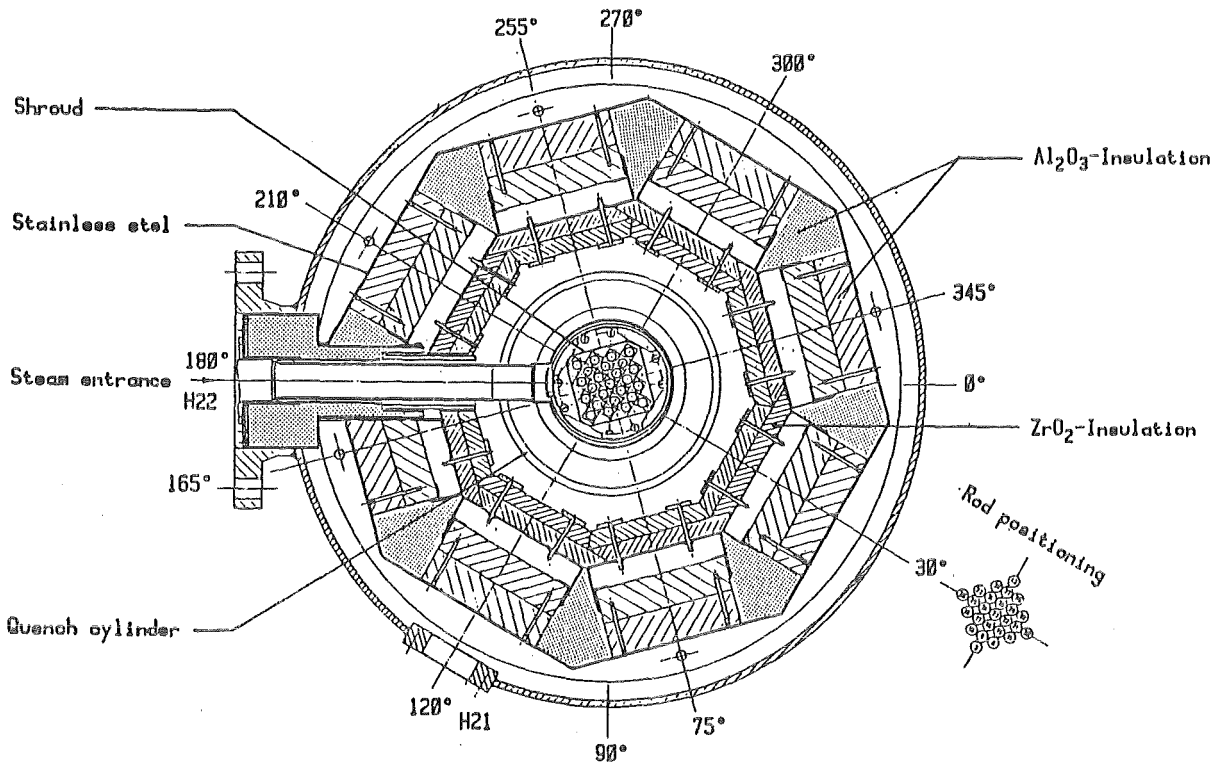
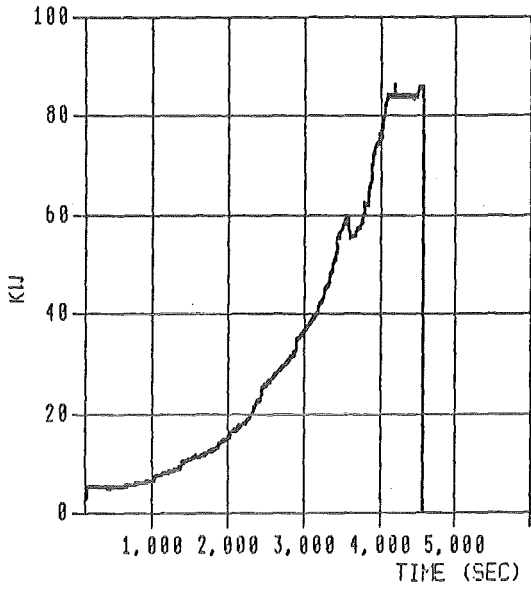
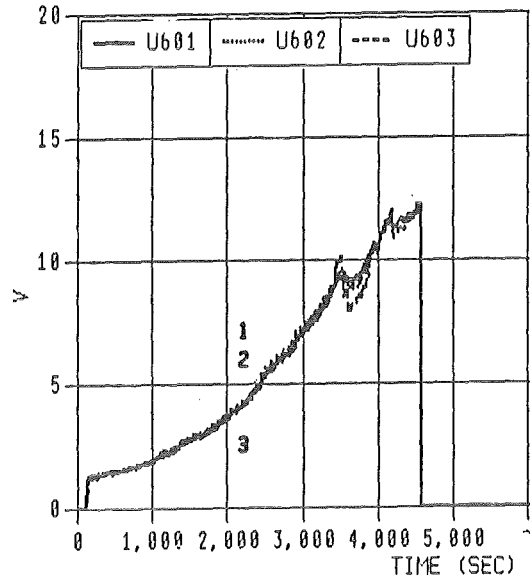


Fig. 2b:
Horizontal cross section of bundle and high temperature shield

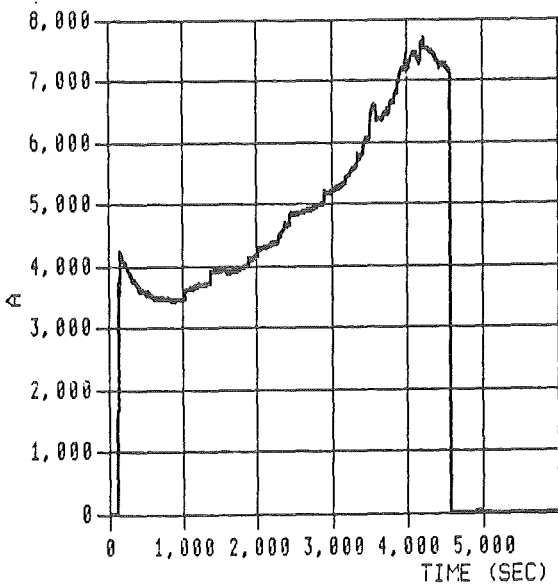




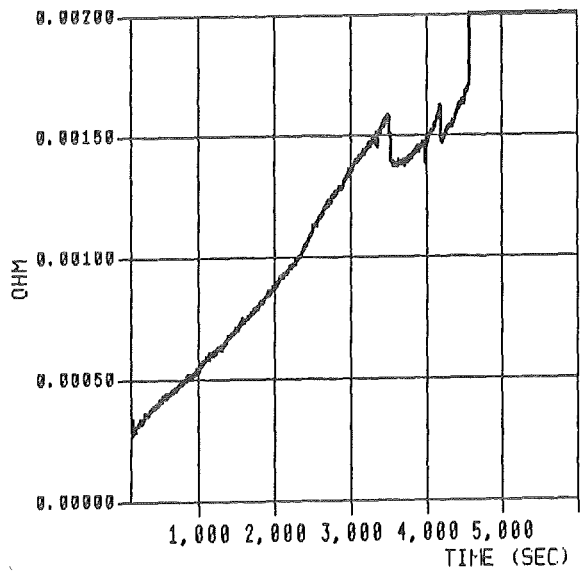
3a Power



3b Voltage



3c Current



3d Total Resistance

Fig. 3: Power (3a), voltage (3b), current (3c) and total resistance (3d) for high temperature test CORA bundle B

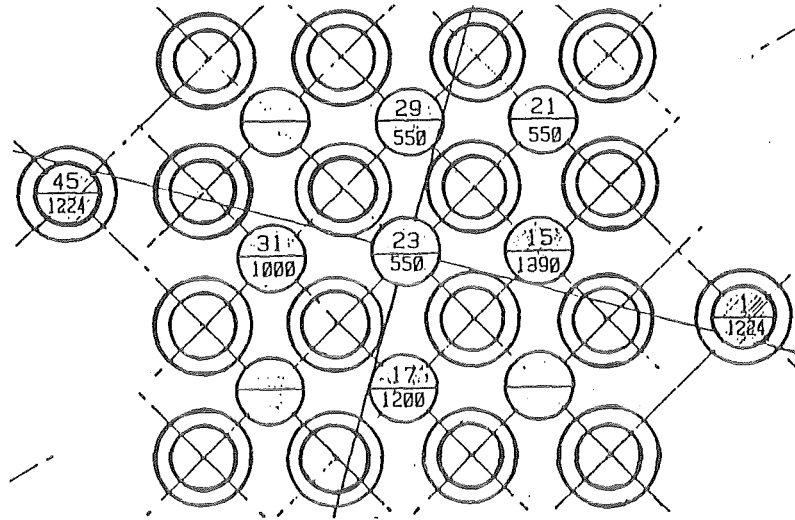
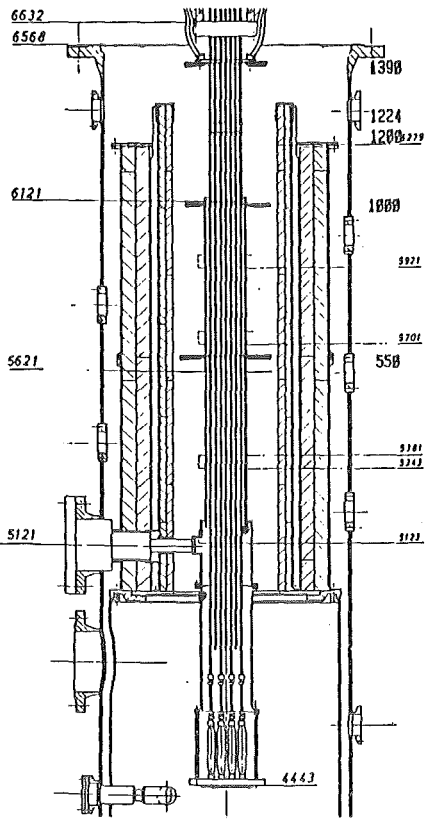


Fig. 4 :
Elevations of temperature measurement with thermocouples in CORA bundle B

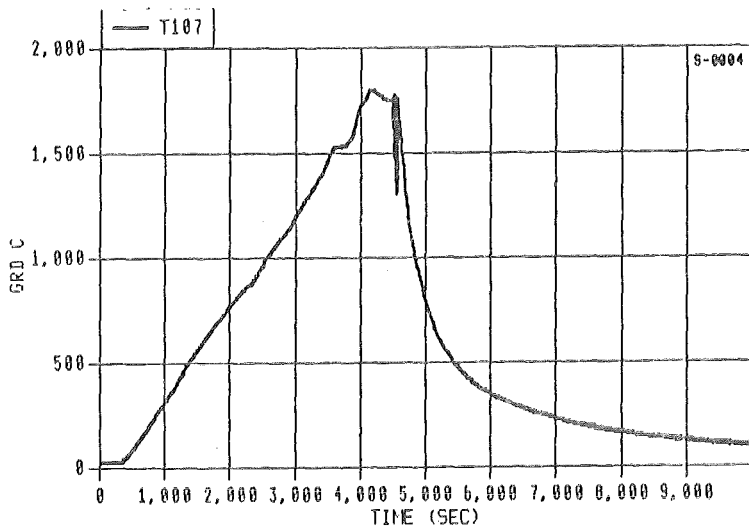


Fig. 5 : Temperature of unheated rod 31 at 1000 mm elevation for high temperature test CORA bundle B

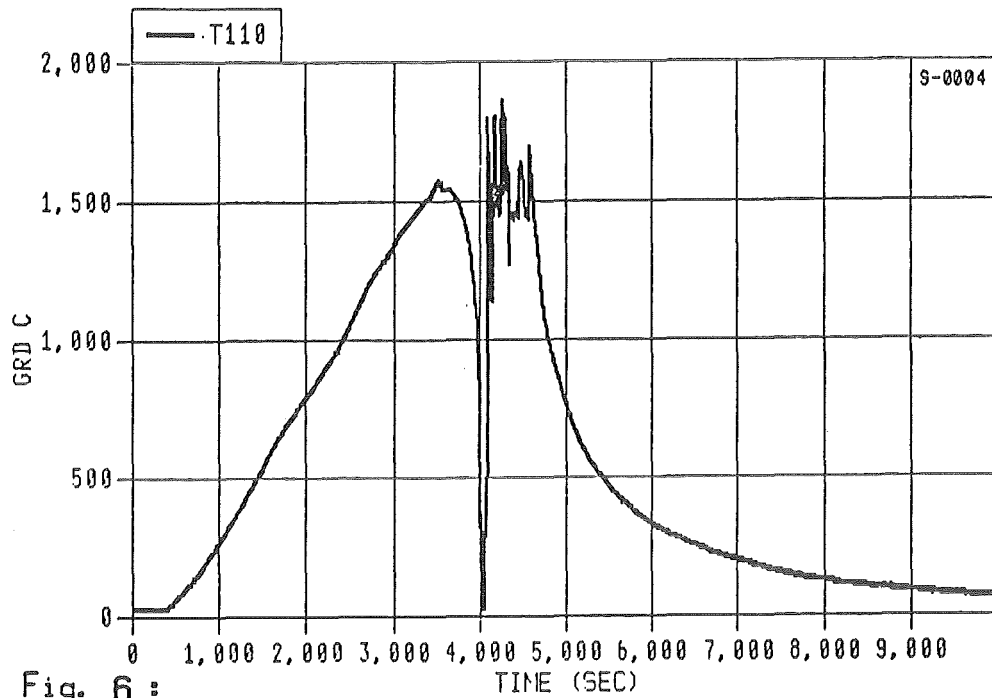


Fig. 6 :
Temperature of unheated rod 29 at 550 mm elevation
for high temperature test CORA bundle B

06.01.16

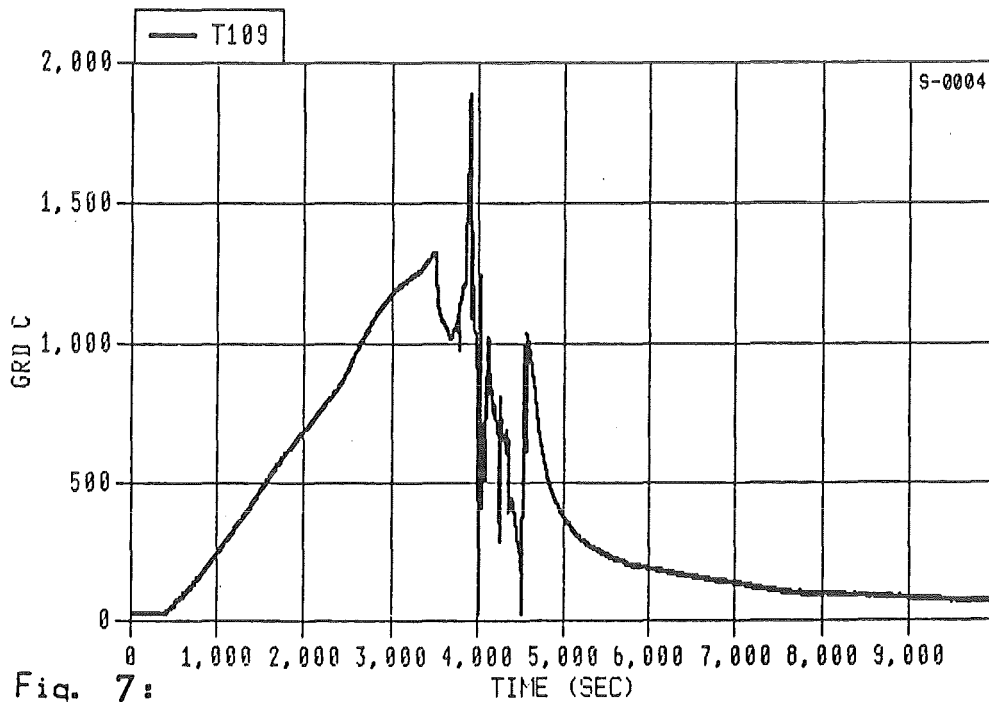


Fig. 7 :
Temperature of unheated rod 23 at 550 mm elevation
for high temperature test CORA bundle B

06.01.16

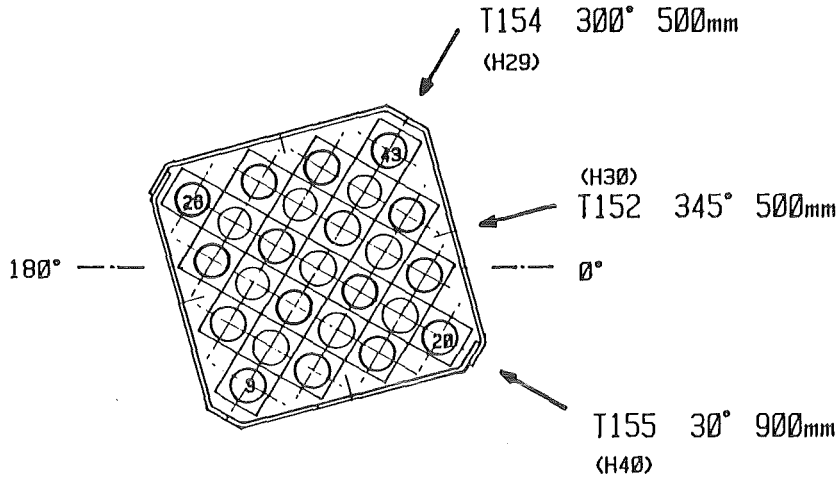


Fig. 8:
Positions of two-color pyrometers for
high temperature test CORA bundle B

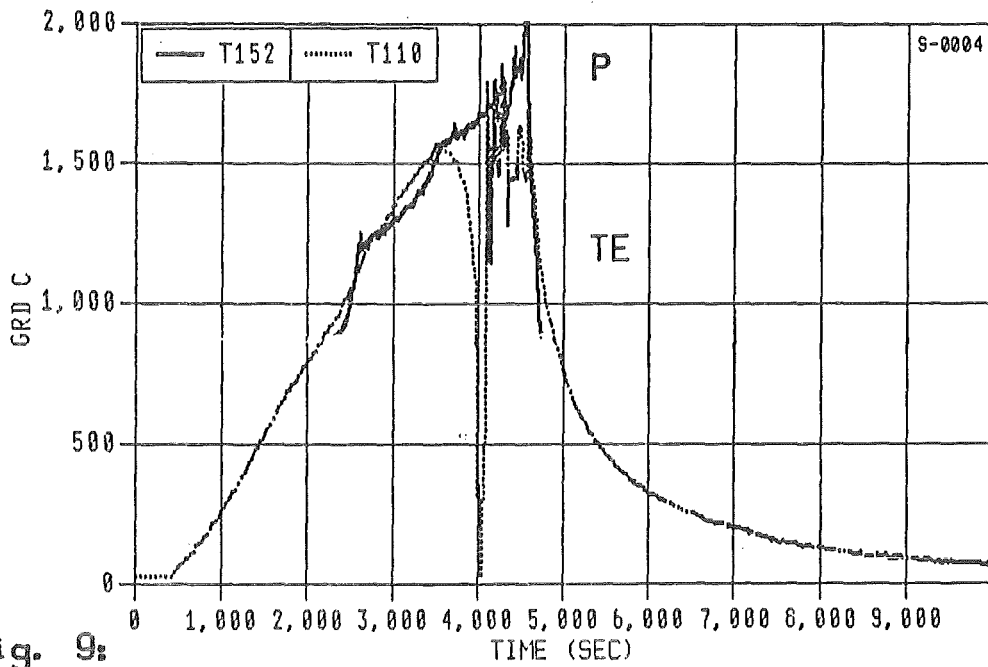


Fig. 9:
Temperature on unheated rod 29 measured with thermocouple
at 550mm elevation and with two color pyrometer in H30 at
500mm elevation for high temperature test CORA bundle B

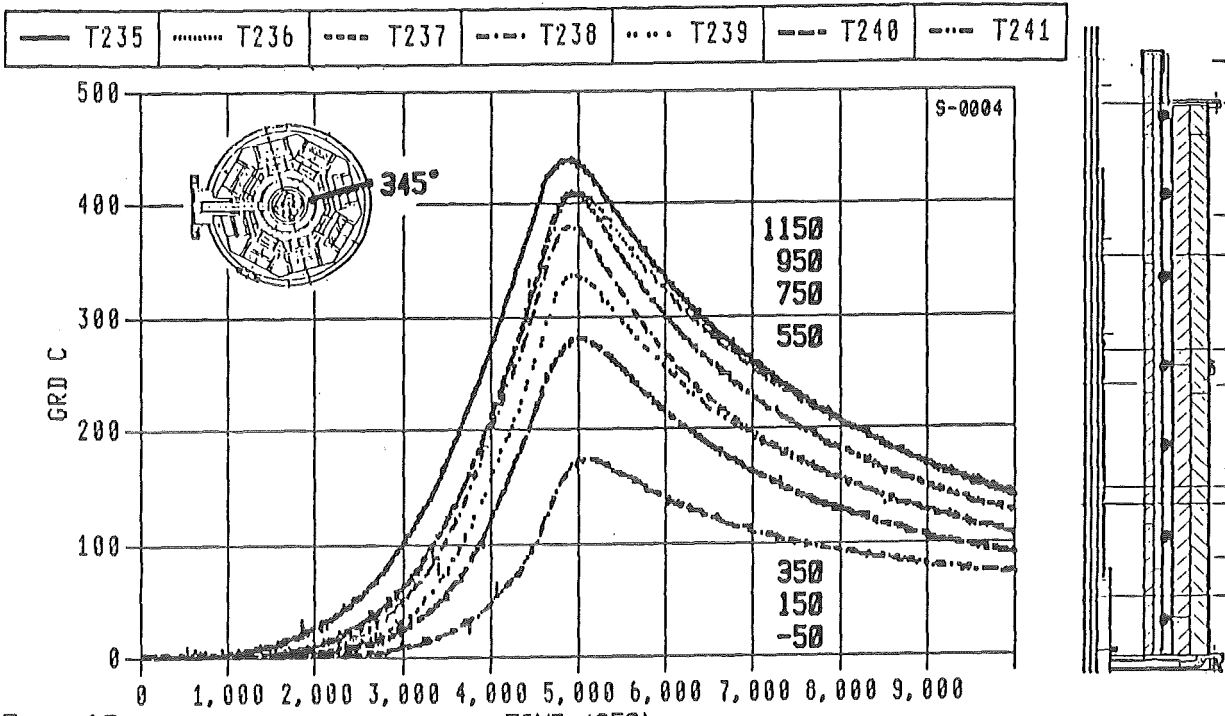


Fig. 10: Temperature in insulation; radius 192mm; elevation 1150, 950, 750, 550, 350, 150, -50 mm ; at 345°; for high temperature test CORA bundle B

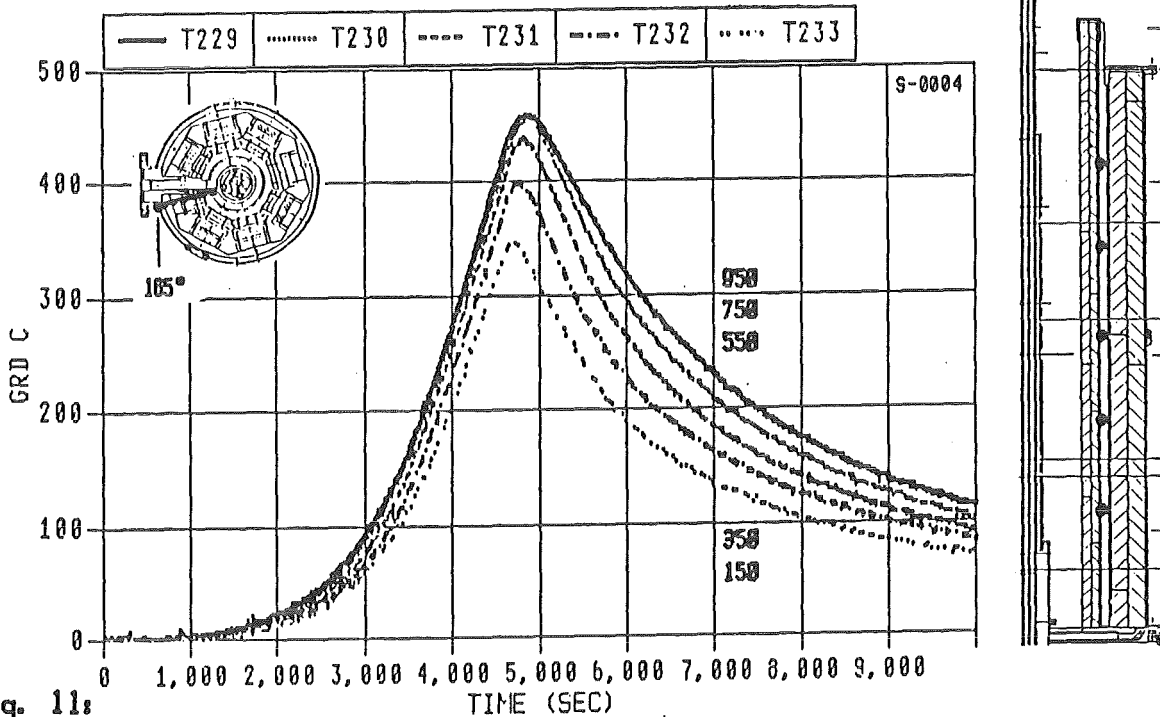
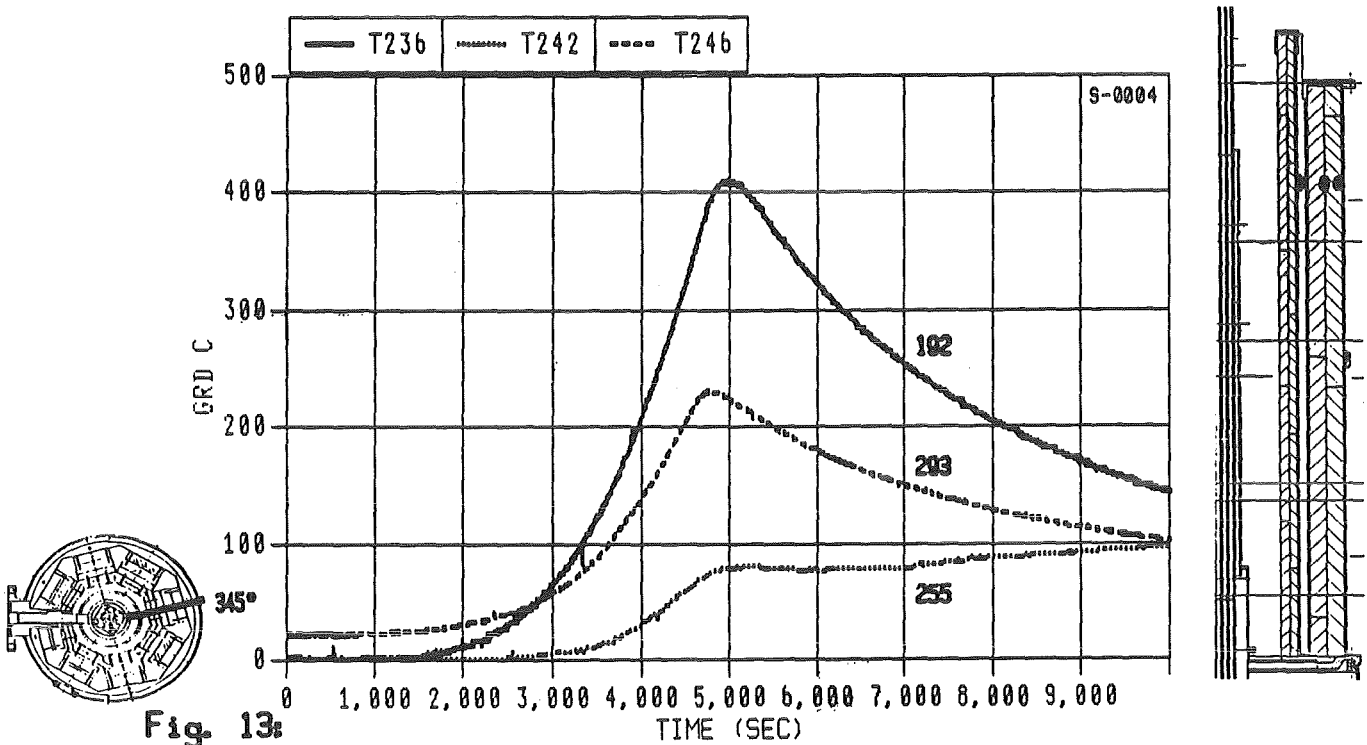
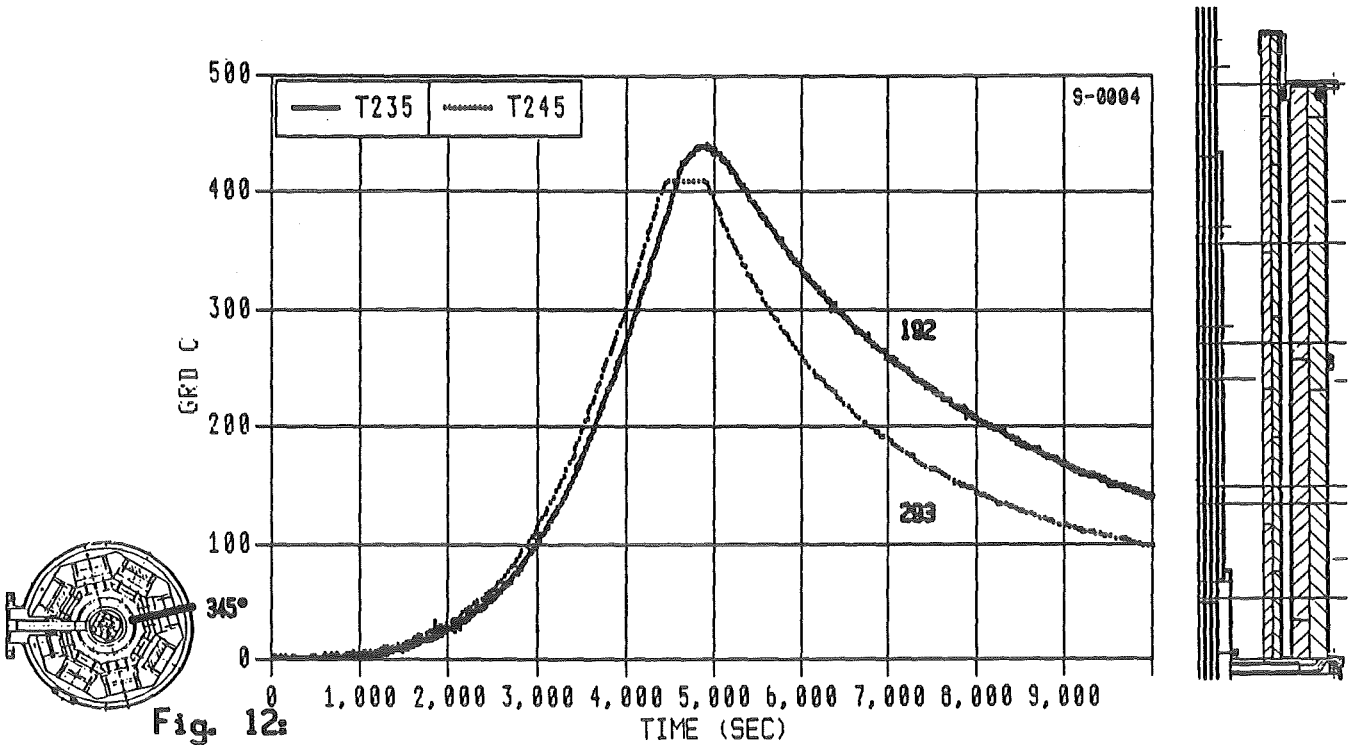


Fig. 11: Temperature in insulation; radius 192 mm; elevation 950, 750, 550, 350, 150 mm; at 165°; for high temperature test CORA bundle B



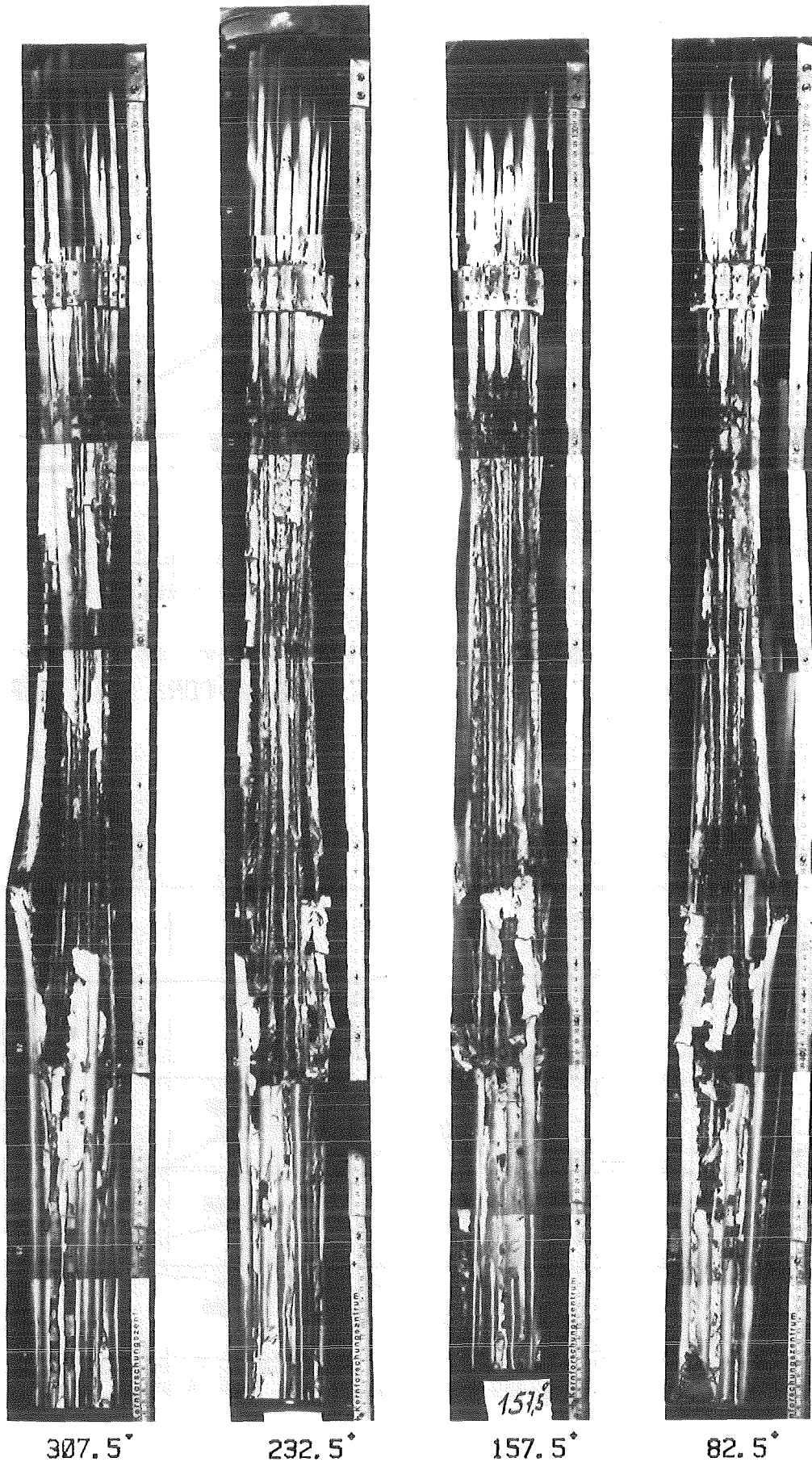


Fig. 14: Post test appearance CORA bundle B

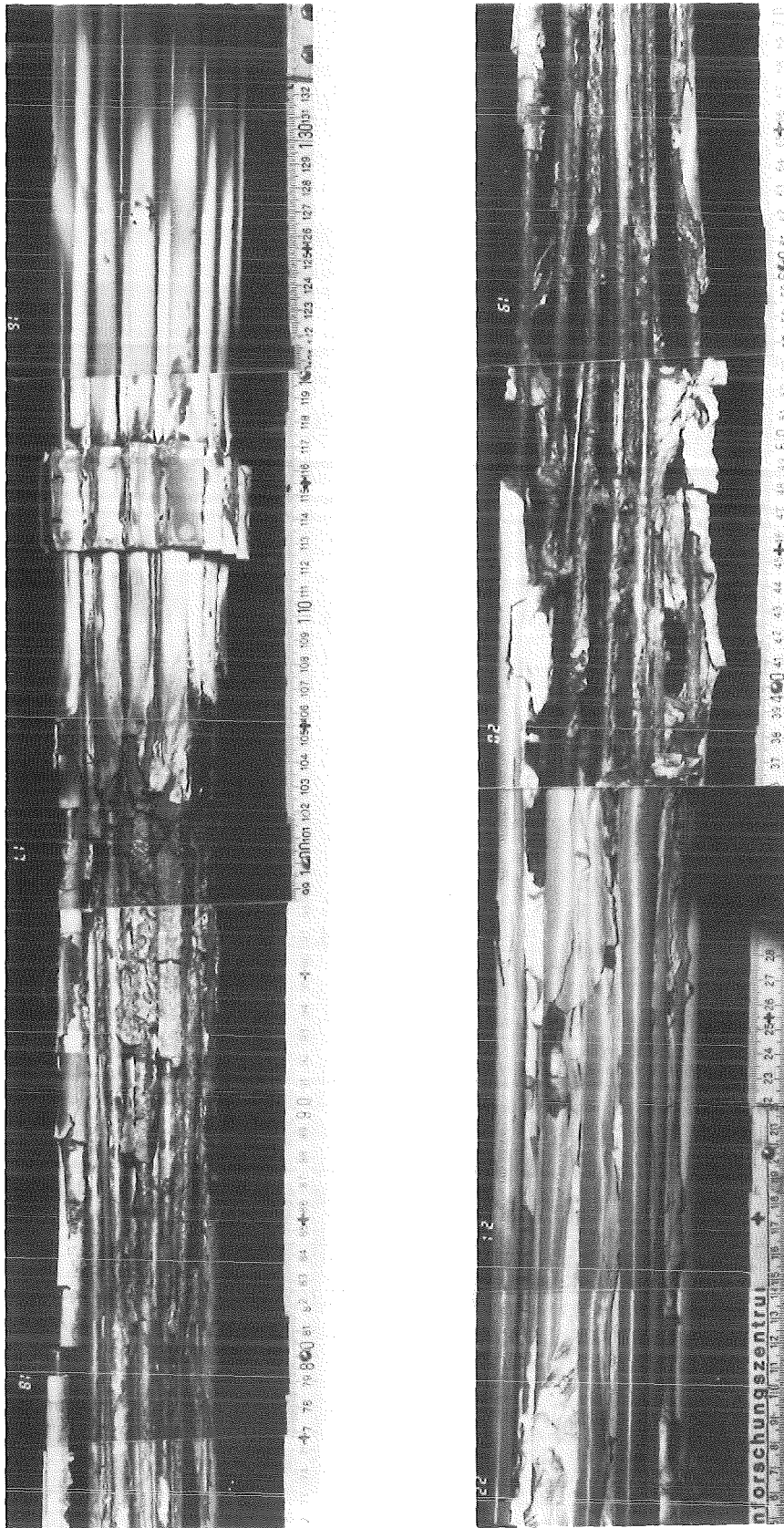


Fig. 15:
CORA Scoping Test B
Posttest view of the bundle, 232.5-degree orientation

06.01.16

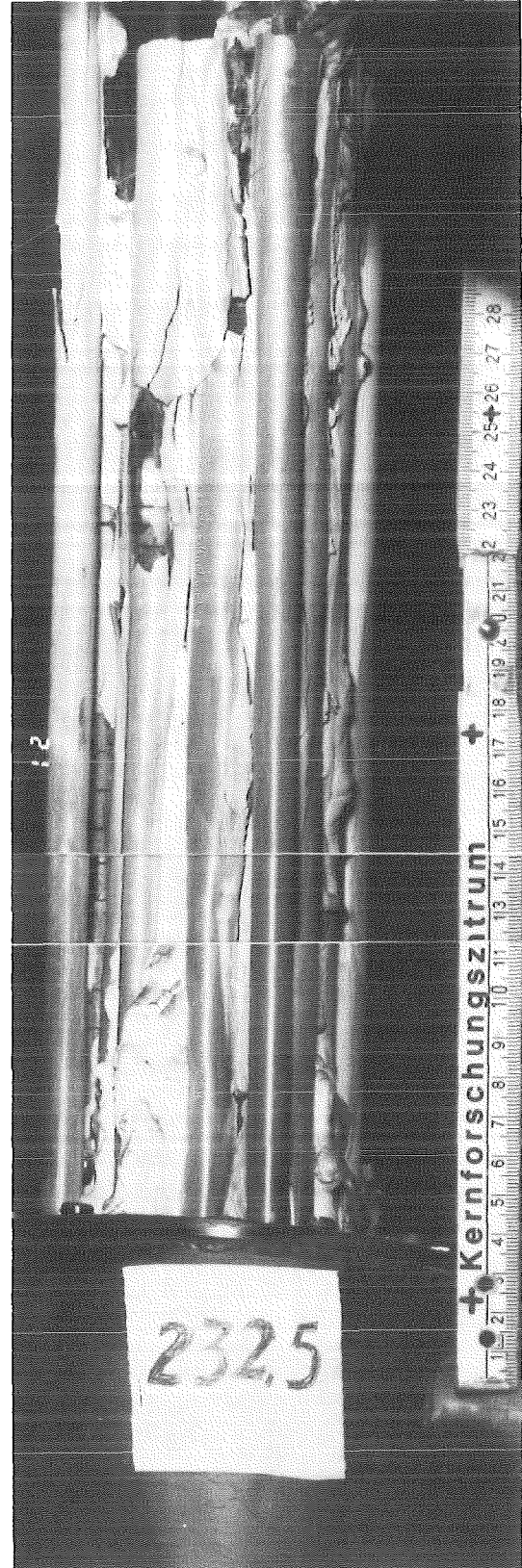
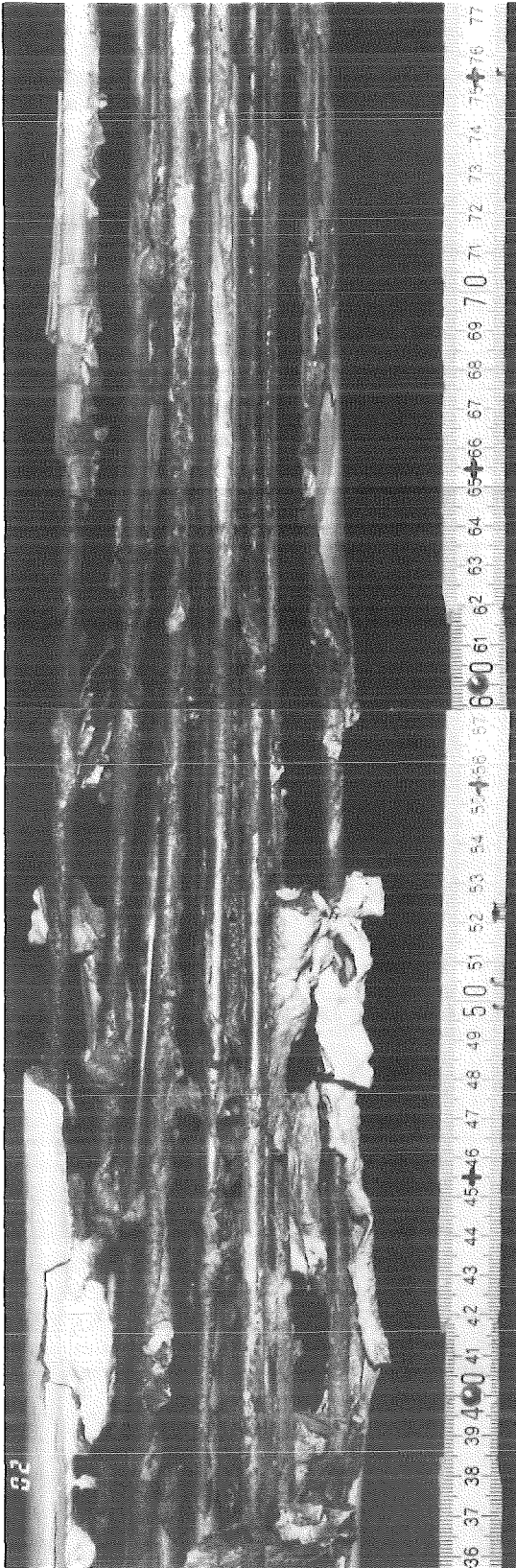


Fig. 16:
CORA Scoping Test B
Middle and lower part of the bundle
232.5-degree orientation

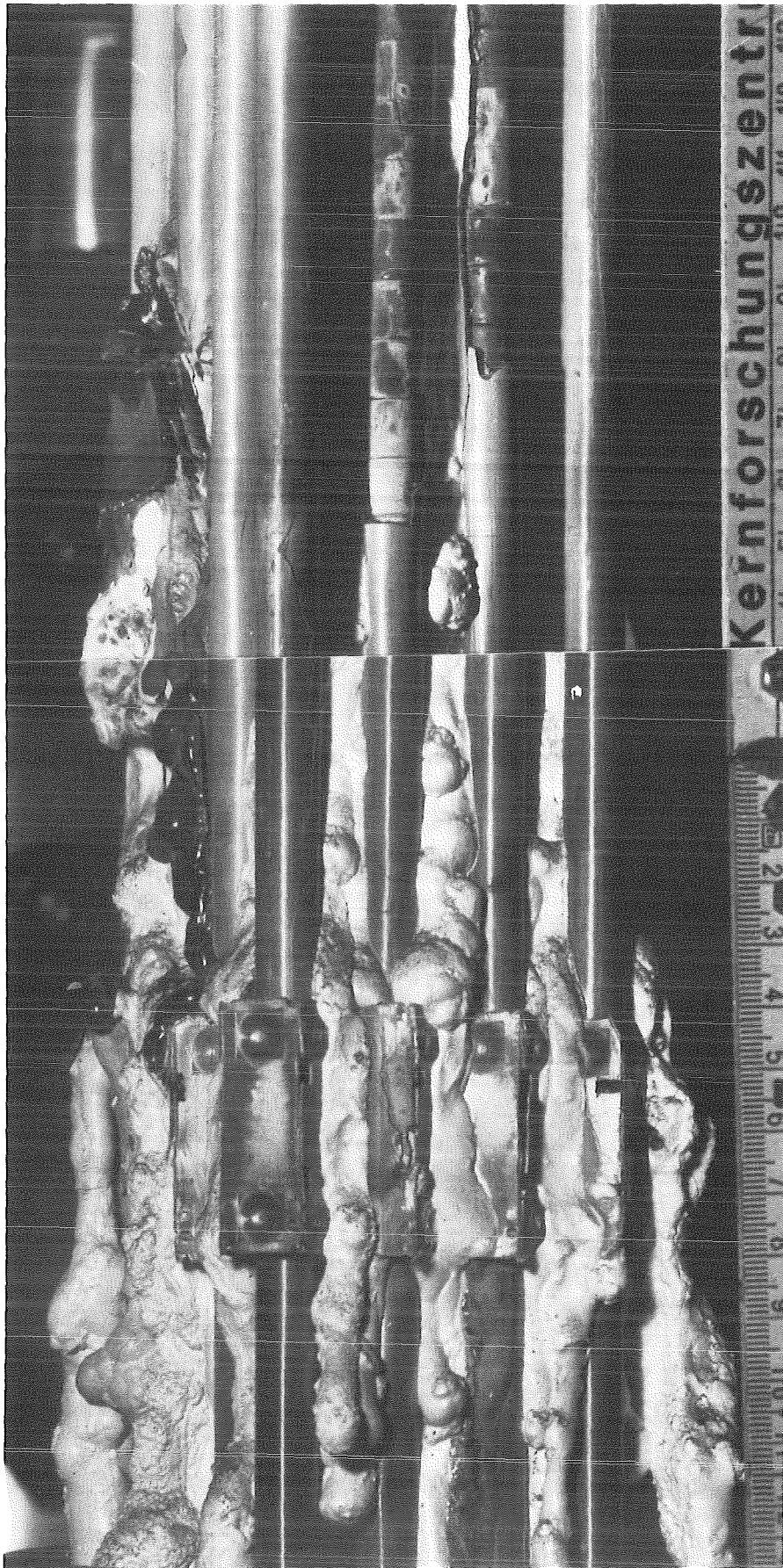


Fig. 17:
Refrozen melt at lower end of CORA bundle B (Ø°)

06.01.16



Fig. 18: Refrozen melt on "comb"-plate
CORA bundle B

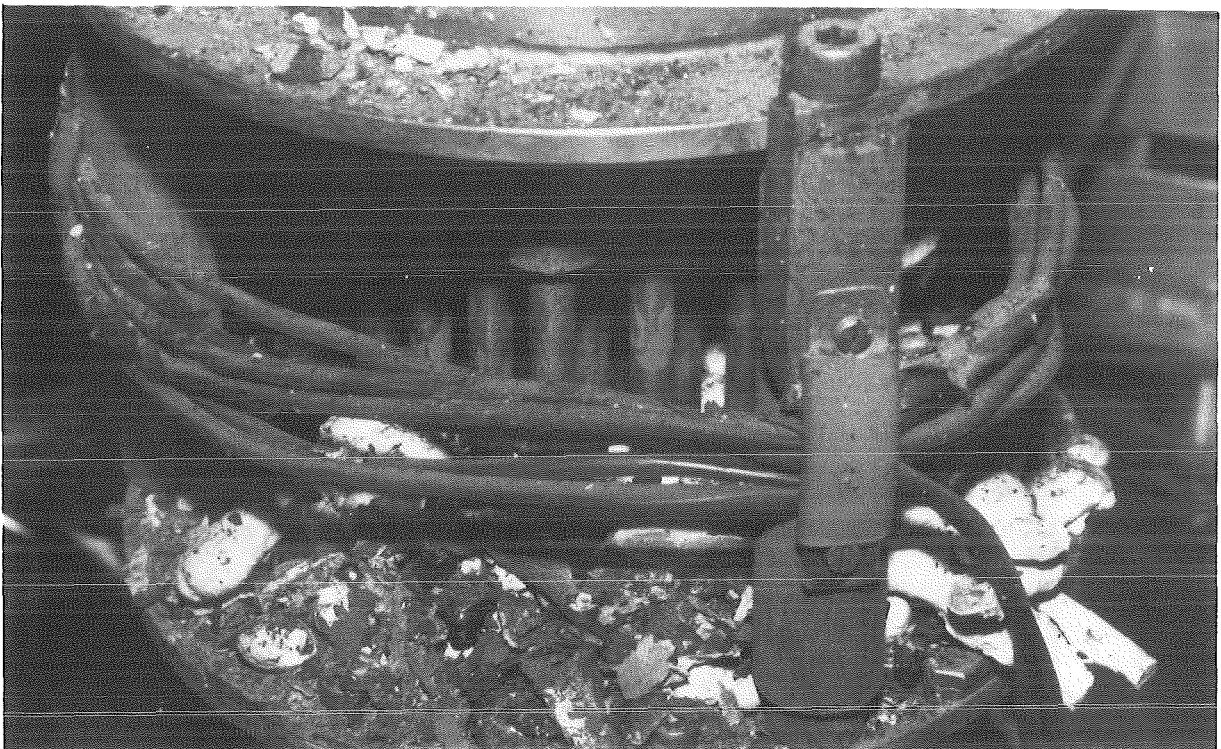
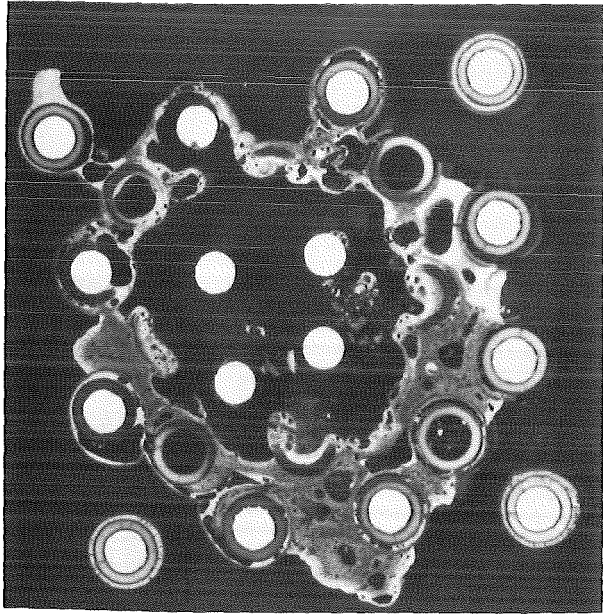
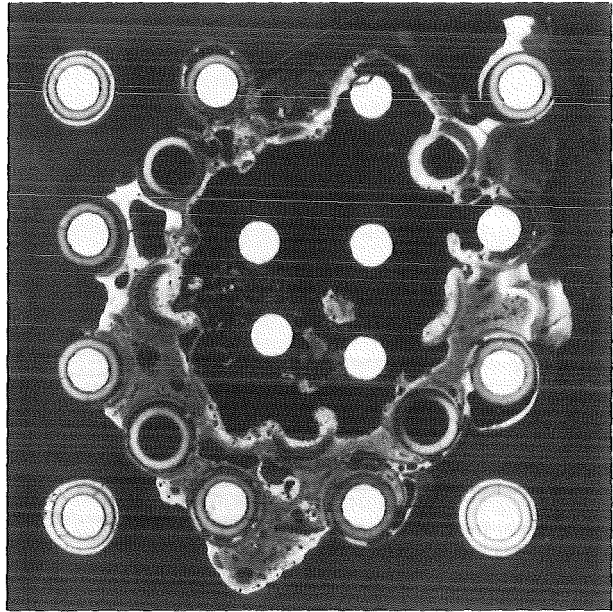


Fig. 19: Rubble on "comb"-plate CORA
bundle B



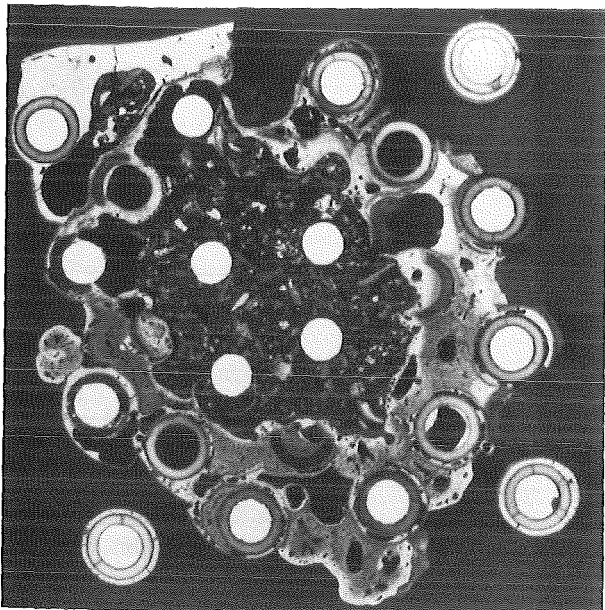
93mm

lower



91mm

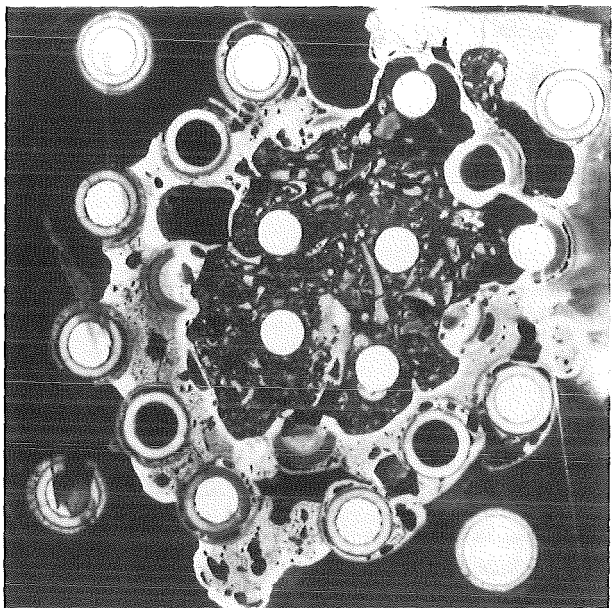
upper



75mm

lower

③ ⑧ ⑭ ⑳
9 15 21
⑩ ⑯ ⑳ ㉔
17 23 29
⑰ ㉒ ㉖ ㉚
25 31 37
㉘ ㉙ ㉛ ㉜



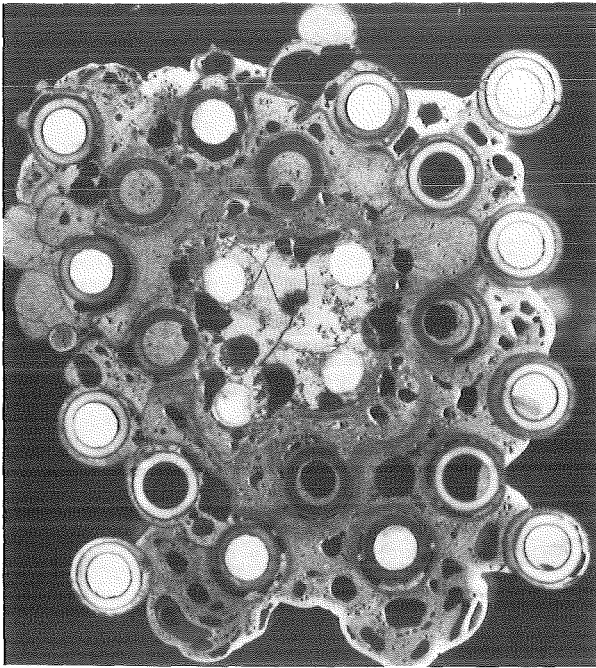
73mm

upper

㉔ ⑭ ⑧ ③
21 15 9
㉖ ㉚ ⑰ ⑩
29 23 17
㉚ ㉛ ㉒ ⑰
37 31 25
㉜ ㉙ ㉛ ㉔

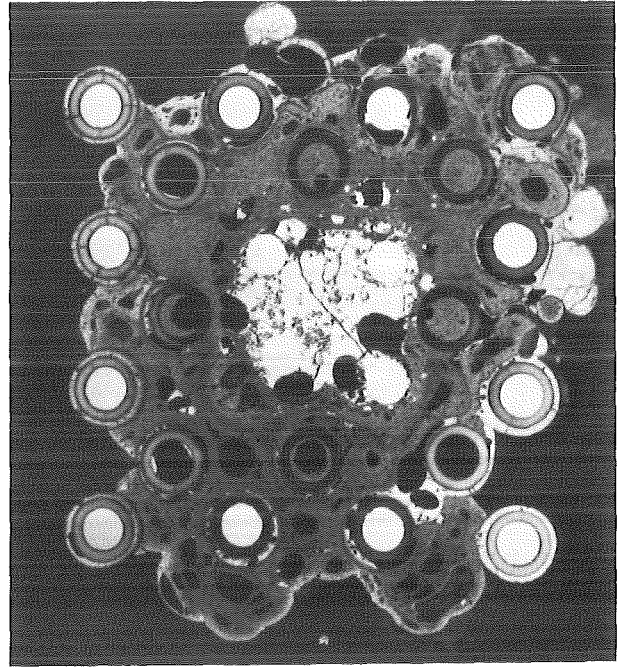
06.01.16

Fig. 20: Cross sections of CORA bundle B at elevations given (bundle code)



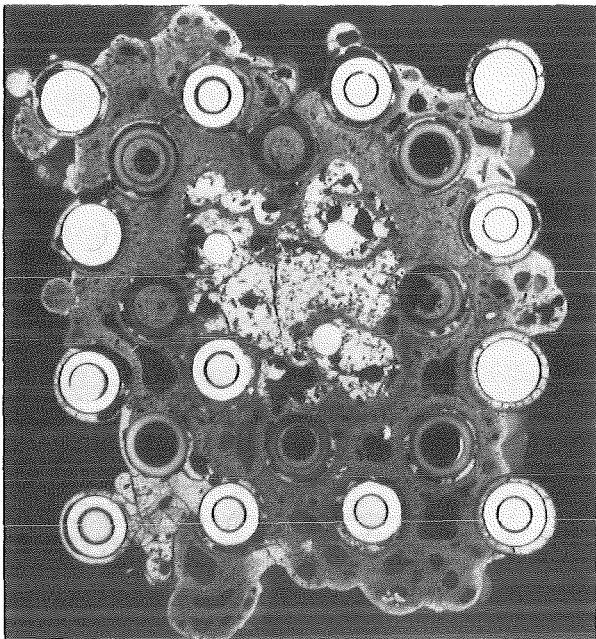
1mm

lower



0mm

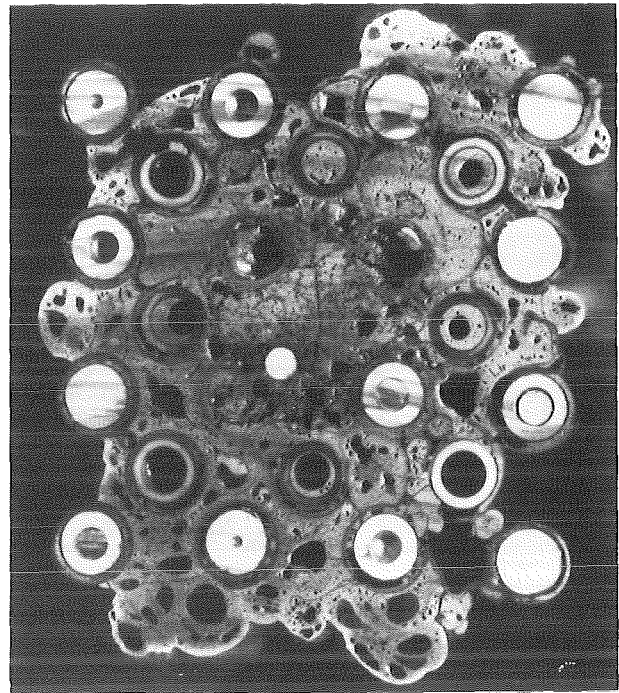
upper



-16mm

lower

③	⑧	⑭	⑳
9	15	21	
⑩	⑯	⑳	⑳
17	23	29	
⑱	⑳	⑳	⑳
25	31	37	
⑳	⑳	⑳	⑳



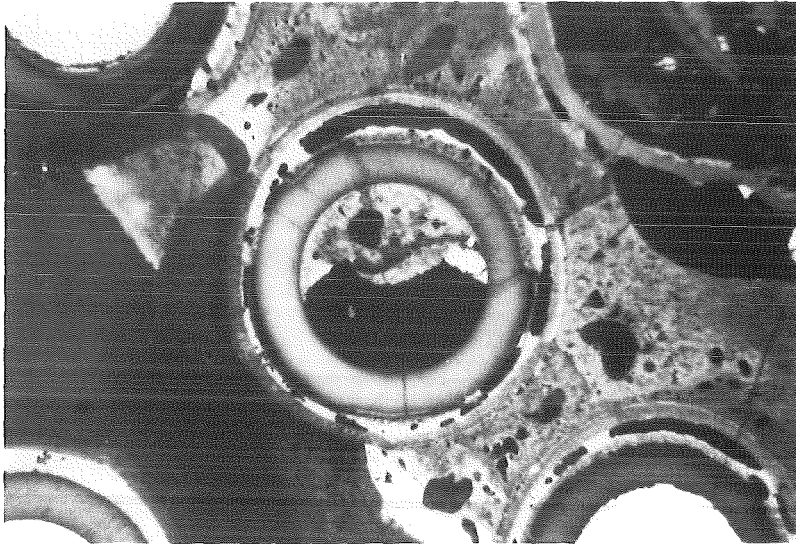
-18mm

upper

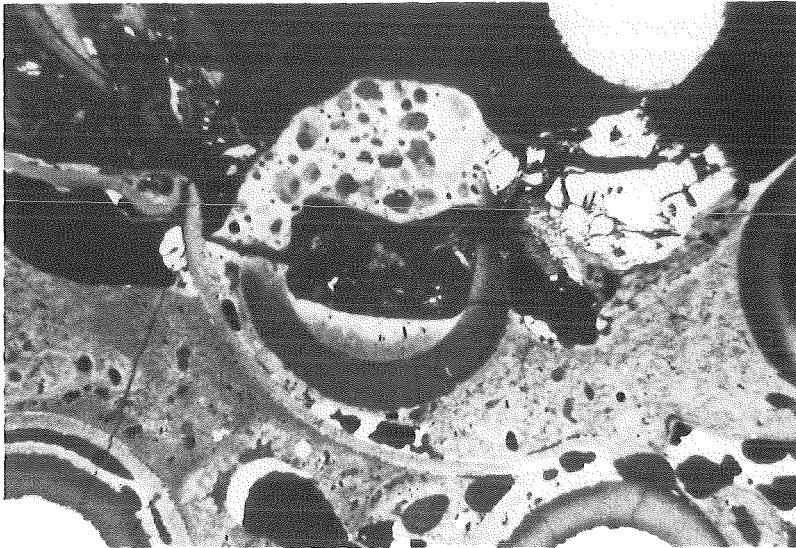
⑳	⑭	⑧	③
21	15	9	
⑳	⑳	⑳	⑳
29	23	17	
⑳	⑳	⑳	⑳
37	31	25	
⑳	⑳	⑳	⑳

06.01.16

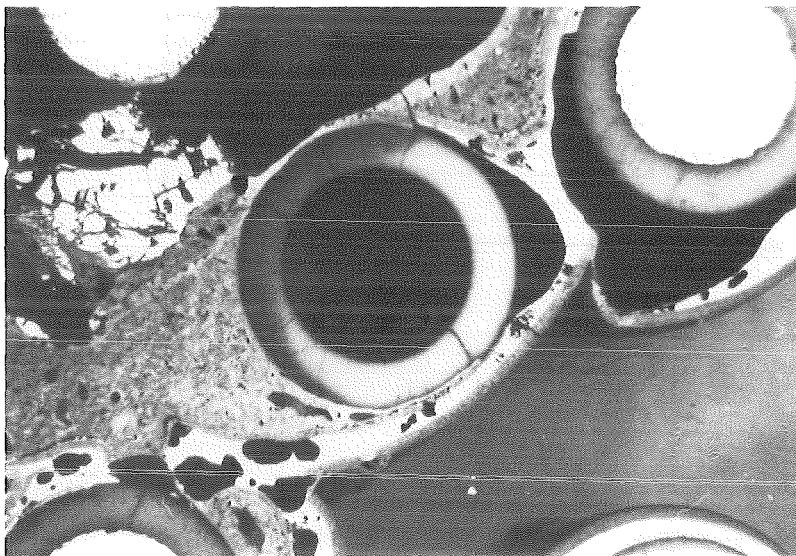
Fig. 21: Cross sections of CORA bundle B at elevations given (bundle code)



37



31

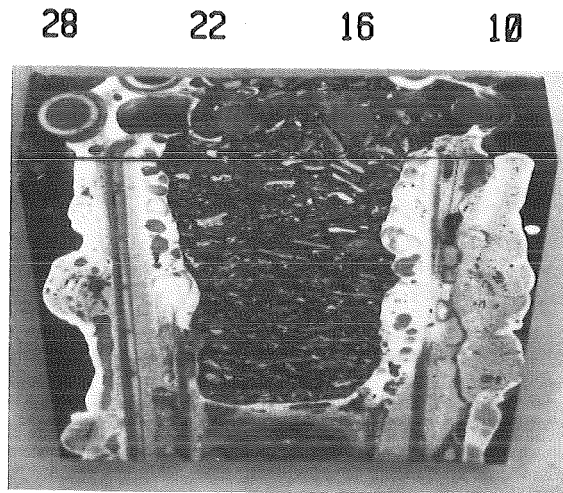


25

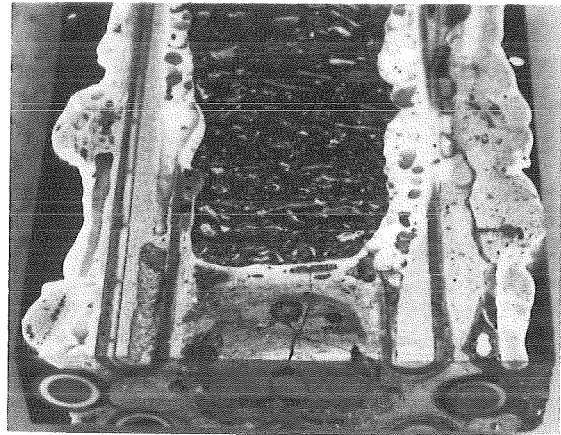
20 14 8 3
21 15 9
28 22 18 10
29 23 17
36 30 24 18
37 31 25
43 38 32 26

Fig. 22: Enlarged cross sections in region of unheated rods at 109 mm elevation (CORA bundle B)

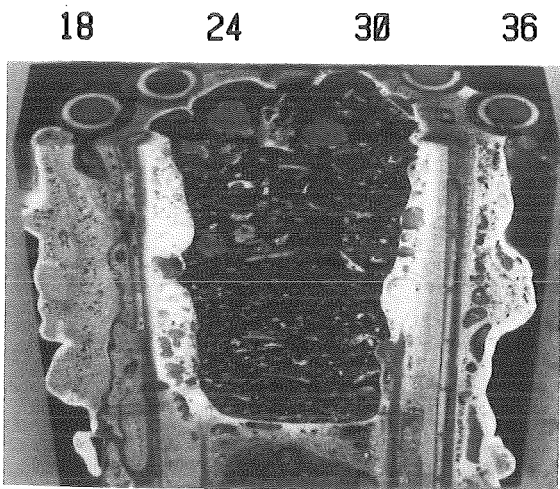
06.01.16



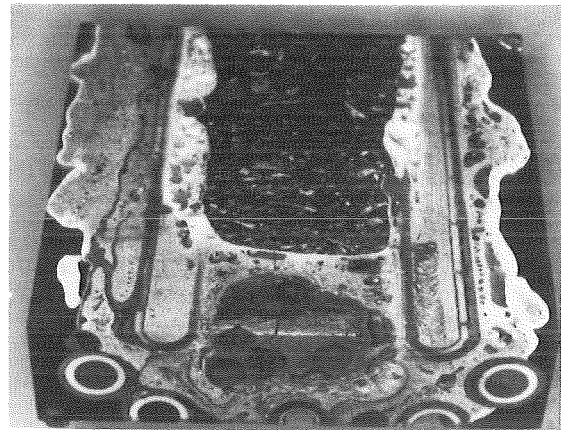
C1



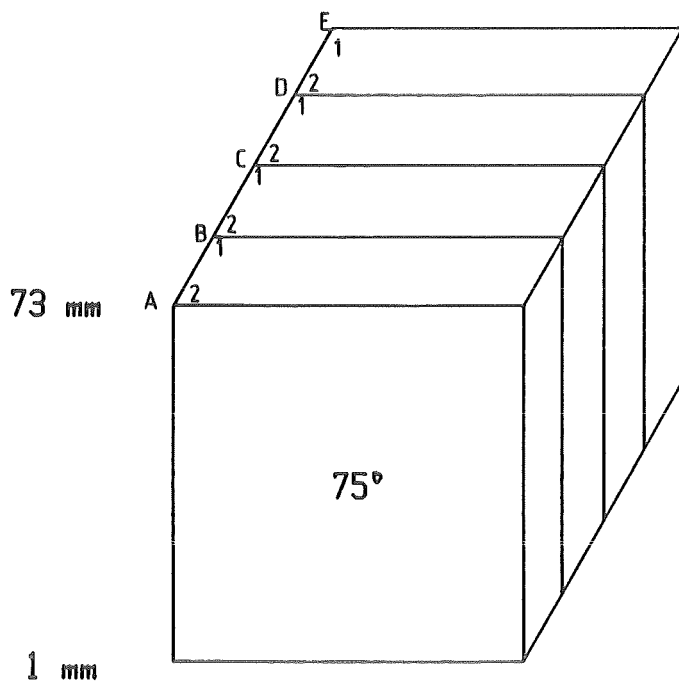
28 22 16 10



C2

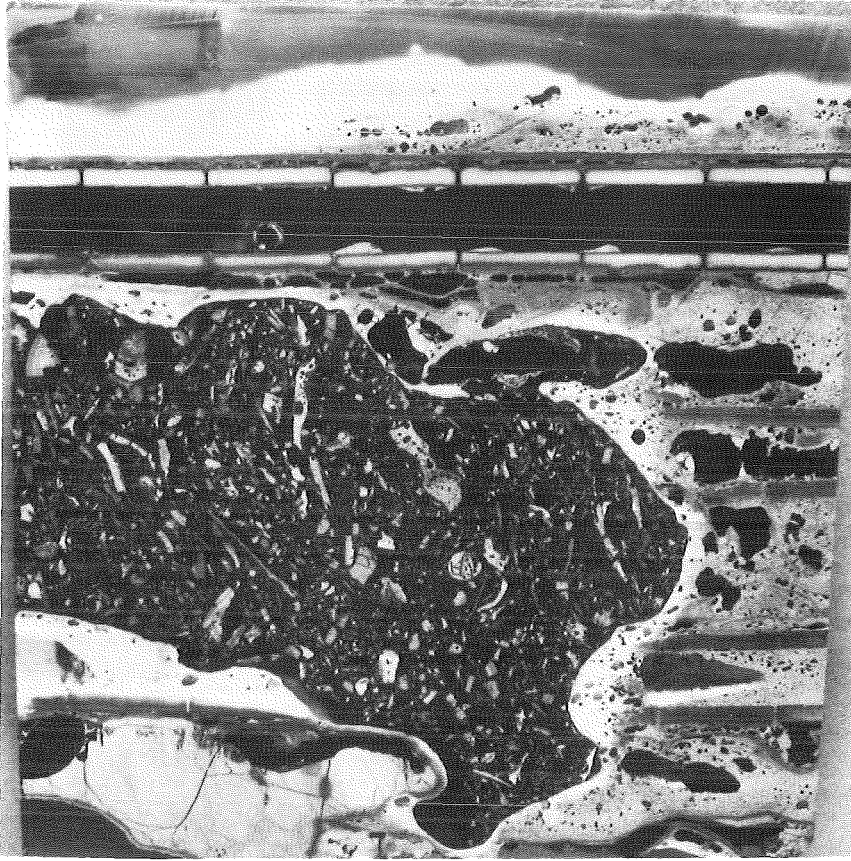


18 24 30 36



06.01.16

Fig. 23: Vertical cross sections of CORA bundle B between 1 mm and 73 mm elevation.



B2



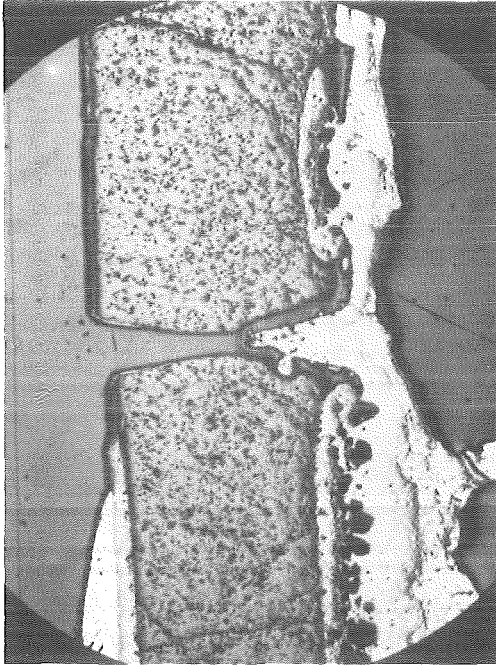
B1

Fig. 24: Vertical cross sections of CORA bundle B between 1 mm and 73 mm elevation.

06.01.16

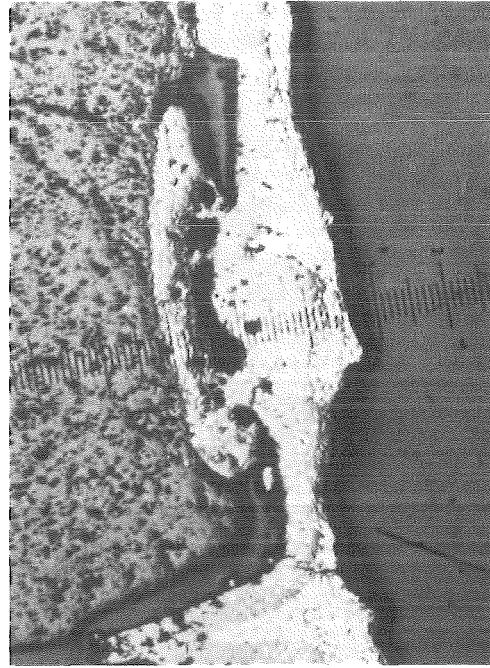
oben

unseen



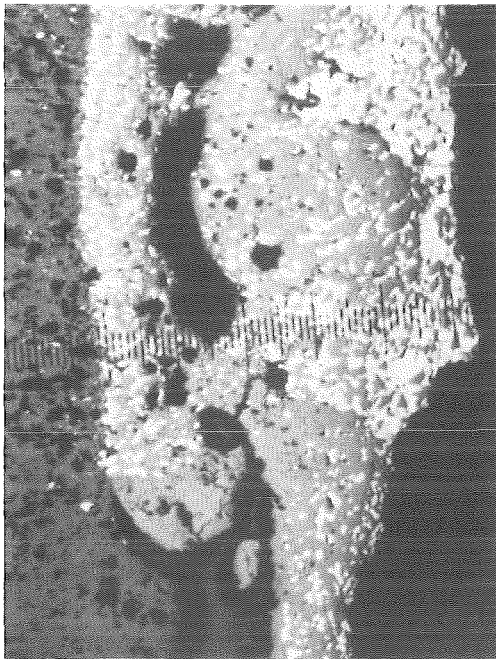
1

25x



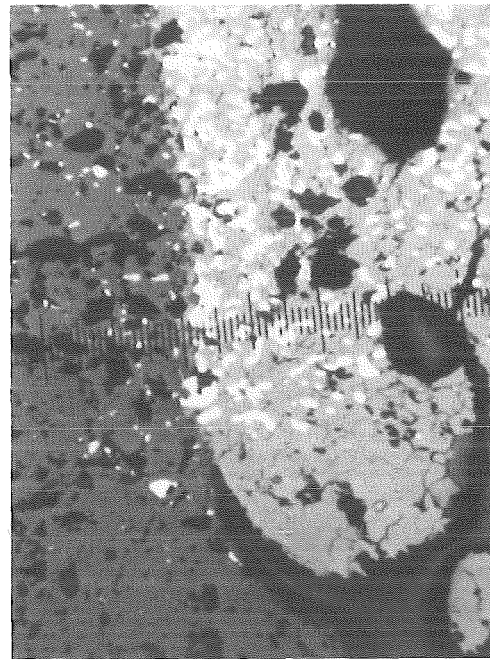
2

50x



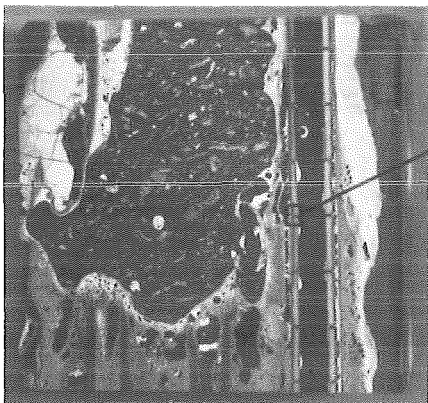
3

100x



4

200x



1, 2, 3, 4

06.01.16

Fig. 25:
Interaction between Al_2O_3 -Pellet
and Zry-cladding (CORA bundle B)

**06.01.17 Untersuchungen zum Störfallverhalten Fortgeschrittener
Druckwasserreaktoren (FDWR)**

06.01.17/26A Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und der Spalt-
PNS 4242 produkte auf das mechanische Verhalten von Stahlhüllrohren
 (P. Hofmann, U. Liesenfeld, M. Markiewicz, J. Burbach,
 H. Metzger; IMF I)

Kriechberstexperimente mit Stahlhüllrohren in Gegenwart von simulierten
Spaltprodukten

Es wurde der Einfluß von Halogenen und Chalkogenen, die als Spaltprodukte in einem Brennelement entstehen, auf die mechanischen Eigenschaften von dünnwandigen Cr,Ni-Stahlhüllrohren untersucht. Die Halogene und Chalkogene gelten als sehr korrosiv gegenüber rostfreien Stählen, insbesondere z.T. in Anwesenheit eines zusätzlichen Sauerstoffpotentials. Es wurden deshalb auch Experimente in Gegenwart von NiO durchgeführt, das das Sauerstoffpotential des Oxidbrennstoffes simulieren soll. Als Probenmaterial wurden die austenitischen Stähle 1.4970, RGTX1 und RGTX2 sowie der ferritisch-martensitische Stahl 1.4914 verwendet. Die chemische Zusammensetzung der Stähle ist wie folgt (in Gewichtsprozent):

	Cr	Ni	Mo	Ti	Si	Mn	C	Al	B	Fe
1.4914	10,6	0,8	0,5				0,17			Rest
1.4970	14,6	15	1,25	0,45	0,46	1,7	0,09	0,06	0,0045	Rest
RGTX1	9,22	23,5	1,28	1,08	0,35	1,67	0,1	0,17	0,0088	Rest
RGTX2	9,32	24,2	1,6	0,39	0,38	2,0	0,12	0,04	0,0105	Rest

Die Untersuchungen zum Einfluß von flüchtigen Spaltprodukten (Jod, Tellur, Selen) unter definierten Sauerstoffpotentialen auf die mechanischen Eigenschaften und die kritischen Versagensparameter der verschiedenen Hüllrohrwerkstoffe wurden abgeschlossen. Das Hüllrohrverhalten wurde im Rahmen von Kurz- und Langzeit-Kriechberstexperimenten zwischen 700 und 1000°C ermittelt. Die flüchtigen Spaltprodukte hatten keinen direkten Kontakt mit dem Hüllmaterial, sondern reagierten über die Gasphase. Tellurdampf bewirkte die stärkste Duktilitäts- und Standzeitabnahme, auch in Gegenwart eines Sauerstoffpotentials (NiO), über den gesamten untersuchten Temperaturbereich. Jod führt nur in Gegenwart eines Sauerstoffpotentials zu einer Beeinträchtigung des mechanischen Verhaltens, wobei der Einfluß bei 1000°C am stärksten ist. Selendampf zeigt den geringsten Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Stähle. Kurzzeitexperimente haben sich als

günstig erwiesen, die Spannungsrißkorrosionsempfindlichkeit der Stähle zu ermitteln.

Um die verschiedenen Stahltypen bezüglich ihrer Spannungsrißkorrosionsempfindlichkeit zu beurteilen, wurden Kurzzeitkriechberstversuche durchgeführt. Als reaktives Reagenz kam Cs_2Te , mit und ohne Sauerstoffpotential (NiO), zum Einsatz. In Abb. 06.01.17/26A-1 sind die Ergebnisse von Experimenten bei

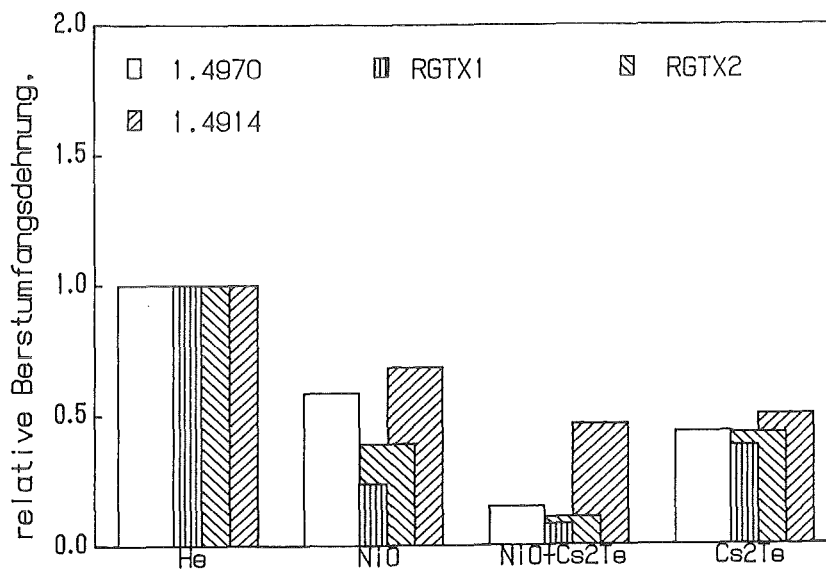


Abb. 06.01.17/26A-1: Vergleich des Einflusses von Cs_2Te , mit und ohne Sauerstoff, auf die Berstumfangsdehnung verschiedener Stähle bei 700°C

700°C dargestellt. Die austenitischen Stähle RGTX1 und RGTX2 zeigen im Hinblick auf die Berstdehnung, und noch stärker ausgeprägt bezüglich der Standzeit, ein deutlich schlechteres Verhalten gegenüber der ($\text{Cs}_2\text{Te}+\text{NiO}$)-Mischung als der Stahl 1.4970. Der ferritisch-martensitische Stahl 1.4914 verhält sich dagegen deutlich besser. Versuche, die nur mit NiO -Pulver durchgeführt wurden, zeigten, daß allein das Vorhandensein eines hohen Sauerstoffpotentials die mechanischen Eigenschaften der Cr,Ni-Stähle bereits deutlich beeinflusste. So gingen die Standzeiten des Stahls 1.4970 um ca. 50%, für die Stähle RGTX1 und RGTX2 um ca. 75% zurück. Auch hier zeigte sich beim Stahl 1.4914 keine erhebliche Beeinflussung der mechanischen Eigenschaften.

Insgesamt zeigte der ferritisch-martensitische Stahl 1.4914 das beste Verhalten, d.h. die geringste Beeinflussung der mechanischen Eigenschaften,

gefolgt von dem Stahl 1.4970. Die beiden Alternativ-Austenitlegierungen RGTx1 und RGTx2 verhielten sich sowohl in Gegenwart der Spaltprodukte als auch eines Sauerstoffpotentials allein am schlechtesten. Hinsichtlich der absoluten mechanischen Eigenschaften sind die austenitischen Stähle dem ferritischen Stahl bei 700°C allerdings überlegen.

Die Experimente im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden termingerecht abgeschlossen. Die vollständige Dokumentation, Auswertung und Darstellung der Versuchsergebnisse steht noch aus.

06.01.17/27A Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf
PNS 4243

(S. Leistikow, H. v. Berg, G. Schanz; IMF-II)

Untersuchungen am austenitischen Stahl 1.4970 zur Wechselwirkung zwischen
Oxidation und Verformungsverhalten

1. Einleitung und Versuchsdurchführung

Als Beitrag zu Entwicklungsstudien für einen Fortgeschrittenen Druckwasserreaktor (FDWR) wurde eine Laboruntersuchung zum Störfallverhalten alternativen Hüllrohrmaterials am Beispiel des austenitischen 15%Cr-15%Ni-Stahls DIN W.-Nr. 1.4970 durchgeführt. Das Ziel war die Untersuchung des Berstverhaltens innendruckbeanspruchter Rohrkapselproben bei überlagerter Oxidation der Außenseite in Wasserdampf bzw. im Vergleichsversuch mit Argon als Inertatmosphäre. Das eingesetzte Rohrmaterial entsprach in den Abmessungen (10,1 x 0,40 mm), der Zusammensetzung, der thermisch-mechanischen Vorbehandlung (1085°C/5 min + 800°C/2 h + 18% kaltverformt), dem Gefüge und den mechanischen Eigenschaften einer nach anderen Gesichtspunkten bereits untersuchten SNR-300 Spezifikation. Zur Kapselfertigung wurden die 50 mm lange Rohrabschnitte mit einem Endstopfen und einem Druckzuleitungsstopfen und dieser wiederum mit einem Zuleitungsrohr elektronenstrahlverschweißt. Die Apparatur bestand aus einem Rohrofen mit einem Keramikrohr als Teststrecke, dem in Edelstahl ausgeführten Dampfkreislauf aus Dampferzeuger, Rohrsystem und Kondensator, dem Argon-Druckgassystem zur Einstellung des Kapselinnendruckes, sowie den Hilfssystemen zur vorbereitenden Argon-Spülung der Teststrecke und zur Evakuierung und Inertgasspülung der Kapselinnenseite. Die Proben temperatur wurde mit einem Pt-PtRh-Thermoelement gemessen, das auf den Druckzuführstopfen geschweißt war. Im Test wurde die Kapsel unter Inertgas auf die gewünschte Temperatur gebracht und sofort nach erfolgter Dampfexposition unter Innendruck gesetzt. Der Druck wurde im Versuch konstant gehalten, so daß sich mit der Schwächung der Rohrwand die Tangentialspannung entsprechend erhöhte. Bei den Versuchstemperaturen 950-1200°C erbrachten Drücke zwischen ca. 10 und 100 bar Standzeiten zwischen etwa 1 min und 1h.

2. Ergebnisse

Ergebnisse der Versuche in Wasserdampf wurden bereits im vorhergehenden Jahresbericht dokumentiert [1]. Die inzwischen durchgeführten Versuche in Argon erlauben eine vergleichende und zusammenfassende Darstellung.

Abb. 1 vergleicht die Zeitstandfestigkeiten in Dampf und Argon. In der doppellogarithmischen Darstellung ergibt sich für den Parameter Temperatur eine Schar annähernd paralleler Geraden. Die Standzeit in Dampf ist geringfügig und nur für 1200°C wesentlich reduziert, entsprechend einer etwas geringeren Festigkeit bei überlagerter Oxidation. Die etwas stärkere Neigung der Geraden für 950°C entspricht einer vergleichsweise höheren Festigkeit über die kürzeren Versuchszeiten.

Aus den gemessenen Berst-Umfangsdehnungen und den Standzeiten wurden tangentielle Kriechgeschwindigkeiten errechnet, die einen Mittelwert der Dehnung über den Umfang der Kapsel in Berstebene mit einer Mittelung über die verschiedenen Studien der Kriechkurve verbinden. In der Auftragung gegen die angelegte Tangentialspannung in Abb. 2 wird deutlich, daß im Bereich der niedrigeren Temperaturen bis 1100°C die mittlere tangentielle Kriechgeschwindigkeit für die Versuche in Dampf geringer als für die Versuche in Argon ist. Mit weiter steigender Temperatur werden gegenüber Argon zunehmende Kriechgeschwindigkeiten gefunden. Dieses Ergebnis wird wesentlich durch die unterschiedliche Gesamtdehnung in Argon und Dampf bestimmt, die in Abb. 3 verglichen wird. Während in Argon Berst-Umfangsdehnungen bis ca. 70% auftreten, liegt das für Dampf gefundene Maximum bei etwa 40%. Beurteilt man die Kriechgeschwindigkeit entsprechend, dann muß man auch aus Abb. 2 eine verminderte Festigkeit des oxidierten Materials ableiten. Die im Vergleich zu den übrigen Temperaturen etwas größere Steigung der 950°C -Geraden des Kriechgeschwindigkeits-Diagramms ist mit der etwas größeren Materialfestigkeit über kurze Expositionszeiten gleichzusetzen, die auch aus Abb. 1 zu entnehmen war.

Die in Abb. 3 gezeichneten Kurven der Berst-Umfangsdehnung in Abhängigkeit von der Standzeit sind, wie bei Dehnungsmessungen üblich, mit Unsicherheit behaftet. Diese resultiert zum einen aus der begrenzten Genauigkeit der Dehnungsmessung, zum anderen aber hauptsächlich aus der Streubreite von Berstdehnungen, für die hier keine ausreichende statistische Absicherung angestrebt wurde. Trotzdem scheinen sich gemeinsame Tendenzen für beide Atmosphären zu bestätigen: bei

950°C steigt die Dehnung mit zunehmender Berstzeit, und diese Tendenz gilt bei höheren Temperaturen noch bis zu mittleren Standzeiten, während bei noch längeren Zeiten und höheren Temperaturen die gegensätzliche Abhängigkeit, die Abnahme der Dehnung mit zunehmender Standzeit und zunehmender Temperatur besteht.

In Abb. 4-9 sind Makroaufnahmen der in Argon geborstenen Kapseln im Originalmaßstab zusammengestellt. Zu sehen sind jeweils zwei Ansichten der bei einer Temperatur geprüften drei Kapseln mit den dazugehörigen Versuchsparametern. Abb. 5 zeigt extrem große Berstöffnungen, die durch ein Versagen längs einer Mantellinie, ein Aufklappen und das Weiterreißen der Berstflanken gekennzeichnet sind. Hinzu kommen versuchs- und apparaturspezifische Störeinflüsse der Menge nachströmenden Druckgases, der Dehnungsbehinderung durch Anschlag der Kapsel an das Argon-Führungsrohr der Teststrecke sowie einer dadurch bedingten Verformung und Verkrümmung, die sich bei den höheren Temperaturen immer weniger bemerkbar machen. Im Gegensatz zu einer Zunahme der Dehnung mit der Standzeit bei 950°C wird hier die eindeutige Tendenz erkennbar, daß mit zunehmender Temperatur und abnehmendem Innendruck (wechselnder Standzeit) immer kleinere Berstöffnungen entstehen und auch die Umfangsdehnung geringer wird. Bei 1200°C schließlich werden bei allen Versuchen nur kleine Abblasöffnungen ausgebildet.

Wie bereits im vorhergehenden Bericht [1] durch Bildmaterial dokumentiert wurde, bilden sich in Dampf im Vergleich zu Argon bei den tieferen Temperaturen und kürzeren Standzeiten etwas weniger extrem weit klaffende Berstöffnungen, bei niedrigem Innendruck und entsprechend langsamer Verformung kleine Abblasöffnungen wie unter Argon. Inzwischen wurden von den dampfexponierten Kapseln Querschliffe in Höhe der Berststelle metallographisch auf die Bildung von Anrissen und die Ausbildung der Oxidschicht untersucht. Die Vermessung der Oxidschicht diente dem Vergleich mit Ergebnissen früherer oxidationskinetischer Versuche ohne überlagerte Verformung. Außerdem sollte die Untersuchung Aufschluß über den Einfluß der Oxidation auf das Verformungsverhalten des Werkstoffs geben.

In Abb. 10-15 ist, jeweils für eine Kapsel kurzer Standzeit und eine langfristig geprüfte, die Berststelle mit einer gegenüberliegenden Stelle verglichen. Die Oxidbedeckung der Rohroberfläche ist doppelschichtig aus selbst nicht einheitlich strukturierten Teilschichten aufgebaut. Im Vergleich zu einer früheren

Untersuchung [2] wäre die äußere Oxidschicht als Wüstit (FeO) mit Magnetit (Fe_3O_4) anzusprechen und die innere Teilschicht als Wüstit neben einer Spinellphase des Typs $\text{Fe}(\text{Ni})\text{Cr}_2\text{O}_4$ und Partikeln aus unoxidierten Anteilen des Werkstoffs. Der Einfluß der Kapselverformung zeigt sich durch die Entstehung mehr oder weniger tiefer und oft unregelmäßig verlaufender Anrisse, die besonders zahlreich die innere Oxid-Teilschicht durchsetzen und durch die örtliche Schwächung vermutlich zur Lokalisierung der Dehnung beitragen. Die innere Oxidschicht zeigt die Tendenz, innerhalb von Anrißkerben durch ständiges Oxidwachstum auszuheilen, wobei sich eisenreiches Oxid der sonst für die äußere Teilschicht typischer Art bildet. In aktiven, sich ständig weiter öffnenden Anrißkerben, insbesondere an der späteren Berststelle selbst, kann die Oxidation mit der Rißausweitung nicht schritthalten, so daß allenfalls dünne Oxidfilme an diesen Flanken nachweisbar sind. Während nach übermäßiger Dehnung ein feines Rißsystem das Versagen der inneren Oxidteilschicht anzeigt, überwiegt bei der äußeren Teilschicht der Verlust der Haftung zur inneren, der Zerfall in größere schollenförmige Bruchstücke und schließlich ihr Abblättern von der Rohrprobe.

Im Vergleich der Oxidschichten in Nähe und gegenüber der Berststelle wird deutlich, daß die Verformung sowohl die dampfexponierte Oberfläche vergrößert als auch das Dickenwachstum der Oxidschicht beschleunigt. Zum weiteren Vergleich wurde die Kinetik der Oxidation des Werkstoffs ohne überlagerte Dehnung herangezogen [3,4]. Mit dieser Kenntnis wurden die zu erwartenden Oxidschichtdicken für die jeweiligen Standzeiten der Kapseln errechnet. Mit diesen Werten wurden die tatsächlichen Schichtdicken gegenüber und in Nähe der Berststelle verglichen. Der Vergleich ergab - ohne erkennbare Abhängigkeit von der Temperatur - gegenüber der Berststelle Schichten mit 18 bis 47% größerer Dicke, im Mittel etwa 30% stärkere Oxidation unter Dehnung. In Nähe der Berststelle betrug die so ermittelte Beschleunigung der Oxidation 22-79%, örtliche Maximalwerte bis zur Verdoppelung der Schichtdicke wurden gefunden und als Mittelwert kann etwa 50% gelten. In der Berstebene wird aus Mittelwerten von ca. 40% zusätzlicher Schichtdicke und ca. 30% Umfangsdehnung insgesamt ca. 80% zusätzlicher Umsatz errechnet. In Höhe der Berststelle entspricht außerdem der prozentuale Konsum der aktuelle Wandstärke für 1200°C bereits 15-20% über ca. 2 min Versuchsdauer, und etwa 50-60% über ca. 35 min. Außerhalb der Berstebene nimmt die zusätzliche Oxidation mit der reduzierten Dehnung rasch ab, so daß im Störfall der Gesamtumsatz über die Hüllrohrlänge kaum beeinflußt werden dürfte.

3. Diskussion

Die Versuche haben gut definierte Zeitstandfestigkeiten ergeben. Die größeren Schwankungen in den Kriechgeschwindigkeiten sind auf die Streuung der Berstdehnungen zurückzuführen. Das im Ofen angebotene, relativ homogene Temperaturfeld ergibt eine obere Grenze für die Verformbarkeit des Materials, was einer konservativen Betrachtung der Blockadesituation entspricht. Über die axiale Verteilung der Dehnung der Hüllrohre können natürlich die eingesetzten kurzen Kapseln nichts aussagen, so daß auch langgestreckte verformende Bereiche nicht ausgeschlossen werden können, wenn im Reaktor entsprechend homogene Temperaturverhältnisse herrschen sollten.

Aus den Auftragungen der Standzeit und der mittleren Kriechgeschwindigkeit gegen die Tagentialspannung (Abb. 1 und 2) war entnommen worden, daß die Festigkeit des Materials bei 950°C über kürzere Standzeiten vergleichsweise hoch ist. Das ist durch einen erholten Zustand nach ursprünglicher Kaltverformung des Materials zu erklären, dessen Rekristallisation offenbar bei 950°C noch fortschreitet, während sie bei den höheren Temperaturen im Bereich der Versuchszeiten bereits abgeschlossen ist. Die Versuche geben somit weitgehend das Verhalten rekristallisierten Materials wieder.

Die in den Versuchen registrierte, verminderte Festigkeit des oxidierenden Materials im Vergleich zu dem in Argon geprüften, wird aus der Untersuchung der Oxidschichten verständlich: Die Festigkeitsbeiträge der rissigen inneren und der wenig haftfesten äußeren Oxid-Teilschichten können offenbar die Festigkeitsabnahme mit dem oxidativen Konsum des Materials nicht kompensieren. In dieser Hinsicht verhält sich der Stahl 1.4970 anders als Zircaloy-4, bei dem die Oxidschicht die Tragfähigkeit der Rohrwand erhöht [5,6]. Im Zusammenhang mit der Festigkeitsabnahme des Stahles müssen auch die gebildeten Anrisse der oxidbedeckten Oberfläche betrachtet werden. Obwohl eine Selbstheilungstendenz des aufgerissenen Oxids festzustellen ist, kann diese im Verlauf des Beulvorganges und des Berstens nicht mit dem Rißwachstum schritthalten.

Auch im Vergleich der Dehnungen unter Dampf und Argon (Abb. 3) kann ein Zusammenhang mit der Bildung von Anrissen in der Oxidschicht gesehen werden: Bei oxidierenden Bedingungen wird die Verformung auf die Rißbereiche lokalisiert und damit die Gesamtdehnung geringer, während sie in nichtoxidiertem Material gleichmäßiger verteilt ist.

Die ermittelte Beschleunigung der Oxidation des sich verformenden Materials durch schnelleres Dickenwachstum und eine sich vergrößernde Oberfläche ist nur im Bereich der Berststelle gegeben und daher ohne Bedeutung in Bezug auf den ganzen Brennstab. Hinsichtlich der Zeitstandfestigkeit sind die Ergebnisse der Rohrkapselversuche in gutem Einklang mit den Werten aus einer Untersuchung des Kriechverhaltens im einachsigen Versuch [7].

Im Vergleich der vorgelegten Ergebnisse mit denen einer Untersuchung des Berstverhaltens von 1.4970-Hüllrohren während Temperaturtransienten [8] ergibt die Beurteilung der Festigkeit keine Widersprüche. Hinsichtlich der Berstdehnungen ist auf der Basis der für den Vergleich maßgeblichen kurzen Zeitstandversuche eine gute Übereinstimmung sowohl im Betrag der Dehnungen als auch in ihrem Temperaturverlauf (Maximalwerte bei ca. 1100°C) festzustellen.

Die Verwendung von Stahl-Hüllrohren aus 1.4970 in einem FDWR anstelle von Zircaloy-4 würde einen großen Vorteil bezüglich der Festigkeit bedeuten. Mit entsprechend dünnwandigen Rohren wäre ein Vorteil bezüglich der Neutronenökonomie zu erzielen. Hinsichtlich des Verformungsverhaltens in einem Kühlmittelverluststörfall sind beide Werkstoffe als praktisch gleichwertig zu beurteilen, da auch die Oxidation bei beiden Werkstoffen zur Verminderung der Berstdehnung führt. Davon unberührt bleibt somit die Aufgabe problematisch, die Notkühlbarkeit des enger gepackten Brennstab-Gitters eines FDWR zu gewährleisten.

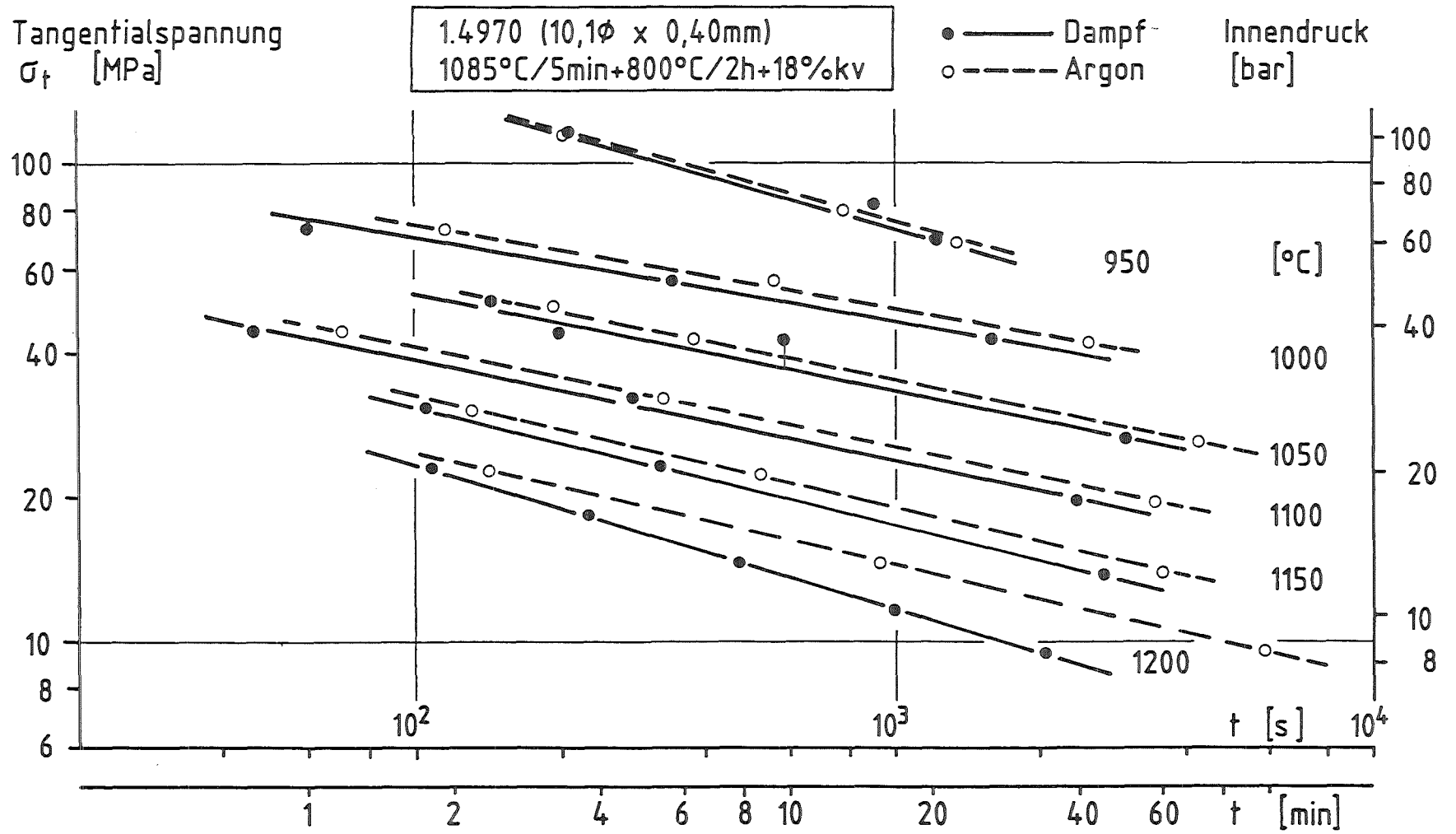
4. Zusammenfassung

Der austenitische Chrom-Nickel-Stahl 1.4970 wurde hinsichtlich seiner Eignung als alternatives Hüllrohrmaterial für einen Fortgeschrittenen Druckwasserreaktor einer Laboruntersuchung seines Zeitstandverhaltens unter überlagerter Hochtemperatur - oxidation in Wasserdampf unterworfen (950-1200°C, ca. 10-100 bar, ca. 1 min - 1 h). Im Vergleich zu Bersttests in Schutzgas-Atmosphäre zeigt das oxidierende Material etwas reduzierte Festigkeit bei deutlich geringeren Berst-Umfangsdehnungen (Höchstwerte um 40% in Dampf anstelle von ca. 70% in Argon). Oberhalb eines Dehnungsmaximums bei ca. 1100°C nehmen die Umfangsdehnungen mit zunehmender Temperatur und Standzeit ab. Der Einfluß der Oxidation wird auf der Basis mikroskopischer Aufnahmen der gebildeten Oxidationsschicht diskutiert.

5. Literatur

- [1] S. Leistikow, H.v. Berg, G. Schanz
Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985, KfK 4000 (1986)
4200/163 - 175
- [2] Z. Zurek, S. Leistikow, G. Schanz
Morphology and Chemical Composition of Scales formed on Fe-11Cr
Steel oxidized in Steam at 900-1300°C.
Proc. European Congress on Metallic Corrosion, Nice, 1985, Vol. 2,
P14/1-7
- [3] S. Leistikow
Comparison of High-Temperatur Steam Oxidation Kinetics under LWR
Accident Conditions: Zircaloy-4 versus Austenitic Stainless Steel No.
1.4970.
In: Zirconium in the Nuclear Industry, Sixth International Symposium,
Vancouver, ASTM STP 824 (1984) 763 - 779
- [4] S. Leistikow, G. Schanz, Z. Zurek
Comparison of High Temperature Steam Oxidation Behavior of Zircaloy-
4 versus Austenitic and Ferritic Steels under Light Water Reactor Safety
Aspects, KfK 3994 (1985)
- [5] S. Leistikow, G. Schanz
The Oxidation Behavior of Zircaloy-4 in Steam between 600 and 1600°C
Werkstoffe und Korrosion 36 (1985) 105 - 116
- [6] F.J. Erbacher, S. Leistikow
A Review of Zircaloy Fuel Cladding Behavior in a Loss-of-Coolant
Accident
KfK 3973 (1985)
- [7] C. Petersen, H. Schneider, W. Schweiger
Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllrohrwerkstoffen
für FDWR
Beitrag zu PNS-Jahresbericht 1985, KfK 4000 (1986) 4200/176 - 189

- [8] F.J. Erbacher, H. Schmidt
Hochtemperatur-Verformungsverhalten von Stahl im Vergleich zu
Zircaloy-Hüllrohren
Atomwirtschaft, XXX, Nr. 2 (1985) 85-87

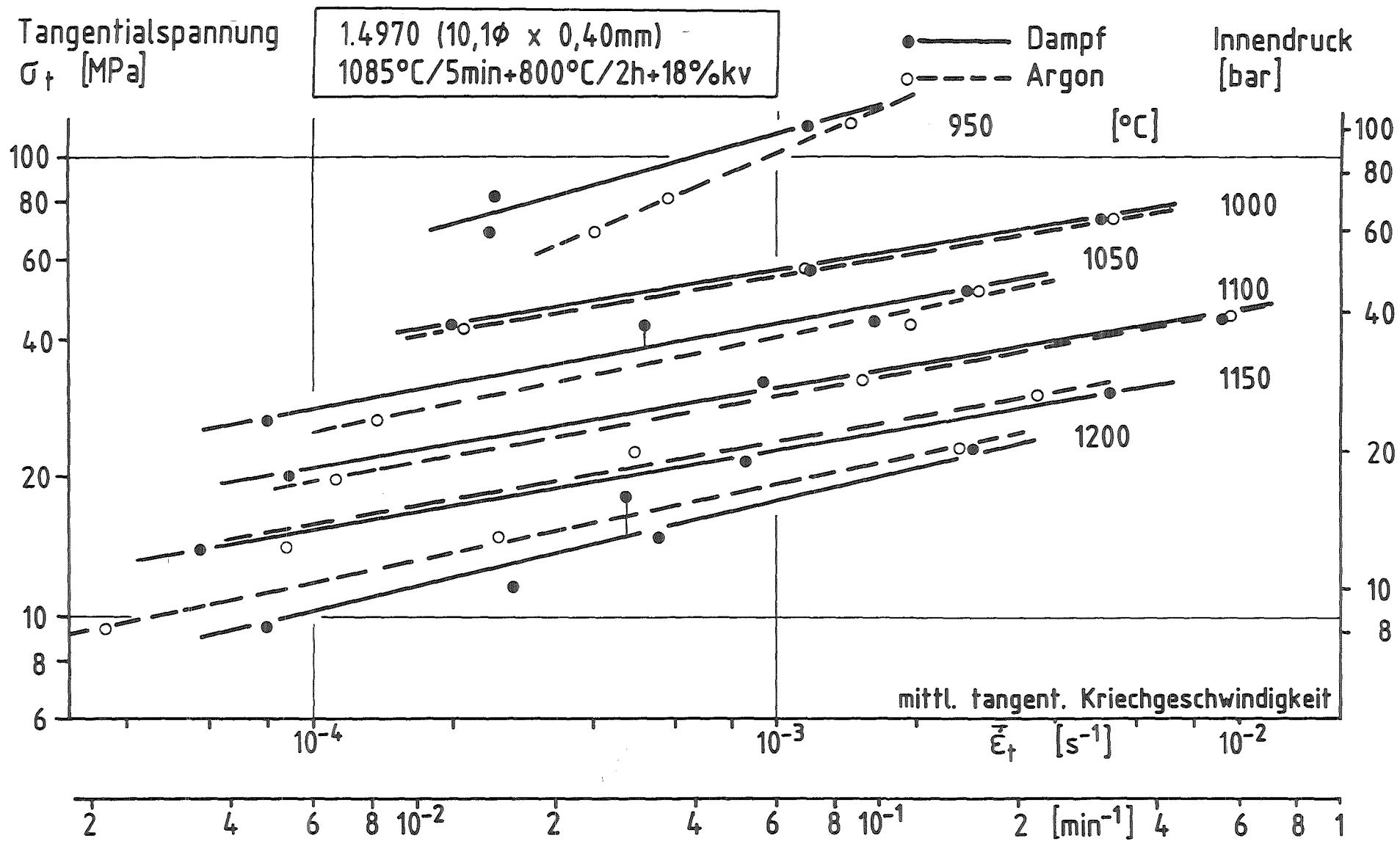


- 4200-64 -

Abb. 1



Zeitstandfestigkeit des Stahles 1.4970 im Rohrburstversuch,
Einfluß der Oxidation in Wasserdampf-Atmosphäre



- 4200-65 -

Abb. 2



Mittlere Kriechgeschwindigkeit des Stahles 1.4970 im Rohrberstversuch, Einfluß der Oxidation in Wasserdampf-Atmosphäre

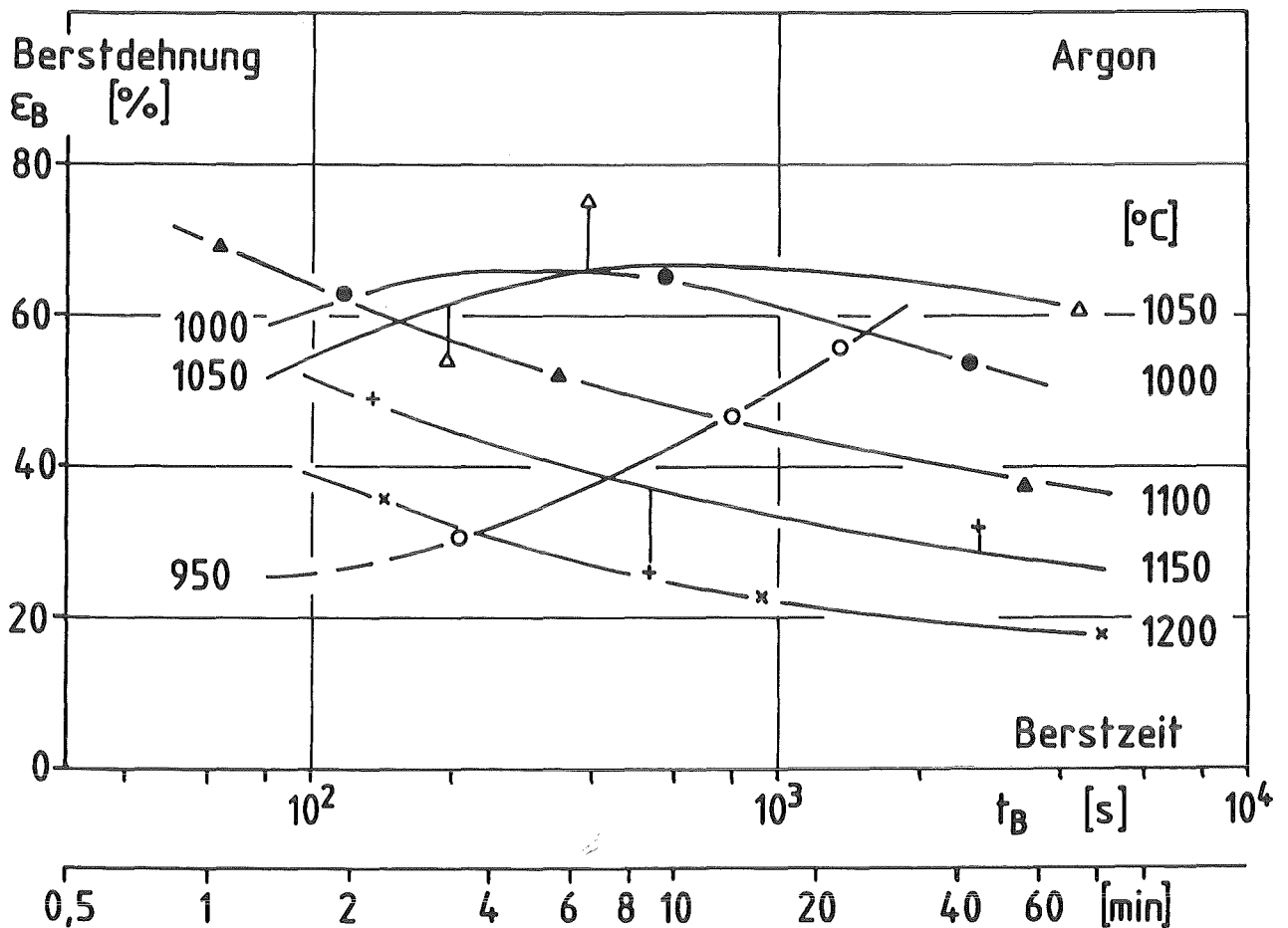
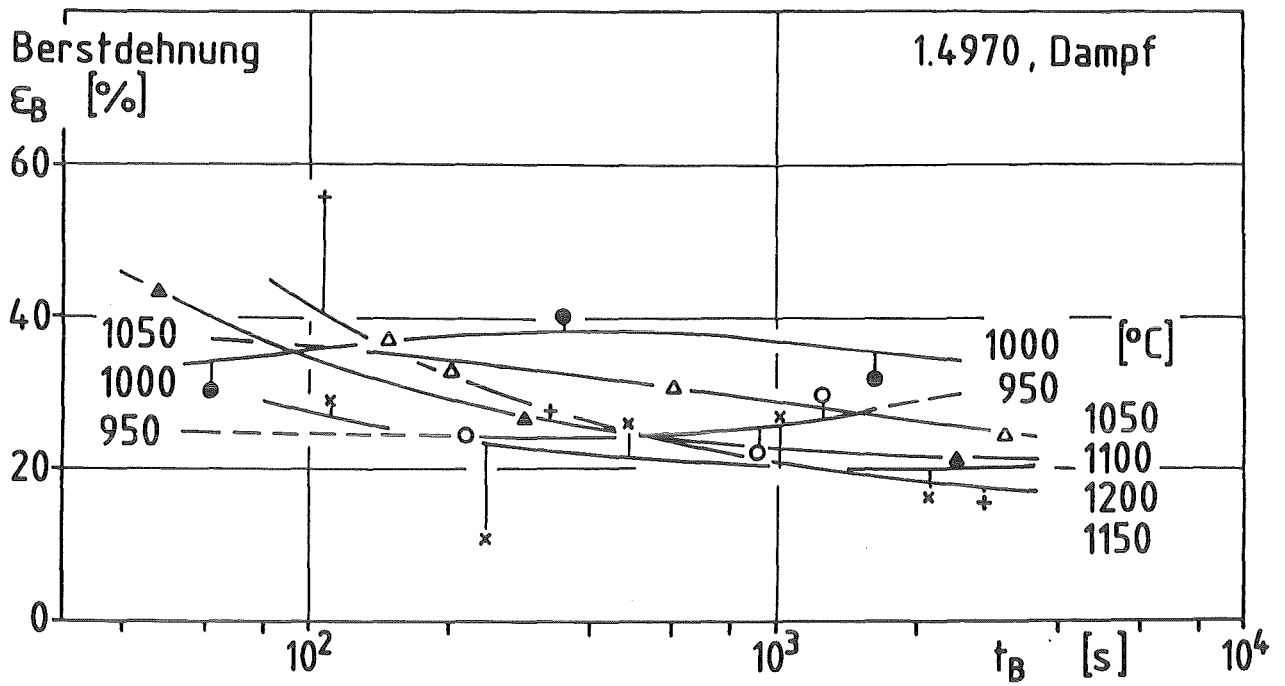
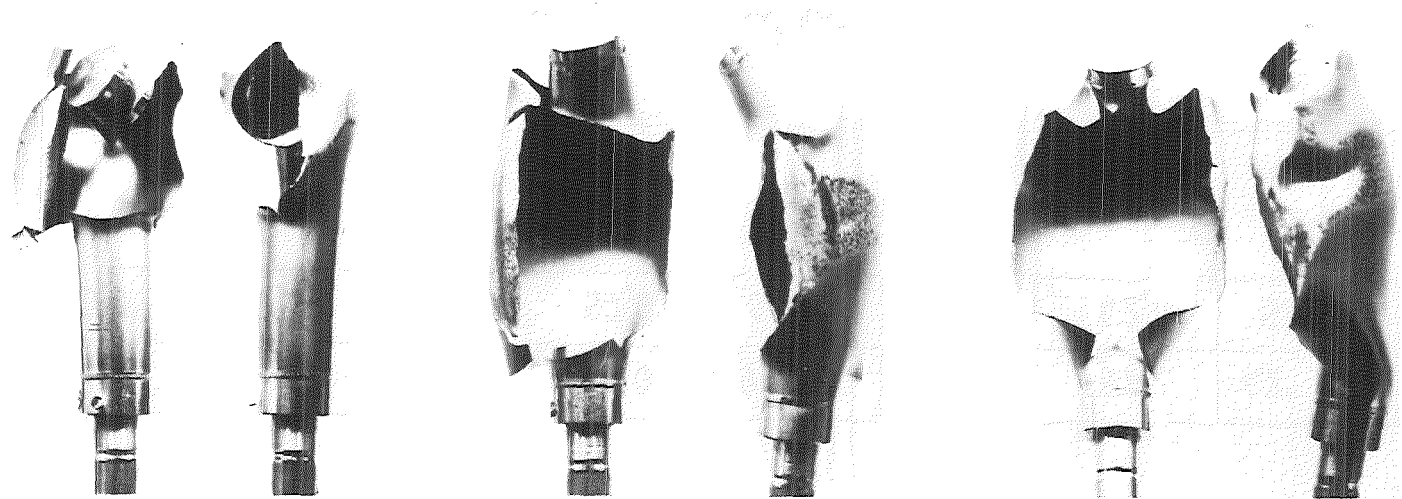


Abb. 3



Rohrberst-Umfangsdehnung von 1.4970 im Zeitstandsversuch in Dampf und Argon

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



p_f (bar)	t_B (min,s)
σ_f (MPa)	ϵ_B (%)

102,3	3' 28"
116,7	30,2

71,3	13' 14"
81,3	46,6

60,0	22' 34"
68,4	55,7

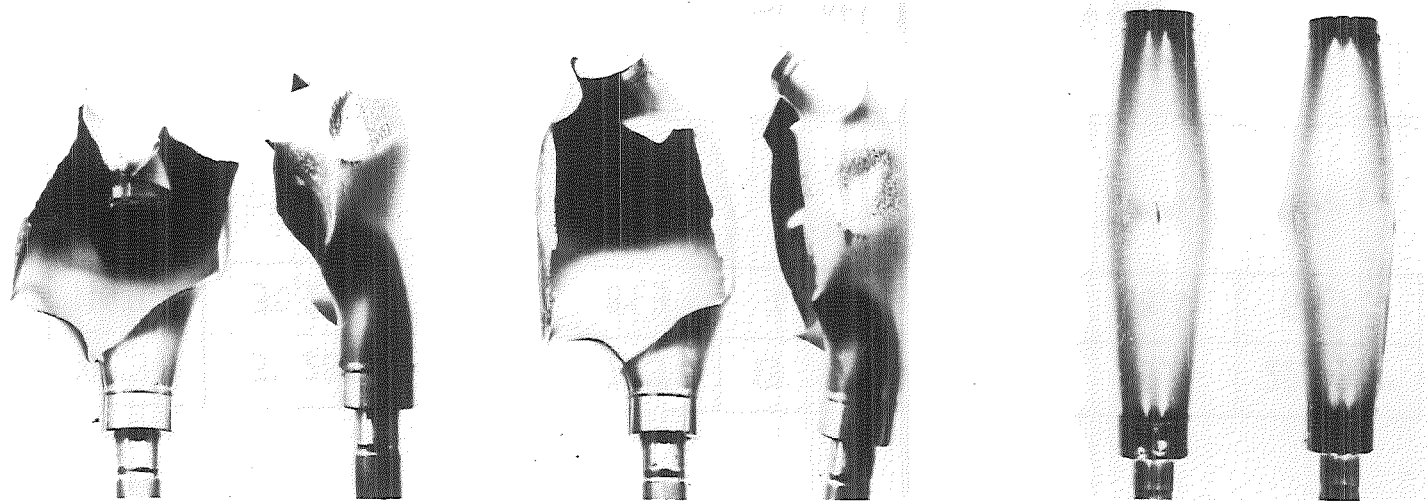
- 4200-67 -

Abb. 4



Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 950°C in Argon

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

64,0	1' 56"
73,0	62,9

50,0	9' 27"
57,0	64,8

37,2	42' 21"
42,4	53,5

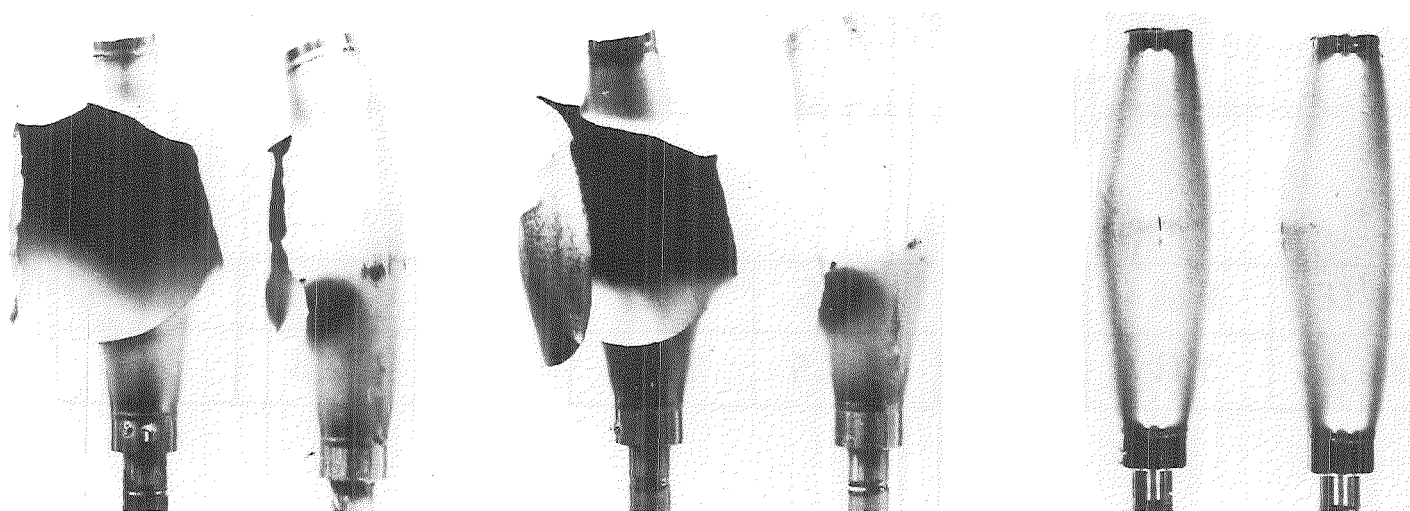
- 4200-68 -

Abb. 5



Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1000°C in Argon

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

44,5	3' 17"
50,8	53,8

37,6	6' 24"
42,9	75,2

23,3	73' 39"
26,6	60,1

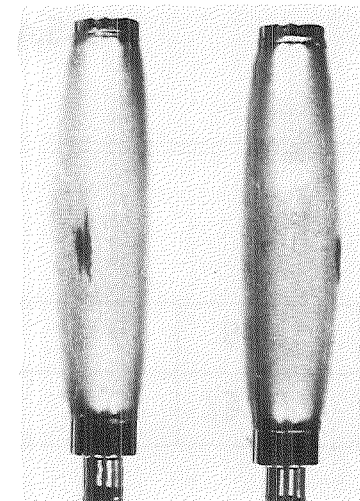
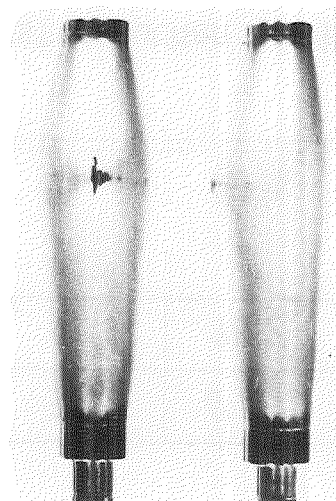
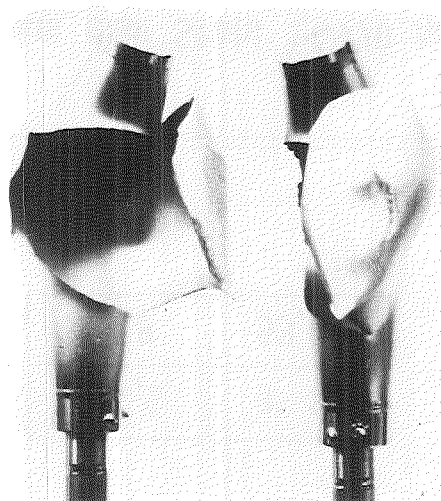
- 4200-69 -

Abb. 6



Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1050°C in Argon

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



- 4200-70 -

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_f (MPa)	ϵ_B (%)

39,2	1' 12"
44,7	69,2

28,4	5' 33"
32,4	51,9

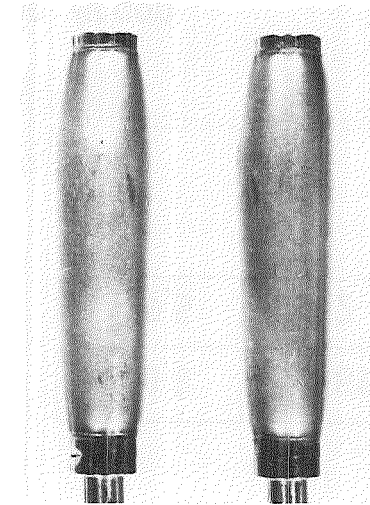
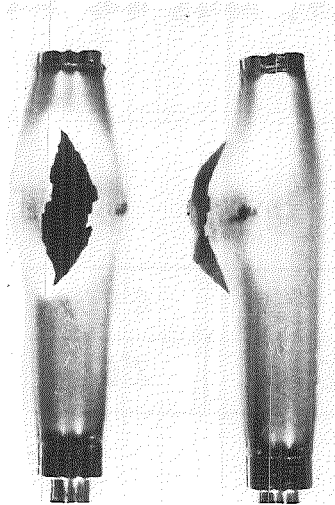
17,4	55' 58"
19,8	37,4

Abb. 7

KJK

Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1100°C in Argon

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_f (MPa)	ϵ_B (%)

26,7	2' 13"
30,5	48,4

19,8	8' 47"
22,6	25,9

12,4	60' 18"
14,1	31,7

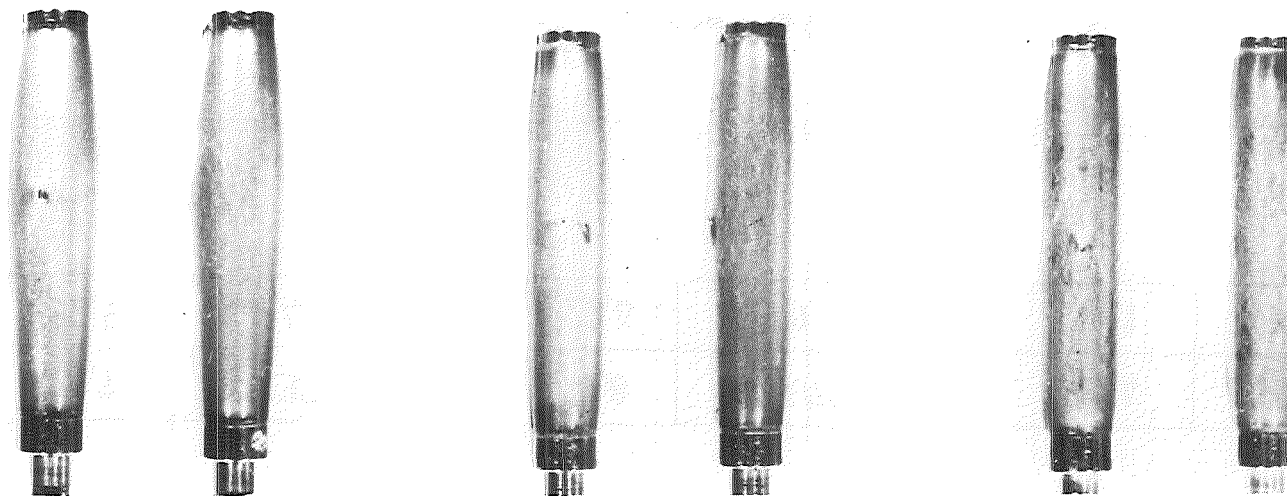
- 4200-71 -



Abb. 8

Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1150°C in Argon

Front- und
Seitenansicht
der Berststelle



- 4200-72 -

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_t (MPa)	ϵ_B (%)

20,2	2' 23"
23,0	35,5

12,9	15' 24"
14,7	22,9

8,3	ca. 81'
9,5	17,2

Abb. 9



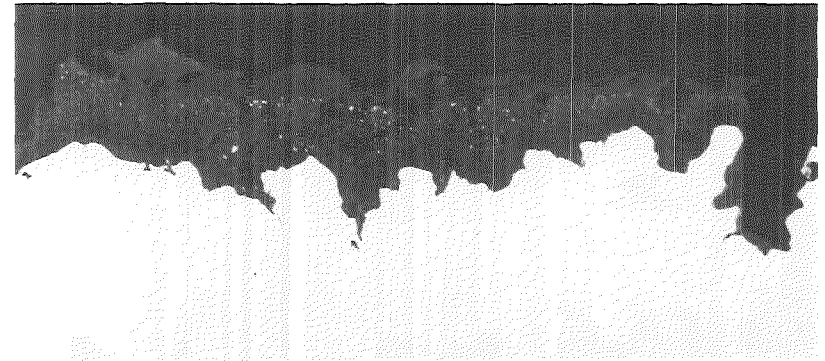
Rohrkapseln aus dem Stahl 1.4970 nach Berstversuchen bei 1200°C in Argon



gegenüber
der
Berststelle



Berststelle



— 20 μm

101,5	3' 32"
115,7	24,6

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

71,3	15' 5"
81,3	22,4

- 4200-73 -

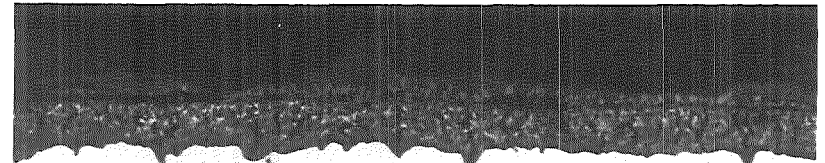


Abb.10

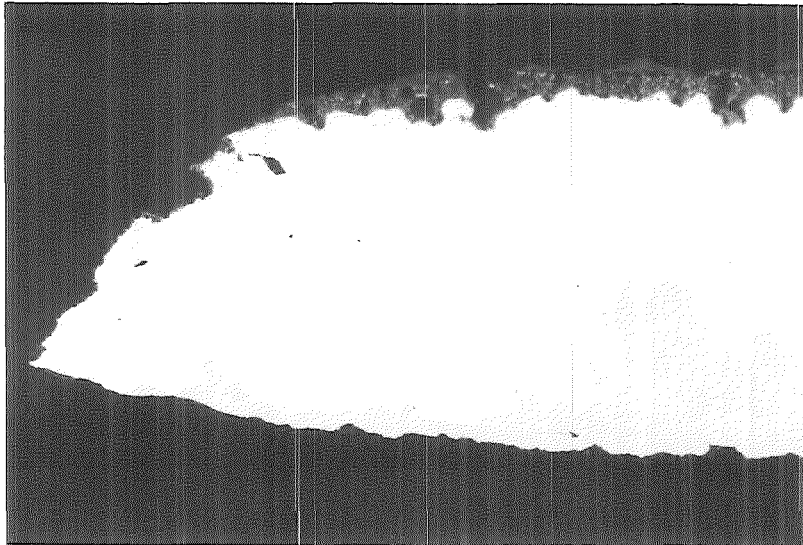
Oxidschichtwachstum und Rißbildung an Rohrkapselproben aus 1.4970 im Berstversuch in Dampf bei 950°C



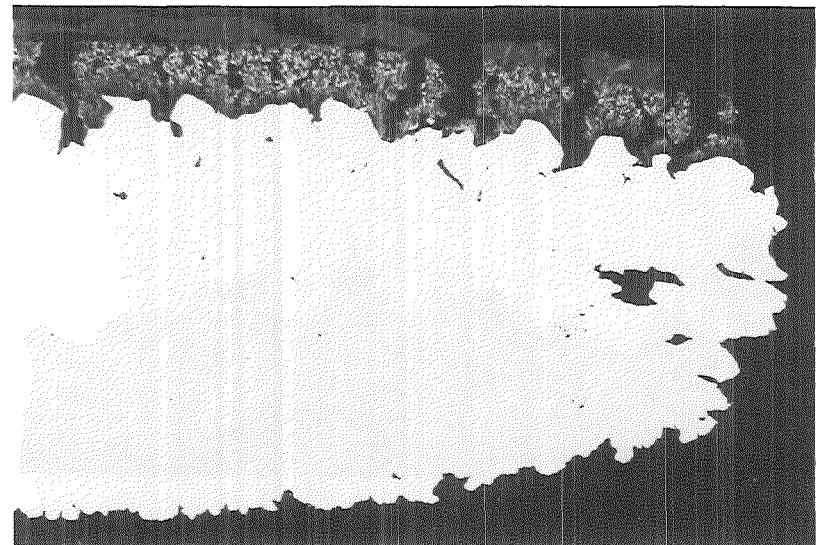
gegenüber
der
Berststelle



Ersatzprobe



Berststelle



50 μm

50,0	5' 45"
57,0	40,4

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

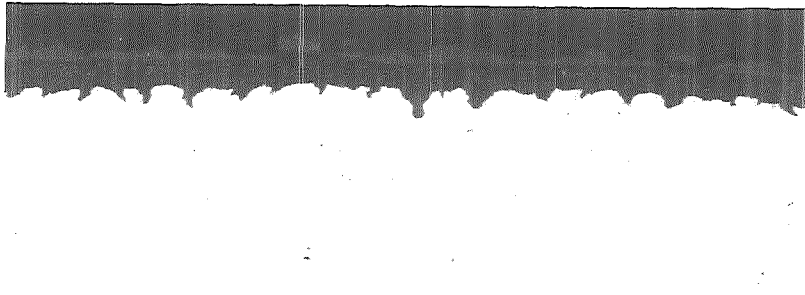
37,2	26'53"
42,8	32,5

- 4200-74 -

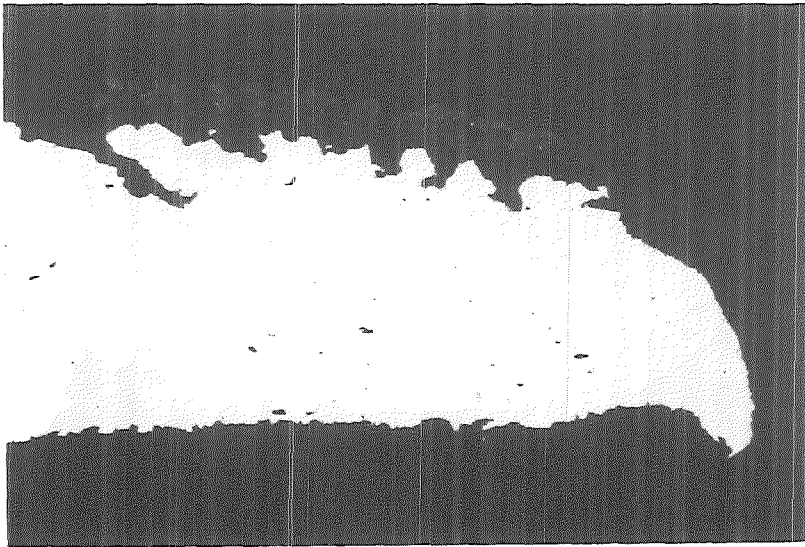
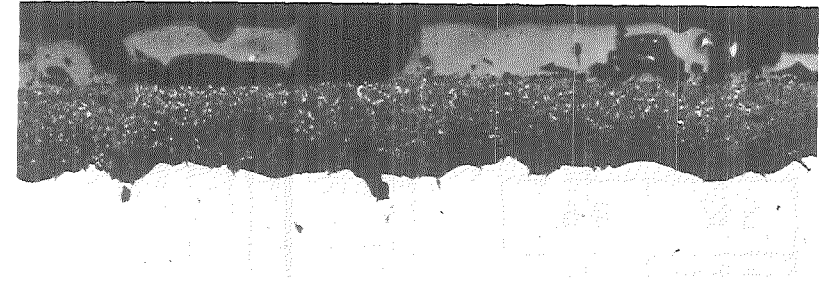


Abb.11

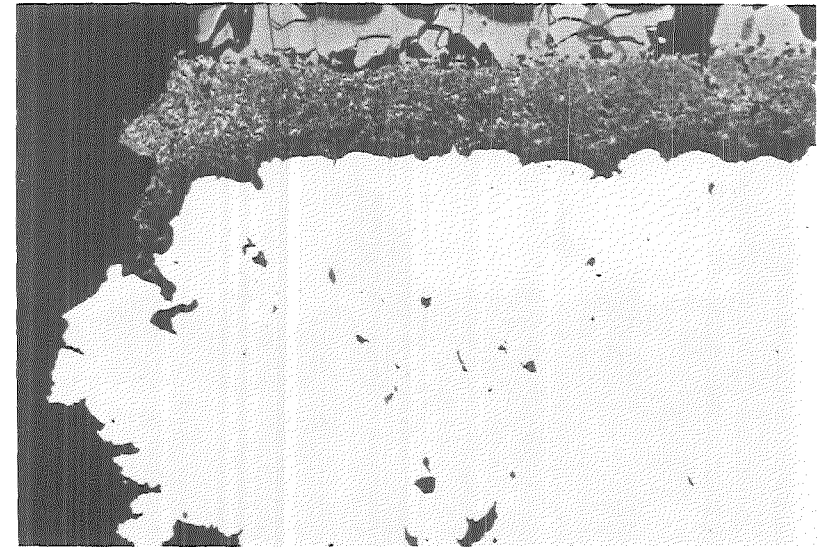
Oxidschichtwachstum und Rißbildung an Rohrkapselproben aus 1.4970 im Berstversuch in Dampf bei 1000°C



gegenüber
der
Berststelle



Berststelle



50 μm

45,0	2' 24"
51,3	37,2

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

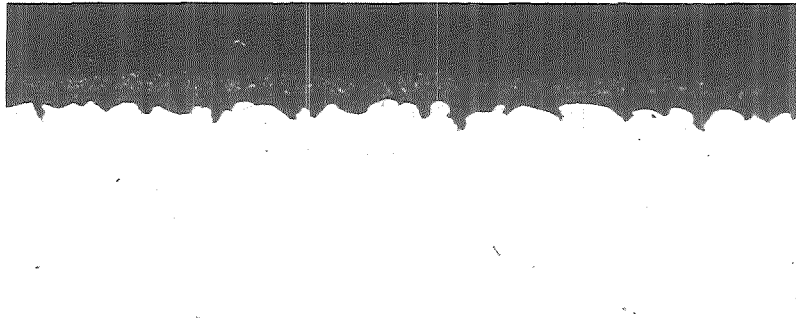
23,3	51' 5"
26,6	24,6

- 4200-75 -

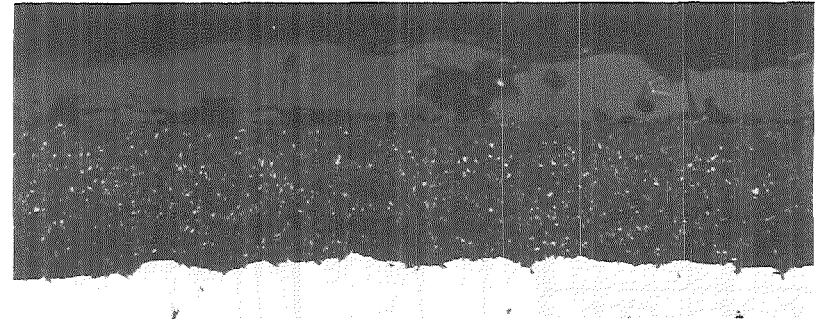
Abb.12



Oxidschichtwachstum und Rißbildung an Rohrkapselproben aus 1.4970 im Berstversuch in Dampf bei 1050°C

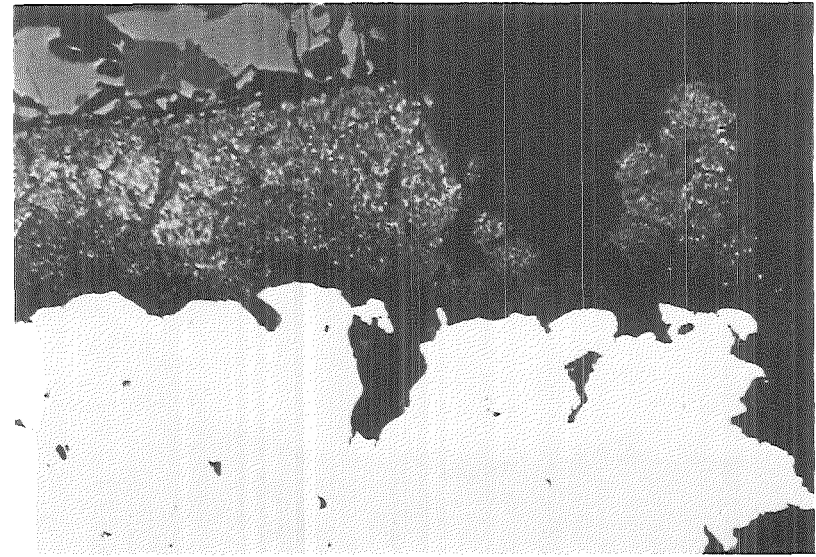


gegenüber
der
Berststelle



Berststelle

50 μm



39,2	47"
44,7	43,5

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

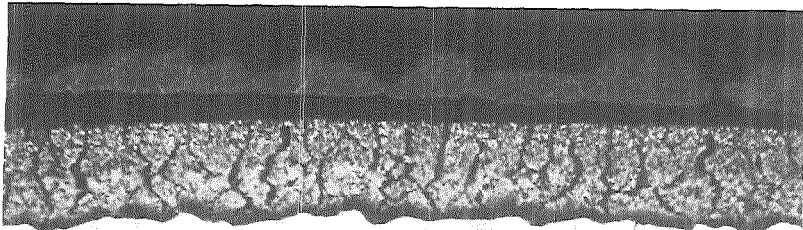
17,4	40'26"
19,8	21,5

- 4200-76 -

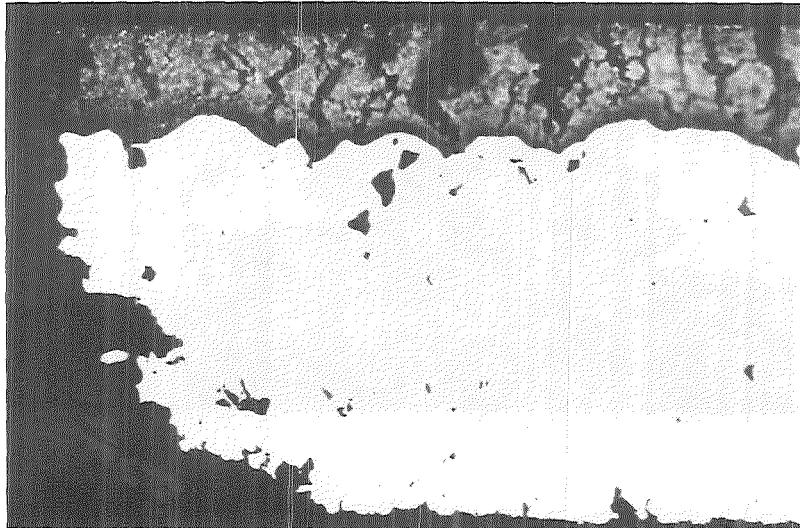
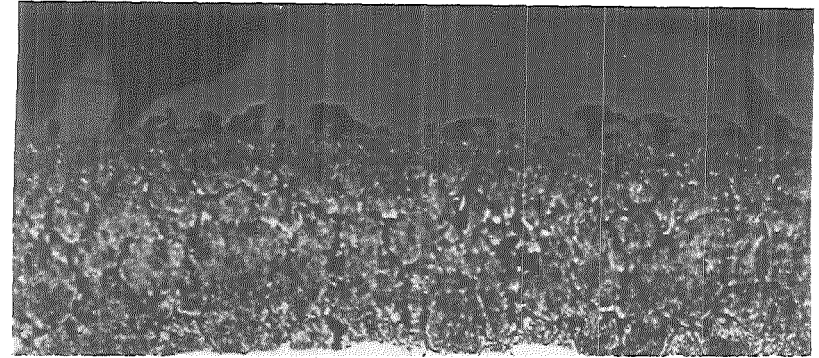
Abb.13



Oxidschichtwachstum und Rißbildung an Rohrkapselproben aus 1.4970 im Berstversuch in Dampf bei 1100°C

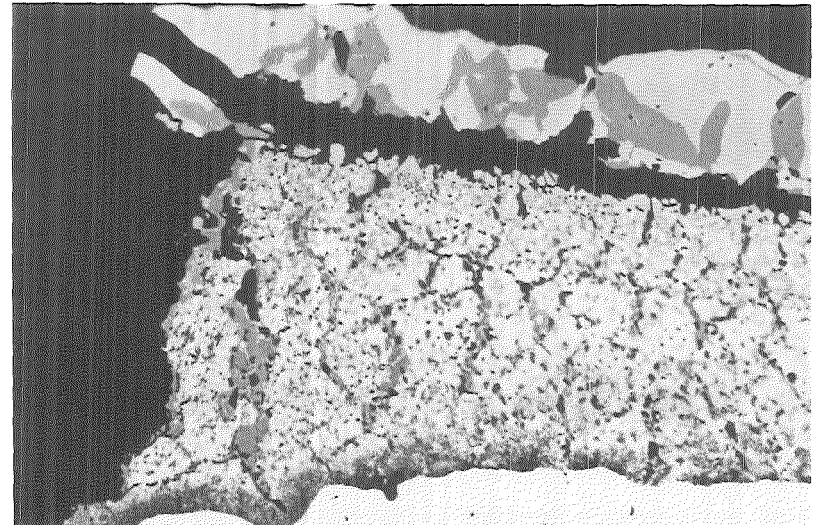


gegenüber
der
Berststelle



Berststelle

— 50 μm



- 4200-77 -

20,3	5' 25"
23,1	27,8

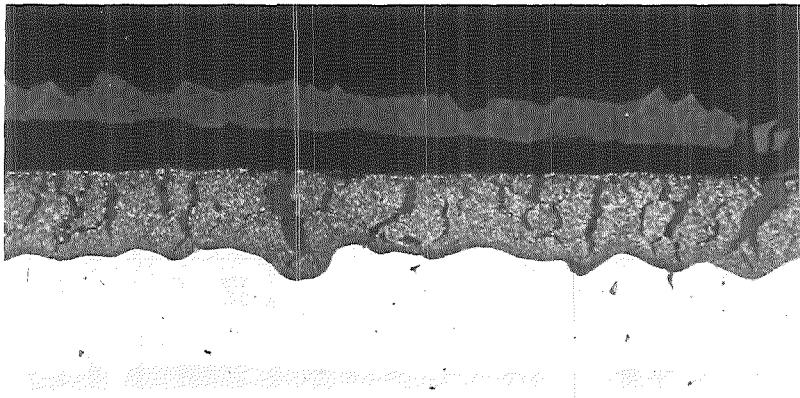
p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

12,2	45' 45"
13,9	15,8

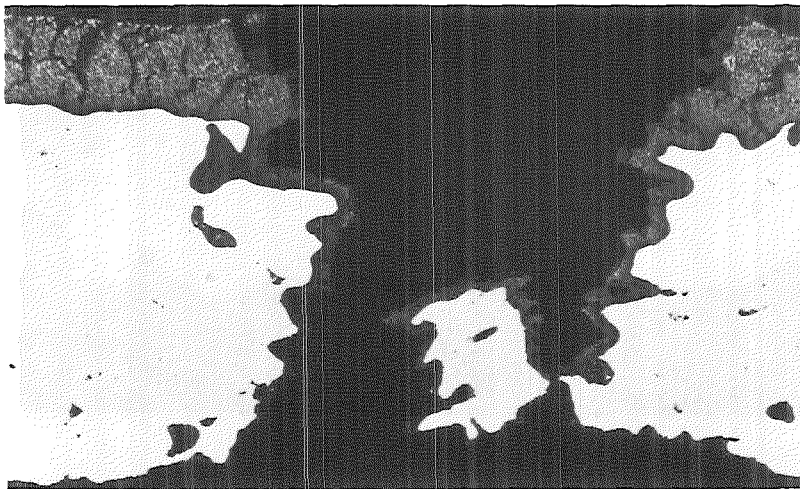
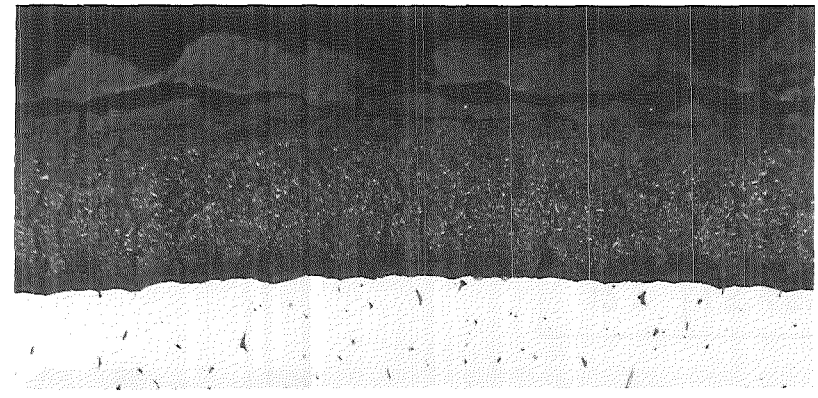
Abb.14



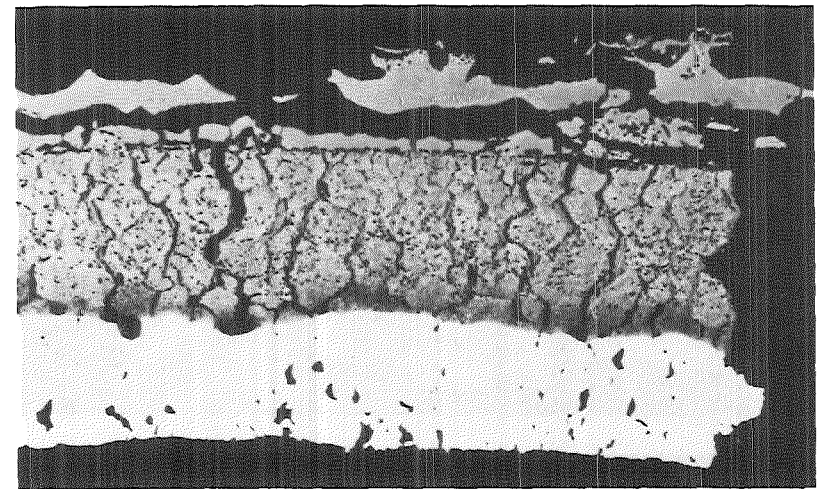
Oxidschichtwachstum und Rißbildung an Rohrkapselproben aus 1.4970 im Berstversuch in Dampf bei 1150°C



gegenüber
der
Berststelle



Berststelle



20,2	1' 49"	— 50 μm
23,0	29,2	

p_i (bar)	t_B (min,s)
σ_T (MPa)	ϵ_B (%)

— 100 μm	8,3	34' 48"
	9,5	16,6

KfK

Abb.15

Oxidschichtwachstum und Rißbildung an Rohrkapselproben aus 1.4970 im Berstversuch in Dampf bei 1200°C

06.01.17/28A Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllrohrwerkstoffen
PNS 4244 für FDWR
C. Petersen, H. Schneider, W. Schweiger, IMF II

1 Das Kriechverhalten des Werkstoff-Nr. 1.4970 bei höheren Temperaturen in unterschiedlichen Umgebungsbedingungen

Die Zeitstandfestigkeitswerte der eigenen Experimente einsinnig in Vakuum verformter Rundproben sind mit Ergebnissen aus Rohrberstversuchen in Argonatmosphäre [1] in Abbildung 1 verglichen worden. Dabei wurde die Tangentialspannung σ_t der Rohrberstexperimente zur besseren Vergleichbarkeit über die Beziehung: $\sigma_v = (\sqrt{3}/2)\sigma_t$ in die Vergleichsspannung σ_v umgerechnet. Bei 950 °C werden unter Argon bei denselben Spannungen kürzere Standzeiten erhalten als in Vakuum. Bei 1000 °C bleibt diese Tendenz zwar noch erhalten, jedoch deutet der Verlauf der Geraden der Argonwerte darauf hin, daß für längere Standzeiten diese Werte sich den in Vakuum gewonnenen annähern. Bei 1050 °C liegen die Werte beider Experimente im selben Streuband, das für Kriechexperimente üblich ist. Weil zu diesem Vergleich Material von zwei unterschiedlichen Wärmebehandlungszuständen verwendet wurde, d.h. bei der Rundprobe: kaltverformt und angelassen und bei der Rohrprobe: angelassen und kaltverformt, sind die Unterschiede in der Zeitstandfestigkeit eher darauf als auf die Umgebungsbedingungen zurückzuführen. Bei 1050 °C schließlich verändert die während der Belastung ablaufende dynamische Rekristallisation die ursprünglichen Materialzustände in der Art, daß deren Einfluß auf die Zeitstandfestigkeit verschwindet.

2 Die Temperaturabhängigkeit des Spannungsexponenten

Der Spannungsexponent n aus dem Norton'schen Fließgesetz: $\dot{\epsilon} = A(T)\sigma^n$ wird in Kriechversuchen bei konstanter Last mittels der doppelt logarithmischen Auftragung von Spannung gegen Kriechgeschwindigkeit aus der Steigung der sich für die jeweilige Temperatur ergebenden Geraden errechnet. Für den Werkstoff-Nr. 1.4970 ist ein solcher Datensatz in Abbildung 2 im Temperaturbereich 600-1050 °C dargestellt. Die am Werkstoff-Nr. 1.4914 gemessenen Geraden sind der Abbildung 3 zu entnehmen. Gegen die Temperatur aufgetragen ist dann der so ermittelte Spannungsexponent n in Abbildung 4. Die n -Werte des Werkstoff-Nr. 1.4970 nehmen von sehr hohen Werten ($n=70$) bei 600 °C mit zunehmender Temperatur auf einen konstanten Wert von $n=4$ oberhalb 900 °C ab. Die Werte für den Werkstoff-Nr. 1.4914 nehmen zwar auf tieferem Niveau ($n=15$) ebenfalls

im Temperaturbereich oberhalb 600 °C bis zum Beginn des Umwandlungsbereiches stetig ab ($n=3$), erhöhen sich in diesem Umwandlungsbereich wieder auf $n=6$, um dann im vollumgewandelten Zustand - wie der Austenit - auf einem konstanten n -Wert von 4 zu bleiben. Oberhalb 900 °C nehmen offensichtlich beide Materialien einen Strukturzustand ein, wie er bei reinen Stoffen gefunden wird.

3 Die Temperaturabhängigkeit der Aktivierungsenergie des Kriechens

In dem untersuchten Temperaturbereich zeigen beide Materialien ausgeprägtes thermisch aktiviertes Kriechen. Somit ist es zweckmäßig die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Aktivierungsenergie des Kriechens zu bestimmen, um ein equantifizierbare Größe für Modellrechnungen zur Verfügung zu haben.

Die Ermittlung der Aktivierungsenergie des Kriechens erfolgt üblicherweise aus demselben Datensatz wie er für die n -Wertbestimmung verwendet wurde. In den Abbildungen 2 (Werkstoff-Nr. 1.4970) und 3 (Werkstoff-Nr. 1.4914) werden bei bestimmten Spannungen Schnitte gelegt, so daß mindestens drei Kurven einbezogen werden. Dieser so erhaltene Satz an Wertepaaren zwischen minimaler Kriechgeschwindigkeit und Temperatur ergibt in einer Auftragung $\log \dot{\epsilon}_{\min}$ gegen $1/T$ für jede Spannung eine Gerade oder Geraden mit Knickpunkten deren Steigung proportional zur Aktivierungsenergie des Kriechens ist. Diese wird dann aus der Beziehung $Q_0 = \{d \ln \dot{\epsilon}_{\min}/d(1/kT)\}_0$ berechnet, wobei k die Boltzmannkonstante ist.

Die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Aktivierungsenergie des Kriechens ist für den Werkstoff-Nr. 1.4970 in Abbildung 5 wiedergegeben. Im Bereich hoher Spannungen und bei Temperaturen zwischen 700 und 900 °C ist eine sehr ausgeprägte Temperaturabhängigkeit zu beobachten. Dagegen zeigt sich bei den höheren Temperaturen oberhalb 900 °C eher eine ausgeprägte Spannungsabhängigkeit, wenn auch auf tieferem Spannungsniveau (20-80 MPa), weil die Datensätze bei diesen hohen Temperaturen auch nur in diesen Spannungsbereichen ermittelt werden. Mit zunehmender Spannung steigt auch die Aktivierungsenergie des Kriechens.

Beim Werkstoff-Nr. 1.4914 durchläuft die Aktivierungsenergie des Kriechens bei Umwandlungsbeginn (A_{c1} -Temperatur bei 785 °C) ein Minimum von ca. 100 KJ/mol und steigt dann oberhalb 850 °C stetig auf Werte von 500 KJ/mol bei 1000 °C an. Im Temperaturbereich der Umwandlung bis 905 °C ist darüber hinaus eine deutliche Spannungsabhängigkeit zu beobachten, wobei die Werte der Aktivierungsenergie des Kriechens mit steigender Prüfspannung abnehmen. Also in umgekehrter Tendenz zum Werkstoff-Nr. 1.4970.

4 Modellentwicklung

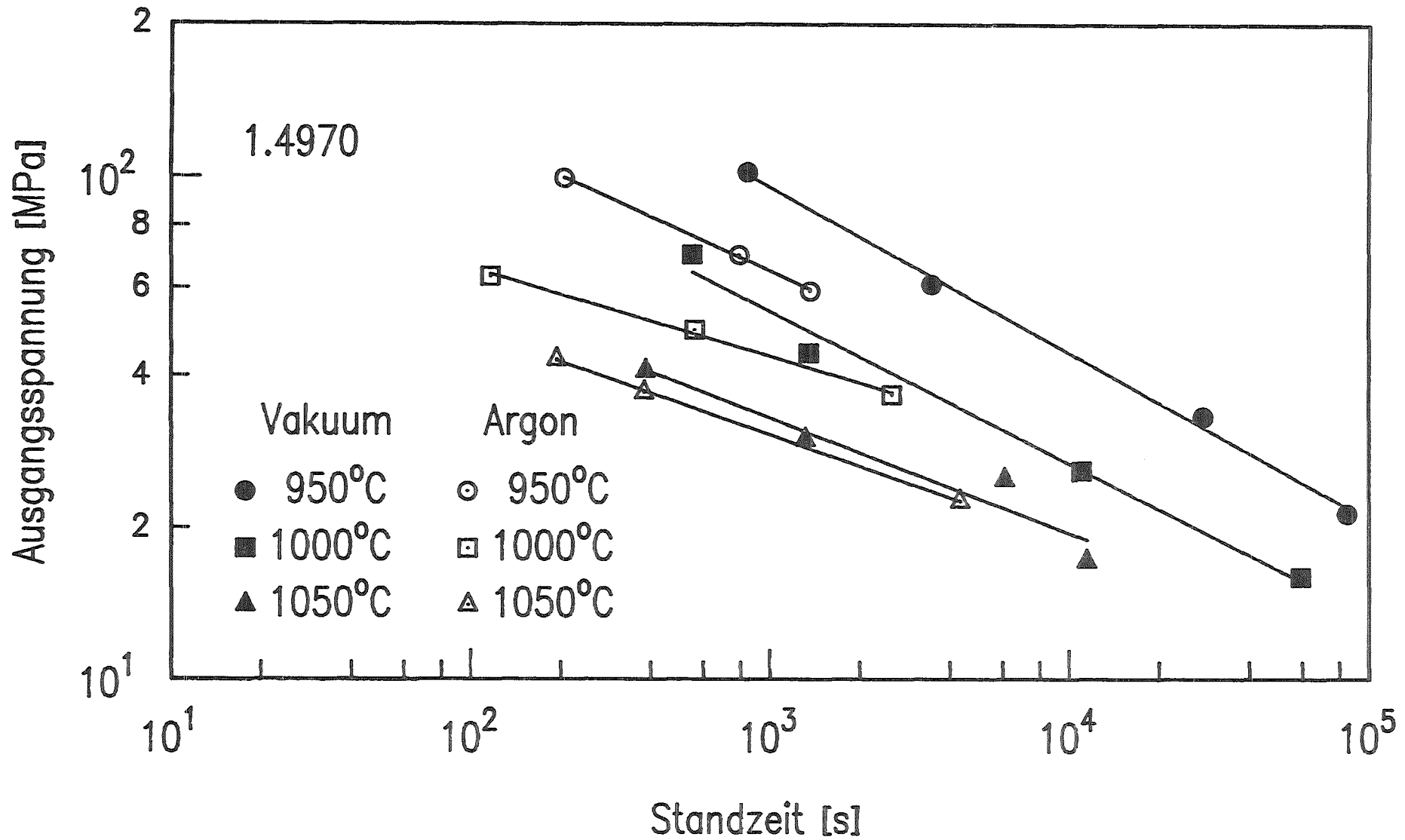
Die beiden Kenngrößen, Spannungsexponent und Aktivierungsenergie des Kriechens werden jetzt dazu verwendet im Versagensmodell die Strukturveränderungen des Werkstoffes kontinuierlich nachzuvollziehen und damit eine genaue Lebensdauervorhersage zu ermöglichen.

5 Weiteres Vorgehen

Durchführung temperaturtransienter Verifizierungsversuche für die Überprüfung von Lebensdauervorhersagensmodellen und Bereitstellung eines verifizierten Versagensmodelles.

6 Literatur

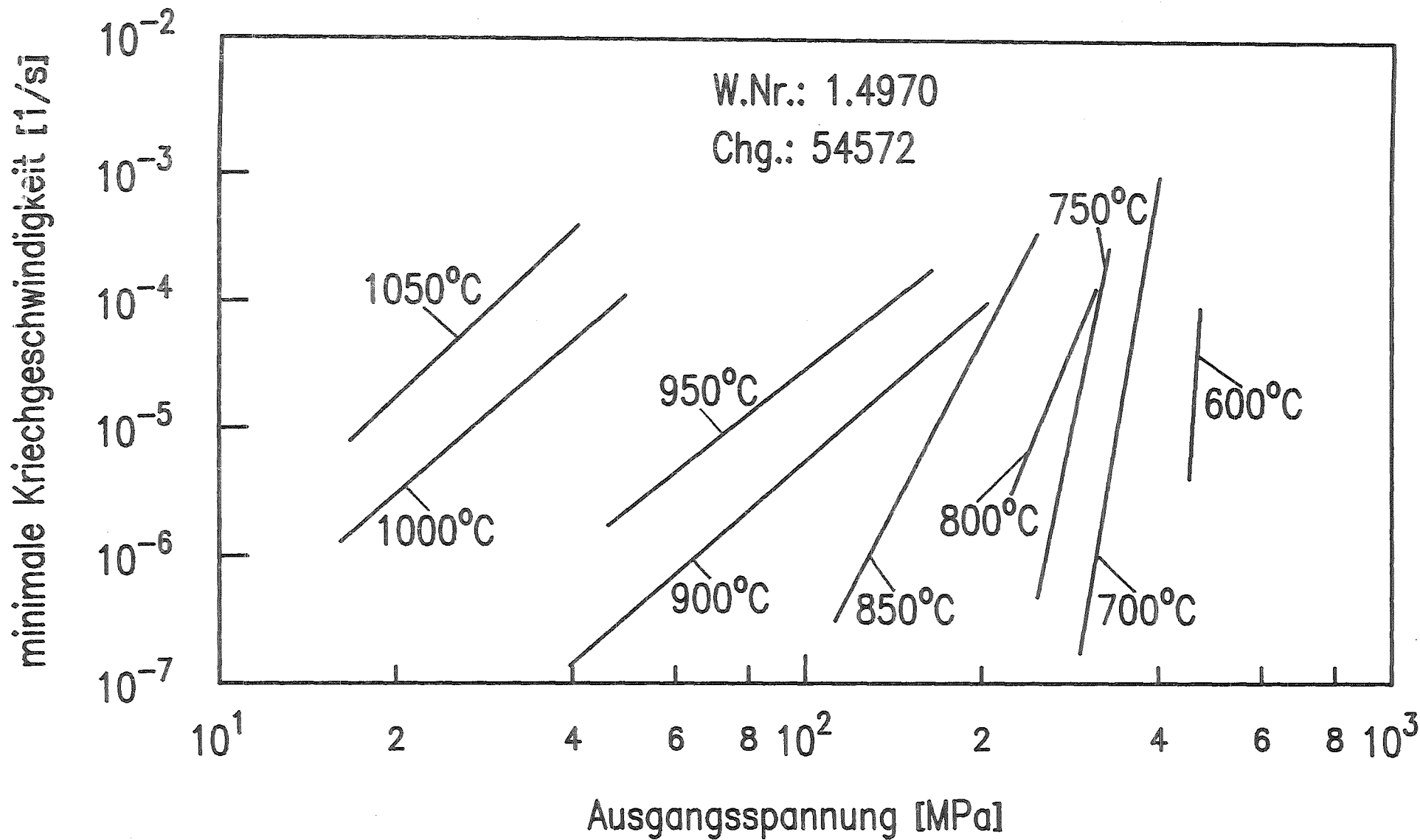
- [1] C. Petersen, G. Schanz, S. Leistikow
High Temperature Behaviour of CrNi-Steel DIN W.Nr. 1.4970 Cladding Material
in Respect to APWR Safety Considerations
Nuclear Technology, in Druck



- 4200-82 -



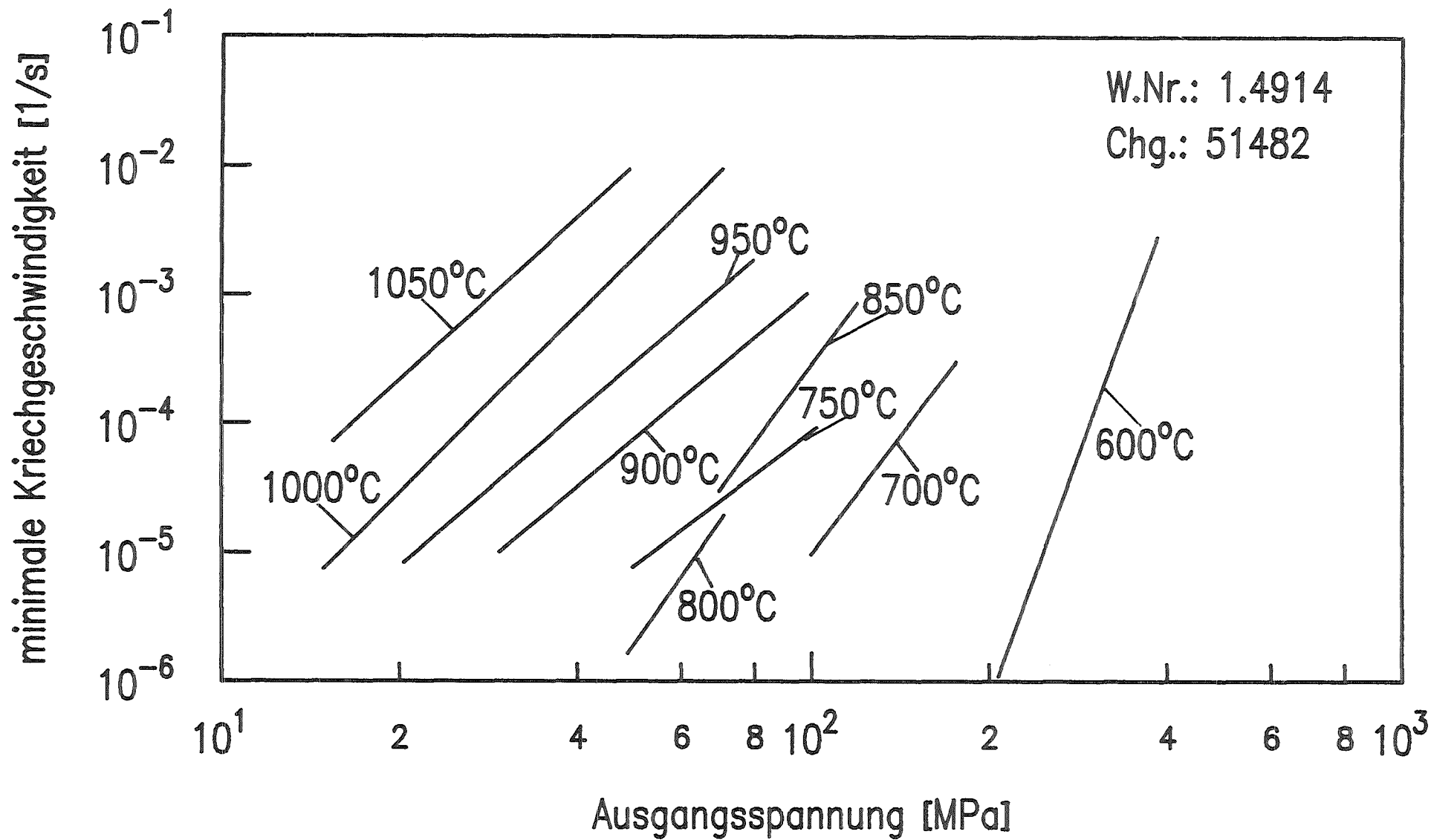
Abbildung 1 Vergleich der Zeitstandfestigkeit aus einachsigen Vakuumsversuchen (Chg. 54572, kaltverformt, angelassen) und Innendruckberstversuchen in Argon (Chg. 53544, angelassen, kaltverformt)



- 4200-83 -



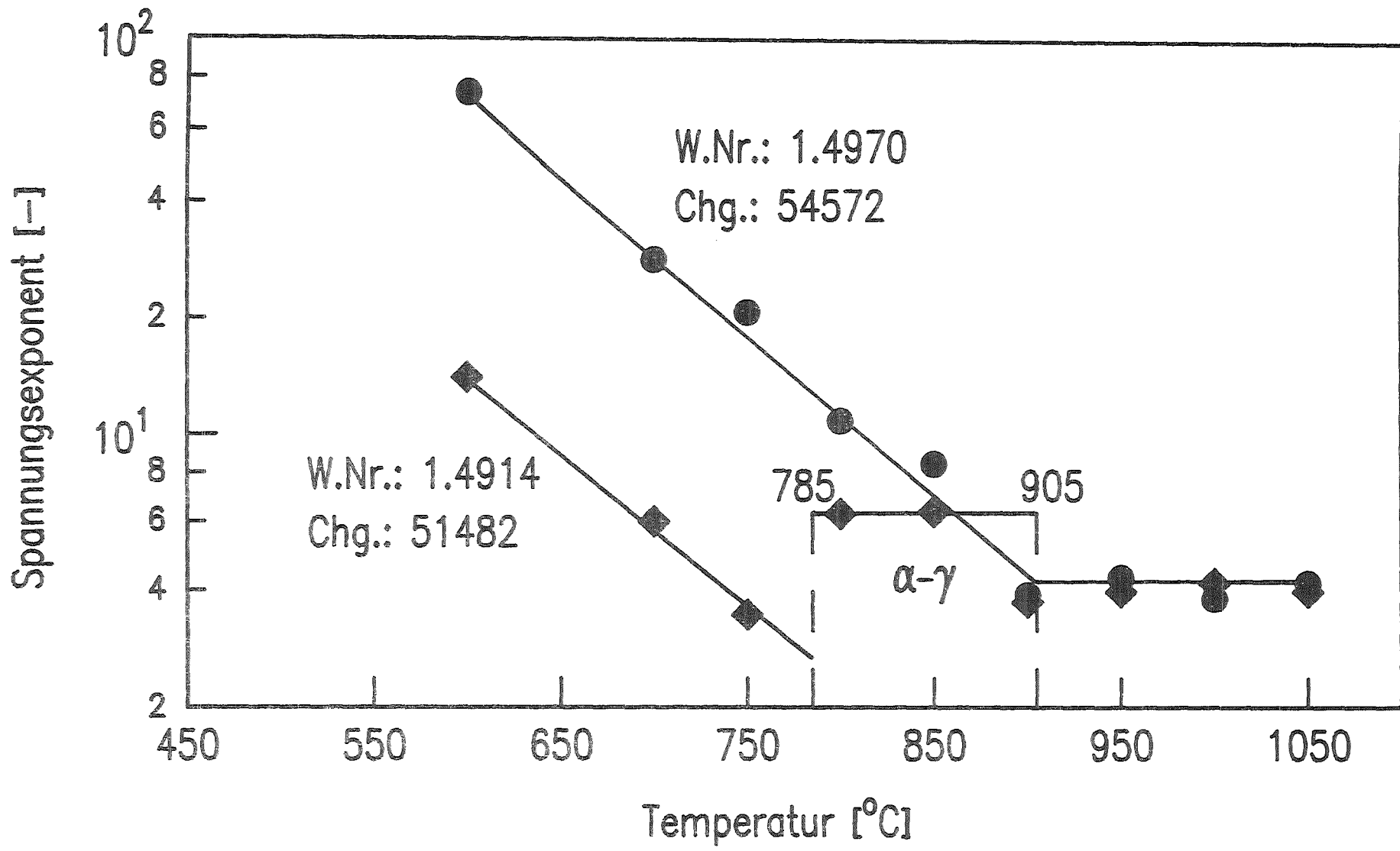
Abbildung 2 Spannungsabhängigkeit der minimalen Kriechgeschwindigkeit im Temperaturbereich 600-1050 °C



- 4200-84 -



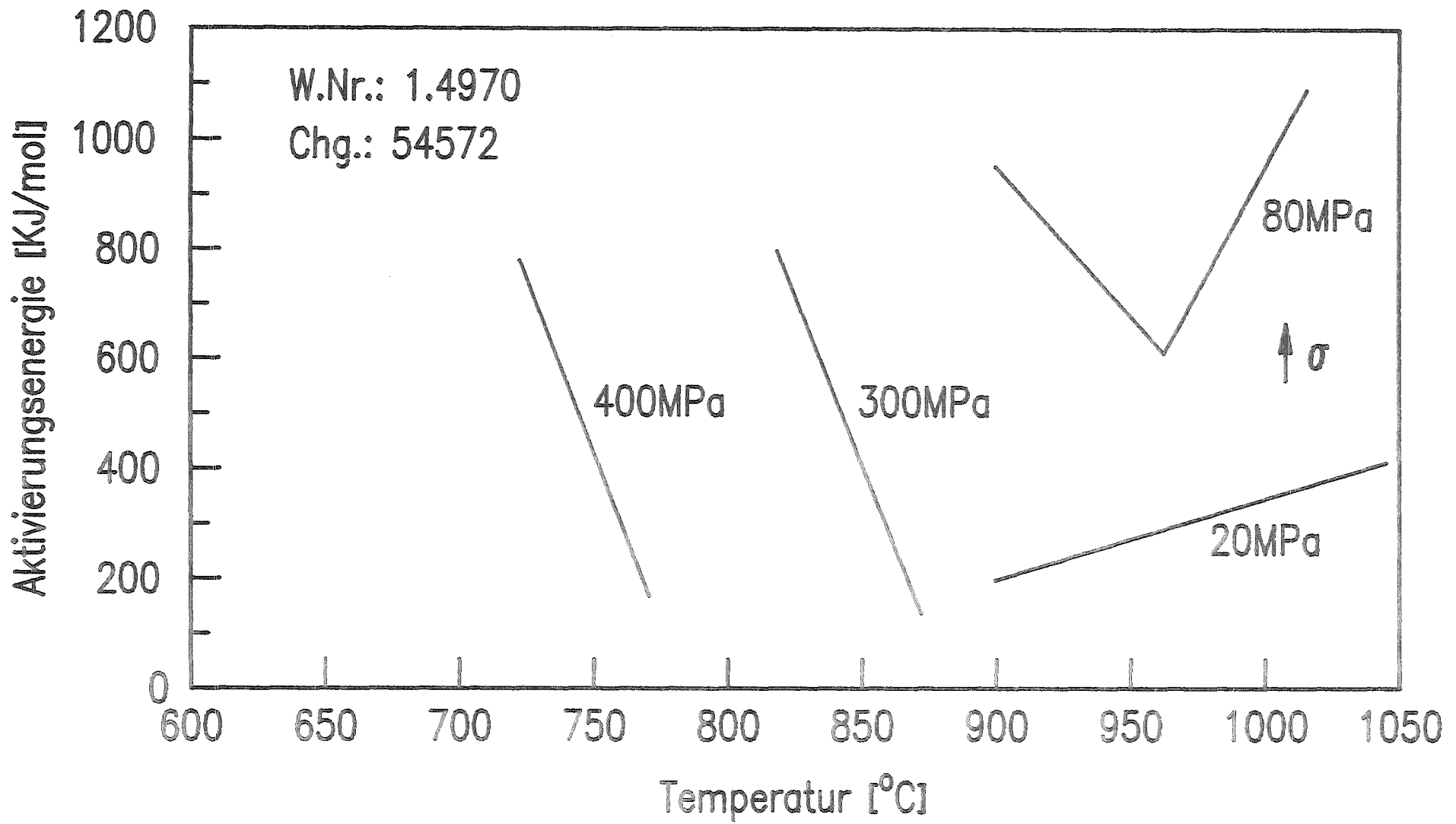
Abbildung 3 Spannungsabhängigkeit der minimalen Kriechgeschwindigkeit im Temperaturbereich 600-1050 °C



- 4200-85 -



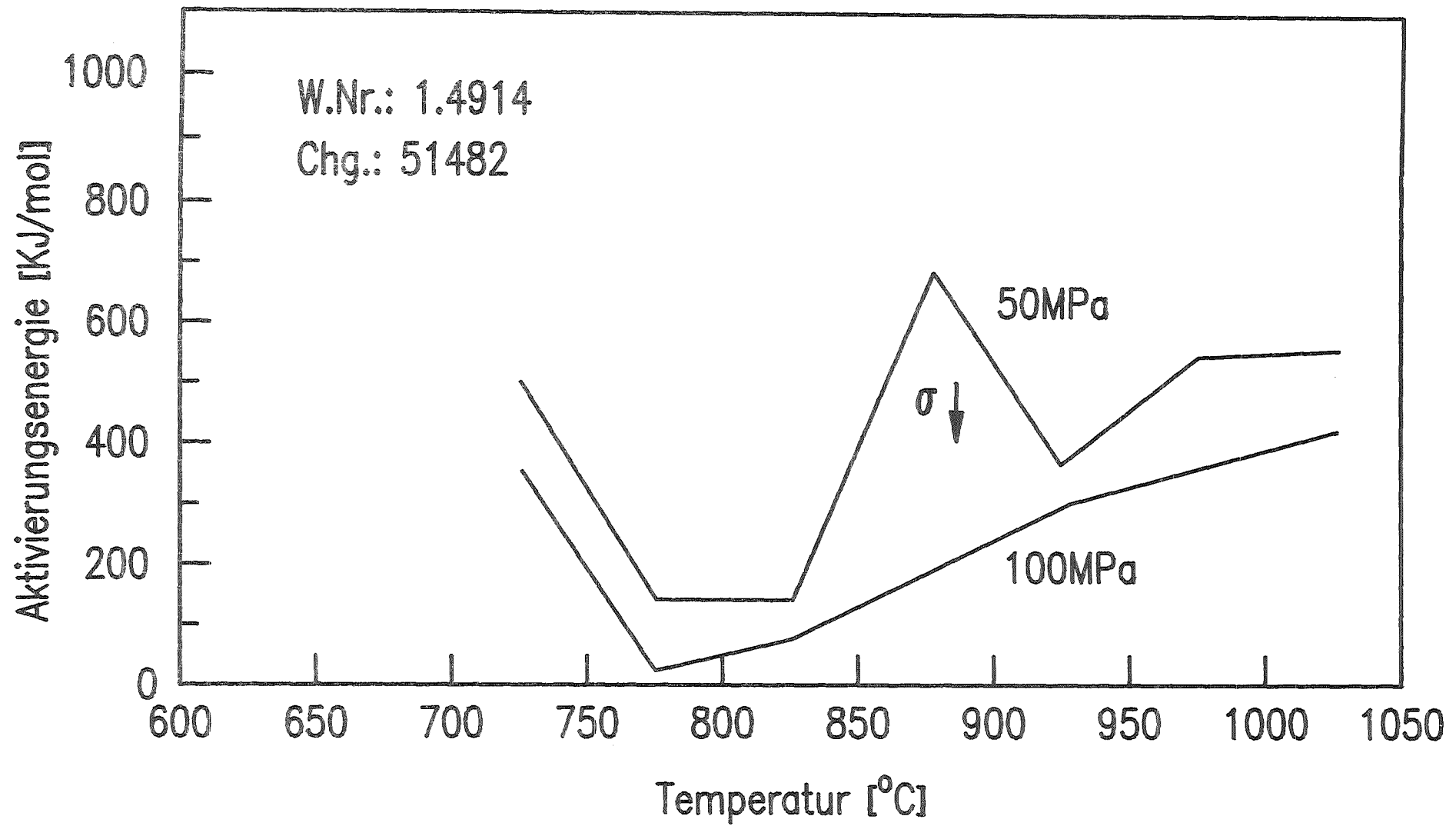
Abbildung 4 Temperaturabhängigkeit des Spannungsexponenten n für beide untersuchten Materialien



- 4200-86 -

KfK

Abbildung 5 Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Aktivierungsenergie des Kriechens



- 4200-87

KfK

Abbildung 6 Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Aktivierungsenergie des Kriechens

06.01 SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

**PNS-Teilprojekt 4300 - Ablauf und Beherrschung von LWR-Kern-
schmelzunfällen**

06.01.11	Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten beim Kernschmelzen	4300 - 1
06.01.12	Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen in Beton	4300 - 14

06.01.11 Reaktions-, Freisetzungs- und Aerosolverhalten
 beim Kernschmelzen

06.01.11/40A Aerosolverhalten beim Kernschmelzen
PNS 4311. (H.Bunz, M.Koyro, W.Schöck)

1. NAUA

Die Arbeiten am Kondensationsmodell in NAUA wurden fortgesetzt. Es stehen jetzt drei unterschiedliche Module zur Verfügung: Der heutige Standardmodul, der auf einem teilanalytischen Verfahren basiert, wird jetzt routinemäßig in NAUA eingesetzt. Der frühere Modul wird zu Vergleichszeiten weiterhin verfügbar gehalten. Ein dritter Modul, bei dem der kritische Radius kleiner als alle Partikelradien angenommen wird, wurde erstellt, um die Auswirkungen dieser Vereinfachung, die z.T. in anderen Aerosolcodes angewendet wird, zu untersuchen. Dies geht auf eine Anregung während einer Code-Vergleichsstudie der EG zurück. Es hat sich jedoch gezeigt, daß damit Ergebnisse erzielt werden, die nicht immer auf der konservativen Seite liegen.

Die begleitenden Rechnungen zu DEMONA wurden fortgesetzt [1,2].

Arbeiten zum Quellterm bei Siedewasserreaktoren wurden in Zusammenarbeit mit der KWU begonnen. Dazu wurden verschiedene Anpassungen und Erweiterungen notwendig.

Zum einen wurde die Möglichkeit geschaffen, pool scrubbing zwischen beliebigen Compartments durch einzulesende größenabhängige Dekontaminationsfaktoren zu berücksichtigen. Die entsprechende Schnittstelle im Code wurde so ausgelegt, daß geeignete Pool-scrubbing-Modelle (z.B. SUPRA) jederzeit eingebaut werden können. Zum zweiten ist es jetzt möglich, die Abscheidung von Partikeln durch Containmentsprays zu berücksichtigen. Das Modell enthält den Transport der Partikeln zu den als monodispers angenommenen Spraytropfen durch konvektive Diffusion und durch Gravitationskoagulation. Darüber hinaus gehende Transportmechanismen wie Diffusiophorese und

Thermophorese wurden aus Gründen der Konservativität nicht berücksichtigt, weil dafür die erforderlichen Daten über die thermodynamischen Zustände der Spraytropfen und der Containmentatmosphäre nicht genau genug zur Verfügung stehen. Die erweiterte Codeversion wurde an die KWU übergeben, die den Hauptanteil der Anwendungsrechnungen durchführt.

Der NAUA-Code wurde an die JEN, Madrid übergeben, ein Workshop zur Einweisung in die Benutzung ist geplant.

2. DEMONA

Die experimentellen Arbeiten im DEMONA Programm wurden Mitte des Jahres abgeschlossen [3,4,5]. Die beiden im Berichtszeitraum durchgeführten Versuche A8 und A9 verliefen planmäßig. Die Diskussion um eine Erweiterung der Testmatrix ergab keine gravierenden Gründe, die eine Fortsetzung der Versuchsreihe ohne gleichzeitige Änderung der ursprünglichen Zielsetzung des DEMONA-Programms gerechtfertigt hätte. Die Frage, ob sich im Verlauf der Durchführung des Programms Aspekte ergeben haben, die weitere experimentelle Arbeiten - allerdings dann unter einem neuen Namen - erfordern, wurde offen gelassen. Die Teilnehmer an DEMONA stehen Überlegungen in dieser Richtung aufgeschlossen gegenüber.

Die Ergebnisse der Versuche A8 und A9 werden im folgenden diskutiert.

Mischaerosolversuch A8

Der vorhergegangene Versuch A7 war der erste in der DEMONA Versuchsreihe, der mit Eisenoxidaerosol durchgeführt wurde. Die Verwendung verschiedener Aerosolsubstanzen soll zeigen, ob und wie stark der Aerosolabbau von dem Material der Partikeln abhängt. Physikalisch ist diese Frage leicht zu beantworten, die Partikeleigenschaften, die in die Abbauraten eingehen, sind in wesentlichen die Dichte und die Affinität zu Wasser. Sind diese Eigenschaften bekannt, kann das Aerosolverhalten berechnet werden. Der Versuch A7 mit Fe_2O_3 -Aerosol hatte damit im wesentlichen Demonstrationscharakter.

Ähnliches gilt für Mischaerosole. Bei den hohen Konzentrationen der Aerosole in DEMONA, und beim Kernschmelzen, besteht eigentlich kein Zweifel

daran, daß Koagulation für eine rasche Vermischung der Spezies in den Partikeln sorgt, so daß alle Partikeln gleich zusammengesetzt sind, und zwar unabhängig von ihrer Größe, und daß damit auch alle Komponenten gemeinsam abgebaut werden, wie in den Aerosolcodes berechnet. Der Versuch B6 hatte bereits, wenn auch unbeabsichtigt, diesen Beweis erbracht.

Ziel des Versuchs A8 war die Demonstration des Misch-aerosolkonzepts unter den äußeren Randbedingungen der Basisversuche B3 und B4, d.h. mit stationärer Thermodynamik und mit hoher Aerosolkonzentration.

Als Aerosolmaterialien wurden Fe_2O_3 und SnO_2 ausgewählt. Zwei Generatoren wurden mit $\text{Fe}(\text{CO})_5$ und einer mit Zinnpulver betrieben. Die Fe_2O_3 -Aerosolgeneratoren wurden zuerst gestartet und versagten beide nach zehn Minuten, ehe noch der SnO_2 -Aerosolgenerator gestartet war. Es gelang, die Generatoren zu reparieren und nach 90 Minuten neu zu starten. Die Auswirkungen dieser stückweisen Aerosolerzeugung erwiesen sich hinterher als dem Versuchsziel zuträglich.

Die Massenbilanzen sind nur für beide Erzeugungsphasen gemeinsam verfügbar, es wurden 12.6 kg $\text{Fe}(\text{CO})_5$ und 1.9 kg SnO_2 verbraucht. Mit dem Gesamtwirkungsgrad von 90% für die Fe_2O_3 -Aerosolgeneratoren und von 80% für den SnO_2 -Aerosolgenerator ergeben sich insgesamt 4.3 kg Fe_2O_3 -Aerosol und 1.9 kg SnO_2 -Aerosol. Das Maximum der gemessenen Aerosolmassenkonzentration lag bei 5 g/m^3 .

Alle mit den Filtern und dem Beta-Staubmeter gemessenen Massenkonzentrationen sind in Abb.1 dargestellt, man erkennt die beiden Aerosolerzeugungsspeaks. Der Verlauf dazwischen wird in den Fotometermessungen deutlicher erkennbar, Abb.2 zeigt als Beispiel die Messung des Fotometers VI im Raum R7. Diese Messung zeigt auch den Tröpfchenpeak nach Einsetzen der Kondensation am Aerosol.

Zur Untersuchung der Zusammensetzung des Aerosols wurden alle Filterproben nach der Massenbestimmung auf ihre Zusammensetzung hin untersucht, die Abb.3 zeigt das Ergebnis anhand der Fe_2O_3 -Fraktion. Nach dem ersten Start der Aerosolgeneratoren, bei dem nur Fe_2O_3 -Aerosol erzeugt wurde, besteht das Aerosol nur aus Fe_2O_3 . Die in der Abbildung erkennbaren Abweichungen nach unten sind auf Verunreinigungen der Apparatur zurückzuführen. Nach dem zweiten Start der Generatoren, fällt der Eisenoxidanteil innerhalb einer Stunde auf einen Wert von ca. 30% und bleibt dann konstant. Diese zeitliche Auflösung wurde durch die zwei Generatorbetriebsphasen mit unterschiedlicher Aerosolzusammensetzung möglich. Es ist keine Abweichung

vom Mischungskonzept erkennbar. Darüberhinaus zeigt die Analyse der Impaktorproben, daß auch keine Abhängigkeit der Partikelzusammensetzung von der Partikelgröße besteht.

Die Gesamtabscheiderate, die sich aus Abb.1 ergibt, ist innerhalb der Meßfehler gleich der der Versuche B3 und B4. Beim Versuch A7 war eine etwas höhere Abscheiderate gefunden worden. Die Nachrechnung mit dem NAUA-Code, die in Abb.1 ebenfalls eingezeichnet ist, ergibt wieder die bekannte Abweichung zur konservativen Seite. Die geringe Volumenkondensationsrate, die von COCMEL berechnet wird, führt dazu, daß durch Kondensation kaum ein Beitrag zur Gesamtabscheidung verursacht wird. Tatsächlich sind jedoch die beobachteten Effekte (Tröpfchenpeak in den Fotometerkurven und Kalorimetermessungen) so groß, daß sie nicht von einer so geringen Kondensationsrate verursacht werden können.

Der Vergleich der berechneten und aus den Messungen abgeleiteten akkumulierten Leckage ergibt einen konservativen Faktor von 2.3.

Mehrraumversuch A9

Der Versuch A9 war von Anfang an als Mehrraumversuch geplant. Nachdem alle anderen Versuche in angenäherter Einraumgeometrie durchgeführt worden waren, sollte der Mehrraumversuch als Testfall für die Anwendbarkeit der Einraummodelle COCMEL und NAUA auf tatsächliche komplexe Geometrien dienen. Das Ziel des Versuchs war, die durch das Mißverhältnis Mehrraumgeometrie zu Einraummodell verursachten Abweichungen zu bestimmen.

Die wesentlichen Änderungen in der Containmentstruktur sind in der Abb.4 schematisch dargestellt, die Abbildung ist eine Abwicklung der einzelnen Räume des Containments. Die Darstellung der Raumgrößen und der Verbindungsquerschnitte ist jeweils proportional, um einen Überblick über die Situation zu erleichtern. Eine Zwischendecke aus Stahl wurde zwischen R1 und R2 eingezogen und alle Öffnungen von R1+3 nach R4 und R6 wurden geschlossen. Ebenfalls geschlossen wurden alle Öffnungen von R9 nach R6 und R8. R6 wurde fast völlig isoliert, die Öffnungen nach R8 und R5 wurden im Querschnitt erheblich reduziert. Die Dampfeinspeiseleitungen blieben unverändert, damit erfolgte die Dampfeinspeisung in zwei verschiedene Raumgruppen: nach R2 am Anfang der Aufheizphase und nach R1 während der anderen Phasen.

Der Versuch A9 wurde zusätzlich zur Mehrraumgeometrie mit Mischaerosol und mit nicht-stationärer Thermodynamik durchgeführt. Dies sind drei Änderungen auf einmal, was dem Konzept des DEMONA-Programms widerspricht, nur eine wesentliche Änderung zwischen zwei Versuchen vorzunehmen. Der generelle Zeitdruck und die Absicht, den letzten Versuch so kompliziert wie möglich durchzuführen, führten jedoch zu der Festlegung von: Drei-Zonen-Geometrie, nicht-stationärer Thermodynamik wie im Versuch B6 und Misch-aerosol aus Eisen- und Zinnoxid wie in Versuch A8.

Zwei Aerosolgeneratoren wurden mit Eisenpentacarbonyl und einer mit Zinnpulver betrieben, der Gesamtverbrauch war 19.8 kg Eisenpentacarbonyl und 3.9 kg Zinnpulver. Mit den Gesamtwirkungsgraden von 90% für den Eisen-oxidaerosolgenerator und von 80% für den Zinnoxidaerosolgenerator ergeben sich gemittelte Aerosolerzeugungsraten von 218 g/min Fe_2O_3 -Aerosol und 96 g/min SnO_2 -Aerosol. Das gemessene Maximum der Gesamtmassenkonzentration im Containment war 7 g/m³.

Schon während des Versuchs konnten die Auswirkungen der vorgenommenen Geometrieänderungen beobachtet werden. Diese sind insbesondere auf die Unterdrückung der großen Konvektionswalze zurückzuführen, die sich in allen bisherigen Aerosolversuchen ausgebildet hatte. So wurde eine Luftanreicherung in dem äußeren Ring von R9 beobachtet, die nur während der Aufheizphase durch Abblasen über die Sumpfventile abgebaut werden konnte. Während der Aerosolmeßphase wurde in R1+R3 eine Dampfanreicherung (keine reine Dampf-atmosphäre wie erwartet) gefunden. Diese verschiedenen Zusammensetzungen der Atmosphäre lassen sich schon aus den Temperaturen ablesen, die in den Abb.5 und 6 gezeigt sind. Man sieht auch, daß die anderen Temperaturen ähnlich dicht zusammen liegen wie in den Einraumversuchen.

Alle mit den Filtern und mit dem Beta-Staubmeter gemessenen Massenkonzentrationswerte sind in der Abb.7 gezeigt. Die Abnahme der Massenkonzentration während der trockenen (bis 52.5 h) und der kondensierenden (ab 52.5 h) Phase erfolgt mit ähnlichen Raten wie im Versuch B6, jedoch ist der Unterschied etwas schwächer ausgeprägt.

Gravierende lokale Unterschiede in der Aerosolkonzentration sind in der Abb.7 nicht zu erkennen. Aus den Fotometermessungen lassen sich jedoch mehr Einzelheiten ablesen. In den zentralen Räumen R1+R3 wurden während der Aerosoleinspeisung und der trockenen Phase die höchsten Konzentrationen aller Versuche insgesamt gefunden. Die Ausbreitung der Aerosolfront durch das Containment ist ebenfalls gut zu verfolgen. Insbesondere sind die

Ankunftszeiten wegen der verlängerten Ausbreitungswege und der schwächeren Konvektion stärker gespreizt als bei den vorherigen Versuchen. Unter dem Dach von R9 wurde die längste Verzögerung mit mehr als 40 Minuten beobachtet.

Interessant ist, daß nach der Wiederaufnahme der Dampfeinspeisung in R1+R3 diese Räume nicht wie erwartet freigespült wurden, sondern daß die gemessenen Massenkonzentrationen sich nicht erkennbar von denen an den anderen Meßorten unterscheiden. Dieses Phänomen konnte erst erklärt werden, nachdem die FIPLOC-Nachrechnungen vorlagen. Dabei ergab sich, daß sich zwei gekoppelte Konvektionswalzen ausgebildet hatten: eine innere von R2 nach R1, R8 und zurück und eine äußere von R8 nach R7, R9, R5, R6 und zurück nach R8. Beide Walzen gehen durch den gemeinsamen Raum R8, wo der Austausch zwischen Dampf und Aerosol stattfindet. Dieses Konvektionsmuster erfaßt alle Räume des Containments mit Ausnahme des äußeren Rings von R9. Die auch in diesen Versuch beobachtete Homogenisierung, sobald der Dampf wieder eingespeist wurde, ist durch diese FIPLOC-Rechnung erklärt.

Das Einsetzen der Kondensation am Aerosol kann in den Fotometerkurven der Messungen außerhalb der zentralen Räume deutlich erkannt werden. Die Verzögerung beträgt weniger als 30 Minuten.

In der Abb.7 ist auch das Ergebnis der Nachrechnung mit NAUA eingezeichnet (ausgezogene Linie). Der Unterschied zwischen Messung und Rechnung ist von der gleichen Art und Größenordnung wie in allen vorherigen Fällen. Die geringe Volumenkondensationsrate, die von COCMEL berechnet wird führt dazu, daß kaum ein Effekt durch Kondensation verursacht wird. Man sieht das deutlich daran, daß die berechnete Kurve keinen Knick an der Stelle des Übergangs zu kondensierenden Verhältnissen zeigt. Tatsächlich sind jedoch die beobachteten Effekte (Tröpfchenpeak in den Fotometerkurven und Kalorimetermessungen) so groß, daß sie nicht von einer so geringen Kondensationsrate verursacht werden können.

Der integrale Vergleich von Messung und Rechnung, die akkumulierte Leckage, ergibt einen Unterschied um einen Faktor 2.4 auf der konservativen Seite. Dieser Wert ist überraschenderweise unauffällig unter denen aller Versuche, die zwischen 1.7 und 3.0 liegen. Das bedeutet, daß der Mehrraumversuch A9 mit den Einraummodellen COCMEL und NAUA ebenso gut nachgerechnet werden konnte wie die vorhergegangenen Einraumversuche. Die Erklärung dafür wurde allerdings erst möglich durch thermodynamische Mehrraumrechnungen,

die zeigten, wie der konvektive Transport durch alle Räume des Containments für einen ausreichend schnellen Ausgleich lokaler Konzentrationsunterschiede sorgt.

3. Weitere Arbeiten

Internationale DEMONA-Nachrechnungen

Im Rahmen eines Studienvertrags mit der EG, Brüssel wurde unter Leitung von KfK/LAF 1 eine Nachrechnung des DEMONA-Versuchs B3 auf internationaler Ebene durchgeführt. Insgesamt elf Teilnehmer aus sieben Ländern haben mit sechs verschiedenen Aerosolcodes, darunter sechsmal NAUA, den Versuch nachgerechnet [6]. Das wesentliche Ergebnis war, daß neun der elf Rechnungen praktisch identisch waren. Die Abweichungen der Rechnungen untereinander waren geringer als der Abstand der Rechnungen zu den experimentellen Ergebnissen. Dies demonstriert den inzwischen international einheitlichen Entwicklungsstand der Aerosolcodes.

Arbeiten zu REST

Ende des Jahres trat ein 'Forschungsvertrag mit Gesamtkostenbeteiligung' mit Euratom, Ispra in Kraft. Gegenstand ist die Resuspension von im Verlauf eines Kernschmelzungfalls im LWR abgeschiedenen Aerosolen aus dem Sumpf, REsuspension Source Term = REST. Das Vorhaben beinhaltet eine dreijährige experimentelle und modelltheoretische Untersuchung dieser Vorgänge, die eine schwache Langzeitquelle von Aerosolen auch nach dem Versagenszeitpunkt des Conatainments darstellen können. Die Vorarbeit dazu war im Rahmen eines Studienvertrags mit der EG, Brüssel geleistet worden [7].

Im Berichtszeitraum wurden Auslegungsstudien durchgeführt und mit der Überholung der Versuchsanlage, ehemaliger NAUA-Versuchsstand, begonnen.

Arbeiten zu BETA

Die Aerosolmessungen im Rahmen des BETA-Programms wurden im Frühjahr mit dem Versuch V4.1 beendet. Die Ergebnisse wurden während des Abschlußworkshops dargestellt.

Arbeiten zu LACE

Als Teil der Beteiligung des BMFT am LACE-Programm, LWR Aerosol Containment Experiments, das bei den Hanford Engineering Development Laboratories durchgeführt wurde, waren Messungen mit den bei DEMONA verwendeten Tröpfchenkalorimetern vereinbart worden. Die Messungen wurden bei zwei der insgesamt sechs LACE-Experimente durchgeführt. Die beiden Versuche, LA4 und LA6, hatten unter allen den engsten Bezug zu den PNS-Arbeiten. LA4 war der Versuch, der den DEMONA-Experimenten am ähnlichsten war, und LA6 war als Resuspensionsversuch definiert, und hat damit einen Bezug zu REST.

Die Kalorimeter arbeiteten bei beiden Versuchen sehr gut, über die Ergebnisse der Messungen und ihre Unterschiede zu den DEMONA-Ergebnissen wird an anderer Stelle berichtet werden.

4. Literatur

[1] H.Bunz, W.Schöck, M.Koyro

Anwendung des NAUA-Codes zur Analyse des Aerosolverhaltens in LWR-Containments bei Kernschmelzunfällen.

Abschlußkolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit 1986, KfK 4170, S.399-408, (1986)

[2] H.Bunz, M.Koyro, W.Schöck

Risk analysis for core melt accidents with the aerosol behavior code NAUA.

4th International ENS/ANS Conference, Genf, 1.-6.6.1986
Transactions, Vol.3, S.261-266, Bern 1986

- [3] W.Schöck, H.Bunz, M.Koyro
Experimente zur Verifikation des NAUA-Codes.
Abschlußkolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit 1986,
KfK 4170, S.381-398, (1986)
- [4] W.Schöck et al.
Results of the DEMONA Program.
4th International ENS/ANS Conference, Genf, 1.-6.6.1986
Transactions, Vol.3, S.211-218, Bern 1986
- [5] H.Bunz, W.Schikarski, W.Schöck
DEMONA - Aerosol behavior experiments under simulated conditions
of an accident in a nuclear power plant.
2nd International Aerosol Conference, Berlin, 22.-26.11.1986
- [6] W. Schöck
Comparison of aerosol code calculations with a DEMONA Experiment.
Workshop on Water-Cooled Reactor Code Evaluation and Uncertainty
Assessment, OECD/CEC, Brussels Sep. 9-11, 1987
- [7] R.Borkowski, H.Bunz, W.Schöck
Resuspension of fission products during severe accidents
in light-water reactors.
KfK 3978 / EUR 10391e, 1986

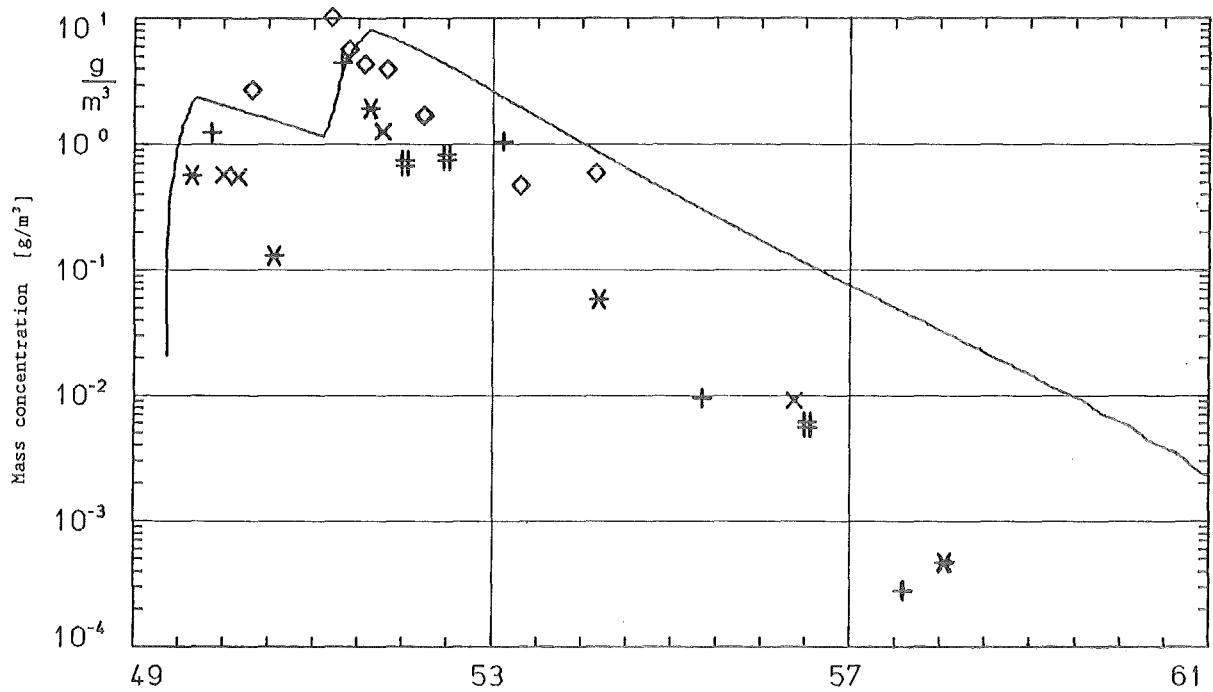


Abb.1: Gemessene und berechnete Aerosolmassenkonzentration als Funktion der Versuchszeit, Versuch A8

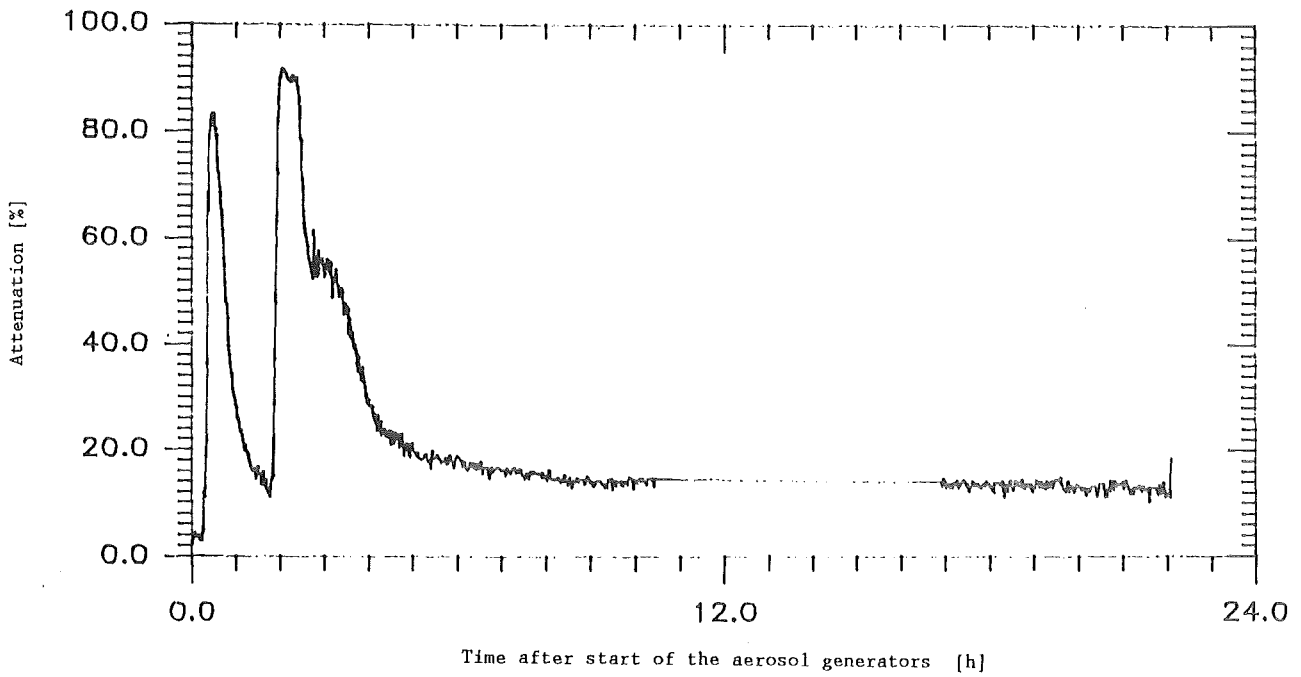


Abb.2: Meßsignal des Fotometers VI im Raum R7, Versuch A8

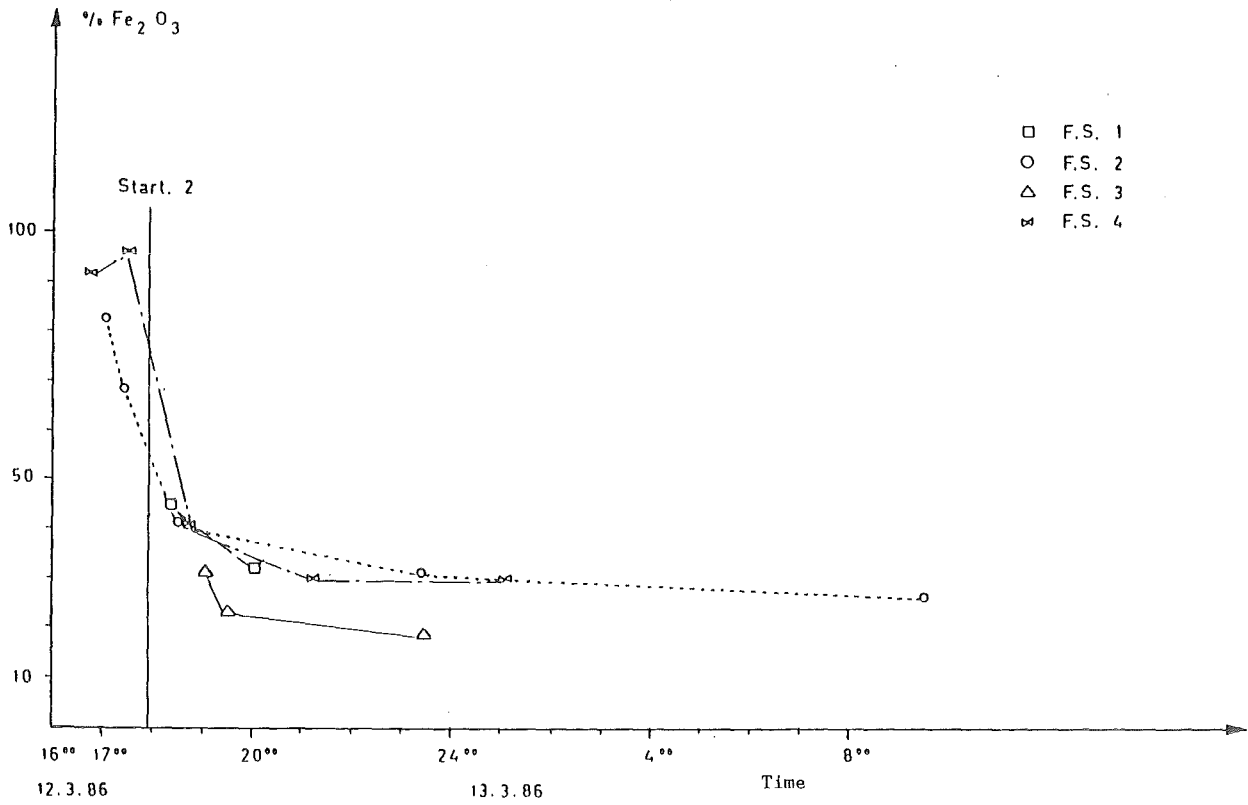
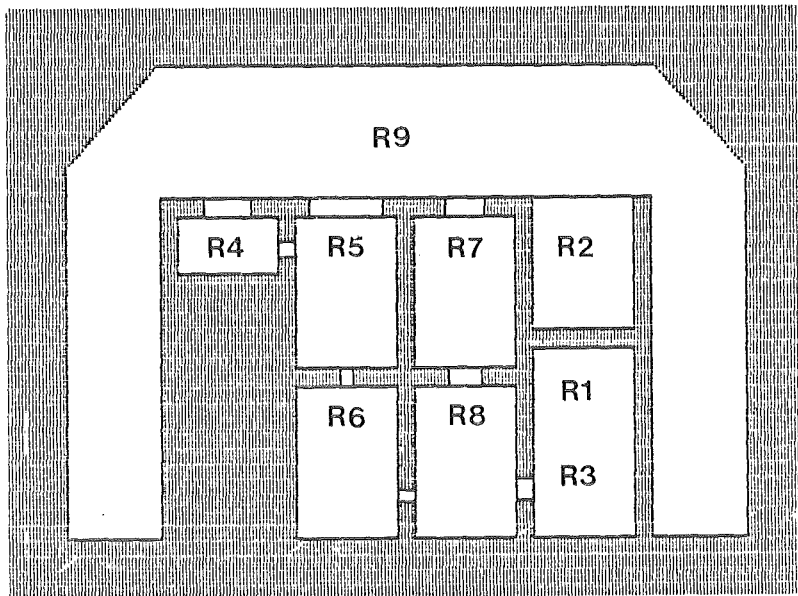


Abb.3: Eisenoxidanteil im Aerosol, Versuch A8



Additional connection R5 - R2

Abb.4: Raumstruktur beim Versuch A9 (schematisch)

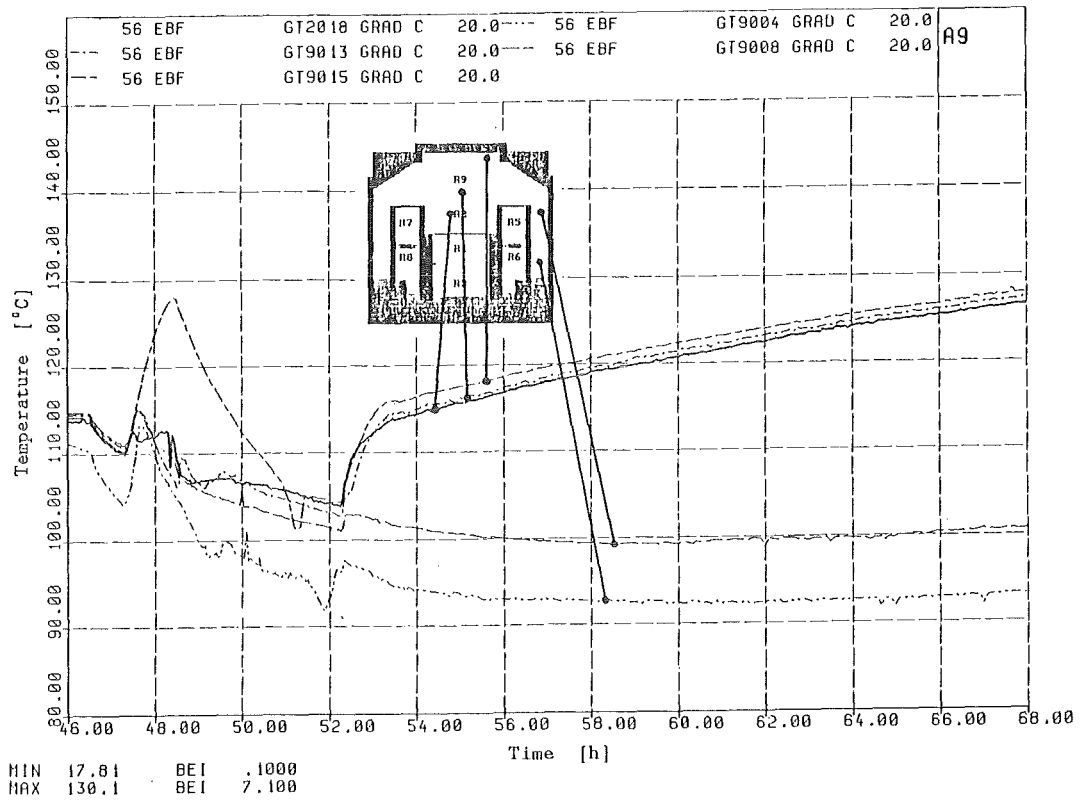


Abb.5: Atmosphärentemperaturen an verschiedenen Stellen im Raum R9, Versuch A9

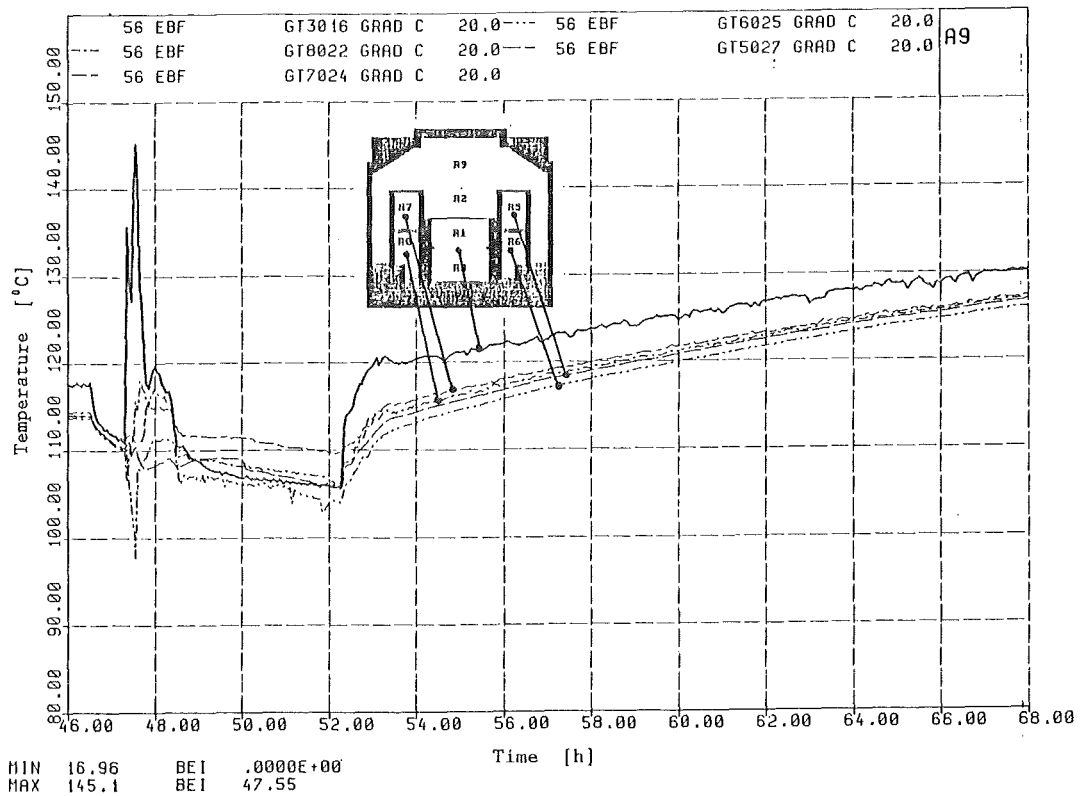


Abb.6: Atmosphärentemperaturen in den inneren Räumen, Versuch A9

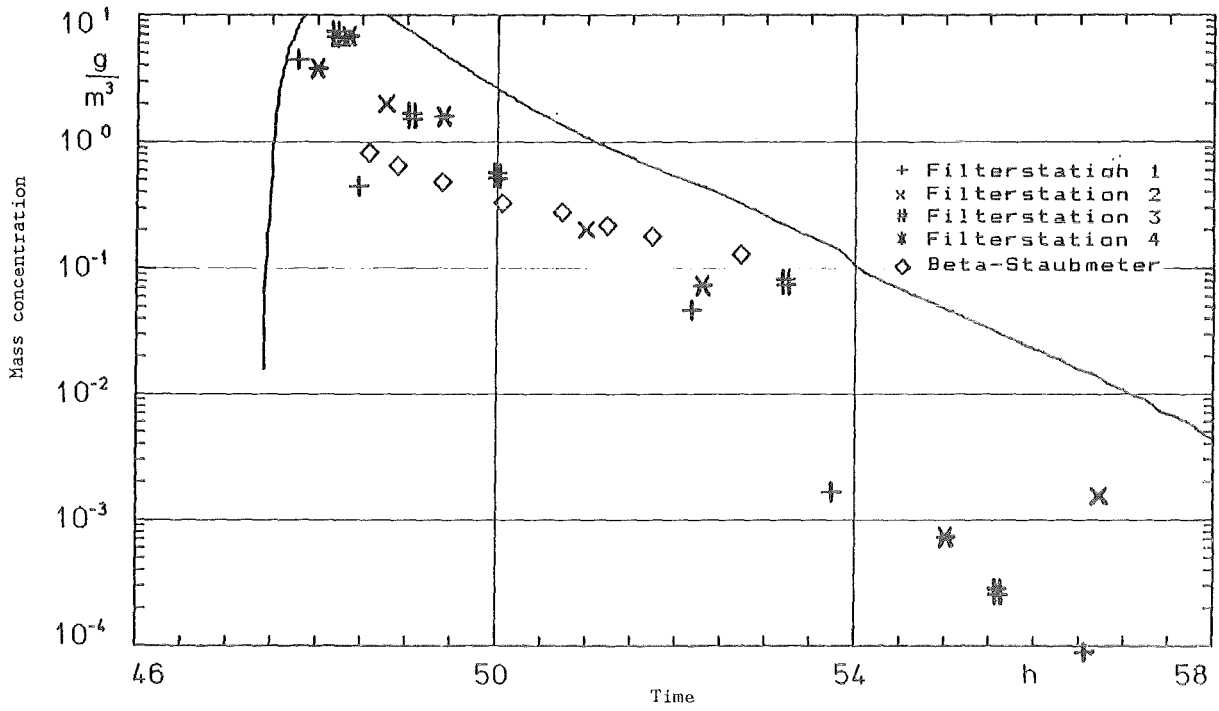


Abb.7: Gemessene und berechnete Aerosolmassenkonzentration als Funktion der Versuchszeit, Versuch A9

06.01.12 Untersuchungen zur Wechselwirkung von Stahlschmelzen in Beton

06.01.12/41A Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung
PNS 4334 von Kernschmelzunfällen
 (H. Alsmeyer, K. Dres, M. Reimann, S. Stiefel, IRB;
 H. Benz, M. Oehmann, E. Schönthal, H. Ziegler, KTB)

1. Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung

1.1 BETA-Experimente

Die BETA-Experimente wurden 1986 nach Ausführung von 19 Experimenten abgeschlossen. Sie wurden durchgeführt mit typischen Schmelzenmassen von 300 kg Stahl mit Chrom und Nickel und 150 kg Aluminiumoxid unter Zugabe von SiO_2 und CaO . Entsprechend der untersuchten Unfallphase wurde die induktive Beheizung der Schmelze von 1900 kW bis zu wenigen hundert kW variiert. Damit wurden die zu erwartenden Phänomene von Beginn der Unfallphase bis zur Krustenbildung in der Schmelze untersucht. Für den in den Experimenten hauptsächlich eingesetzten, in deutschen LWR's verwendeten silikatischen Beton lassen sich die Ergebnisse wie folgt zusammenfassen. (Wegen einer ausführlicheren Darstellung siehe /1/):

- o Für Schmelzen mit hoher Leistungseinspeisung und geringer Krustenbildung an der Grenzfläche zum Beton erfolgt die Erosion des Beton vornehmlich nach unten bei nur schwacher seitlicher Erosion. Dies ist begründet in einem sehr hohen abwärtsgerichteten Wärmeübergang. Der hohe Wärmeübergang hat eine sehr schnelle Abkühlung der Schmelze bis nahe der Erstarrungstemperatur der Stahlschmelze zur Folge, auch wenn die Leistungsdichte in der Schmelze wesentlich über dem Niveau der Nachwärmeleistung liegt.
- o Eine Dispersion der metallischen Schmelze in die überschichtete oxidische Schmelze wird bei hoher Gasfreisetzung aus dem Beton, d.h. hoher Erosionsgeschwindigkeit beobachtet. Die Dispersion ist abhängig von Dichtedifferenz und Zähigkeit der Schmelzephase. Bei Niedertemperatur-Schmelzen mit geringer Gasfreisetzung ist die Schichtung der metallischen Schmelze unter der oxidischen Schmelze der stabile Zustand.
- o Experimente mit niedriger Heizleistung zeigen den Einfluß von Krusten in der Metallphase an der Erosionsfront des Beton. Seitliche und abwärtsgerichtete Erosion werden durch den Wärmeleitwiderstand der Krusten vergleichmäßig. Die Krusten sind gasdurchlässig, so daß die Gase, die aus dem auch weiterhin erodierenden Beton freigesetzt werden, die Schmelze

durchströmen können. Dadurch bleibt der Wärmeübergang aus der Schmelze auch weiterhin hoch, so daß die Temperaturen der Schmelze langfristig in der Nähe der Erstarrungstemperaturen liegen.

- o Die Aerosolfreisetzung aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung mit den verwendeten Materialien ist gering mit Ausnahme einer hohen Freisetzung beim Einguß der Schmelze. Die beobachteten Aerosole sind Kondensationsaerosole; die mechanische Erzeugung von Aerosolen durch Versprühen der Schmelze ist vernachlässigbar.
- o Die Materialanalyse zeigt die schnelle Oxidation von Zirkon und Chrom und nachfolgend von Eisen. Die Zumischung des erschmolzenen Beton und der Metalloxide reduziert die Erstarrungstemperatur der Oxidschmelze unter 1300 °C, auch im Reaktorfall. Daher bleibt die Oxidschmelze als Träger der inneren Wärmequellen sehr lange flüssig.
- o Die Gasanalyse zeigt die stark temperaturabhängige Freisetzung von H₂ und H₂O und in geringerem Maße von CO und CO₂. Die H₂-Freisetzung dominiert bei hohen Temperaturen, bleibt aber auch bei niedrigen Temperaturen nach Entstehung von Krusten von Bedeutung, da die Eisenoxidation andauert. Die verschiedenen Gase stellen sich ins thermodynamische Gleichgewicht bei 800 bis 1000 K.

Die Experimente mit Kalksteinbeton nach amerikanischer Spezifikation zeigen auf Grund des Kalkbrennprozesses eine höhere Freisetzung an CO und CO₂, die insgesamt zu einer um den Faktor 2 bis 3 höheren Gasfreisetzung führt. Weiterhin wurde eine hohe Freisetzung von Aerosolen, im wesentlichen bestehend aus CaO-Kristallen des gebrannten Kalks, beobachtet. Die gleichzeitige Anwesenheit von SiO₂ in einigen Betonsorten reduziert diese Aerosolerzeugung, wahrscheinlich durch Bildung niedrigschmelzender CaO-SiO₂-Mischphasen.

1.2 WECHSL-Code und DWR-Analyse

Bei der Verifizierung des WECHSL-Codes erfolgten Modifikationen im wesentlichen bei der Modellierung des abwärtsgerichteten Wärmeübergangs, dem Void-Verhalten der Schmelze und der Oxidationskinetik des Metalls. Der an Hoch- und Niedertemperaturexperimenten verifizierte Code wurde auf das Niederdruck-Kernschmelzen eines 1300 MW DWR mit Silikatbeton angewandt. Eine ausführlichere Darstellung ist in /2/ gegeben.

Nach den Rechnungen fallen die Temperaturen der Schmelze innerhalb von nur

1000 s von anfangs 2400 °C auf etwa die Erstarrungstemperatur ab (Abb. 1). In dieser Phase verbrennt auch das restliche metallische Zirkon der BE-Hüllen. Die daraus entstehende Reaktionswärme übersteigt dabei die nukleare Nachwärme um ein Vielfaches. In dieser stark transienten Anfangsphase wird in vertikaler Richtung mehr als 1 m Beton aufgeschmolzen. Die danach einsetzenden Erstarrungsprozesse in der metallischen Schmelze verringern die vertikale Erosion nach Bildung erster Krusten auf Werte zwischen 5 und 10 cm/h, und die seitliche Ausbreitung wird von Bedeutung. Die Temperaturen des flüssigen Oxids bleiben langfristig auf dem Niveau der Erstarrungstemperatur des Metalls, auch wenn das Metall vollständig erstarrt ist.

Die Bilanzierung der freigesetzten Gase führt zum Druckaufbau im Containment und nach Sumpfwassereinbruch zum Überdruckversagen nach 4 bis 5 Tagen. Allerdings ist auf Grund der schnelleren H₂-Freisetzung mit einer Verschärfung des Wasserstoffproblems zu rechnen. Das Durchdringen der Fundamentplatte ist in einem Zeitbereich von 4 Tagen bis 2 Wochen zu erwarten. Wenn die Fundamentplatte im Grundwasser liegt, würde die vorhandene Kühlung die vertikale Erosion begrenzen und eine geringe Restwandstärke des Fundamentes von etwa 5 cm könnte erhalten bleiben. Wegen der vorhandenen hohen thermischen und mechanischen Belastung ist jedoch mit der Entstehung von Rissen und Spalten in dieser dünnen Platte zu rechnen, so daß von einer sicheren Barrierewirkung nicht mehr ausgegangen werden kann. Im Hinblick auf die Auslaugung von Spaltprodukten durch Grundwasserkontakt ist zu berücksichtigen, daß zu diesem Zeitpunkt leichtflüchtige Spaltprodukte nicht mehr in der Schmelze vorhanden sind.

2. Langzeitverhalten der Kernschmelze im Fundamentbereich

Zur Ergänzung der Aussagen des WECHSL-Codes wurden unabhängige Rechnungen mit dem Wärmeleitcode HEATING 5 durchgeführt, der in geeigneter Weise für diese Rechnungen modifiziert wurde. HEATING 5 berechnet zeitabhängig die Ausbreitung von Temperaturfeldern in Mehrkomponentensystemen aufgrund von Wärmeleitung, wobei Schmelz- und Erstarrungsprozesse berücksichtigt werden. Die Modifikationen des Rechenprogrammes beziehen sich auf die Verteilung der inneren Wärmequellen im Bereich der Kernschmelze: Die Wärmequellen verteilen sich homogen auf den gesamten flüssigen Bereich, wobei natürlich durch das Zuschmelzen von Silikaten die Wärmequellendichte verringert wird. Bei Wiedererstarrten der Schmelze verbleiben die Wärmequellen auch im erstarrten Be-

reich.

Die Rechnungen wurden durchgeführt in Zylindergeometrie. Sie starten mit einem nach WECHSL-Rechnungen festgelegten Anfangsvolumen der Schmelze bei 10 000 sec, nachdem die stark transienten Prozesse abgeklungen sind. HEATING kann als Wärmeleitcode die konvektiven Wärmeübergangsprozesse natürlich nicht genau modellieren. So berechnet das Programm den Wärmeübergang z.B. richtungsunabhängig, unterscheidet also nicht zwischen Wärmeübergang an horizontalen und senkrechten Flächen. Der Einfluß der den Wärmeübergang verbessernden Konvektion in der flüssigen Schmelze wird durch eine effektive Wärmeleitfähigkeit in der flüssigen Phase berücksichtigt, die ein Mehrfaches der molekularen Leitfähigkeit beträgt. Parameterrechnungen zeigen jedoch, daß die Rechenergebnisse, insbesondere im Hinblick auf die Langzeitprozesse, wie maximale Erosion der Schmelze, nur wenig von der Wahl der effektiven Wärmeleitfähigkeit abhängen. Ein Vorteil des Heating-Programms ist, daß die Wärmeleitung im nicht erschmolzenen Fundament exakt berücksichtigt wird, eine Möglichkeit, die z.Z. in WECHSL nicht vorhanden ist.

Die metallische Phase der Schmelze bleibt in diesen Rechnungen unberücksichtigt, da zu späten Zeiten der weitaus größte Teil der Schmelze oxidisch ist und die Nachwärme zum weit überwiegenden Teil im Oxid freigesetzt wird. Entsprechend wird auch die Wärmefreisetzung aus der Oxidation der Metalle vernachlässigt. Die Nachwärmeleistung folgt zeitabhängig der Way-Wigner-Formel und berücksichtigt, daß leicht flüchtige Spaltprodukte nicht mehr in der Schmelze vorhanden sind.

Die Heating-Rechnungen sind als Ergänzung zu den WECHSL-Rechnungen zu sehen, um die Aussagen des WECHSL-Codes z.B. im Hinblick auf die Fundamentdurchdringung vollständig unabhängig zu überprüfen. Andererseits erhält man mit HEATING wichtige Abschätzungen, insbesondere für die maximale Erosion des Betonfundamentes und die entsprechende Zeit, für die diese Erosion zu erwarten ist.

2.1 Halb-unendliches Betonfundament

Als Grenzfall eines sehr dicken Reaktorfundamentes wurde das Fundament als halb-unendlich angenommen. Ferner wird vorausgesetzt, daß die Oberfläche der Schmelze mit Wasser bedeckt ist. Dies führt zum Sieden auf der Schmelzbad-

oberfläche und zur Ausbildung einer Oberflächenkruste, deren Dicke langfristig zunimmt. Eine Fragmentierung der Schmelze durch das Sumpfwasser und damit eine veränderte Bedingung für die Wärmeabfuhr aus der Schmelze wird nicht betrachtet, da wegen der physikalischen Eigenschaften der Schmelze eine Fragmentierung kaum möglich ist.

Abb. 3 zeigt aus HEATING-Rechnungen die Erosionsfront der Schmelze im Fundamentbereich zu bestimmten Zeiten für einen 1300 MW-Druckwasserreaktor. Demzufolge ist eine Erosionstiefe von etwa 6 m, entsprechend der realen Fundamentdicke, nach 11,5 Tagen zu erwarten. Aus den WECHSL-Rechnungen war ein Zeitraum bis Fundamentdurchdringung von 4 Tagen abgeschätzt worden. Die mit HEATING berechneten Schmelzkonturen zu späteren Zeiten zeigen ein weiteres Vordringen der Schmelzfront vor allem in senkrechter Richtung bis zu einer maximalen Tiefe von 19 m bis 10^8 s. Die radiale Erosion beträgt maximal 13 m. Zum Zeitpunkt 10^8 s beginnt die Erstarrung des großen Schmelzevolumens von den unteren Rändern her, da über die Oberfläche der Kontur durch Wärmeleitung mehr Wärme abgeführt wird als aufgrund der fallenden Nachwärmeleistung erzeugt wird. An der Oberseite der Schmelze erkennt man die mit der Zeit wachsende Kruste, die sich infolge der Sumpfwasserkühlung ausbildet. Die Erosionstiefen und Zeiten sind vergleichbar den Resultaten, die von Peckover et al. unter ähnlichen Annahmen berechnet wurden /3/.

Abbn. 4 und 5 geben das Isothermenfeld im Betonfundament und in der Schmelze zu zwei ausgewählten Zeiten wieder. Es zeigt deutlich, daß aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit des Betons die Zone des erhitzten Betons zwischen der Schmelzisotheime $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ und der $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ Isotheime sich nur sehr langsam verbreitert. Der geringe Abfluß von Energie in die Umgebung ist der wesentliche Grund dafür, daß der erschmolzene Bereich im Fundament so große Dimensionen annimmt. Auch die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit des Fundamentes durch das Armierungseisen hat hier nur einen geringen Einfluß.

Die schraffierte Fläche im Inneren der Schmelzisotheime in den Abbn. 4 und 5 kennzeichnet den flüssigen Bereich. Die hierin berechneten Temperaturen sind teilweise deutlich über $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Damit liegen sie, da nur aufgrund von Wärmeleitung berechnet, deutlich über real zu erwartenden Temperaturen, die durch Konvektionsmechanismen, wie die gasgetriebene Durchmischung der Schmelze, bei maximal $1500\text{ }^{\circ}\text{C}$ zu erwarten sind. Wie bereits erwähnt, hat eine weitere Erhöhung der effektiven Wärmeleitfähigkeit im flüssigen Bereich zur Simulierung

der Konvektion nur einen geringen Einfluß auf die Erosion und wirkt schwach erosionssteigernd. Der Grund liegt in dem, gemessen an der integrierten Nachwärme, vergleichsweise kleinen Energieinhalt der Schmelze, der oberhalb der Erstarrungstemperatur gespeichert ist.

Der Einfluß des Sumpfwassers auf der Schmelzenoberfläche ist durch die Ausbildung der Oberflächenkruste zu erkennen. Die nach oben abgeführte Wärme führt nach kurzzeitigem Filmsieden zum Blasensieden auf der Kruste. Vergleicht man die Rechnungen mit Sumpfwasserkühlung mit Rechnungen, die lediglich Wärmestrahlung von der Oberfläche modellieren, so zeigt sich, daß die bessere Wärmeabfuhr durch Sumpfwasser sich lediglich durch eine etwas geringere radiale Erosion im oberflächennahen Bereich auswirkt. Der Verlauf der Schmelzfront in der Tiefe ist sowohl zeitlich wie auch von der räumlichen Ausdehnung nahezu identisch. Dieses erklärt sich aus dem hohen Wärmedurchgangswiderstand der sich bildenden Oberflächenkruste, deren Dicke zunimmt, wenn sich die Oberflächenkühlung verbessert. So wirkt eine sich verstärkende Kruste einer erhöhten Wärmeabfuhr nach oben entgegen. Die Wärmeabfuhr über die Badoberfläche beträgt, ähnlich wie bei reiner Strahlung, typisch 40 bis 50 % der Nachwärmeleistung.

Bei einem Unfall, bei dem das gesamte Kerninventar mit dem Fundament in Kontakt kommt, ist unter den angegebenen Voraussetzungen eine große Erosionstiefe von 19 m zu erwarten. Im Hinblick auf die Fundamentdurchdringung würde eine Entlastung nur eintreten, wenn eine ganz wesentliche Verminderung der Coremasse angenommen werden kann. Die Grenz-Erosionstiefen sind unter den hier diskutierten Bedingungen näherungsweise proportional der 2ten Wurzel der Reaktorleistung bzw. der Coremassen. Dies erklärt sich aus der plausiblen Annahme, daß zum Zeitpunkt des Stillstandes der Schmelzfront die Wärmestromdichte \dot{q} , die über die Oberfläche der Schmelzenkaverne an die Tiefe des Betons abgeführt wird, unabhängig von der Coremasse bzw. der anfänglichen Nachwärmeleistung \dot{Q}_{NWL} in der Schmelze ist. Damit ergibt der Energiesatz bei einer halbkugelförmigen Kontur mit dem Radius r_{max} aus der Gleichheit zwischen Nachwärme und der über die Kontur abgeführten Wärme

$$\dot{Q}_{\text{NWL}} \approx \alpha \dot{q} \cdot 2 \pi r_{\text{max}}^2$$

Darin ist α ($\approx 0,5 \div 0,6$) der Anteil der Nachwärmeleistung, der nicht über die Badoberfläche in das Containment abgegeben wird. Damit folgt

$$r_{\max} \sim \sqrt{\dot{Q}_{\text{NWL}}}$$

Nach Peckover /3/ ist bei einer Reduzierung der Coremasse auf etwa 20 % des Inventars eines 1300 MW-Reaktors noch eine Erosion bis 7,6 m zu erwarten, die nach etwa 200 Tagen erreicht wird. Doch liegt auch hier die Fundamentdurchdringung bei 6 m Tiefe noch im Zeitraum eines Monats.

2.2 Endliches Fundament mit Grundwasserkontakt

Reaktoranlagen, die in Flußnähe gebaut sind, besitzen teilweise Fundamente, deren Unterseite im Grundwasser liegt. Für diese Situation wurden ebenfalls HEATING5-Rechnungen durchgeführt. Dabei wurden die folgenden Voraussetzungen gemacht: Das Fundament ist 7 m dick und wird auf seiner Unterseite so intensiv von Grundwasser gekühlt, daß der Unterseite eine Isotherme von 20 °C aufgeprägt wird. Die übrigen Bedingungen sind entsprechend Abschnitt 2.1 unverändert.

Abb. 6 zeigt die berechnete Form der Schmelzkaverne im Betonfundament zu verschiedenen Zeiten. Abb. 7 und 8 geben, daraus abgeleitet, die zeitliche Entwicklung der maximalen axialen und radialen Erosion. Zunächst ist das Fortschreiten der Kaverne von der Kühlung auf der Fundamentunterseite unbeeinflusst. Erst bei dichter Annäherung an die Fundamentunterseite, bei der hier angenommenen Fundamentstärke nach 23 Tagen ($2 \cdot 10^6$ s), stoppt die vertikale Erosion im Bereich der Mittelachse (bei Radius = 0) durch die Kühlung des Grundwasser. Die Wärme wird dann in diesem Bereich ohne weitere Erosion durch Wärmeleitung über ein wenige Zentimeter dickes Restfundament abgeleitet. Die verbleibende Restwandstärke hat praktisch die gleiche Dicke wie die wasserüberflutete Kruste auf der Schmelzenoberseite. Sie besetzt auf der Innenseite die Schmelztemperatur des Betons (1300 °C), auf der Außenseite hat sie Kühlwassertemperatur. Diese Kruste ist aufgrund der thermischen und mechanischen Spannungen nicht als eine dichte Barriere gegen Kontakt des Grundwassers mit der Schmelze anzusehen; sie wird langzeitige Auslaugprozesse der silikatigen Krusten nicht verhindern können. Eine Bewertung dieser Situation im Hinblick auf den Eintrag wichtiger Radionuklide in das Grundwasser muß gesondert ausgeführt werden.

Die Kühlung der Fundamentunterseite begrenzt zwar den Schmelzfrontfortschritt

nach unten. Da jedoch dadurch eine stabile Wärmeabfuhr noch nicht erreicht ist, breitet sich die Schmelze weiter in radialer Richtung aus. Sie erreicht ihre maximale radiale Ausdehnung mit 12 m Radius nach 230 Tagen ($2 \cdot 10^7$ s); Konsequenzen für statisch wichtige Einbauten im Containment wurden bisher nicht ermittelt. Wegen der Gleichheit der Kühlungsbedingungen für die Schmelzenober- und unterseite wird die Kavernenform, wie unter den Voraussetzungen reiner Wärmeleitung zu erwarten ist, zunehmend symmetrisch zur Mittelebene des Fundamentes bei 3,5 m. Die Abnahme der Nachwärmeleistung führt zur langsamen Erstarrung der Schmelze, die von den Rändern der Kaverne nach innen fortschreitet. Sie wurde hier berechnet bis zu 690 Tagen, bei denen noch 600 m^3 der Schmelze flüssig sind.

Die Abbn. 9a - c zeigen den Isothermenverlauf im Fundament zu charakteristischen Zeiten. Die $1300 \text{ }^\circ\text{C}$ -Isotherme trennt den schraffierten flüssigen Bereich vom festen Beton bzw. von der erstarrten Schmelze. Für die Isothermen im flüssigen Bereich und im Beton gelten die Aussagen in Abschnitt 2.1 entsprechend.

3. Überlegungen zur Kühlbarkeit flacher Schichten

Aufgrund der in Abschnitt 2 dargestellten Ergebnisse stellt sich die Frage, ob durch bestimmte Maßnahmen die Problematik der Fundamentdurchdringung vermieden oder gemildert werden kann. Als mögliche Maßnahme wird im folgenden die Ausbreitung der Schmelze auf dem Fundament in Form einer flachen Schicht und ihre Kühlung durch Fluten mit Wasser diskutiert.

Dabei ist aus heutiger Kenntnis die Frage nach dem Auseinanderfließen einer heißen Schmelze, je nach Bedingung auch bei gleichzeitiger Anwesenheit von Wasser, nur schwer zu beantworten. Bei den hier betrachteten flachen Schmelzeschichten kann auch die Fragmentierung an der Schmelzenoberfläche durch den Wasserkontakt wichtig sein. Sie kann die Höhe der in geschlossener Form vorliegenden Schmelzeschicht reduzieren.

Die Diskussion bezieht sich im folgenden stets auf den Anteil der Schmelze, der als geschlossene Schicht der Höhe h vorliegt und die an der Oberseite von verdampfendem Sumpfwasser gekühlt wird. Damit ist die Oberflächentemperatur auf $100 \text{ }^\circ\text{C}$ fixiert. Eine Erosion des Betons kann dann sicher vermieden

werden, wenn die Coriumschicht an ihrer Unterseite die Schmelztemperatur des Betons von 1300 °C nicht überschreitet und keine Wärme in den Beton eingeleitet wird. Die weiter unten ausgeführten instationären Rechnungen zeigen, daß diese hier eingeführten Voraussetzungen nicht übermäßig konservativ sind und eine recht gute Näherung darstellen. Die tiefere Begründung für die Güte dieser Annahme liegt in der Theorie der eindimensionalen Wärmeleitung, wonach jeder noch so kleine stationäre Wärmestrom langfristig zum Aufschmelzen einer ebenehalb-unendlichen Schicht führen würde.

Unter den genannten Voraussetzungen ist die Coriumschicht erstarrt. Die in ihr durch innere Wärmequellen freigesetzte Energie wird durch Wärmeleitung nach oben abgeführt. Die Temperaturverteilung in der Schicht ist parabolisch und hat ihr Maximum mit $dT/dz = 0$ an der Kontaktfläche zum Beton (Wärmscheide). Die Coriumschicht darf unter diesen Bedingungen eine maximale Höhe h von

$$h = \sqrt{\frac{2 \lambda (T_1 - T_0)}{\dot{q}_i}} \quad (1)$$

haben. Es bedeuten λ die Wärmeleitfähigkeit des festen Coriums (3 W/mK), $T_1 - T_0$ die Temperaturdifferenz über der Schicht (1300 °C - 100 °C = 1200 °C), \dot{q}_i die volumetrische Nachwärmeleistung ($\dot{q}_i = \dot{Q}/V = 23 \text{ MW}/24 \text{ m}^3 = 0,96 \text{ MW/m}^3$ bei 3000 s im 1300 MW DWR bei unverdünnter Corium-Schmelze).

Aus Gleichung (1) folgt die kühlbare Schichthöhe zu 8,7 cm; höhere Schichten führen zur Betonerosion. Der Flächenbedarf für diese Schicht ergibt sich aus (1) zu

$$F = V/h = \sqrt{\frac{\dot{Q} V}{2 \lambda (T_1 - T_0)}} \quad (2)$$

Mit den angeführten Zahlen errechnet man eine Fläche von 276 m². Gl. (2) zeigt, daß wegen der Begrenzung der Fläche in existierenden Reaktoranlagen die Kühlung am ehesten gelingt, wenn das Volumen der Schmelze möglichst klein ist. Eine Vergrößerung des Schmelzevolumens, z.B. durch Zumischung von erschmolzenem Beton, verringert die Möglichkeit der Kühlbarkeit. Darum muß die Ausbreitung der Schmelze möglichst schnell erfolgen. Gelingt es, einen Teil

der Schmelze durch andere Mechanismen, z.B. durch Fragmentierung, kühlbar zu machen, so sinkt der Flächenbedarf. Bei Halbierung der zu kühlenden Coriummasse ist bei gleicher Wärmequellendichte die notwendige Kühlfläche 138 m^2 , entsprechend einem Kreis mit dem Radius $6,62 \text{ m}$. Die noch kühlbare maximale Schichthöhe ist ungeändert $8,7 \text{ cm}$.

Durch Auskleidung des Betonfundaments mit hochschmelzendem Liner-Material kann die zulässige Temperaturdifferenz in Gl. 1 und 2 um maximal den Faktor 2 erhöht werden. Daraus resultiert jedoch nur eine Erhöhung der zulässigen Schichthöhe bzw. Reduzierung der Kühlfläche um $\sqrt{2}$. Des weiteren bleibt zu untersuchen, ob der Beton unter dem sehr heißen Liner hinreichend stabil bleibt.

Im Hinblick auf die Gültigkeit obiger Rechnungen und zur Bewertung des Schmelzeverhaltens bei größeren Schichthöhen als die, die nach Gl. (1) noch kühlbar sind, wurden instationäre Wärmeleitrechnungen durchgeführt, wozu wie in Abschnitt 2 das modifizierte Rechenprogramm HEATING5 verwendet wurde.

Die Anfangs- und Randbedingungen für die eindimensionalen Rechnungen sind: Anfangstemperatur der Schmelze zum Zeitpunkt des Betonkontakts $2000 \text{ }^\circ\text{C}$; Sumpfwasser auf der Coriumschicht; zeitabhängige Nachwärmeleistung ohne leicht flüchtige Spaltprodukte nach Way-Wigner; Wärmeleitfähigkeit im Beton und im Corium 2 W/mK . (Aus rechentechnischen Gründen muß hier die Wärmeleitfähigkeit im Beton und im Corium denselben Zahlenwert haben. Aus Gl. (1) folgt die stabil kühlbare Schicht unter diesen Bedingungen zu $7,07 \text{ cm}$.) Die Schichthöhen wurden mit $6,55 \text{ cm}$, 10 cm , 15 cm und 40 cm parametrisiert.

Abb. 10 zeigt die berechnete Erosion der Schmelze im Betonfundament. Die Schicht mit der Anfangshöhe $h_0 = 0,0655 \text{ m}$ (Schmelzenradius = 11 m) verursacht, in Übereinstimmung mit Gl. (1), keine Betonerosion. Doch bereits eine Schicht der Höhe $0,1 \text{ m}$ erzeugt eine Fundamenterosion in der Weise, daß nach 58 Tagen $6,5 \text{ m}$ Tiefe erreicht sind. Dies zeigt, wie schnell der Übergang zur nicht-kühlbaren Konfiguration und zur Fundamentdurchdringung erfolgt. Bei größerer anfänglicher Schichthöhe verläuft die Erosion schneller. Die gestrichelte Linie bei $h_0 = 0,4 \text{ m}$ zeigt den Einfluß der Grundwasserkühlung unter dem Fundament. Bemerkenswert ist, daß für alle Schichthöhen, die zur Fundamenterosion führen, langfristig nahezu 50% der Nachwärme an das Sumpfwasser, die übrigen 50% an den Beton abgegeben werden.

Abbn. 11 und 12 zeigen die Entwicklung der Temperaturen im Betonfundament und in der Coriumschicht, beginnend mit dem Zeitpunkt des Corium-Beton-Kontakts bei 3000 s. Abb. 11 zeigt die stabil kühlbare Schicht der Höhe 0,0655 m. Im Beton bilden sich die typischen instationären Wärmeleitprofile aus, ohne daß die Schmelztemperatur im Beton von 1300 °C überschritten wird. Hingegen überschreiten bei der Schichthöhe 0,1 m die Temperaturen die Schmelztemperatur, auch erkennbar an dem durch den Schmelzprozeß verursachten Knick im Temperaturprofil. Die Position dieses Knicks zu verschiedenen Zeiten kennzeichnet das Eindringen der Schmelze in das Fundament.

Die Untersuchungen können wie folgt zusammengefaßt werden:

- o Nur sehr dünne Schichten von Corium auf Beton mit Höhen kleiner als 10 cm sind durch Wasser von oben kühlbar.
- o Bei geringer Erhöhung der Corium-Schichtdicke beginnt die Betonerosion, die unter den hier angenommenen Randbedingungen zur Fundamentdurchdringung führt.

Literatur

- /1/ Alsmeyer, H., BETA-Experimente zur Verifizierung des WECHSL-Codes, in Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit, KfK 4170, '86, S.409-30
- /2/ Reimann, M., Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze Beton Wechselwirkung und Anwendung auf den Kernschmelzunfall, in Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit, KfK 4170, '86, S.431-53
- /3/ R.S. Peckover, B.D. Turland and R.T.P. Whipple, On the growth of melting pools in sacrificial materials, in Proc. 3rd P.A.H.R. Information Exchange, (ANL-78-10) (1978)

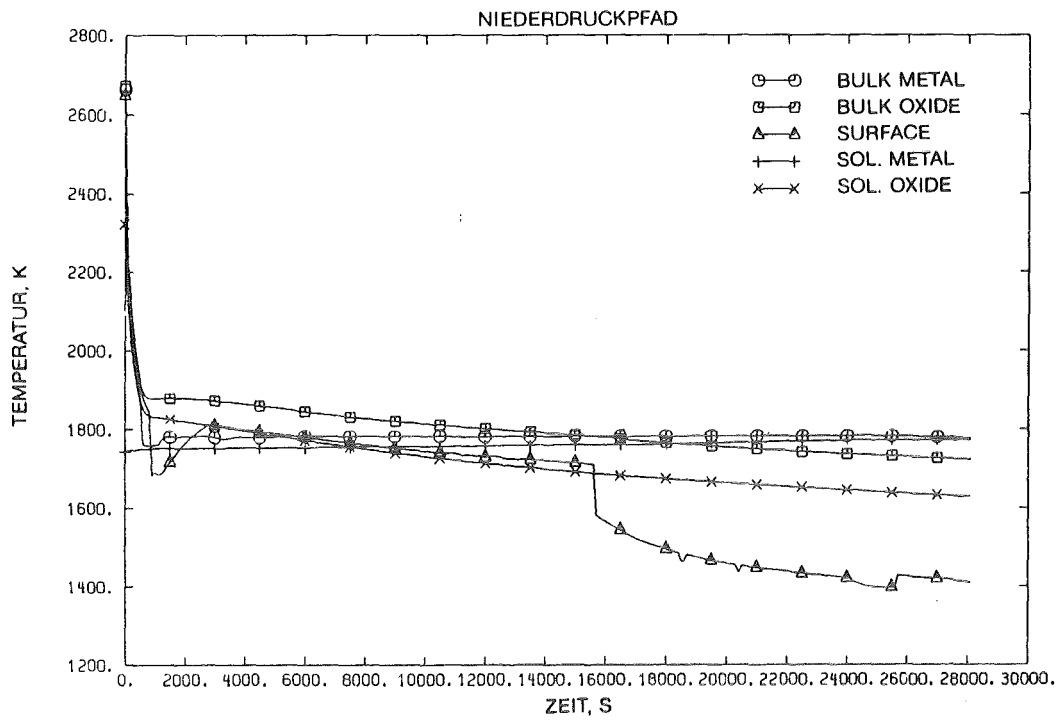


Abb. 1: Temperatur der Kernschmelze nach Schmelze-Beton-Kontakt

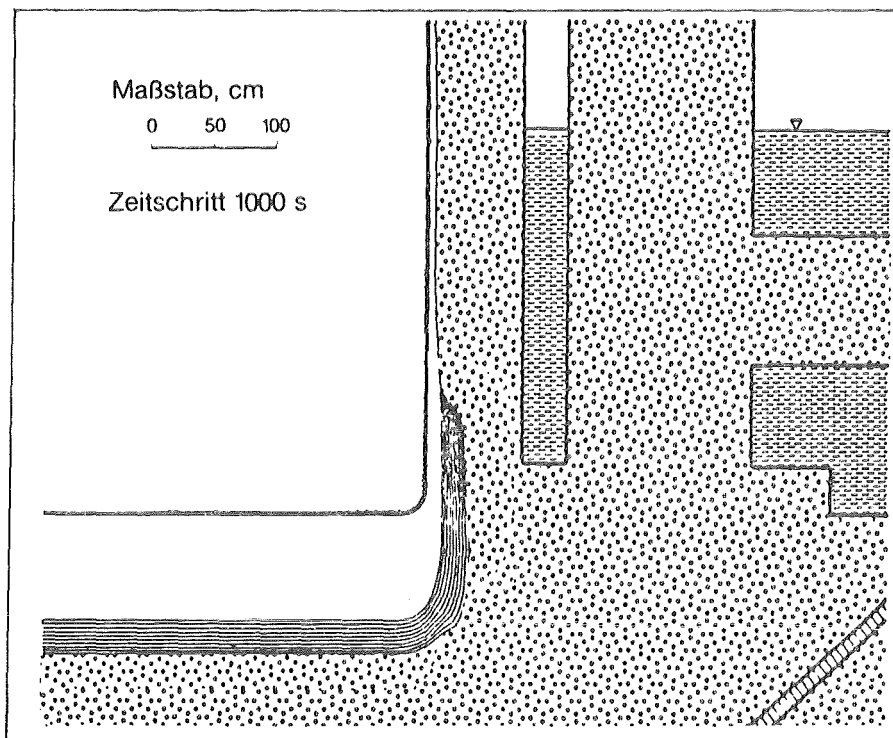


Abb. 2: Erosion des Reaktorfundaments während der ersten 10000 s

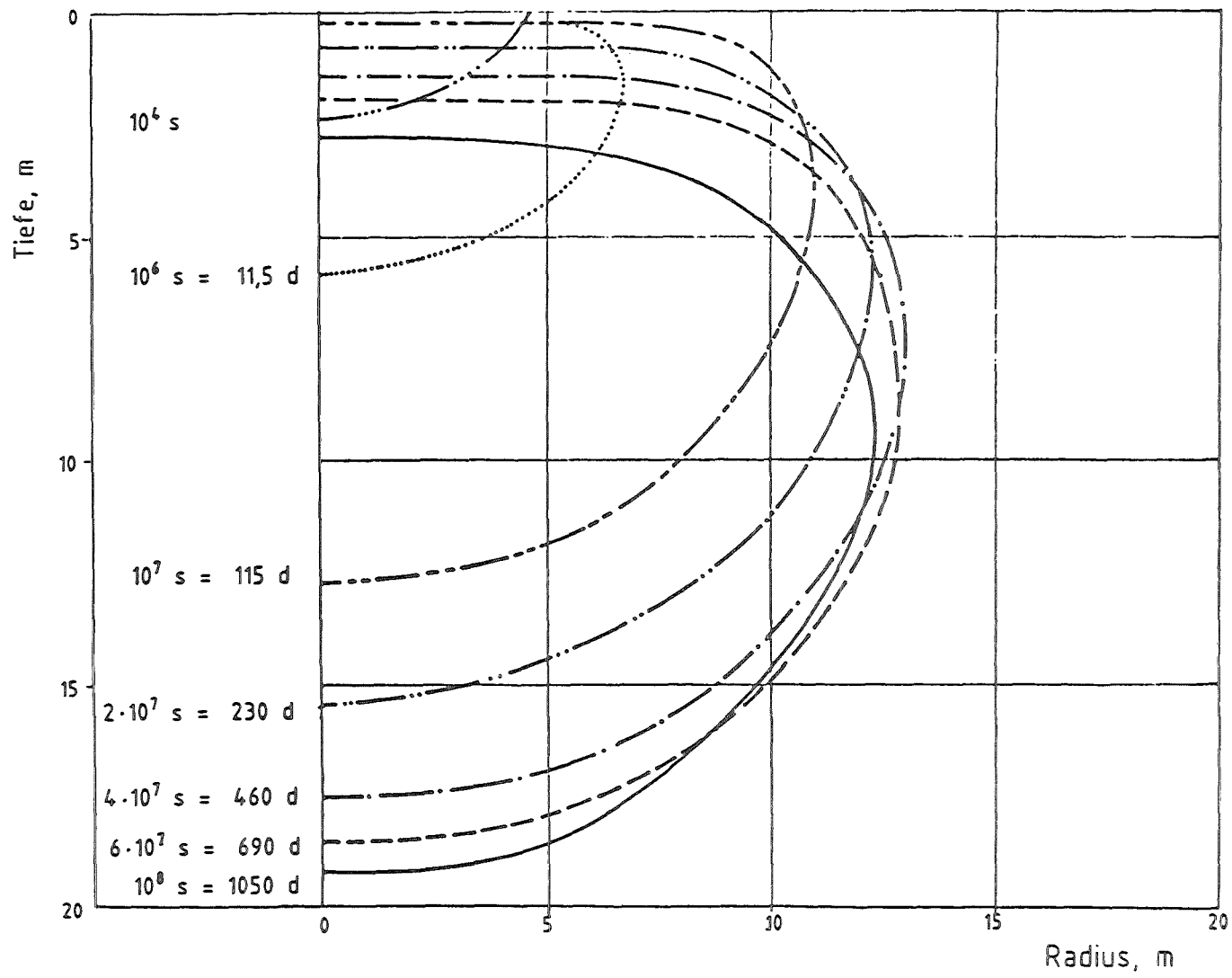


Abb. 3 Ausbreitung der Schmelzfront im halbunendlichen Betonfundament

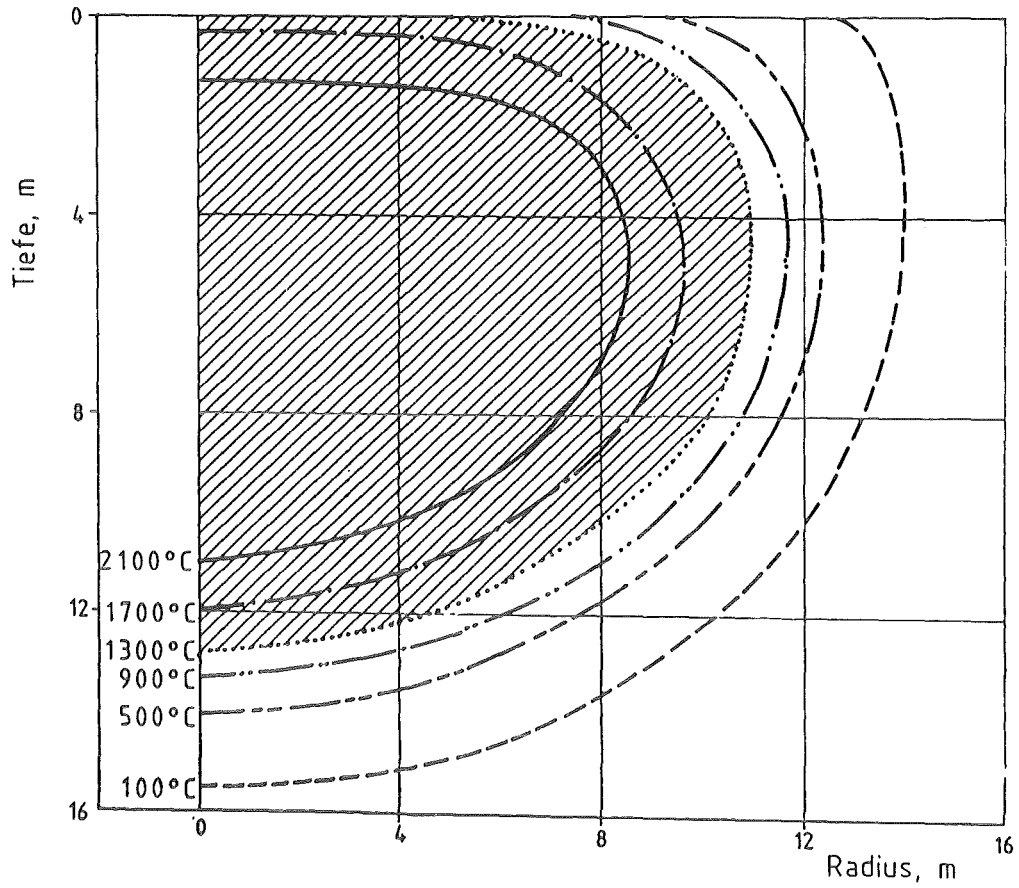


Abb. 4 Isothermen in Fundament und Schmelze bei $10^7 s = 115 d$

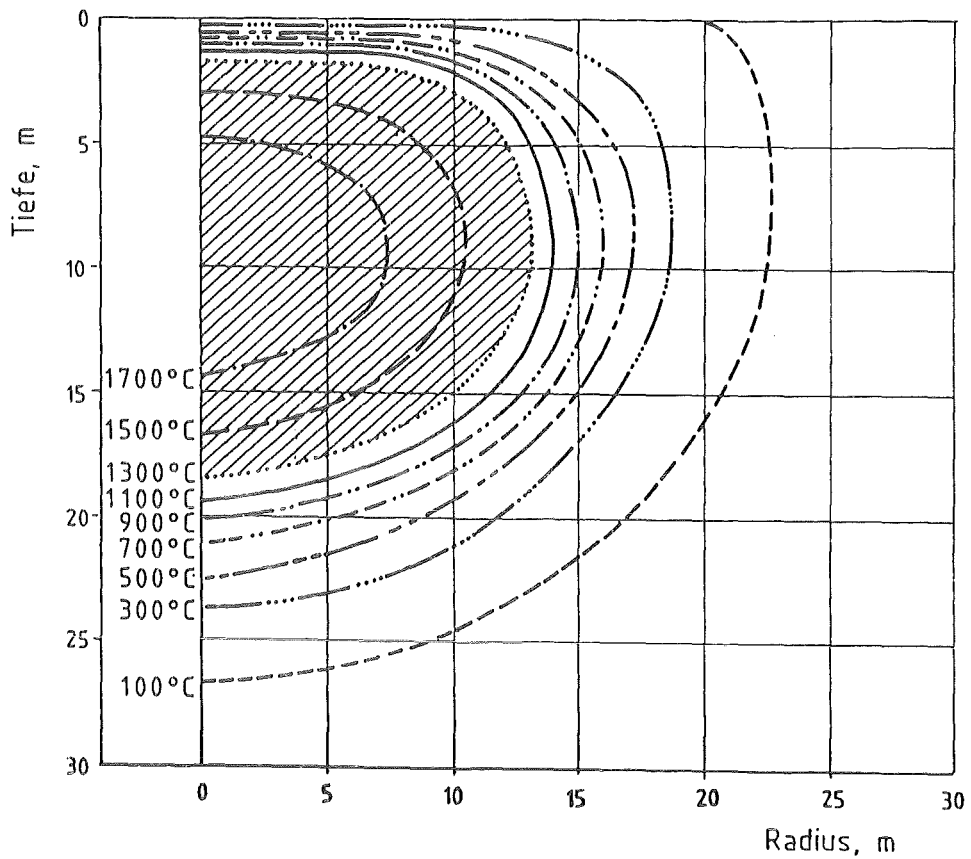


Abb. 5 Isothermen in Fundament und Schmelze bei $10^8 s = 1150 d$

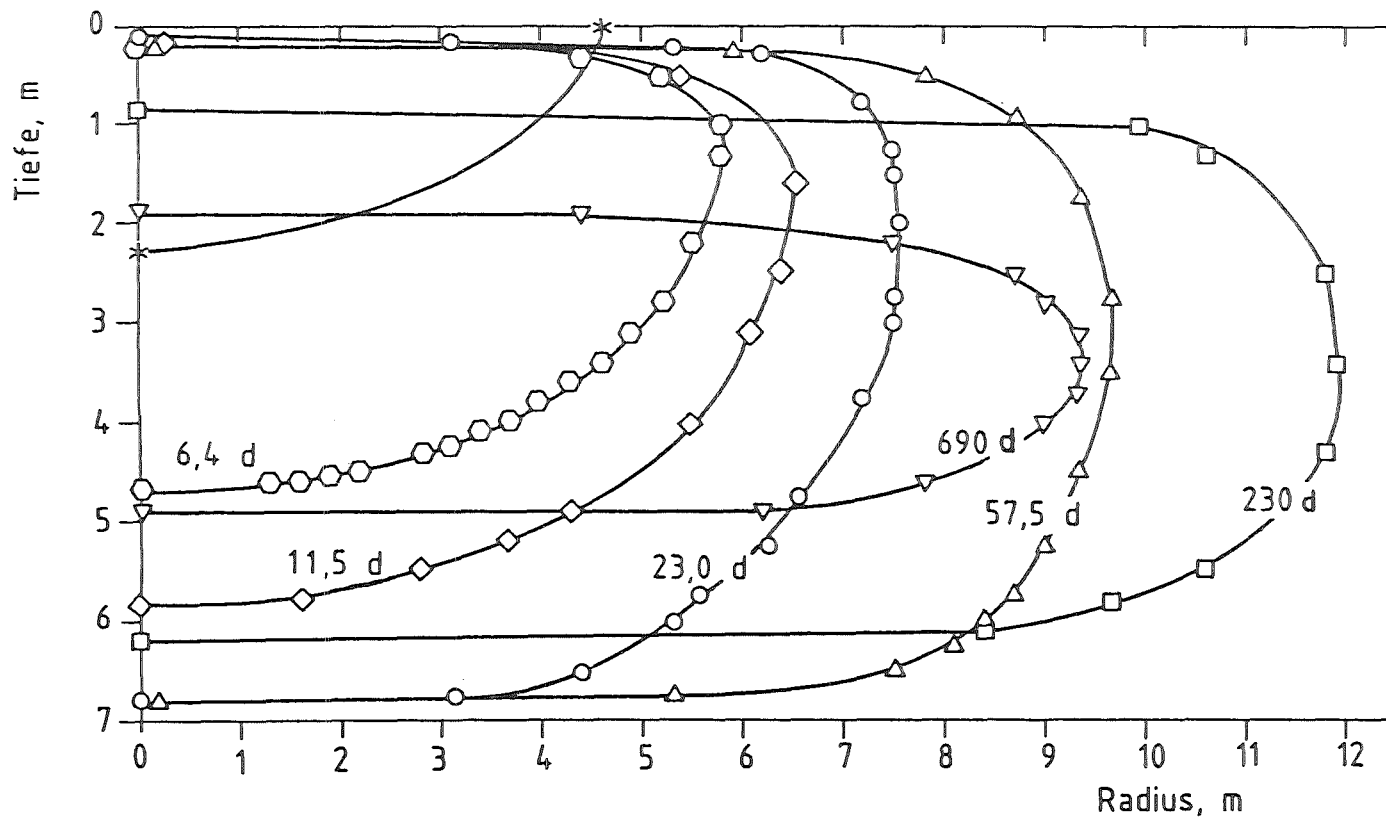


Abb. 6 Ausbreitung der Schmelzfront im Betonfundament unter der Annahme einer 20 °C-Isotherme in 7 m Tiefe (Grundwasserkontakt)

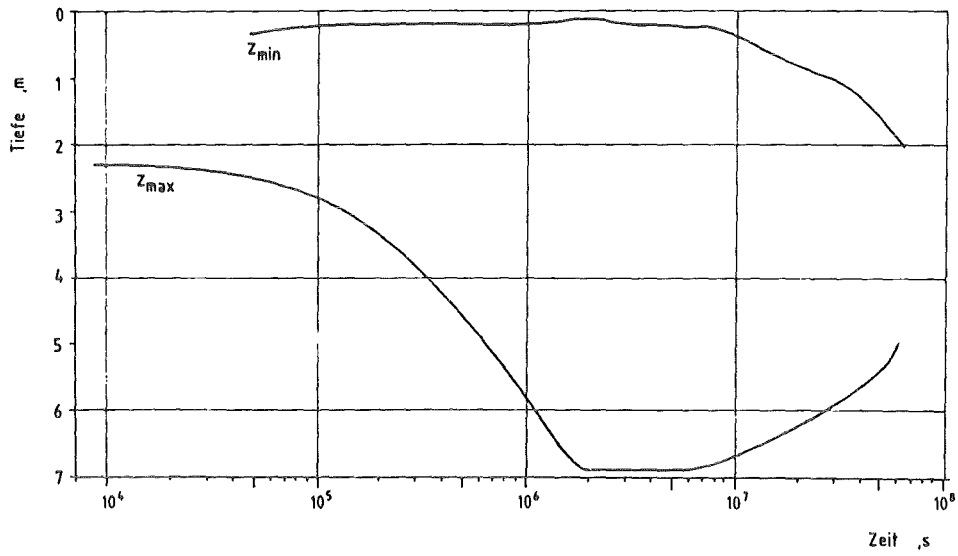


Abb. 7 Vertikaler Schmelzfrontfortschritt im Betonfundament
 z_{min} : Dicke der Kruste auf Schmelzenoberseite
 z_{max} : Position der Schmelzenunterseite

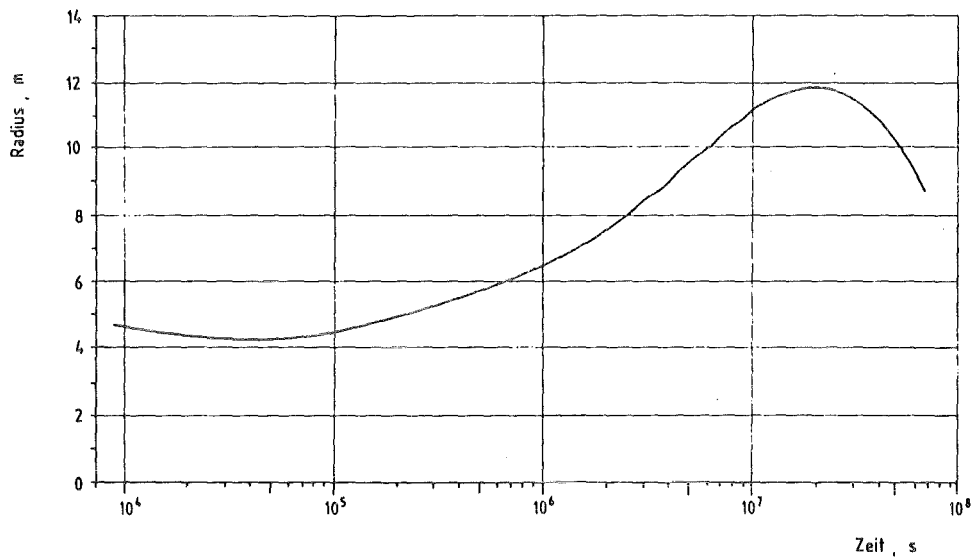
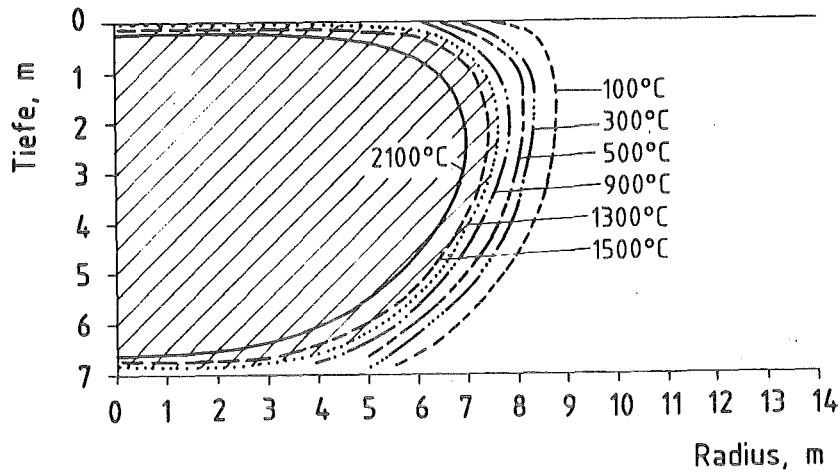
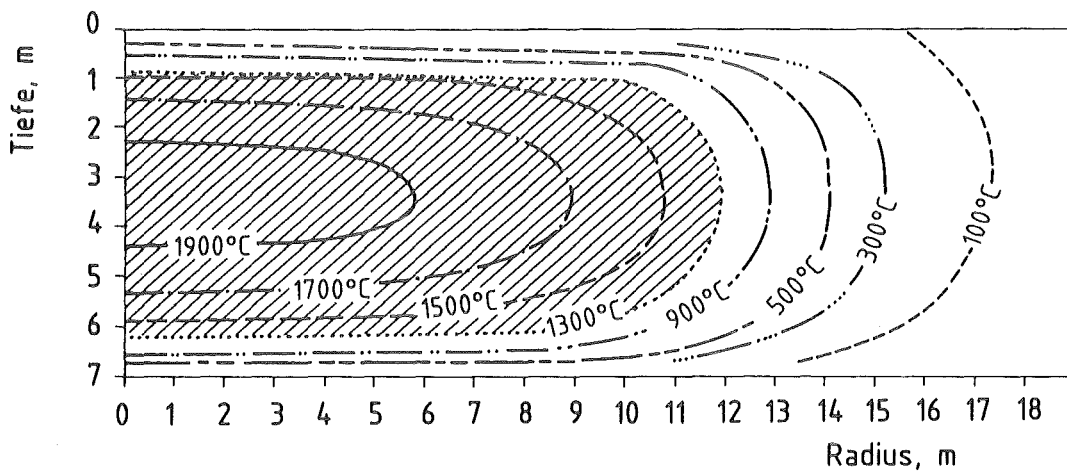


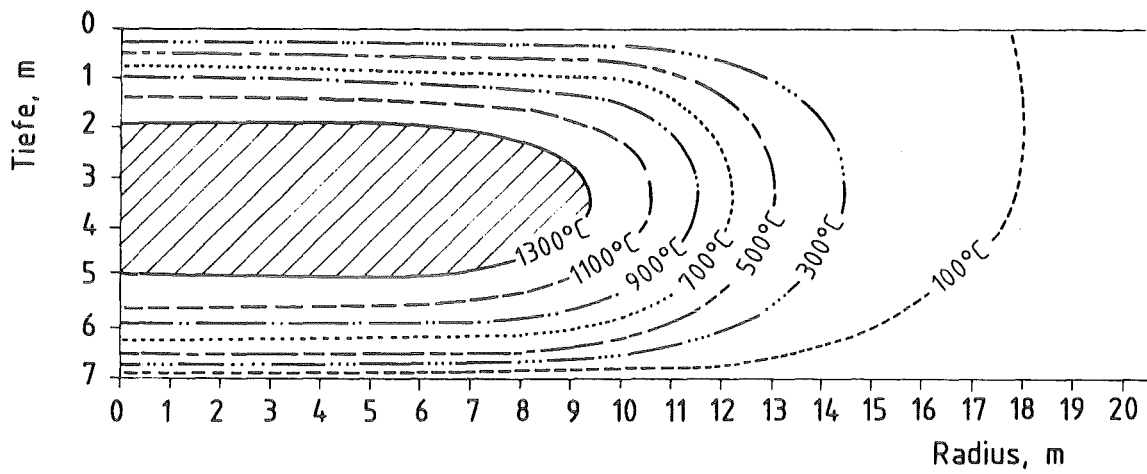
Abb. 8 Radialer Schmelzfrontfortschritt im Betonfundament



a) bei $2 \cdot 10^6$ s = 23 d



b) bei $2 \cdot 10^7$ s = 230 d



c) bei $6 \cdot 10^7$ s = 690 d

Abb. 9 Isothermen in Fundament und Schmelze

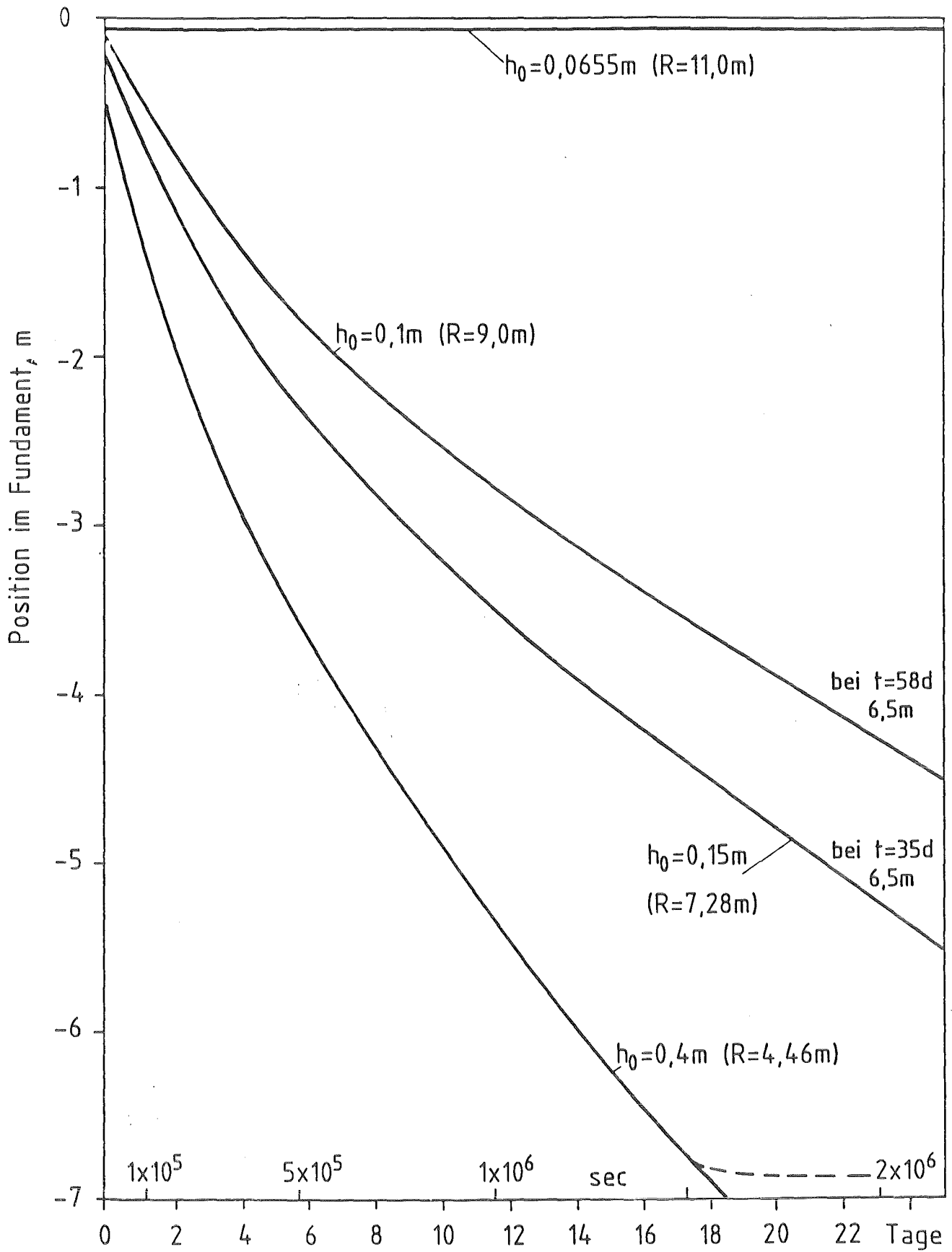


Abb. 10 Eindringen einer Kernschmelze unterschiedlicher Anfangsschichthöhe h_0 in das Betonfundament bei Wasserkühlung auf der Oberfläche (Wärmeleitrechnung)

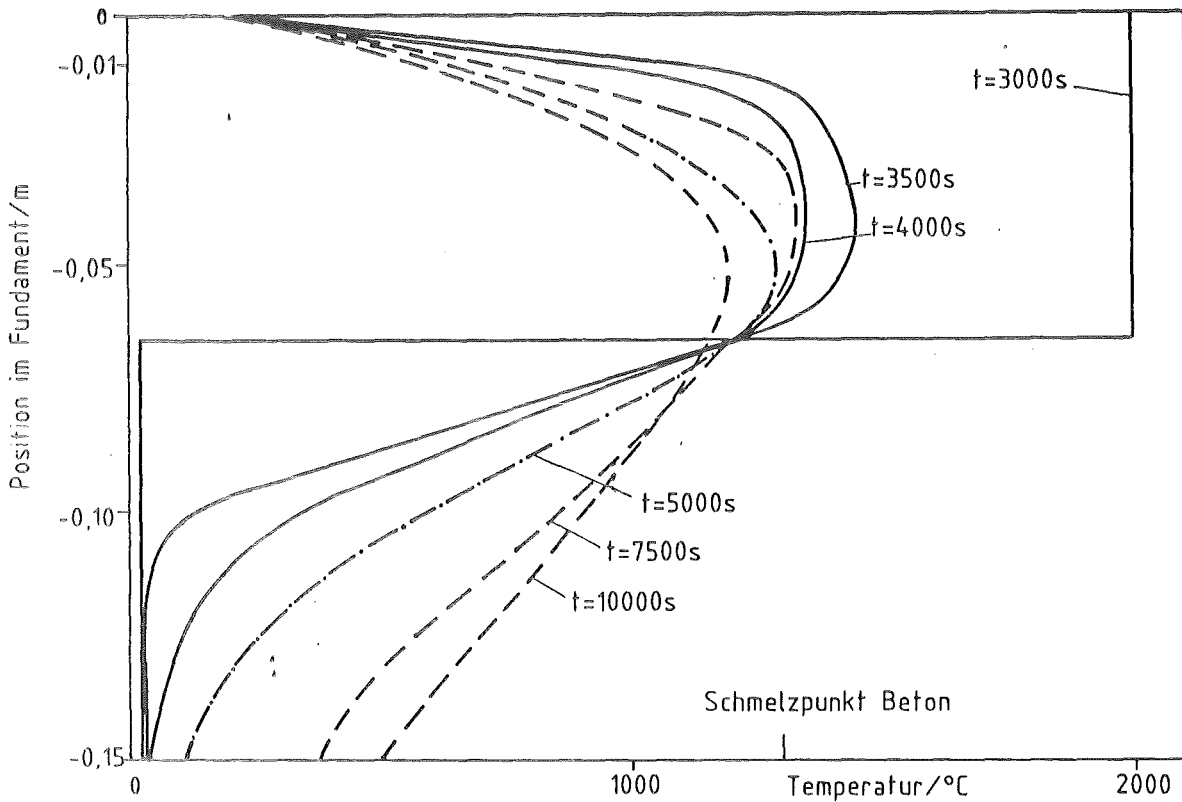


Abb. 11 Verhalten einer flachen Kernschmelze der Höhe $h_0=0.0655\text{m}$ auf Beton: Temperaturprofile zu verschiedenen Zeiten (Wärmeleitrechnung).

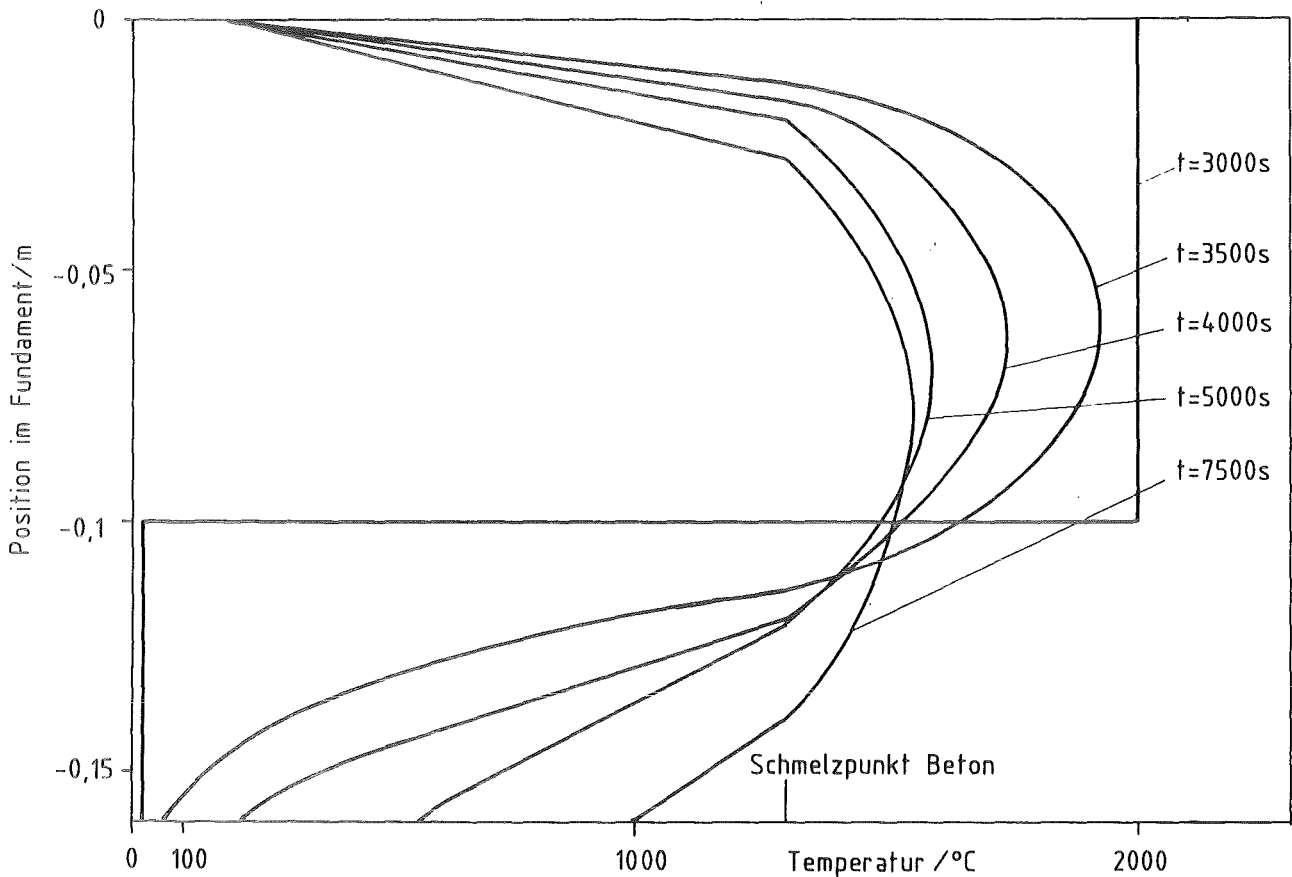


Abb. 12 Verhalten einer Kernschmelze der Höhe $h_0=10\text{cm}$ auf Beton: Die instationären Temperaturprofile lassen das Eindringen der Schmelze erkennen (Wärmeleitrechnung).

06.01. SICHERHEIT UND UMGEBUNGSSCHUTZ VON KKW

**PNS-Teilprojekt 4400 - Verbesserung der Spaltproduktrück-
haltung und Reduktion der Strahlenbelastung**

06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren

4400 - 1

- 06.01.14 Abluftfilterung an Reaktoren
- 06.01.14/27A Untersuchungen zum Auftreten und zur
PNS 4414 Abscheidung von penetrierenden Iodver-
bindungen in der Abluft von Kernkraft-
werken
(U. Reichert, LAF II)

1. Allgemeines.

In der Abluft von Kernkraftwerken tritt gasförmiges Radioiod im allgemeinen vorwiegend als elementares Iod (I_2) und als Methyljodid (CH_3I) auf. Daneben kommen andere Iodverbindungen vor, die u. U. von den in den Iodfiltern enthaltenen Aktivkohlen nur in geringem Maße abgeschieden werden. Der Anteil der schwer abscheidbaren Iodverbindungen ist in der Abluft von Kernkraftwerken gewöhnlich gering (Größenordnung: 1%) Erheblich größere Anteile können aber nicht ausgeschlossen werden.

Natur, Herkunft und Abscheidungsverhalten der penetrierenden Iodverbindungen sind nicht bekannt. Sie sollen im Rahmen dieser Untersuchungen bestimmt werden. Außerdem soll das Abscheidungsverhalten weiterer, bisher nicht oder nur in unzureichenden Maße untersuch-

ter Iodverbindungen geklärt werden.

Wegen der geringen Radioiod-Konzentrationen in der Abluft von Kernkraftwerken beim Normalbetrieb ist eine Untersuchung der chemischen Natur des Anteils an penetrierenden Iodverbindungen im Kernkraftwerk nicht möglich. Die Arbeiten im Berichtszeitraum umfaßten daher

- 1) Versuche zur Synthese verschiedener mit ^{131}I markierter Alkyliodide und
- 2) Bestimmung ihres Abscheideverhaltens an verschiedenen Iodsorbentien unter Filter-Betriebsbedingungen.

2. Versuche zur Synthese ^{131}I -markierter Alkyliodide

Neben den schon seit längerer Zeit durchgeführten Abscheidungsversuchen mit Methyljodid waren im Vorjahr schon erste Versuche mit Ethyljodid durchgeführt worden. Diese waren allerdings nur bedingt auswertbar, da stets die Beladung des Sorbens um 1 - 2 Zehnerpotenzen zu hoch war (2 - 9 mg Ethyljodid pro Gramm Aktivkohle; angestrebt waren Beladungen in der Größenordnung von 50 - 100 μg pro Gramm Aktivkohle).

Die Ursache für diesen Mangel lag in den unterschiedlichen Stoffeigenschaften von Methyljodid und Ethyljodid: Während sich Methyljodid aufgrund seines niedrigen Siedepunktes problemlos bei mäßiger Temperatur (40°C) mit dem Schutzgasstrom aus dem Reaktionsgemisch austreiben und an geeigneter Stelle wieder auskondensieren läßt, muß Ethyljodid, wie alle weiteren, in Zukunft zu untersuchenden Alkyliodide, destillativ aus dem Reaktionsgemisch abgetrennt werden. Dies führte zu einer Vergrößerung des Ansatzes (bei gleichbleibender Menge an Aktivität), so daß es unmöglich war, Ethyljodid mit einer annähernd so hohen Aktivität pro Masseinheit herzustellen wie Methyljodid.

Methyljodid Ansatz: 10 mg $K^{127}I$
10 mCi $Na^{131}I \Rightarrow$ spez. Akt. ca.
1 mCi/mg CH_3I

Ethyljodid Ansatz: 8000 mg $Na^{127}I$
10 mCi $Na^{131}I \Rightarrow$ spez. Akt. ca.
 10^{-3} mCi/mg C_2H_5I

Es galt also zunächst, eine Synthesemethode zu erarbeiten, die zur Darstellung von Ethyljodid mit einer höheren spezifischen Aktivität geeignet ist. Hierfür ist wichtig, daß

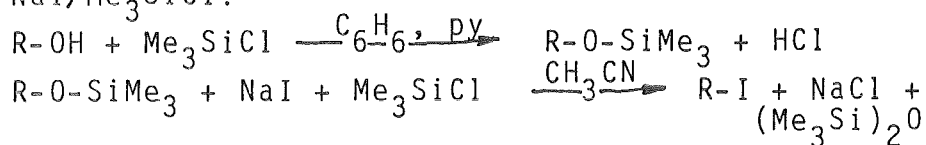
- 1) die Darstellung mit möglichst wenig apparativem Aufwand (am besten in einer geschlossenen Apparatur) durchführbar ist
- 2) vor und nach der Destillation möglichst keine weiteren Reinigungsoperationen nötig sind
- 3) im Reaktionsgemisch keine weiteren Verbindungen mit ähnlicher Flüchtigkeit wie das gewünschte Alkyljodid vorhanden sind (Lösungsmittel, Reagenzien, Nebenprodukte).

Zunächst wurden also - in inaktiver Form - verschiedene gängige Darstellungsmethoden für Alkyljodide daraufhin überprüft, ob sie den gestellten Anforderungen genügen. Diese inaktiven Vorversuche wurden jeweils mit Ethanol und 1-Pentanol durchgeführt, um zu überprüfen, inwieweit wechselnde Eigenschaften des Alkohol/Alkyljodid-Paares die Reaktion beeinflussen, z. B. $Kp. EtOH > Kp. EtI$ ($78^{\circ}C$ bzw. $72^{\circ}C$), aber: $Kp. 1-PentOH < Kp. 1-PentI$ ($134^{\circ}C$ bzw. $156^{\circ}C$)
Ethanol: gut wasserlöslich, 1-Pentanol: wasserunlöslich
Ethyljodid: Destillation unter Normaldruck möglich,
Pentyljodid: Vakuumdestillation nötig.

Im einzelnen wurden folgende Methoden zur Darstellung von Alkyljodiden untersucht:

- 1) Umsetzung des entsprechenden Alkohols mit NaI /Trimethylsilylpolyphosphat (PPSE):
 $R-OH + NaI \xrightarrow{PPSE} R-I + NaOH$
(T. Imamoto et al., Synthesis 1983, 460)

- 2) Überführung des Alkohols in den entsprechenden Trimethylsilylether und Umsetzung des Silylethers mit NaI/Me₃SiCl:



(T. Morita et al., Synthesis 1979, 379)

- 3) Umsetzung des entsprechenden Alkohols mit 95%iger H₃PO₄/NaI:



(H. Sorantin, Radiochem. Radioanal. Letters, 4, 149 (1970))

Hierbei zeigte sich, daß die erste Methode, die von allen die besten Ausbeuten lieferte, (98 - 99%), leider für die Darstellung aktiver Alkyl iodide am wenigsten geeignet war, da sie nicht in einer geschlossenen Apparatur durchgeführt werden konnte. Auch die zweite Methode, die im entscheidenden zweiten Schritt ebenfalls sehr gute Ausbeuten lieferte (85 - 92%), war am Ende nicht geeignet zur Darstellung aktiver Alkyl iodide, da das Reaktionsgemisch der zweiten Stufe stets Acetonitril (Lösungsmittel) und Hexamethyldisiloxan (Nebenprodukt) enthält; zwei Verbindungen, die auf Grund ihrer Flüchtigkeit sich nicht destillativ von den gewünschten Alkyl iodiden trennen lassen.

Daher wurde auf die ältere, auch schon zur Darstellung von aktivem Ethyl iodid angewandte Methode von Sorantin zurückgegriffen. Wegen der recht drastischen Reaktionsbedingungen muß hier allerdings mit geringeren Ausbeuten gerechnet werden. Außerdem muß bei jedem neu darzustellendem Alkyl iodid zuerst überprüft werden, ob der entsprechende Alkohol in 95%iger H₃PO₄ stabil ist oder unerwünschte Nebenreaktionen (H₂O-Eliminierung, Polymerisation etc.) eingeht.

Bei diesen Versuchen zeigte sich, daß primäre Alkohole (Ethanol, 1-Pentanol, 1-Octanol, 1-Butanol) prob-

lemlos zu den entsprechenden Alkyliodiden reagieren, wobei die Ausbeuten im Bereich zwischen 65 und 80% lagen. Einfache sekundäre Alkohole (Isopropanol) reagieren ebenfalls glatt (Ausbeute 75%); weitere sekundäre (3-Pentanol, Cyclohexanol) und tertiäre Alkohole (tert. Butanol, 3-Methyl-3-pentanol) werden noch untersucht.

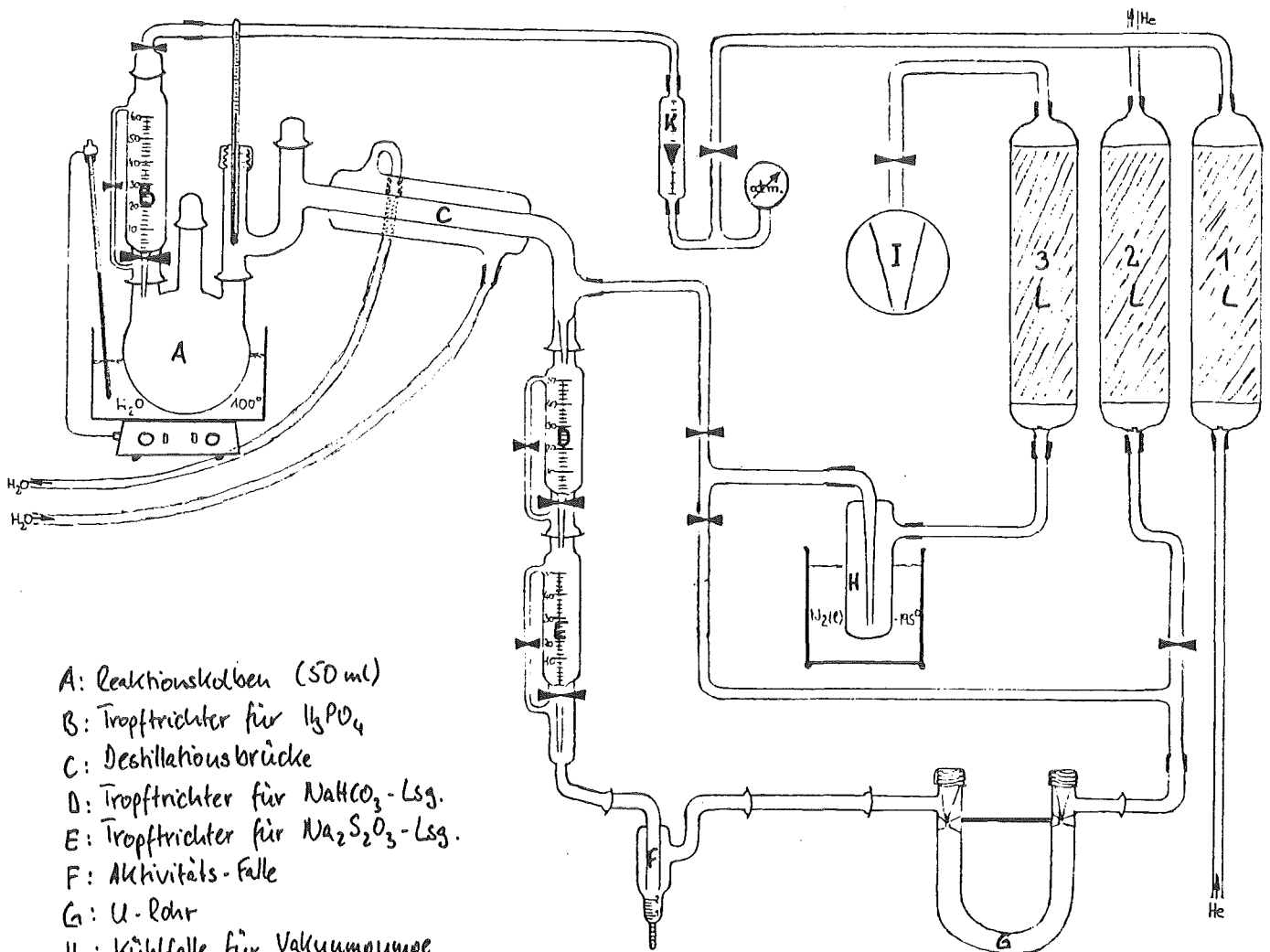
Um möglichst hohe Ausbeuten und ein möglichst reines Produkt zu erhalten, ist es wichtig, daß bei schlecht oder nicht wasserlöslichen Alkoholen (1-Pentanol, 1-Octanol) möglichst genau equimolare Mengen Alkohol und Natriumiodid eingesetzt werden; bei gut wasserlöslichen Alkoholen (Ethanol, Isopropanol) kann der Alkohol im Überschuß eingesetzt werden.

Die nach der Destillation erhaltenen rohen Alkyliodide werden in 2 hintereinandergeschalteten Tropftrichtern mit NaHCO_3 - und $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$ -Lösung gereinigt und setzen sich am Ende als farblose Flüssigkeiten - schwerer als H_2O - im unteren Tropftrichter ab, von wo aus sie in ein entsprechendes Vorratsgefäß abgelassen werden können.

Die Reinheit der auf diese Weise erhaltenen Produkte wurde durch eine gaschromatographische Untersuchung überprüft; sie betrug in allen Fällen mindestens 98%; in den meisten Fällen lag sie sogar um 99%.

Um bei der Darstellung der verschiedenen Iodide eine höhere spezifische Aktivität zu erreichen (s. S. 1), sollte der Ansatz für jede Reaktion nicht mehr als 1000 mg Na^{127}I + 10 mCi Na^{131}I betragen. Auf diese Weise kann die spezifische Aktivität um etwa eine Größenordnung auf ca. 10^{-2} mCi/mg Alkyliodid gesteigert werden. Eine weitere Verkleinerung des Ansatzes erschien zunächst wenig sinnvoll, da sich die auf diese Weise entstehenden, sehr geringen Produktmengen nicht mehr in einer herkömmlichen Mikrodestille destillieren lassen.

Apparatur zur Darstellung mit ^{131}I markierter Alkyljodide



- A: Reaktionskolben (50 ml)
- B: Tropftrichter für H_3PO_4
- C: Destillationsbrücke
- D: Tropftrichter für NaHCO_3 -Lsg.
- E: Tropftrichter für $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$ -Lsg.
- F: Aktivitäts-falle
- G: U-Rohr
- H: Kühlfalle für Vakuumpumpe
- I: Vakuumpumpe
- K: Rotameter für Schutzgasdurchfluss
- L: Sicherheitsbetten 1, 2 & 3

Wie sich bei einer ersten Probereaktion in der vorhandenen Apparatur zur Darstellung aktiver Alkyljodide im 1000 mg-Ansatz zeigte, war diese Apparatur für Ansätze dieser Größenordnung viel zu groß: Beim Versuch einer Destillation blieb das gesamte Produkt an den Wänden der Apparatur kleben, ohne daß auch nur ein Tropfen überdestillierte. Daher wurden als nächstes sämtliche Komponenten dieser Apparatur neu gefertigt, mit einem Volumen von etwa $1/2 - 1/5$ des Originalvolumens (Reaktionskolben, Destillationsbrücke, -kühler, Tropftrichter, etc.) Auf diese Weise steht jetzt eine Apparatur zur Verfügung, in der sich alle Alkyljodide, die sich nach der Methode von Sorantin darstellen lassen, im 1000 mg-Ansatz herstellen lassen. Da bei solch kleinen Ansätzen mengenmäßig geringe Verluste, wie sie bei jeder Destillation auftreten, prozentual stark auswirken, ist die Ausbeute bei Ansätzen dieser Größenordnung selten größer als 30 - 40%.

3. Versuche zur Bestimmung des Abscheideverhaltens der dargestellten Alkyljodide

An I^{131} -markierten Alkyljodiden wurden auf diese Weise Ethyljodid, 1-Pentyljodid und Isopropyljodid dargestellt und auf ihr Abscheideverhalten unter Filterbetriebsbedingungen untersucht. Um außerdem Rückhalteeffekte durch physikalische Adsorption von der Verbindungsbildung des Iods an der Oberfläche der Sorbentien unterscheiden zu können, wurden Versuche mit unterschiedlich langen Desorptionszeiten (6 h bis zu 168 h) durchgeführt. Außerdem wurden alle Verbindungen bei verschiedenen Temperaturen (30°C , 80°C , sowie $\text{Kp.} - 15^{\circ}\text{C}$) und Luftfeuchten (70%, 95%) untersucht. Mit der Ausnahme eines Testversuchs am Anfang betrug die beaufschlagte Menge an Alkyljodid stets weniger als $100 \mu\text{g}$ pro g Sorbens. Dieser Wert ist als zulässige Beladung für Methyljodid festgelegt worden und

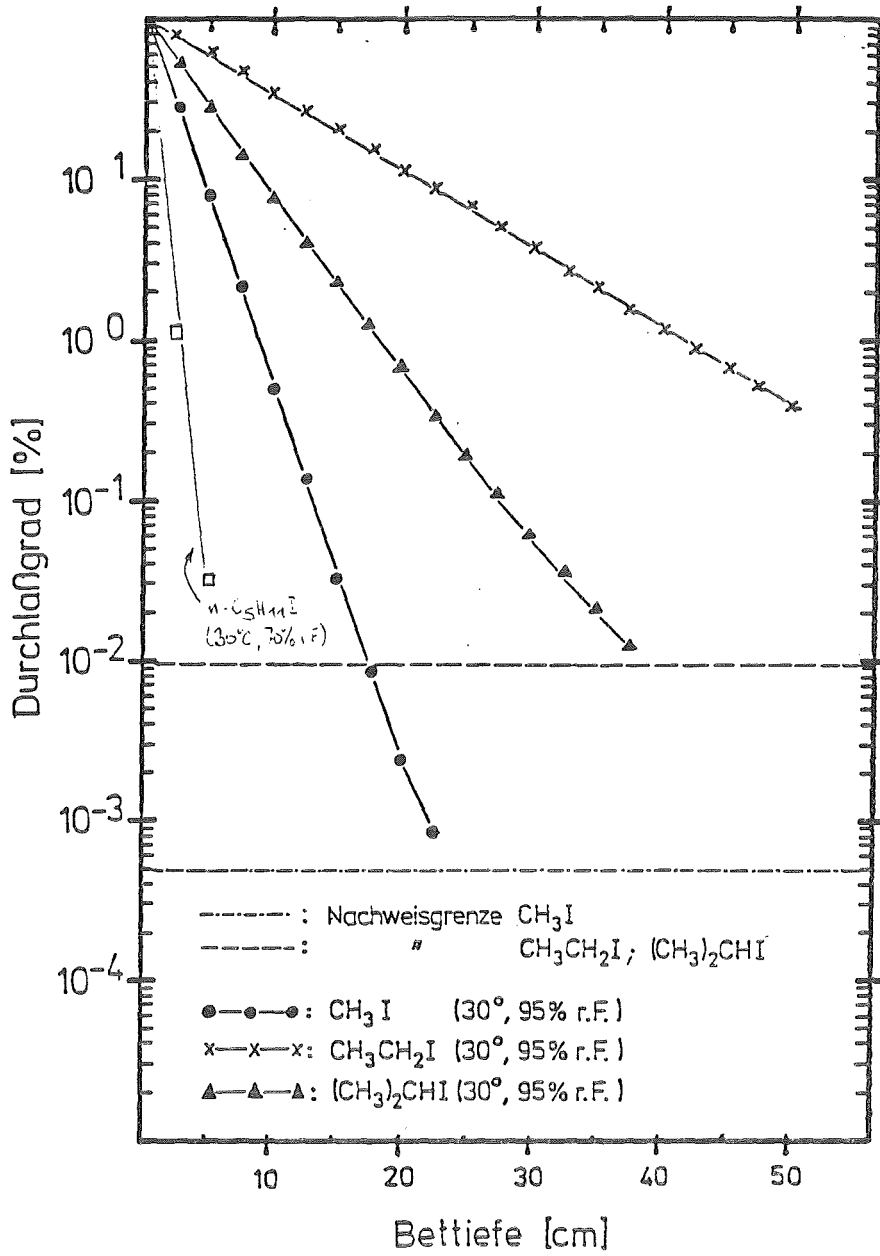
wurde zu Vergleichszwecken übernommen. Radioaktiv markiertes Methyljodid (CH_3I -131) wird international als Prüfsubstanz für die Abscheideleistung von Iodfiltern und Sorbentien eingesetzt und wurde bisher wegen seines hohen Dampfdruckes als "konservative Modells substanz" für organische Radioiodverbindungen angesehen.

Mit I-131 markiertes Ethyljodid zeigte ein Abscheidungsverhalten, das wesentlich ungünstiger als das von Methyljodid ist. Die Unterschiede zwischen beiden Verbindungen betragen in Hinsicht auf die Abscheideleistung von Iodfiltern mit imprägnierter Aktivkohle mehrere Größenordnungen, je nach Filterauslegung und Betriebsbedingungen.

Auch markiertes Isopropyljodid zeigte ein ungünstigeres Abscheideverhalten als Methyljodid; allerdings war der Effekt nicht so ausgeprägt wie beim Ethyljodid. Dies war am Anfang insofern erstaunlich, als im Isopropyljodid das Iodatomb durch die zwei benachbarten Methylgruppen eigentlich stärker abgeschirmt sein sollte als im Ethyljodid, was eine geringere Reaktionsbereitschaft des Iods zur Folge hätte. Offensichtlich wird dieser Effekt aber überkompensiert durch die wegen des geringeren Dampfdruckes bessere physikalische Adsorption dieser Verbindung an der Aktivkohle.

Als weitere Verbindung wurde I-131 markiertes Pentyljodid untersucht. Es wird wegen seines geringen Dampfdruckes ($\text{Kp. } 156^\circ\text{C}$) sehr gut physikalisch adsorbiert, so daß sein Abscheideverhalten besser ist als das von Methyljodid. Die Versuche mit Pentyljodid wurden außerdem wegen seines hohen Dampfdruckes bei höheren Temperaturen durchgeführt als die Versuche mit den beiden anderen Alkyljodiden.

Die Abbildung auf S. 3 zeigt die Durchlässigkeit eines Aktivkohlefilters (SS 207 B) gegenüber Methyljodid, Ethyljodid, Isopropyljodid und Pentyljodid in Abhängigkeit von der Bettiefe.



KJK

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe

Außerdem zeigte sich bei allen untersuchten Verbindungen, daß die Abscheideleistung des untersuchten Aktivkohlefilters mit steigender Temperatur und steigender Luftfeuchte deutlich schlechter wurde. Bei höheren Temperaturen (80 - 100⁰C) konnte außerdem im Falle von 1-Pentyliodid eine - wenn auch nur geringe - Desorption festgestellt werden.

4. Ausblick

Da mit steigendem Siedepunkt der untersuchten Verbindung die Abscheideleistung wegen der besseren physikalischen Adsorption wieder besser wird, scheint es am sinnvollsten, zuerst sich auf möglichst niedrig siedende Verbindungen zu konzentrieren. Hier seien vor allem die isomeren Butyliodide, Vinyl-iodid und Diiodmethan genannt. Von diesen Verbindungen lassen sich die isomeren Butyliodide problemlos nach der Methode von Sorantin in der vorhandenen Apparatur darstellen; für Vinyl-iodid und Diiodmethan müssen zuerst noch neue Synthesemethoden erarbeitet werden.

06.01.14/28A Entwicklung von Schwebstofffiltern für

PNS 4415 extreme Belastungen.

(H.G. Dillmann, R. Maier, H. Pasler, H. Schmitt;
LAF II)

Entwicklung von Schwebstofffiltern für extreme Belastungen

Das Konzept für Unfallfilter konnte nochmals vereinfacht werden. Aufgrund der DEMONA Experimente und von Rechnungen der GRS zur Nachunfallatmosphäre in Sicherheitsbehältern ist davon auszugehen, daß im SB nach einigen Stunden im thermodynamischen Gleichgewicht sich eine Tropfenkonzentration von ca. 1 bis max. 5 g/m^3 Wasser befindet und stabil ist. Diese Wassermenge ist als gering anzusehen. Sie verdampft bei der isenthalpen Entspannung vollständig und führt nur zu einer Temperaturabsenkung von max. 2 - 3 grd. Wegen dieser Ergebnisse kann der bisher im SB vor der Entspannungsarmatur vorgesehene Tropfenabscheider entfallen.

An 2 μm Edelstahlfasermaterialien wurden Korrosionsuntersuchungen unter Dampf und Luft-Dampfbedingungen durchgeführt. Hierzu mußte zuerst inaktives Spaltproduktsimulat hergestellt werden, da im KfK kein derartiges Material vorhanden war. Als Grundlage dienten die Erfahrungen aus dem IRCh. Mit diesem Simulat wurden Labormuster geimpft und anschließend bisher 5 Wochen beaufschlagt. Optisch war bei diesen Versuchen keine Korrosion feststellbar. Es kann davon ausgegangen werden, daß ein 2- bis 4-wöchiger Filterbetrieb sicher beherrscht werden kann.

Wegen der relativ großen spezifischen Oberfläche der Edelfasern konnte erwartet werden, daß sie auch Abscheidewirkung für elementares dampfförmiges Iod zeigen. Erste Abscheideversuche wurden durchgeführt. Die gemessenen Abscheidegrade lagen bei 80°C Betriebstemperatur unterhalb von 10 %. Durch eine Beschichtung der Fasern, die mit dem Iod reagiert, wurden Abscheidegrade von $> 99\%$ erzielt.

Hierbei sind noch erhebliche parametrische Untersuchungen durchzuführen. Das schwierigste Problem ist z.Zt. in der Alterungsbeständigkeit zu sehen, da durch Oberflächenreaktionen das Abscheideverhalten, bezogen auf die anzunehmenden Standzeiten von bis zu 40 Jahren, sich wesentlich verändern kann.

Das im LAF II entwickelte Filterkonzept zur Abscheidung radioaktiver Schwebstoffe aus der Abluft des Sicherheitsbehälters mit Ganzstahlfiltern wurde von den Genehmigungsbehörden als zusätzliche Einrichtung für die Druckentlastung beim Unfall mit Kernschmelze akzeptiert. Die Ausrüstung eines erstmals ans Netz gehenden KKW mit diesem Filter wurde als Genehmigungsbedingung für den Leistungsbetrieb festgeschrieben. Eine erste große Filteranlage mit Stahlfaserfiltern wurde in Zusammenarbeit mit dem LAF II vom Lizenznehmer in kürzester Zeit konstruiert und gebaut.

Von den zwei Modularten Vor- und Feinfilter wurde je eine Einheit in der Serie für Nachuntersuchungen mitgefertigt. Die garantierten Werte müssen nachgewiesen werden. Die bisher erzielten Ergebnisse betragen für das Vorfilter, geprüft mit Feinstaerosol, Dekofaktoren von > 50 (10 garantiert) und die Dekofaktoren der Feinfilter entsprechen denen von S-Filtern (3500 - 5000), diese Nachuntersuchung ist jedoch noch nicht abgeschlossen.

Die Filterkerzenentwicklung hat zu einem modifizierten Fasermaterial geführt. Aus diesem Material werden z.Zt. Kerzen für Boxenabluftfilter gebaut, die abreinigbar sein müssen und 350 °C standhalten.

Im LAF II wird außerdem eine Ganzmetall- Schwebstofffilterzelle mit den Standardabmessungen einer Kanalluftfilterzelle entwickelt, für die großes Interesse besteht, da sie in den üblichen Filtergehäusen eingesetzt werden kann und extreme Betriebsbedingungen zu beherrschen gestattet.

06.01.14/29A Schwebstofffilterung unter Störfallbedingungen
PNS 4416 (V.Rüdinger, Th.Arnitz, R. Benesch, U. Ensinger,
U. Geckle, C.J.Ricketts, LAF II; O.Heil, KTB/EA)

1. Einleitung

Bei Störfällen in kerntechnischen Anlagen sind Beanspruchungen der Filterelemente denkbar, die wesentlich über denjenigen des Normalbetriebs liegen. Da Schwebstofffilterelemente bekanntlich teilweise bereits im Laufe des bestimmungsgemäßen Einsatzes Beschädigungen erleiden, ist bei den erhöhten Störfallbeanspruchungen mit einem Filterversagen zu rechnen. In diesen Fällen besteht die Gefahr erhöhter Abgaben partikelförmiger Radioaktivität an die Umgebung.

Um das tatsächliche Risiko einer erhöhten Aktivitätsabgabe abschätzen zu können, wird das Verhalten der Schwebstofffilter in einem weiten Bereich der Beanspruchungsbedingungen untersucht, wobei vor allem die Versagensgrenzen interessieren. Darüber hinaus sind auch die Abscheidegrade unbeschädigter Filterelemente von Wichtigkeit. Im Laufe der bisherigen Arbeiten hatte sich bereits gezeigt, daß die Belastbarkeit der Schwebstofffilter verbessert werden muß. Entsprechende Entwicklungsarbeiten machen deshalb einen weiteren Teil des Vorhabens aus.

Um schließlich eventuell vorhandene Sicherheitsmargen genauer quantifizieren zu können, müssen die Beanspruchungsbedingungen innerhalb von Lüftungsanlagen bei Störfällen abgeschätzt werden. Hierzu sind Rechencodes zu entwickeln, die die Modellierung von Lüftungsanlagen erlauben.

Im Berichtszeitraum wurden die genannten Teilaufgaben weiter bearbeitet. Die wichtigsten Ergebnisse werden im folgenden zusammengefaßt.

2. Studium des Filterverhaltens und Filterentwicklung

2.1 Verhalten handelsüblicher Schwebstofffilter bei längerer Feuchteeinwirkung

Die bisherigen Untersuchungen zum Verhalten von Schwebstofffiltern hatten gezeigt, daß die derzeit üblichen Konstruktionen durch längere Einwirkung hoher Luftfeuchten äußerst gefährdet sind /1,2/. Daher ist diese Beanspruchungsart in Hinsicht auf den Umgebungsschutz bei kerntechnischen Anlagen von besonderer Wichtigkeit und nimmt in den laufenden Arbeiten breiten Raum ein.

Im Rahmen zweier umfangreicher Testserien in der Anlage TAIFUN wurden weitere 47 handelsübliche Filterelemente untersucht. Damit können die aufwendigen Prüfungen im Maßstab 1:1 als weitgehend abgeschlossen betrachtet werden. Die bisher insgesamt erarbeiteten Resultate erlauben eine verlässliche Beurteilung des derzeitigen technischen Standes hinsichtlich der Versagensgrenzen bei Feuchtebeanspruchung. Sie sind in Tabelle I, aufgeschlüsselt nach den wichtigsten Bauarten, zusammengefaßt /3/.

Es sind jeweils die für verschiedene Filtertypen errechneten Mittelwerte der Differenzdrucke bei Schadenseintritt aufgelistet. Für Elemente in konventioneller, d.h. tiefer Faltung, bewegen sich diese Werte zwischen 2,2 und 8,7 kPa. Lediglich ein Filtertyp übertrifft im Neuzustand den Belastbarkeitswert von 5 kPa, der im z.Zt. vorliegenden Entwurf der KTA-Regel 3601 gefordert wird.

Tabelle I: Versagensgrenzen handelsüblicher Schwebstofffilter der Größe 610 x 610 x 292 mm unter längerer Feuchteeinwirkung bei 1700 m³/h und 20 - 80 °C.

Filterbauart		Filter- typ	Zustand der Filter	Anzahl der Versuche	mittlerer ΔP beim Schadens- eintritt	Variations- koeffizient
Faltung Rahmen	Nennvolumen- strom [m ³ /h] Einsatztempe- ratur [°C]					
konv. Holz	1700	AN	neu	5	5,0	30
	≤ 120	AN	bel.	7	5,0	16
		CN	neu	10	3,4	59
		CN	bel.	15	3,9	44
		QN	neu	5	8,7	16
konv. Metall	1700	CM	neu	2	3,1	13
	≤ 250	VM	neu	3	2,2	50
V-Bauweise Holz	1700	RNF	neu	2	1,1	36
	≤ 120	RNF	bel.	7	2,3	43
V-Bauweise Holz, Metall	3000	DPF	neu	4	1,8	78
	≤ 120	LPF	neu	5	1,5	27
		SF	neu	2	2,4	25

In Übereinstimmung mit Testergebnissen zur Belastbarkeit in trockener Luft /4,5/ erweisen sich die Filterelemente in V-Bauweise als besonders empfindlich. Bei einzelnen Filtern wurden selbst Versagenswerte von 0,4 und 0,8 kPa beobachtet.

Der Variationskoeffizient der Ergebnisse beträgt im Mittel 36 %, was eine starke Streuung der Werte ausdrückt. Diese Streuungen werden vorwiegend auf Unterschiede bei der Fertigung zurückgeführt. Hinsichtlich eventueller Qualitätssicherungstests müssen diese Streuungen durch Sicherheitszuschläge berücksichtigt werden.

Vergleicht man die Versagensgrenzen in feuchter Luft mit denen in trockener Luft, so ergibt sich grob gerechnet ein Verhältnis von 1:3. Dies ist vorwiegend mit der Abnahme der Zugfestigkeit des Filtermediums im feuchten Zustand zu erklären.

Im Laufe der neuen Untersuchungen wurde ein weiteres bei Feuchtetests mit tief gefalteten Filtern häufiger beobachtetes Schadensbild genauer studiert. Es handelt sich um das Aufreißen von Faltungsenden auf der Anströmseite in unmittelbarer Nähe der Vergußmasse am oberen oder unteren Rand des Filterrahmens. Der Riß verläuft quer zum Faltungsende und pflanzt sich das Filtermedium entlang in die Tiefe des Packs bis auf die Abströmseite hin fort. Ein typisches Beispiel für diese Schadensform ist in Bild 1 wiedergegeben.

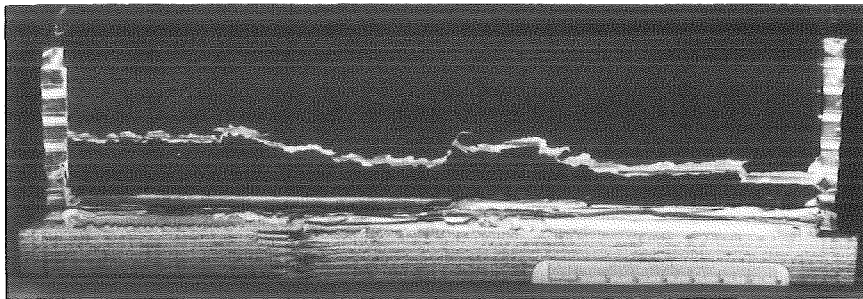


Abb. 1: Mit Staub beladenes Filtermedium, das von der Anströmseite (rechts) bis zur Abströmseite durchgerissen ist.

Das Foto zeigt den unteren Teil eines in Strömungsrichtung aufgeschnittenen Filterpacks. Das wegen der Beladung mit Staub schwarz erscheinende Filtermedium ist von der Anströmseite (rechts) bis zu Abströmseite durchgerissen, was am hellen gezackten Streifen erkennbar ist.

Erfahrungsgemäß greifen solche Schäden auch auf benachbarte Falten über und schwächen das Pack zusätzlich. Mit der Entwicklung eines entsprechenden mathematischen Modells zur Beschreibung der Beanspruchungen im Filtermedium wurde begonnen.

2.2 Feuchteversuche mit Filtermedienproben

Die Beanspruchung eines Filterelementes in feuchter Luft wird durch den Differenzdruck verursacht, der sich im Betrieb einstellt. Im Rahmen früherer Arbeiten wurden entsprechende Messungen an kompletten Filterelementen durchgeführt. Sein Wert hängt unter anderem von der Feuchtigkeitsmenge ab, die vom Filtermedium aufgenommen wird. Um eine Erklärung der gemessenen Druckverluste zu ermöglichen, wurden daher Untersuchungen zur Wasserdampfsorption an Proben von Filtermedien, die aus neuen oder aus gebrauchten Filterelementen entnommen waren, durchgeführt. Die Messungen erfolgten bis zu einer maximalen Feuchte von 97 % mit einem gravimetrischen Verfahren /4/.

Der Bereich der Sorptionsisothermen für 10 unbeladene Filtermedien ist in Bild 2 dargestellt. Es zeigt sich, daß erst oberhalb etwa 90 % r.F. nennenswerte Feuchtigkeitsmengen adsorbiert werden. Die jeweils aufgenommenen Wassermengen unterscheiden sich im vorliegenden Fall um höchstens eine Größenordnung. Diese Befunde stimmen qualitativ mit den an kompletten Filterelementen gemessenen Druckverlustwerten überein /1/.

Das grundsätzlich gleiche Bild ergibt sich bei Medien, die im Laufe des praktischen Einsatzes mit Staub beladen worden waren (Abb.3). Die Mengen des sorbierten Wassers liegen im Vergleich zu unbeladenen Medien um einen Faktor zwischen 5 und 50 höher. Weiterhin setzt der Anstieg der Sorptionsisothermen bereits bei 70 % r.F. ein. Auch diese Befunde stimmen qualitativ mit den Resultaten der Messungen mit gebrauchten Filterelementen in der Anlage TAI FUN überein /1/.

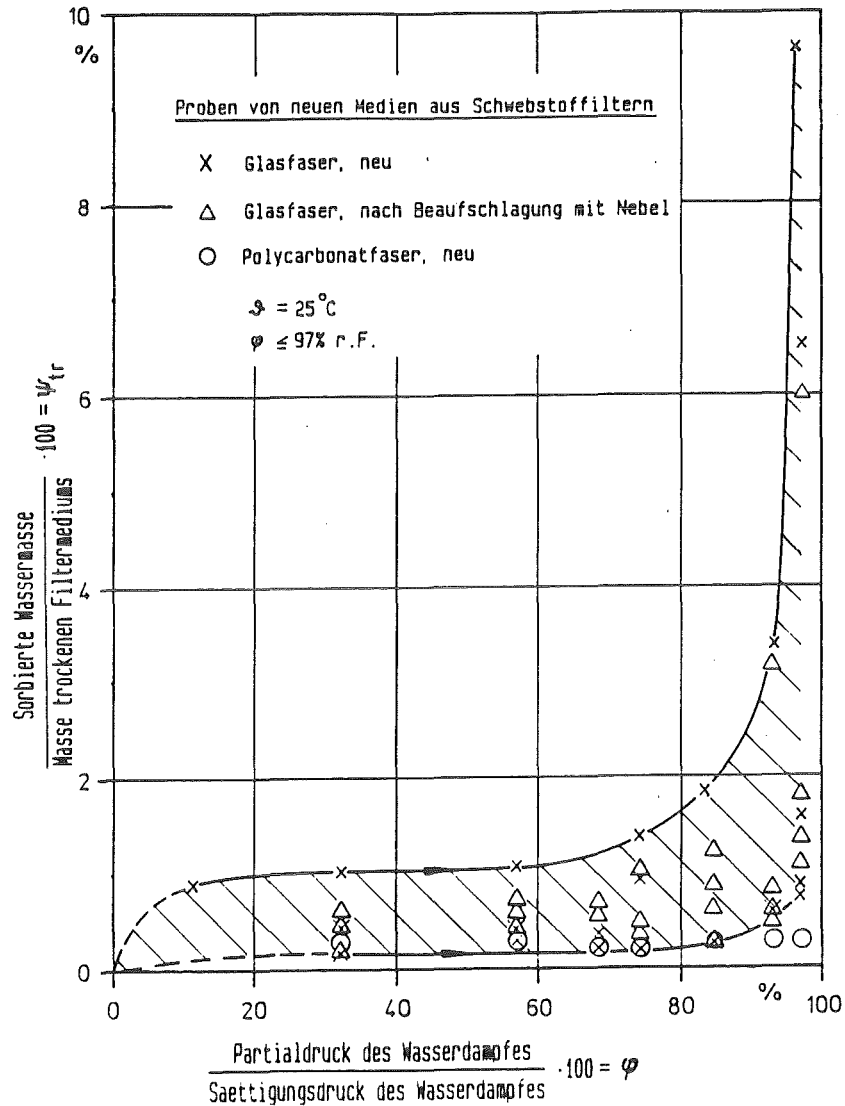


Abb. 2: Bereich der Sorptionsisothermen von Medienproben aus Schwebstofffilterelementen.

Es soll versucht werden, künftig eine quantitative Beschreibung des Differenzdruckes, der aus der Durchströmung mit erhöhter Luftfeuchte resultiert, zu ermöglichen. Zur Erarbeitung der dazu erforderlichen Daten wurde eine Laborapparatur gebaut und erfolgreich in Betrieb genommen. Sie erlaubt es, an einer durchströmten Probe gleichzeitig den Differenzdruck und die aufgenommene Feuchtigkeitsmenge in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte zu verfolgen.

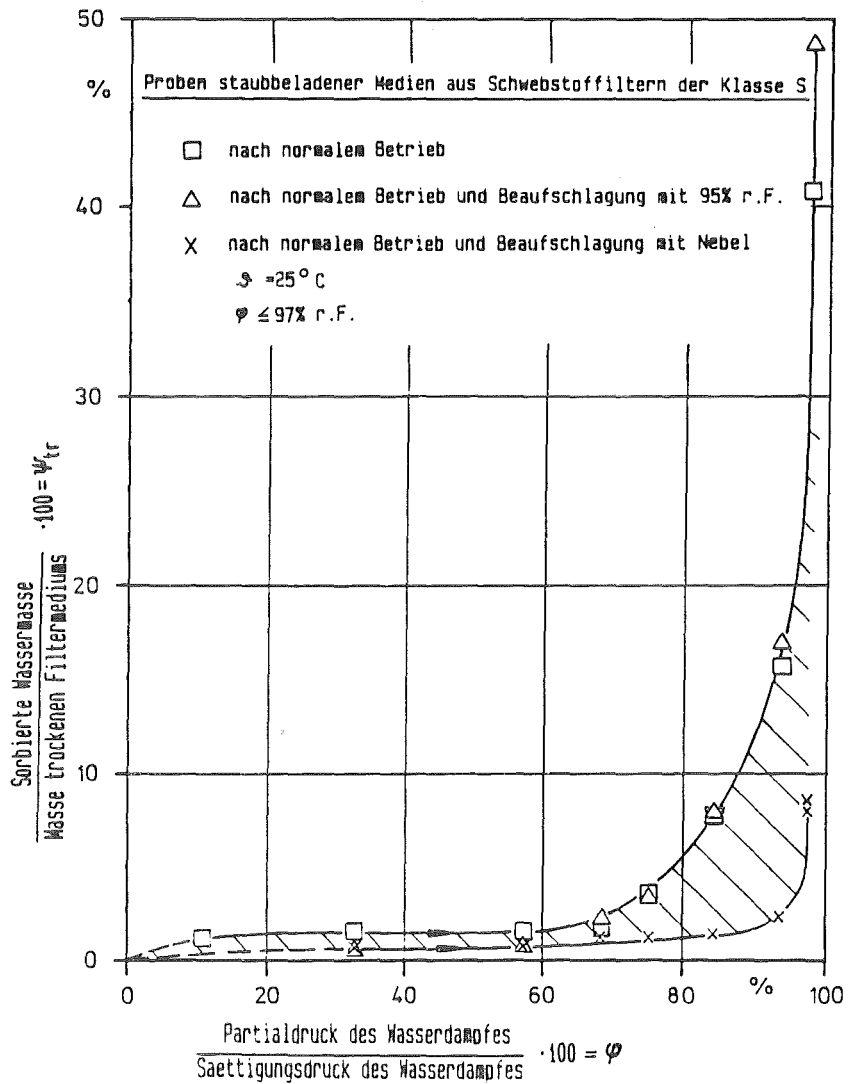


Abb. 3: Bereich der Sorptionsisothermen von Filtermedienproben aus gebrauchten, mit Staub beladenen Filterelementen.

Als Betriebsparameter können neben der Feuchte die Luftgeschwindigkeit und die Temperatur (25 bis 80 °C) variiert werden. Das Schema der Laborapparatur ist in Bild 4 wiedergegeben.

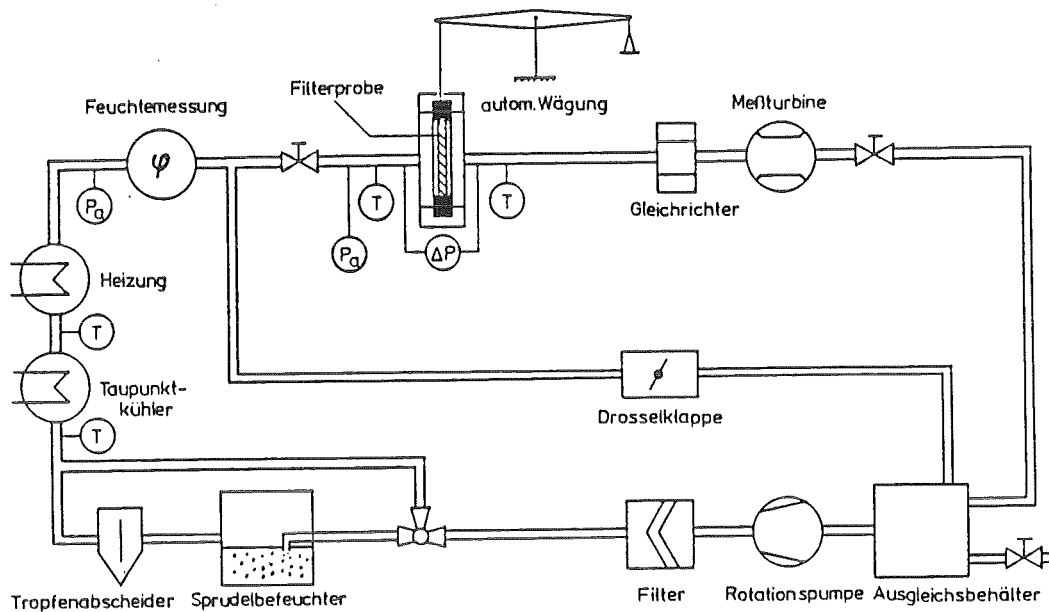


Abb. 4: Schema der Laborapparatur zur Untersuchung von Filtermedienproben bei Durchströmung mit feuchter Luft.

Die Testluft wird durch eine Rotationspumpe im Kreislauf gefördert. Mit Hilfe der Drosselklappe im Bypass ist der Volumenstrom durch die Filterprobe regelbar. Die Einstellung der relativen Luftfeuchte erfolgt mittels Sprudelbefeuchter, Taupunkt-kühler und Nacherhitzer. Die gesamte Anlage ist mit einer Wärmeisolierung ausgestattet. Im Bereich der Teststrecke sorgt eine Begleitheizung für weitestgehend konstante Temperatur.

Die von der Filterprobe, mit Durchmesser 100 mm, aufgenommene Wassermenge wird diskontinuierlich durch automatische Wägung bestimmt. Zur genauen Messung der relativen Luftfeuchte wird das Assmann-Verfahren unter Benutzung geeichter Pt 100 Temperaturfühler eingesetzt. Die Volumenstrommessung erfolgt mit Hilfe einer Meßturbine, die hinter der Medienprobe angeordnet ist. Die übrigen Meßgrößen werden mit Hilfe der üblichen Verfahren bestimmt.

2.3 Schadensmechanismen

Das Aufblähen und Aufreißen einzelner abströmseitiger Faltungsenden stellt nicht nur in trockener Luft /7,8/, sondern auch beim Betrieb unter hoher Feuchte die wichtigste Schadensform dar. Das hierfür entwickelte Zugspannungsmodell wurde auch auf die bei hoher Luftfeuchte getesteten Filter angewandt und anhand umfangreicher Messungen der Zugfestigkeit von Filtermedienproben überprüft. Als Ergebnis zeigt Bild 5 den Zusammenhang zwischen tatsächlichem Schadensdifferenzdruck und der theoretisch zu erwartenden Versagensgrenze, die aufgrund der Zugfestigkeit errechnet worden war.

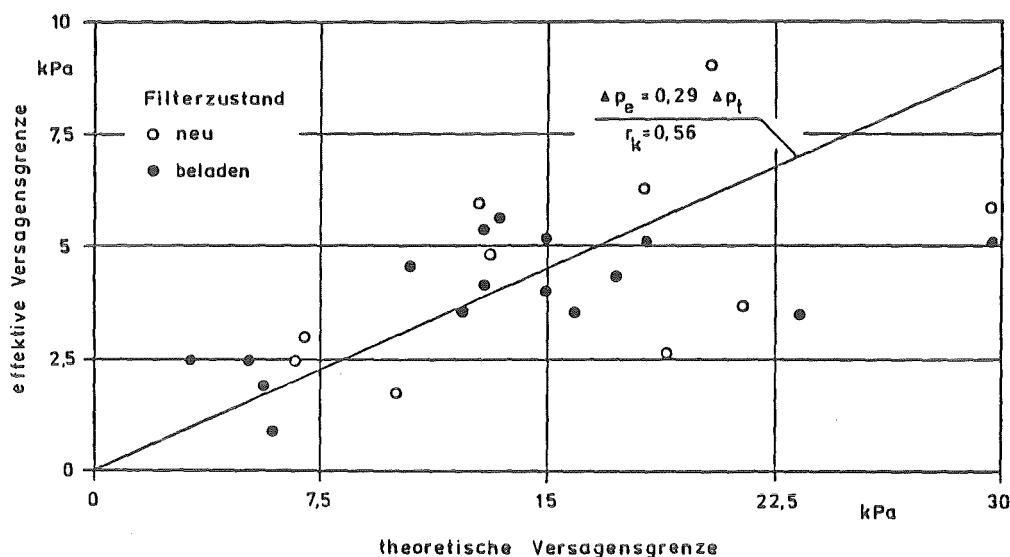


Abb. 5: Vergleich der theoretischen Versagensdifferenzdrucke mit den experimentellen Werten, für das Aufreißen einzelner Falten bei Feuchtebetrieb.

Ähnlich wie bei der Verifikation des Modells in Filtern, die trocken geprüft worden waren, ergibt sich eine qualitative Bestätigung. Der Proportionalitätsfaktor beträgt hier 0,29. Demzufolge werden nur 29 % der von der Festigkeit des Filtermediums her möglichen Belastbarkeit erreicht. Demnach berücksichtigt das entwickelte Versagensmodell nicht alle wichtigen Einflüsse.

Im Rahmen gezielter Tests konnte diese Frage geklärt werden. Es wurde erkannt, daß die scharfkantigen Abstandshalter das Filtermedium der aufgeblähten Falten beschädigen oder gar zerstören und so das frühe Versagen bewirken. Zwei Beispiele für diesen Vorgang enthalten die Abbildungen 6 und 7.

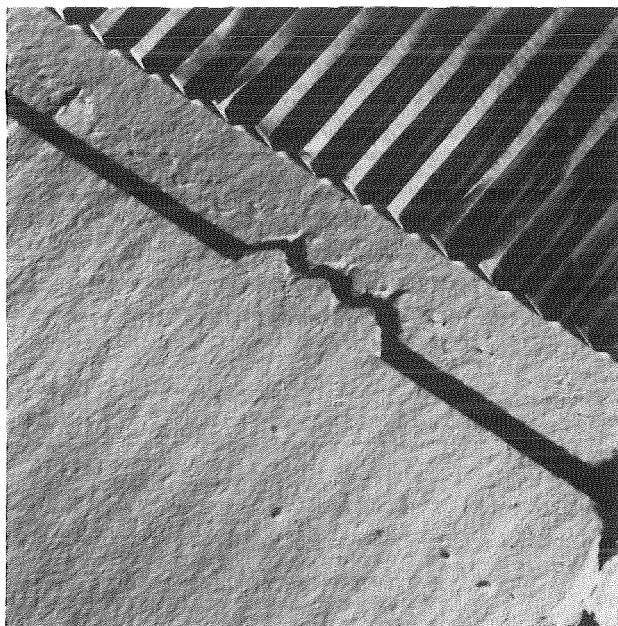


Abb. 6: Aufgefaltetes Faltungsende mit Schädigungen durch den Abstandshalter; Beanspruchung in trockener Luft.

Das Foto in Bild 6 zeigt den Ausschnitt eines abströmseitigen Faltungsendes, das aufgeklappt wurde, zusammen mit dem Abstandshalter. Dieses Faltungsende war beim Test aufgebläht und beschädigt worden. Man erkennt in der Bildmitte die zick-zack-förmige Bruchkante, deren Konturen mit dem Abstandshalterprofil übereinstimmen. Hieraus ist zu schließen, daß das Filtermedium vom Abstandshalter ausgestanzt wurde und daß sich der Schaden dann längs einer der vorgeschädigten Faltekanten ausgebreitet hat. Den analogen Fall bei einem feuchtegetesteten Filter zeigt Bild 7. Hier hat sich das Profil des wellenförmig plissierten Abstandshalters tief in das Filtermedium eingegraben.

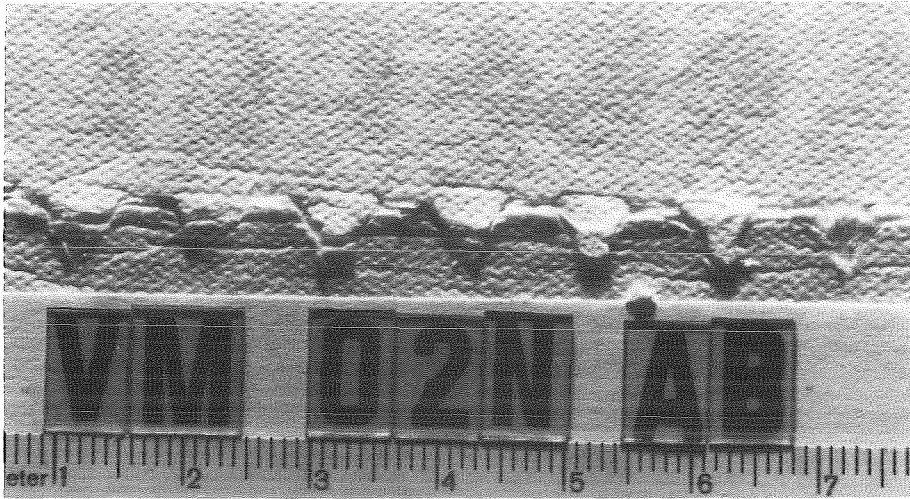


Abb. 7: Innenseite eines Faltungsendes mit Schädigungen durch die Abstandshalterenden nach einem Feuchtetest.

Als Ursache für diese Schädigungen ist folgender Vorgang zu sehen: Infolge des Aufblähens bzw. der Verbreiterung des Faltungsendes verlagert sich das Filtermedium, da es nicht elastisch ist, entgegen der Strömungsrichtung in das Pack hinein. Da der Abstandshalter nur mit minimalem Spiel zum Faltungsende eingebaut ist, kommt das Filtermedium sehr schnell mit dem Abstandshalter in Kontakt und stützt sich auf diesem ab. Die dabei wirkenden Kräfte reichen offensichtlich aus, das Filtermedium zu zerschneiden bzw. stark zu schädigen.

Mit der Klärung dieses Vorganges kann die Analyse der Schadensform Aufblähen und Reißen einzelner abströmseitiger Faltungsenden als abgeschlossen gelten.

2.4 Filterertüchtigung

Die im praktischen Betrieb beobachteten Schäden an Filterelementen hatten bereits die Notwendigkeit angedeutet, deren strukturelle Belastbarkeit wesentlich zu erhöhen. Dies wurde im Laufe der umfangreichen Untersuchungen mit handelsüblichen Filtern klar bestätigt.

Hinzu kommt, daß im Berichtszeitraum durchgeführte Kontrollmessungen gezeigt haben, daß das ohnehin niedrige Niveau der Belastbarkeitswerte in den letzten Jahren weiter abgesunken ist.

Um den Einsatz ertüchtigter Filterelemente in bestehenden kerntechnischen Anlagen zu erleichtern, müssen Rückwirkungen auf die bestehenden Filterstrecken vermieden werden. Hieraus resultierte die Forderung, die bisherigen Abmessungen ebenso beizubehalten wie den Auslegungsvolumenstrom. Außerdem sollte das bestehende Preisniveau im wesentlichen eingehalten werden.

Die Analyse der Schadensbilder und Schadensverläufe sowie die Klärung verschiedener Versagensmechanismen haben eine Reihe von Hinweisen dafür geliefert, auf welche Weise Schwebstofffilter unter Erfüllung der genannten Randbedingungen effizient ertüchtigt werden können. Die wichtigste Maßnahme bestand darin, die Auflockerung des Packs und das Aufblähen einzelner Falten zu unterbinden, um auf diese Weise hohe Beanspruchungen im Filtermedium zu vermeiden. Dies konnte durch die Entwicklung neuer Abstandshalter erreicht werden. Der wesentliche Unterschied zur üblichen Ausführungsform besteht darin, daß die Plissierung nicht mehr quer zur Längsrichtung verläuft, sondern schräg. Die Abstandshalter werden so im Pack angeordnet, daß sich die Plissierung benachbarter Abstandshalter kreuzt.

Fertigungstechnische Probleme, die bei der Produktion auftraten, wurden überwunden und eine größere Zahl schräg plissierter Abstandshalter hergestellt. Die damit gebauten Prototypen wurden erfolgreich getestet. Unter Verwendung eines konventionellen Filterpapiers wurde allein durch diese Maßnahme eine Verbesserung der Belastbarkeit in trockener Luft auf knapp 50 kPa sowie auf 10 kPa bei anhaltender Feuchtebeanspruchung erreicht. Vor allem konnte eine Auflockerung des Packs nach dem Feuchtetest vermieden werden.

Der zweite Weg zu einer höheren Belastbarkeit bestand darin, die Reißfestigkeit des Filtermediums deutlich zu erhöhen. Von einem großen Hersteller konnte ein Filtermedium geliefert werden, das durch Kaschierung mit einem Glasfasergewebe verstärkt worden war. Bei der Verwendung konventioneller Abstandshalter wurden die oben genannten Belastbarkeitswerte allerdings nicht erreicht.

Die Kombination jedoch aus schräg plissierten Abstandshaltern und verstärktem Filtermedium erbrachte eine weitere Verbesserung, deren Grenzen mit den bestehenden Versuchseinrichtungen nicht ermittelt werden konnten: Die getesteten Prototypen blieben bei dem maximal möglichen Differenzdruck von 56 kPa in trockener Luft und 15 kPa bei Nebelbetrieb unbeschädigt.

Durch die Verwendung schräg plissierter Abstandshalter wurde außerdem noch eine Verbesserung der Druckverlustkennlinie erreicht. Dies verdeutlicht das Diagramm in Bild 8, in dem typische Schwebstofffilterbauarten miteinander verglichen werden.

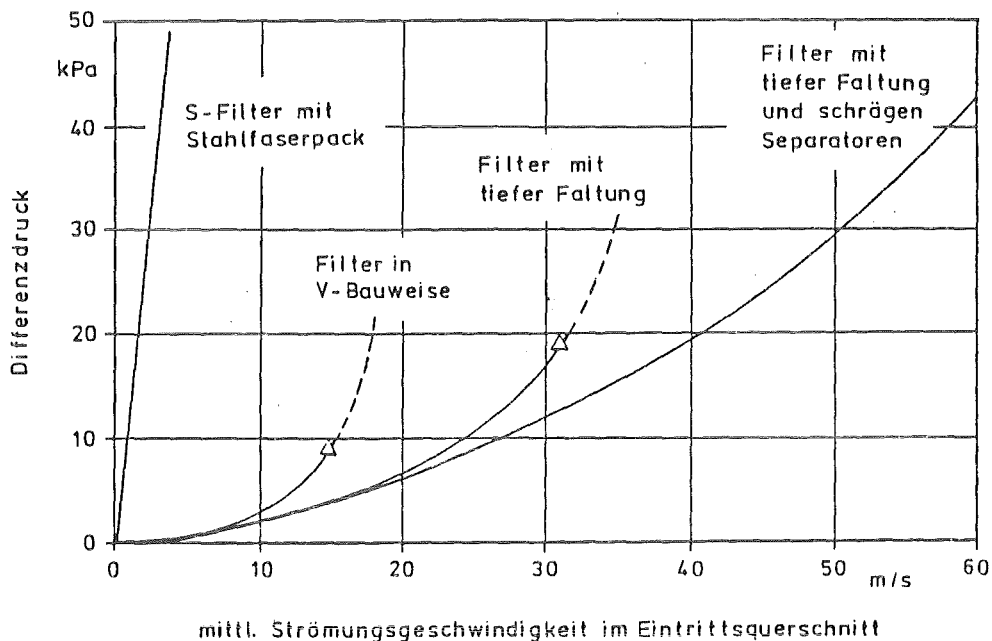


Abb. 8: Verbesserung der Druckverlustkennlinie von Schwebstofffiltern durch schräg plissierte Abstandshalter.

Man erkennt, daß die Kennlinie des modifizierten Filters ab einer Anströmgeschwindigkeit von etwa 15 ms^{-1} flacher verläuft, als die der konventionellen Bauart. Hieraus folgt, daß das Filterelement bei gleichem Durchsatz niedrigeren Belastungen ausgesetzt ist. Somit wird durch die Verbesserung der Kennlinie auch die inhärente Sicherheit gegen ein Filterversagen bei hohen Durchsätzen erhöht.

2.5 Abscheidegraduntersuchungen bei erhöhten Temperaturen

Die Untersuchungen zum Abscheideverhalten von Schwebstofffiltern wurden auf den Temperaturbereich bis $250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ausgedehnt, denn diese Temperatur wird von den Herstellern üblicherweise als Grenzwert für den Dauerbetrieb von Hochtemperaturfiltern angegeben. Um solche Messungen zu ermöglichen, mußte die Prüfanlage BORA vor allem um Vorrichtungen zur Aufgabe und Verteilung des Testaerosols erweitert werden. Diese sind sowohl für das TiO_2 Verfahren, als auch für den Uranin-Test geeignet. Die Zuverlässigkeit der Messungen wurde durch Vergleichstests am Filterprüfkanal und der Anlage BORA nachgewiesen. Weiterhin wurden Kontrollmessungen zur Partikelgrößenverteilung des TiO_2 Testaerosols durchgeführt. Die rasterelektronenmikroskopischen Analysen ergaben eine Korngrößenverteilung, die in Bild 9 anhand der Anzahl- und Massendichteverteilung dargestellt ist. Der Maximalwert der Massenverteilung beträgt $0,04 \mu\text{m}$ bei einer Standardabweichung von 1,24. Bis zu einer Temperatur von $230 \text{ }^{\circ}\text{C}$ konnte keine Veränderung des Partikelspektrums beobachtet werden.

Erste Abscheidegradmessungen mit dem TiO_2 -Testaerosol wurden im erweiterten Temperaturbereich an Hochtemperaturfiltern verschiedener Hersteller durchgeführt. Hierbei wurde die Temperatur ausgehend von $70 \text{ }^{\circ}\text{C}$ stufenweise erhöht und während der Messungen konstant gehalten. Bei jeder Stufe wurde der Dekontaminationsfaktor doppelt bestimmt, bei Probenahmezeiten von mindestens 30 min.

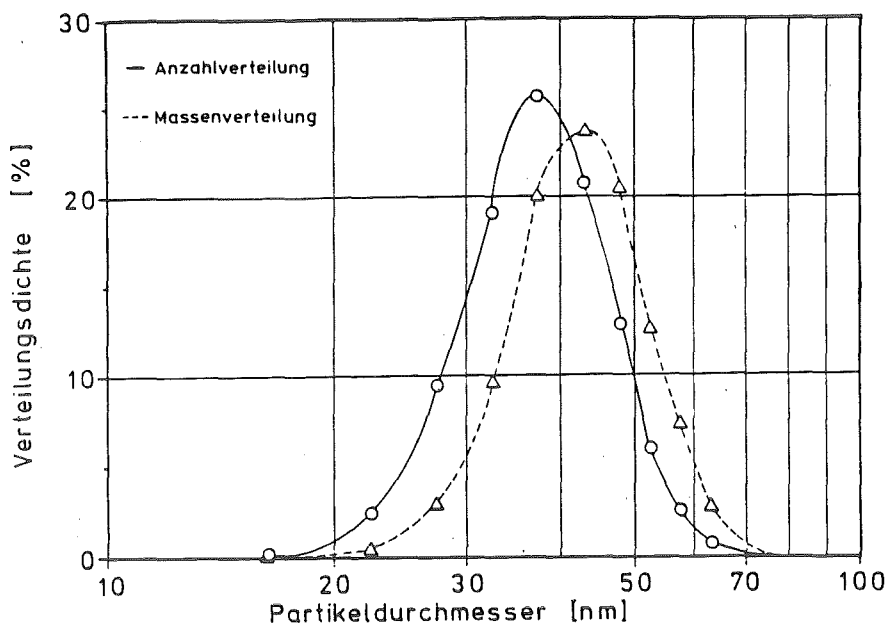


Abb. 9: Verteilungsdichten des TiO₂-Kondensationsaerosols zur Abscheidegradprüfung.

Die bisher vorliegenden Resultate zeigen eine leichte Abnahme des Abscheidegrades bei zunehmender Temperatur. Sie stimmen damit mit den Ergebnissen überein, die an der Anlage TAIFUN bei Temperaturen bis 180 ° C erhalten wurden. In einigen Fällen traten bei Temperaturen >150 ° C Veränderungen am Faltenpack in Form eines Einknickens der Falten auf, wie sie auch bei den Feuchtetests beobachtet wurden. Ein Beispiel hierfür zeigt Bild 10 mit der Ansicht der Abströmseite eines Filters nach dem Test bei höherer Temperatur.

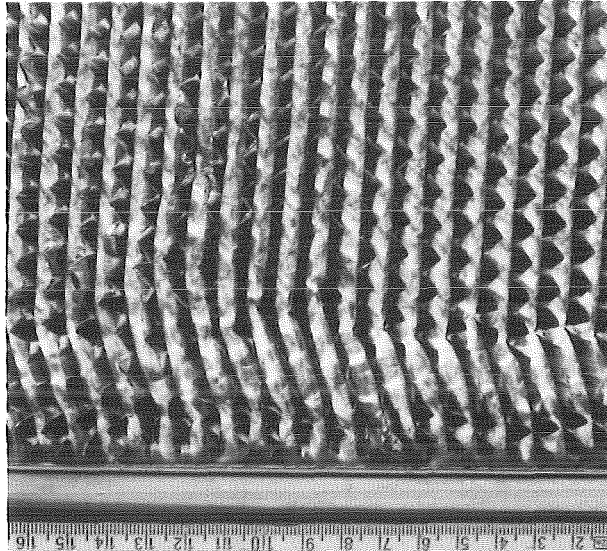


Abb. 10: Eingeknickte Falten eines Schwebstofffilters nach der Abscheidegradprüfung bei erhöhter Temperatur.

Bei allen Filtern wies das Glasfasermedium nach dem Test eine bräunliche Verfärbung auf, was vermutlich durch die Zersetzung des Polymethacrylatbinders hervorgerufen wird.

3 Störfallbeanspruchungen innerhalb von Lüftungsanlagen

3.1 Modellierung von Lüftungsanlagen eines modernen deutschen DWR-Kernkraftwerkes

Als weiterer vorbereitender Schritt zur Entwicklung eines Rechencodes für die Modellierung der Strömungsvorgänge in komplexen technischen Lüftungsanlagen bei Störfällen, wurde die Ringraumabsaugung (Störfallfilteranlage) eines modernen deutschen DWR-Kernkraftwerkes im einzelnen aufgenommen. Die etwa 250 Komponenten wurden in ein etwas vereinfachtes Netzwerkschema übertragen. Anhand der technischen Unterlagen und Literaturdaten wurden die Druckverlustbeiwerte ermittelt und die Lüftungsanlage mit dem modifizierten Rechencode EVENT /9/ modelliert. Das Rechenprogramm wurde lauffähig gemacht.

3.2 Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen an Verzweigungen

Bei Störfällen in kerntechnischen Anlagen können Stoßwellen auftreten, die sich in die Lüftungssysteme ausbreiten und unter Umständen die Lüftungskanäle und vor allem die Filterelemente gefährden. Für die entsprechende sicherheitstechnische Auslegung der Zu- und Abluftanlagen sind unter anderem zuverlässige Daten zur Aufteilung solcher Stöße beim Durchlaufen von Abzweigungen erforderlich. Darüberhinaus wäre ein einfaches ingenieurmäßig anwendbares Verfahren zur Berechnung der Stoßstärken wünschenswert. Im Hinblick darauf wurden umfangreiche experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Aufteilung des Eingangsstoßes in Durchgangs- und Abzweigrohr durchgeführt und die dabei eintretende Abschwächung der Druckerhöhung bestimmt. Für die experimentellen Arbeiten wurde eine Stoßrohranlage mit runden Rohren aufgebaut und instrumentiert. Das Schema der Anlage zeigt Bild 11.

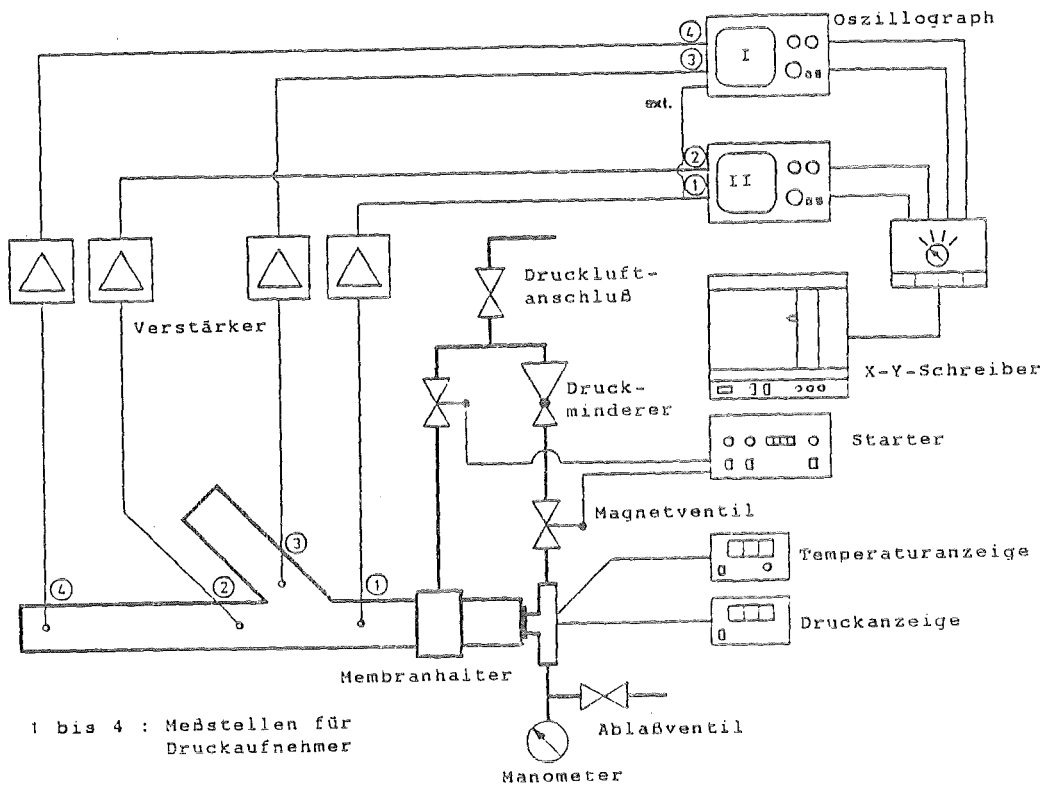


Abb. 11: Schema der Versuchsanlage zur Messung der Aufteilung von Stoßwellen an Verzweigungen.

Die Anlage besteht aus einem Treibrohr mit Druckregeleinrichtung, einem Membranhalter mit Ausstanzvorrichtung und dem Laufrohr mit Verzweigung. Es wurden Abzweigstücke mit den Winkeln 30, 45, 60 und 90 ° verwendet. Durch umgekehrten Einbau konnten auch die Abzweigwinkel 120, 135 und 150 ° realisiert werden. Alle Rohre vor und nach dem Abzweig hatten den gleichen Innendurchmesser von 76 mm. Die jeweiligen Druckverläufe wurden an den angegebenen Meßstellen mit schnellen Drucksensoren aufgenommen und mit Hilfe von Speicheroszillographen registriert. Die Eingangsstoßstärken variierten im Bereich 1 bis 2 entsprechend einem maximalen Treibrohrdruck von 4,3 bar.

Die Meßergebnisse wurden mit den nach der Theorie von DADONE /10/ errechneten Werten und, soweit vorliegend, auch mit dessen experimentellen Resultaten verglichen. Außerdem wurde die von PETERS und MERZKIRCH /11/ ursprünglich für eckige Kanäle entwickelte Theorie zur Anwendung auf runde Rohre modifiziert, und die damit berechneten Werte mit in den Vergleich einbezogen.

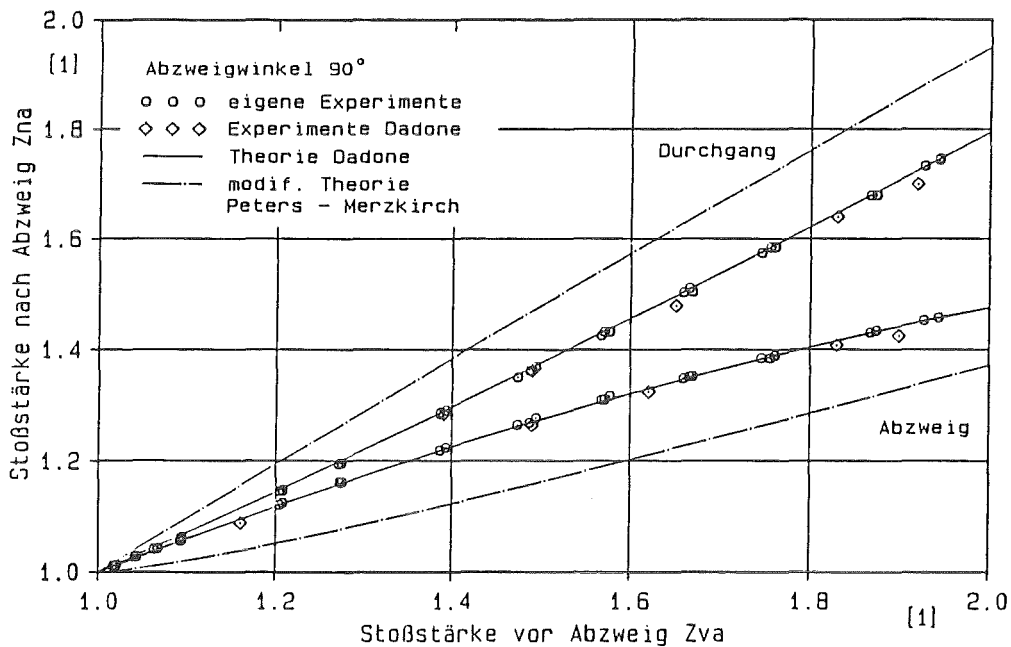


Abb. 12: Aufteilung der Stoßstärken bei einem 90 °-Abzweig in Abhängigkeit von der Stärke des einlaufenden Stoßes.

Ein typisches Resultat ist in Bild 12 für den Abzweigwinkel 90° dargestellt. Es zeigt sich, daß die gemessenen Werte sehr gut mit den nach DADONE berechneten Daten und auch über einen weiten Bereich mit dessen experimentellen Ergebnissen übereinstimmen. Damit konnte die Richtigkeit der Theorie von DADONE in vollem Umfang bestätigt werden. Sie stellt eine geeignete Grundlage für die Entwicklung eines ingenieurmäßigen Rechenverfahrens dar.

Weiterhin zeigt sich, daß die modifizierte Theorie von PETERS und MERZKIRCH im Bereich der untersuchten Stoßstärken keine befriedigenden Vorhersagen liefert, da die Stoßstärken im Durchgangrohr überschätzt und im Abzweigrohr stark unterschätzt werden. Die beobachteten Abweichungen nehmen mit wachsendem Abzweigwinkel zu.

Unter Benutzung der nach der Theorie von DADONE rechnerisch ermittelten Ergebnisse sowie der damit übereinstimmenden eigenen experimentellen Werte wurde ein einfaches Rechenprogramm und alternativ hierzu ein graphisches Verfahren zur ingenieurmäßigen Ermittlung der Stoßaufteilung bei Abzweigungen runder Rohre entwickelt. Die beiden Diagramme des graphischen Verfahrens sind in Bild 13 wiedergegeben. Sie geben für das Abzweigrohr und das Durchgangrohr jeweils die Stoßstärken in Abhängigkeit vom Abzweigwinkel an. Als Parameter der Kurvenscharen ist die Stärke des einlaufenden Stoßes aufgetragen. Der Bereich zwischen 30° und 0° wurde interpoliert unter der Annahme, daß sich der Querschnitt verdoppelt, wobei der 0° -Wert nach CHISNELL /12/ berechnet wurde. Für den Abzweigwinkel 180° wurde angenommen, daß sich der Stoß nicht mehr aufspaltet, sondern in voller Stärke in das Durchgangrohr läuft. D.h. daß die Stoßstärke im Abzweigrohr den Wert 1 beibehält.

Da Lüftungskanäle für niedrige Druckniveaus meist rechteckig ausgeführt sind, wurden noch die entsprechenden in der Literatur dokumentierten Daten zusammengestellt. Es zeigt sich, daß die von PETERS und MERZKIRCH speziell für diesen Fall entwickelte

Theorie im Stoßstärkenbereich von 1 bis etwas über 2 die tatsächlichen Verhältnisse nicht zutreffend beschreibt. Hier sind zusätzliche Arbeiten erforderlich, wobei die Theorie von DADONE einen guten Ausgangspunkt liefern dürfte, weil sie im Ansatz geometrieunabhängig ist und mit verschiedenen publizierten Daten relativ gut übereinstimmt.

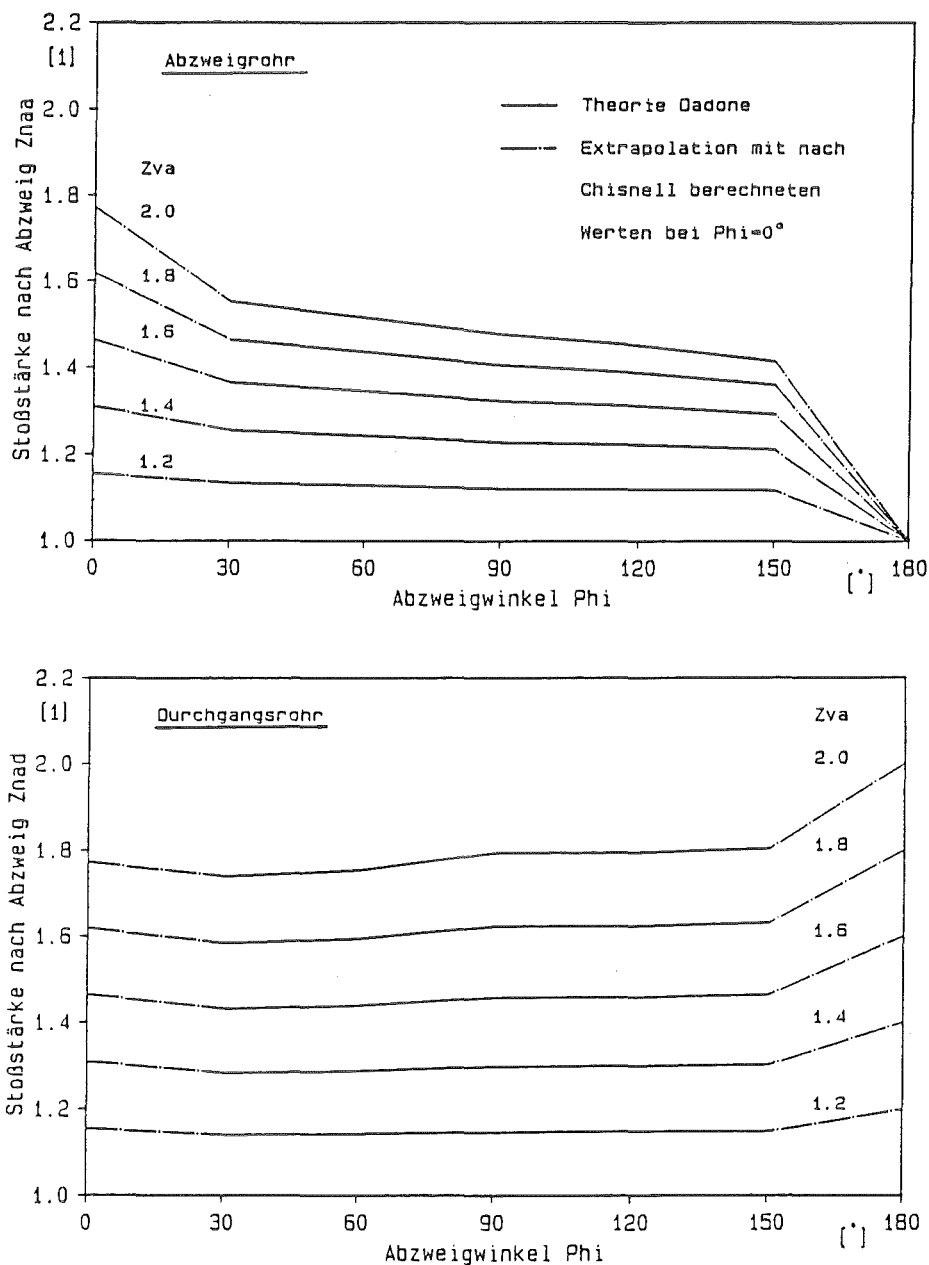


Abb. 13: Graphisches Verfahren zur Bestimmung der Aufteilung der Stoßstärken bei Abzweigungen runder Rohre gleichen Querschnitts.

4. Literatur

- /1/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.J.; Wilhelm, J.G.;
Limits of HEPA-Filter Application under High Humidity Con-
ditions
Proc. 18th DOE Nuclear Airborne Waste Management and Air
Cleaning Conference, Baltimore 1984.
CONF 840806 (1985) S. 1058
- /2/ Rüdinger, V.; et al.;
Zum Studium des Verhaltens von Schwebstofffiltern unter si-
mulierten Störfallbedingungen
In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1984
KfK-3550 (1985) S. 4400/27 - 4400/48
- /3/ Ricketts, C.J.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.;
HEPA-Filter Behavior under High Humidity Airflows
Proc. 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference, Seattle
1986.
im Druck
- /4/ Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.;
HEPA-Filter Response to High Airflow Velocities.
Proc. 17th DOE Nuclear Air Cleaning Conference,
Denver 1982.
CONF 82 0833 (1983) S. 1069.
- /5/ Horak, H.L.; et al.;
Structural Performance of HEPA Filters Under Simulated
Tornado Conditions
LA-9197-MS, Los Alamos National Laboratory (1982).
- /6/ Wolf, W.; Spieß, W.E.L.; Jung, G.;
Standardization of Isotherm Measurements
In: Applied Sciences No. 90, Martinus Nijhoff Publishers,
Dordrecht-Boston-Lancaster, 1985 S. 661 ff.
- /7/ Rüdinger, V.; Ricketts C.J.; Wilhelm, J.G.;
Versagensgrenzen und Schadensmechanismen von Schweb-
stofffiltern unter Beanspruchung durch trockene Luft hoher
Strömungsgeschwindigkeit.
In: Fraser, G.; Luykx, L.; (Hrsg.),
Gaseous Effluent Treatment in Nuclear Installations
EUR 10580 (1986), S. 792 ff.
- /8/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.J.; Wilhelm, J.G.;
Development of Glass-Fiber HEPA Filters of High Structural
Strength Based on the Establishment of the Failure
Mechanisms.
Proc. 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference,
Seattle 1986.
Im Druck

- /9/ Hartig, S.; et al.;
Comparison and Verification of Two Computer Programs Used
to Analyse Ventilation Systems under Accident Conditions.
Proc. 18th DOE Nuclear Air Cleaning Conference, Baltimore
1984,
CONF 84 0806 (1985) S. 1441.
- /10/ Dadone, A.; Pandolfi, M.; Taminini, F.;
Shock Wave Propagation in a Straight Duct with a Side
Branch.
Proc. 8th. Int. Shock Tube Symposium, London 1972.
- /11/ Peters, F.; Merzkirch, W.;
Stoßwellen in Rohrverzweigungen
ZAMM 55 (1975), S. 146 f.
- /12/ Chisnell, R.F.;
The Motion of a Shock Wave in a Channel With Application to
Cylindrical and Spherical Shock Waves.
J. Fluid Mech. 2 (1957), S. 286 ff.

06.01.14/30A Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptions-
PNS 4418 materialien bei Bränden
(H. Deuber, V. Giraud; LAF II)

1. Einleitung

Brände in Kernkraftwerken können zur Freisetzung erheblicher Mengen aerosol- und gasförmiger Brandprodukte führen. Es ist zu erwarten, daß die Rückhaltung von Radioiod mit Iodfiltern durch die Beladung der Iodsorptionsmaterialien mit gasförmigen Brandprodukten u. U. stark beeinträchtigt wird. Außerdem kann nicht ausgeschlossen werden, daß Reaktionsprodukte aus Radioiod und Brandprodukten entstehen, die von den Iodfiltern nur in geringem Maße zurückgehalten werden. Ein Lüftungstechnischer Abschluß der Brandherde ist nicht in jedem Fall möglich.

Belastbare Aussagen über die Rückhaltung von Radioiod mit Iodfiltern von Kernkraftwerken beim Auftreten von Bränden konnten bisher nicht gemacht werden /1/. Sie sollten mit diesen Untersuchungen ermöglicht werden. Die Arbeiten wurden im Berichtszeitraum abgeschlossen.

Es wurden Messungen zum Einfluß von gasförmigen Brandprodukten aus vier relevanten, in KKW verwendeten Materialien auf die Abscheidung von Methyl-iodid ($\text{CH}_3^{131}\text{I}$) an vier kommerziellen, imprägnierten Aktivkohlen durchgeführt. Die zur Erzeugung der Brandprodukte verwendeten Materialien waren ein PVC-Kabel, ein FRNC-Kabel, ein Mineralöl und eine Dekontfarbe. Die Aktivkohlen unterschieden sich im Grundmaterial (Steinkohle oder Kokosnuß) und/oder im Imprägnans (KI oder TEDA).

In diesem Bericht wird auf die Ergebnisse der genannten Messungen näher eingegangen. Die mit den Brandprodukten aus dem PVC-Kabel erzielten Ergebnisse wurden teilweise bereits im vorhergehenden Bericht /2/ dargestellt.

In Tab. 1 sind die Testparameter und in Tab. 2 die Daten der untersuchten Aktivkohlen wiedergegeben. Weitere experimentelle Einzelheiten können dem genannten Bericht /2/ entnommen werden.

2. Ergebnisse

Die Abb. 1 bis 8 zeigen den Durchlaßgrad der Aktivkohlen 207B (KI) und 207B (TEDA) als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Brandproduktmengen. Ohne Beaufschlagung mit Brandprodukten (Menge: 0 g) wurde der in der gewählten Darstellung übliche lineare Abfall des Durchlaßgrades mit steigender Bettiefe gefunden /3/. Für Brandproduktmengen von 0,1 g waren die Durchlaßkurven ebenfalls fast linear. Verglichen mit den frischen Aktivkohlen war der Durchlaßgrad in einigen Fällen etwas höher, insbesondere bei 207B (TEDA).

Für die Brandproduktmengen von 1 und 10 g waren die Durchlaßkurven nicht linear: flach bei kleinen Bettiefen und steil bei großen Bettiefen. I.allg. waren bei großen Bettiefen die Durchlaßkurven fast parallel zu den Durchlaßkurven der frischen Aktivkohlen. Wie aus Alterungsuntersuchungen bekannt, entspricht diese Form der Durchlaßkurven einer Abnahme der Einwirkung auf die Aktivkohle bei steigender Bettiefe, mit einer vernachlässigbar kleinen Einwirkung bei großer Bettiefe im Falle paralleler Durchlaßkurven.

Die Abb. 1 bis 8 zeigen, daß bei gleicher Brandproduktmenge bei großen Bettiefen ($> 12,5$ cm) die Zunahme des Durchlaßgrades für alle Brandprodukte ähnlich war, sowohl bei 207B (KI) als auch bei 207B (TEDA). Bei der höchsten Beaufschlagung betrug die Zunahme des Durchlaßgrades meistens 1 bis 2 Größenordnungen, mit einer Tendenz zu niedrigeren Werten für 207B (KI) und höheren Werten für 207B (TEDA).

Tab. 1: Testparameter

Parameter	Einheit	Wert
Temperatur	°C	30
relative Feuchte	%	70
lineare Luftgeschwindigkeit	cm/s	50
Bettiefe ^a	cm	50
Verweilzeit	s	1
Vorströmzeit	h	≥ 16
Einleitzeit ^b	h	0,1
Nachströmzeit	h	2
eingeleitete Brandprodukte ^c	g	0; 0,1; 1; 10
eingeleitetes CH ₃ ¹³¹ I	mCi	0,1

^a 20 Betten von 2,5 cm Tiefe (Gewicht: je ca. 5 g)

^b jeweils für Brandprodukte und CH₃¹³¹I (Einleitung der Brandprodukte i.allg. direkt vor der des CH₃¹³¹I)

^c verbranntes Material

Tab. 2: Daten der untersuchten Aktivkohlen ^a

Bezeichnung	Grundkohle	Imprägnans
207B (KI)	Steinkohle	KI
207B (TEDA)	Steinkohle	TEDA
208C (KI)	Kokosnußschale	KI
208C (TEDA)	Kokosnußschale	TEDA

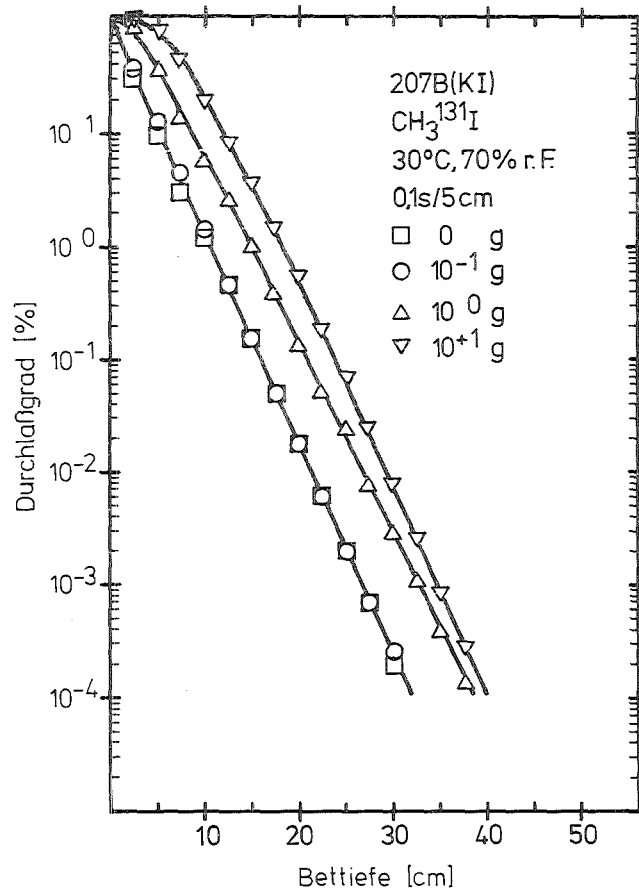
^a Korngröße: 8-12 mesh (BS 410);
 Hersteller: Sutcliffe Speakman (England)

Für kleine Bettiefen wird ein Überblick in den Abb. 9 und 10 gegeben. Diese zeigen den Durchlaßgrad von 207B (KI) bzw. 207B (TEDA) bei einer Bettiefe von 5 cm für verschiedene Mengen und Typen der Brandprodukte. Wie ersichtlich, war die Einwirkung der Brandprodukte aus dem PVC-Kabel am stärksten. Bei 207B (KI) lag der Durchlaßgrad bei der maximalen Beaufschlagung zwischen 70 und 80 % im Falle der Brandprodukte aus dem PVC-Kabel und zwischen etwa 20 und 40 % im Falle der Brandprodukte aus den anderen Materialien. Bei 207B (TEDA) waren die entsprechenden Werte 60 bis 70 % bzw. 30 bis 40 %. (Der höhere Wert bei den Brandprodukten aus dem Öl könnte auf einem experimentellen Fehler beruhen).

Aus allen bei 207B (KI) und 207B (TEDA) bei kleinen und großen Bettiefen erzielten Ergebnissen geht hervor, daß i.allg. die Brandprodukte aus dem PVC-Kabel einen starken Einfluß über eine geringe Bettiefe ausübten, die anderen Brandprodukte jedoch einen schwächeren Einfluß über eine größere Bettiefe, mit einer resultierenden Zunahme des Durchlaßgrades von ähnlicher Größenordnung bei großen Bettiefen.

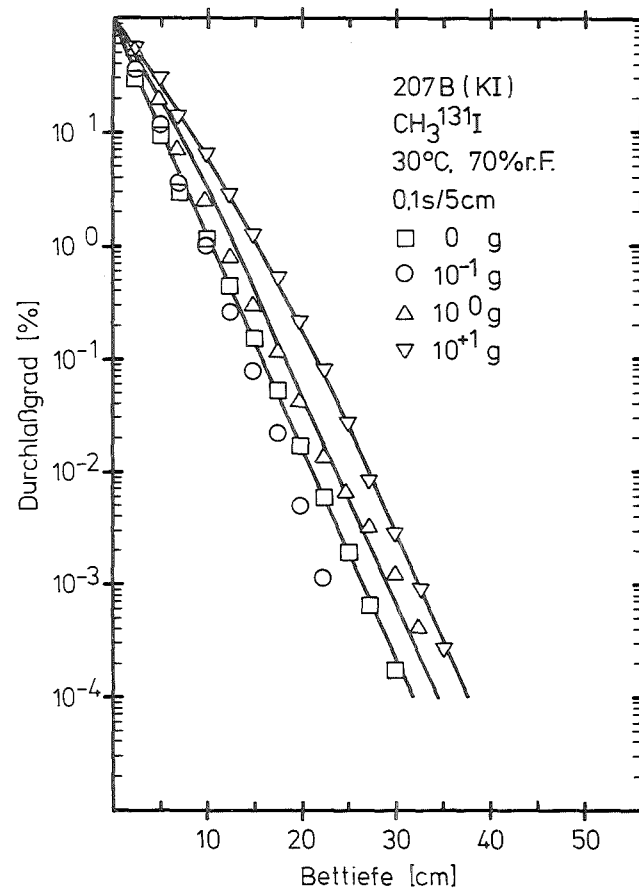
Bei den Aktivkohlen 208C (KI) und 208C (TEDA) war, soweit Ergebnisse vorliegen, die Zunahme des Durchlaßgrades durch die Einwirkung der Brandprodukte ähnlich der bei 207B (KI) und 207B (TEDA) beobachteten Zunahme. Die Ergebnisse waren den bei 207B (TEDA) erzielten am ähnlichsten.

Es ist zu erwähnen, daß in einigen Tests mit 207B (KI) und 207B (TEDA) das $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ nicht direkt nach der Beladung mit den Brandprodukten aus dem PVC-Kabel eingeleitet wurde, sondern nach 20stündigem Spülen mit Luft. Es ergab sich, daß im untersuchten Bereich die Dauer der Einwirkung der Brandprodukte von geringer Bedeutung ist.



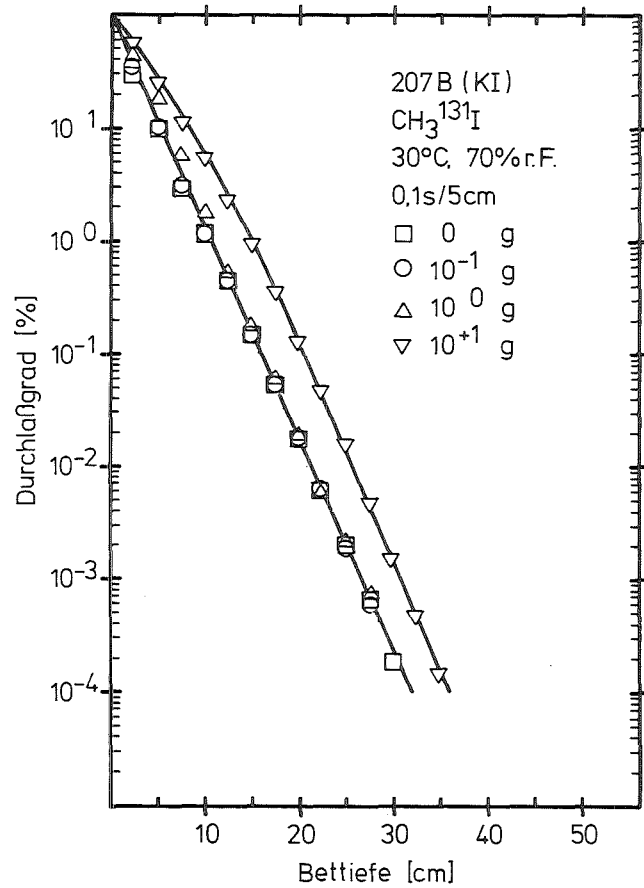
Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe
 bei verschiedenen Brandproduktmengen
 (PVC-Kabel)

Abb. 1



Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe
 bei verschiedenen Brandproduktmengen
 (FRNC-Kabel)

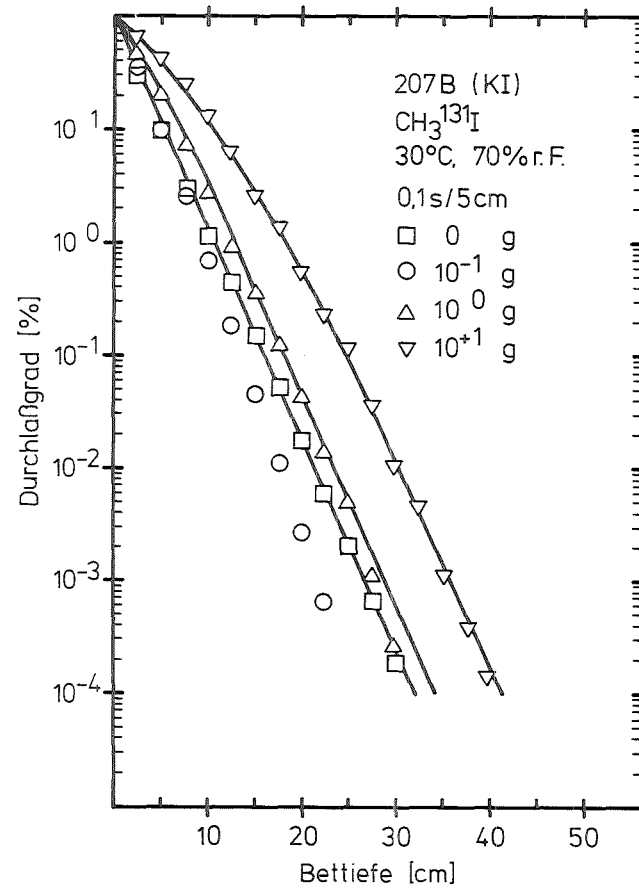
Abb. 2



kfk LAF I D8636

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe
 bei verschiedenen Brandproduktmengen
 (Mineralöl)

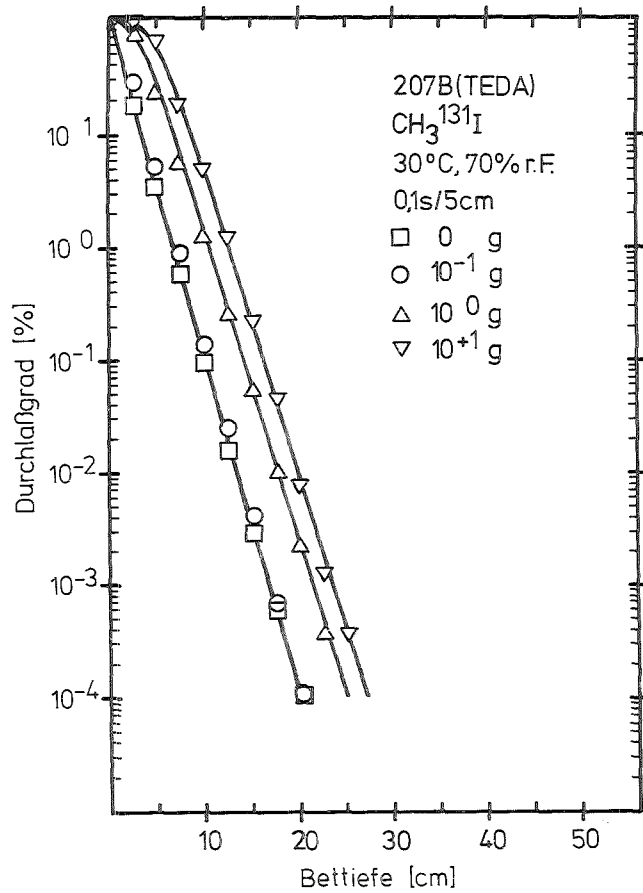
Abb. 3



kfk LAF I D8637

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe
 bei verschiedenen Brandproduktmengen
 (Dekontfarbe)

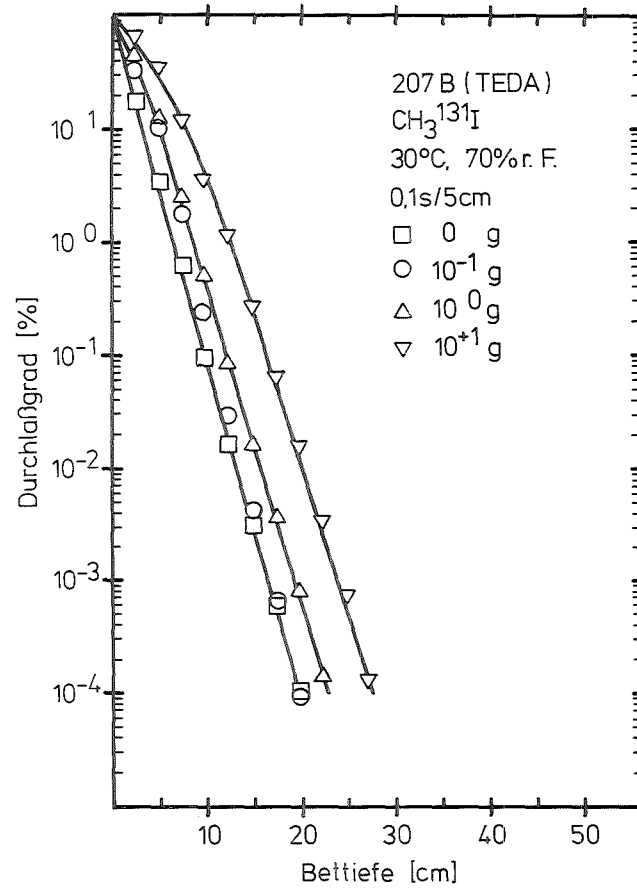
Abb. 4



KIK LAF II D8558

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Brandproduktmengen (PVC-Kabel)

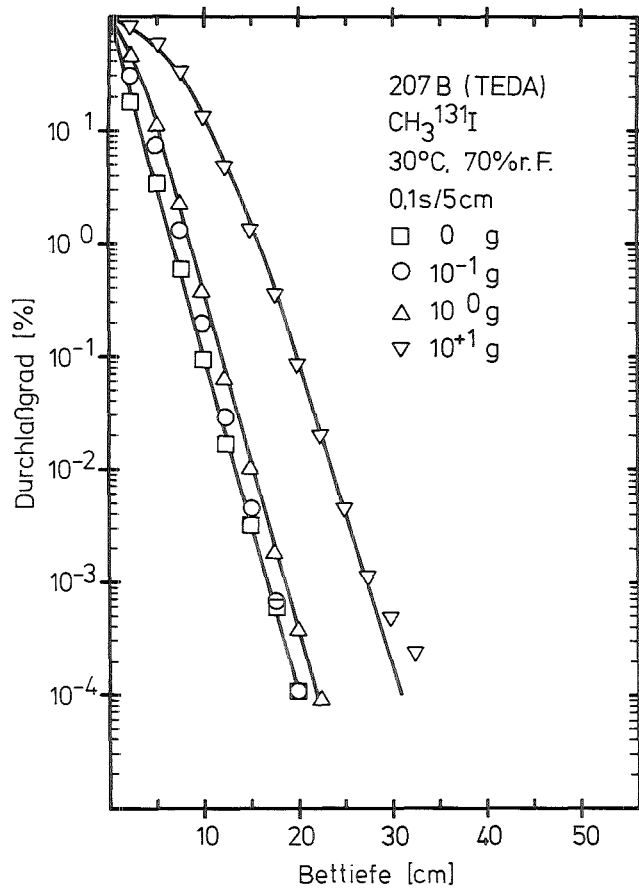
Abb. 5



KIK LAF I D8638

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Brandproduktmengen (FRNC-Kabel)

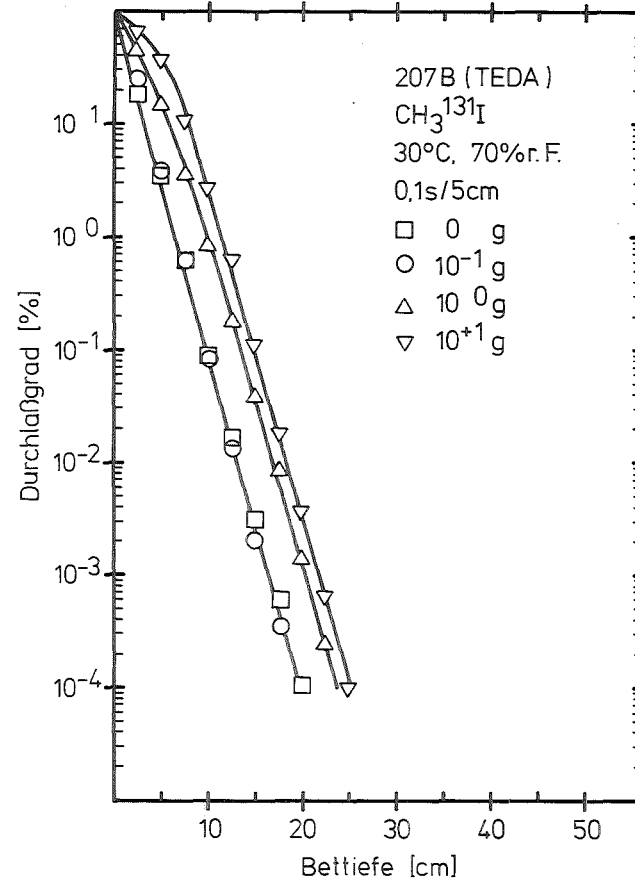
Abb. 6



KIK LAF II D 8639

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Brandproduktmengen (Mineralöl)

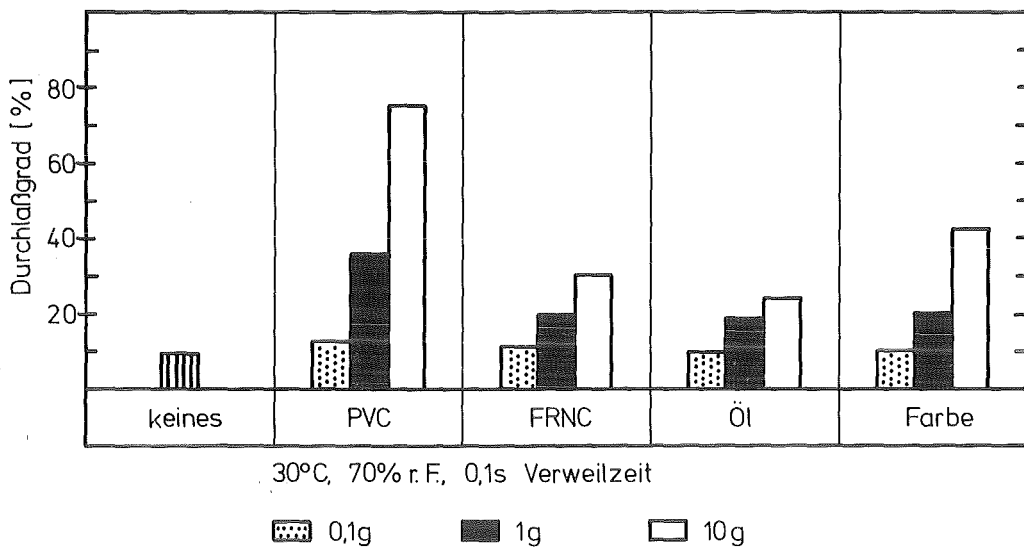
Abb. 7



KIK LAF II D 8640

Durchlaßgrad als Funktion der Bettiefe bei verschiedenen Brandproduktmengen (Dekontfarbe)

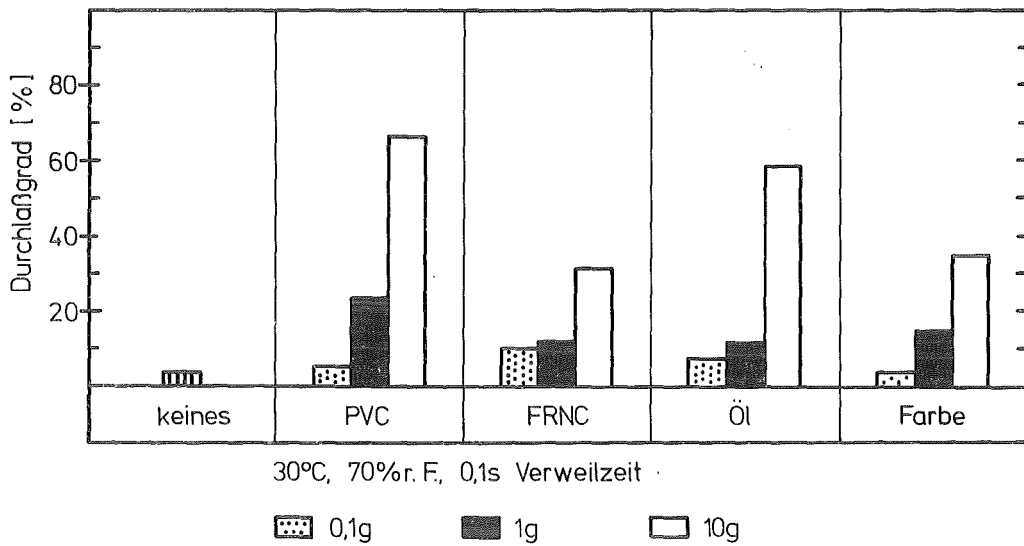
Abb. 8



KIK LAF II D8656

Durchlaßgrad von 207B(KI) für $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ bei verschiedenen Brandproduktmengen

Abb. 9



KIK LAF II D8657

Durchlaßgrad von 207B(TEDA) für $\text{CH}_3^{131}\text{I}$ bei verschiedenen Brandproduktmengen

Abb. 10

3. Schlußfolgerung

Die Untersuchungen zum Einfluß von gasförmigen Brandprodukten aus vier relevanten, in KKW verwendeten Materialien auf die Abscheidung von Methyljodid ($\text{CH}_3^{131}\text{I}$) an vier kommerziellen, imprägnierten Aktivkohlen zeigen, daß mit Iodfiltern großer Bettiefen (Verweilzeit: $\geq 0,5$ s) bei Einsatz der üblicherweise verwendeten imprägnierten Aktivkohlen eine ausreichend hohe Rückhaltung von Radioiod erreicht wird. Dies gilt auch bei starker Beaufschlagung mit gasförmigen Brandprodukten.

4. Literatur

- /1/ GIRAUD, V.;
"Die Abscheidung von Iod mit Iodfiltern in Kernkraftwerken bei Bränden (Literaturstudie)."
KfK 3867 (1985).
- /2/ DEUBER, H.; GIRAUD, V.;
"Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Bränden."
Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985,
KfK 4000 (1986), S. 4400-40.
- /3/ DEUBER, H.; GERLACH, K.;
"Parametrische Untersuchungen zur Abscheidung von Methyljodid an einer KI-imprägnierten Aktivkohle."
KfK 3746 (1984).

An der Durchführung und Auswertung der Messungen waren beteiligt:

K. Bleier, E. Decker, und M. Dehm.

06.03 EINDÄMMUNG VON FOLGESCHÄDEN

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

06.03.03 Untersuchungen der radiologischen Folgen von 4800 - 1
Reaktorunfällen unter probabilistischen
Gesichtspunkten

06.03.03 Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter probabilistischen Gesichtspunkten

06.03.03/22A Unfallfolgenmodell für "Risikostudien für kerntechnische Anlagen":
PNS 4831

06.03.03/23A Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen aus dem Themenbereich "Unfallfolgenabschätzungen für kerntechnische Anlagen" (I.Al-Omari, A.Bayer, J.Braun, K.Burkart, J.Ehrhardt, F.Fischer, I.Hasemann, C.Matzerath⁺), J.Päsler-Sauer, H.-J.Panitz, C.Steinbauer; INR)

Schwerpunkt der Arbeiten war die Erstellung des Programmsystems UFOMOD für die Unfallfolgenabschätzungen zur "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" - Phase B. Die Ergebnisse erster Testrechnungen mit neuen Quelltermen wurden in verschiedenen Gremien der Strahlenschutzkommission zur endgültigen Festlegung von Modellparametern diskutiert. Daneben wurden eine Reihe von Untersuchungen zu speziellen Fragestellungen fortgeführt und zum Teil abgeschlossen. Die Arbeiten wurden von der Europäischen Gemeinschaft unterstützt (Projekt CEC-MARIA des Strahlenschutzprogramms, Vertrag-Nr. BI6-128-D) und zum Teil im Rahmen von Forschungsvorhaben des BMU durchgeführt.

Ergebnisse der deterministischen Vergleichs- und Validierungsuntersuchungen mit atmosphärischen Ausbreitungsmodellen

Das Interesse an einem Vergleich verschiedener atmosphärischer Ausbreitungsmodelle ergab sich aus zwei Gründen:

- 1) die Neumodellierung des atmosphärischen Teils des Unfallfolgenmodells UFOMOD für die Phase B der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke;

⁺) Mitarbeiter des Ingenieurbüros Dr. Trippe, Karlsruhe (DTI)

- 2) die Beurteilung von Ausbreitungsmodellen bezüglich ihrer Leistungsfähigkeit und Eignung für Unfallsituationen bei radioaktiven Freisetzungen aus Kernkraftwerken. Diese Arbeiten wurden innerhalb der entsprechenden Forschungsvorhaben vom Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit gefördert.

Zur Durchführung des Modellvergleichs wurde Ende 1983 durch Initiative von KfK/INR der "Arbeitskreis Vergleichsrechnungen und Validierungsuntersuchungen mit atmosphärischen Ausbreitungsmodellen (AVVA)" gebildet. Die Teilnehmer und deren Ausbreitungsmodelle zeigt Tab. 1.

Der AVVA war tätig bis Anfang 1986. Während des ersten Halbjahrs 1984 wurden die Aufgaben für die Modellrechnungen festgelegt, anschließend wurden bis Mitte 1985 Rechnungen und grobe Auswertungen durchgeführt. Die endgültige Ergebnisauswer-

Teilnehmer	Institution	Modelltyp	Name
Dunst	Uni.Hamburg	Huang-Modell	-
Dunst	Uni.Hamburg	Euler finite Differenzen Modell	-
Gassmann	EIR (Schweiz)	Gauss-Schichten-Schwadenmodell	FOG
Jones	NRPB (U.K.)	Gauss-Fahnen-Modell	ADMARC
Mikkelsen, Thykier-N.	Risø (Dänemark)	Gauss-puff-Modell	RIMPUFF
Möllmann	KFA-Jülich	Gauss-Volumenquellen-Modell	MUSENET
Päsler-S.	KfK	Gauss-Fahnen-Modell	DOSI
Schnatz, Rohbock	Battelle-Inst.	Euler finite Differenzen Modell	TRANSLOC
Schorling	IABG	Lagrange Random-Walk Modell	-
Ulrich	Uni.München	Euler finite Differenzen Modell	-

Tab. 1: Ausbreitungsmodelle und deren Betreiber bei den Vergleichs- und Validierungsrechnungen

tung erfolgte bis Anfang 1986. Mit der anschließenden Dokumentation wurden die Arbeiten beendet /1,2/.

Die Aufgabenstellungen für die Vergleichsrechnungen enthielten einfache, geradlinige Ausbreitungsvorgänge mit verschiedenen atmosphärischen Stabilitäten, Freisetzungshöhen und Rauigkeitsstufen. Aus ihren Ergebnissen ließen sich grundlegende Modelleigenschaften, Parametereinflüsse und Fehler erkennen. Deutlich wurde z.B. der Einfluß verschiedener σ -Parameter, insbesondere bei einem Modell der fehlerhafter σ_x -Einfluß. Bei den K-Modellen wurden Auflösungsprobleme im Nahbereich sichtbar. Etwas kompliziertere Aufgabenstellungen mit Windrichtungsscherungen und Inversionsschichten zeigten die Vorzüge der numerischen Modelle bei derartigen Ausbreitungsrechnungen, aber auch Probleme einiger K-Modelle bei Inversionsschichten und in Bodennähe. In den Abb. 1 und 2 sind zeitintegrierte, bodennahe Konzentrationen (TIC) bei stabiler Schichtung (Pasquill-Kategorie F) und Freisetzungshöhen von 100 m und 200 m als Funktion der Entfernung dargestellt. Die schraffierten Bereiche sind durch die Einhüllenden der Konzentrationskurven der Gauß-artigen Modelle bestimmt. Man erkennt typische Abweichungen numerischer Modelle im Nahbereich (T,DU) und den unphysikalischen σ_x -Einfluß im Modell M.

Die Validierungsuntersuchungen wurden in Form von Vergleichen zwischen den Meßergebnissen von Ausbreitungsexperimenten und entsprechenden Rechenergebnissen der Modelle durchgeführt. Dabei wurden Daten von Experimenten in Jülich (KFA), Karlsruhe (KfK), Cabauw (Niederlande) und RISØ (Dänemark) verwendet. Die Auswertung der beim Vergleich erhaltenen Ergebnisse wurde zum Teil mit graphischen Methoden (Isolinienbilder, Konzentrationskurven, Scatterplots) vorgenommen, zum Teil mit numerischen Verfahren (σ^2 , relatives σ^2 , Korrelationskoeffizient, mittlerer Fehlerfaktor, Häufigkeitsverteilungen des Verhältnisses aus Meß- und Rechenwert Me/Re). Die Anwendung dieser verschiedenen Auswertemethoden ist sinnvoll, weil dadurch unterschiedliche Vergleichskriterien in die endgültige Bewertung der Modelleistungen eingehen können. Zum Beispiel sind in Abb. 3 (Experiment E2, KfK) die Isokonzentrationslinien der Aktivitätsfahnen in Bodennähe dargestellt. Das Bild der experimentellen Daten (Exp) ist mit den Ergebnissen der Modelle (D,M,R,L, DU, T) zu vergleichen; augenscheinlich haben D, M und R offenbar die größte Ähnlichkeit mit Exp. Beim Vergleich der Häufigkeitsverteilungen von Me/Re (Abb. 4) liegen die Modelle L und DU jedoch besser als M und R, weil sie rein numerisch gesehen im Entfernungsbereich $r < 1.2$ km die größere Übereinstimmung mit den Meßdaten besitzen.

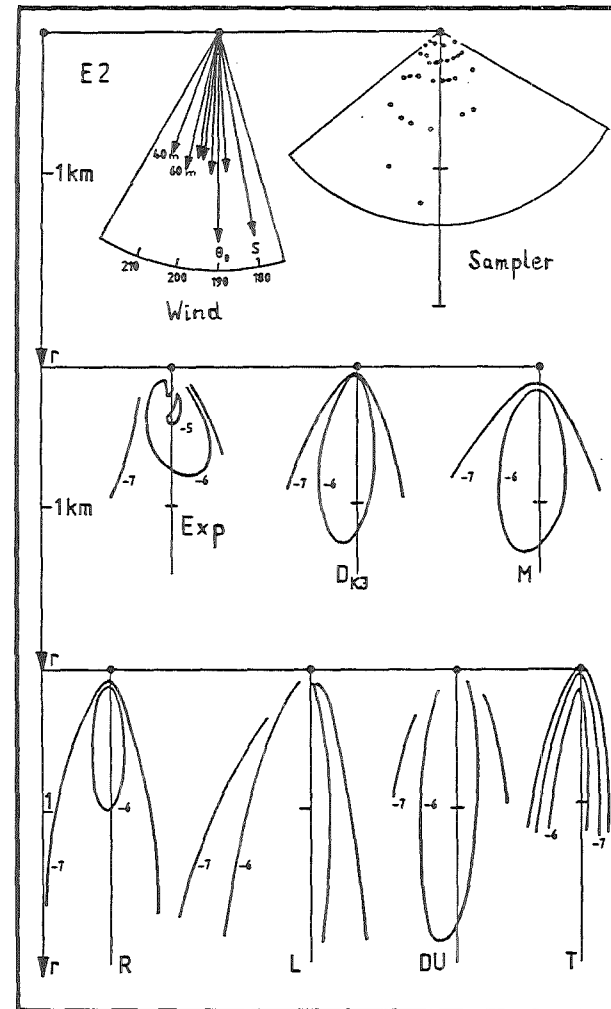
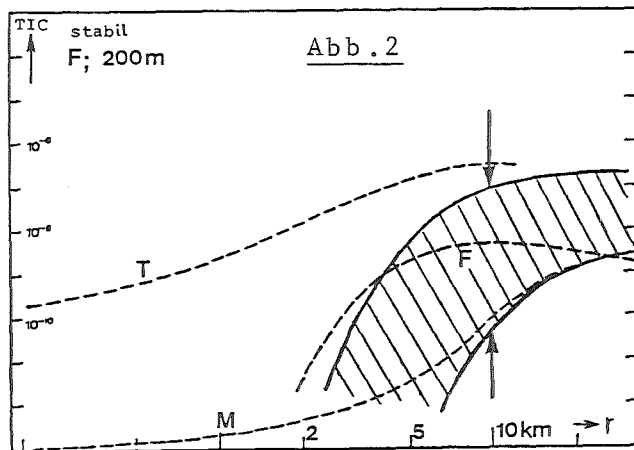
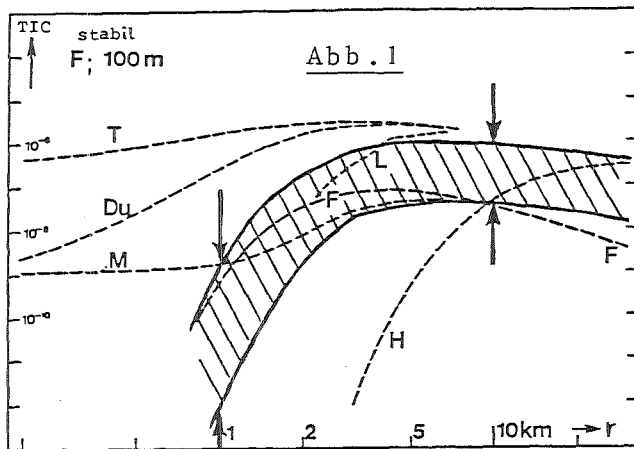


Abb. 1+2: Ergebnis der Vergleichsrechnungen:
Zeitintegrierte bodennahe Konzentration
(TIC) unter der Fahnenachse als Funktion
der Quelldistanz r.

Abb. 3 Ergebnis der Validierungsrechnungen:
Isolinien der zeitintegrierten bodennahen
Konzentration des Experiments E2 (Exp) und
die Ergebnisse der Modellrechnungen (D,M,R,L,DU,T)

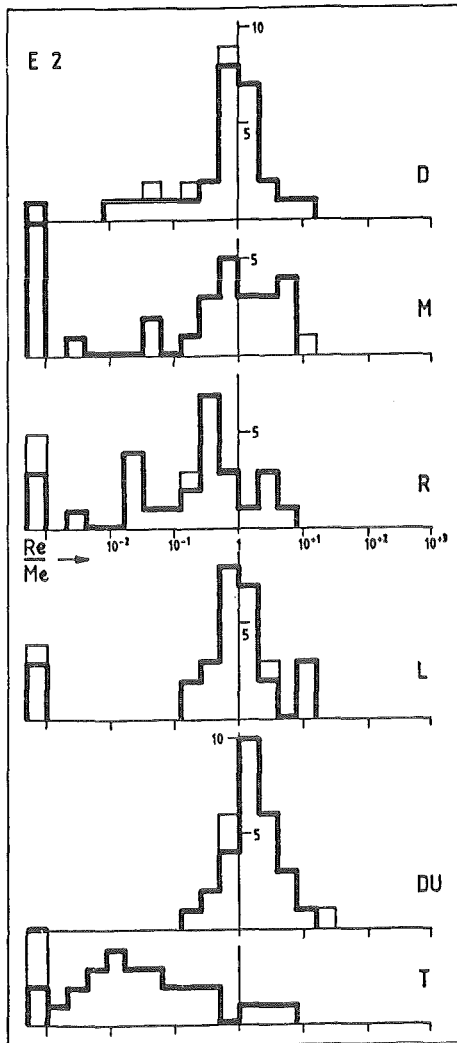


Abb. 4:
Ergebnis der Validierungsrechnungen:
Häufigkeitsverteilungen des Verhältnisses
Rechenwert zu Meßwert Re/Me
von sechs Modellen beim KfK-Tracer-
Experiment E2

Insgesamt ergibt sich eine gute Bewertung für die Gauß-artigen Modelle DOSI, RIMPUFF und MUSEMET, für das numerische Lagrangemodell und das K-Modell von Dunst. Alle weiteren Analysen und Einzelergebnisse finden sich in /1,2/.

Für die Berechnung der atmosphärischen Ausbreitung in Notfallsituationen sind die Modelle MUSEMET (korrigierte Version) und RIMPUFF einschließlich des Lagrange-Partikel-Modells verwendbar. In ebenem Gelände und bei guter meteorologischer Datensituation kann jedoch ein mittlerer Fehlerfaktor von 2-3 nicht unterboten werden; diese Fehlerbreiten stammen aus den natürlichen Schwankungen bei Ausbreitungsvorgängen. Bei der Modellierung von Ausbreitungsvorgängen in orographisch strukturiertem Gelände muß mit größeren Fehlern gerechnet werden.

Probabilistische Unfallfolgenabschätzungen mit unterschiedlichen atmosphärischen Ausbreitungsmodellen und Analyse der Ausbreitungsvorgänge nach dem Reaktorunfall von Tschernobyl

Um die Verlässlichkeit und Anwendbarkeit des einfachen Gaußmodells in probabilistischen Unfallfolgenabschätzungen im Vergleich zu detaillierten atmosphärischen Ausbreitungsmodellen zu untersuchen, wurden probabilistische Vergleichsrechnungen durchgeführt. An den probabilistischen Rechnungen nehmen insgesamt drei verschiedene atmosphärische Ausbreitungsmodelle teil (Tab. 2).

<u>Modell</u>	<u>Typ</u>	<u>Quelle</u>
MUSEMET	Trajektorien	KFA, Jülich
RIMPUFF	Puffmodell	RISO Nat. Lab., Dänemark
TRANSLOC	num. Modell	Batelle Inst., Frankfurt/M.

Tab. 2 Atmosphärische Ausbreitungsmodelle, die an den probabilistischen Vergleichsrechnungen teilnehmen.

Durch diese Rechnungen wird mit Hilfe des Unfallfolgenmodells UFOMOD der Einfluß der verschiedenen Ausbreitungsmodelle auf die Häufigkeitsverteilungen der Aktivitätskonzentrationen, der Strahlendosen und der gesundheitlichen Schäden untersucht. Die meteorologische Datenbasis bilden stündliche synoptische Meldungen des Jahres 1975, aus denen insgesamt 95 Wetterabläufe statistisch ausgewählt wurden. Sie repräsentieren die Gesamtheit aller auftretenden Ausbreitungssituationen. Basierend auf einem Freisetzungsszenario, das an die HD2 der DRS-B angelehnt ist, wurden zeitintegrierte bodennahe Luftkonzentrationen sowie Bodenkontaminationen berechnet. Sie bilden die Grundlage für die wahrscheinlichkeitsbewerteten Unfallfolgenabschätzungen mit UFOMOD.

In einem ersten Schritt wurde das Modell MUSEMET sowohl als geradliniges Gaußfahnenmodell als auch als Trajektorienmodell angewendet. Dieses Vorgehen garantiert, daß nur das unterschiedliche Konzept zwischen Gauß'scher- und Trajektorienmodellierung die UFOMOD-Ergebnisse beeinflusst. Die Rechnungen wurden in Anlehnung an die DRS-A bis in eine Quelldistanz von 540 km durchgeführt, um auch die Risiken für stochastische somatische Schäden zu erfassen. Die Ergebnisse zeigen,

daß im Vergleich zum Gaußmodell aus der Benutzung des Trajektorienmodells eine Vergrößerung der kontaminierten Flächen bis zu einem Faktor 10 resultiert (Abb. 5). Eine Analyse der relativen Anteile der Expositionspfade an den 50-a-Kochensmarktdosen zeigt ebenso deutliche Unterschiede auf (Abb. 6). Insbesondere der Beitrag der Ingestion nimmt mit zunehmender Quelldistanz aufgrund der größeren flächenhaften Verteilung der Aktivität auf dem Boden durch die Berücksichtigung der Windrichtungsänderungen im Trajektorienmodell stark zu. Der maximale Beitrag der externen Bodenstrahlung ist für beide Modellierungen etwa gleich groß. Unter Berücksichtigung der Windrichtungsänderungen tritt dieses Maximum im quellnahen Bereich auf (10-20 km Quelldistanz). Dagegen resultiert aus der Gaußrechnung der maximale Beitrag im Fernbereich bei etwa 100-200 km.

Die Änderungen der Windrichtung und die damit verbundene größere Verteilung der Aktivität verursacht einen Anstieg des Individualrisikos für somatische Spätschäden über den gesamten Entfernungsbereich etwa um einen Faktor 2 (Abb. 7). Die Zahl der Frühschäden verringert sich dagegen um etwa einen Faktor 2.

Bei der Interpretation der Ergebnisse ist zu beachten, daß sie quantitativ nicht verallgemeinert werden dürfen, sondern nur für das zugrundeliegende Freisetzungsszenario gelten. Dennoch zeigen diese ersten Ergebnisse, daß die Verwendung eines verbesserten atmosphärischen Ausbreitungsmodells durchaus zu unterschiedlichen und realistischeren Ergebnissen von probabilistischen Risikoabschätzungen führt.

Im zweiten Schritt wurde mit dem Vergleich zwischen dem Trajektorienmodell MUSEMET und dem Puff-Trajektorienmodell RIMPUFF begonnen. Im wesentlichen unterscheiden sich die beiden Modelle in zwei Punkten: MUSEMET modelliert den Ausbreitungsprozeß unter der Annahme räumlich homogener Wind- und Niederschlagsfelder, während RIMPUFF prinzipiell in der Lage ist, räumlich veränderliche Wind- und Niederschlagsfelder zu berechnen und zu benutzen.

Dieser Vorteil des RIMPUFF wurde in den Vergleichsrechnungen bisher allerdings nicht ausgenutzt, da die Rechnungen nur bis in eine Quelldistanz von 20 km durchgeführt wurden und in diesem Bereich keine zusätzliche meteorologische Information zur Verfügung stand.

Der zweite Unterschied betrifft das Verhalten der Schadstofffahne zum Zeitpunkt sich ändernder Windrichtung. Im Modell RIMPUFF ändert die Fahne, die durch eine

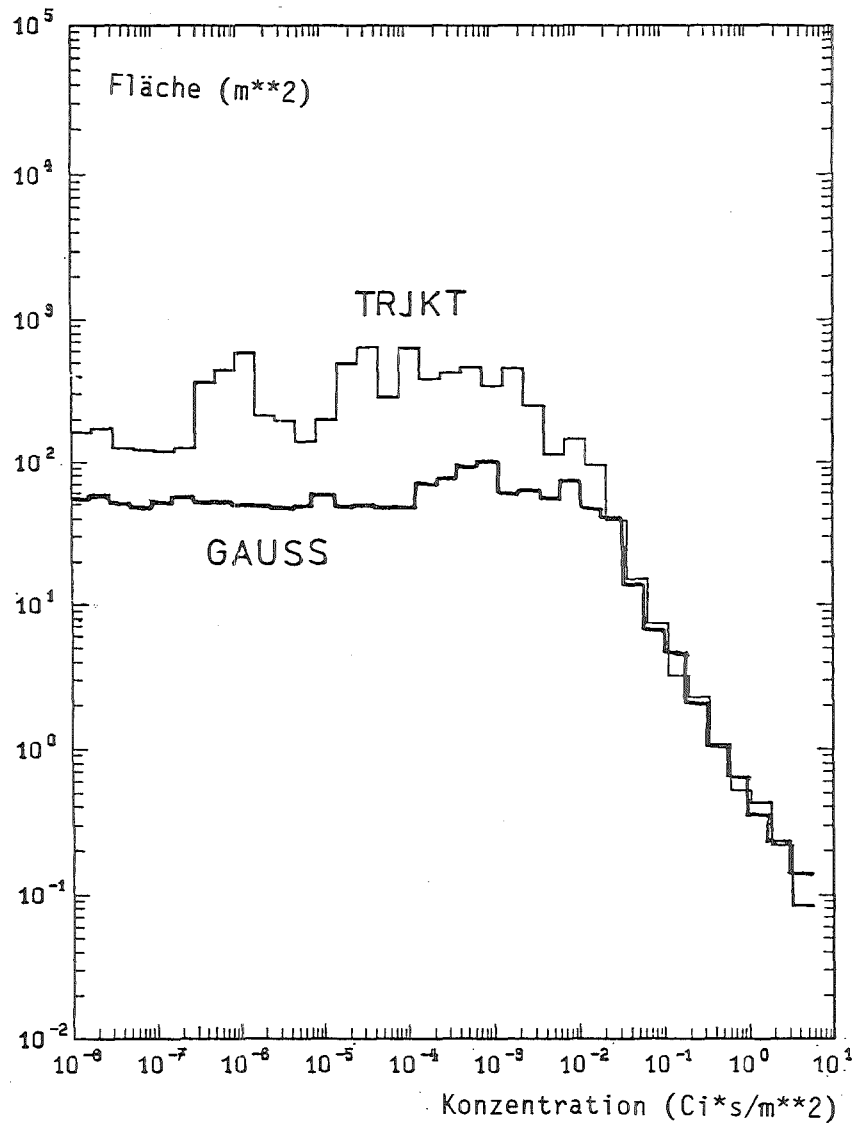


Abb. 5: Maximale Größe der durch Jod-131 kontaminierten Flächen bis in eine Entfernung von 20 km

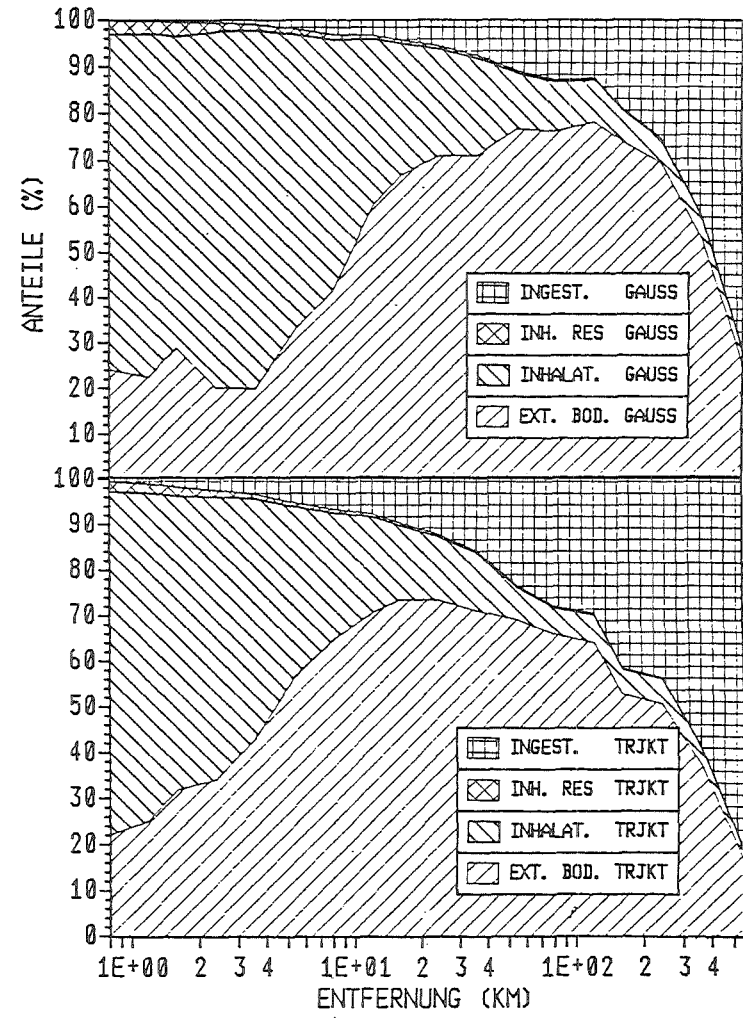


Abb. 6: Relative Anteile (%) der Expositionspfade an den 50-a-Knochenmarksdosen

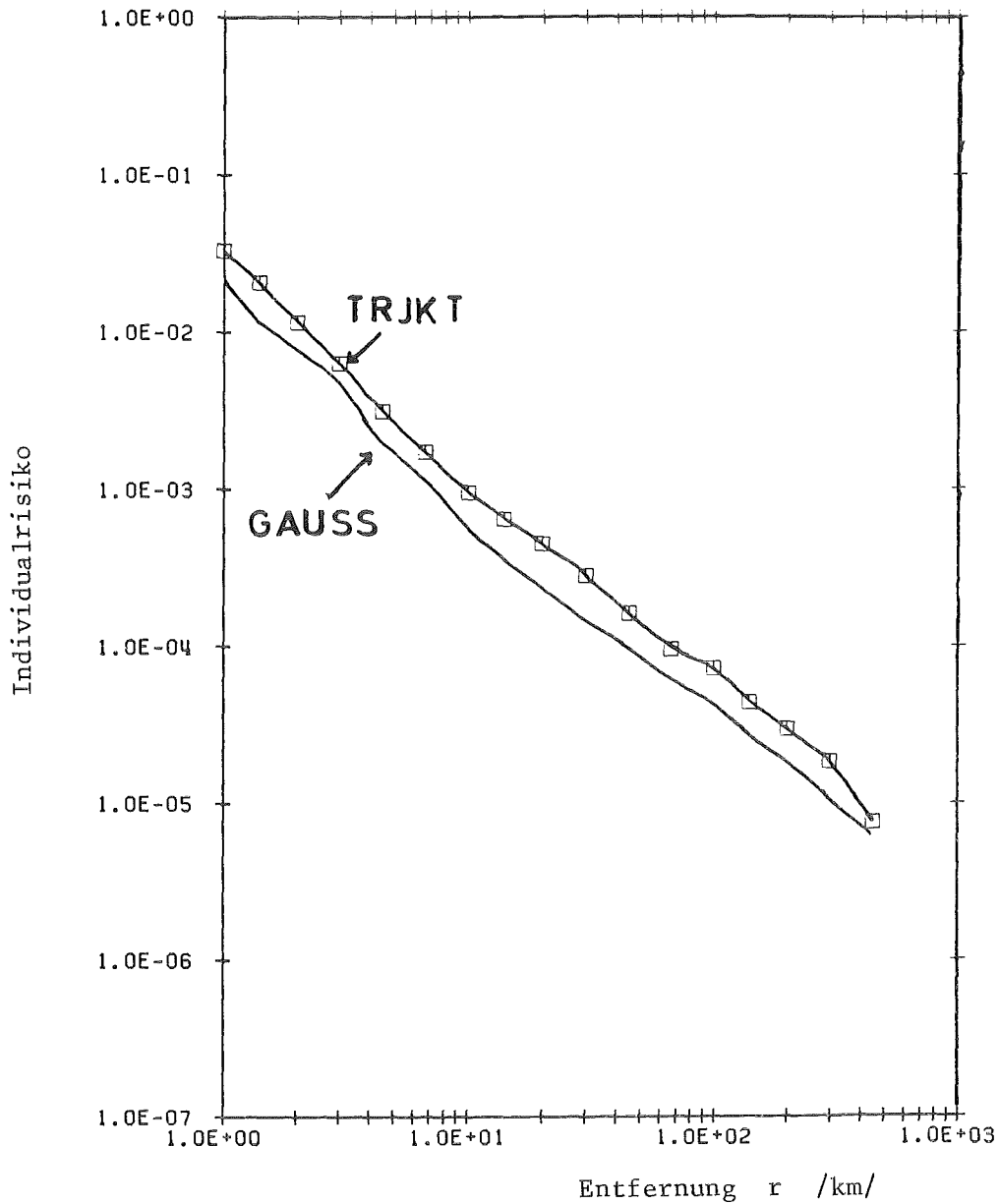


Abb. 7: Mittleres entfernungsabhängiges Individualrisiko für Spätschäden (Freisetzung vorausgesetzt)

Anzahl kreisrunder, sich überlappender Puffs simuliert ist, ihre Richtung auf ihrer gesamten Länge, d.h. jeder Puff folgt einer eigenen Trajektorie. Dagegen erfolgt im MUSEMET die Ausbreitung entlang einer Trajektorie, die aus geradlinigen Teilstücken mit unterschiedlichen Richtungen zusammengesetzt ist. Es ist daher zu erwarten, daß sich Unterschiede in den Resultaten der probabilistischen Risikoabschätzungen ergeben, die auf eine unterschiedliche flächenhafte Verteilung der Aktivitätskonzentrationen zurückzuführen sind. Diese Aussage wird durch erste Ergebnisse der probabilistischen Rechnungen unterstützt.

Außer den probabilistischen Vergleichsrechnungen wurden im Berichtszeitraum die atmosphärischen Ausbreitungs- und die Depositionsprozesse nach dem Reaktorunfall von Tschernobyl analysiert /3,4,5/. Die Arbeiten wurden mit intensiver Unterstützung des Deutschen Wetterdienstes (DWD) in Offenbach und in Abstimmung mit der Kernforschungsanlage Jülich und der Gesellschaft für Reaktorsicherheit durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen bezogen sich primär auf das Gebiet der Bundesrepublik Deutschland. Die Analysen basierten auf meteorologischen Karten, die die Topographie der 850-hPa-Druckfläche, die Temperatur, die Windrichtung und die Windgeschwindigkeit enthalten, sowie auf numerisch berechneten Trajektorien des DWD. Anhand der Trajektorienanalyse und allgemeinen meteorologischen Informationen konnten der zeitliche Verlauf der radioaktiven Belastung und ihre regionalen Unterschiede in der Bundesrepublik erklärt werden.

Modellierung der atmosphärischen Ausbreitung und Ablagerung im Programmsystem UFOMOD

Basierend auf den Ergebnissen der deterministischen und probabilistischen Vergleichsrechnungen wurden die verfügbaren Ausbreitungsmodelle unter den Randbedingungen von Unfallfolgenabschätzungen bewertet, was schließlich zu einem völlig neuen Konzept für das gesamte Unfallfolgenmodell UFOMOD führte. Es besteht zukünftig aus zwei Modellteilen (Abb. 8) /4,5,6/:

- (1) dem Nahbereichsmodell, das vor allem zur Abschätzung von schnellen Notfallschutzmaßnahmen und nichtstochastischen Strahlenschäden konzipiert ist. Zur Ermittlung der Aktivitätskonzentrationsverteilungen im Nahbereich (≤ 50 km) sind die Ausbreitungsmodelle MUSEMET (KFA Jülich) bzw. RIMPUFF (RISØ, Dänemark) in den UFOMOD-Versionen N87/1 bzw. N 87/2 implementiert.
- (2) dem Fernbereichsmodell, das vor allem der Abschätzung von langfristigen Schutz- und Gegenmaßnahmen und stochastischen somatischen Strahlenschäden dient. Die Berechnung der Aktivitätskonzentrationsverteilungen im Fernbereich (≥ 50 km) wird mit den Rechenprogrammen MESOS (ICST, UK) in der UFOMOD-Version F87/1 durchgeführt; in MESOS erfolgt die Ausbreitung der Aktivitätsfahne entlang vorberechneter Windfelder. Die Windfelder für die Fernausbrei-

tung werden aus den 3-stündigen Wetteraufzeichnungen von etwa 800 Meßstationen in ganz Europa großräumig in einem Gebiet von etwa 3000 km x 3000 km ermittelt.

UFOMOD	
Nahbereichsmodell (≤ 50 km)	Fernbereichsmodell (≥ 50 km)
Atmosphärische Ausbreitung	
MUSEMET (KFA) RIMPUFF (RISO) 10 Meßstationen mit 1-stündigen synoptischen Daten der Jahre 1982 und 1983	MESOS (ICST) Windfelder im Ge- biet 10° W- 30° E und 36° N- 62° N ≈ 800 Meßstationen mit 3-stündigen synoptischen Daten der Jahre 1982 und 1983

Abb. 8 Modellierung der atmosphärischen Ausbreitung im Unfallfolgenmodell UFOMOD der DRS - B

Durch den Einsatz realistischerer Ausbreitungsmodelle wird sichergestellt, daß die Charakteristika der neuen Quellterme angemessen berücksichtigt werden. Der modulare Aufbau des neuen Programmsystems UFOMOD gestattet zukünftig auch den Einsatz anderer atmosphärischer Ausbreitungsmodelle, wenn sie die Luft- und Bodenkonzentrationen für die Weiterverarbeitung geeignet zur Verfügung stellen.

Dosis- und Schadensmodelle

Die Kontamination der Luft und der Bodenoberfläche führt zur externen und internen Bestrahlung (Inhalation) der in den betroffenen Gebieten lebenden Bevölkerung. Die zur Berechnung der Organdosen benötigten Dosisfaktoren wurden sowohl für externe als auch für interne Strahlenexposition von der Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung (GSF) mbH, Neuherberg, neu berechnet und für das Unfallfolgenmodell bereitgestellt /4,5,6/. Sie sind zeitintegriert zwischen wenigen Stunden und 70a für bis zu 141 Radionuklide und 21 Organe in den verschiedenen UFOMOD-Versionen implementiert.

Da sich im zeitlichen Mittel etwa 90% der Bevölkerung in Wohngebieten (Städten, Dörfern) befinden und die schadensmindernden Notfallschutzmaßnahmen bei einem Reaktorunfall das Aufsuchen von schützenden Räumen vorsehen, werden die neuberechneten Abschirmfaktoren gegenüber externer Strahlung /4,5,6/ an verschiedenen Aufenthaltsorten in Gebäuden zu realistischeren Dosisabschätzungen führen. Tab. 3 zeigt exemplarisch Ergebnisse für Bodenstrahlung im Vergleich zu den in der DRS-A verwendeten Daten.

O R T	G S F		DRS-A
	mit Bäume	ohne Bäume	
im Freien	2	1	0.5
im Freien, bebautes Gebiet	1	0.5	0.5
Fertigteilhäuser	1	0.5	0.2
Doppelhaushälften	0.5	0.2	0.2
Wohnräume in Häuserzeilen	0.05	0.02	0.1
Keller mit oberirdischen Fenstern /Lichtschächten in Fertigteilhäusern und Doppelhaushälften	0.1/ 0.01	0.05/ 0.01	0.2/ 0.2
Keller mit/ohne Licht- schächte in Häuserzeilen	0.003/ 0.001	0.003/ 0.001	0.1/ 0.1

Tab. 3: Abschirmfaktoren gegenüber externer Strahlung vom Boden ($E_\gamma \geq 1.5$ MeV)

Die zeit- und altersabhängigen Organdosen durch interne Strahlenexposition werden durch die inkorporierten Aktivitätsmessungen und die Dosisfaktoren bestimmt. Bei der Inhalation bestimmt die Atemrate und die Luftkonzentration die interne Kontamination. Bei der Ingestion ist zunächst die zeitabhängige Kontamination der wichtigsten Nahrungsmittel abzuschätzen. Mit den altersabhängigen Verzehrraten erhält man dann die inkorporierte Aktivitätsmenge. Bei der Berechnung der Schäden über den Ingestionspfad wird angenommen, daß alle verzehrten Nahrungsmittel der lokalen Produktion entstammen.

Das völlig neue Ingestionsmodell des Unfallfolgenmodells UFOMOD (Version F87/1) wurde in /4,5,6/ dargestellt. Es enthält Ergebnisse, die mit dem dynamischen Nahrungskettenmodell ECOSYS der Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung (GSF) mbH, Neuherberg, berechnet wurden, und zwar normierte Aktivitätskonzentration für die Nahrungsmittel Milch, Rind- und Schweinefleisch, Getreide, Kartoffeln, Blatt- und Wurzelgemüse sowie andere Gemüsearten. Die Konzentrationsdaten liegen für 22 Nuklide zeitabhängig bis zu 200 Jahre nach einer Freisetzung am 1. Januar und am 1. Juli vor. Die beiden Freisetzungspunkte sind repräsentativ für Unfälle im Winter- und Sommerhalbjahr. Dadurch wird es möglich, Unterschiede in den Unfallfolgen bei Freisetzungen in verschiedenen Jahreszeiten aufzuzeigen.

Grundlage der Modellierung nichtstochastischer Schäden ist das in den USA für Unfallfolgenabschätzungen entwickelte "Health Effects Model" /7/. In Zusammenarbeit mit der Arbeitsgruppe "Strahlenrisiko" der Strahlenschutzkommission (SSK) wurde das Konzept der Modellierung im Unfallfolgenmodell UFOMOD wie folgt entwickelt /8/:

- Es werden die letalen Strahlenfrühschäden akutes Knochenmarksyndrom, akutes Lungensyndrom und akutes Magen-Darm-Syndrom sowie die Mortalität bei Feten, Embryonen und Neugeborenen abgeschätzt.
- Nichtstochastische Krankheiten werden nur insoweit quantifiziert, als sie zu einer erheblichen Beeinträchtigung der Lebensqualität der betroffenen Personen führen. Abgeschätzt werden Katarakte, Lungenfunktionsstörungen, Schilddrüsenunterfunktion und geistige Behinderung bei Kindern.

- Die Dosis-Wirkungs-Beziehungen werden mit geringen Modifikationen aus /7/ entnommen. Individuelle Schadenseintrittswahrscheinlichkeiten < 0.005 bleiben unberücksichtigt.

Die Ergebnisse erster Abschätzungen für die Freisetzungskategorien HD2 und ND2 der DRS-B mit der UFOMOD-Version N87/1 zeigen, daß trotz des größeren Schadensspektrums die mit den neuen Quelltermen zu erwartenden letalen und nichtletalen Fröhschäden deutlich unter den in der DRS-A ermittelten Werten liegen. Falls sich die Dosis-Risiko-Beziehungen aufgrund neuerer Informationen nicht ändern, dominiert bei den letalen nichtstochastischen Schäden das akute Lungensyndrom. Der überwiegende Teil der Dosis wird durch die Strahlenexposition nach Inhalation von Radionukliden verursacht. Zur akuten Knochenmarksdosis trägt dagegen vor allem die externe Strahlenexposition aus der Aktivitätsfahne bei.

Bei der Abschätzung von stochastischen somatischen Schäden werden in der DRS-B die von der GSF neu ermittelten Schadenseintrittswahrscheinlichkeiten für kanzerogene Effekte /5,6/ zugrunde gelegt; diese beruhen in Abhängigkeit von der Schadensart entweder auf einem absoluten (A) oder relativen (R) Risikomodel. In Tab. 4 sind die neuen Risikofaktoren für Mortalität durch die Strahlenexposition verschie-

Krebsart	Modell	ICRP 26 (L)	GSF	
			(LQ)	(L)
Leukämie	A	20	21	52
Knochen	A	5	1	1
Brust *	R	25	80	80
Lunge	R	20	36	90
GI-Trakt ⁺	R		90	224
Schilddrüse	A/R	5	17	17
Andere	R	50	15	38
Summe		125	260	502

In utero (1% der Bevölkerung):
zusätzlich 3 Leukämiefälle
3 andere Krebsfälle

* incl. Männer
+ Magen, Kolon, Leber, Pankreas

Tab. 4: Letale Spätschäden bis Lebensende je 10^6 Personen je rem (niedrige LET-Strahlung, $\dot{D} < 5$ rem/Tag)

	KATASTROPHENSCHUTZ-TEIL (Kats) DES MODELLS	GEMEINSAME STRAHLENSCHUTZGRUNDLAGE	VORSORGE-TEIL DES MODELLS
Basis	Kats-Gesetze der Länder Durchführungsbestimmungen	Gemeinsames Krisen- management	Vorsorgegesetz d. Bundes Rechtsverordnungen
Organisation	Innenbehörden, Dienste	Fachberatung	Gesundheitsbehörden, Dienste
Schwerpunkte d. Planung	Kommunikation, Information Entscheidungsfindung Organisation v. Maßnahmen	Eingreifrichtwerte als Strahlendosen	Eingreifrichtwerte a. d. Basis v. Kontamination, Konzentrationen
Schadensart Schutzziele Richtwerte	Reduktion hoher Dosisraten Eingreifrichtwerte für Dosisraten	Strahlenwirkungen Akkumulationszeiten Protrahierung, Dosis- Wirkungs-Beziehung	Reduktion hoher Langzeit-Exposition Eingreifrichtwerte für Langzeit-Exposition
Maßnahmen	Sofortschutzmaßnahmen incl. Entscheidungsbasis Aufnahmeblockaden, Dekorporation	Abwehr- und Vorsorgekonzept EG IAEA NRPB ICRP WHO Dtschl.	Maßnahmen auf der Basis von Messungen Längerfristige Gegenmaßnahmen Längerfristige Schutzmaßnahmen
Wichtige Parameter	Aufschlüsselung der Richtwerte n. Gesamtdosis, ODL, Organe, Schwangere, Detektierbarkeit	Expositionspfade, Radionuklide, Organe, Alters-/Personengruppen Jahreszeiten	Aufschlüsselung der Eingreif- richtwerte nach wichtigen Parametern
Notwendigkeit von Maßnahmen	Unterer Eingreifrichtwert für Sheltering	Grenzen des Minimierungsgebots	Unterer Eingreifrichtwert für Nahrungsmittel und Wasser

Tab. 5: Grundlagen des Modells der S+G-Maßnahmen in der DRS-B

dener Organe aufgeführt, die sich mit linearen (L) bzw. linearquadratischen (LQ) Dosis-Risiko-Beziehungen ergeben. Für dieselben Organe werden auch nichtletale Gesundheitsschäden ermittelt. Zum Vergleich sind die Zahlenwerte der bislang verwendeten Risikofaktoren aus ICRP-26 für lineare Dosis-Risiko-Beziehungen angegeben. Das neue Modell erlaubt es, die stochastischen somatischen Schäden nicht nur für die lebende und die folgenden Generationen getrennt auszuweisen, sondern auch in Abhängigkeit von der Zeit nach dem Unfall zu quantifizieren.

Modellierung von Schutz- und Gegenmaßnahmen

Bei äußerst unwahrscheinlichen, aber deterministisch nicht völlig ausschließbaren schweren Unfällen in deutschen Kernkraftwerken, die Gegenstand der Risikostudie sind, können sowohl Maßnahmen zur Abwehr akuter Strahlenschäden als auch zur Gesundheitsvorsorge nötig sein. Erstere sind in den "Rahmenempfehlungen für den Katastrophenschutz in der Umgebung kerntechnischer Anlagen" beschrieben, während letztere Gegenstand des Strahlenschutzvorsorgegesetzes und der zugehörigen Rechtsverordnungen sind. Diese Dokumente bilden daher die Grundlage für das Modell der Schutz- und Gegenmaßnahmen im Unfallfolgenmodell der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke - Phase B (DRS-B). Da die o.g. Rechtsverordnungen z.Zt. erst erarbeitet werden, orientieren sich die in der DRS-B verwendeten Eingreifrichtwerte vorläufig an entsprechenden Veröffentlichungen von EG, ICRP, WHO, IAEA und NRPB /9/.

Bindeglied zwischen Katastrophenschutz und Gesundheitsvorsorge ist ein gemeinsames Strahlenschutzkonzept, das sowohl der DRS-B als auch der in beiden Bereichen benötigten Strahlenschutz-Fachberatung zugrunde liegt. Aufgeschlüsselt nach den Stichworten "Rechtsgrundlagen, Organisationen, Schwerpunkte der Planung, Schadensart, Schutzziele, Art der Richtwerte, Maßnahmen und wichtige Parameter" sind die in der DRS-B benutzten Zusammenhänge zwischen der Strahlenschutzgrundlage einerseits und den modellierten Maßnahmen des Katastrophenschutzes bzw. der Gesundheitsvorsorge andererseits in Tab. 5 dargestellt.

Neben den Grundlagen des Gesamtmodells interessiert vor allem die Detailmodellierung der einzelnen Maßnahmen, die z.T. einen erheblichen Einfluß auf den Umfang der berechneten Konsequenzen hat. Die Anwendbarkeit und Wirksamkeit von S + G-Maßnahmen hängt u.a. von der Unfallphyse, den wichtigsten Expositionspfaden und den zur Verfügung stehenden Entscheidungsgrundlagen ab. Die verschiedenen Maß-

EXPOSITIONSPFADE	ZEITL. PHASEN DES UNFALLS			S+G-MASSNAHMEN 1,2)	ENTSCHEIDUNGSGRUNDLAGEN
	1.	2.	3.		
Externe Bestrahlung aus der Fahne	Frühphase			Räumung, Sheltering, Zugangskontrolle	Ist-Zustand und Vorhersage von - Anlagenzustand - Ausbreitungsbedingungen - Ablagerungsbedingungen
Inhalation von Radionukliden aus der Fahne				Räumung, Sheltering, Zugangskontrolle, Jodtabletten	
Kurzfristige Ingestion kontaminierter Nahrungsmittel				Großräumiges vorsorgliches Ernteverbot	
Externe Bestrahlung vom Boden: Kurzzeitdosis				Räumung, Sheltering, Evakuierung	
Externe Bestrahlung vom Boden: Langzeitdosis		Spätphase		Evakuierung, Umsiedlung, Dekontamination	Messung der ODL-Verteilung
Inhalation resuspendierter Radionuklide				Umsiedlung Sachdekontamination	Messung der Kontaminationsverteilung
Langfristige Ingestion				Kontrolle: Wasser + pflanzliche und tierische Produkte	Kontaminationsmessung Flora und Fauna

Anmerkungen:

- 1) Räumung = vorsorgliche Evakuierung vor Fahndurchzug
 2) Evakuierung = schnelles Verlassen nach Fahndurchzug

Tab. 6: Zusammenhang zwischen Maßnahmen, Entscheidungsgrundlagen, Expositionspfaden und zeitlichen Phasen eines Unfalls

nahmen und der Zusammenhang zwischen Maßnahmen, Entscheidungsgrundlagen und Expositionspfaden sind stichwortartig in Tab. 6 dargestellt.

Die Mehrzahl der in Tab. 6 aufgeführten Maßnahmen werden im S+G-Modell der DRS-B explizit oder implizit berücksichtigt. Bei der Modellierung der Maßnahmen wurde besonderer Wert darauf gelegt, daß

- die Entscheidungsfindung den in den Rahmenempfehlungen für den Katastrophenschutz niedergelegten Grundsätzen entspricht
- bei der Entscheidungsfindung nur von Informationen Gebrauch gemacht wird, die zu diesem Zeitpunkt auch wirklich zur Verfügung stehen
- die für Verlauf und Durchführung der Maßnahmen angesetzten Zeiten in Übereinstimmung mit Übungserfahrungen bzw. Simulationsrechnungen sind.

Entwicklung von Modellen zur Ausbreitung von Radionukliden in der Hydrosphäre und der damit verbundenen Strahlenexposition des Menschen

Die infolge von Depositionsvorgängen am Boden abgelagerten Radionuklide gelangen zum Teil in Oberflächengewässer. Das aus der Nutzung dieser Gewässer resultierende Risiko blieb, da der Betrag als gering erachtet wird, in Risikostudien bislang unberücksichtigt. Um diesen Beitrag dennoch quantitativ zu erfassen, wurde bereits vor einigen Jahren eine Abschätzung vorgenommen. Diese Abschätzung wurde - da zwischenzeitlich neuere Informationen zu Erosions- und Sedimentationsvorgängen vorliegen - auf einen aktuellen Stand gebracht. Die Neuabschätzung zeigt, daß die Folgen über diese Expositionspfade in der Größenordnung einiger weniger Prozente der Gesamtfolgen liegen /10/.

Im Rahmen einer für die Europäische Gemeinschaft durchgeführten internationalen Studie zur Strahlenexposition in der Maasregion wurde das Modell KIRMES-WATERPATH zur Abschätzung der Strahlenexposition infolge der bestimmungsgemäß in Fließgewässer abgegebenen Radionuklide weiterentwickelt /11/. Für das Untersuchungsgebiet, die Maasregion, wurden Resultate erzielt und gemeinsam mit den übrigen Beiträgen in dieser Studie dokumentiert /12,13/.

In der Entwicklung befindet sich ein dynamisches Modell zur Ermittlung der Ausbreitung von Radionukliden in Fließgewässern und der daraus resultierenden Strahlenexposition. Im Berichtszeitraum wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Literaturstudien und Untersuchung verschiedener Ausbreitungsmodelle zur Ermittlung von Konzentrationen der Radionuklide nach Freisetzungen in Oberflächengewässer, sowie Untersuchung der Möglichkeiten numerischer Verfahren und der Möglichkeiten analytischer Lösungen zur Bewältigung verschiedener Typen der Konzentrationsgleichungen.
- Auswertung von Studien zur Ermittlung hydrologischer und sedimentologischer Daten, sowie Wahl eines geeigneten Sedimentations- und Sedimenttransportmodells zum Einbau in ein numerisches Konzentrationsmodell.
- Aufstellung der Gleichungen für ein eindimensionales zeitabhängiges Fernfeld-Modell zur Berechnung der Radionuklidkonzentrationen in den Phasen Wasser, Schwebstoff und Sediment unter Berücksichtigung der Advektion, Dispersion, Austausch- sowie Zerfallsprozesse.
- Bereitstellung und Entwicklung der Programme zur numerischen Lösung des entstehenden Differentialgleichungssystems.

Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchungen

Unsicherheitsanalysen liefern quantitative Aussagen über den Einfluß von Parametervariationen auf den Schwankungsbereich der Ergebnisse von komplexen Computer-Codes, während Sensitivitätsuntersuchungen die für die Ergebnisschwankungen verantwortlichen Parameter ermitteln und charakterisieren.

Am Beispiel des atmosphärischen Ausbreitungsmodells (geradliniges Gauß-Fahnen-Modell) des Unfallfolgen-Codes UFOMOD der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke, Phase A, wurden Techniken zu Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen demonstriert. Ziel war, den Einfluß verschiedener Stichprobenumfänge und unterschiedlicher Design-Verfahren auf die Konfidenzbänder der Ergebnisse zu studieren. Dabei wurden zunächst die Konfidenzbereiche der ermittelten Aktivitätskonzentrationen, Organdosen, gesundheitlichen Schäden sowie Schutz- und Gegenmaßnahmen abgeschätzt und analysiert.

Unsicherheiten

Im atmosphärischen Ausbreitungsmodell wurden 39 Parameter ausgewählt (u.a. thermische Quellstärke; Mischungsschichthöhe, horizontale/vertikale Fahnenausbreitungparameter, jeweils in Abhängigkeit von der Diffusionskategorie; trockene bzw. nasse Ablagerungsparameter für I-131 und Cs-137 mit verschiedenen Regenraten). Jedem Parameter wurden subjektive Verteilungen innerhalb gewisser Wertebereiche zugeordnet (siehe die Vorstudie /14/). Abhängigkeiten zwischen den Parametern fanden durch Rangkorrelationen Berücksichtigung.

Stichprobenpläne, wie Latin-Hypercube-Design (LHS) bzw. Random Sampling Design (RS), legten im nächsten Schritt Anzahl und Art der Parametersätze für UFOMOD-Läufe fest, aufgrund deren die Schwankungsbreiten der Ergebnisse zu ermitteln waren.

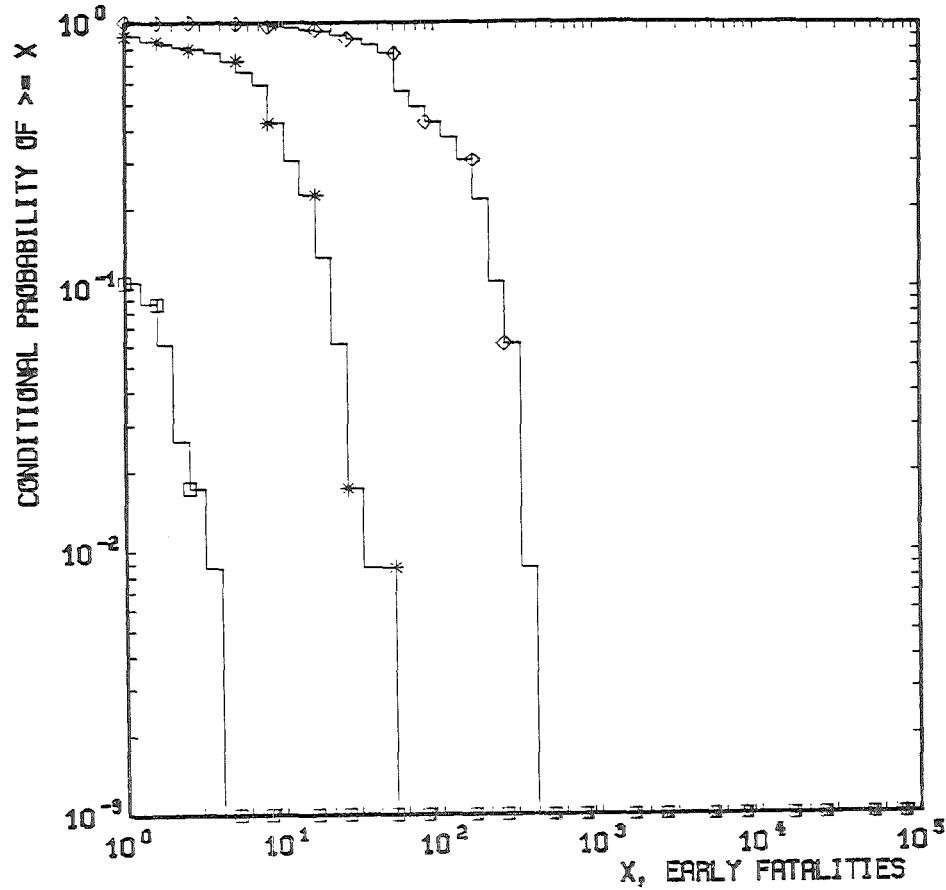
In einer Latin-Hypercube-Stichprobe wird der Wertebereich jedes der k unsicheren Parameter in n gleichwahrscheinliche, nichtüberlappende Teilintervalle zerlegt und ein Zahlenwert aus jedem dieser Intervalle zufällig ausgewählt. Das liefert k Spalten in einer (n,k) -Matrix. Schließlich werden die Elemente jeder Spalte zufällig miteinander vertauscht.

LHS besitzt per Konstruktion den Vorzug, den Wertebereich der unsicheren Parameter global zu repräsentieren, während die klassischen faktoriellen Design-Verfahren i.a. nur spezielle Punkte des Wertebereichs der Parameter berücksichtigen und RS Zahlenwerte rein zufällig auswählt.

Auf den subjektiven Verteilungen für die betrachteten Parameter basierend, wurden gemäß LHS- bzw. RS-Design Stichproben verschiedenen Umfangs n (59,100,200) gezogen und n dazugehörige UFOMOD-Läufe durchgeführt. Verschiedene unabhängige Stichprobensätze vom Umfang n lieferten bereits beim 1.5-fachen der Parameterzahl keine nennenswerten Unterschiede in den ermittelten Verteilungen der UFOMOD-Ergebnisse (Konzentrationen, Dosen, Schäden), unabhängig davon, ob das RS- oder LHS-Design gewählt wurde.

Wegen der stochastischen Wetterbedingungen liefert jeder UFOMOD-Lauf eine komplementäre Häufigkeitsverteilung (CCFD). Abb. 9 und 10 zeigen für Frühschäden und Spätschäden die geschätzten 5%, 95%-Konfidenzgrenzen und die Referenzkurve

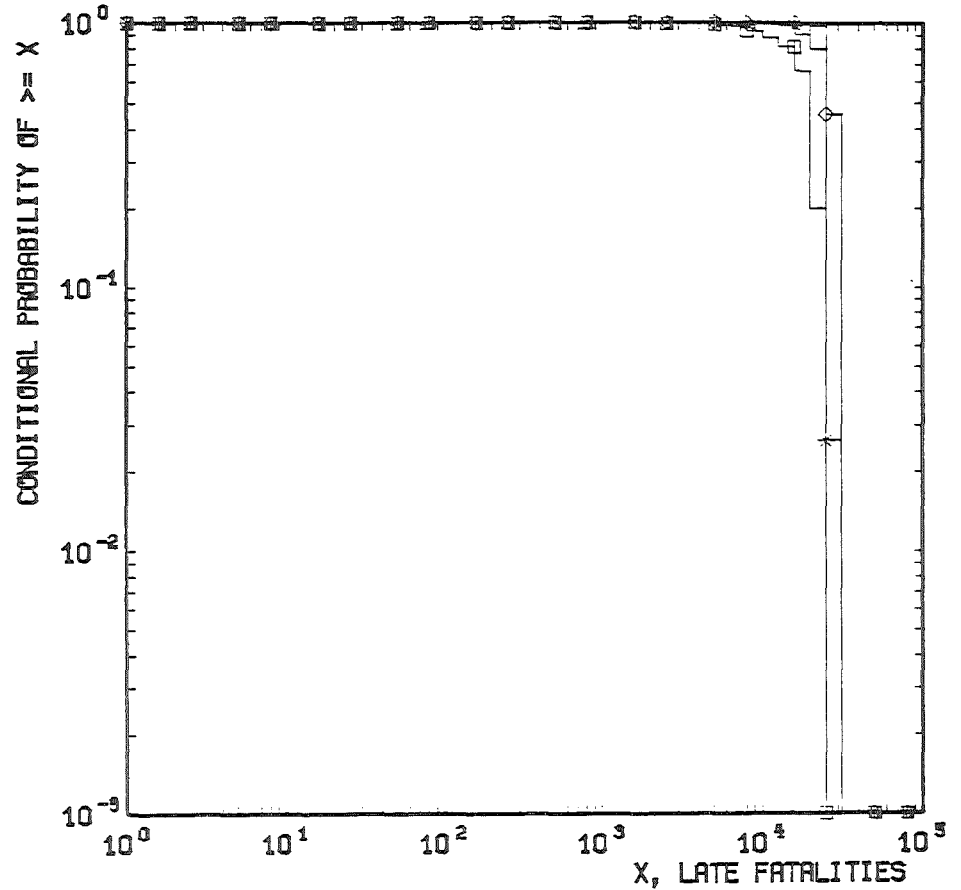
UFØMØD Uncertainty Analysis (LHS)



* : Ref.-Curve □ : 5% -Curve ◆ : 95% -Curve

Abb. 9: Komplementäre kumulative Häufigkeitsverteilungen der Frühschäden (Freisetzung FK2 vorausgesetzt)

UFØMØD Uncertainty Analysis (LHS)



* : Ref.-Curve □ : 5% -Curve ◆ : 95% -Curve

Abb. 10: Komplementäre kumulative Häufigkeitsverteilungen der Spätschäden (Freisetzung FK2 vorausgesetzt)

(alle unsicheren Parameter sind auf 50%-Quantilwert gesetzt). Die Breite des 90%-Konfidenzbandes ist Ausdruck der Sensitivität der Ergebnisse in Bezug auf Schwankungen der Parameterwerte.

Sensitivitätsanalysen

Nach der Auswahl eines Stichproben-Designs und der Durchführung von UFOMOD-Computerläufen war die Sensitivität der Resultate bezüglich jedes einzelnen unsicheren Parameters zu quantifizieren.

Die Rangreihenfolge der sensitiven Parameter des atmosphärischen Ausbreitungsmodells von UFOMOD wurde mittels partieller Rangkorrelationskoeffizienten (PRCCs) bestimmt, da durch dieses Korrelationsmaß auch Nichtlinearitäten und Monotonien zwischen Eingabe und Ausgabe des Codes meßbar sind.

Auf der Basis von 200 UFOMOD-Läufen ließen sich z.B. für Frühschäden die folgenden sensitiven Parameter (incl. PRCCs) identifizieren (s. Tab. 7):

Geschwindigkeit für trockene Ablagerung von I-131 (.78), thermische Quellstärke (-.58), Wärmeeuftriebsparameter (-.53), Quellenflächenparameter (.49), vertikaler Fahnausbreitungsparameter (.29), Geschwindigkeit für trockene Ablagerung von Cs-137 (.26), horizontaler Fahnausbreitungsparameter (-.23), Mischungsschichthöhe (-.22).

Signifikant zum Niveau .05 ist ein Parameter dann, wenn z.B. bei $n = 200$ der PRCC dem Betrage nach größer als .16 ist. Der absolute Zahlenwert beschreibt die Stärke des Zusammenhangs zwischen den einzelnen Parametern und der Zahl der Frühschäden, während das Vorzeichen angibt, ob mit wachsenden Parameterwerten die Frühschäden zu- bzw. abnehmen.

Mit wachsendem Stichprobenumfang nimmt die Zahl derjenigen PRCC-Werte zu, die die Signifikanzschranke überschreiten.

RS- und LHS-Design, mit den an der KfK-Rechenanlage implementierten SANDIA-Codes ermittelt, führten zu keinen signifikant unterschiedlichen Sensitivitätsresultaten. Bei der GRS (München) erstellte RS- und LHS-Designs lieferten ebenso vergleichbare Ergebnisse. Im allgemeinen waren die GRS-Konfidenzbänder jedoch breiter als die KfK-SANDIA-Konfidenzbereiche. Das mag daran liegen, daß die GRS

DIE TABELLENELEMENTE REPRÄSENTIEREN DEN WERT DES PARTIELLEN RANGKORRELATIONSKOEFFIZIENTEN (UND SEINER RANGZAHL) FÜR JEDE KOMBINATION ZWISCHEN AUSGEWÄHLTER UNABHÄNGIGER UND AUSGEWÄHLTER ABHÄNGIGER VARIABLEN, UNTER DER VORAUSSETZUNG, DASS DER ABSOLUTE BETRAG DIESER KOEFFIZIENTEN GRÖßER IST ALS $T(\alpha) = .16$ (200 LAEUFEN) FÜR $\alpha = .05$ SIGNIFIKANZNIVEAU

PARAMETER	ERLÄUTERUNG	*)	EARFATA	LATFATA	RELOCAT
Q	THERMISCHE QUELLSTÄRKE		-.58(2)		
R	GRÖßE, DIE DEN FEHLER DER WINDGESCHW. BESCHREIBT			.28(4)	-.60(3)
HQ	HOHE DER QUELLE				
FPR(A-D)	WÄRMEAUFTRIEBSP. DC=A,B,C,D (DC=DIFFUSIONSKATEGORIE)		-.53(3)		
FPR(E,F)	WÄRMEAUFTRIEBSPARAMETER DC=E,F				
DA	GRÖßE, UM DEN WÄRMEAUFTRIEB ZU KORRIGIEREN		.49(4)		
C1	QUELLENFLÄCHENPARAMETER				
HM(A)	MISCHUNGSSCHICHTHOHE DC=A		.22(9)		-.19(9)
HM(B)	MISCHUNGSSCHICHTHOHE DC=B			-.16(11)	
HM(C)	MISCHUNGSSCHICHTHOHE DC=C				
HM(D)	MISCHUNGSSCHICHTHOHE DC=D				-.24(7)
HM(E)	MISCHUNGSSCHICHTHOHE DC=E				
HM(F)	MISCHUNGSSCHICHTHOHE DC=F		.17(10)		
SIGY0(A)	HORIZONTALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=A			.21(8)	-.18(11)
SIGY0(B)	HORIZONTALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=B				
SIGY0(C)	HORIZONTALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=C			.17(10)	
SIGY0(D)	HORIZONTALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=D			.27(5)	-.23(8)
SIGY0(E)	HORIZONTALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=E		-.23(8)		
SIGY0(F)	HORIZONTALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=F				
SIGZ0(A)	VERTIKALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=A				
SIGZ0(B)	VERTIKALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=B				
SIGZ0(C)	VERTIKALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=C				
SIGZ0(D)	VERTIKALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=D				
SIGZ0(E)	VERTIKALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=E		.29(5)		
SIGZ0(F)	VERTIKALER FAHNENAUSBREITUNGSPARAMETER DC=F		.23(7)		
P(A)	WINDPROFIL EXPONENT DC=A				-.17(12)
P(B)	WINDPROFIL EXPONENT DC=B				-.18(10)
P(C)	WINDPROFIL EXPONENT DC=C				
P(D)	WINDPROFIL EXPONENT DC=D			-.17(9)	
P(E)	WINDPROFIL EXPONENT DC=E				
P(F)	WINDPROFIL EXPONENT DC=F				
VD(10D)	GESCHWINDIGKEIT FÜR TROCKENE ABLAGERUNG (10D)		.78(1)	-.76(1)	.27(6)
VD(AER)	GESCHWINDIGKEIT FÜR TROCKENE ABLAGERUNG (AEROSOLE)		.26(6)	-.62(2)	.92(1)
LD10D-1	GESCHWINDIGKEIT FÜR NASSE ABLAGERUNG 10D (0-1MM/S)			-.26(6)	
LDAERO-1	GESCHWINDIGKEIT FÜR NASSE ABLAGERUNG AER. (0-1MM/S)			-.24(7)	.66(2)
LD10D1-3	GESCHWINDIGKEIT FÜR NASSE ABLAGERUNG 10D (1-3MM/S)				
LDAER1-3	GESCHWINDIGKEIT FÜR NASSE ABLAGERUNG AER. (1-3MM/S)			-.30(3)	.53(4)
LD10D>3	GESCHWINDIGKEIT FÜR NASSE ABLAGERUNG 10D (>3MM/S)				
LDAER>3	GESCHWINDIGKEIT FÜR NASSE ABLAGERUNG AER. (>3MM/S)				.29(5)

*) EARFATA; = FRÜHSCHÄDEN LATFATA; = SPAETSCHÄDEN RELOCAT; = VON UMSIEDLUNG BETROFFENE FLÄCHEN

Tab. 7: UFOMOD Sensitivitäts-Analyse (LHS-Design)

ein anderes Schätzverfahren für die Parameterkorrelationen wählte und das LHS-Design der GRS anders konstruiert wurde.

Die Vielzahl von Unsicherheits- und Sensitivitätsrechnungen

- für unter der Fahnenachse ermittelte Aktivitätskonzentrationen (am Boden, in der bodennahen Luft, in der Wolke) in verschiedenen Entfernungen von der Aktivitätsquelle;
 - für Knochenmark- und Ganzkörperdosen in verschiedenen Entfernungen von der Aktivitätsquelle;
 - für Früh- und Spätschäden sowie von Umsiedlung betroffenen Flächen
- bei unterschiedlichen Stichprobenumfängen n (59, 100, 200) und verschiedenen Design-Verfahren (LHS und RS) werden im Detail in einem KfK-Bericht veröffentlicht, der in Vorbereitung ist.

Literatur

- /1/ J. Päsler-Sauer
unveröffentlichter Bericht
- /2/ J. Päsler-Sauer
Comparative calculations and validation studies with atmospheric dispersion models
KfK-Bericht 4164, 1986
- /3/ H.-J. Panitz, C. Matzerath, J. Ehrhardt
unveröffentlichter Bericht
- /4/ J. Ehrhardt, H.-J. Panitz
Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD und erste Analysen zum Reaktorunfall von Tschernobyl
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit
Karlsruhe, 10/11. Juni 1986, in KfK-Bericht 4170, 1986, S. 455-815.
- /5/ J. Ehrhardt, P. Jacob
Modelle für Unfallfolgenabschätzungen mit ersten Verifikationen nach dem Reaktorunfall in Tschernobyl
"Informationstagung Sicherheit der Kernkraftwerke im Lichte von TMI und Tschernobyl" der Schweizerischen Vereinigung für Atomenergie
Zürich-Oerlikon, 3./4. November 1986
English translation available
- /6/ J. Ehrhardt, H.G. Paretzke
Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen
Jahrestagung Kerntechnik '86
Aachen, April 8-10. 1986
Berichtsheft des Deutschen Atomforums e.V., Bonn

- /7/ J.S. Evans, D.W. Moeller, D.W. Cooper
Health Effects Model for Nuclear Power Plant Accident Consequence Analysis
Report NUREG/CR-4214, July 1985
- /8/ J. Ehrhardt, C. Steinhauer
Vorgesehene Modellierung der gesundheitlichen Schäden im Unfall-
folgenmodell der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" - Phase B
Unveröffentlichter Bericht, Nov. 1985
- /9/ C. Steinhauer
Materialien zum Modell der Schutz- und Gegenmaßnahmen der "Deutschen
Risikostudie Kernkraftwerke" - Phase B
Unveröffentlichter Bericht, Oktober 1986
- /10/ J.C. Helton, A.B. Muller, A. Bayer
Contamination of Surface-water Bodies by Reactor Accidents
Fourth European Nuclear Conference, Genf, 1986, Transactions Vol.3, 415-421
(1986)
- /11/ A. Bayer, J. Braun
KIRMES-WATERPATH (RIVER), Models for the Assessment of the
Radiological Exposure due to Discharges of Radionuclides into Rivers
KfK-Bericht (in Vorbereitung)
- /12/ Commission der Europ. Gemeinschaften (Hrsg.)
The Radiological Exposure of the Population in the Meuse Basin
Report EUR-10670 (1986)
- /13/ A. Bayer, G. Gouvras, R. Kirchmann
Assessment of Individual and Collective Doses due to Radioactive Discharges
from Sources of Civilian Origin into the Basin of the River Meuse
Fourth European Nuclear Conference, Genf, 1986, Transactions Vol.3, 609-614
(1986)
- /14/ F. Fischer, J. Ehrhardt
Uncertainty Analysis with a View Towards Applications
KfK-Bericht 3906, 1985

Veröffentlichungen
des Projekts Nukleare Sicherheit

1986

Hennies, H.H.

The evolution of the European fusion technology program towards NET.
14th Symp. on Fusion Technology, Avignon, F,
September 8-12, 1986

Hennies, H.H.; Nicholson, R.L.R.; Pistella, F; Rapin, M.

Developpement technique des reacteurs a neutrons rapides acquis et
perspectives.

Welt-Energie-Konf., Cannes, F, 5.-11.Oktober.1986

Hennies, H.H.

Sicherheitsforschung und Unfallverhütung:

Nukleare Sicherheitstechnik.

Informationstagung 'Sicherheit der Kernkraftwerke' der Schweizerischen

Vereinigung für Atomernergie (SVA),

Zürich-Örlikon, Ch, 3.-4.November 1986

Albrecht, H.; Kuczera, B.

Source term implications of Chernobyl.

Conf.-by-Computer 'Chernobyl: Where do we go from here?'

sponsored by McGraw-Hill's

Nuclear Publications, Sept. 29 - Oct. 17, 1986

Braun, W.K.E.; Hassmann, K.; Hennies, H.H.; Hosemann, J.P.

The reactor containment of standard-design German pressurized water reactors.

Nuclear Technology, 72 (1986) S. 268-90

Brogli, R.; Götzmann, C.; Kuczera, B.

Assessing high conversion PWR concepts. Nuclear Energy of Today and Tomorrow;

4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, CH,

June 1-6, 1986; Transactions

Bern: ENS, 1986. - Vol. 2 - S. 493-500

Brogli, R.; Götzmann, C.; Kuczera, B.

Assessing high conversion PWR concepts.

Nuclear: Energy of Today and Tomorrow;

4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Transactions

Bern: ENS, 1986. - Vol. 2 - S. 493-99

Fiege, A.

Brennelementverhalten unter Störfallbedingungen. Einführung in das Forschungsprogramm des PNS.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe, 10.-11. Juni 1986, KfK-4170 (August 86) S. 163-75

Fiege, A.

Results of the German research program on LWR fuel behavior under LOCA conditions.

Specialists' Meeting on LWR Fuel Behavior, Cadarache, F, September 11-12, 1986

Haschke, D.; Fromentin, A.; Schöck, W.; Hosemann, J.P.; Kanzleiter, T.; Schröder, W.; Peehs, H.; Ruhmann, H.

Containment aerosol removal in condensing atmosphere - results of DEMONA tests.

Internat. Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, San Diego, Calif., February 2-6, 1986

Hennies, H.H.

Zum Ablauf des Reaktorunfalls in Tschernobyl und zur Übertragbarkeit auf Deutsche Reaktoranlagen

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe, 10.-11. Juni 1986, KfK-4170 (August 86) S. 1-21

Hennies, H.H.; Kuczera, B.; Rininsland, H.

Forschungsergebnisse zum Kernschmelzunfall in einem modernen 1300 MWE-DWR Atomwirtschaft-Atomtechnik, 31 (1986) S. 542-48

Hennies, H.H.

Zum Ablauf des Reaktorunfalls in Tschernobyl und zur Übertragbarkeit auf deutsche Reaktoranlagen.

KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 127-32

Hennies, H.H.

LWR safety technology in Europe. Nuclear Energy of Today and Tomorrow.
4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, Ch.
June 1-6, 1986; Transactions
Bern: ENS, 1986. - Vol. 1 - S. 167-76

Hennies H.H.

Schnelle Brutreaktoren im weltweiten Überblick. Frankreich und Sowjetunion
an der Spitze.
Energiewirtschaftliche Tagesfragen, 36 (1986) S. 234-39

Hennies. H.H.

Radiation measurement in Germany resulting from the Chernobyl Accident.
Nuclear Europe, 6 (1986) S. 22-25

Hennies, H.H.

Ablauf, Konsequenzen und Bewertung des Reaktorunfalls in Tschernobyl.
VGB Kraftwerkstechnik, 66(1986) S. 902-09

Hennies, H.H.; Kessler, G.; Kuczera, B.; Theenhaus, R.; Wolters, J.
Sicherheitsforschung und Sicherheitstechnik.

AGF Vortragsveranstaltung 'Tschernobyl und die Zukunft der
Energieversorgung in der Bundesrepublik', Bonn-Bad Godesberg,
17.-18.Sept. 1986

Hosemann, J.P.; Knapp, W.

Wenn der Kern schmilzt. Ein Groß-Experiment zur Nuklearen Sicherheit.
Bild der Wissenschaft, 23 (1986) Nr. 6 S. 73-79

Hosemann, J.P.; Hassmann, K.

Gas-, iodine- and aerosol-source terms in LWR severe accidents.
Nuclear Energy of Today and Tomorrow;
4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, Ch.
Juine 1-6, 1986; Transactions
Bern: ENS, 1986. - Vol. 3 - S. 267-76

Kuczera, B.; Götzmann, C.A.; Brogli, R.
Der Fortgeschrittene Druckwasserreaktor (FDWR). Eine komplementäre Option
für den geschlossenen U-Pu-Brennstoffkreislauf.
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 31 (1986) S. 290-96

Kuczera, B.
Sicherheitsorientierte Beiträge zu einem FDWR.
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,
Karlsruhe, 10.-11.Juni 1986, KfK-4170 (August 86) S. 567-87

Kuczera, B.; Rininsland, H.
Sicherheit und Gefahrenquellen von Kernkraftwerken.
Herman, A.; Schumacher, R. (Hrsg.)
Das Ende des Atomzeitalters? Eine sachlich-kritische Dokumentation.
München: Verl. Moos u. Partner 1986. S. 119-30

Kuczera, B.
Main contributions of the KfK Nuclear Safety Project in the LWR Safety Area.
Meeting of the American Nuclear Society, Washington, D.C., Nov. 16-21,
1986, TANSO 531-564 (1986) Vol. 53, S. 302-303

Kuczera, B.
Zur Entwicklung und zum Ablauf des Reaktorunfalls in Tschernobyl und
Kommentare zur Übertragbarkeit auf deutsche LWR.
Vortr.: Tschernobyl-Seminar der KTG,
Bonn-Bad Godesberg, 9. September 1986

Neeb, K.H.; Hassmann, K.; Hosemann, J.P.; Richter, F.
Recent results of iodine behavior experiments as the required basis for
source term modelling.
Internat. Topical Meeting on Thermal Reactor Safety,
San Diego, Calif., February 2-6, 1986

Projektleitung Nukleare Sicherheit; (Hrsg.)
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit.
Karlsruhe am 10. u. 11. Juni 1986, Berichtsband; KfK-4170 (August 86)

Rininsland, H.; Kuczera, B.

Das Projekt Nukleare Sicherheit 1972-1986; Ziele und Ergebnisse.
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,
Karlsruhe, 10.u.11.Juni 1986, KfK-4170 (August 86) S. 43-112

Rininsland, H.; Bork, G.; Fiege, A.; Gast, P.; Hosemann, J.P.;
Kuczera, B.

Das Projekt Nukleare Sicherheit 1972-1986; Ziele und Ergebnisse.
KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 114-26

Rininsland, H.; Fiege, A.; Hicken, E.F.

Stand der Untersuchungen zu schweren Kernschäden. Phänomenologie des
Brennstab- und Kernverhaltens im Vorfeld des Kernschmelzens.
Jahrestagung Kerntechnik 86, Aachen, 8.-10.April 1986

Schöck, W.; Bunz, H.; Schikarski, W.; Hosemann, J.P.; Haschke, D.;
Fromentin, A.; Taubenberger, R.; Kanzleiter, T.F.; Schröder, Th.;
Fischer, M.; Ruhmann, H.; Peehs, M.; Weber, G.

Results of the DEMONA program.

Nuclear Energy of Today and Tomorrow;

4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, CH.

June 1-6, 1986; Transactions

Bern: ENS, 1986. - Vol. 3 - S.211-18

Bethge, K.; Munz, D.; Stamm, H.

Ermüdungsrißwachstum in Reaktorbaustählen bei zyklischer Thermoschock-
belastung.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,

Karlsruhe, 10.-11.Juni 1986, KfK-4170 (Aug. 86) S. 483-99

Bethge, K.; Munz, D.; Stamm, H.

Untersuchung der Ermüdungsrißausbreitung unter zyklischer Thermoschock-
belastung

In: Projekt Nukleare Sicherheit

Jahresbericht 1985, KfK-4000 (Juli 86) S. 4100/40-49

Diegele, E.; Rust, K.

Thermisches und mechanisches Verhalten von RDWR-Hüllrohren bei kritischer Heizflächenbelastung
KfK-4162 (Oktober 86)

Garcia, E.A.; Hofmann, P.; Neitzel, H.I.

Chemical interaction of zircaloy tubing by UO_2 fuel and steam at temperatures between 1000° and $2000^{\circ}C$. Verification of PECLOX under isothermal and temperature transient conditions.

IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Behavior and Fission Products Release in Off-Normal and Accident Conditions,
Wien, A, November 10-13, 1986

Hagen, S.; Hofmann, P.

Behavior of B_4C absorber rods under SFD conditions.
SFD Program-Review Meeting, Rockville, Md., Okt. 21-24, 1986

Hagen, S.; Hofmann, P.

PWR fuel element behavior at temperatures up to $2350^{\circ}C$.
IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Behavior and Fission Products Release in Off-Normal and Accident Conditions, Wien, A,
November 10-13, 1986

Hofmann, P.; Hagen, S.

Untersuchungen zu schweren Kernschäden, insbesondere die chemischen Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und Hüllmaterial.
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe
10.-11. Juni 86 , KfK-4170 (Aug. 86) S. 251-319

Hofmann, P.; Adelhelm, Ch.; Uetsuka, H.; Zimmermann, H.; Burbach, J.;
Gausmann, G.; Kempf, D.; Kurz, K.; Metzger, H.; Streib, G.

Mechanisches und chemisches Verhalten von Zircaloy-Hüllrohren und UO_2 -
Brennstoff bei hohen Temperaturen.

In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S.4200/56-86

Hofmann, P.; Liesenfeld, U.; Karkiewitz, M.; Burbach, J.;
Gosgnach, Ch.; Metzger, H.

Untersuchungen zum Einfluß des Oxidbrennstoffs und der Spaltprodukte auf
das mechanische Verhalten von Stahlhüllrohren.

In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S.4200/155-162

Hofmann, P.

Reaction and melting experiments with LWR core materials for identification
of TMI-2 core particles.

1st Internat. OECD/NEA Meeting of TMI-2 Accident Evaluation,
Idaho Falls, Idaho, April 28, 1986

Hofmann, P.

Dissolution of Solid UO_2 fuel by molten zircaloy cladding.
Workshop 'Severe Fuel Damage Research'.

Oak Ridge, Tenn., April 9, 1986

Hofmann, P.

LWR fuel/cladding interactions up to $2300^{\circ}C$.

9th Internat. NSRR Technical Review Meeting, Tokai Research
Establishment JAERI, J, Nov. 20-22, 1985

Hofmann, P.

UO_2 fuel/zircaloy cladding chemical interactions including UO_2 and ZrO_2 disso-
lution by molten zircaloy.

Centro Atomico Constituyentes, Buenos Aires, RA, 24.11.1986

Leistikow, S.

Hochtemperatur-Oxidation von Zircaloy-Hüllrohren in Wasserdampf.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,

Karlsruhe, 10-11.6.1986, KfK-4170 (Aug. 86), S. 201-50

Leistikow, S.; Cambien, I.; Schanz, G.

Oxidationsverhalten von Zircaloy-Hüllrohren bei langsamen Transienten und schweren Kernschäden.

In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/45-55

Leistikow, S.; Berg, H.von; Schanz, G.

Oxidationsverhalten von Edelstahl-Hüllrohren in Wasserdampf.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/163-175

Leistikow S.; Schanz, G.

Oxygen and hydrogen uptake of zircaloy-4 cladding under LWR accident conditions.

Fachtagung der KTG-Fachgruppe Brennelemente, Karlsruhe, 28.-29.11.86

Petersen, C.; Schneider, H.; Schweiger, W.

Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Hüllrohrwerkstoffen für FDWR.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/176-189

Schanz, G.; Leistikow, S.

Oxygen and hydrogen uptake of cladding under LWR accident conditions of Zr-4-cladding.

Mühling, G.; Dietz, W.; (Hrsg.)

Performance of Fuel and Cladding Material under Reactor Operating Conditions. Experimental Programs, Objectives, Results.

Vorträge zu einer Fachtagung der Fachgruppe Brennelemente der Kerntechnischen Gesellschaft e.V. am 28. u. 29.11.1985 im Kernforschungszentrum Karlsruhe.

Karlsruhe: Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH 1986 S. 99-115

Siebler, T.; Stamm, H.; Munz, D.

Effect of cyclic thermal loading on cracks in clad components.

Internat. Conf. on Residual Stresses,

Garmisch-Partenkirchen, Oct. 15-17, 1986

Skokan, A.; Holleck, H.

Die Bedeutung der chemischen Reaktionen von Reaktormaterialien beim Kernschmelzen.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe, 10.-11.Juni 1986, KfK-4170 (August 86) S. 367-79

Skokan, A.; Adelhelm, Ch.; Gosgnach, Ch.; Schlickeiser, G.

Materialuntersuchungen im Rahmen der BETA-Experimente zur Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Schmelze und Beton.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4300/14-22

Skokan, A.

Materials investigations in the scope of the BETA experiments.

Nuclear Energy of Today and Tomorrow; 4th Intern. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, CH, June 1-6, 1986; Transactions

Bern: ENS, 1986. -Vol. 3- S. 459-66

Stamm, H.

Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Rißausbreitung unter zyklischer Thermoschockbelastung.

Vortr.: Inst. für Werkstoffmechanik Freiburg, 17.Jan. 1986

Bayer, A.

Risiko von Kernkraftwerken.

Schweizerische Hochschul-Zeitung, 18 (1986) Nr. 124. S. 7

Bayer, A.

Die Strahlenexposition der Bevölkerung in der Rhein-Maas-Region durch den Normalbetrieb kerntechnischer Anlagen.

Rentz, O. (Hrsg.) - Umweltforschung in der Region : 1. Gemeinsames wiss. Kolloquium der oberrheinischen Universitäten, Strasbourg, F. 27.-28.6.86

Strasbourg: Univ., 1986. S. 74-98

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

Untersuchungen der radiologischen Folgen von Reaktorunfällen unter
probabilistischen Gesichtspunkten.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4800/30-63

Bayer, A.

Der Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl, Ablauf und Auswirkungen in der
Sowjetunion.

Apotheker Journal, 8 (1986) Nr. 12 S. 18-33

Bayer, A.

Der Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl - Unfallablauf und Auswirkungen.
Votr.: Universität Dortmund, 14.10.1986

Cigarini, M.; Dalle Donne, M.

Parametric thermohydraulic calculations for advanced pressurized water
reactors with the code HADA-2.

KfK-4148 (Oktober 86)EUR-10532e (Oktober 86)

Ehrhardt, J.; Panitz, H.J.

Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD und erste
Analysen zum Reaktorunfall von Tschernobyl.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe 10.-
11.6.1986, KfK-4170 (August 86) S. 455-81

Hennies, H.H.; Kessler, G.; Kuczera, B.; Theenhaus, R.; Wolters, J.
Sicherheitsforschung und Sicherheitstechnik.
AGF Vortragsveranstaltung 'Tschernobyl und die Zukunft der Energieversorgung
in der Bundesrepublik', Bonn-Bad Godesberg, 17.-18.9.1986

Jacobs, G.; Mansoor, S.H.
Double blind post-test prediction for LOBI-MOD 2 small break experiment A 2-81
using RELAP 5/ MOD 1/19 computer code as contribution to international CSNI-
standardproblem No. 18.
KfK-4087 (Juni 86)

Päsler-Sauer, J.
Comparative calculations and validation studies with atmospheric dispersion
models.
KfK-4164 (November 1986)

Albrecht, H.; Alsmeyer, H.; Reimann, M.; Schöck, W.
Recent results on sequences and consequences of severe reactor accidents.
Nuclear Europe, 6 (1986) No. 11 S. 22-24

Alsmeyer, H.; Reimann, M.
Large scale experiments on core-concrete interactions: BETA-experiments and
WECHSL-code verification.
Proc. of the Internat. ANS/ENS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety,
San Diego, Calif., Febr. 2-6, 1986. La Grange Park: American Nuclear Society
Vol. 3 S. XVII.2/1-XVII. 2/8

Alsmeyer, H.; Hagen, S.; Öhmann, M.; Reimann, M.; Ruhmann, H.; Schöck, W.
BETA-experiments on melt/concrete interaction: results of concrete erosion,
melt behavior, gas and aerosol release.
Nuclear Energy of Today and Tomorrow; 4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th
Foratom Congress, Geneve, CH, June 1-6, 1986; Transactions
Bern: ENS, 1986. -Vol. 3- S. 211-18

Alsmeyer, H.; Hagen, S.; Öhmann, M.; Schöck, W.; Skokan, A.; Ruhman, H.
Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung aus dem BETA-Versuchsprogramm.
Jahrestagung Kerntechnik 86. Aachen, 8.-10. April 1986
Kerntechn. Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.
Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik
1986 S. 151-54

Alsmeyer, H.
BETA-Experimente zur Verifizierung des WECHSL-Codes. Experimentelle
Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung.
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe,
10.-11.6.1986. KfK-4170 (August 1986) S. 409-30

Alsmeyer, H.; Dres, K.; Benz, H.; Öhmann, M.; Schönthal, E.; Ziegler, H.;
Ruhmann, H.
Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfällen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4300/63-85

Alsmeyer, H.
BETA-Experimente zum Kernschmelzen.
KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 165-73

Alsmeyer, H.
Recent experimental and theoretical results on PWR core melt down accident
analysis.
10th NSRR Experiments and Severe Accident Research Results, Tokai-Mura, J.
Nov. 18-20, 1986

Alsmeyer, H.; Hagen, S.; Öhmann, M.; Skokan, A.; Schöck, W.; Ruhmann, H.
BETA experimental results on melt/concrete interaction: limestone concrete
behavior.
CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction.
Palo Alto, Calif., Sep. 3-5, 1986

Alsmeyer, H.; Hagen, S.; Öhmann, M.; Skokan, A.; Schöck, W.; Ruhmann, H.
BETA experimental results on melt/concrete interaction: silicate concrete
behavior.

CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction,
Palo Alto, Calif., Sept. 3-5, 1986

Alsmeyer, H.; Reimann, M.; Cole, R.K.

Summary of KfK BETA experiments and analysis with the WECHSL and CORCON codes.
14th Water Reactor Safety Information Meeting, Gaithersburg, Md.,
October 27-31, 1986

Öhmann, M.; Alsmeyer, H.

Versuchstechnik und Schmelzbadbeobachtung an der BETA-Versuchsanlage.

Jahrestagung Kerntechnik 86. Aachen, 8.-10. April 1986

Kerntechn. Ges.e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik
1986 S. 219-22

Barth, S.; Class, G.; Eberle, F.; Eisele, G.; John, H.; Kadlec, J.;

Pawlak, L.; Reimann, J.; Scharnowell, R.; Wanner, E.; Weinbrecht, R.

Entwicklung von Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren und Anwendung bei
Blowdown-Experimenten.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4100/116-134

Erbacher, F.J.

Hüllrohrdeformation und Kernnotkühlung beim Kühlmittelverluststörfall eines
Druckwasserreaktors.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe, 10.-
11.6.86, KfK-4170 (August 86) S. 177-200

Erbacher F.J.; Just, W.; Neitzel, H.J.; Rust, K.; Schäffner, P.; Wiehr, K.;

Diegele, E.
Untersuchungen zum Störfallverhalten Fortgeschrittener Druckwasserreaktoren
(FDWR).

In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/142-154

Erbacher, F.J.

Hüllrohrdeformation und Kernnotkühlung beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors.

KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 135-42

Hofmann, G.; Schneider, H.

Langzeitkühlung im stark beschädigten Core (COLD).

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/124-141

Ihle, P.; Rust, K.

SEFLEX-Fuel rod simulator effects in flooding experiments. Part 1: Evaluation report.

KfK-4024 (März 86)

Ihle, P.; Rust, K.

SEFLEX - Fuel rod simulator effects in flooding experiments. Part 2: Unblocked bundle data.

KfK-4025 (März 86)

Ihle, P.

Heat transfer and fluid flow during reflooding of deformed rod bundles.

Ispra Course 'Thermohydraulic Problems Related to PWR Safety', Ispra, I.

February 24 - March 7, 1986

John, H.; Reimann, J.

Critical two-phase flow through rough slits.

European Two Phase Flow Group Meeting, München, June 10-13, 1986

Reimann, J.; Brinkmann, H.J.; Bopp, W.

Two-phase flow in T-junctions with small branches.

European Two Phase Flow Group Meeting, München, June 10-13, 1986

Reimann, M.

Verifikation des WECHSL-codes zur Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton.
Jahrestagung Kerntechnik 86. Aachen, 8-10.4.1986

Kerntechn. Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V., Eggenstein-Leopoldshafen:
Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1986 S. 223-26

Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze Beton-Wechselwirkung und Anwendung
auf den Kernschmelzunfall.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe, 10.-
11.6.1986, KfK-4170 (August 86) S. 431-53

Reimann, M.; Stiefel, S.

Hydrodynamische und thermische Modelle zur Wechselwirkung einer Kernschmelze
mit Beton.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4300/86-107

Reimann, M.

Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze Beton-Wechselwirkung und Anwendung
auf den Kernschmelzunfall.

KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 208-15

Reimann, M.

Verification of the WECHSL code with the BETA experiments.

CSNI Specialists' Meeting on Core/Debris Concrete Interaction,
Palo Alto, Calif., Sept. 3-5, 1986

Smoglie, C.; Reimann, J.

Two-phase flow through small branches in a horizontal pipe with stratified
flow.

International Journal of Multiphase Flow, 12(1986) S. 609-26

Wiehr, K.; Erbacher, F.J.

Significant safety research results of the REBEKA program on fuel behavior in a LOCA.

Proc. of the Internat. ANS/ENS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, San Diego, Calif. Febr. 2-6, 1986, La Grange Park: American Nuclear Society Vol. 4 S. XXIX.4/1-XXIX.4/7

Wiehr, K.; Harten, U.

Datenbericht REBEKA-6.

KfK-3986 (März 86)

Wiehr, K.; Erbacher, F.; Just, W.; Harten, U.

Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/5-44

Woiceshyn, G.; Yuen, P.; John, H.; Manzano-Ruts, J.

Measurement of steam quality, mass flow rate and enthalpy delivery rate using combined neutron densitometer and nozzle.

SPE/DOE 5th Symp. on Enhanced Oil Recovery, Tulsa, Okla., 20-23.4.1986

Benner, J.

Homogenized model for fluid-structure interaction of the pressurized water reactor core internals during blowdown.

Nuclear Engineering and Design, 90(1985) S. 1-11

Class, G.; Eberle, F.; Gering, G.; Meyder, R.; Philipp, P.; Lang, K.H.; Sengpiel, W.

Untersuchungen zu transienten Austauschvorgängen in Zweiphasenströmungen (NOVA-Programm).

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4100/108-115

Eberle, F.; Göller, B.; Kadlec, J.; Krieg, R.; Messemer, G.; Wolf, E.
Das mechanische Verhalten von Druckwasserreaktor-Sicherheitsbehältern bei schweren Unfällen

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4100/1-39

Krieg, R.; Göller, B.; Messemer, G.; Wolf, E.
Verhalten eines DWR-Sicherheitsbehälters bei steigender Innendruckbelastung.
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,
Karlsruhe, 10-11.6.1986, KfK-4170(August 86) S. 501-23

Krieg, R.; Göller, B.; Messemer, G.; Wolf, E.
Das mechanische Verhalten eines DWR-Sicherheitsbehälters.
Atomwirtschaft-Atomtechnik, 31 (1986) S. 514-16

Krieg, R.; Göller, B.; Messemer, G.; Wolf, E.
Verhalten eines DWR-Sicherheitsbehälters bei steigender Innendruckbelastung.
KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 174-83

Krieg, R.; Göller, B.; Messemer, G.; Wolf, E.
Failure pressure and failure mode of the latest type of German PWR containments.
3rd Workshop on Integrity of Containments for Nuclear Power Plants,
Washington, D.C., May 21-23, 1986

Meyder, R.
Beschreibung des Brennstabverhaltens und des Schadensumfangs im Kern mit dem Programmsystem SSYST.
Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,
Karlsruhe, 10-11.6.86, KfK-4170 (August 86) S. 321-46

Meyder, R.; Sengpiel, W.; Albiez, S.; Büscher, B.
Entwicklung und Verifizierung von Rechenprogrammen zu schweren Kernschäden.
In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/1-4

Meyder, R.

Beschreibung des Brennstabverhaltens und des Schadensumfangs im Kern eines Leichtwasserreaktors beim Kühlmittelverluststörfall.

KfK-Nachrichten, 18(1986) S. 143-49

Wolf, E.; Göller, B.

Small scale model for experimental investigations of the dynamic behavior of spherical steel containments.

3rd Workshop on Integrity of Containments for Nuclear Power Plants, Washington, D.C., May 21-23, 1986

Albrecht, H.

Zum Ablauf von Kernschmelzen-Unfällen: Spaltprodukt-Freisetzung Source-Terme und Tschernobyl-Emission-

Abschlußkolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit 1986,

Karlsruhe, 10.-11.Juni 1986, KfK-4170 (August 86) S. 347-65

KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 150-57

Albrecht, H.

Review of experimental data on fission product release during severe LWR accidents.

4th European Nuclear Conf. and 9th Foratom Congress (ENC 86) on Nuclear Energy of Today and Tomorrow, Geneve, CH, June 1-6, 1986

Mörs, H.

Oberflächenanalytische Untersuchungen zum Freisetzungverhalten flüchtiger Spaltprodukte bei simulierten Kernschmelzunfällen und zum Reaktionsverhalten von Iod mit Silberoberflächen.

KfK-4073 (Juli 86)- Dissertation, Universität Karlsruhe 1986

Mörs, H.; Klewe-Nebenius, H.; Pfennig, G.

Untersuchungen zum Transport-, Freisetzungs- und Rückhalte-mechanismus für Spaltiod bei Reaktorunfällen.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4300/23-36

Mörs, H.; Klewe-Nebenius, H.; Pfennig, G.; Ache, H.JH.

Wechselwirkung von Iod mit Silberoberflächen.

4. Arbeitsatagung 'Angewandte Oberflächenanalytik, Kaiserslautern,
30.Juni - 3. Juli 1986

Hagen, S.; Kapulla, H.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.; Büscher, B.J.

Post test investigation of the bundle test ESBU-1.

On temperature escalation in PWR fuel rod simulator bundles due to
zircaloy/steam reaction.

KfK-3769 (August 86)

Hagen, S.; Hain, K.; Butzer, W.; Grünhagen, A.; Hanauer, J.; Harbauer, G.;

Lange, W.; Leiling, W.; Malauschek, H.; Paroth, N.; Rinderspacher, R.;

Schloß, F.; Vollmer, T.; Wallenfels, K.P.; Büscher, B.; Katanishi, S.

Out-of-pile Bündelexperimente zur Untersuchung schwerer Kernschäden (CORA-
Programm).

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4200/87-123

Hagen, S.; Grünhagen, A.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.

Ausbreitung von Stahlschmelzen in Beton.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4300/37-62

Hagen, S.; Kapulla, H.; Malauschek, H.; Wallenfels, K.P.; Büscher, B.

Temperature escalation in PWR fuel rod simulator bundles due to the

zircaloy/steam reaction: post test investigations of bundle test ESBU-2A

KfK-3789 (November 86)

Hagen, S.; Hain, K.

Out-of-pile bundle experiments on severe fuel damage (CORA-Program).

Objectives, test matrix and facility description.

KfK-3677 (November 86)

Hagen, S.; Büscher, B.

Out-of-pile experiments on PWR fuel rod behavior under severe fuel damage conditions.

Nuclear Energy of Today and Tomorrow; 4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, CH, June 1-6, 1986; Transactions
Bern: ENS, 1986 -Vol. 3 - S. 543-48

Bohn, B.; Schüttelkopf, H.; Schmidt, W.

Migration of different Tc-99 species in soil and biological uptake by plants. Workshop 'Behavior of Tc in Terrestrial and Aquatic Environs', Seattle, Wash., May 5-10, 1986.

2nd Contact Seminar on Terrestrial Radioecology, Piacenza, I. Sept. 8-10, 1986

Pimpl, M.; Bohn, B.; Lancsarics, G.

Investigation of the migration behavior of H-3, Tc-99, Np-237, Pu-238, Am-241, and Cm-244 in soil columns by irrigation with complexing agents.

Eriksson, Ake (Hrsg.).

Radioecology: 1st Internat. Contact Seminar in Terrestrial Radioecology, Uppsala, S, July 8-11, 1985, SLU-REK-61 (1986). - S. 137-44

Pimpl, M.; Schmidt, W.; Schüttelkopf, H.

Boden/Pflanzen-Transfer der Aktiniden.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986, Karlsruhe, 10-11.6.1986. KfK-4170 (August 86) S. 549-66

Pimpl, M.; Schmidt, W.

Root uptake studies of Np, Pu, Am and Cm into different plant species.

2nd Contact Seminar on Terrestrial Radioecology, Piacenza, I, Sept.8-10.86

Pimpl, M.

Influence of Redox-potentials in soils on the plant availability of Pu and Np- some theoretical considerations.

2nd Contact Seminar on Terrestrial Radioecology, Piacenza, I, Sept.8-10-86

Schmidt, W.; Liese, Th.; Sollich, Th.

Verteilung von Schadstoffen durch Regenwürmer (*Lumbricus terrestris*).

Teil I: Anreicherung von Blei, Chrom, Cobalt Nickel und Cadmium in
Wurmaggagaten und Wurmgewebe.

Teil II: Vertikaler Transport der Elemente Blei, Chrom, Cobalt, Nickel und
Cadmium durch Regenwürmer.

KfK-4028 (Februar 86)

Schmidt, W.; Bohn, B.

Influence of heavy metals (Sb, Se, As) on germination capacity of summer-wheat
(*triticum aestivum*) and garden-pea (*pisum sativum*).

2nd Contact Seminar on Terrestrial Radioecology, Piacenza, I, Sept.8-10.86

Schüttelkopf, H.; Baller, H.; Bohn, B.; Erat, S.; Gamer, K.; Hefner, G.;
Hiller, J.; Kiehling, A.; Liese, T.; Pimpl, M.; Schmidt, W.; Sollich, T.;
Wünschel, E.

Untersuchung des physikalischen und chemischen Verhaltens biologisch besonders
wirksamer Radionuklide in der Umwelt.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4800/1-29

Bella, H.; Alken, W.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.

Neue Entwicklungen bei Schwebstoffiltern für die Kerntechnik.

Fraser, G. (Hrsg.)

Gaseous Effluent Treatment in Nuclear Installations: Conf. Luxembourg, L,
October 14-18, 1985

Luxembourg: Commission of the European Communities 1986.- S. 26-39

Bier, W.; Linder, G.; Schubert, K.; Dillmann, H.G.

Measurements of removal efficiencies performed on powder metal and fiber metal
filter cartridges to be used in uranium enrichment facilities and glovebox
exhaust ducts.

19th Nuclear Air Cleaning Conf., Seattle, Wash., 17-21.8.1986

Borkowski, R.; Bund, H.; Schöck, W.

Resuspension of fission products during severe accidents in light-water reactors.

KfK-3987 (Mai 86); EUR-10391e (Mai 86)

Bunz, H.; Schöck, W.; Koyro, M.

Anwendung des NAUA-Codes zur Analyse des Aerosolverhaltens in LWR-Containments bei Kernschmelzunfällen.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,

Karlsruhe 10.-11.Juni 1986, KfK-4170 (August 1986) S. 399-408

Bunz, H.; Koyro, M.; Schöck, W.

Risk analysis for core melt accidents with the aerosol behavior code NAUA. Nuclear Energy of Today and Tomorrow; 4th Internat. ENS/ANS Conf. and 9th Foratom Congress, Geneve, CH, June 1-6, 1986; Transactions

Bern: ENS, 1986. -Vol. 3 - S. 261-66

Bunz, H.; Koyro, M.; Schöck, W.

Untersuchungen zur Wechselwirkung von Spaltprodukten und Aerosolen in LWR-Containments.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4300/1-13

Bunz, H.

Identification of clusters in computer experiments with periodic boundary conditions.

Computer physics communications, 42(1986) S. 435-39

Bunz, H.; Dlugi, R.

Aerosol growth by physical and chemical processes.

2nd Internat. Aerosol Conf.: Aerosol Formation and Reactivity, Berlin, Sept. 22-26, 1986

Bunz, H.; Schikarski, W.; Schöck, W.

DEMONA-aerosol behavior experiments under simulated conditions of an accident in a nuclear power plant.

2nd Internat. Aerosol Conf.: Aerosol Formation and Reactivity, Berlin, Sept. 22-26, 1986

Deuber, H.

Investigations on the retention of elemental radioiodine by activated carbons at high temperatures.

Nuclear Technology, 72(1986) S. 44-48

Deuber, H.

Iodine-131 species in the stack exhaust air of light water reactors.

Nuclear Technology, 72(1986) S. 39-43

Deuber, H.; Giraud, V.

Untersuchungen zur Abscheidung von Methyliodid an Aktivkohlen bei Einwirkung von Brandprodukten.

Jahrestagung Kerntechnik 86. Aachen, 8.-10. April 1986

Kerntechn. Ges. e.V. Deutsches Atomforum e.V.

Eggenstein-Leopoldshafen: Fachinformationszentrum Energie, Physik, Mathematik 1986 S. 203-06

Deuber, H.; Giraud, V.

Untersuchungen zum Auftreten und zur Abscheidung von penetrierenden Iodverbindungen in der Abluft von Kernkraftwerken.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4400/1-13

Deuber, H.; Giraud, V.

Untersuchungen zur Abscheidung von Iod an Sorptionsmaterialien bei Bränden.

In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985

KfK-4000 (Juli 86) S. 4400/40-51

Deuber, H.; Gerlach, K.; Giraud, V.; Kaempffer, R.
Investigations on the aging of various activated carbons in the exhaust air of
a PWR over an extended period of time.
19th Nuclear Air Cleaning Conf., Seattle, Wash., August 17-21, 1986

Deuber, H.; Giraud, V.
Investigations on the Influence of combustion products on the retention of
radioiodine by activated carbons.
19th Nuclear Air Cleaning Conf., Seattle, Wash., August 17-21, 1986

Dillmann, H.G.; Maier, R.; Pasler, H.; Schmitt, H.
Entwicklung von Schwebstofffiltern für extreme Belastungen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4400/14-20

Dillmann, H.G.; Pasler, H.
Multiple use filter cell- comparative measurements.
19th Nuclear Air Cleaning Conf., Seattle, Wash., Aug. 17-21, 1986

Ricketts, C.I.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.
HEPA-filter behavior under high humidity airflows,
19th Nuclear Air Cleaning Conf., Seattle, Wash., Aug. 17-21, 1986

Rüdinger, V.; Arnitz, Th.; Benesch, R.; Ensinger, U.; Geckle, U.; Ricketts,
C.I.; Heil, O.
Schwebstofffilterung unter Störfallbedingungen.
In: Projekt Nukleare Sicherheit. Jahresbericht 1985
KfK-4000 (Juli 86) S. 4400/21-39

Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm, J.G.; Alken, W.
Development of glas-fiber HEPA filters of high structural strength on the
basis of the establishment of the failure mechanisms.
19th Nuclear Air Cleaning Con., Seattle, Wash., Aug. 17-21, 1986

Schöck, W.; Bunz, H.; Koyro, M.

Experimente zur Verifikation des NAUA-Codes.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,
Karlsruhe, 10.-11.Juni 1986. KfK-4170 (Aug. 86) S. 381-98

Schöck, W.; Bunz, H.; Koyro, M.

Experimente zur Verifikation des NAUA-Codes zur Beschreibung des
Aerosolverhaltens bei schweren Unfällen in Leichtwasserreaktoren.
KfK-Nachrichten, 18 (1986) S. 158-64

Wilhelm, J.G.

Entwicklung und Einsatz von Abluftfiltern für KKW.

Abschlußkolloquium des Projektes Nukleare Sicherheit 1986,
Karlsruhe, 10.-11.Juni 1986. KfK-4170 (August 86) S. 525-47