



KfK 3630
Februar 1984

Beiträge zu thermo- und fluiddynamischen Problemen in der Kerntechnik

**Zusammengestellt von:
U. Müller, L. Krebs, K. Rust**

**Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Nukleare Sicherheit
Projekt Schneller Brüter
Projekt Wiederaufarbeitung und Abfallbehandlung**

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Nukleare Sicherheit
Projekt Schneller Brüter
Projekt Wiederaufarbeitung und Abfallbehandlung

KfK 3630

Beiträge zu
thermo- und fluiddynamischen
Problemen in der Kerntechnik

zusammengestellt von:

U. Müller

L. Krebs

K. Rust

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
ISSN 0303-4003

Zusammenfassung

Die meisten der im vorliegenden Bericht zusammengestellten Beiträge behandeln thermo- und fluiddynamische Probleme in der Kerntechnik. Insbesondere werden Fragen des Wärmeübergangs und der Kühlung dargestellt, wie sie während und nach einem Kühlmittelverluststörfall sowohl bei Leichtwasserreaktoren als auch bei Natriumgekühlten Schnellen Brütern auftreten können. Beiträge über den Stofftransport in Druckwasser, über tribologische Probleme in natriumgekühlten Reaktoren, über die Fluidodynamik von Pulscolonnen und über Grundlagenuntersuchungen von Konvektionsströmungen ergänzen diese Berichte zur Störfallproblematik. Außerdem werden in einem Übersichtsbeitrag die Einzelarbeiten zu dem neu aufgenommenen Gebiet der Zuverlässigkeit von Reaktorkomponenten dargestellt.

Eng verknüpft mit den größtenteils experimentell durchgeführten Untersuchungen sind spezielle technische Problemlösungen, weshalb sich mehrere Beiträge mit technologischen Neuentwicklungen und neuartigen Meßtechniken befassen.

Contributions to Thermal and Fluid Dynamic Problems
in Nuclear Technology

Abstract

The majority of contributions compiled in this report deals with thermal and fluid dynamic problems in nuclear engineering. Especially problems of heat transfer and cooling are represented which may arise during and after a loss-of-coolant accident both in light water reactors and in liquid metal cooled fast breeder reactors. Papers on the mass transfer in pressurized water, tribological problems in sodium cooled reactors, the fluid dynamics of pulsed columns, and fundamental investigations of convective flows supplement these contributions on problems connected with accidents. Furthermore, a keynote paper presents the individual activities relating to the reliability of reactor components, a field recently included in our research program.

Technical solutions to special problems are closely connected to the investigations based on experiments. Therefore, several contributions deal with new developments in technology and measuring techniques.

Vorwort

Der vorliegende Bericht soll einen Einblick in das Tätigkeitsfeld des Instituts für Reaktorbauelemente in den vergangenen 10 Jahren vermitteln. Entsprechend der fachlichen Ausrichtung des Instituts behandeln die in 19 Einzelbeiträgen dargestellten Arbeiten hauptsächlich thermo- und fluiddynamische Probleme in der Kerntechnik. Nachdem in den sechziger Jahren die Entwicklung von Reaktorsystemen im Vordergrund stand, hat sich die Forschung in den vergangenen 10 Jahren vor allem auf Fragen der Sicherheit und Zuverlässigkeit von Leichtwasserreaktoren und Natriumgekühlten Schnellen Brüttern verlagert. Die Beiträge dieses Berichts lassen erkennen, daß sich das Institut mit seinen Mitarbeitern den geänderten Anforderungen in der Kerntechnik mit Erfolg zu stellen weiß. Dazu hat in besonderem Maße die ständige Wechselwirkung mit den Projekten des Kernforschungszentrums (PNS, PSB, PWA) beigetragen, innerhalb derer die überwiegende Zahl der dargestellten Aufgaben bearbeitet wurde.

Die Beiträge dieses Berichtes sind dem Mitbegründer und langjährigen Leiter des Instituts für Reaktorbauelemente, Herrn Dipl.-Ing. Ludolf Ritz, aus Anlaß seines fünfundsiebzigsten Geburtstages im November 1983 gewidmet.

U. Müller

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
Brennelementverhalten beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors F. Erbacher, G. Hofmann, P. Ihle, S. Malang, H.J. Neitzel, K. Rust, K. Wiehr	1
Brennstabsimulatoren V. Casal, F. Erbacher, W. Hartmann, K. Rust, P. Schäffner, K. Wiehr	23
Nachwärmeabfuhr nach hypothetischen Störfällen mit Kernzerstörung L. Barleon, G. Hofmann, U. Müller	39
Beschreibung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung bei hypothetischen Störfällen von Leichtwasserreaktoren H. Alsmeyer, M. Reimann	53
Untersuchung von Instrumentierungen für Zweiphasenströmungen H. John, J. Reimann	65
Zweiphasenströmungen in Rohrverzweigungen (T-Stücken) J. Reimann, H. John, W. Seeger, C. Smoglie	83
Koaxsonde und Hochfrequenzverfahren zum Messen in einer Zweiphasenströmung St. Müller	95
Experimentelle Untersuchungen zum Stofftransport in Druckwasser I. Michael	101
Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen an natriumgekühlten Stabbündeln K. Marten, R. Möller, H. Tschöke, D. Weinberg, H. Hoffmann	111

	Seite
Störfallnachweis im Brennelement Natriumgekühlter Schneller Brüter durch Messung und Analyse von Temperaturschwankungen am Brennelementaustritt L. Krebs, G. Weinkötz	133
Sonde zum Messen des Massendurchsatzes St. Müller, G. Thun	147
Wechselwirkung von Natriumdampf und schmelzenden Brennstabhüllen V. Casal, W. Hartmann	153
Tribologie in natriumgekühlten Reaktoren E. Wild	169
Zuverlässigkeit von Reaktorkomponenten D. Munz	179
Thermo- und fluiddynamische Untersuchungen für die horizontale kalte Quelle des Hochflußreaktors Grenoble H. Hoffmann	195
Fluiddynamik gepulster Bodenkolonnen H. Schmidt, H. Miller	209
Laserphotometrie zur Bestimmung von Strömungsvorgängen und Stoffübertragung in Pulskolonnen H. Schmidt, E. Eggert	227
Verfahren zur Erhöhung der fluiddynamischen Stabilität in Pulskolonnen H. Schmidt, E. Eggert, E.M. Lessle	235
Optische Untersuchungen von Konvektionsströmungen J.N. Koster, U. Müller	249

BRENNELEMENTVERHALTEN BEIM KÜHLMITTELVERLUSTSTÖRFALL
EINES DRUCKWASSERREAKTORS

F. Erbacher, G. Hofmann, P. Ihle, S. Malang,
H.J. Neitzel, K. Rust, K. Wiehr

1. Einleitung

Im Rahmen des atomrechtlichen Genehmigungsverfahrens für Druckwasserreaktoren (DWR) muß der Nachweis geführt werden, daß die Auswirkungen aller im Primärkreislauf denkbaren Rohrleitungsbrüche mit resultierendem Kühlmittelverlust beherrscht werden.

Bei den sog. Kühlmittelverluststörfällen gilt der doppelendige Bruch der Hauptkühlmitteleitung zwischen Hauptkühlmittelpumpe und Reaktordruckbehälter derzeit als Auslegungsstörfall. Dieser Störfall wurde früher als GAU, d.h. größter anzunehmender Unfall, bezeichnet.

Nach Abriß der Hauptkühlmitteleitung wird vom Reaktorschutzsystem eine Reaktorschnellabschaltung ausgelöst, obwohl sich der Reaktor auf Grund der durch die Druckentlastung im Kühlmittel entstehenden Dampfblasen und dem damit verbundenen Moderationsverlust auch selbsttätig abschaltet. Die weiterhin noch erzeugte Nachzerfallswärme erfordert jedoch auch längerfristig eine zuverlässige Kühlung des Reaktorkerns. Hierzu dienen Notkühlssysteme, die nach erfolgter Entleerung des Reaktordruckbehälters das in Druckspeichern und Flutbehältern gespeicherte Notkühlwasser in den Reaktorkern einspeisen, um diesen wieder mit Kühlmittel zu bedecken und eine zuverlässige langfristige Kühlung der Brennelemente sicherzustellen.

Nach Entleerung des Reaktordruckbehälters ist die Kühlung der Brennelemente kurzfristig unterbrochen bzw. verschlechtert, bis die Kühlung des eingespeisten Notkühlwassers wirksam ist. Hierbei können die Brennstabhüllen aus Zircaloy Temperaturen erreichen, bei denen sie unter der Wirkung des inneren Überdruckes aufblähen

bzw. bersten. Dies führt zu einer lokalen Verengung der Kühlkanäle. Eine weitere Beschädigung der Brennelemente ist nur dann zu verhindern, wenn die Notkühlsysteme trotz der verringerten Strömungsquerschnitte eine zuverlässige Kühlung der Brennelemente gewährleisten und keine weitere wesentliche Temperaturerhöhung der Brennstäbe auftritt.

Die RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren /1/ stellen zum Nachweis einer zuverlässigen Kernnotkühlung u.a. die Forderungen, daß:

- "1. die berechnete maximale Brennstabhüllentemperatur $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ nicht überschreitet,
2. die berechnete Oxidationstiefe der Hülle an keiner Stelle den Wert von 17 % der tatsächlichen Hüllrohrwandstärke überschreitet,
3. bei der Zirkon-Wasser-Reaktion nicht mehr als 1 % des gesamten in den Hüllrohren enthaltenen Zirkoniums reagiert,
4. infolge von Hüllrohrschäden die in Kapitel 2.2 (4) unter Nr. 2 genannten Freisetzungen von Spaltprodukten nicht überschritten werden und
5. keine Änderungen in der Geometrie des Reaktorkerns auftreten, die eine ausreichende Kühlung des Reaktorkerns verhindern."

Der Nachweis einer ausreichenden Notkühlbarkeit des Reaktorkerns erfolgt bei der derzeitigen Genehmigungspraxis auf der Basis einer sogenannten Schadensumfangsanalyse. Hierbei wird u.a. die Zahl der geborstenen Brennstabhüllrohre sowie die Größe und Verteilung der Hüllrohrdeformationen im Reaktorkern ermittelt und versucht aufzuzeigen, daß größere Kühlkanalversperrungen auf kleine Bereiche im Reaktorkern begrenzt bleiben und tolerierbar sind.

2. Aufgabenstellung

Die im Institut für Reaktorbauelemente durchgeführten experimentellen und theoretischen Untersuchungen zum Brennelementverhalten beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors hatten primär zur Aufgabe, die für die Schadensumfangsanalyse benötigten Unterlagen zu erarbeiten. Hierbei handelt es sich um experimentelle Daten sowie verifizierte Rechenmethoden zur Vorhersage der Zahl

der Brennstabschäden, der Kühlkanalversperrung im Brennelement sowie der Kühlbarkeit deformierter Brennelemente.

Die entsprechenden Experimente wurden mit elektrisch beheizten Stabbündeln voller Länge in den Versuchsanlagen REBEKA /2/ (reaktortypisches Bündelexperiment Karlsruhe) sowie FEBA /3/ (Flutexperimente mit blockierten Anordnungen) durchgeführt.

3. Deformationsmechanismus von Zircaloy-Hüllrohren

Zur Berechnung des Deformations- und Berstverhaltens von Zircaloy-Hüllrohren wurde ein Rechenmodell entwickelt /4/. Die benötigten Stoffwerte wurden aus Einzelstabversuchen in einem weiten Parameterbereich ermittelt /5/. Die Abb. 1 zeigt schematisch das Deformationsmodell für symmetrische Hüllrohrverformung. Es geht von der Annahme aus, daß der Berstzeitpunkt dann erreicht ist, wenn die lokale Spannung die begrenzende Berstspannung erreicht. Basierend auf experimentellen Ergebnissen der REBEKA Einzelstabversuche wurde dabei angenommen, daß die Berstspannung von der Temperatur und dem Oxidationsgrad der Zircaloyhülle abhängt (Abb. 2). Das Deformationsmodell kann bei Aufteilung des Hüllrohrumfangs in Segmente auch im Falle azimuthaler Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohr angewendet werden (siehe Abb. 5).

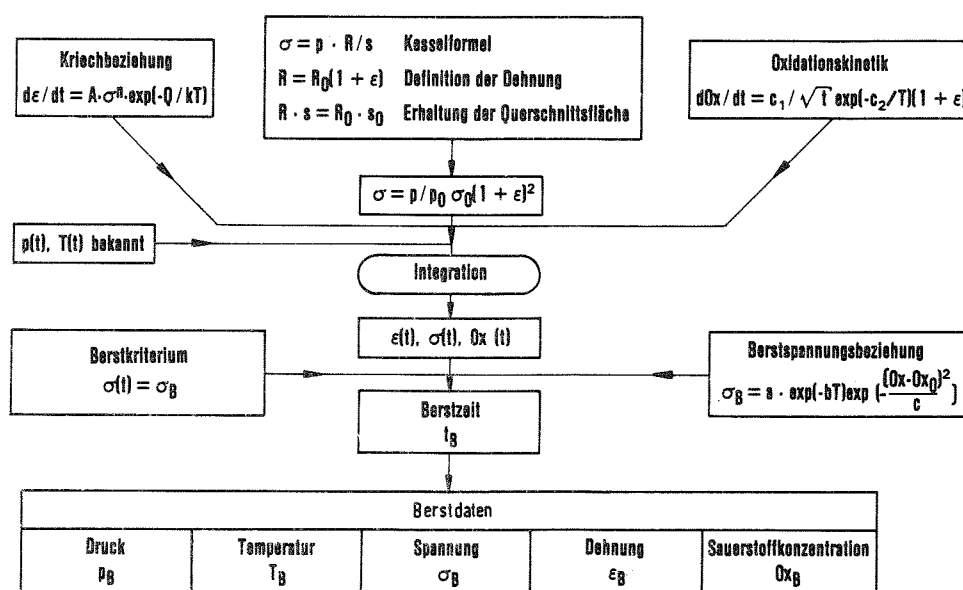


Abb. 1 Berstkriterium und Deformationsmodell (schematisch)

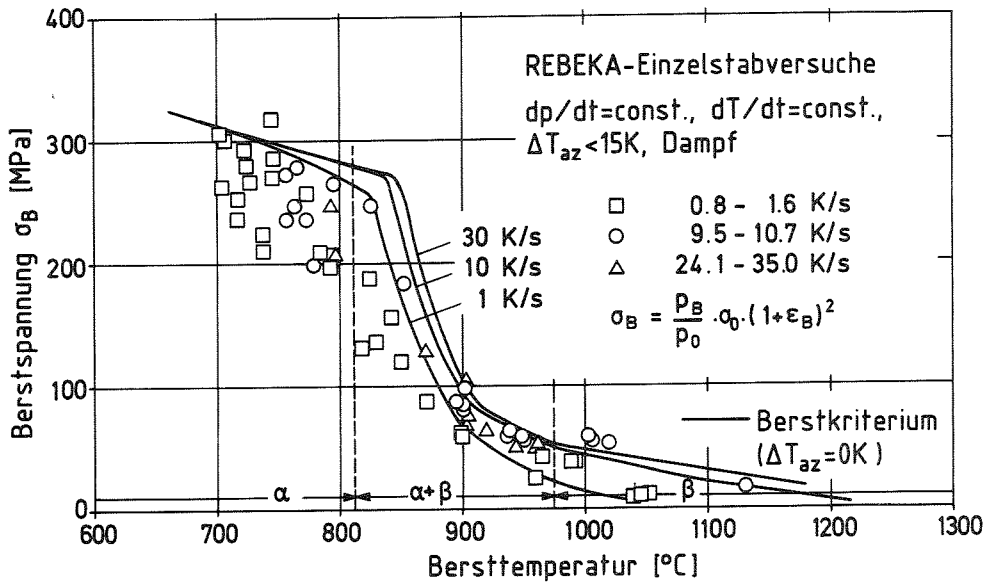


Abb. 2 Berstspannung über Bersttemperatur von Zircaloy-Hüllrohren

In Einzelstabversuchen wurden im Interesse definierter Randbedingungen sowohl der Stabinnendruck als auch die Aufheizrate während des Versuchs konstant gehalten. Als Kühlmedium diente leicht überhitzter Wasserdampf. Ein Umgebungsrohr wurde mit der gleichen Geschwindigkeit wie die Zircaloyhülle des Brennstabsimulators aufgeheizt, um Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohr so klein wie möglich zu halten. Die untersuchten Zircaloyhüllrohre hatten einen Außendurchmesser von 10,75 mm, einen Innendurchmesser von 9,30 mm und entsprachen der Spezifikation für DWR-Hüllrohre der Kraftwerk Union (KWU).

Die Abb. 3 zeigt berechnete und gemessene Bersttemperaturen von Zircaloyhüllrohren in Abhängigkeit vom Berstdruck. Bei gleicher Aufheizrate führt ein höherer Stabinnendruck zu einer niedrigeren Bersttemperatur. Das Diagramm zeigt den Einfluß der Aufheizrate auf die Bersttemperatur über den gesamten untersuchten Druck- und Temperaturbereich; hohe Aufheizraten führen zu höheren Bersttemperaturen als niedrige Aufheizraten.

Bei KWU-Druckwasserreaktoren heutiger Bauart ist beim Auslegungsstörfall aufgrund des Vorinnendrucks sowie des Spaltgasdrucks mit einer Differenzdruckbelastung der Zircaloy-Hüllen von etwa 70 bar zu rechnen. Dies bedeutet, daß solche Hüllrohre bei Erreichen

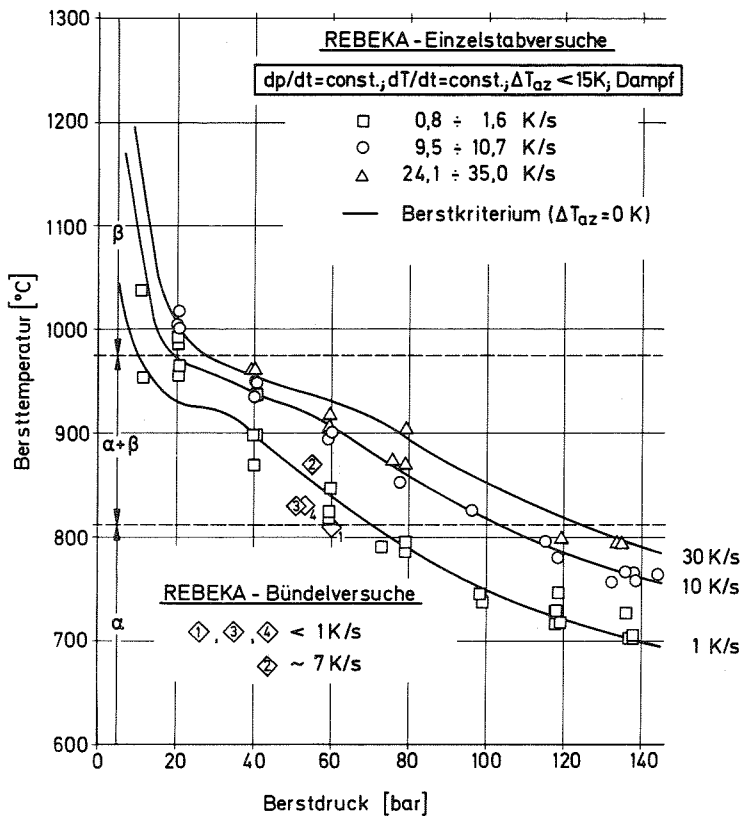


Abb. 3
Berstumfangsdehnung über Berstdruck
von Zircaloy-Hüllrohren

einer Temperatur von etwa 800 - 850 °C zum Bersten kommen.

Die Abb.4 zeigt berechnete und gemessene Berstumfangsdehnungen in Abhängigkeit von der Bersttemperatur. Der generelle Trend zeigt ein erstes Maximum der Dehnung bei etwa 820 °C im Übergangsbereich von der hexagonalen α - Phase des Zircaloy in die $(\alpha + \beta)$ -Mischphase, ein Minimum der Dehnung im mittleren $(\alpha + \beta)$ -Bereich bei etwa 920 °C und ein zweites Maximum je nach Aufheizrate im oberen $(\alpha + \beta)$ -Bereich

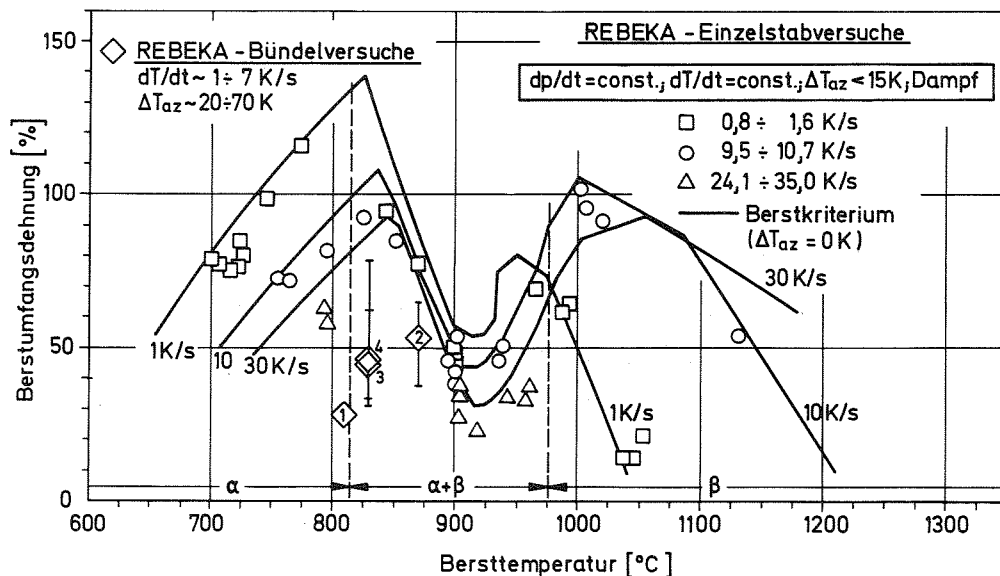


Abb. 4 Berstumfangsdehnung über Bersttemperatur von
Zircaloy-Hüllrohren

bzw. in der kubisch raumzentrierten β -Phase des Zircaloy. Das Diagramm verdeutlicht den Einfluß der Aufheizrate auf die Berstdehnung. Im α -Bereich steigt die Umfangsdehnung mit kleiner werdender Aufheizrate, im β -Bereich nimmt die Berstdehnung mit kleiner werdender Aufheizrate ab. Diese Umkehr des Dehnungsverhaltens im β -Bereich in Abhängigkeit von der Aufheizrate ist auf den Einfluß der Oxidation des Zircaloy zurückzuführen.

Die aus der Abbildung ersichtlichen relativ großen Gesamtdehnungen des Hüllrohrumfanges von über 100 % im relevanten Temperaturbereich von etwa 800 - 850 °C gelten jedoch nur für annähernd gleiche Temperaturen auf dem Hüllrohrumfang, was bei einem Brennstab-bündel unter Notkühlbedingungen nicht zu erwarten ist. Die in der Abbildung eingetragenen Werte aus Bündelversuchen, bei denen sich, im Unterschied zu den Einzelstabversuchen mit beheiztem Umgebungsrohr, z.T. beträchtliche Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohrumfang ausbildeten, lassen eine deutliche Erniedrigung der hohen Dehnungen auf Werte um 50 % erkennen.

In Einzelstabversuchen, bei denen das Umgebungsrohr zur Simulation des Wärmeübergangs von einem Stabbündel an das Kühlmittel unbeheizt blieb und sich infolgedessen Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang ausbildeten, konnte nachgewiesen werden, daß bei Verformung von Zircaloyhüllen in der α - und $(\alpha+\beta)$ -Phase ein Zusammenhang zwischen der Berstumfangsdehnung und der azimutalen Temperaturdifferenz auf dem Hüllrohr besteht: Kleine azimutale Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohr verursachen eine relativ gleichmäßige Abnahme der Hüllrohrwandstärke auf dem Umfang und führen infolgedessen zu relativ großen Umfangsdehnungen; große azimutale Temperaturunterschiede während der Verformung führen zu einer bevorzugten Wandstärkenabnahme nur auf dem heißen Teil des Hüllrohrumfanges und damit zu relativ niedrigen Berstumfangsdehnungen.

Die Abb. 5 zeigt quantitativ den Einfluß von azimutalen Temperaturdifferenzen auf die Berstumfangsdehnung. Die Abbildung zeigt einen stark vermindernden Einfluß azimutaler Temperaturdifferenzen auf die Berstumfangsdehnung. Die Größe azimutaler Temperaturdiffe

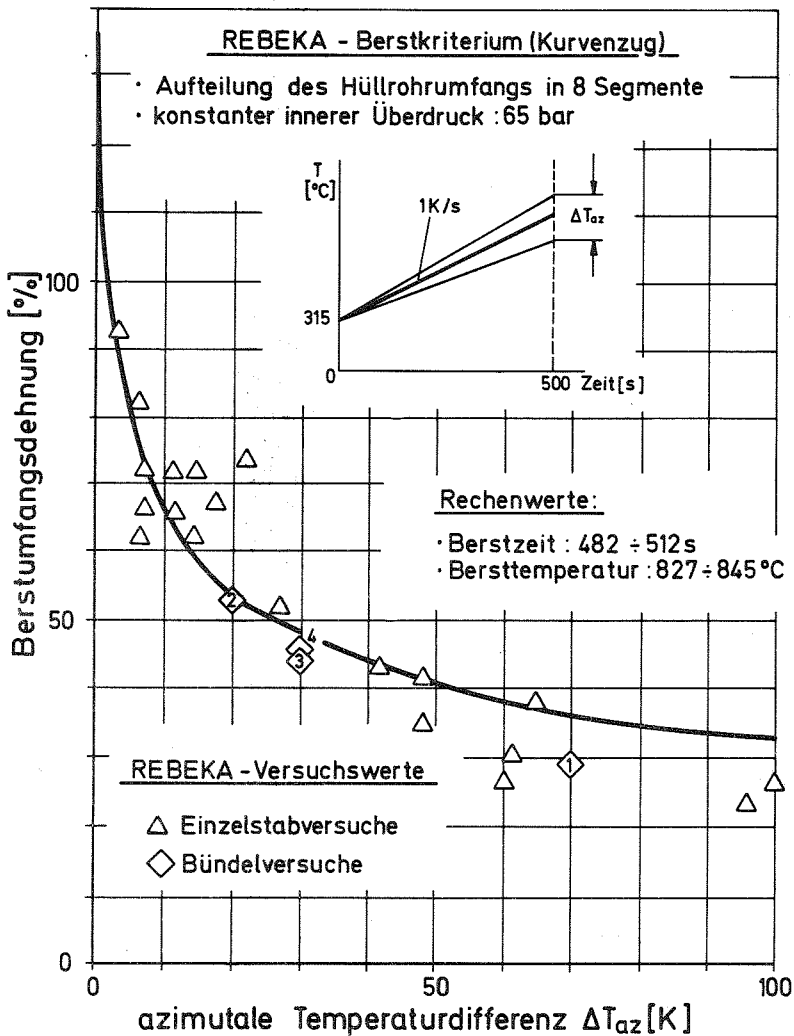


Abb. 5
Berstumfangsdehnung über der
azimutalen Temperaturdifferenz

Hüllrohrverformung sich ausbildende Rohrverbiegung wirkt daher als Verstärker für eine sich vergrößernde azimutale Temperaturdifferenz.

Aufgrund der aus den Abbn. 3 - 5 ersichtlichen guten Übereinstimmung zwischen experimentellen Werten und theoretischer Vorhersage kann erwartet werden, daß mit Hilfe des entwickelten Modells und bei vorgegebenen thermohydraulischen Randbedingungen die Zahl der defekten Brennstäbe sowie ihre Deformation bei einem Kühlmittelverluststörfall mit guter Genauigkeit ermittelt werden kann.

renzen auf dem Hüllrohrumfang ist daher eine der ausschlaggebenden Einflußgrößen auf die Hüllrohrdehnungen und Kühlkanalversperrungen beim Kühlmittelverluststörfall.

Die Abb.6 verdeutlicht, daß eine Hüllrohrverformung unter azimutalen Temperaturdifferenzen im α - und $(\alpha+\beta)$ -Bereich stets von einer Rohrverbiegung begleitet ist. Dies ist durch die Anisotropie und Textur des Zircaloy-Hüllrohrs verursacht und bewirkt, daß sich der Spalt zwischen Pelletsäule und Hülle auf der heißen Seite schließt und auf der gegenüberliegenden kalten Seite öffnet. Eine derartige während der

4. Hüllrohrdeformation und Kühlkanalversperrung im Stabbündel

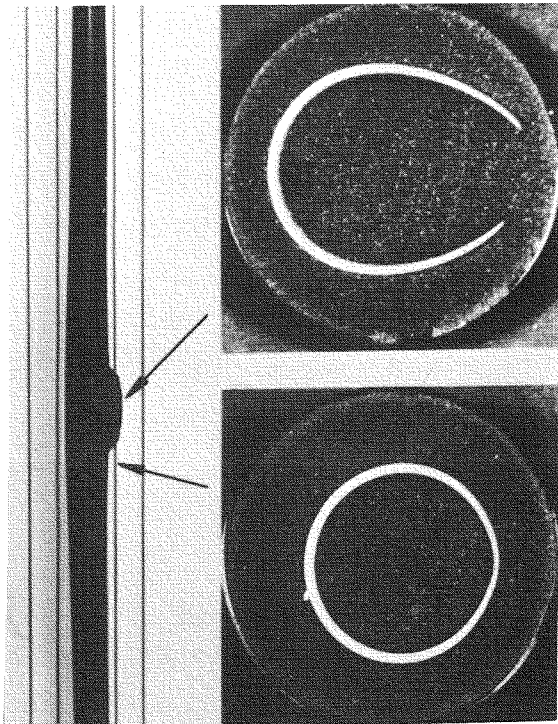


Abb. 6

Verbiegung von Zircaloy-Hüllrohren bei Deformation unter azimuthalen Temperaturdifferenzen und Kühlung

takt mit der inneren Wärmequelle behält und sich die gegenüberliegende kalte Seite kontinuierlich davon wegbiegt (siehe Abb. 6). Über diesen Mechanismus führt ein sich während des Flutens verstärkender Wärmeübergang zu einer Vergrößerung azimuthaler Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohr und als Folge zu einer Verringerung der Berstumfangsdehnung.

Die Abb. 7 verdeutlicht den Einfluß des Wärmeübergangs auf die Hüllrohrverformung. In der Flutphase eines Kühlmittelverluststorfalles ergeben sich während der Hüllrohrverformung Wärmeübergangszahlen, die größer als $50 \text{ W/m}^2\text{K}$ sind. Unter derartigen Bedingungen stellten sich in den Bündeltests zum Berstzeitpunkt im Mittel azimuthale Temperaturdifferenzen von 30 K ein, was die mittlere Berstdehnung auf Werte zwischen 40 % und 50 % begrenzt.

Bündelversuche in der REBEKA-Versuchsanlage hatten primär zum Ziel, den Einfluß der Thermohydraulik auf die Hüllrohrverformung während der Notkühlung zu untersuchen. Die Versuche wurden an Bündelgrößen bis zu 7×7 Stäben voller Länge bei repräsentativen Notkühlbedingungen durchgeführt.

Es konnte nachgewiesen werden, daß die Berstumfangsdehnung umso kleiner wird je höher der Wärmeübergang vom Hüllrohr zum Kühlmittel ist. Dies ist das Ergebnis der unter azimuthalen Temperaturdifferenzen auftretenden Rohrverbiegung, bei der die heiße Seite des Hüllrohrs während der Verformung mehr oder weniger engen Kontakt

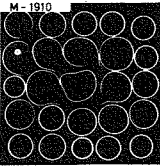
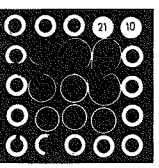
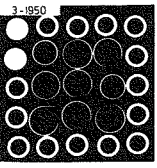
	REBEKA-M	REBEKA-2	REBEKA-3
Querschnitt bei max. Kühlkanalversperrung			
Kühlung	stagnierender Dampf bzw. Naturkonvektion	Dampfströmung	Zweiphasenströmung
Wärmeübergangszahl [W/m ² K]	<10	~30	~30.....100
Mittlere Berstdehnung der inneren 3 x 3 Stäbe [%]	63	54	44
Kühlkanalversperrung der inneren 3 x 3 Stäbe [%]	84	60	52

Abb. 7
Einfluß des Wärmeüberganges auf die Hüllrohrverformung

Abstandshaltern vorliegende axiale Versetzung der Berststellen geprägt. Liegen diese über eine große Länge verteilt, so wird die resultierende Kühlkanalversperrung relativ gering, liegen die Berststellen jedoch eng beisammen, so entsteht bei gleicher mittlerer Berstumfangsdehnung eine relativ hohe Kühlkanalversperrung. Da die plastische Verformung von Zircaloy-Hüllrohren extrem empfindlich auf die Hüllrohrtemperatur reagiert /2/, wird die axiale Versetzung der Berststellen entscheidend durch das axiale Profil der Hüllrohrtemperatur zwischen zwei Abstandshaltern bestimmt. Das Hüllrohrtemperaturprofil ist u.a. das Ergebnis des thermodynamischen Ungleichgewichts in der Zweiphasenströmung und seiner Beeinflussung durch die Gitterabstandshalter. Es wird außerdem von der Durchströmungsrichtung des Kühlmittels geprägt, d.h. davon ob während der Hüllrohrverformung eine gleichgerichtete Durchströmung vorliegt oder ob diese, z.B. zwischen Wiederauffüll- und Flutphase, in ihrer Richtung geändert wird.

Die bei den Bündelversuchen ermittelten Bersttemperaturen und Berstdrücke sowie die Berstdehnungen als Funktion der azimuthalen Temperaturdifferenz stimmen mit den an Einzelstäben gemessenen Berstdaten überein (siehe Abbn. 3 und 5). Stab-zu-Stab Wechselwirkungen im Stabbündel mit der Konsequenz vergrößerter Dehnungen wurden bei den gegebenen experimentellen Randbedingungen nicht festgestellt

Die durch aufgeblähte Hüllrohre entstehende Kühlkanalversperrung wird durch die zwischen zwei

Der Wärmeübergang zwischen den Stäben und dem Dampf-Wassertropfen-Gemisch erfolgt fast ausschließlich durch Konvektion. Da der Wärmestrom von der Hüllrohrwand zum Dampf bedeutend größer ist als der Wärmestrom vom Dampf zum Wassertropfen, bildet sich während der Flutphase in der Zweiphasenströmung ein thermisches Ungleichgewicht, d.h. eine Überhitzung des Dampfes längs des Kühlkanals aus. In den Bündelversuchen wurden Dampftemperaturen bis ca. 600°C gemessen.

Stromabwärts hinter dem Abstandshalter liegt eine feinere Verteilung der Wassertropfen vor, was infolge der größeren Tropfenoberfläche zu einer wirkungsvolleren Wärmesenke für den überhitzten Dampf führt. Die turbulenz erhöhende Wirkung der Abstandshalter ergibt eine intensivere Durchmischung der Wassertropfen mit dem überhitzten Dampf und infolgedessen eine Verkleinerung des Dampfüberhitzungsgrades hinter jedem Abstandshalter. Bis zum nächsten Abstandshalter in Strömungsrichtung vergrößert sich jedoch der Überhitzungsgrad wieder, was zur Ausbildung eines axialen Temperaturprofils zwischen zwei Abstandshaltern führt.

Der verbesserte Wärmeübergang im Bereich der Abstandshalter verringert die Hüllrohrdehnung im Bereich der Abstandshalter insbesondere stromabwärts erheblich. Er begrenzt dadurch die mögliche axiale Versetzung der Berststellen zwischen den im Abstand von 545 mm angebrachten Abstandshaltern. Der axiale Bereich der Versetzung der Berststellen wird während der Deformation im wesentlichen dadurch bestimmt, ob die Strömungsrichtung gleich bleibt oder sich ändert.

Die DWR der KWU verfügen über eine kombinierte Einspeisung des Notkühlwassers sowohl in den sog. kalten als auch in den sog. heißen Strang. Hierdurch können sich in der Wiederauffüll- und Flutphase je nach unterstellter Anzahl der beim Kühlmittelverluststörfall verfügbaren Druckspeicher in verschiedenen Kernbereichen unterschiedliche Kühl- und Strömungsbedingungen einstellen.

Die Abb. 8 verdeutlicht den Einfluß einer von der Wiederauffüll- zur Flutphase geänderten Strömungsrichtung auf das Verformungsbild

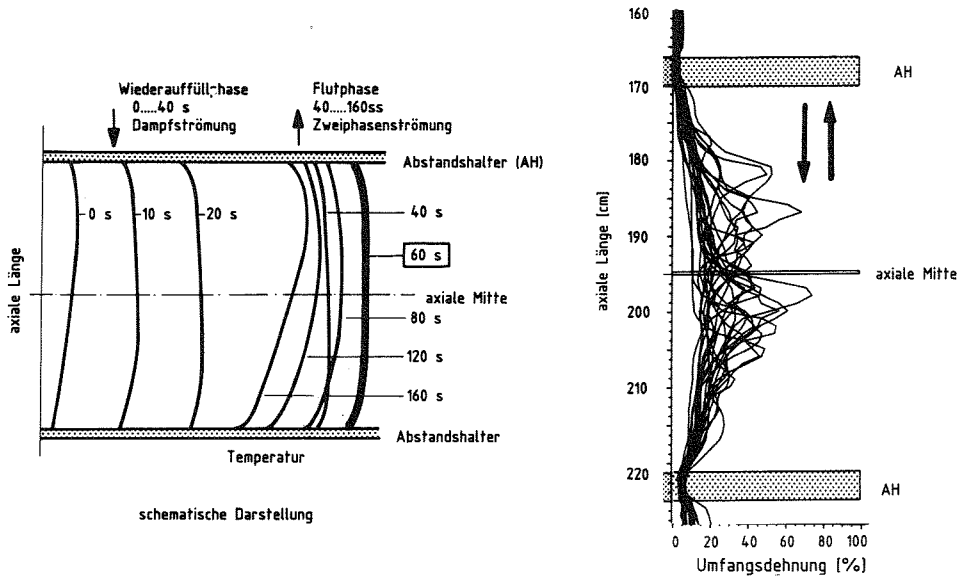


Abb. 8 REBEKA-5: Einfluß der Strömungsrichtung auf das Verformungsbild

bei REBEKA-5. Durch Ungleichförmigkeiten im Stabbündel aufgrund lokal unterschiedlicher Stableistungen und Kühlungsverhältnisse haben die einzelnen Stäbe unterschiedliche Hüllrohrtemperatur-Zeitverläufe. Dies führt zu unterschiedlichen Berstzeiten für die einzelnen Stäbe und, da sich die Hüllrohrtemperaturmaxima zwischen den Abstandshaltern als Funktion der Zeit verschieben, auch zu einer axialen Versetzung der Berststellen. Da das Bersten der Hüllrohre bei einem relativ flachen axialen Temperaturprofil erfolgte, tragen Heißstellen und Hüllrohrtoleranzen hierbei wegen der extremen Temperaturempfindlichkeit der Zircaloy-Deformation zusätzlich zu einer axialen Versetzung der Berststellen bei. Die Berststellen sind über eine axiale Erstreckung von 242 mm verteilt, woraus eine relativ geringe Kühlkanalversperrung von 52 % resultiert.

Die Abb. 9 zeigt das Verformungsbild von REBEKA-6, wo die Strömungsrichtung des Kühlmittels in der Wiederauffüll- und Flutphase beibehalten wurde. Im Unterschied zu REBEKA-5 wurde hierbei das Temperaturmaximum von Beginn des Versuchs an zum oberen Abstandshalter hin verschoben. Nach Ausbildung des Temperaturprofils in der Wiederauffüllphase bleibt das Temperaturmaximum in seiner axi-

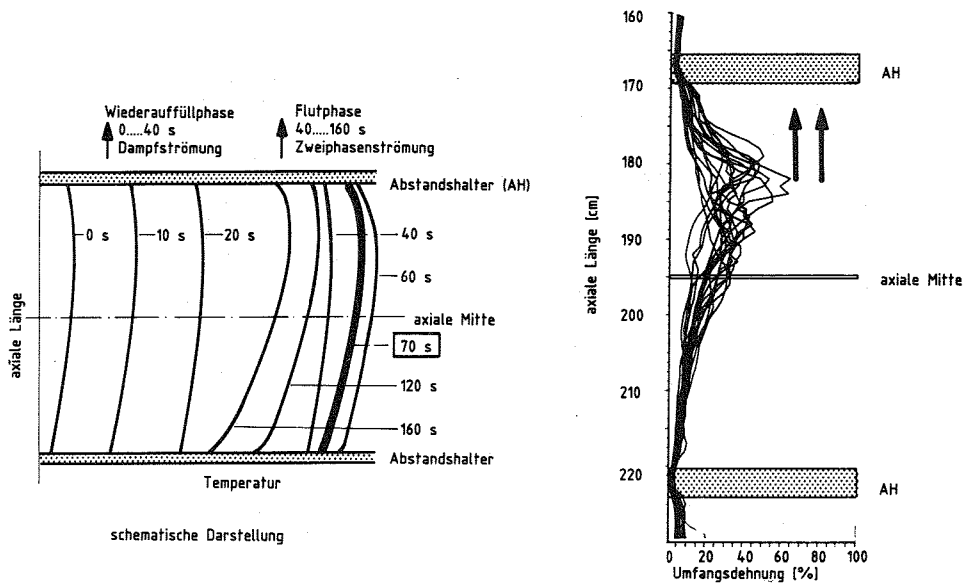


Abb. 9 REBEKA-6: Einfluß der Strömungsrichtung auf das Verformungsbild

alen Lage weitgehend unverändert. Daher können sich Ungleichförmigkeiten nicht als Beitrag zu einer axialen Versetzung der Berststellen auswirken. Wegen des relativ steilen axialen Temperaturprofils leisten auch Heißstellen und Hüllrohrtoleranzen keinen entscheidenden Beitrag. Die Folge davon ist, daß die Berststellen relativ nahe beisammen liegen und damit eine relativ große Kühlkanalversperrung bewirken. Aus der Abbildung ist ersichtlich, daß die Berststellen lediglich über eine axiale Erstreckung von 140 mm versetzt sind. Die hierdurch verursachte Kühlkanalversperrung beträgt 60 %, ist also größer als im Falle einer geänderten Strömungsrichtung. Es bleibt noch zu prüfen, inwieweit dieser Wert durch meßtechnische Besonderheiten des Versuches wie z.B. kaltes Instrumentierungsrohr, Vielzahl von Thermoelementen usw. beeinflußt ist und die Kühlkanalversperrung bei gleichgerichteter Strömungsrichtung u.U. unterschätzt wurde.

Die Abb. 10 veranschaulicht anhand zweier Photos den Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrdeformation.

Alle im Rahmen des REBEKA-Programms durchgeführten Bündelversuche haben einen dominanten Einfluß der Thermohydraulik auf die Hüll-

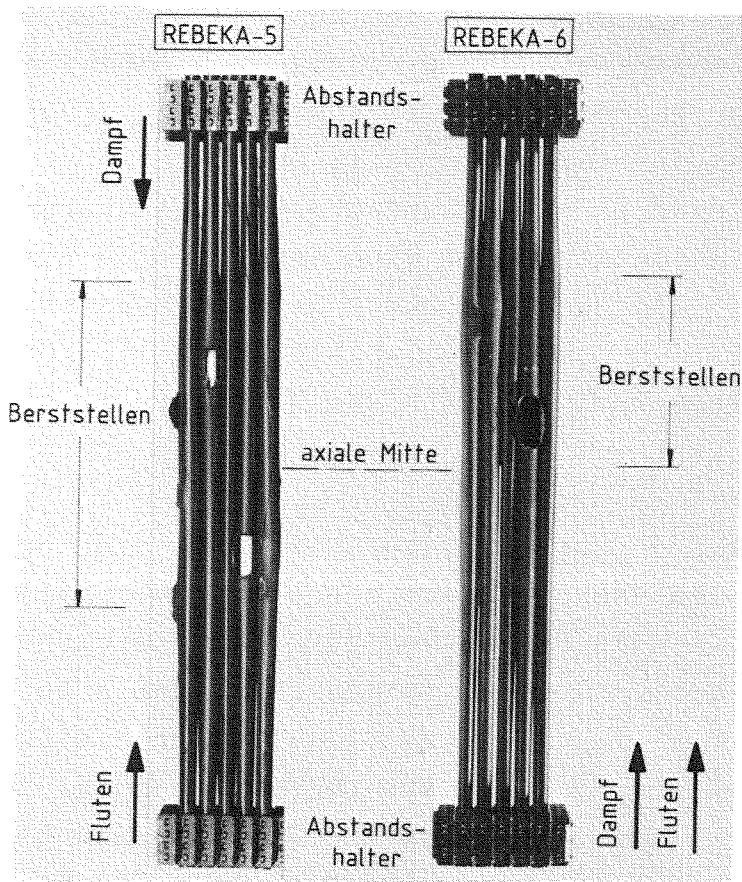


Abb. 10
Einfluß der Strömungsrichtung auf die Hüllrohrverformung

sind u.a. in der Handhabung recht aufwendig, deterministische Methoden sind dadurch erschwert, daß die für eine genügend genaue Vorausberechnung von Hüllrohrdeformationen erforderliche Genauigkeit der Hüllrohrtemperatur von mindestens ± 10 K von den derzeit verfügbaren Rechenmodellen zur Thermohydraulik nicht erwartet werden kann. Daher wurde ein einfaches empirisches Verfahren auf der Basis der experimentellen Ergebnisse des REBEKA-Programms entwickelt /6/.

Das Verfahren geht davon aus, daß die Hüllrohrdeformation und die daraus resultierende Kühlkanalversperrung systematisch von azimuthalen Temperaturdifferenzen bestimmt sind. Diese hängen, wie die Experimente gezeigt haben, in erster Linie von der exzentrischen Lage der Pellets im Hüllrohr ab und werden durch die Kühlung und die Aufheizrate beeinflusst. Bei festgehaltener Exzentrizität der

rohrdeformation und Kühlkanalversperrung gezeigt. Der Wärmeübergang durch die Notkühlung reduziert die mittleren Berstumfangsdehnungen auf Werte von etwa 50 %, die Kühlkanalversperrung wird u.a. von der Durchströmungsrichtung beeinflusst und beträgt auf der Basis bisheriger Berstversuche maximal etwa 60 %.

5. Berechnung von Kühlkanalversperrungen

Zur Berechnung von Kühlkanalversperrungen kommen probabilistische, deterministische oder empirische Methoden in Frage. Probabilistische Methoden

Pellets im Hüllrohr können die Einflüsse der Kühlung und der Aufheizrate auf die Hüllrohrdehnung mit den verfügbaren Deformationsmodellen gut wiedergegeben werden /4/. Da jedoch kein direkter Zusammenhang zwischen der mittleren Berstumfangsdehnung und der maximalen Kühlkanalversperrung in einem Bündel mit axial versetzten Berststellen besteht, wurde versucht, eine sog. fiktive Exzentrizität so zu bestimmen, daß die berechnete Berstumfangsdehnung der Hülle möglichst gut mit der gemessenen mittleren Hüllrohrdehnung aller Stäbe in der Ebene maximaler Kühlkanalversperrung übereinstimmt.

Zur Bestimmung einer fiktiven Exzentrizität, welche die beste Übereinstimmung zwischen gemessener und berechneter Kühlkanalversperrung ergibt, wurden u.a. die REBEKA-Versuche herangezogen. Es

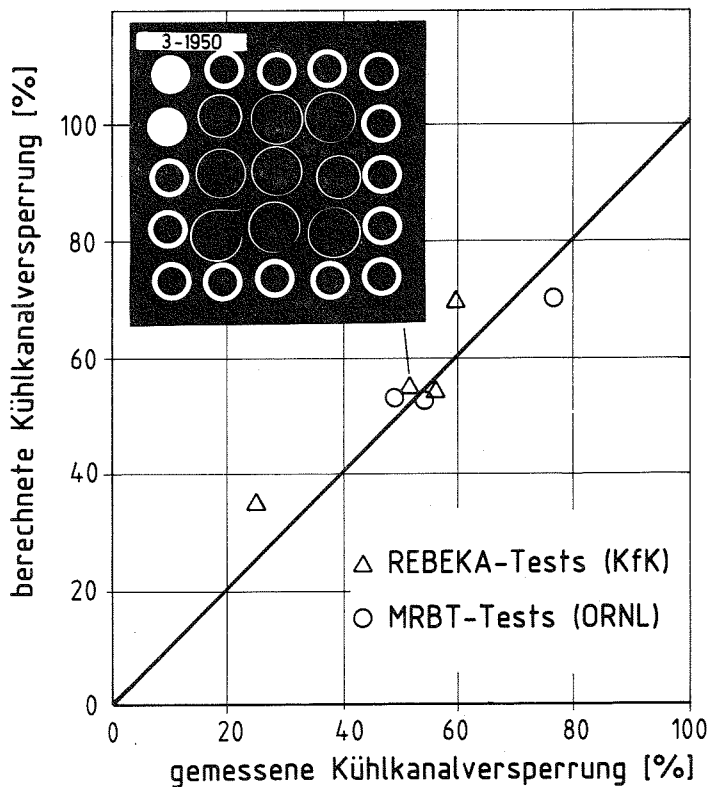


Abb. 11
Vergleich der gemessenen und der berechneten max. Kühlkanalversperrung

zeigte sich, daß eine Exzentrizität von 1 die beste Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment ergibt. Die so ermittelte Dehnung ist kleiner als die gemessene mittlere Berstdehnung, sie führt jedoch wie die Abb. 11 zeigt, zu einer guten Vorhersage der Kühlkanalversperrung. Der Grund hierfür ist, daß die Berststellen in den betrachteten Bündelversuchen axial versetzt sind, was durch die fiktive Exzentrizität ebenfalls berücksichtigt wird. Es ist vorgesehen, zur Untermauerung bzw. Weiterentwicklung dieses einfachen Modells weitere Bündelversuche auszuwerten.

6. Kühlung deformierter Stabbündel

Zur detaillierten Untersuchung der Kühlungsmechanismen und Wirksamkeit der Kernnotkühlung bei aufgeblähten Brennstabhüllen wurden im Rahmen des FEBA-Programms Flutexperimente mit blockierten Anordnungen durchgeführt /3/. Hierbei wurden die Blockaden durch Hülssen simuliert, die auf elektrischen Heizstäben eines 5x5 Stabbündels mit DWR-Abmessungen angebracht waren. Die Versuche konzentrierten sich auf die Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles, d.h. auf den Zeitraum, in dem die Brennstabhüllen durch Benetzen wieder auf Sättigungstemperatur abgekühlt werden.

Die Abb. 12 zeigt schematisch die wesentlichen Strömungsformen - Umströmung und Durchströmung von Blockaden -, die unter Variation der Flutbedingungen und der Blockadengeometrie bezüglich ihrer Kühlwirkung untersucht worden sind. Die Variation der wesentlichen Flutbedingungen erfolgte in allen Versuchsserien in etwa den gleichen Bereichen: Systemdruck 2-6 bar, Zwangsfluten von unten, Flutgeschwindigkeit 2-6 cm/s. Die Bündelleistung betrug bei Flutbeginn 200 kW und wurde entsprechend der transienten Nachzerfallswärme (120 % ANS-Standard) während der Versuchsdauer verringert.

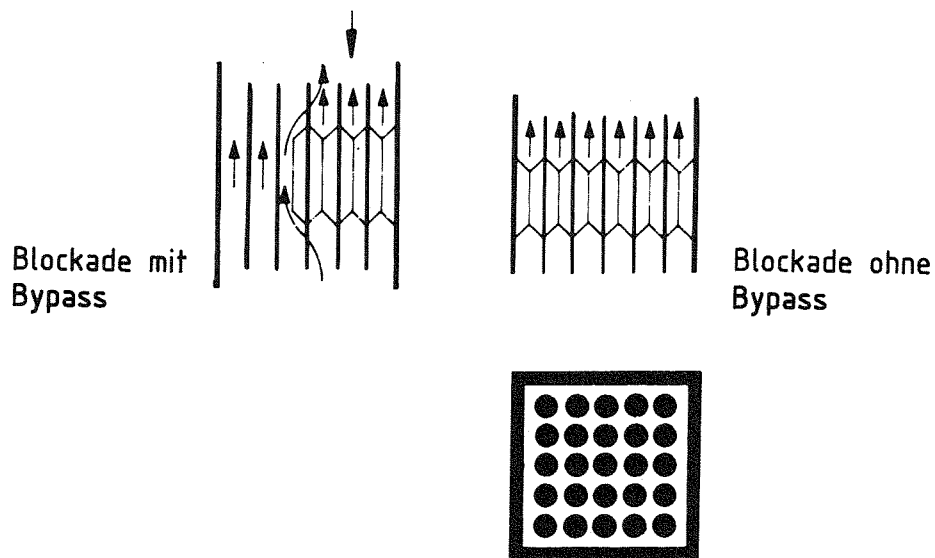


Abb. 12 Umströmung und Durchströmung von Kühlkanalblockaden in einem 25-Stabbündel (schematisch)

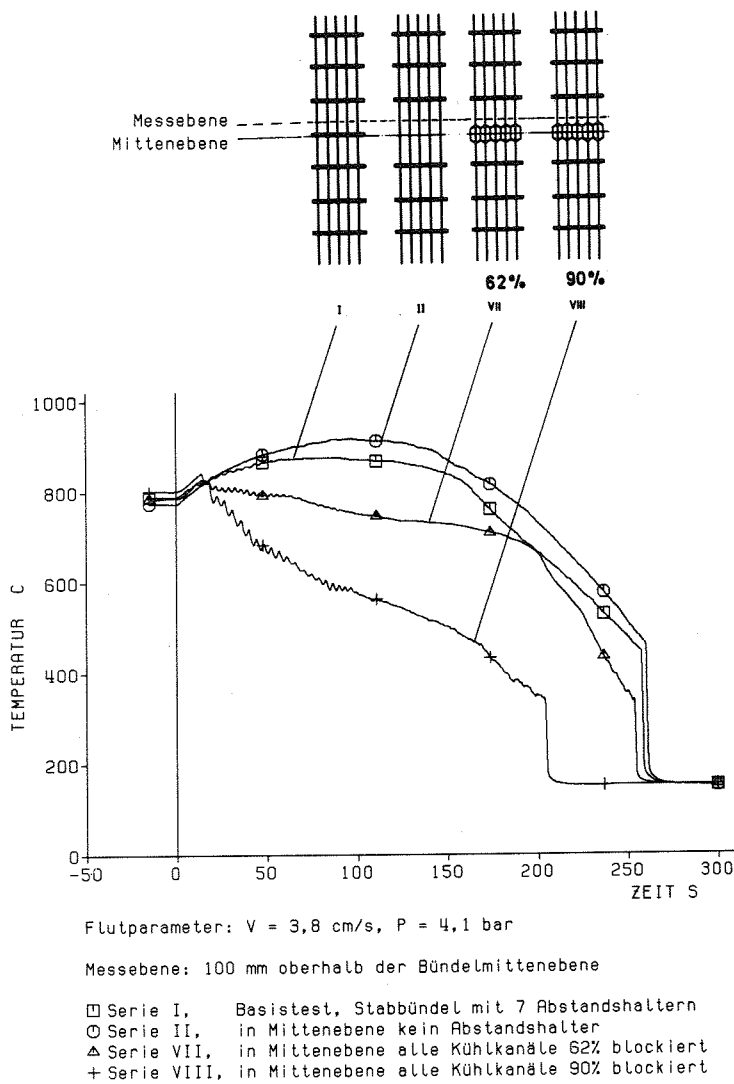


Abb. 13
 Einfluß von Abstandshaltern und Blockaden auf die Hüllrohrtemperaturen bei gleichen Flutparametern

In Abb. 13 sind als typische Beispiele für die Kühlungsverbesserung die hinter verschiedenen Strömungshindernissen gemessenen Hüllrohrtemperaturen dargestellt. Die Flutbedingungen der ausgewählten Versuche waren gleich, so daß auch der Kühlmitteldurchsatz und seine zeitliche Abhängigkeit in jeder Anordnung und in jedem Unterkanal des Bündels gleich waren. Im Vergleich zu einer Anord-

Bei allen untersuchten Flutbedingungen herrscht Zweiphasenströmung, wobei der Dampf insbesondere zu Beginn der Flutphase stark überhitzt ist. Wasseranteil ist immer nachweisbar. Unter diesen Strömungsbedingungen ist die Kühlwirkung vor allem der Tropfenströmung durch Strömungshindernisse deutlich beeinflusst.

Im Bereich umströmter Blockaden machen sich zwei gegenläufige Effekte bemerkbar:

- Zweiphasenströmung führt beim Passieren von Strömungshindernissen zu verbesserter Kühlung durch erhöhte Turbulenz und Tropfenverdampfung.
- Der Kühlmitteldurchsatz durch die verengten Kanäle wird verringert, da ein Teil der Strömung dem blockierten Bereich ausweicht.

nung ohne Abstandshalter in der Mittenebene (Serie II) fällt die maximale Hüllrohrtemperatur bei diesen Bedingungen um ca. 50 K hinter einem Abstandshalter (Serie I) /7/, um ca. 150 K hinter einer 62 % Blockade ohne Bypass (Serie VII) und um ca. 350 K nach einer 90 % Blockade ohne Bypass (Serie VIII). Die wesentliche Größe des Effektes tritt in der Anfangsphase des Flutens auf und verschwindet gegen Ende der Nebelkühlungsphase, d.h. geraume Zeit vor der Benetzung der heißen Flächen in der entsprechenden Bündelhöhe.

Bei Blockaden mit Bypass ist der Kühlmitteldurchsatz durch die blockierten Unterkanäle des Bündels entsprechend der jeweiligen Kühlkanalverengung reduziert. Die o.g. gegenläufigen Effekte werden wirksam. In Abb. 14 sind u.a die geometrischen Bedingungen im teilblockierten Bündel angedeutet. Die Hüllrohrtemperaturen im Bereich von Blockaden sind in Abhängigkeit von der Zeit nach Einsetzen des Flutens dargestellt. Hinter der 90 % Blockade sind in einem begrenzten Bereich die Hüllrohrtemperaturen noch ca. 20-50 K

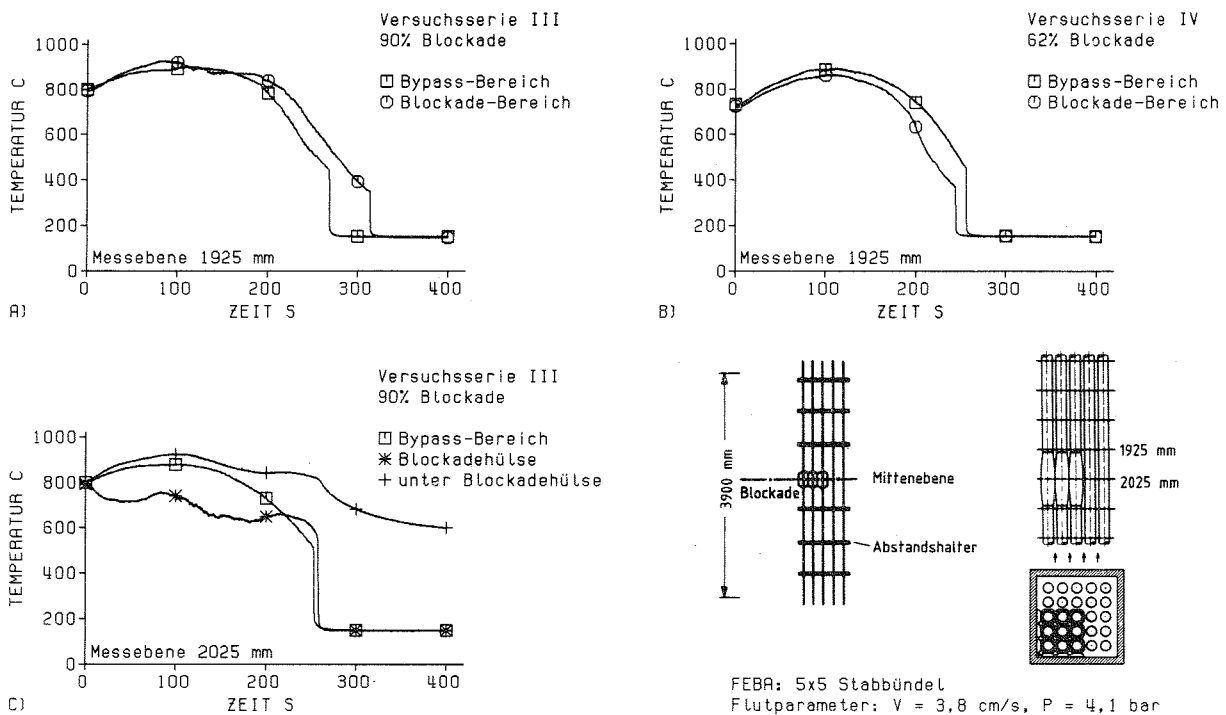


Abb. 14 Einfluß von koplanaren Teilblockaden mit Bypass auf die Hüllrohrtemperaturen bei gleichen Flutparametern

höher als im Bypass und die Wärmeabfuhr bis zum Benetzen ist um ca. 50 s verzögert (Abb. 14a). Innerhalb des blockierten Bereichs sind die Temperaturen der durch Hülsen simulierten aufgeweiteten Hüllrohre niedriger als die Hüllrohrtemperaturen im unblockierten Nachbarbereich. Der Kühlmitteldurchsatz durch die engeren Kühlkanäle ist ausreichend, die "abgehobenen" Hüllrohre auf eine niedrigere Temperatur zu kühlen als im Bypass (Abb. 14c). Wie aus Abb. 14c weiterhin zu erkennen ist, wird die Wärme aus dem blockierten Bereich trotz der relativ niedrigen "Hüllrohr"-Temperaturen jedoch verzögert abgeführt. Auch nachdem das ganze Bündel benetzt ist, verbleiben die durch die Hülsen abgedeckten Abschnitte der Stäbe zunächst auf relativ hohen Temperaturen. Dies bedeutet, daß ein beträchtlicher Teil der Wärme durch den reduzierten Kühlmitteldurchsatz nicht ausgespeichert werden kann. Die teilweise Entkopplung der "Hüllrohre" von der Wärmequelle führt zwar zu niedrigeren Hüllrohrtemperaturen, aber auch zu verzögerter Wärmeabfuhr. Mit abklingender Wärmeleistung benetzen auch die Stababschnitte unter den Hülsen. Aus Abb. 14b ist erkennbar, daß nach einer 62 % Blockade (Serie IV) verbesserte Kühlung im Vergleich zu den Bedingungen im Bypass auftritt, die sogar zu vorzeitiger Benetzung der dortigen Staboberflächen führt. Erhöhte Turbulenz, reduzierte Tropfengröße und Tropfenverdampfung übertreffen in diesem Bereich den Effekt des verminderten Kühlmitteldurchsatzes.

Die kühlungsverbessernde Wirkung einer 62 % Blockade, der Abstandshaltereffekt und die nur wenig verminderte Kühlung nach einer 90 % Blockade lassen sich durch intensivere Ausnutzung des Wasseranteils in der zweiphasigen Strömung beim Fluten erklären. Ein Teil des ins untere Bündelende eingespeisten Wassers wird von der Dampfströmung mitgerissen und unverdampft am oberen Bündelende ausgetragen. Mit zunehmender Anzahl und Zerstäubungswirkung der Strömungshindernisse wird die Kühlwirkung der Strömung bei gleicher Wassereinspeisung erhöht. Die während des Flutablaufs ausgetragene Masse unverdampften Wassers wird dabei kleiner /7/.

Nachrechnungen der experimentellen Ergebnisse sind bislang an verschiedenen Stellen und mit unterschiedlichen Modellen im Gange. Wesentliche Einflußgrößen wie z.B. die Wirkung des Wasseranteils

in der Dampfströmung werden jedoch noch von keinem Modell ausreichend beschrieben /9/.

Die durchgeführten FEBA-Experimente haben gezeigt, daß die bei einem Kühlmittelverluststörfall zu erwartenden Kühlkanalblockaden von etwa 60 % zu keinerlei Beeinträchtigung der Kühlung führen und selbst Kühlkanalblockaden von 90 % kein bedeutsames Kühlbarkeitsproblem darstellen.

7. Langzeitkühlbarkeit deformierter Stabbündel

Die RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren erfordern außerdem den Nachweis, daß nach einem Kühlmittelverluststörfall die Kerntemperaturen auch langfristig auf einem niedrigen Wert gehalten werden können. Es wurde daher experimentell untersucht, ob eine zu 90 % teilweise versperrte Geometrie, nachdem sie durch Fluten bereits abgekühlt wurde, auch dann noch benetzt bleibt, wenn die Umwälzung des Kühlmittels in einer späteren Phase stark vermindert wird. Es stellte sich die Frage, ob die Restkanäle im blockierten Bereich dann austrocknen und eine so starke Temperaturerhöhung der Brennstäbe entsteht, daß Oxidations- oder Schmelzvorgänge auftreten können. Es wurde angenommen, daß die extreme Kühlkanalversperrung wegen des axialen und radialen Leistungsprofils nur in einem Teilbereich des Kerns als Insel auftreten kann, aber dort eine erhebliche axiale und radiale Ausdehnung hat.

An einem 4x4 Stabbündel aus elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren mit DWR-typischen Abmessungen wurde die Blockade durch einen 400 mm langen Stahlblock simuliert. Achsparallele Bohrungen von 4 mm Durchmesser in diesem Block simulierten die 10 % freien Restquerschnitt jedes Kühlkanals (Abb. 15). Stabbündel und Blockade befanden sich in einem größer dimensionierten Strömungskanal, so daß ein Bypass entstand, der die nicht blockierten Bereiche eines Reaktorkerns simulierte.

Dryout (Temperaturen über der Sättigung des Dampfes) in den Restkanälen des Blockadeblockes konnte sowohl durch schrittweise Erhöhung der Heizleistung als auch durch Reduzierung des eingespeisten

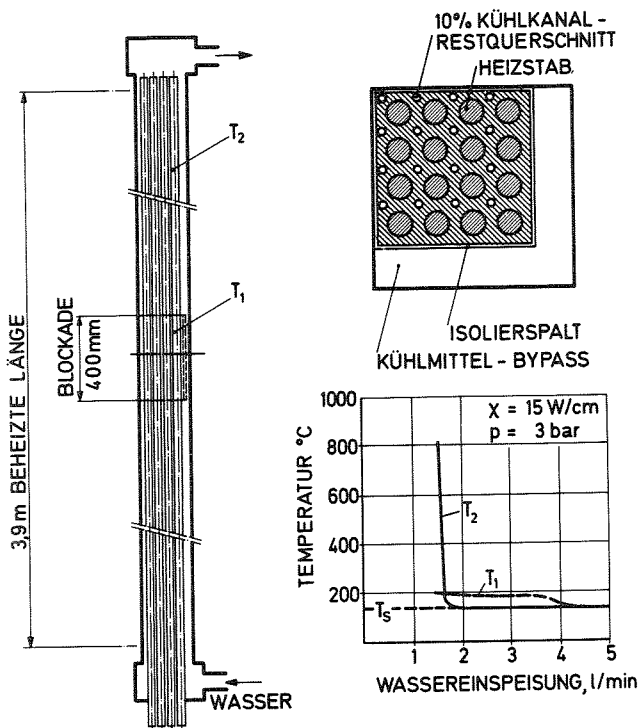


Abb. 15

Langzeitkühlbarkeit eines teilweise blockierten Kerns

schen Leistungen auch in den Restkanälen der extremen Blockade kein Dryout auftrat, wenn das ausdampfende Wasser durch Nachspeisung so ersetzt wurde, daß das Bündel mit Zweiphasengemisch gefüllt blieb. Dies bedeutet, daß in Kernbereichen mit stark verminderten Kühlkanalquerschnitten auch bei der Langzeitkühlung mit reduzierter Kühlmitelein speisung keine Überhitzung der Brennstäbe zu erwarten ist, solange der Kern mit Kühlmittel bedeckt gehalten wird und ein unversperrter Restquerschnitt ein Mindestmaß an Konvektion ermöglicht /10/.

8. Zusammenfassung und Schlußfolgerung

Die wesentlichen im Institut für Reaktorbauelemente des Kernforschungszentrums Karlsruhe zum Brennelementverhalten beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors bislang erarbeiteten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Volumenstromes erzeugt werden. Dazu waren aber Stableistungen von deutlich mehr als 15 W/cm erforderlich. Derart hohe Nachwärmeleistungen liegen jedoch bei den zu betrachtenden Unfallsituationen im Reaktor nicht vor. Bei sehr kleinen Einspeiseraten konnte auch bei Stableistungen von weniger als 15 W/cm ein Dryout in der Anordnung erzeugt werden, der dann aber am oberen Ende des Bündels weit außerhalb der Blockade auftrat (Abb. 15).

Die Experimente haben gezeigt, daß in der gegebenen Geometrie bei reaktortypischen

- Das Deformationsverhalten von Zircaloyhüllrohren sowie die Kühlkanalversperrung im Stabbündel können durch experimentell verifizierte Rechenmodelle beschrieben werden.
- Die Bersttemperatur der Brennstäbe kann zur Ermittlung der Zahl der geborstenen Hüllrohre mit hinreichender Genauigkeit berechnet werden.
- Die Berstumfangsdehnung der Zircaloyhüllrohre wird entscheidend durch ungleichförmige Temperaturverteilungen auf den Hüllrohren bestimmt.
- Im Falle ungleichförmiger Temperaturverteilungen bleiben die maximalen Dehnungen auf Heißstellen begrenzt, wodurch große und ausgedehnte Umfangsdehnungen verhindert werden.
- Die sich beim Fluten verstärkt ausbildende Kühlwirkung des Zweiphasengemisches vergrößert axiale und azimutale Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohr und trägt auf diese Weise zur Begrenzung ausgedehnter und großer Dehnungen bei.
- Die experimentell festgestellten maximalen Kühlkanalversperrungen im Stabbündel betragen etwa 60 %.
- Derartige Kühlkanalversperrungen führen zu keinerlei Beeinträchtigung der Kernnotkühlung; selbst Kühlkanalblockaden von 90 % stellen kein bedeutsames Kühlbarkeitsproblem dar.
- Die langfristige Kühlung stark blockierter gefluteter Brennelemente kann auch bei erheblich reduzierter Kühlmittleinspeisung gewährleistet werden, solange der Kern mit Kühlmittel bedeckt gehalten werden kann.
- Alle bislang erarbeiteten Ergebnisse zeigen, daß die Notkühlung eines Druckwasserreaktors beim Kühlmittelverluststörfall aufrechterhalten werden kann.

9. Literatur

- /1/ "RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren", 3. Ausgabe, 14. Oktober 1981
- /2/ Erbacher, F., Neitzel, H.J., Wiehr, K.: "Effects of Thermohydraulics on Clad Ballooning, Flow Blockage and Coolability in a LOCA". OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, Risø National Laboratory, Denmark, May 16-20, 1983

- /3/ Rust, K., Ihle, P.: "Heat Transfer and Fluid Flow during Reflooding of Blocked Arrays", NUREG/CP-0014, Vol. 2, Oct. 1980, pp. 1237-1251.
- /4/ Neitzel, H.J., Rosinger, H.E.: "The Development of a Burst Criterion for Zircaloy Fuel Cladding under LOCA Conditions", KfK 2893, AECL-6420, (October 1980)
- /5/ Erbacher, F., Neitzel, H.J., Wiehr, K.: "Studies on Zircaloy Fuel Clad Ballooning in a Loss-of-Coolant Accident - Results of Burst Tests with Indirectly Heated Fuel Rod Simulators", Proceedings of the Fourth International Conference on Zirconium in the Nuclear Industry, Stratford-upon-Avon, England, June 26-29 1978, ASTM- STP 681, pp. 429-446.
- /6/ Erbacher, F.: "LWR Fuel Cladding Deformation in a LOCA and its Interaction with the Emergency Core Cooling", Proc. of ANS Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, ID, Aug. 2-6, 1981, Vol. 2, pp. 100-113.
- /7/ Ihle, P., Rust, K.: "Einfluß von Abstandshaltern auf den Wärmeübergang während der Flutphase eines DWR-Kühlmittelverluststörfalles". KfK-3171 (April 1981)
- /8/ Ihle, P., Rust, K.: "Influence of Flow Blockages on Emergency Core Cooling", ASME-Paper 82-HT-66 (June 1982).
- /9/ Rust, K., Ihle, P., Lee, S.L.: "Comparison of FEBA Test Data with RELAP4/MOD6 Postcalculations", Proc. of Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara, CA, Jan. 11-14, 1983, Vol. 1, pp. 731-737.
- /10/ Hofmann, G., Baumann, W.: "Long-Term Coolability of a Partially Blocked Core - Experimental and Theoretical Results -", Seventh Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, MD, Nov. 5-9, 1979.

BRENNSTABSIMULATOREN

V. Casal, F. Erbacher, W. Hartmann,
K. Rust, P. Schöffner, K. Wiehr

1. Problemstellung

Brennelemente von Kernreaktoren bedürfen sorgsamer Auslegung. Sie stehen in einem extrem starken Strahlungsfeld und sind großen thermischen und mechanischen Belastungen ausgesetzt. Trotzdem sollen sie eine hohe Betriebssicherheit aufweisen. Aus diesen Gründen werden sie auf ihr Verhalten unter verschiedensten Aspekten untersucht. In solchen Untersuchungen muß sowohl der einwandfreie Betrieb unter Auslegungsbedingungen als auch bei vielfältigen Auslegungsstörfällen nachgewiesen werden. Darüber hinaus möchte man den Umfang der Zerstörung des Reaktorkerns bei s.g. hypothetischen Störfällen ermitteln.

Die Mehrzahl der für diese Untersuchungen notwendigen Experimente lassen sich nicht im Reaktor durchführen. Die dann notwendige Beschränkung in der Instrumentierung, außergewöhnliche Kosten und häufig auch Sicherheitsfragen schließen sie meist aus. Für s.g. out-of-pile Untersuchungen werden daher Simulatoren benötigt, welche die zu untersuchenden Eigenschaften der Reaktorbrennelemente nachbilden, s.g. Brennstabsimulatoren (BSS). Entsprechend der Vielfalt der Fragestellungen wird eine Vielzahl an verschiedenen BSS benötigt. Für Untersuchungen zum Schwingungsverhalten von Brennstäben genügen beispielsweise BSS-Hüllrohre, welche mit Füllkörpern geeigneter Dichte aufgefüllt sind. Soll dagegen die Zerstörung von Brennstäben bei einer Leistungsexkursion (TOP = transient over-power) in einem Schnellen Natriumgekühlten Reaktor (SNR) untersucht werden, so bieten sich mit Thermit gefüllte Hüllrohre als BSS an /1/. Das Thermit muß von außen gezündet werden können, die Zündung muß instantan über die gesamte Länge erfolgen. Zwischen diesen beiden Extremen gibt es eine Vielzahl von BSS, die hier nicht diskutiert werden sollen.

Die meisten Experimente zum Brennstabverhalten befassen sich mit dem thermodynamischen Verhalten im Auslegungsfall von Reaktoren und mit den sogenannten Auslegungsstörfällen. Im IRB wurden zu diesem Problemkreis BSS entwickelt, welche für eine Vielzahl von Experimenten in verschiedenen Forschungseinrichtungen eingesetzt werden. Über diese Simulatoren wird im Folgenden berichtet.

2. Auslegungskriterien für Brennstabsimulatoren

Thermodynamische Experimente zum Auslegungsfall und zu s.g. Auslegungsstörfällen erfordern folgende Eigenschaften:

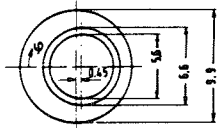
a) Stationäre Versuche

- gleiche oder ähnliche Geometrie wie Brennstäbe (Durchmesser 6-12 mm beheizte Länge, 1000-4000 mm),
- Stabile Leistung wie Brennstäbe auch bei gestörten Kühlungsbedingungen (z.B. bei Natriumsieden, 200 W/cm bei 950 °C Kühlmitteltemperatur),
- Wärmeproduktion im BSS temperaturunabhängig, axiales Leistungsprofil konstant oder cosinusförmig wie beim Brennstab,
- gleiche azimuthale Leistungsverteilung an der Außenhülle von BSS und Brennstab bei gegebener Temperaturvariation im Kühlmittel.

Zur Quantifizierung des letzten Punktes dient Abb. 1 aus /2/. Sie zeigt normierte Differenzen im Wärmefluß zwischen BSS und Brennstab über dem Stabumfang bei azimuthaler Temperaturvariation im Kühlmittel. Im vorliegenden Falle wird eine exzentrische Anordnung des Stabes in einem natriumdurchströmten Ringspalt zur Erzeugung der azimuthalen Temperaturvariation verwendet. Simuliert ein BSS den nuklearen Brennstab vollständig, so wird die normierte Differenz am gesamten Umfang zu Null. Aus den verschiedenen Kurven ist zu ersehen, daß ein BSS mit konstanter Wärmeflußverteilung an der Innenseite des Hüllrohres dem thermischen Verhalten des Brennstabes sehr nahe kommt.

b) Transiente Versuche

Für transiente Versuche lassen sich keine verallgemeinernden Angaben über das geforderte Verhalten machen; in diesem Falle müssen



- Wärmefluß konstant an Hülleninnenseite
- - - Wärmefluß konstant an Hüllenaußenseite
- Temperatur konstant an Hülleninnenseite
- Temperatur konstant an Hüllenaußenseite

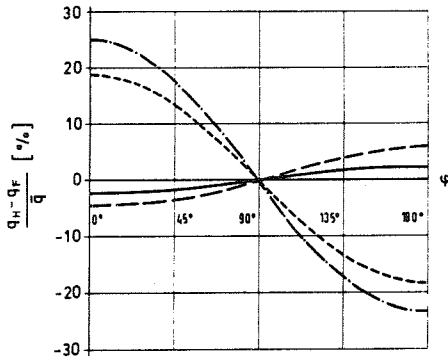


Abb. 1
Vergleich verschiedener
theoretischer Modelle von
Brennstabsimulatoren

zusätzlich zu den bereits genannten Forderungen die Speicherwärme und ihr transientes Ausspeichern durch den BSS nachgebildet werden. Dabei lassen sich jedoch oft Abweichungen durch eine geeignete Leistungsregelung während der Transienten ausgleichen. Zur ersten Bewertung dient ein Vergleich von Stoffdaten bei einer Temperatur von 500 °C 30 aus /3/ in der nachfolgenden Tabelle.

Das Produkt aus Dichte und spezifischer Wärme sowie die Temperaturleitfähigkeit beschreiben teilweise das transiente Verhalten. Von den am häufigsten in BSS verwendeten elektrischen Isolationsstoffen wie Al₂O₃, BN und MgO simuliert die letztgenannte Keramik UO₂ am besten. Dies sagt jedoch

Werkstoff	relative	Dichte	spez. Wärme	Wärmeleit-	vol. spez.	Temperatur-
	Dichte			fähigkeit	Wärme	
	%	ρ cm ³ /g	c_p Ws/(g•K)	λ W/(cm•K)	$\rho \cdot c_p$ Ws/(cm ³ •K)	a cm ² /s
UO ₂	95	10,40	0,304	0,042	3,16	0,0133
BN	93	2,05	1,61	0,20	3,3	0,60
MgO	85	3,04	1,22	0,04	3,7	0,011
Al ₂ O ₃	85	3,40	1,17	0,032	4,0	0,08
Al ₂ O ₃	95	3,80	1,17	0,104	4,44	0,024

allein noch nichts über das transiente Verhalten aus. In diesem Fall muß die gespeicherte Wärmemenge in ihrem räumlichen und zeitlichen Verlauf berücksichtigt werden. Die Speicherwärme ergibt sich aus:

$$dQ = \rho \cdot c_p \cdot dV \cdot \frac{\delta T}{\delta t} \cdot dt$$

Es bedeuten:

- ρ Dichte
- c_p spez. Wärme
- dV Volumenelement
- $\delta T / \delta t$ Temperaturänderung während der Zeiteinheit
- dt Zeit

Eine abweichende spezifische Wärme könnte theoretisch durch eine andere Temperaturänderung während der Zeiteinheit ausgeglichen werden.

3. Brennstabsimulatoren mit elektrischer Beheizung

Brennstabsimulatoren mit elektrischer Beheizung eines Stromleiters im Innern decken die meisten Anforderungen ab. Sie bestehen aus einem äußeren Hüllrohr in dessen Innerem ein Stromleiter angeordnet ist. Beide Rohre sind durch eine Keramikschiicht voneinander elektrisch isoliert Diese Isolation übernimmt gleichzeitig auch

die Funktion einer Wärmeleitbrücke. Abb. 2 zeigt den schematischen Aufbau eines solchen Heizstabes. Er besteht beispielsweise aus zwei konzentrischen Rohren. Das äußere Rohr simuliert die Heizstabhülle, das innere Rohr ist der elektrische Stromleiter. An den s.g. Kaltenden ist es mit Kupfer- oder Nickelbolzen zur Reduktion des Wärmeflusses gefüllt.

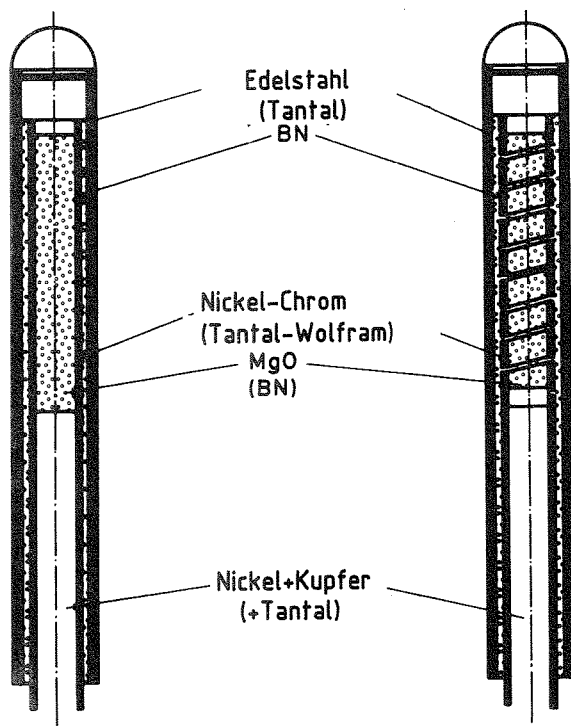


Abb. 2
Heizstab (schematischer Aufbau)

Solche Heizstäbe mit Ohm'scher Beheizung werden nur dann eine konstante Wärmestromdichte an der Hülle aufweisen, wenn die Wärmeproduktion im Stromleiter selbst temperaturunabhängig

ist. Der elektrische Widerstand des Stromleiters darf sich nicht mit der Temperatur verändern. Stromleiter aus Nickel-Chromlegierungen erfüllen diese Bedingung weitgehend. Ihre maximale Einsatztemperatur in Heizstäben ist jedoch auf etwa 1250 °C beschränkt. Hochschmelzende Metalle und ihre Legierungen sowie Graphit, welche höhere Einsatztemperaturen gestatten, zeigen dagegen alle eine starke Abhängigkeit des elektrischen Widerstandes von der Temperatur.

Die Heizstäbe würden die Forderung nach thermischer Ähnlichkeit mit Brennstäben am leichtesten erfüllen, wenn diese thermische Ähnlichkeit auch im Innern der Heizstäbe hergestellt werden könnte. Da Untersuchungen des Wärmetransportes in Natrium sehr hohe Heizflächenbelastungen erfordern, welche mitunter die Nennleistung der Brennstäbe erreichen sollen, wären dann bei innerer thermischer Ähnlichkeit gleiche Maximaltemperaturen von 2000 - 2500 °C erforderlich. Als Stromleiterwerkstoffe kämen nur Wolfram, Tantal, Molybdän, Niob oder Graphit in Frage. Mit diesen Werkstoffen würde sich einerseits die Forderung nach temperaturunabhängiger Wärmeproduktion nicht erfüllen lassen, andererseits reagieren sie bei so hohen Temperaturen mit BN, welches dann praktisch nur noch als Isolator in Frage käme. Die drei Forderungen nach temperaturunabhängiger Wärmeproduktion, nach ähnlichem Verhalten der Wärmestromdichte an der Staboberfläche und nach hoher Heizflächenbelastung schließen sich also gegenseitig aus.

4. Heizstabentwicklung des IRB

Im IRB wurden BSS entwickelt, welche das Prinzip der indirekten Ohm'schen Beheizung verwenden. Dabei wurde primär Wert auf hohe Heizflächenbelastung gelegt; der Forderung nach temperaturunabhängiger Wärmeproduktion wurde der zweite Platz eingeräumt; thermische Ähnlichkeit wird, soweit wie möglich, im Rahmen des Auslegungsspielraumes mit berücksichtigt. Weiter wurde festgelegt, nur einen Heizstabtyp zu entwickeln, welcher sich allerdings je nach Anforderungen leicht modifizieren lassen sollte.

Kombination der Anforderungen nach hoher Leistung und temperaturabhängiger Wärmeproduktion läßt sich dann erfüllen, wenn der Isolator zwischen Stromleiter und Hülle eine gute Leitfähigkeit besitzt und der Stromleiter selbst nach Möglichkeit aus einer Ni-Cr-Legierung besteht (max. Einsatztemp. 1250 °C). Es muß also ein elektrischer Isolator ausgewählt werden, dessen theoretische Leitfähigkeit (bei 100 % Dichte) möglichst hoch ist, und dessen tatsächliche Leitfähigkeit bei der tatsächlichen Dichte nicht zu stark von der theoretischen abweicht.

Die tatsächliche Dichte kann dann wesentlich von der theoretischen abweichen, wenn der Isolator als Pulver und nicht als Formkörper in den Heizstab eingebracht wird. Heizstäbe mit vorgeformten Isolatoranteilen hoher Dichte sind zwar herstellbar, sie wurden auch früher im IRB produziert /8/; sie erfordern jedoch einen außerordentlich hohen Produktionsaufwand und schränken die geometrischen Gestaltungsmöglichkeiten des Stromleiters sehr stark ein.

Die Wärmeleitfähigkeiten einiger keramischer Isolationswerkstoffe sind in Abb. 3 als Funktion der Temperatur angegeben. Alle Werte

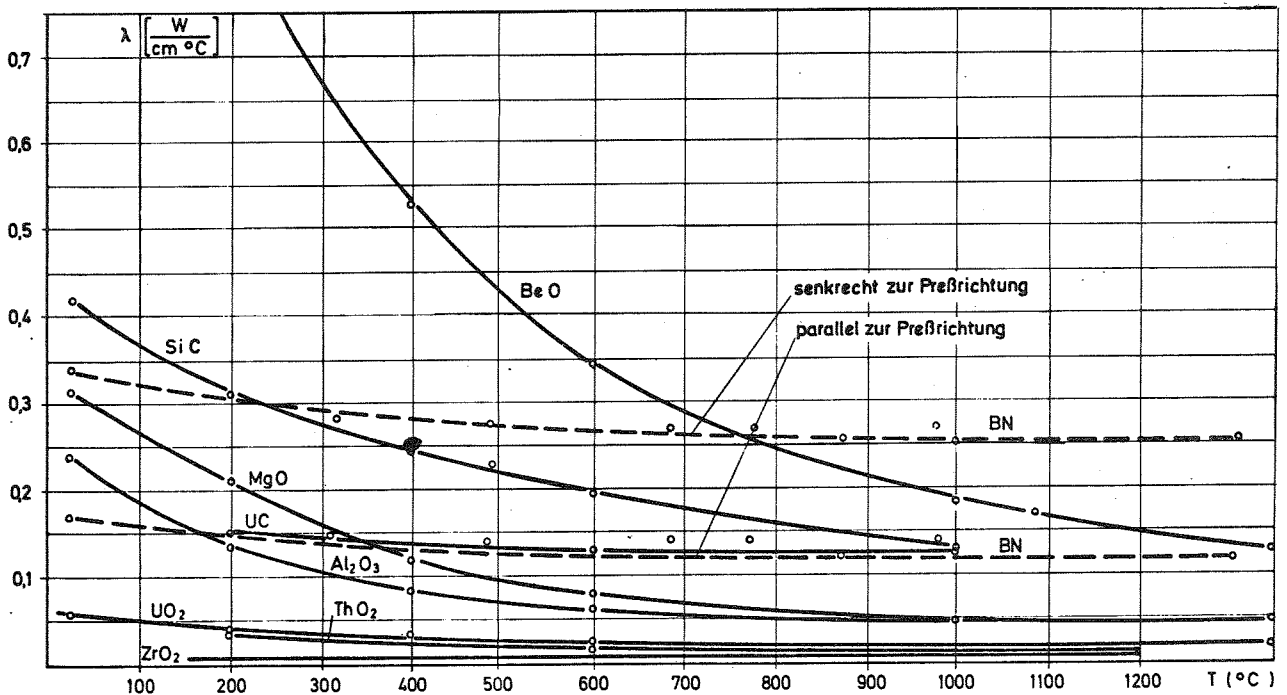


Abb. 3 Wärmeleitfähigkeit keramischer Werkstoffe von theoretischer Dichte (Bornitrid mit 93 % d.th.D.), Daten nach /4,5/

sind theoretische Werte bei 100 % Dichte außer bei BN, dessen Dichte 93 % der theoretischen Dichte beträgt. Am Beispiel von MgO wird in Abb. 4 die Abhängigkeit der tatsächlichen relativen Leitfähigkeit von der tatsächlichen relativen Dichte gezeigt. Bei einer Dichte von 85 % besitzt demnach MgO erst 30 % seiner theoretischen Leitfähigkeit. Die beiden in Abb. 4 zusätzlich eingezeichneten Grenzkurven gelten bei schichtweiser Anordnung von Testkörper und Luft; einmal senkrecht zur Wärme flußrichtung (untere Kurve), einmal parallel zum Wärme fluß (obere Kurve). Man erkennt, daß MgO näher bei dem unteren Grenzfall liegt. Offenbar sind die MgO-Körner hart und schmiegen sich nur wenig aneinander an. Ein Pulver wird sich dann der oberen Grenzkurve annähern, wenn es möglichst weich ist, und wenn es nach dem Einfüllen durch äußere Kräfte verdichtet wird. Dann bilden sich Wärmeleitstraßen aus.

Von einigen Isolatorstoffen ist nachfolgend die Härte /9, 10/ angegeben:

Stoff	Mohs-Härte
Al ₂ O ₃	9 - 10
BeO	7 - 8
BN	1 - 2
MgO	4 - 5
SiO	7
ZrO	7 - 8

Aus dieser Tabelle und aus Abb. 3 geht als Favorit BN hervor. Seine außerordentlich hohe theoretische Leitfähigkeit und seine geringe Härte erlauben es zum einen, eine hohe Pulverdichte im Heizstab zu erreichen, und zum anderen wird BN bei gegebener Dichte eine hohe tatsächliche Leitfähigkeit erreichen. Für die hier diskutierten Heizstäbe wird deshalb als Isolator ausschließlich BN-Pulver verwendet, welches durch Rundhämmern des Heizstabes mit Durchmesserreduktion verdichtet wird. Dadurch werden beim Verdichten hohe äußere Kräfte erzeugt.

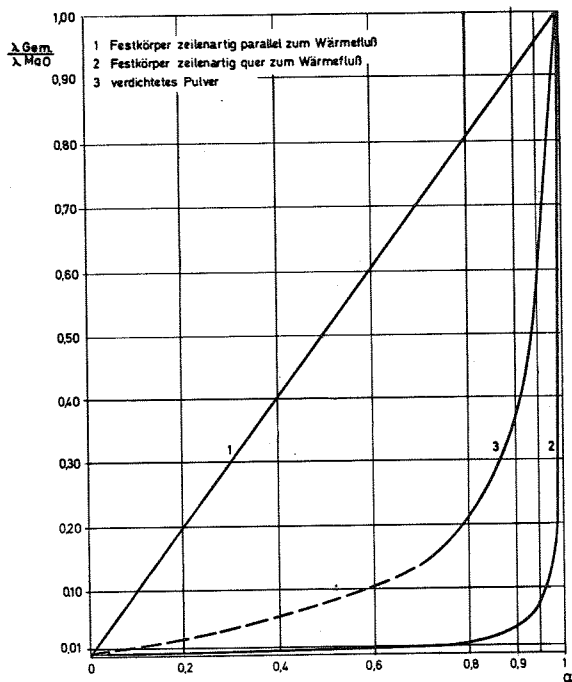


Abb. 4

Wärmeleitfähigkeit eines Gemisches (MgO/Luft) als Funktion der relativen Dichte α

Wärmeleitfähigkeit eines Gemisches (MgO/Luft) als Funktion der relativen Dichte α

Aus dem Verlauf der relativen Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der relativen Dichte (Abb. 4) erkennt man, daß Dichteschwankungen des Isolators mit hohen Schwankungen der tatsächlichen Leitfähigkeit gekoppelt sind. Der Grad dieser Schwankungen wird von der relativen Dichte des Pulvers und seiner Härte abhängen.

Die geforderte homogene Verteilung der Heizflächenbelastung wird also nur zu erreichen sein, wenn Dichteschwankungen im Isolator ausgeschlossen werden können. Üblicherweise werden Heizstäbe mit unzulässigen Dichteschwankungen des Isolators nach der Fertigung ausgesondert, indem das Temperaturfeld an der Heizstaboberfläche bei instationärer Beheizung mit einer Infrarotkamera aufgenommen wird. Dichteschwankungen sind dann als Temperaturschwankungen erkennbar /11/.

Im IRB wurde ein anderer Weg gewählt. Es wurde eine Fertigungsmethode entwickelt, welche Dichteschwankungen ausschließt. In Fertigungsversuchen wurde ermittelt, daß beim Rundhämmern von Heizstäben BN auf 93-95 % der theoretischen Dichte verdichtet werden kann. Stärkere Durchmesserreduktionen führen aber ausschließlich zur Heizstabverlängerung bei konstanter Dichte, erkennbar an einem gleichbleibenden Heizstabvolumen. Diese Abhängigkeit ist in Abb. 5 dargestellt. Die hier diskutierten Heizstäbe wurden deshalb auf etwa den halben Durchmesser reduziert wie es zum Erreichen der maximalen BN-Dichte notwendig wäre. Unvermeidliche Dichteschwankungen beim Einfüllen des BN-Pulvers wurden beim Rundhämmern durch unterschiedliche Längung des Stabes ausgeglichen. Aus dieser Maßnahme erklärt sich die hohe Zuverlässigkeit der Heizstäbe. Als

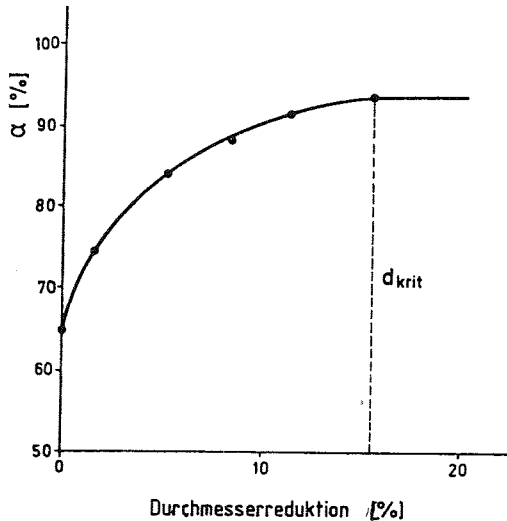


Abb. 5
Abhängigkeit der BN-Dichte (α) von der Durchmesserreduktion des Heizstabes

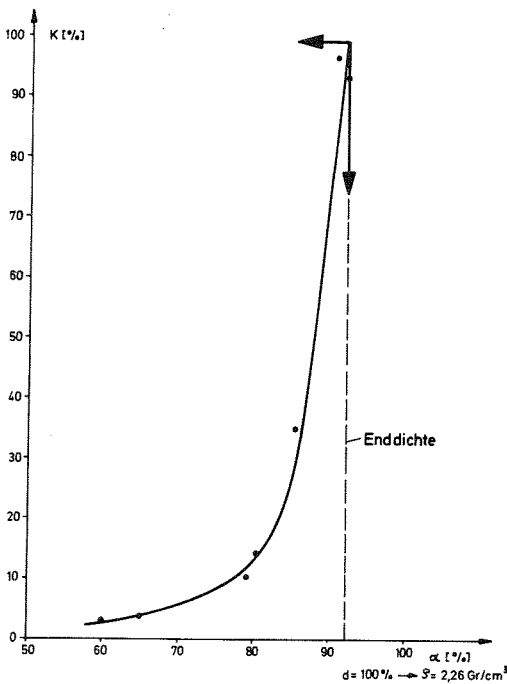


Abb. 6
Wärmedurchgang (k) in einem Heizstab in Abhängigkeit von der BN-Dichte (α)

Folge muß lediglich akzeptiert werden, daß die Länge der Heizstäbe im Mittel um 0,5 % von der Soll-Länge abweichen. Abb. 6 zeigt die Änderung des relativen Wärmedurchganges vom Stromleiter zur Hülle über die BN-Schicht beim Verdichten des Pulvers. Erst bei 80 % der theoretischen Dichte werden 20 % des Wärmedurchganges erzielt, den man bei 93 % Dichte erreicht.

Die bisher diskutierten Überlegungen zur Heizstabauslegung befaßten sich hauptsächlich mit den beiden wichtigsten Auslegungskriterien, nämlich mit hoher Heizflächenbelastung und mit temperaturunabhängiger Wärmeproduktion. Das dritte Kriterium (thermische Ähnlichkeit) wurde nur am Rande gestreift. Mit der noch zu diskutierenden Gestaltung des Heizstabaufbaues (Stromleiterform, Isolierschichtstärke, Füllung des Stromleiters) können diese Anforderungen berücksichtigt werden.

In stationärem Betrieb soll die Wärmeflußverteilung am Stabumfang unabhängig sein von Temperaturvariationen im Kühlmittel. Eine an der Innenseite der Heizstabhülle konstante Heizflächenbelastung wäre eine gute Simulation des Brennstabes (Abb. 1). Ein BN-isolierter Heizstab hat bei gleicher Leistung nur 10 % des treibenden Temperaturgefälles (Stromleiter-Hülle) eines Brennstabes. Temperaturva-

riation im Kühlmittel um den Simulator erreichen bei Untersuchungen zum Auslegungsfall ca. 30 % des Temperaturgefälles des Simulators; beim Brennstab beträgt diese Variation dagegen nur 3 % der treibenden Temperaturdifferenz. Deshalb sind bei einem BN-isolierten Heizstab konstruktive Maßnahmen erforderlich, eine nahezu konstante Heizflächenbelastung zu erreichen, auch wenn im Kühlmittel um den Heizstab azimutale Temperaturvariationen vorliegen. Dazu müssen die gewünschten radialen Wärmeflußwege (Stromleiterhülle) gut, alle unerwünschten nicht radialen Wege schlecht ausgebildet werden. Maßnahmen hierfür sind:

- überall gleiche und kurze radiale Wärmeflußwege zur Hülle,
- geringer Wärmefluß in azimutaler und axialer Richtung; daher geringe Schichtstärken von Stromleiter, Isolator und Hüllrohr.

Diese Anforderungen lassen sich erfüllen, wenn ein Stromleiter mit rohrförmigem Querschnitt gewählt wird. Stromleiter, Isolierschicht und Hülle sollten dünnwandig ausgebildet werden. Die Füllkeramik im Inneren des Stromleiters sollte möglichst geringe Wärmefähigkeit haben.

Nach diesen Überlegungen sind die im IRB entwickelten Heizstäbe ausgelegt. Der Stromleiter ist ein Rohr oder eine eingängige oder mehrgängige Bandwendel mit engem Wendelspalt. Sie paßt sich weitgehend der Rohrform an. Der Stromleiter ist in seinem Inneren mit verdichtetem MgO gefüllt. Dieser Kern stützt den Stromleiter und erhöht die zu geringe Wärmekapazität des Simulators. Die geringe Leitfähigkeit des MgO-Pulvers verhindert unerwünschten Wärmefluß innerhalb des Stromleiters. Abb. 7 zeigt Querschnitte von Simulatoren. Die Stärke der Hülle, der Isolierschicht und des Stromleiters wird durch zusätzliche Forderungen mitbestimmt:

- die Stärke der Hülle durch die Forderung, in die Hüllen Thermo-elemente einzubetten,
- die Stärke der Isolierschicht durch die Forderung nach hoher Betriebssicherheit,
- die Stärke des Stromleiters durch den geforderten elektrischen Widerstand.

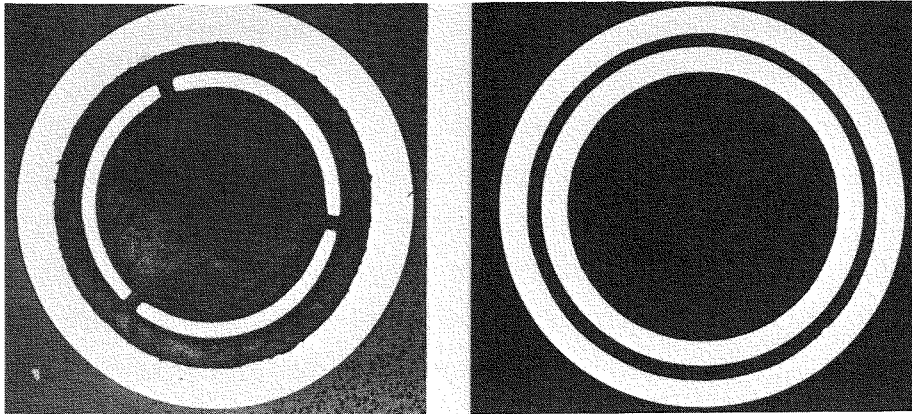


Abb. 7 Querschnitte von Heizstäben

5. Anpassung der Heizstäbe an experimentelle Anforderungen

Am Beispiel von zwei typischen Experimenten soll die Anpassung der Simulatoren an die experimentelle Anforderung erläutert werden. Heizstäbe wurden für die KNS-Versuche im IRE verwendet. Dabei wurden Siedeeperimente in mehreren natriumgekühlten 189-Stabbündeln durchgeführt, wobei 89 der 169 Stäbe beheizt waren. Die Anforderungen lauteten:

Stabdurchmesser	6,0/7,6 mm
beheizte Länge	300/900 mm
elektrischer Widerstand	1,6 Ohm/m
axiale Leistungsverteilung	konstant/cosinusförmig
Heizflächenbelastung	170 W/cm ²
max. Kühlmitteltemperatur	950 °C
Wärmeproduktion	temperaturunabhängig
Betriebszeit unter Siedebedingungen	10 h
Anzahl der Schnellabschaltungen	100

Der geforderte elektrische Widerstand und die geforderte Zahl der Schnellabschaltungen führte zu einem Heizstab mit einem Stromleiter in Bandwendelform (Abb. 7, links). Die Bandwendel ist unempfindlich gegen thermische Schocks; der relativ hohe elektrische Widerstand läßt sich leicht verwirklichen.

Als Werkstoff für den Stromleiter wurde NiCr70 30 verwendet, weil dieser Werkstoff einen nahezu temperaturunabhängigen elektrischen Widerstand aufweist. Die maximale Einsatztemperatur dieser Legierung in Heizstäben bei Betriebszeiten von 10 - 20 h beträgt 1250 °C. Bei dieser Stromleitertemperatur und einer Kühlmitteltemperatur von 950 °C wurden Heizflächenbelastungen von 230 W/cm² erreicht. Die Leistungsgrenze liegt damit um 35 % über dem geforderten Wert. Bei den definierten Bedingungen erwiesen die Heizstäbe die notwendige hohe Betriebssicherheit, so daß die Bündelversuche mit 89 beheizten Stäben ohne nennenswerte Störungen durchführbar waren. Von diesem Heizstabtyp wurden einige Hundert gefertigt. Drei Großbündel kamen unter Siedebedingungen in der KNS-Anlage zum Einsatz. Typische Ergebnisse aus den Experimenten sind in /12, 13/ beschrieben.

Als zweites Anwendungsbeispiel seien die REBEKA-Versuche des IRB erwähnt. Bei diesen Versuchen wird das Verhalten der Brennstäbe eines Druckwasserreaktors (DWR) in der Wiederauffüll- und Flutphase bei einem Kühlmittelverluststörfall simuliert. Dabei ist sowohl das transiente thermische Verhalten der Brennstäbe als auch das mechanische Verhalten der Zircaloyhüllen nachzubilden. Die maximale Stableistung beträgt nur 20 W/cm. Die Schwierigkeit besteht darin, das Ausspeichern von Wärme aus dem Heizstab über die Zircaloyhülle zu simulieren und ihre mechanische Belastung exakt nachzubilden. Erschwerend kommt hinzu, daß der thermische Kontakt zwischen Brennstoff und Zircaloyhülle sich durch elastische und dann durch plastische Deformation der Hüllrohre verändert. Die Simulatoren müssen folgende Hauptdaten aufweisen:

- | | |
|---------------------------|---|
| - Hülle | Zr-4, in gleichem Zustand wie bei Brennstäben |
| - Hüllenaußendurchmesser | 10,75 mm |
| - beheizte Länge | 3900 mm |
| - axiales Leistungsprofil | Cosinusprofil/Stufenprofil dem Cosinus angepaßt |
| - max. Stableistung | 20 W/cm |
| - elektrischer Widerstand | 1,3 Ohm |

Die gestellte Aufgabe wurde gelöst durch einen BN-Heizstab mit 6 mm Außendurchmesser, welcher von Ringpellets aus Al_2O_3 umgeben ist. Die Ringpellets werden von Zr4-Rohren umschlossen, die für deutsche DWR s verwendet werden. Die Spalte zwischen Heizstab und Pellet sowie zwischen Pellet und Zr-Hülle wurden so dimensioniert, daß bei einer Füllung der Spalte mit Helium von 70 bar sowohl das Ausspeichern von Wärme als auch die thermische und mechanische Belastung der Zr-Hüllen nachgebildet wird. Die um etwa 20 % zu geringe Speicherwärme des Simulators läßt sich leicht durch Änderung der Heizleistung ausgleichen. Abb. 8 zeigt den Aufbau des Simulators. Den gerechneten Temperaturverlauf der Zircaloyhüllen in der Niederdruckphase beim Brennstab und beim Simulator zeigt Abb. 9 aus /14/. Bis zur völligen Abkühlung der Brennstäbe nach dem Fluten läßt sich eine sehr gute Übereinstimmung des zeitlichen Hüllrohrtemperaturverlaufes feststellen. Einen Vergleich des azimuthalen Temperaturverlaufes bis zum Hüllrohrversagen wird ebenfalls mit hoher Übereinstimmung simuliert (Abb. 10).

Versuche im Halden-Reaktor, bei denen im gleichen Versuchseinsatz das thermische Verhalten von nuklearen Brennstäben und des von elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren unterschiedlichen Ent-

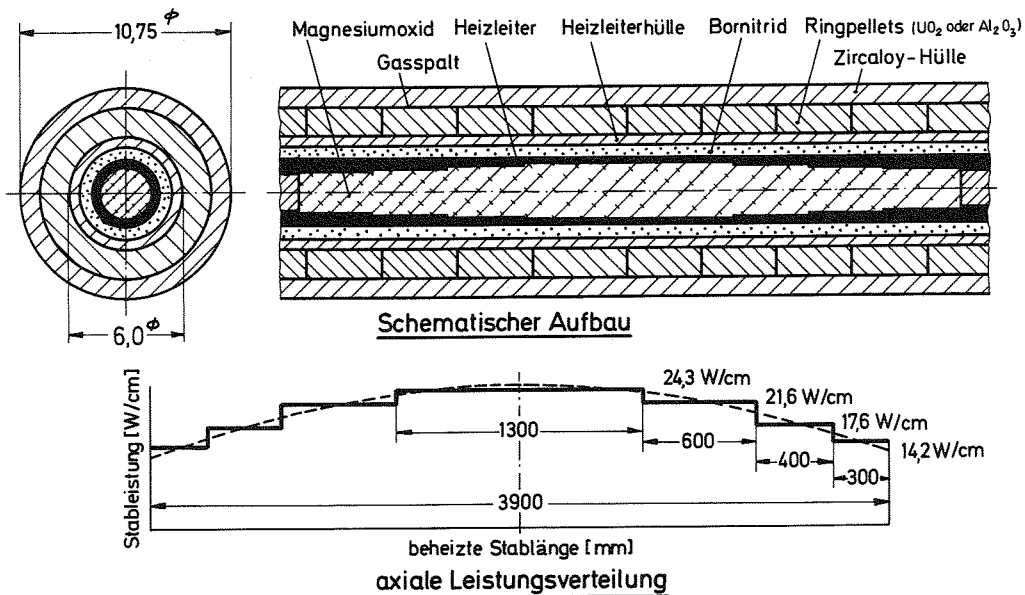


Abb. 8 REBEKA Brennstabsimulator

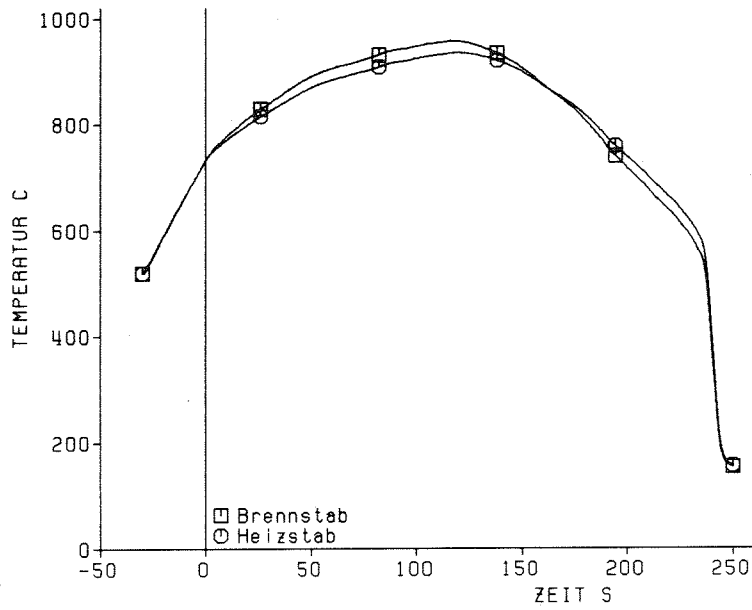


Abb. 9 Hüllrohrtemperaturen während der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles

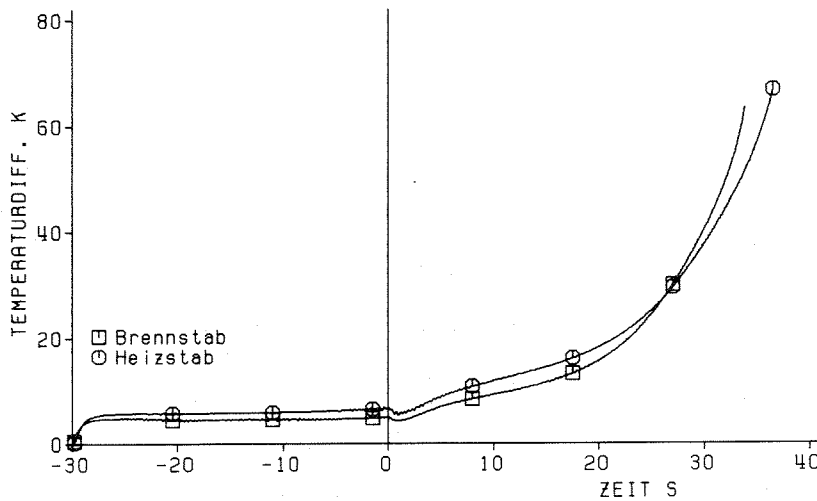


Abb. 10 Azimutale Variation der Hüllrohrtemperaturen beim Verformen der Hüllen während der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles

wurfs ermittelt wurden, zeigten, daß die REBEKA-Brennstabsimulatoren das transiente Hüllrohrtemperaturverhalten von nuklearen

Brennstäben sowohl hinsichtlich der maximaler Temperaturen als auch Wiederbenetzungszeit hervorragend nachbilden /15/.

Das geforderte axiale Leistungsprofil wurde durch axial unterschiedliche Wandstärke des rohrförmigen Stromleiters verwirklicht. In den ersten Versuchsreihen wurde das Cosinusprofil durch axiale Stufen angepaßt. Bei der letzten Versuchsreihe wurde das geforderte Cosinusprofil exakt nachgebildet. Um dies zu erreichen, wird das Stromleiterrohr durch Fräsen oder durch Schleifen mit dem entsprechenden Profil versehen. Danach wird das erzeugte Profil durch Rundhämmern nach innen umgestülpt. Dadurch erreicht man nach Einbau des Stromleiters in das Heizstabhüllrohr einen überall gleichen Isolierspalt. Mit diesen Simulatoren wurden bisher 7 Versuche im REBEKA-Programm durchgeführt, wobei bis zu 49 Stäbe des Bündels mit blähfähigen Simulatoren bestückt waren. Im internationalen Vergleich hat sich der beschriebene Simulator inzwischen zum Standardsimulator entwickelt /16/.

Von den diskutierten Simulatoren wurden inzwischen weit über 1000 gefertigt; teilweise im KfK oder im Auftrage von KfK von Zulieferern oder von Interatom als Lizenznehmer der KfK.

6. Literatur

- /1/ Menzenhauer, P., Misu, S., Pepler, W., Will, H.: "Simulation of Mild TOP Accidents in Fast Breeder Reactors Using Thermite Filled Fuel Rod Simulators", CONF-801091 (Oct. 1980) pp. 375-387
- /2/ Malang, S., Rust, K.: "Thermische Simulation von Brennstäben durch indirekt beheizte Stäbe", KfK-1597, (Mai 1972)
- /3/ Rust, K., Malang, S., Götzmann, W.: "PEW-Ein FORTRAN IV-Rechenprogramm zur Bereitstellung physikalischer Eigenschaften von Werkstoffen für LWR-Brennstäbe und deren Simulatoren", KfK-Ext. 7/76-1 (Dez. 1976)
- /4/ Goldsmith, Waterman, Hirschhorn: "Handbook of Thermophysical Properties of Solid Materials", McMillan Comp. New York, 1981

- /15/ Kingery, W.D., McQuarrie: "Thermal Conductivity - Concept of Measurement and Factors Affecting Thermal Conductivity of Ceramic Materials", J. Am. Cer. Soc., Vol. 37,2 (1954), pp. 67 - 72
- /16/ Kiss, W.D.: "Messung und theoretische Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von gut leitenden Pulvern", Würenlingen, Ber. d. Eidgen. Inst. für Reaktorforschung Nr. 46, 1963
- /17/ Krischer, Kroll: "Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik", Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1963
- /18/ Casal, V.: "Heizstäbe mit indirekter Widerstandsbeheizung zur Simulierung von Kernbrennstäben", KfK-894 (März 1968)
- /19/ "Handbook of Chemistry and Physics", The Chemical Rubber Co, Cleveland, Ohio, 1968
- /10/ Bornitrid, Bornitrid Sinterkörper, Broschüre der Firma Elektroschmelzwerk Kempten GmbH, 8 München 33
- /11/ Snyder, S.D.: "The Prevention of Cure of Diseared Fuel Rod Simulators - From Conception to Death - by Timely and Proper Inspection", CONF-801091 (Oct. 1980) pp. 501-516
- /12/ Huber, F., Pepler, W.: "Boiling and Dryout Behind Local Blockages in Rod Bundles", submitted to Nucl. Eng. and Design
- /13/ Huber, F. Mattes K., et al.: "Loss-of-Flow Simulation Experiments With the KNS 37-Pin Bundle", 10th Meeting of the Liquid Metal Boiling Working Group, Karlsruhe, Oct. 27-29, 1982
- /14/ Casal, V., Malang, S., Rust, K.: "Thermal and Mechanical Behavior of PWR Fuel Rod Simulators for LOCA-Experiments", KfK-3331 (May 1982)
- /15/ Erbacher, F.: "Effect of Thermohydraulic on Clad Ballooning, Flow Blockage and Coolability in a LOCA", OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal Accident Conditions. Risø Nat. Lab., Denmark, May 16-20, 1983
- /16/ McPherson, G.D., Tolman, E.L.: "A Review of Experiments to Evaluate the Ability of Electrical Heater Rods to Simulate Nuclear Fuel Rod Behaviour During Postulated Loss-of-Coolant Accidents in Light Water Reactors", CONF-801091 (Oct. 1980) pp. 3-7

NACHWÄRMEABFUHR NACH HYPOTHETISCHEN STÖRFÄLLEN MIT KERNZERSTÖRUNG
L. Barleon, G. Hofmann, U. Müller

1. Einleitung

Es ist eine wichtige Anforderung an ein Reaktorsystem, die Abfuhr der Nachzerfallswärme nach einem Störfall zu allen Zeiten zu gewährleisten, damit eine Schadenspropagation im System verhindert und eine unzulässige Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung vermieden wird. Für die Klasse der s.g. Auslegungsstörfälle wird die Nachwärme durch die im Reaktorsystem eingebauten Notkühlsysteme abgeführt. Die Anforderungen an diese Notkühlsysteme sind in den Leitlinien für das Genehmigungsverfahren von Kernkraftwerken geregelt.

In der Diskussion um die Sicherheit und die Akzeptanz der Kernkraft spielen daneben einige schwere Reaktorstörfälle eine Rolle, die eine äußerst geringe Eintrittswahrscheinlichkeit haben. Es handelt sich dabei um Störfälle, in deren Verlauf schwere Schäden am Reaktorkern auftreten. Solche Störfälle werden gewöhnlich als hypothetisch eingestuft, weil sie nur dann möglich sind, wenn eine Reihe wesentlicher voneinander unabhängiger Sicherheitseinrichtungen eines Kernkraftwerkes gleichzeitig versagen.

Dennoch werden auch diese hypothetischen Störfälle eingehend analysiert, weil im Falle ihres Eintritts beträchtlicher Schaden am System entsteht und die Kraftwerksumgebung gefährdet werden kann. Diese Analysen zielen auf die Ermittlung des Risikos, das mit diesen hypothetischen Störfällen verbunden ist. Bei der quantitativen Abschätzung dieses s.g. Restrisikos stellt der Nachweis einer langfristig ausgeglichenen Bilanz von Nachzerfallswärme und Wärmeabfuhr eine Schlüsselfrage dar.

Eine Analyse möglicher Störfälle bei Leichtwasserreaktoren und Natriumgekühlten Schnellen Brütern hat ergeben, daß nur wenige Ereignisketten zur Zerstörung des Reaktorkernes mit einer Umver-

teilung von Brennstoff in nur bedingt kühlbare geometrische Anordnungen führen können.

Beim Leichtwasserreaktor kann ein Kühlmittelverlust im Primärkreis bei gleichzeitigem Versagen der Notkühlssysteme oder der Ausfall aller sekundärseitigen Wärmesenken zur Zerstörung des Kerns durch Überhitzung führen. Die nukleare Aufheizung des Kerns ist dabei i.a. durch stark exotherme Oxydation des Hüllmaterials Zirkaloy in der Wasserdampfatmosphäre begleitet. Bei thermomechanischer Beanspruchung werden die Brennstäbe in durchoxidierten und deshalb spröden Hüllrohrzonen zusammenbrechen. Dabei kann es im Bereich des Kerns zur Ausbildung von porösen Partikelschüttungen größeren Ausmaßes kommen, die im wesentlichen aus Hüllrohrsplittern und zersprungenen Brennstoffpellets bestehen. Im allgemeinen wird bei fehlender Wärmesenke im Primärkreis dieser Kernschutt erschmolzen und die Schmelze wird das Reaktorgefäß durchdringen. Wenn es jedoch gelingt, während des Störfallablaufes die Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis zu reaktivieren - wie es während des "Three Mile Island"-Reaktorstörfalles geschehen ist - dann kann der Störfall abgefangen werden. Die Begrenzung des Störfalles hängt dann jedoch wesentlich davon ab, ob die wärmefreisetzenden Partikelschüttungen im Kernbereich kühlbar sind.

Beim Natriumgekühlten Schnellen Brüter sind schwere Kernschäden nur dann denkbar, wenn unterstellt wird, daß bei einer Kühlungsstörung - etwa durch Ausfall der Kühlmittelpumpen im Primärkreis - oder bei einer unkontrollierten Reaktivitätszufuhr - etwa durch eine plötzliche Verschiebung der Kontrollstäbe - gleichzeitig alle Abschaltssysteme des Reaktors versagen. In solchen Situationen wird sich der Brennstoff im Kern so stark erhitzen, daß das Kühlmittel und der Strukturwerkstoff Stahl verdampft und eine expandierende Dampfblase den flüssigen Brennstoff in Form fein verteilter Tröpfchen aus dem Kernbereich in die Kühlmittelansammlung im oberen Plenum des Reaktors austreibt. Im Kontakt mit der großen Menge von kaltem Kühlmittel werden die gasförmigen Kernbestandteile kondensieren und sich die flüssigen Bestandteile verfestigen. Man kann davon ausgehen, daß die verfestigten Bestandteile in Form feiner Partikel mit einem mittleren Durchmesser der Größenordnung

0,1 - 1 mm im Natriumsee des oberen Plenums verteilt sind und sich unter Wirkung der Schwerkraft und der Konvektionsströmung auf die natürlichen Strukturen oder besonders angebrachte Auffangvorrichtungen innerhalb des Reaktorgefäßes ablagern. Durch das Austreiben des Brennstoffes aus dem Kern wird der Reaktor unterkritisch. Für eine Terminierung des Störfalls und damit für eine sichere Verwahrung des radioaktiven Kernschutts innerhalb des Reaktorgefäßes muß jedoch die Abfuhr der Nachzerfallswärme aus dem verteilten Kernschutt und dem zerstörten Kern sichergestellt sein, weil sonst eine Überhitzung der Strukturen durch heißen Kernschutt zum Versagen des Primärgefäßes führen würde. Die Kühlbarkeit von Kernschuttansammlungen auf von Natrium umgebenen Unterlagen stellt daher eine zentrale Frage für den Nachweis eines sicheren Einschlusses von radioaktiven Spaltprodukten im Zusammenhang mit schweren Störfällen beim Natriumgekühlten Schnellen Brüter dar.

In diesen Rahmen ordnen sich die nachfolgend dargestellten Untersuchungen zur Wärmeabfuhr aus Partikelschüttungen mit inneren Wärmequellen ein. Ihr hauptsächlicher Zweck ist eine Bestimmung der kritischen Wärmestromdichte, die gerade zum Austrocknen eines Partikelschüttbettes führt (Dryout-Wärmestromdichte), als Funktion der wichtigsten Parameter (Partikeldurchmesser, Betthöhe, homogene oder geschichtete Betten, Kühlmittel) für verschiedene Randbedingungen (Kühlmittel oberhalb des Bettes gesättigt oder unterkühlt, Boden adiabat, gekühlt oder permeabel). Daneben wurden alle beobachteten Effekte benutzt, um die herrschende Vorstellung vom Mechanismus des Dryout an den Beobachtungen zu überprüfen und u. U. zu ergänzen /1-6, 9, 10/.

2. Experimenteller Aufbau

Abb. 1 zeigt eine schematische Darstellung des experimentellen Aufbaus und der Meßdatenerfassung. Schüttbetten aus metallischen Partikeln (Bronze, rostfreier Stahl, Monel), die eine enge Größenverteilung haben, werden induktiv in einem doppelwandigen Glasbehälter beheizt, der einen inneren Durchmesser von 8 cm hat und an der oberen Seite offen ist. Durch elektrische Isolation der Metallpartikel untereinander konnte eine nahezu homogene Volumenwär-

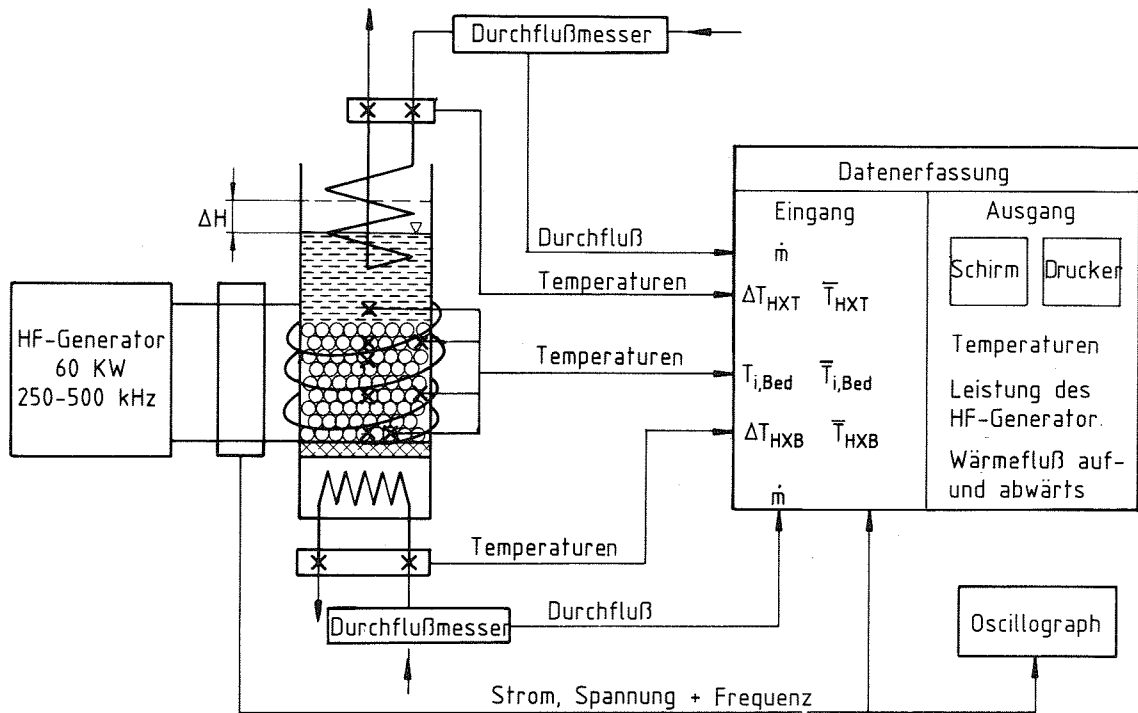


Abb. 1 Blockdiagramm der Versuchseinrichtung

mequelldichte im Partikelbett erreicht und damit die Wärmeproduktion durch radioaktiven Zerfall in Brennstoffpartikelbetten gut simuliert werden /1/. Zur Simulation der Natriumkühlung werden Wasser und FREON-113 verwendet. Die im Bett erzeugte Wärme wird entweder nur oben (adiabater Boden) oder zusätzlich durch einen Bodenkühler auch nach unten abgeführt. Die auf- bzw. abwärtsgerichteten Wärmeflüsse werden mit Hilfe des Temperaturanstieges und des Massenflusses in den Wärmetauschern bestimmt. Dryout ist erreicht, wenn bei geringfügiger Steigerung der im Bett freigesetzten Wärme die Temperaturen weit über die Sättigungstemperatur des Kühlmittels ansteigen.

3. Ergebnisse

Beim Einfüllen von trockenen Partikeln, die eine enge Größenverteilung haben, in den Versuchsbehälter, entsteht ein Bett mit reproduzierbarer und räumlich gleichmäßiger Porosität. Dieser Zustand, der auch den meisten theoretischen Modellen zugrunde liegt, wird als frisches Bett bezeichnet. Zwei Effekte können diesen

Zustand des Bettes irreversibel verändern: Überhitzungsstörungen und langanhaltendes Sieden /5/. Überhitzungsstörungen können, wie bereits in in-pile-Experimenten /8/ beobachtet wurde, beim Aufheizen aus dem unterkühlten Zustand auftreten, wenn das Bett durch das blitzartige Verdampfen der überhitzten Flüssigkeit angehoben wird. Nach dem Absetzen wird eine erhöhte Porosität des Bettes beobachtet (Abb. 2, unterer Teil des Bettes). Bei langanhaltendem Sieden bilden sich im oberen Bereich des Bettes Dampfkanäle, deren Länge von der Oberflächenspannung und dem Benetzungswinkel, der Dichte von Flüssigkeit und Partikel sowie dem Durchmesser der Partikel abhängt. Ferner formiert sich das Bett unterhalb der Kanäle so, daß die effektive axiale Permeabilität beachtlich erhöht wird. Es wurden Bettänderungen beobachtet, die die Dryout-Wärmestromdichte auf einen bis zu vierfachen Wert vergrößern können und die den Vergleich mit der Theorie, die ein ungestörtes Bett annimmt, sehr erschweren.

Die über einen weiten Parameterbereich untersuchte Abhängigkeit der Dryout-Wärmestromdichte von der Partikelgröße sowie von der Betthöhe und das bessere Verständnis über die Dampfkanalbildung zeigte auf, daß zur Verbesserung der theoretischen Modelle der Einfluß der Kapillarkräfte und des turbulenten Druckverlustes der Kühlflüssigkeit im Bett zu berücksichtigen ist. Ferner lieferten diese Messungen einen wesentlichen Beitrag zur Verifizierung eines verbesserten theoretischen Modells /7/, wie dies aus den Abbildungen 3 und 4 ersichtlich ist, wobei in Abb. 3 die Partikelgrößenabhängigkeit und in Abb. 4 die Höhenabhängigkeit der Dryout-Wärmestromdichte für Wasser und FREON-113 als Kühlflüssigkeit dargestellt ist. Dieses Modell gilt allerdings nur für "tiefe" Betten, d.h. für Betten, deren Höhe mindestens doppelt so groß ist, wie die Länge der Dampfkanäle. Es hat sich gezeigt, daß von diesem verbesserten Modell auch die Abhängigkeit des Dryout-Wärmeflusses von anderen wichtigen Parametern im wesentlichen richtig beschrieben wird. Beim Absetzen von Partikeln verschiedener Größen in Natrium entmischen sich die Partikel derart, daß sich die großen Partikel am Boden und die kleinen an der Bettoberfläche anreichern. Die Kühlbarkeit solcher geschichteten Betten sowie der Einfluß einer Bodenkühlung ist für realistische Sicherheitsanalysen

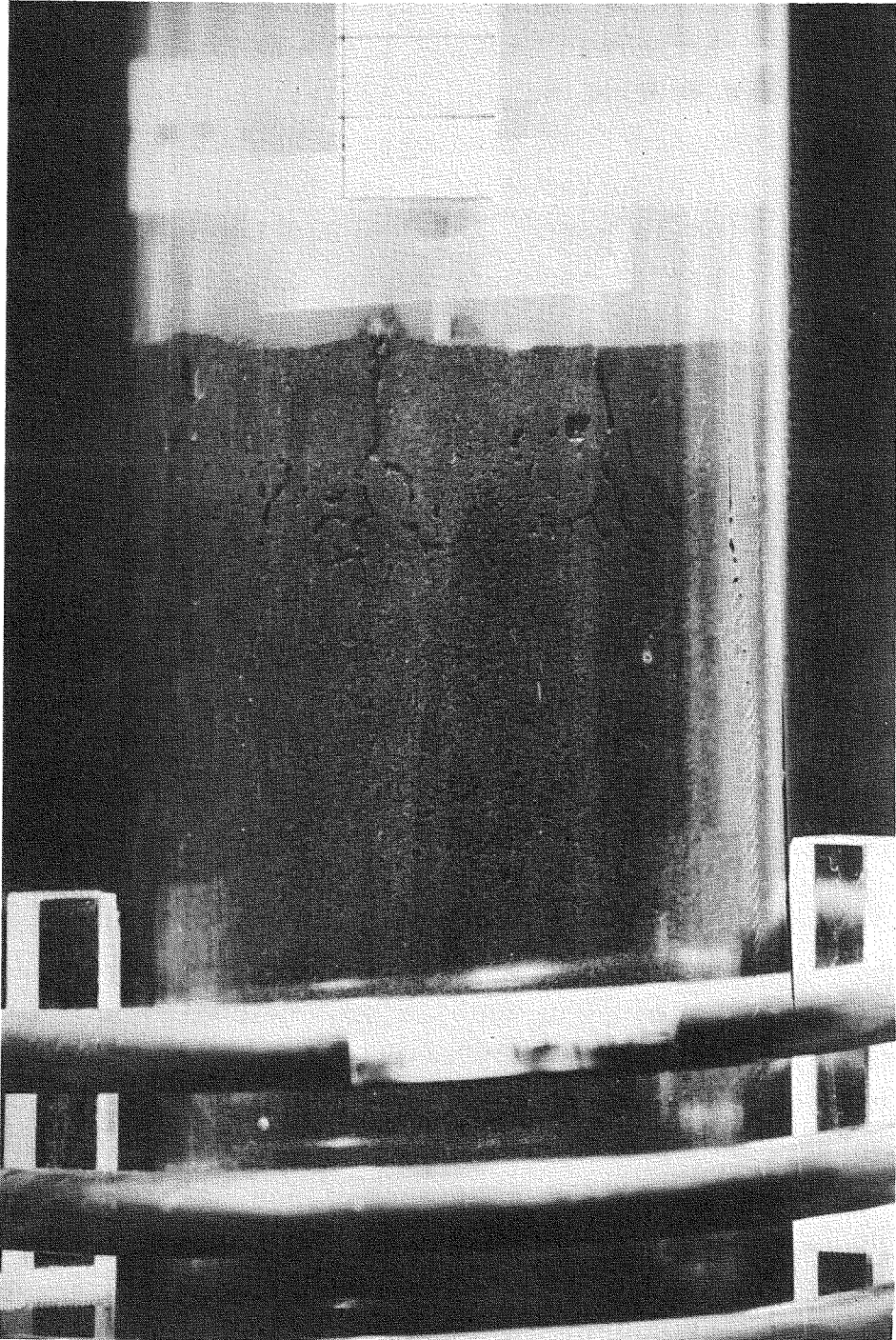


Abb. 2 Erhöhte Porosität nach einer Überhitzungsstörung
0,2 - 0,315 mm Bronze, Betthöhe 20 cm, Wasser

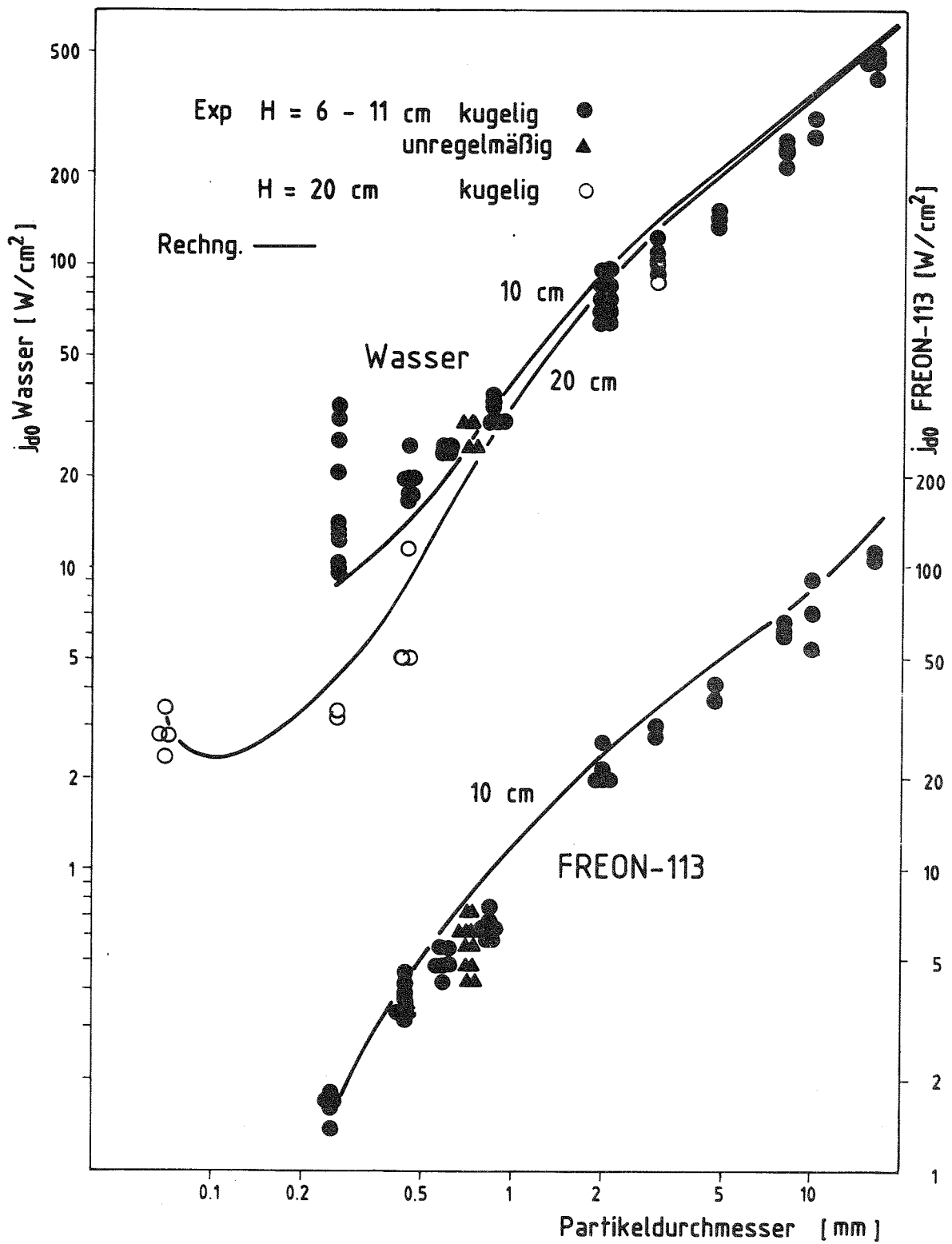


Abb. 3 Abhängigkeit der Dryout-Wärmestromdichte j_{d0} vom Partikeldurchmesser für adiabaten Boden und gesättigte Kühlflüssigkeit, $\epsilon = 0,373 + 6,3 \cdot 10^{-3} \bar{d} / 2,4 /$.
 Rechnungen: Lipinski /7/, 1-dimensional mit Kanalbildung

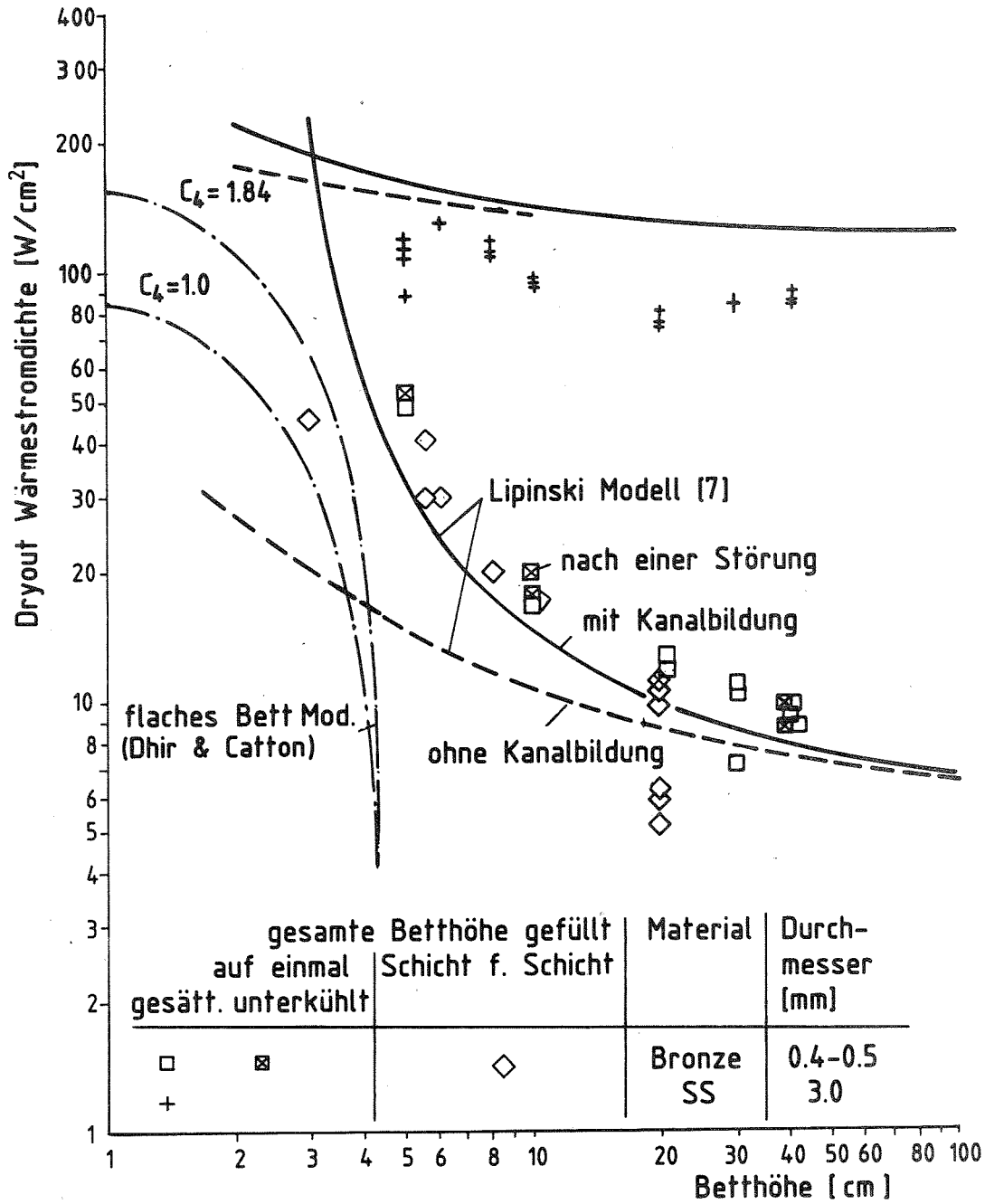


Abb. 4 Betthöhenabhängigkeit der Dryout-Wärmestromdichte für unterkühltes und gesättigtes Wasser, $\epsilon = 0,373 + 6,3 \cdot 10^{-3} \bar{d}$ Rechnungen: Lipinski /7/, 1-dim. mit und ohne Kanalbildung

besonders wichtig. Das erstmals in in-pile-Experimenten /8/ gefundene Ergebnis, daß bei adiabatem Boden die Dryout-Wärmestromdichte bei geschichteter Anordnung wesentlich kleiner ist als bei homogener Verteilung, wurde bestätigt /6/; es konnte aber darüber hinaus gezeigt werden, daß bei gekühltem Boden die Dryout-Wärmestromdichten beider Konfigurationen vergleichbar sind.

Bei der Bodenkühlung konnte der theoretisch vorausgesagte "downward boiling"-Effekt erstmals experimentell nachgewiesen werden /5,6/. Es handelt sich hier um ein Phänomen, bei dem Dampf im unteren Bereich der Siedezone nach unten strömt und kondensiert, während im Gegenstrom Flüssigkeit aus Bodennähe aufgrund der Kapillarkwirkung in den Kontaktzonen der Partikel nach oben transportiert wird. Die Kapillarkwirkung ist dabei umso größer, je kleiner die Partikel und je größer der axiale Sättigungsgradient im Bett ist. Der Gradient erreicht sein Maximum bei Erreichen der Dryout-Wärmestromdichte. In Abb. 5 ist der Anteil der nach unten fließenden Wärme zur gesamten erzeugten Wärme im Bett über der relativen totalen Wärmestromdichte aufgetragen. Man erkennt, daß dieser Anteil für Partikel < 1 mm bei Annäherung an die Dryout-Wärmestromdichte ($j/j_{do} \rightarrow 1$) stark ansteigt; er kann dort von einem reinen Konduktionsmodell nicht mehr richtig vorhergesagt werden, wird aber vom "downward boiling"-Modell gut beschrieben.

Nach der Modellvorstellung war zu erwarten, daß der Einfluß der Betthöhe auf die Dryout-Wärmestromdichte mit wachsender Betthöhe kleiner wird und schließlich praktisch verschwindet, wenn die von Kapillarkräften und Kanalbildung beeinflussten Abschnitte des Bettes im Vergleich zur Gesamthöhe des Bettes klein geworden sind. Auch diese Erwartung wurde durch Experimente in bis zu 50 cm hohen Betten bestätigt.

Beim Experimentieren mit hohen Betten wurde in der Nähe des Dryout ein transients Vorgang beobachtet, der nachfolgend etwas näher beschrieben wird. Die Messung einer Dryout-Wärmestromdichte erfolgt immer durch die Suche nach der kleinsten Leistung, die zum Entstehen einer trockenen Stelle mit Überhitzung im Bett führt, und dieser Dryout tritt nicht sofort nach dem Einstellen der Leistung, sondern erst nach einer Wartezeit auf, die in der Größenordnung von Stunden liegen kann. Bei den Experimenten wurde nicht nur gemessen, daß und wie die Wartezeit von der Leistung abhängt, sondern es wurde auch erstmals ein hydraulisch transients Vorgang beobachtet, der mit der Einstellung einer später zum Dryout führende Leistung begann, in dessen Verlauf eine Änderung der Sättigungsverteilung im Bett zu sehen war und der schließlich mit dem

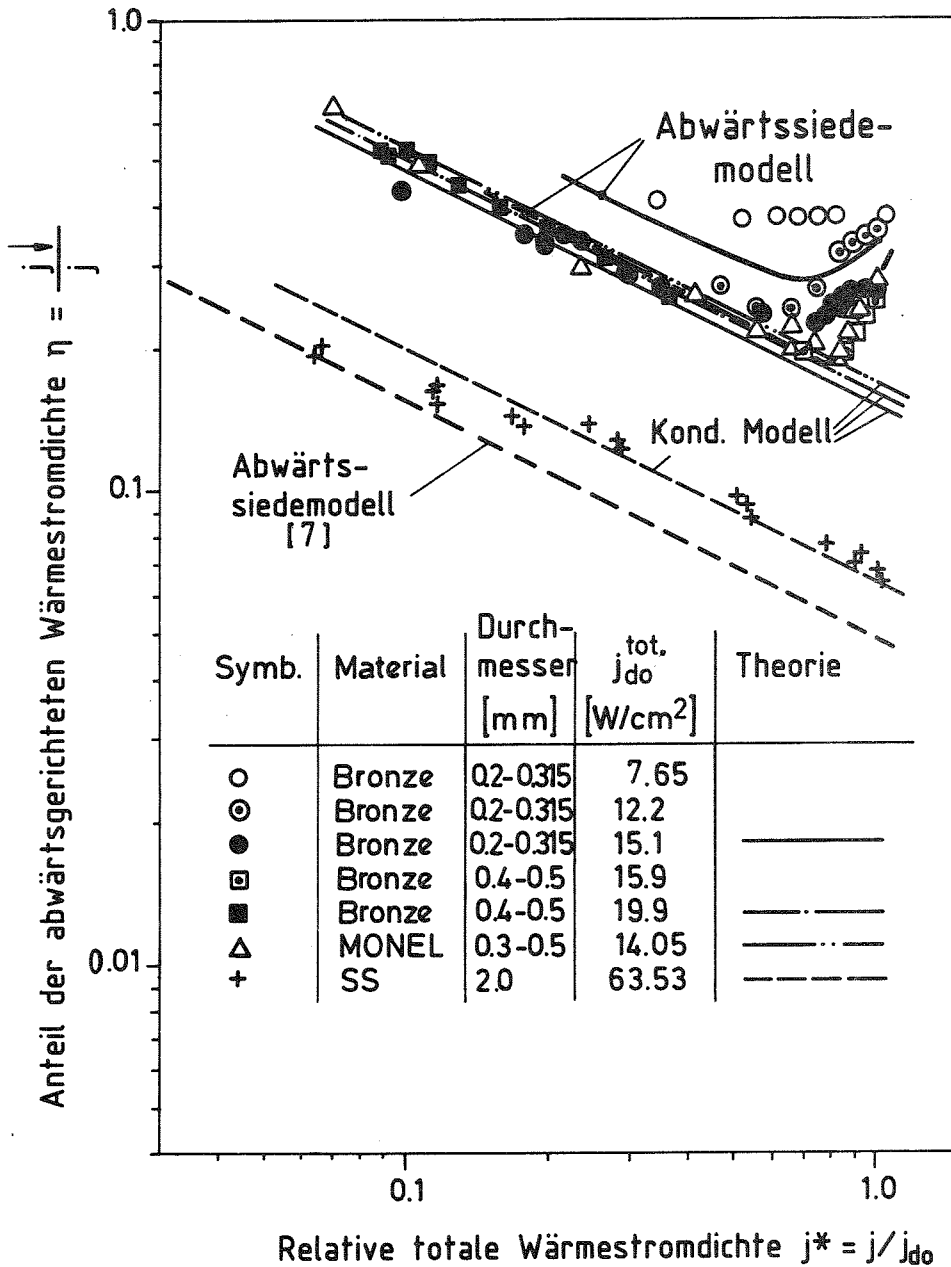


Abb. 5 Anteil η der abwärts gerichteten Wärmestromdichte als Funktion der relativen totalen Wärmestromdichte j^* . Offene, gepunktete und gefüllte Symbole entsprechen frischen, teilweise und ganz gestörten Partikelbetten.

Auftreten der ersten überhitzten Stelle endete. Dabei war die axiale Position der ersten überhitzten Stelle (Dryout-Ort) von der eingestellten Leistung abhängig; bei Leistungen, die gerade ausreichen, einen Dryout zu verursachen, lag der Ort des ersten Dryout nahe dem unteren Rand des Bettes; bei höheren Leistungen lag der Dryout-Ort weiter oben im Bett und die Dryout-Zone dehnte sich nach unten aus.

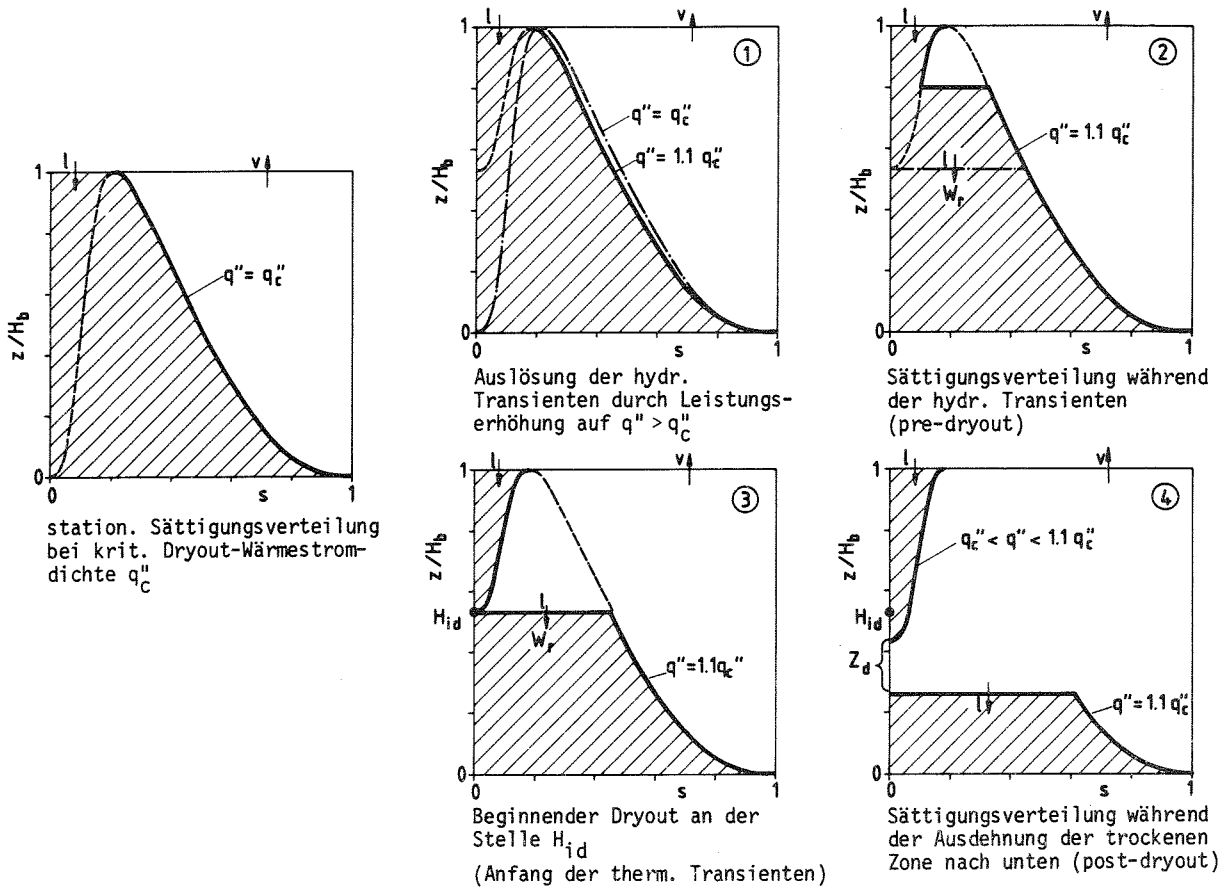


Abb. 6 Stufen aus dem Verlauf einer Dryout-Transienten in einer von oben gespeisten Partikelschüttung
 (nach 1-dim. Modell ohne Kapillarterm /7/ für: $d = 3 \text{ mm}$,
 $\varepsilon = 0,405$, Wasser, 1 bar)

Die beobachtete zeitabhängige Veränderung des Sättigungsprofils vor dem Auftreten der ersten trockenen Stelle kann modellmäßig mit Hilfe der Abb. 6 veranschaulicht werden /9/.

Im linken Teilbild ist die stationäre Sättigungsverteilung dargestellt, wie sie mit dem eindimensionalen, laminar-turbulenten Modell ohne Berücksichtigung von Kapillareffekten nach /7/ berechnet werden kann. Diese Verteilung ist anschaulich zu verstehen als ein Längsschnitt durch die Schüttung, bei dem für jede Höhenposition z/H_b der verfügbare Strömungsquerschnitt in den Poren des Bettes so auf die Phasen (flüssig = s , dampfförmig = $1-s$) aufgeteilt ist, daß die Erhaltungsgleichungen für Impuls, Energie und Masse erfüllt sind. Die sich aus den Bilanzen ergebende quadratische Gleichung wird auf jeder Höhenposition von zwei unterschiedlichen Sät-

tigungen befriedigt, d.h. das Strömungsgleichgewicht ist auf dem rechten Lösungsast, der einen schnelleren Dampfaufwärtsstrom auf einem kleineren Flächenanteil und einen langsamen Wasserabwärtsstrom auf einem großen Flächenanteil bedeutet, ebenso gegeben wie auf dem linken Lösungsast, wo dem Dampfstrom ein größerer und dem Wasserstrom ein kleinerer Flächenanteil mit entsprechenden Geschwindigkeiten zugeordnet ist. Eine Ausnahme macht der obere Bettrand, wo nur eine Sättigung möglich ist. Bei stationären Zuständen vor dem Dryout ist nur der rechte Sättigungsast relevant, weil der Dampf nur so viel Flüssigkeit aus dem Bett verdrängt, daß der freigemachte Strömungsquerschnitt ihm stationär zum Abströmen ausreicht; man erkennt im linken Teilbild, daß der vom Dampf benötigte Strömungsquerschnitt (nicht-schraffierte Fläche) von unten nach oben zunimmt und im obersten Querschnitt der Flüssigkeit genau den Querschnitt läßt, den sie zur ausreichenden Versorgung des Bettes braucht.

Wenn die Wärmestromdichte etwas über den kritischen Wert q''_c , der gerade noch nicht zu einem Dryout geführt hat, gesteigert wird, entsteht aus bereits im Bett vorhandener Flüssigkeit entsprechend mehr Dampf, der beim Abströmen einen etwas größeren Querschnitt beansprucht; Teilbild ① zeigt, daß dann die für den Wasserzustrom im kritischen obersten Querschnitt verbleibende Fläche zu klein geworden ist, um genügend Flüssigkeit für die stationäre Versorgung des ganzen Bettes zufließen zu lassen; die noch zutretende Flüssigkeit wird auf ihrem Abwärtsweg im Bett durch Verdampfung völlig verbraucht, bevor sie den unteren Rand des Bettes erreichen kann. Dies ist am linken Ast der Sättigungskurve zu erkennen, der bei Wassermangel-Zuständen relevant ist. Es beginnt ein hydraulisch transienter Vorgang, bei dem der untere Teil des Bettes, der in der Bilanz nicht mehr von nachströmender Flüssigkeit erreicht wird, im Bett noch vorhandene Flüssigkeit verdampft; das ist die Flüssigkeit zwischen dem rechten und dem linken Ast der Sättigungskurve, die zur Leistungsabfuhr aus dem unteren Bettbereich verbraucht wird. Dabei bildet sich der im Teilbild ② gezeigte Sättigungssprung aus, der nach unten wandert und der in den Experimenten zu beobachten war. Die erste trockene Stelle in der Schüttung entsteht in der Höhenposition, in der beim Fortschreiten

dieser Aussiedetransienten zuerst keine Kühlflüssigkeit mehr verfügbar ist, d.h. dort, wo die Sättigung s zuerst Null wird. Dies ist im Teilbild ③ an der Stelle H_{id} der Fall, wenn der Sättigungssprung bis dorthin abgesunken ist, wo der Flüssigkeitszustrom von oben verbraucht ist. Hier endet die reine Sättigungstransiente oder Pre-Dryout-Transiente und geht in eine gekoppelte Sättigungs- und Temperaturtransiente über, denn im weiteren Verlauf entsteht unter weiterem Absinken des Sättigungssprungs aus der ersten trockenen Stelle eine trockene Zone (Teilbild ④), in der die Temperaturen ansteigen.

Die Kenntnis der Abhängigkeiten des Dryout-Ortes und der Dryout-Zeit von der Wärmestromdichte ist von Nutzen, weil sie neben dem verbesserten Verständnis des Dryoutvorganges eine zusätzliche Stützstelle für die Verifizierung von Rechenmodellen darstellt. Nachdem es kürzlich gelungen ist, die Pre-Dryout-Transiente durch ein quasi-stationäres Modell zu beschreiben und auch die Kapillarkwirkung in die Modellierung einzubeziehen /10/, ist ein direkter Vergleich zwischen dem transienten Teil der Experimente und der parallelen Rechnung möglich; außerdem kann eine Vorausrechnung helfen, die Instrumentierung und Versuchsführung von Dryout-Experimenten zweckmäßig zu wählen.

Während bisher nur von Schüttbetten berichtet wurde, die auf einem geschlossenen Boden aufliegen und nur von oben mit nachströmender Flüssigkeit versorgt werden können, soll abschließend noch der Fall erwähnt werden, bei dem die Schüttung auf einem permeablen Boden ruht, der aus einer Core-Trageplatte, Abstandshaltern oder Stabresten besteht. In diesem Fall kann Flüssigkeit mit Naturkonvektion von unten zutreten und muß sich nicht von oben im Gegenstrom zum maximalen Dampfstrom Zutritt zum Bett verschaffen. Experimente an 3 mm-Partikeln haben gezeigt, daß dadurch die Dryout-Wärmestromdichte auf mehr als den doppelten Wert wächst. Dieses zusätzliche Kühlbarkeits-Potential kann für Reaktorunfälle erschlossen werden, wenn konstruktiv gewährleistet wird, daß bei einem schweren Unfall das Kernmaterial auf eine für Kühlmittel durchlässige Struktur fällt. In künftigen Experimenten soll dieser Bereich weiter untersucht werden und parallele Modellierungsarbei-

ten werden sich insbesondere um eine zutreffende Beschreibung des axialen Druckprofils im Bett und damit der Größe des Kühlmittelzustroms von unten bemühen müssen.

4. Literatur

- /1/ Barleon, L., Werle, H.: "Untersuchungen zum Dryout von Partikelschüttbetten mit adiabatem und gekühltem Boden", Jahrestagung Kerntechnik, Düsseldorf, März 1981, S. 133
- /2/ Barleon, L., Werle, H.: "Dependance of Debris and Dryout Heat Flux on Particle Diameter", ANS Trans. 38, S. 382 (1981)
- /3/ Dhir, V.K., Barleon, L.: "Dryout Heat Flux in a Bottom Heated Porous Layer", ANS Trans. 38, S. 385 (1981)
- /4/ Barleon, L., Werle, H.: "Dependance of Dryout Heat Flux on Particle Diameter for Volume - and Bottom - Heated Debris Beds", KfK-3138 (Nov. 1981)
- /5/ Barleon, L., Werle, H., Lipinski, R.J.: "Heat Transfer in Particulate Debris Beds", Proc. of Int. Topical Meeting on Liquid Metal Fast Breeder Reactor Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyon, 1982, Vol. III, pp. 337
- /6/ Barleon, L., Thomauske, K., Werle, H.: "Dependance of Dryout Heat Flux on Particle Diameter and Bed Height and Effects of Stratification and Bed Reconfigurations"; "Bottom Cooling of Particulate Debris Beds", Proc. 5. Post Accident Heat Removal Information Exchange Meeting, Karlsruhe, 1982, p. 74 and 113
- /7/ Lipinski, R.J.: "A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds", NUREG/CR-2646 (1982)
- /8/ Mitchell, G.W., Lipinski, R.J., Schwarz, M.L.: "Heat Removal from a Stratified UO₂-Sodium Particle Bed", NUREG/CR-2412 (1982)
- /9/ Hofmann, G.: "On the Location and Mechanisms of Dryout in Top-Fed and Bottom-Fed Particulate Beds", Proc. 5. Post Accident Heat Removal Information Exchange Meeting, Karlsruhe (Juli 1982) p. 186
- /10/ Hofmann, G., Schulenberg, T.: "A Quasi-Steady-State Approximation to the Transient Dryout Behavior in Debris Beds", Proc. Int. Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, Mass. (Aug. 1983) p. 18.6

BESCHREIBUNG DER SCHMELZE-BETON-WECHSELWIRKUNG
BEI HYPOTHETISCHEN STÖRFÄLLEN VON LEICHTWASSERREAKTOREN

H. Alsmeyer, M. Reimann

1. Zielsetzung und Vorgehensweise

Der hypothetische Kernschmelzenunfall eines Leichtwasserreaktors hat in den vergangenen Jahren im Rahmen von Risikobetrachtungen erhöhtes Interesse gefunden. Bei dem unterstellten langfristigen und vollständigen Ausfall der Wärmeabfuhr aus dem Reaktor erfolgt der Unfallablauf über die Schritte Kernaufheizung im Reaktordruckbehälter (RDB), Restwasserverdampfung, Aufheizung und Durchdringung des Reaktordruckbehälters und Wechselwirkung der Kernschmelze mit dem Reaktorbeton /1/. Diese letzte, vierte Phase des Kernschmelzenunfalls ist im Hinblick auf die radiologischen Auswirkungen von besonderem Interesse, da der über einen Zeitraum von mehreren Tagen erfolgende Druckaufbau zu einem Versagen des Sicherheitsbehälters führt. Im Falle des Niederdruckpfades des Kernschmelzenunfalls mit 2-F-Bruch als auslösendem Ereignis ist nach heutiger Kenntnis das Überdruckversagen nach etwa 5 Tagen zu erwarten. Die Spaltproduktfreisetzung, die letztlich das Gefährdungspotential bei diesem Unfall darstellt, erfolgt durch aerosol- und gasförmige Spaltprodukte, die bis zum Zeitpunkt ihrer Freisetzung wesentlichen Abscheidemechanismen unterworfen sind /2/, /3/.

Damit sind der Zeitpunkt des Überdruckversagens und die Beschreibung der Containmentatmosphäre als wesentlichste Untersuchungsziele der Schmelze-Beton-Wechselwirkung identifiziert. Von nachgeordneter Bedeutung ist demgegenüber die Durchdringung des Reaktorfundamentes durch die Schmelze, da dieses sehr viel später als das Überdruckversagen erfolgen würde, wenn nicht tatsächlich die Schmelze im Betonfundament des Reaktors erstarrt und gehalten wird.

In existierenden Risikostudien, wie z.B. in der "Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke" /1/, wurden die Kenntnislücken bei der Beschreibung von Kernschmelzenunfällen durch konservative Annahmen

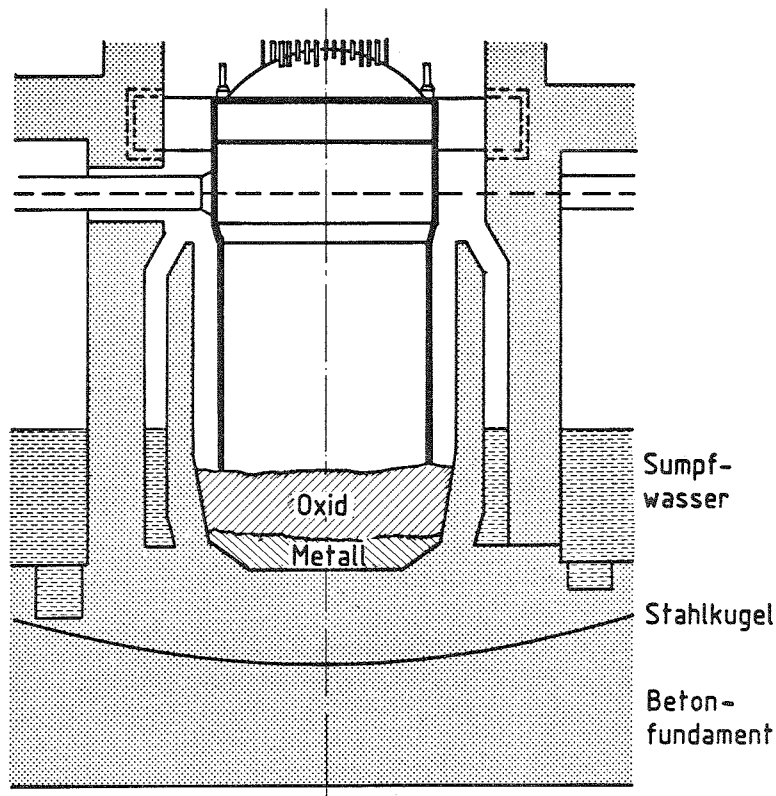
überbrückt. Zur realistischen Einschätzung des tatsächlichen Gefährdungspotentials werden als Ziel unserer Untersuchungen verbesserte Modelle und eine detailliertere physikalische Beschreibung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung erarbeitet, die in den Rechen-code WECHSL implementiert werden /4/. Dieser Code beschreibt die Schmelze-Beton-Wechselwirkung, beginnend mit dem Kontakt der Schmelze unmittelbar nach Durchdringung des Reaktordruckbehälters bis zur endgültigen Erstarrung der Schmelze sowie die Freisetzung der Energie- und Materialströme aus der Schmelze.

Im Rahmen des umfangreichen Untersuchungsprogrammes zur Kernschmelzen-Problematik, an dem im Kernforschungszentrum Karlsruhe viele Institutionen beteiligt sind, wird der Rechencode WECHSL durch die Versuche in der Schmelzanlage BETA verifiziert /5/. Die Versuche sollen dazu dienen, die wesentlichen Modelle und Aussagen des WECHSL-Codes in einem solchen Maßstab integral zu überprüfen, daß eine gesicherte Übertragung des Verhaltens der Schmelze, der Gasfreisetzung und der Ausbildung der Schmelzkaverne auf Reaktordimensionen möglich wird.

2. Die vierte Phase des Kernschmelzenunfalls

Der Ablauf des Kernschmelzenunfalls, unabhängig, ob Hoch- oder Niederdruckpfad, führt dazu, daß 2 bis 4 1/2 Stunden nach Unfallbeginn die Schmelzenmassen den Reaktordruckbehälter durchdringen und mit dem Betonfundament in Kontakt treten. Es ergibt sich dann die in Abb. 1 dargestellte Ausgangssituation. In der Betonkaverne befinden sich in der oberen, leichteren Schicht 160 t Oxidschmelze, im wesentlichen bestehend aus UO_2 , ZrO_2 und Cr_2O_3 mit einer Anfangstemperatur von 2400 °C. Die schwerere metallische Phase, bestehend aus 70 t Fe, Cr und Ni, bildet die untere Schicht. In beiden Phasen sind Spaltprodukte gelöst, so daß die Schmelze durch Nachwärme beheizt wird.

Die Betonkaverne unterhalb des RDB hat einen Durchmesser von 6 m, die Dicke des Betonfundaments beträgt an dieser Stelle 5 bis 7 m. Die Beaufschlagung des Betons durch die Hochtemperaturkernschmelze hat eine thermische Zersetzung des Betons zur Folge, wobei als



Oxid: 116t UO₂ + 51t ZrO₂ + 3,5t Cr₂O₃ = 160,5t

Metall: 53t Fe + 11t Cr + 6,5t Ni = 70,5t

Anfangstemperatur der Schmelze 2400°C

Abb. 1 Ausgangssituation der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit dem Reaktorbeton

primäre gasförmige Zersetzungsprodukte Wasserdampf und CO₂ entstehen. Die Freisetzung der Gase erfolgt bei verschiedenen Temperaturen im Bereich zwischen 100 und 900 °C, abhängig von den verschiedenen physikalischen und chemischen Bindungszuständen, in denen Wasser und CO₂ im Beton vorliegen.

Als flüssige Produkte der Betonzersetzung entstehen oxidische Schmelzen, deren Eigenschaften durch die bei deutschen Reaktorbetonen verwendeten silikatischen Zuschlagsstoffe bestimmt sind. Das Erschmelzen dieser nicht-flüchtigen Bestandteile erfolgt im wesentlichen im Temperaturbereich 1300 - 1450 °C.

Die gasförmigen Produkte aus dem Beton können mit der Metallschmelze unter Bildung von freiem Wasserstoff und CO reagieren.

Diese Gase können nach Austritt aus der Schmelze, wenn zumindest örtlich die Zündgrenze überschritten wird, in der Containmentatmosphäre verbrennen. Zur Bewertung der Containmentgefährdung durch H_2 -Deflagration oder Detonation, die Zielsetzung anderer F+E-Vorhaben ist, ist der zeitliche Verlauf der Gasfreisetzung von großer Bedeutung.

Die flüssigen Produkte des Beton lösen sich in der Oxidphase der Kernschmelze. Hierdurch verändert sich die stoffliche Zusammensetzung der Schmelze. Insbesondere werden Dichte, Zähigkeit und Erstarrungstemperatur so verändert, daß langfristig der Silikatgehalt die Eigenschaften der Schmelze bestimmt. Entsprechend dem Lösungsprozeß verringert sich die Leistungsdichte der Nachwärme in der Oxidphase. Gleichzeitig findet durch die Oxidationsprozesse eine Umverteilung der Spaltprodukte zwischen Metall- und Oxidphase statt.

Die Betonzersetzung ist ein stark endothermer Vorgang. Mit der Zersetzung werden große Volumenströme an Gas freigesetzt. Bei dem in der Bundesrepublik allgemein verwendeten silikatischen Beton mit einem Wassergehalt (kapillar und chemisch gebunden) um 8 % ist dies vor allem Wasserdampf, und zwar werden je Volumeneinheit zerstörten Betons bis zu 1000 Einheiten Wasserdampf freigesetzt. Diese starke Gasfreisetzung bestimmt bei flüssigen Schmelzen den Wärmeübergang an der Kontaktfläche der Schmelze zum Beton. Gleichzeitig bewirkt die Rührwirkung der die Schmelze durchströmenden Gase eine praktisch gleichförmige Schmelzbadtemperatur. Hieraus folgt in der frühen Phase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung ein sehr effektiver Wärmeübergang an den Beton, der eine hohe Aufschmelzgeschwindigkeit des Beton - von maximal 3 cm/min bei 2400 °C Anfangstemperatur - zur Folge hat.

Mit der hohen Aufschmelzrate des Beton ist eine schnelle Temperaturabnahme der Schmelze verbunden. Nach Rechnungen mit dem WECHSL-Code mit reaktorspezifischen Massen und Geometrien nimmt die Temperatur der Schmelze so schnell ab, daß bereits nach 2 bis 3 Stunden die Schmelze zu erstarren beginnt.

Die anschließende Niedertemperatur-Phase ist durch die Existenz von Krusten oder das Vorliegen voll erstarrter Schmelzen gekennzeichnet. Die Aufschmelzgeschwindigkeit des Beton ist dann erheblich reduziert und beträgt weniger als 1 cm/h. Temperaturen und Wärmestrom stellen sich so ein, daß ein Gleichgewicht zwischen Nachwärmeleistung und abgeführter Wärme besteht.

Die Gasfreisetzung aus dem Beton ist wegen der verringerten Aufschmelzrate deutlich erniedrigt. Da allerdings diese Phase über lange Zeiträume, bis zum eventuellen Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters und darüber hinaus, wichtig ist, besteht großes Interesse an einer zuverlässigen Beschreibung auch dieser Situation.

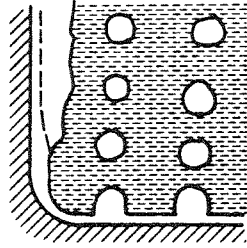
Die Hochtemperatur- und die Niedertemperaturphase der Schmelze Beton - Wechselwirkung unterscheiden sich vor allem hinsichtlich der Wärmeübergangsmechanismen. Für beide Phasen sind spezielle Wärmeübergangsmodelle entwickelt worden, die im folgenden dargestellt werden.

3. Wärme- und Stoffübergang bei der Schmelze - Beton - Wechselwirkung

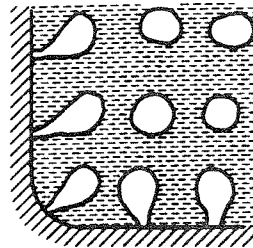
3.1 Hochtemperaturphase

Als wichtigster Wärmeübertragungsprozess ist die Wärmeabfuhr aus der heißen metallischen oder oxidischen Schmelze an den aufschmelzenden Beton anzusehen. Im aufschmelzenden Beton fällt, bedingt durch die niedrige Temperaturleitfähigkeit des Betons, innerhalb weniger Zentimeter die Temperatur von der Schmelztemperatur auf Umgebungstemperatur ab: Es bildet sich ein quasistationäres Temperaturprofil aus, d.h., die Schmelzfront und die Gasfreisetzungsfrenten laufen mit der gleichen Geschwindigkeit. Dann treten proportional zur Schmelzfrontgeschwindigkeit Wasserdampf- und CO₂-Gasströme aus der Betonoberfläche aus.

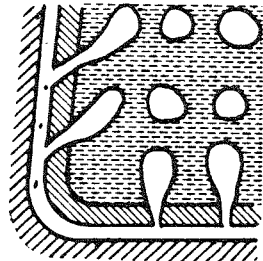
Wegen der sehr hohen Gasvolumenströme in der frühen Phase bildet sich zwischen Betonoberfläche und angrenzender metallischer oder



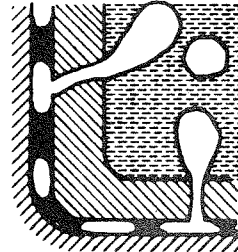
a) Gasfilm mit Grenzschicht
in der Schmelze



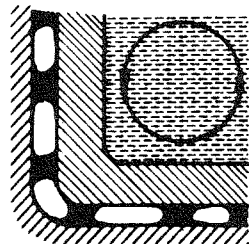
b) Einzelblasenmodell



c) Gasdurchlässige Kruste
mit Filmmodell und
Blasenmodell



d) Gasdurchlässige Kruste
mit zweiphasigem Modell
und Blasenmodell



e) Gasundurchlässige Kruste
mit zweiphasigem Modell
und Naturkonvektion

Abb. 2 Schematische Darstellung der möglichen Kombinationen von Wärmeübergangsmodellen

oxidischer Schmelze ein dünner, nahezu geschlossener Gasfilm aus, der sich modellmäßig in Analogie zum Filmsieden behandeln läßt. Dieser Gasfilm und die daran anschließende Grenzschrift in der Schmelze stellen die maßgeblichen Wärmeübergangswiderstände zwischen der Schmelze und dem Beton dar. Entsprechend Abb. 2 a sind hierbei zwei Fälle zu unterscheiden. Im Falle horizontaler und schwach geneigter Wände lösen sich vom Gasfilm Gasblasen ab, die in der Schmelze aufsteigen und die bereits erwähnte starke Rührwirkung in der Schmelze erzeugen. An stark geneigten und senkrechten Wänden existiert ein zunächst laminarer und mit zunehmender Lauflänge turbulenter Gasfilm. Die Berücksichtigung einer Grenzschrift auf der Schmelzbadseite ist besonders für die oxidische Schicht der Schmelze mit der charakteristischen hohen Prandtl-Zahl von Bedeutung.

Die Existenz und das Verhalten des Gasfilms wurde an Modellexperimenten ausführlich untersucht. Ultraschallmessungen an aufschmelzenden Betontiegeln sowie letztendlich die Anwendbarkeit der auf den genannten Vorstellungen basierenden theoretischen Modelle bei der Nachrechnung zahlreicher Versuche bestätigen, daß der Gasfilm bei Beton bis etwa zum Erstarrungsbeginn der Schmelze bei 1500 °C existiert. Diese Grenztemperatur für den Film folgt in Analogie zur minimalen Wärmestromdichte beim Filmsieden. Unterhalb dieser Temperatur kann der freigesetzte Gasstrom keinen geschlossenen Film aufrecht erhalten. Die Betonoberfläche wird benetzt. Der Wärmeübergang wird dann durch die sich ablösenden Einzelblasen festgelegt (Abb. 2 b); eine modellmäßige Beschreibung dieses Wärmeübergangs wurde von Mayinger und Mitarbeitern /8/ angegeben.

In zahlreichen Rechenläufen mit dem WECHSL-Code wurde bei Variation der Betonzusammensetzung zwischen gasreichem karbonatischem Beton und gasarmem silikatischem Beton festgestellt, daß in der Hochtemperaturphase ausschließlich das Filmmodell zur Anwendung kommt. Wenn die äußere Berandungstemperatur der Schmelze die Erstarrungstemperatur unterschreitet, setzt sowohl bei der Metallschicht als auch bei der Oxidschicht Krustenbildung ein, bevor die minimale Wärmestromdichte erreicht wird, die zum Zusammenbruch des Gasfilms führen würde.

3.2 Niedertemperaturphase

Die Erstarrungsvorgänge in der Schmelze haben starke Rückwirkung auf die Wärmeübergangsart. Von der beginnenden Krustenbildung bis zum Vorliegen einer vollständig erstarrten Schmelze werden verschiedene, recht komplexe Zustände durchlaufen, die im folgenden beschrieben werden.

Die sich ausbildenden Krusten sind zunächst dünne Häute, die mit der Bewegung des Schmelzbades mitgeführt werden und somit den Antriebsmechanismus der Gase auf die Schmelzbadkonvektion und damit den Wärmeübergang noch nicht nennenswert beeinflussen. Mit Anwachsen der Kruste tritt jedoch eine zunehmende Stabilisierung ein. Schließlich ist die Kruste so weit angewachsen, daß sie als stabile Wand stehen bleibt.

In der festen Kruste sind zunächst offene Kanäle, durch die das aus dem Beton freigesetzte Gas abströmen kann, das dann in Form von Gasblasen in die Schmelze eintritt (Abb. 2c). An der Innenseite der Kruste geschieht der Wärmeübergang durch das Einzelblasenmodell, wobei die maßgebliche Temperaturdifferenz durch die Erstarrungstemperatur und die Schmelzbadtemperatur festgelegt wird. Zwischen der Außenseite der Kruste und dem Beton wird zunächst als Wärmeübergangswiderstand noch eine Gasschicht angenommen. Der Wärmeübergang mit einem Temperaturgefälle zwischen Oberflächentemperatur der Kruste und der Erweichungstemperatur des Betons wird mit dem Filmmodell berechnet.

Bei weiterem Anwachsen der Kruste nehmen die an den Beton übertragenen Wärmestromdichten weiter ab. Die entgaste poröse Zone im Beton wird immer ausgedehnter und die Stoffmengenströme der Gase, die dann in der Tiefe des Betons freigesetzt werden, nehmen ab. Geraten die Widerstände zur Durchströmung der porösen Betonmatrix in Umfangrichtung um die Schmelze in die Größenordnung der Strömungswiderstände, die bei der Durchströmung der Betonmatrix in Richtung auf die Schmelze und bei der Durchströmung der Kanäle in der Kruste auftreten, so entsteht zunehmend ein Bypass, durch den die Gase um die Schmelze herumgeführt werden. Dieser Effekt und

die abnehmenden Gasmengenströme führen dazu, daß in der Kruste zunehmend Gaskanäle geschlossen werden. Der gasgetriebene Konvektionsmechanismus in der flüssigen Schicht geht dann zunehmend in Naturkonvektion über (Abb. 2d, 2e).

Als Einzelfragen des Wärmeübergangs in dieser Phase des Unfalls existieren, neben den bereits erwähnten Modellen zu Gasfilm und Gasblasen, Beschreibungen für Wärmeübergang in Flüssigkeitsspalt und bei freier Konvektion. Entsprechend Abb. 2d ist der Spalt zwischen aufschmelzendem Beton und erstarrter Kruste mit Silikatschmelze gefüllt, die gleichzeitig von einem Teil der aus dem Beton freigesetzten Gase durchströmt werden. Für diese Situation wurden Wärmeübergangskorrelationen in Form von Ähnlichkeitsbeziehungen angegeben /9/. Für die freie Konvektion in der Schmelze aufgrund thermischer Dichtegradienten, nach Unterbindung des Gasdurchgangs durch die Schmelze, sind ebenfalls Nusselt-Rayleigh-Korrelationen vorhanden.

Der Rechencode WECHSL versucht, die Einzelmodelle mit Einbeziehung des instationären Krustenwachstums geeignet zu verwenden. Eine offene Frage ist noch, bei welcher Krustendicke ein Übergang von einem Wärmeübergangsmodus auf den nachfolgenden erfolgt. Dieser Übergang hängt sicher von den Ausfriereigenschaften des Materials ab. So wird eine Metallkruste sicher früher gasdicht sein als eine porös erstarrende Oxidkruste. Die Frage wird einerseits durch Modellexperimente und andererseits durch Nachrechnung der entsprechenden BETA-Experimente bei teilerstarrten Schmelzen gelöst werden können. Heutige Parameterrechnungen zeigen allerdings, daß die wichtige Frage nach der Gasfreisetzung in den Sicherheitsbehälter und dem Zeitpunkt des Überdruckversagens nur in geringerem Maße von der Art der Modellierung in der späten Phase abhängen. Der Wärmeübergang hat jedoch starke Auswirkungen auf die Form der sich ausbildenden Schmelzkaverne.

4. Ergebnisse des Rechencodes WECHSL

Der Rechencode WECHSL beinhaltet die erwähnten Wärmeübertragungsmodelle, wobei die heutige Entwicklungsarbeit die Modellierung der

späten Unfallphase zum Ziel hat. Weitere wichtige, in WECHSL beinhalten Phänomene sind die chemischen Reaktionen der Gase mit der Schmelze, die Änderung der Schmelzbadzusammensetzung, Energie- und Massenbilanzen und der Schmelzfrontfortschritt in das Betonfundament. Die Nachwärmeleistung wird - entsprechend der langen Dauer des Unfalls - zeitabhängig behandelt, wobei Umverteilungen der Spaltprodukte durch die Oxidationsvorgänge berücksichtigt werden. Der bei deutschen Reaktoren zu erwartende Sumpfwassereinbruch auf die Schmelzbadoberfläche nach Versagen der inneren Abschirmung kann ebenfalls berücksichtigt werden.

Abb. 3 zeigt, als Ergebnis von WECHSL-Rechnungen nach dem heutigen Stand der Code-Entwicklung für einen deutschen Standard - DWR, das Eindringen der Kernschmelze in das Betonfundament. Die Schmelzfronten sind im Abstand von 1000 sec gezeichnet bis etwa 7 h nach Unfalleintritt. Man erkennt deutlich die Abnahme des Schmelzfrontfortschritts mit der Zeit. Das unterschiedliche Wärmeübergangs- und Erstarrungsverhalten von metallischer und oxidischer Schmelze führt zu verstärkter seitlicher Ausbreitung der Oxidphase.

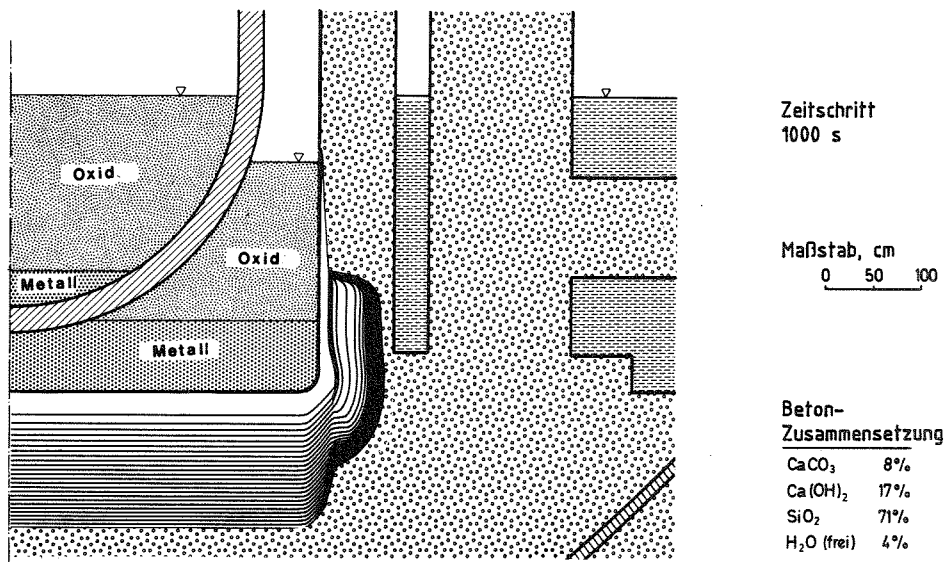


Abb. 3 Eindringen der Schmelze in das Reaktorfundament nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters, Zeitschritt $t = 1000$ Sekunden

Abb. 4 gibt den Temperaturverlauf in der Schmelze und den Druck im Sicherheitsbehälter wieder. Die starke Temperaturabnahme beruht auf einer raschen Entspeicherung der fühlbaren Wärme durch den schnellen Schmelzfrontfortschritt unmittelbar nach Unfalleintritt. Die Zunahme des Druckes im Sicherheitsbehälter beruht wesentlich auf dem Sumpfwassereinbruch, der zur schnellen Freisetzung großer Wasserdampfmenngen führt. Das Versagen des Sicherheitsbehälters ist nach ca. 5 Tagen zu erwarten.

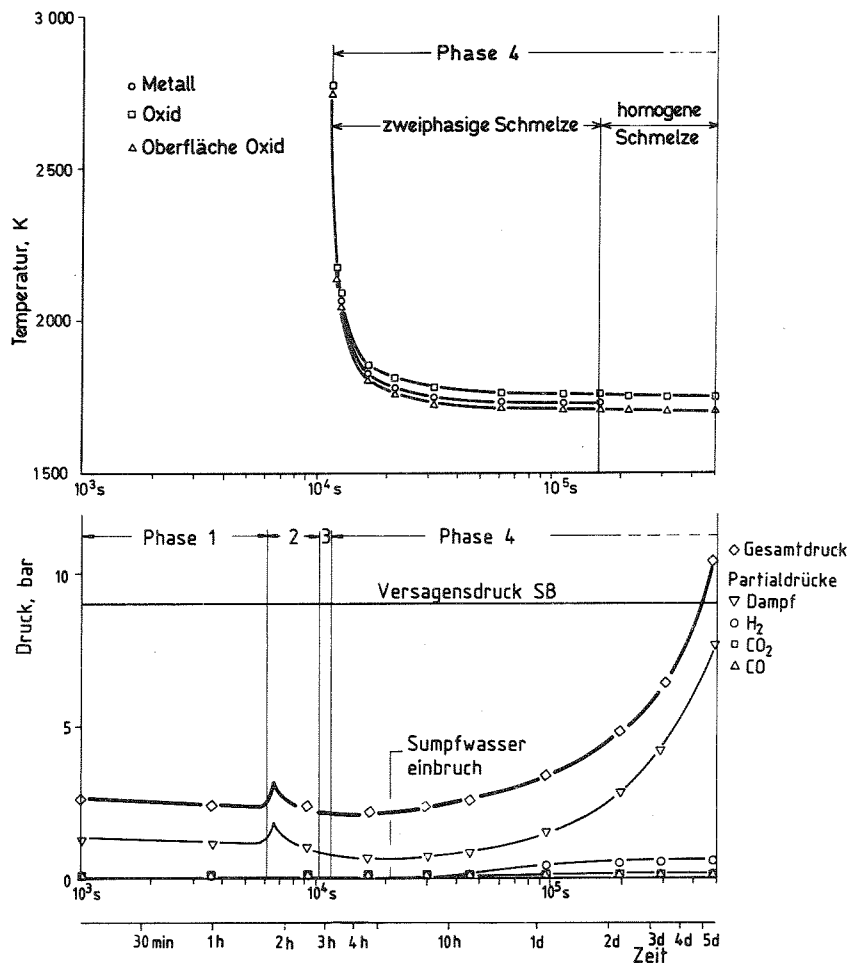


Abb. 4 Schmelzbadtemperaturen und Behälterdrücke beim Ablauf des Niederdruck-Kernschmelzens

Abschließend sei auf die Notwendigkeit der Verifizierung dieser Ergebnisse mit den BETA-Experimenten hingewiesen.

5. Literatur

- /1/ Deutsche Risikostudie - Kernkraftwerke, Der Bundesminister für Forschung und Technologie (Hrsg.), Verlag TÜV Rheinland, Köln 1979
- /2/ Hosemann, J.P.: "Wechselwirkung mit der Containmentstruktur und Spaltproduktfreisetzung beim Kernschmelzenunfall", Atomwirtschaft - Atomtechnik, 27 (1982) S. 516-522
- /3/ Neeb, K.H., Hosemann, J.P., Wilhelm, J.: "Neuere Bewertung der Freisetzung und des Transports von Jod bei schweren Reaktorstörfällen", Jahrestagung Kerntechnik, Berlin 1983
- /4/ Reimann, M., Murfin, W.B.: "The WECHSL-Code: A Computer Code for the Interaction of a Core Melt with Concrete", KfK-2890 (Nov. 1981)
- /5/ Alsmeyer, H., Peehs, M., Perinic, D.: "Untersuchung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton in der BETA-Versuchsanlage, PNS-Jahreskolloquium 1982, KfK-3470 (Jan. 1983), S. 195-224
- /6/ Alsmeyer, H., Reimann, M.: "On the Heat and Mass Transport Processes of a Horizontal Melting or Decomposing Layer under a Molton Pool", Winter Annual Meeting of the ASME, Atlanta, Nucl. Reactor Safety Heat Transfer, 1977, pp. 47-53
- /7/ Reimann, M., Alsmeyer, H.: "Hydrodynamics and Heat Transfer Processes of Dry Ice Slabs in Liquid Pools", 7th Int. Heat Transfer Conf., München 1982, Vol. 4, p. 167-172
- /8/ Schramm, R.: "Untersuchungen zur Wechselwirkung von Kernschmelzen und Beton", BMFT-FB(RS166-79-05) Abschlußbericht Band Ib, TU Hannover, Sept. 1980
- /9/ Alsmeyer, H., Neitzel, E.: "Wärmeübergang in einem flüssigkeitsgefüllten senkrechten Spalt bei Durchgang von Gasblasen", Jahrestagung Kerntechnik, Berlin 1983, Beitrag 219

UNTERSUCHUNG VON INSTRUMENTIERUNGEN FÜR ZWEIPHASENSTRÖMUNGEN

H. John, J. Reimann

1. Einleitung

Bei einer Druckabsenkung im Kühlmittelkreislauf eines Druckwasserreaktors unter den Siedepunkt des Kühlmittels, z.B. infolge eines Bruchs im Rohrleitungssystem des Reaktors, geht der einphasige Strömungszustand plötzlich in einen zweiphasigen Zustand über. Das dabei entstehende Dampf/Wasser-Gemisch besitzt andere Strömungs- und Wärmeübertragungseigenschaften. Um den Ablauf eines Reaktorstörfalles vorausberechnen zu können, ist es daher wichtig, diese veränderten Eigenschaften zu kennen. Im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung werden zu diesem Zweck die Eigenschaften strömender Zweiphasengemische untersucht, insbesondere der Massenstrom in einem Wasser/Dampf-Gemisch.

Im IRB wurden zwei Versuchskreisläufe errichtet, um das Verhalten von stationären und instationären Zweiphasenströmungen zu untersuchen sowie Methoden zur Messung des Massenstroms zu testen und zu kalibrieren, die von verschiedenen Institutionen entwickelt wurden.

Im folgenden wird zunächst eine Beschreibung der beiden Versuchskreisläufe mit seinen wichtigsten Komponenten gegeben, daran anschließend die einzelnen Massenstrom-Meßverfahren beschrieben und zuletzt über mehrere durchgeführte Experimente berichtet.

2. Versuchskreisläufe

2.1 Kreislauf für stationäre Zweiphasenströmung

Der in Abb. 1 schematisch dargestellte Versuchskreislauf ist 1976 in Betrieb gegangen /1,2,3,4,5/. Zwei Dampfkessel, ein Benson- und ein Henschelkessel, von denen einer annähernd siedendes Wasser und der andere leicht überhitzten Dampf liefern, versorgen den Kreislauf. Nach einer Messung der Massenströme mit konventionellen Meßblenden werden die beiden Ströme in einer Mischkammer zusammenge-

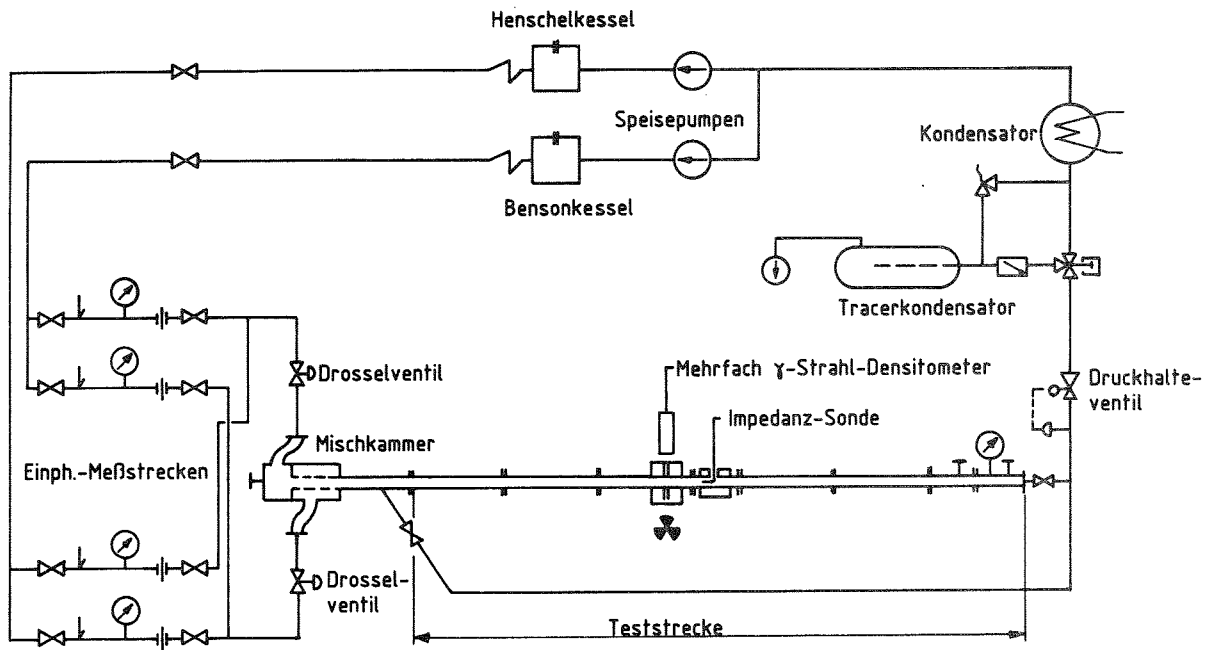


Abb. 1 Wasser/Dampf Kreislauf für stationäre Versuche

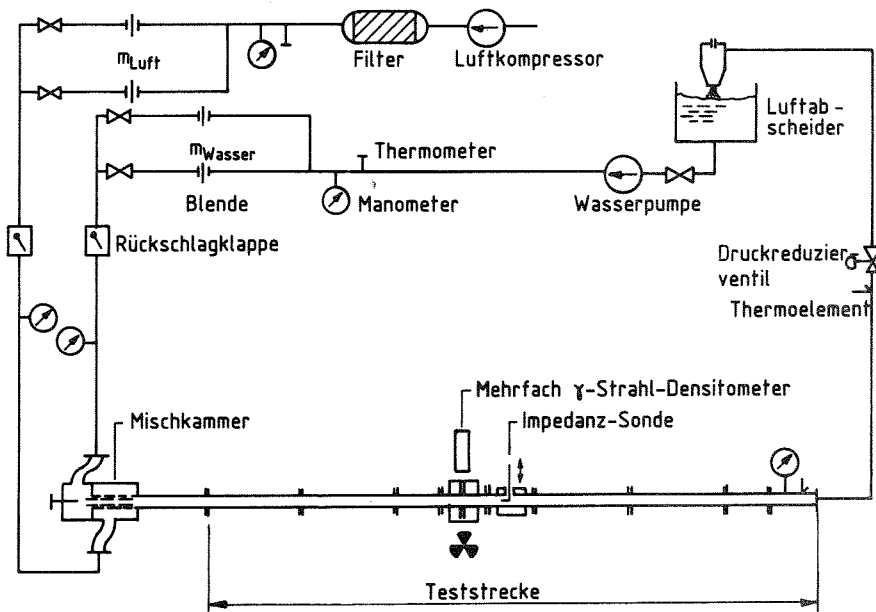


Abb. 2 Luft/Wasser Kreislauf für stationäre Versuche

führt und dann als Zweiphasengemisch in die waagerechte Teststrecke geleitet. Nach der Teststrecke wird das Gemisch über ein Druckreduzierventil zum Hauptkondensator oder kurzzeitig (bei Radiotracerversuchen) einem Tracerkondensator zugeführt. Die 8 m lange Teststrecke besteht aus mit Flanschen versehenen Rohrstücken unterschiedlicher Länge, die durch Meß- bzw. Testeinsätze ausgetauscht werden können.

Abb. 2 zeigt schematisch den Versuchskreislauf, wenn anstelle von Wasser/Dampf das Zweiphasengemisch Luft/Wasser verwendet wird. In diesem Fall wird die Luft von einer Kolbenkompressoranlage und das Wasser von einer drehzahlgeregelten Umwälzpumpe geliefert. Nach der Teststrecke werden im Separator Luft und Wasser getrennt. Die Luft wird in die Atmosphäre abgelassen und das Wasser der Umwälzpumpe wieder zugeleitet.

Die wichtigsten technischen Daten sind:

Wasser/Dampf:

maximaler Betriebsdruck:	150 bar
maximaler Massenstrom Wasser/Dampf:	5/3 kg/s
Rohrinnenweiten der Teststrecke:	80/50/20 mm

Luft/Wasser:

maximaler Betriebsdruck:	10 bar
maximaler Massenstrom Luft/Wasser:	1/35 kg/s
Rohrinnenweiten der Teststrecke:	80/50/20 mm

2.2 Kreislauf für instationäre Zweiphasenströmung

Ein beim Kühlmittelverluststörfall eines Leichtwasserreaktors plötzlich auftretendes größeres Leck verursacht einen transienten Strömungsvorgang. Bei der Simulation dieses Störfalls werden daher Meßverfahren benötigt, die auch unter transienten Bedingungen eine hohe Meßgenauigkeit besitzen. Für den Test von Meßverfahren unter transienten Bedingungen wurde der in Abb. 3 dargestellte Kreislauf errichtet. Ein Druckkessel (Blowdownkessel) wird vom Bensonkessel mit Wasser bei annähernd Siedetemperatur gefüllt. Der Druckkessel

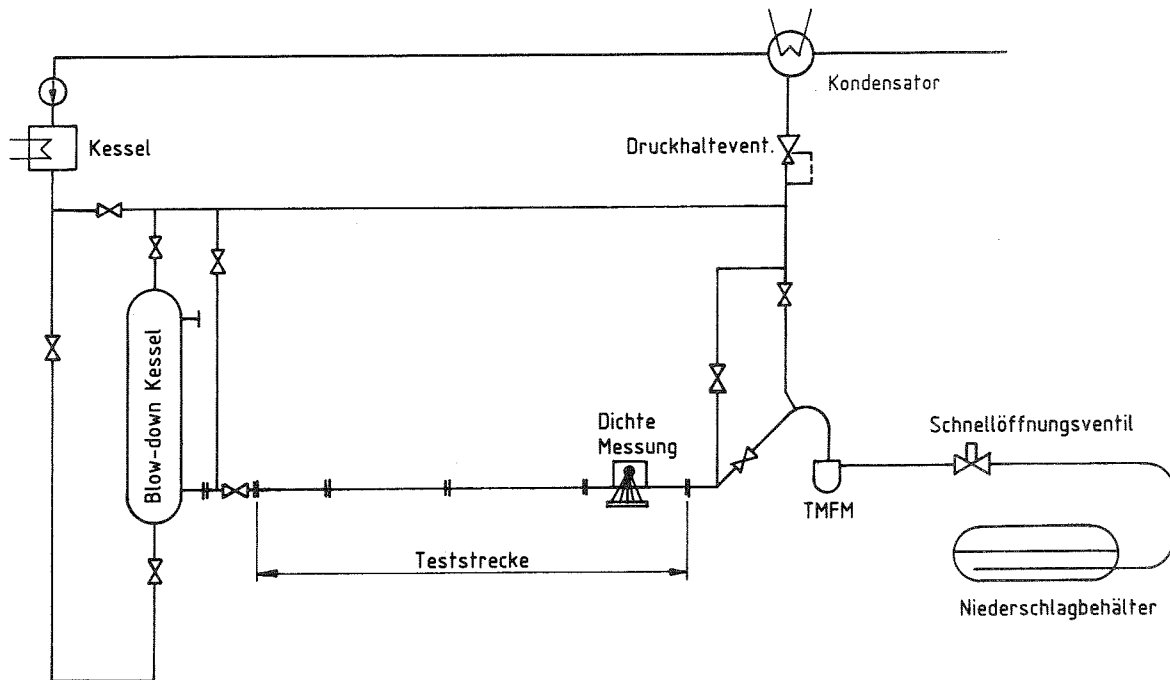


Abb. 3 Kreislauf für instationäre Zweiphasenströmung

kann entweder mit seinem unteren oder mit seinem oberen Austrittsstutzen an die waagerechte Teststrecke angeschlossen werden. Die Teststrecke hat die gleichen Einbaumaße wie beim stationären Versuchskreislauf. Am Ausgang der Teststrecke ist das True Mass Flow Meter (TMFM) angeordnet und hinter diesem ein Schnellöffnungsventil. Der Austritt des Schnellöffnungsventiles führt in den Niederschlagbehälter, in dem das entspannte Wasser/Dampf-Gemisch mit kaltem Wasser gemischt und kondensiert wird. Vor dem Auslösen des Blowdowns steht der volle Betriebsdruck bis zum Schnellöffnungsventil an. Durch Öffnen des Ventiles (Simulation eines Bruches) entsteht ein Zweiphasengemisch, das mit abnehmendem Druck durch die Teststrecke und das True Mass Flow Meter zum Niederschlagbehälter strömt.

Bei einem Blowdownvorgang werden 75 Meßsignale von Temperatur, Druck-, Differenzdruck, Massenstrom und von den zu testenden Geräten mit einem PDP11-Rechner erfaßt und gespeichert. Von dort werden die Meßergebnisse auf den zentralen KfK-Rechner übertragen und anschließend ausgewertet. Die wichtigsten technischen Daten des instationären Kreislaufes sind:

maximaler Betriebsdruck:	150 bar
Blowdownkesselinhalt:	0,7 m ³
Teststrecken-Nennweiten:	80/50 mm
maximaler Referenzmassenstrom:	50 kg/s (100 kg/s kurzzeitig)

2.3 Besondere Komponenten der Kreisläufe

2.3.1 Seriellles 5-Strahl-Gammadensitometer

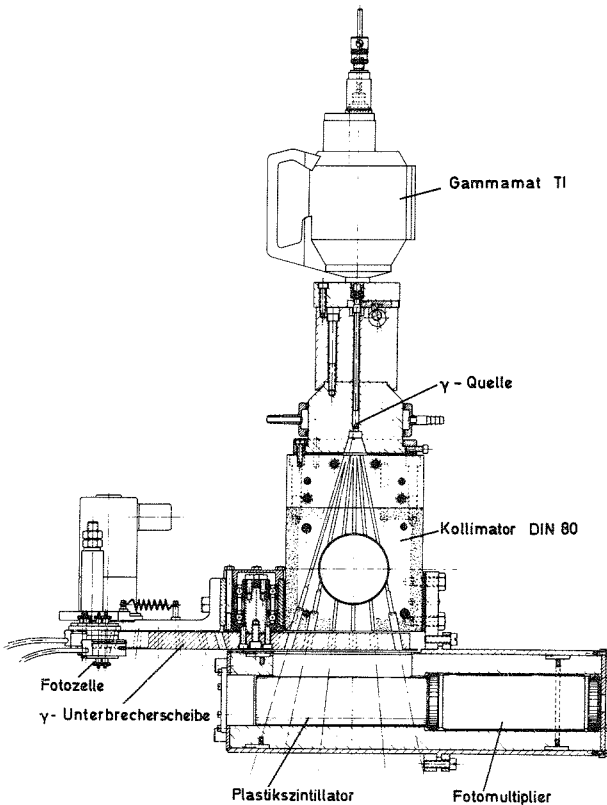


Abb. 4
Gammadensitometer mit Kollimator

Da die meisten zu testenden Massenstrommeßverfahren indirekt arbeiten und als zweite Meßgröße gewöhnlich die Zweiphasendichte benötigen, wurden die Kreisläufe mit je einer Referenzdichte-Meßeinrichtung ausgestattet, die nach der Gammastrahlen-Absorptionsmethode arbeiten. Abb. 4 zeigt das im IRB entwickelte Gerät /7/. Von einer Gammaquelle gehen 6 kollimierte Gammastrahlen aus, von denen 5 fächerförmig den Strömungskanal durchdringen, während einer am

Strömungskanal vorbeiläuft und als Referenzkanal zur Kontrolle des eigenen Systems dient. Eine rotierende Scheibe aus stark absorbierendem Material hat eine Reihe von Bogenschlitzen, die nacheinander die einzelnen Gammastrahlen zum Szintillator freigeben. Dort werden sie mit Hilfe des Photomultipliers und der angeschlossenen Elektronik in Meßsignale (Zählraten) umgewandelt. Die Größe der Zählrate ist ein Maß für die Dichte bzw. den Gasvolumenanteil der Strömung.

2.3.2 Impedanzsonde

Für die Interpretation der Signale der getesteten Meßverfahren ist die Kenntnis der Strömungsform und der Phasenverteilung von großer Bedeutung. Zu diesem Zweck wurde eine lokal messende Impedanzsonde entwickelt /8, 9/, die auch bei Wasser/Dampf-Strömung und hohen Drücken einsetzbar ist. Das Meßprinzip der Sonde ist in einem weiteren Beitrag dieses Bandes beschrieben.

Ebenso wie das Gammadichtemeßgerät, war bei den meisten Versuchen eine Impedanzsonde eingebaut, um Strömungsform und Dichteverteilungen während des Versuches ablaufes interpretieren zu können.

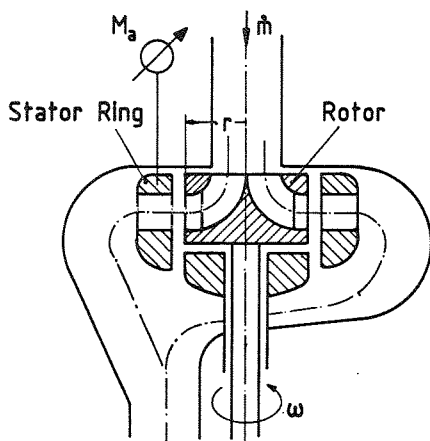


Abb. 5
True Mass Flow Meter

2.3.3 True-Mass-Flow-Meter (TMFM)

Das in Abb. 5 schematisch dargestellte True Mass Flow Meter, das im KfK entwickelt wurde /10-17/, ist das Referenzmassenstrommeßgerät des instationären Kreislaufs. Es kann im Augenblick als das genaueste Gerät seiner Art bezeichnet werden. Es gehört zu den wenigen Verfahren, die direkt den Massenstrom messen.

In einem Laufrad mit dem Radius r und der Winkelgeschwindigkeit ω wird der Strömung, wie in einer Kreiselpumpe, ein Drall aufgeprägt. Dieser wird in der Beschaukelung des Statorringes abgebaut und erzeugt dabei ein Moment M_a . Aus diesem Moment, das mit Dehnungsmeßstreifen gemessen wird, ergibt sich der Massenstrom \dot{m} aus folgender Beziehung, in der K ein Eichfaktor ist:

$$\dot{m} = K \cdot \frac{M_a}{r^2 \cdot \omega}$$

Dieses Gerät, das vom KfK/IT für einen Massenstrom von 50 kg/s (kurzzeitig 100 kg/s) entwickelt wurde, wurde im stationären Kreislauf in Luft/Wasser-Strömung geeicht. Der Meßfehler lag, bezogen auf einen Durchsatz von 50 kg/s, unter $\pm 1,5$ %.

2.3.4 Schnellöffnungsventil

Bei Betätigung des Schnellöffnungsventiles wird der Blowdown im Kreislauf für instationäre Zweiphasenströmung eingeleitet. Da ein Rohrleitungsbruch ein sehr schneller Vorgang ist, sollte auch dieses Ventil im Bereich von Millisekunden öffnen. Um diese Anforderungen zu erfüllen, wurde im IRB ein Ventil entwickelt, das bei einem Druck (Preßluft) von 100 bar in einer Millisekunde den vollen Querschnitt NW50 öffnet. Das Funktionsprinzip des Ventils ist folgendes: Der Ventilkegel wird im geschlossenen Zustand von einem Tellerfederpaket über ein gestrecktes Kniehebelgestänge gegen seinen Sitz gedrückt. Ein Preßluftkolben drückt bei Betätigung das Knie durch, so daß der Kegel, von der Vorspannung befreit, durch den hydraulischen Druck sehr schnell aufgerissen wird. Durch einen zweiten Preßluftkolben kann das Knie wieder gestreckt und damit das Ventil geschlossen werden. Dieser Kolben wird auch zur Dämpfung der Öffnungsbewegung benutzt.

3. Verfahren zur Messung zweiphasiger Massenströme

Die Methoden zur Messung von Zweiphasenströmungen sind größtenteils von den bekannten Meßmethoden für einphasige Fluide abgeleitet. Der grundsätzliche Unterschied besteht darin, daß die Dichte bei einem zweiphasigen Medium nicht durch Messung von Druck und Temperatur allein bestimmt werden kann, sondern direkt gemessen werden muß, z.B. nach der in 2.3.1 beschriebenen Absorptionsmethode. Ein weiterer, wesentlicher Unterschied besteht in der Tatsache, daß die Geschwindigkeiten der einzelnen Phasen (Gas und Flüssigkeit) voneinander differieren können, also einen Schlupf haben. Dieser Schlupf ist schwer bestimmbar und wird bei verschiedenen Meßmethoden vernachlässigt und damit bewußt eine bestimmte Fehlerbandbreite akzeptiert. Teilt man die Meßmethoden nach der Art der zu messenden physikalischen Größe der Strömung ein, so ergeben sich im wesentlichen drei Gruppen:

a) Verfahren mit direkter Messung der Massenkraft.

Aus dieser Gruppe hat sich bisher nur das unter 2.3.3 beschriebene TMFM bewährt.

b) Verfahren, die mit der Messung der Impulsflußdichte $I = \rho \cdot v^2$ arbeiten.

Es sind dies: Die Stauscheibe (Drag Disc, Drag Body, Drag Screen), das Pitotrohr, die Meßblende bzw. die Venturidüse. Diese Verfahren haben vielfache Anwendung gefunden und werden im Abschnitt 4 näher behandelt.

c) Verfahren zur Messung der Geschwindigkeit.

Hier werden Laufzeitmeßmethoden (Radiotracerinjektion, Temperaturkorrelation) verwendet oder Turbinenradzähler (Turbo-Flow-Meter), die lokal oder global im Strömungsquerschnitt eingesetzt werden. Das Radiotracer-Verfahren ermöglicht als einziges die direkte Messung beider Phasengeschwindigkeiten V_G und V_F ; mit den anderen Verfahren wird eine u.U. mittlere, manchmal schwer interpretierbare Geschwindigkeit gemessen.

Die Verfahren b) und c) benötigen zur Bestimmung des zweiphasigen Massenstromes $\dot{m} = A \rho_m v_m$ noch mindestens eine weitere Größe, und zwar die mittlere Dichte ρ_m oder die Geschwindigkeit v_m .

Eine häufig verwendete Meßgerätkombination besteht aus Turbinenradzähler, Stauscheibe und Mehrstrahl-Gammadensitometer. Aus der Kombination von zwei der drei Meßwerte Impuls, Dichte oder Geschwindigkeit kann der Massenstrom folgendermaßen bestimmt werden:

Stauscheibe-Dichtemessung $\dot{m}_{S,D} = A \cdot C_1 \cdot \sqrt{2 \left[\frac{\rho v^2}{2} \right]} (\rho_m)$

Turbinenradzähler-Dichtemessung $\dot{m}_{T,D} = A \cdot C_2 (v) (\rho_m)$

Stauscheibe-Turbine $\dot{m}_{S,T} = A \cdot C_3 \cdot 2 \frac{[\rho v^2/2]}{(v)}$

hierbei sind $\left[\frac{\rho v^2}{2} \right]$ die mit der Stauscheibe gemessene Impulsflußdichte,

(ρ_m) die gemessene querschnittsgemittelte Dichte der Gamma-Dichtemessung

und (v) die gemessene Geschwindigkeit der Turbinenradzähler.

Diese Gleichungen sind nur bei homogener Strömung, d.h. gleicher Geschwindigkeit beider Phasen ($S = 1$), exakt.

Der theoretische Fehler, der bei diesen 3 Massenstromberechnungen entsteht, wenn der Schlupf von 1 abweicht, geht aus Abb. 6 hervor. Hier wurden die 3 Massenströme $\dot{m}_{S,D}$; $\dot{m}_{T,D}$ und $\dot{m}_{S,T}$ jeweils ins Verhältnis gesetzt zu den theoretisch exakten Massenströmen und über dem Schlupf $S = v_G / v_F$ aufgetragen. Der Gasvolumenanteil α ist dabei als Parameter eingeführt. Es ist zu erkennen, daß die Kombination Stauscheibe, Dichtemessung die geringste Abhängigkeit vom Schlupf und die Kombination Turbinenradzähler und Dichtemessung die stärkste Abhängigkeit besitzt.

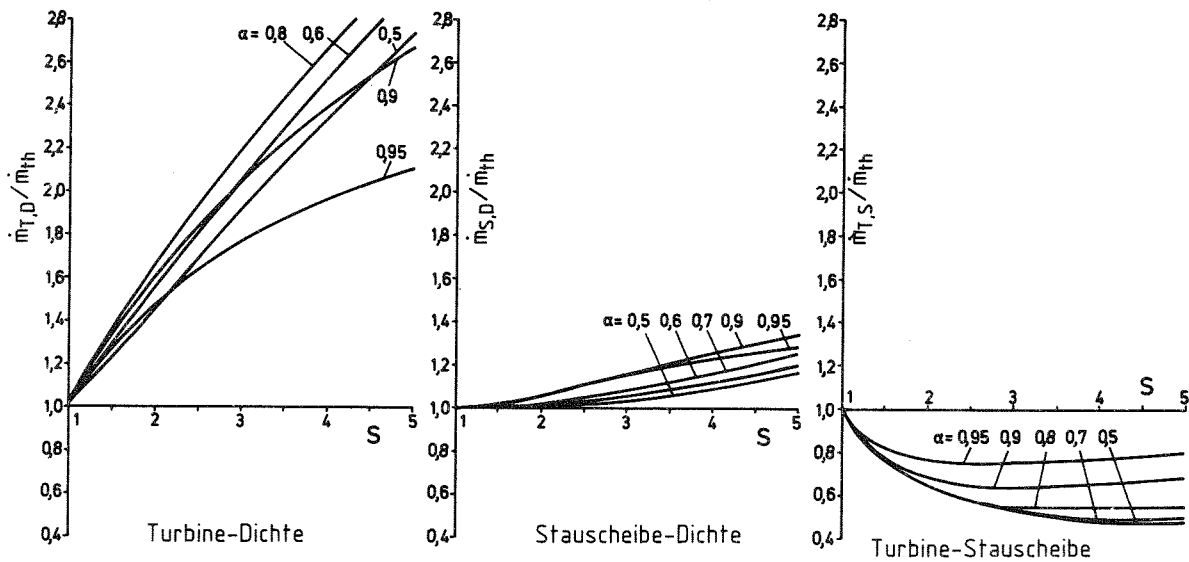


Abb. 6 Abhängigkeit des Massenstromfehlers vom Schlupf

Unter Verwendung entsprechender Rechenmodelle zur Berücksichtigung der Strömungsform sowie der Dichte- und Geschwindigkeitsverteilung über den Kanalquerschnitt kann in ähnlicher Weise der Massenstrom bestimmt werden, falls die Stauscheibe durch eine Venturidüse oder Pitotrohre ersetzt wird.

Der Massenstrom läßt sich aus der Kombination Radiotracer, Geschwindigkeitsmessung, Dichtemessung folgendermaßen bestimmen:

$$\dot{m}_{RT} = A [\alpha \cdot \rho_G \cdot v_G + (1-\alpha) \rho_F \cdot v_F]$$

Im folgenden Abschnitt sollen der Aufbau und die Art einiger durchgeführter Experimente mit an verschiedenen Orten entwickelten Verfahren zur Messung von Zweiphasenmassenströmen beschrieben werden.

4. Test von Massenstrommeßgeräten

Wie erwähnt, sind zur Massenstrombestimmung in Zweiphasenströmungen fast immer mehrere Meßgrößen erforderlich, Es kamen deshalb bei den Experimenten meist komplett instrumentierte Meßstrecken (Spool Pieces) zum Einsatz.

4.1 Radiotracer-Meßeinsatz

Die vom KfK/LIT /16-20/ entwickelte Methode ist in Abb. 7 schematisch dargestellt. Über mindestens zwei Injektionsventile werden 2 radioaktive Isotope, und zwar Ar-41 für die Gasphase und Mn-56 (wässrige Lösung) für die Wasserphase, impulsartig in die zweiphasige Strömung eingespritzt. Der wässrige Tracer nimmt danach die Geschwindigkeit der Flüssigkeit und der Gas-Tracer die Geschwindigkeit der Gasphase an. Beim Passieren der zwei Gammastrahlungsdetektoren wird jeweils von jeder Tracerwolke ein Signal ausgelöst. Aus der zeitlichen Verzögerung der Signale und dem Abstand der Detektoren wird die Geschwindigkeit bestimmt. Da die Gammastrahlung beider Tracer aufgrund ihrer unterschiedlichen Emissionsenergie elektronisch separiert werden, können beide Tracerge-

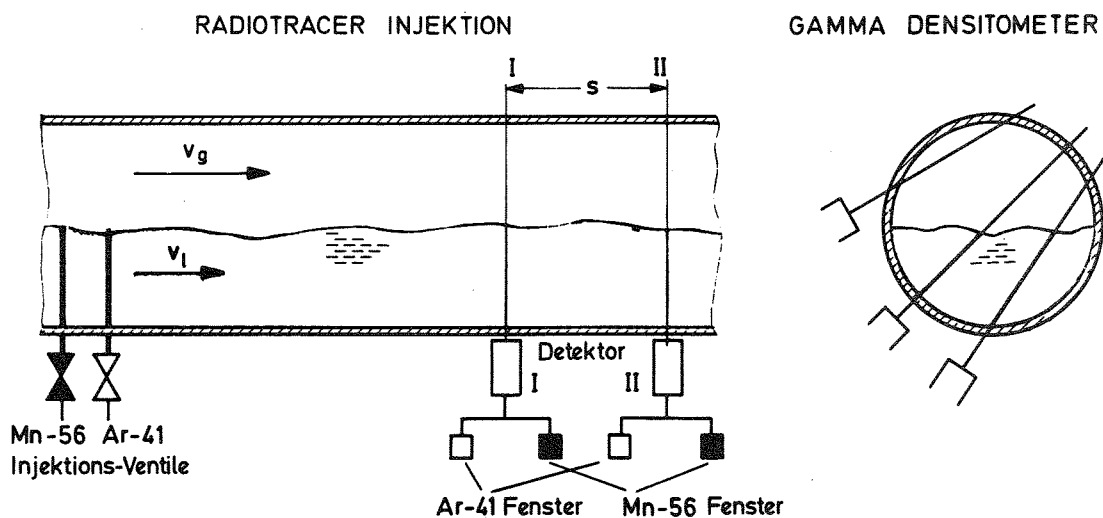


Abb. 7 Radiotracer Testeinsatz

schwindigkeiten gleichzeitig ermittelt werden. Zusammen mit der Dichte, gemessen mit der in der Teststrecke enthaltenen Mehrstrahl-Dichte-Meßvorrichtung und dem daraus bestimmten Dampfvolumenteil α , können nun die Phasenmassenströme, der Gesamtmassenstrom und der Schlupf der Strömung bestimmt werden.

$$\dot{m}_G = A \cdot \rho_G \cdot \alpha$$

$$\dot{m}_F = A \cdot \rho_F \cdot (1-\alpha)$$

$$\dot{m} = \dot{m}_G + \dot{m}_F$$

$$s = v_G / v_F$$

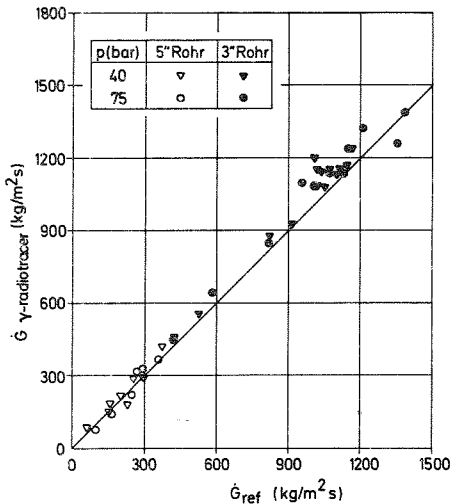


Abb. 8

Massenstromdichte gemessen mit Radiotracer

Abb. 8 zeigt die bei stationärer Strömung mit Radiotracer gemessene Massenstromdichte, aufgetragen über der Referenzmassenstromdichte. Die Meßgenauigkeit betrug etwa $\pm 5\%$. Der Aufwand bezüglich Tracerbeschaffung und Strahlenschutz ist sehr hoch. Infolge der Stilllegung des Reaktors FR2 können die genannten Tracer nicht mehr beschafft werden. Daher wird das Verfahren mit anderen Tracern erprobt.

4.2 Meßeinsatz für LOFT

Im Jahre 1977 und 1978 wurden im stationären Kreislauf Meßeinsätze für LOFT und Semiscale, die von der Firma EG&G/Idaho Falls, USA, entwickelt wurden, getestet /18-21/. Aus der umfangreichen Instrumentierung ist der Meßeinsatz LOFT-DDT (Loss of Fluid Test-Drag Disc Turbine Transducer) in der Abb. 9 dargestellt. Eine Stauscheibe (Drag Disc) und ein Turbinenradzähler (Turbine Transducer) sind in ein Rohr eingebaut, welches wiederum in einen Strömungskanal größeren Durchmessers (3" und 5") eingesetzt wird. Zusammen mit einer Dreistrahl-Gammadichtemessung unmittelbar vor diesem Rohr wurden die Massenströme nach der im 3. Abschnitt beschriebenen Weise berechnet. Abb. 10 zeigt die Massenstromdichten, die mit 3 Meßwertkombinationen berechnet wurden, über dem entsprechenden Referenzwert aufgetragen. Die Fehlerstreuung ist hier relativ

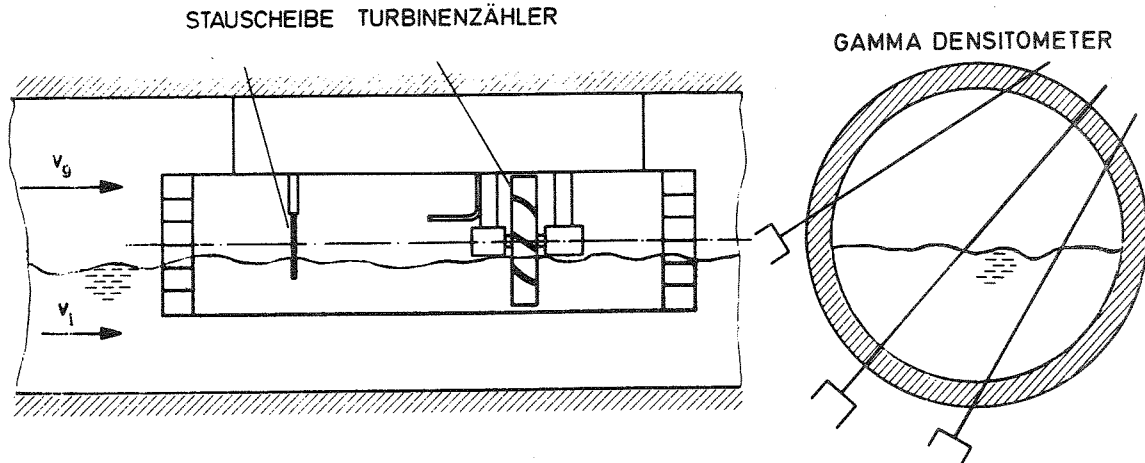


Abb. 9 LOFT-Meßeinsatz

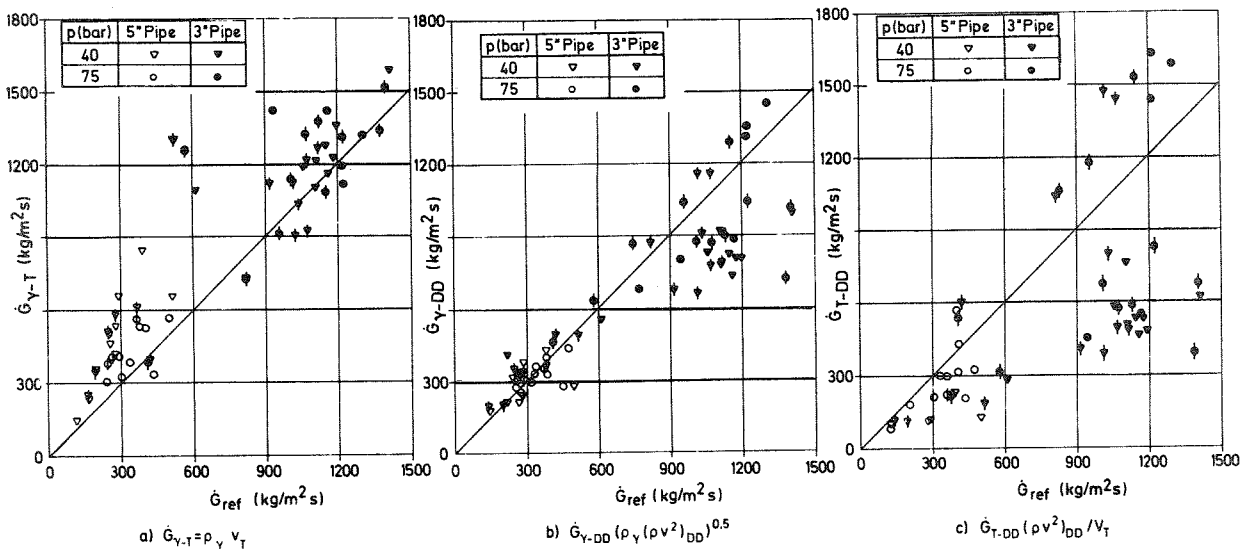


Abb. 10 Massenstromdichte, gemessen mit
 a) Gammadensitometer/Turbinenradzähler,
 b) Gammadensitometer/Stauscheibe
 c) Turbinenradzähler/Stauscheibe

groß, weil die Versuchsmatrix den Bereich stark separierter Phasenverteilung umfaßte, bei denen ein erheblicher Schlupf auftrat (vgl. Abb. 6).

4.3 Meßeinsatz für PHEBUS

Für die PHEBUS-Experimente in Cadarache/Frankreich wurde ein Meßeinsatz bestehend aus einer Venturidüse, Einstrahl-Gammadichtemessung und einem Turbinenradzähler in senkrechter, stationärer

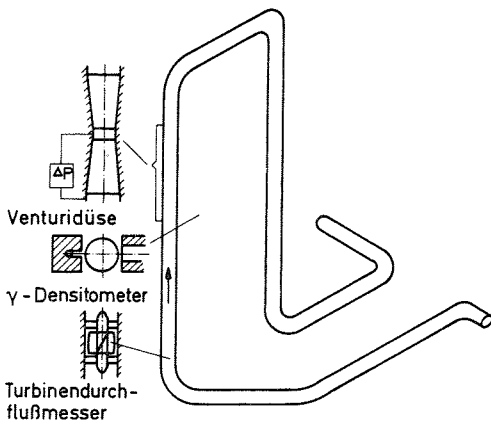


Abb. 11
PHEBUS-Meßeinsatz

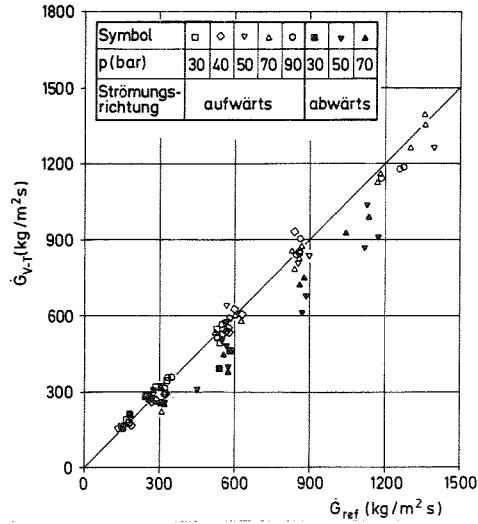


Abb. 12
Massenstromdichte, gemessen mit
PHEBUS-Meßeinsatz

Strömung getestet /21-23/. Die Teststrecke ist in Abb. 11 schematisch dargestellt.

Gemessen wurde die Druckdifferenz Δp zwischen dem weitesten und engsten Querschnitt der Düse, die Zählrate der Gammadichtemessung und die Frequenz (Drehzahl) des Turbinenradzählers. Durch Drehen der Teststrecke konnte der Durchfluß durch den Meßeinsatz in beiden Richtungen ermöglicht werden. Für die Ermittlung des Massenstromes wurde die Kombination Venturidüse (Impuls) und Turbine (Geschwindigkeit) gewählt. Abb. 12 zeigt die entsprechenden Ergebnisse, wobei der Massenstrom nach folgender Beziehung ermittelt wurde:

$$\dot{m}_{v,T} = A (\Delta p \pm \Delta h \cdot g \cdot \rho_0) \cdot f / (K_v \left(\frac{K_v}{K_T}\right)^2 \cdot f^2 \pm \Delta h)$$

- mit
- Δp Düsendifferenzdruck
 - f Turbinenradfrequenz
 - K_v, K_T Instrumentkonstanten
 - ρ_0 Dichte der Flüssigkeit
 - Δh Höhenunterschied der Druckabnahmen an der Venturidüse
- (+ Strömung nach oben, - Strömung nach unten)

4.4 Meßeinsatz für LOBI

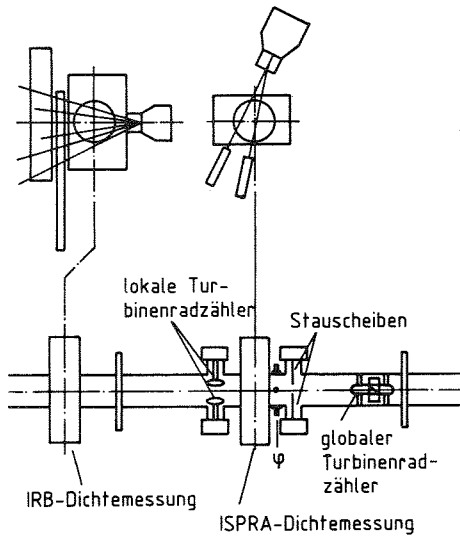


Abb. 13 zeigt schematisch den LOBI-Meßeinsatz NW 50 von Euratom/Ispra zusammen mit der IRB Dichtmessung. Er besteht aus zwei lokal messenden Turbinenradzählern, einer 2-Strahl-Gammapichtmessung, zwei Stauscheiben (Batterie Drag Bodys) und einem global messenden Turbinenradzähler (von CEN/Grenoble), neben Druck, Differenzdruck und Temperaturegebern. Im instationären Kreislauf kam diese Meßstrecke in 11 Blowdowns zum Einsatz mit Massenstromspitzen bis über 50 kg/s. Die Berechnung des Massenstromes wurde nach den im 3. Abschnitt beschriebenen Beziehungen durchgeführt und das Ergebnis mit dem vom TMFM gemessenen Referenzwert verglichen. Abb. 14 zeigt für die obere lokal messende Turbine (QT2) den Meßfehler F über der Blowdownzeit aufgetragen. Dieser Fehler F in % wurde wie folgt definiert:

Abb. 13
LOBI-Meßeinsatz

Die Berechnung des Massenstromes wurde nach den im 3. Abschnitt beschriebenen Beziehungen durchgeführt und das Ergebnis mit dem vom TMFM gemessenen Referenzwert verglichen. Abb. 14 zeigt für die obere lokal messende Turbine (QT2) den Meßfehler F über der Blowdownzeit aufgetragen. Dieser Fehler F in % wurde wie folgt definiert:

$$F_{QT1} = [(\dot{m}_{QT2} - \dot{m}_{TMFM})/50] \cdot 100$$

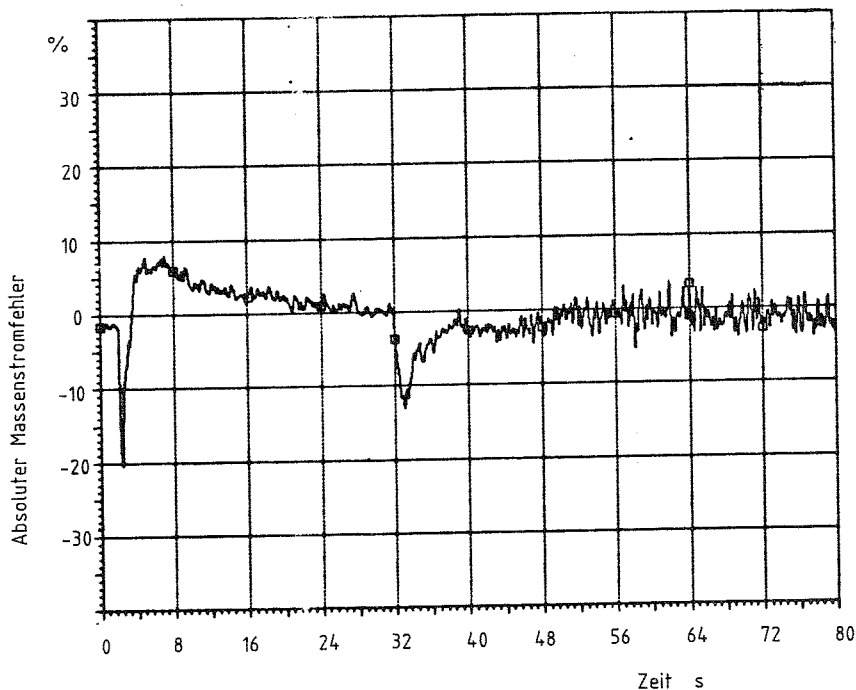


Abb. 14 Absoluter Massenstromfehler als Funktion der Zeit

wobei der Wert 50 dem Auslegungswert 50 kg/s des TMFM entspricht. Zur Zeit werden die aus diesen Versuchen resultierenden Eichfaktoren für die Anwendung auf die LOBI-Versuche bestimmt.

4.5 Pitotrohr-Meßblanze

Auf der Suche nach einem einfachen Massenstrommeßverfahren für transiente Zweiphasenströmung wurde eine Meßblanze mit 4 Pitotrohren entwickelt und im instationären Kreislauf getestet /6/. Die 4 Meßwerte (Δp) der Pitotrohre wurden mit den 5 gemessenen Liniendichten der Fünfstrahl-Dichtemessung kombiniert: die Bestimmung des Massenstroms wurde in /24/ detailliert beschrieben. Abb. 15 zeigt schematisch die Pitotrohr-Meßblanze.

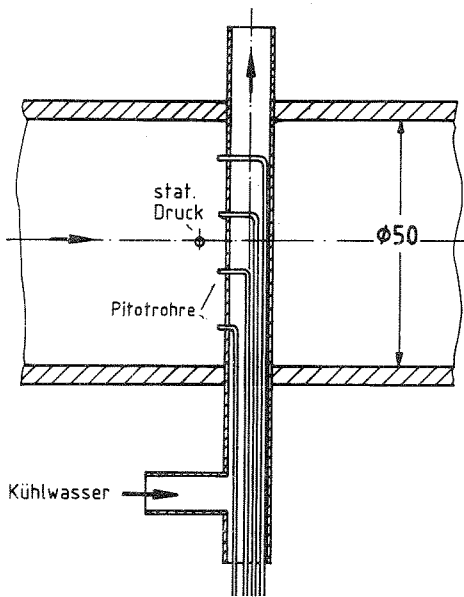


Abb. 15
Pitotrohr-Meßblanze

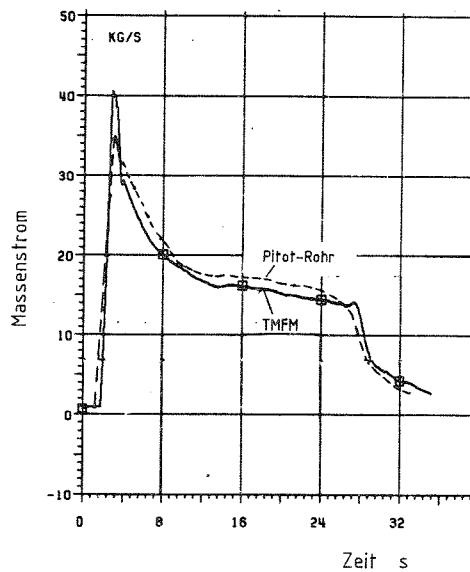


Abb. 16
Vergleich der Massenstrommessungen
mit Pitotrohr und True Mass Flow
Meter

In Abb. 16 wurden für einen Blowdown neben dem Referenzmassenstrom (TMFM) der mit dem Pitotrohr-Meßblanze ermittelte Massenstrom aufgetragen. Die Übereinstimmung mit dem Referenzwert ist gut.

5. Literatur

- /1/ John, H.; Reimann, J.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren, Anlagenbeschreibung", KfK-2731 B, (Febr. 1979)
- /2/ John, H.; Müller, U.; Reimann, J.: "A Test Loop for Testing Measuring Methods for the Mass Flow Rate of Two-Phase Flows", 1976 Meeting of the European Two-Phase-Flow Group, Erlangen, May 30 - June 2, 1976
- /3/ Reimann, J.; John, H.; Müller, U.: "Zweiphasenmassenstrom-Messungen: Ein Vergleich verschiedener Meßverfahren"; Jahreskolloquium 1980 des Projektes Nukleare Sicherheit, In: KfK- 3070 (Feb. 1981)
- /4/ Reimann, J.; John, H.; Müller, U.: "Measurements of Two-Phase Mass Flow Rate: A Comparison of Different Techniques"; Int. J. Multiphase Flow, Vol. 8, No. 1 (1982)
- /5/ Reimann, J.; John, H.; Demski, A.; Pawlak, L.; Seeger, W. and Weinbrecht R.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren", In: Projekt Nukleare Sicherheit, Jahresbericht 1980, KfK-2950 (Aug. 1981), S. 4100/75-4100/114
- /6/ John, H.; Reimann, J.; Müller, U.: "Test of Two-Phase Mass Flow Rate Instrumentation in Transient Steam Water Flow"; I.U.T.A.M. Symposium, Measuring Techniques in Gas-Liquid Two-Phase-Flows, Nancy, France, July 5-8, 1983
- /7/ John, H.; Reimann, J.; Alsmeyer, H. and Megerle, A.: "Seriellles 5-Strahl-Gamma-Densitometer zur Dichtemessung einer Zweiphasenströmung", KfK-2783 (Nov. 1979)
- /8/ Reimann, J.; John, H.; Müller, S.: "Impedance Probe for Detecting Flow Regime and Measuring the Phase Distribution in Horizontal Air-Water- and Steam-Water Flow"; Two-Phase Flow Instrumentation Review Group Meeting, Troy, New York, March 13-14, 1978.
- /9/ Müller, St.: "Verfahren und Einrichtung zum Identifizieren einer Zweiphasen-Strömung, Reaktortagung, Hannover, 5.-7. April 1978, S. 174-177.
- /10/ Class, G.; Wagner, K.; Reimann, J.: "Transient Two-Phase Mass Flow Rate Measurements with a True Mass Flow Meter"; Two-Phase Instrumentation Review Group Meeting, Troy, New York, March 13-14, 1978.
- /11/ Wagner, K.; Reimann, J.; Class, G.; John, H.; Schloss, F.: "Transient and Steady-State Two-Phase Mass Flow Rate Measurements With a True Mass Flow Meter", ANS-Transaction-ENC '79 Vol. 31 (May 1979), pp. 431-433

- /12/ Hain, K.; Brüderle, F.; Butzer, W.; Schloß, F.; Vollmer, T.; "True Mass Flow Meter 50 - Ein direkt anzeigendes Massenstrom-Meßgerät hoher Genauigkeit für transiente Zweiphasenströmungen bis $\dot{m} = 50 \text{ kg/s}$ ", KfK-3197 (Okt. 1981)
- /13/ John, H.; Hain, K.; Brüderle, F.; Reimann, J.; Schloss, F.: "Test des Massenstrommeßgerätes TMFM-50 für Zweiphasenströmungen". KfK-3215, (Okt. 1981)
- /14/ John, H.; Hain, K.; Brüderle, F.; Reimann, J.; Volmer, T.: "Tests of an Advanced True Mass Flow Meter (TMFM) in Gas Liquid Flow". ASME-Paper 82-FE-23 (June 1982)
- /15/ Class, G.: "Residual Error Problems in True Mass Flow Meters" IUTAM-Symposium, Nancy, France, July 5-8, 1983
- /16/ Barschdorff, D.; Class, G.; Loeffel, R.; Reimann, J.: "Mass Flow Measuring Techniques in Transient Two-Phase Flow", Specialists' Meeting on Transient Two-Phase Flow, Toronto, August 3-4, 1976
- /17/ Riebold, W.; Barschdorff, G.; Class, G.; Hampel, G.; Kosfeld, R.; Loeffel, R.; Reimann, J.; Wesser, U.: "Summary of German Instrumentation Research"; 6th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Washington, Nov. 7-11, 1978.
- /18/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.; Chen, L.L.; Goodrich, L.D.: "EG&G Mass Flow Rate Instrumentation Tests at Kernforschungszentrum Karlsruhe", Analyses Report, Vol. 1, KfK-2812, (Dec. 1979)
- /19/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.; Stephens, A.G.; Goodrich, L.D.: "EG&G Mass Flow Rate Instrumentation" Tests at Kernforschungszentrum Karlsruhe, Data Report Vol. 1, KfK-2784, (Dec. 1979)
- /20/ Reimann, J.; John, H.; Löffel, R.; Solbrig, C.W.; Hoskinson, R.L.; Good, R.R.: "Mass Flow Rate Measurements in Horizontal Steam-Water Flow With a Drag Disc Turbine Transducer, a Gamma Densitometer and the Radiotracer Technique", NUREG/CP-0014, Vol. 2 (Oct. 1980), pp. 982-998
- /21/ Reimann, J.: "Developments in Two-Phase Mass Flow Rate Instrumentation"; NATO-Advanced Workshop on Advances in Two-Phase Flow and Heat Transfer, Spitzingsee/Schliersee, August 31 - Sept. 3, 1982.
- /22/ Frank, R.; Reimann, J.; John, H.: "Mass Flow Rate and Quality Measurements with a Venturi Nozzle and a Turbine Meter in Steam-Water Flow". European Two-Phase Flow Group Meeting, University of Strathclyde, Glasgow, June 3-6, 1980
- /23/ Reimann, J.; John, H.; Frank, R.: "Measurement of Mass Flow Rate and Quality With a Venturi Nozzle and a Turbine Meter in Steam-Water Flow", Proc. of OECD (NEA), CSNI 3rd. Spec. Meeting on Transient Two-Phase Flow, Pasadena, CA, March 23-25, 1981; CSNI-Report Nr. 61, 1981.

/24/ Reimann, J.; Kusterer, H.; John, H.: "Mass Flow Rate Measurement with Pitot Tubes and a Density Measurement", I.U.T.A.M. Symposium: Measuring Techniques in Gas-Liquid Two-Phase Flows, Nancy, France, July 5-8, 1983

6. Nomenklatur

A	Strömungsquerschnitt
c	Konstante
f	Frequenz des Turbinenradzählers
g	Erdbeschleunigung
Δh	Höhenunterschied
I	Impulsflußdichte
K	Konstante
m	Massenstrom
M_a	Drehmoment
Δp	Druckdifferenz
r	Rotorradius
v	Geschwindigkeit
α	Gasvolumenanteil
ρ	Dichte
ω	Winkelgeschwindigkeit

Indizes:

D	Dichtemessung
F	Flüssigkeit
G	Gas
m	querschnittsgemittelt
2P	zweiphasig
RT	Radiotracer
S	Stauscheibe
T	Turbinenradzähler
TMFM	True Mass Flow Meter
V	Venturidüse

ZWEIPHASENSTRÖMUNGEN IN ROHRVERZWEIGUNGEN (T-STÜCKEN)

J. Reimann, H. John, W. Seeger, C. Smoglie

1. Einleitung

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

Während bei Normalbetrieb die Rohrleitungen des Primärkreises von Wasser durchströmt werden, kann bei einem Kühlmittelverluststörfall eine zweiphasige Strömung auftreten. Bei der Strömung eines Gas-Flüssigkeit-Gemisches durch eine solche Verzweigung ist mit der Aufteilung des Massenstroms eine Umverteilung der Phasen verbunden (Abb. 1). Die schwerere Flüssigkeit strömt bevorzugt gera-

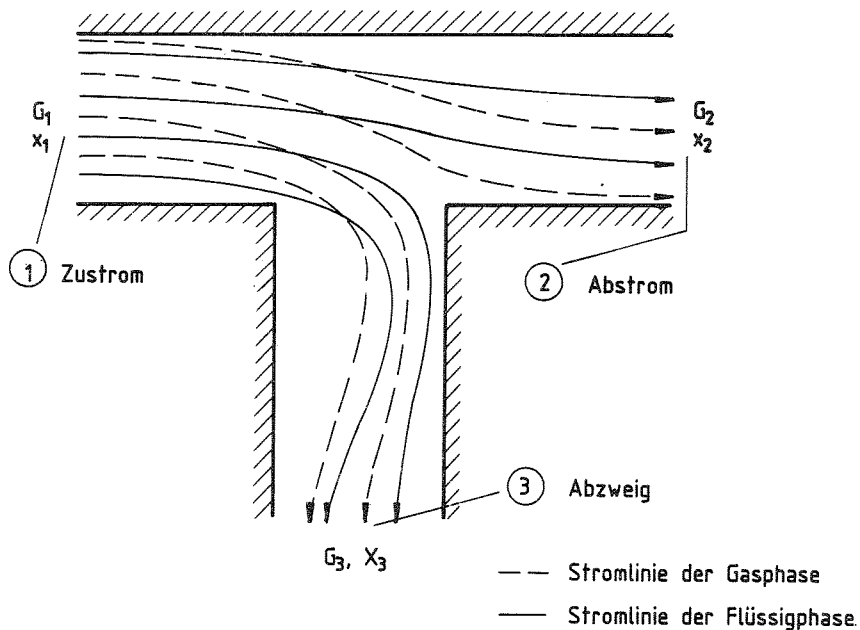


Abb. 1 Schematische Darstellung der Umverteilung einer Zweiphasenströmung in einem T-Stück

deaus; die leichtere Gasphase kann besser der Umlenkung folgen. Diese Umverteilung ist abhängig vom Massenstrom und Dampfgehalt der Zuströmung, den charakteristischen Stoffgrößen, den Druckdifferenzen und geometrischen Größen wie Durchmesser Verhältnis und Strömungsrichtung in den einzelnen Schenkeln der Verzweigung. Neben der Phasenumverteilung ist der zweiphasige Druckverlust über die Verzweigung von Bedeutung; beide Größen lassen sich derzeit nur ungenügend berechnen; zur Entwicklung entsprechender Modelle sind daher geeignete Experimente erforderlich.

2. Versuchsprogramm und experimenteller Aufbau

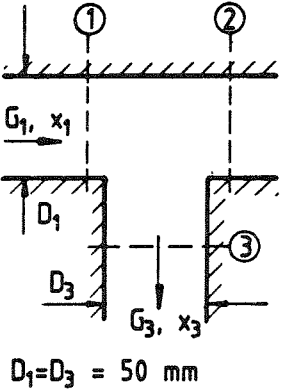
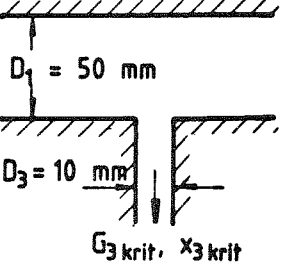
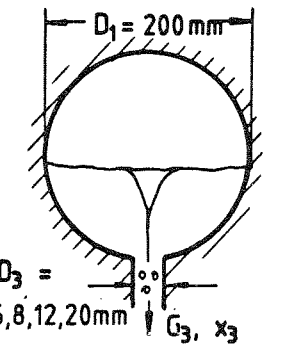
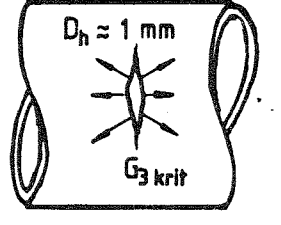
Aufgrund der Vielzahl der vorhandenen Einflußgrößen können Experimente nur einen begrenzten Parameterbereich überdecken. Im Hinblick auf die Bedeutung für die Reaktorsicherheit wurde das in Tab. 1 dargestellte Versuchsprogramm aufgestellt: die Verzweigungen sind T-Stücke verschiedener Geometrie; die Zuströmung erfolgt horizontal.

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

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

Die Teststrecke c) ist von Bedeutung für den sog. Kleine-Leck-Störfall. Hier interessiert vor allem der Fall, daß im Hauptrohr eine geschichtete Zweiphasenströmung vorliegt. Die Strömung durch das kleine Leck (simuliert durch Abzweige mit $D_3/D_1 \ll 1$) ist stark abhängig von der Lecklage und der Wasserspiegelhöhe.

Die für 1984 geplanten Untersuchungen mit der Teststrecke d) stehen im Zusammenhang mit der Entwicklung eines Leck-vor-Bruch-Kriteriums: hier ist das Ziel die Bestimmung des kritischen Massen-

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

Tab. 1 Experimentelle Untersuchungen zur Zweiphasenströmung in T-Stücken

stroms durch reale Rohrrisse und der Vergleich mit diversen Berechnungsmodellen.

Für die Experimente werden der im vorangegangenen Beitrag /1/ beschriebene Luft-Wasser- und Dampf-Wasser-Kreislauf benutzt. Abb. 2 zeigt schematisch die für die Versuche a) und b) notwendige Erweiterung (Einzelheiten siehe /2/, /3/): Die Bestimmung der Massenströme und Dampfgehalte in beiden Zweigen stromab des T-Stücks erfolgt sowohl bei Luft-Wasser- als auch Dampf-Wasser-Betrieb durch Separation der Phasen und anschließender Messung in einphasigem Zustand. Dazu werden bei Dampf-Wasser-Betrieb die vom Separator abgehenden Leitungen entweder beheizt oder gekühlt. Aufgrund der extremen Variationsbreite der einphasigen Massenströme ($0.024 \leq \dot{m}_{\text{Wasser}} \leq 30 \text{ kg/s}$; $0.001 \leq \dot{m}_{\text{Gas}} \leq 3 \text{ kg/s}$) befinden sich in jedem Dampfzweig 3 Meßstrecken und in jedem Wasserzweig 4 Meßstrecken. Diese Meßstrecken wurden mit variablen Drosselstellen bestückt, wobei die meisten dieser Meßstrecken für zwei verschiedene Drosselkörperstellungen geeicht wurden. Stromab der einphasi-

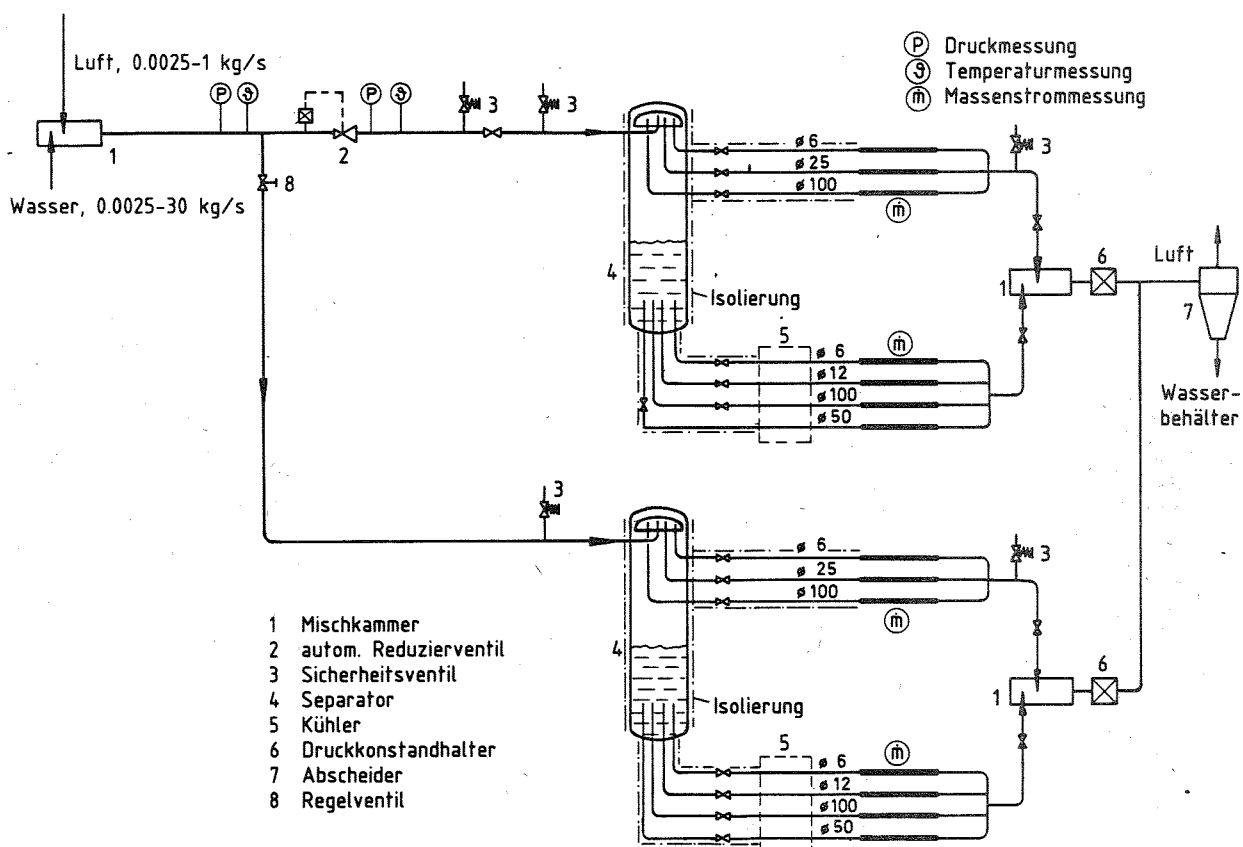


Abb. 2 Meß- und Regelschema für Experimente mit T-Stücken

gen Meßstrecken werden die Phasen wieder zusammengeführt und strömen in den Kondensator bzw. den Luft-Wasser-Abscheider. Bei der Konzeption der Versuchsanlage wurde besonderer Wert gelegt auf eine optimale Auslegung der Separatoren und auf die selbsttätige Einstellung eines stabilen Betriebspunktes.

Zur Messung des Druckverlaufs längs der Rohrachsen und über das T-Stück hinweg standen 4 parallel angeordnete Differenzdrucktransmitter mit unterschiedlichen Meßbereichen zur Verfügung, die mit einem System von Ventilen mit den diversen Druckanbohrungen verbunden wurden; Abb. 4 enthält z.B. die Lage und Anzahl der Druckanbohrungen für Teststrecke a) bei waagrechttem Abzweig.

Die Bestimmung des Massenstroms und Dampfgehalts im Abzweig bei Verwendung der Teststrecke c) erfolgte ebenfalls unter Verwendung eines Separators. Zur Sichtbarmachung der Strömung bestand die Teststrecke im Bereich des Abzweigs aus Plexiglas (Details siehe /2/).

3. Versuchsergebnisse

3.1 T-Stück mit $D_1=D_2=D_3 = 50$ mm

Abb. 3 zeigt ein Beispiel für die Umverteilung der Strömung bei verschiedenen Abzweigorientierungen jedoch gleichen Zustromwerten in einer Darstellung mit dem Verhältnis der Dampfgehalte von Abstrom x_3 zu Zustrom x_1 als Ordinate und dem Verhältnis der Massendichte von Abstrom G_3 zu Zustrom G_1 als Abszisse: Eine Kurve entsteht durch Durchfahren einer Drosselkurve: ausgehend von einem Zustand mit vollgeöffnetem Abstromventil und geschlossenem Abzweigventil wird schrittweise das erste Ventil geschlossen und das zweite geöffnet. Würde keine Phasenumverteilung auftreten, so würden alle Punkte auf der waagerechten Gerade $x_3/x_1 = 1$ liegen. Die experimentellen Ergebnisse zeigen jedoch i.a. eine starke Abweichung von diesem Wert. Während bei nach unten gerichtetem Abzweig zum Teil ein erhöhter Wasseranteil im Abzweig auftritt, stellt sich bei nach oben gerichtetem Abzweig ein wesentlich erhöhter Gasanteil ein; die Punkte liegen hier in einem weiten Bereich nahe der Kurve der totalen Phasenseparation, die den Fall beschreibt,

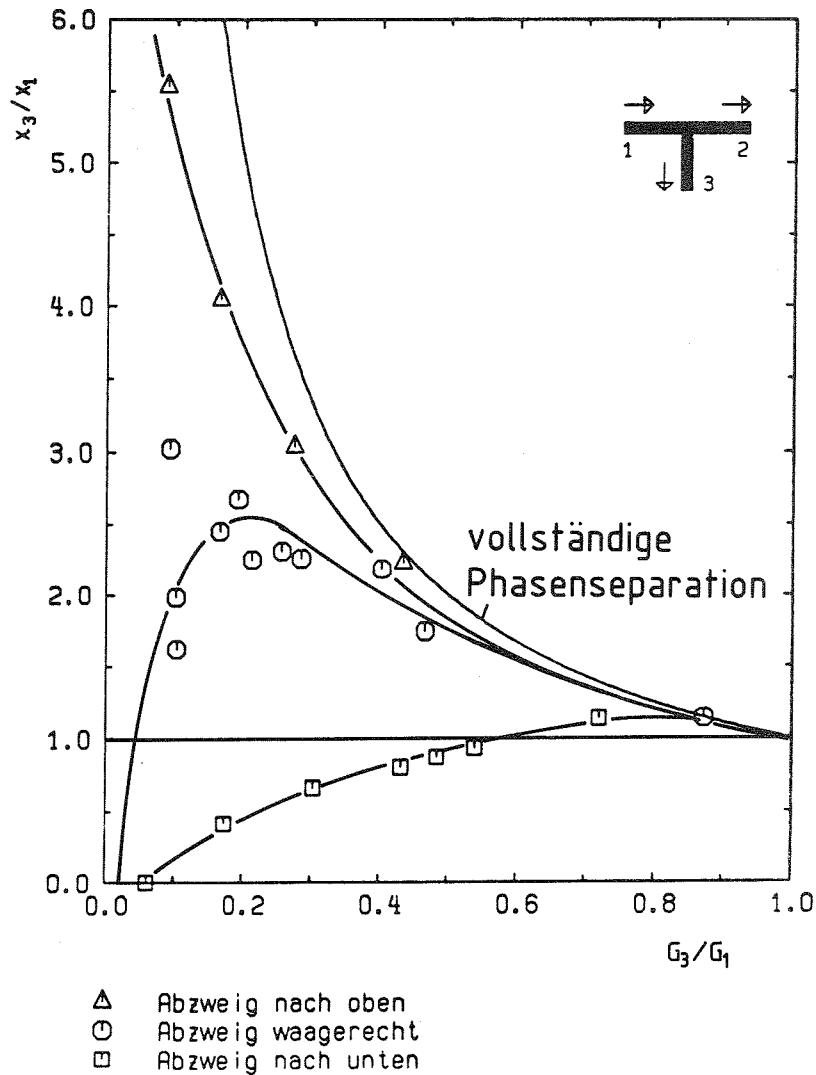


Abb. 3 Massenstromumverteilung: Luft-Wasser-Strömung
 $p_1=7$ bar, $G_1=2000$ kg/(m² s), $x_1=2$ %

daß der gesamte Gasvolumenstrom des Zustroms in den Abzweig strömt. Entsprechende Ergebnisse wurden für eine Vielzahl von Luft-Wasser- und Dampf-Wasser-Versuchen erhalten; eine empirische Korrelation zur Beschreibung aller Ergebnisse wird derzeit entwickelt.

Abb. 4 zeigt ein Beispiel für die Druckverläufe längs der Rohrachsen. In einiger Entfernung vom T-Stück wird der Druckabfall durch die Rohrreibung bewirkt; im T-Stück selbst tritt aufgrund

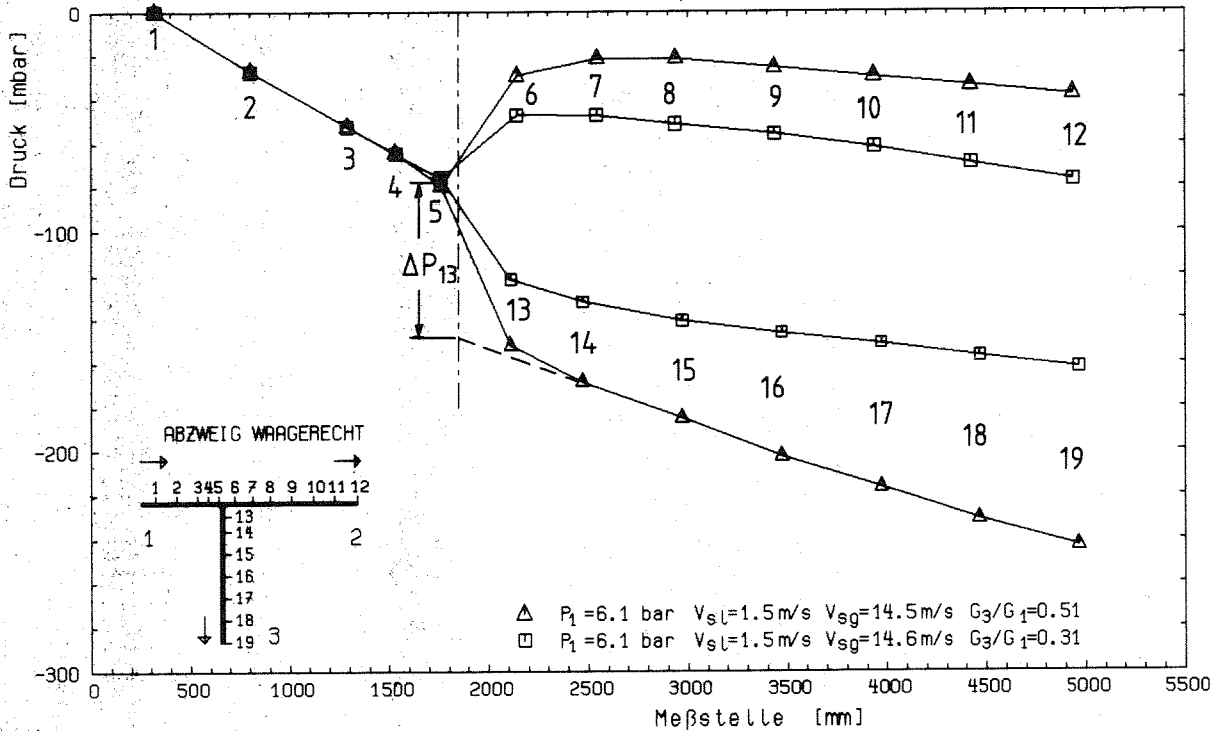


Abb. 4 Gemessene Druckverläufe (waagrechtes T-Stück)

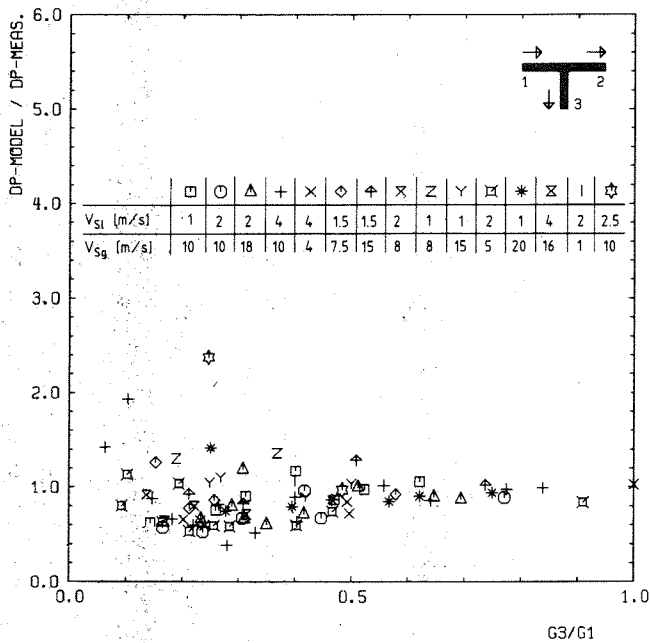


Abb. 5 Verhältnis von berechnetem zu gemessenem Druckverlust Δp_{1-3}

der Vergrößerung des Strömungsquerschnittes ein Druckanstieg auf; aufgrund der Verwirbelung der Strömung jedoch ein Druckabfall. Im Abzweig ist aufgrund der großen Verluste durch die Strömungsablösung (vgl. Abb. 1) der Druckverlust dominierend; im Abstrom überwiegt meist der Druckanstieg.

Zur Bestimmung des Druckverlustes Δp_{1-3} zwischen Zustrom und Abzweig wurde ein Modell entwickelt, das in /4/ im Detail beschrieben ist. Abb. 5 zeigt für Luft-Wasser-Strömung

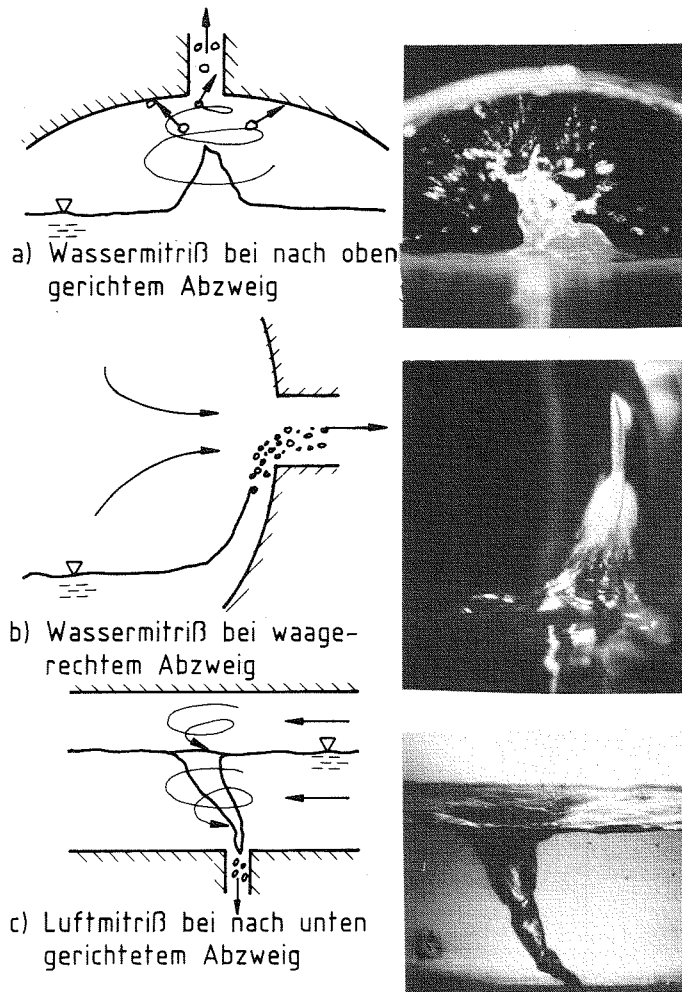


Abb. 6
Wasser- bzw. Luftmitriß bei verschiedenen Abzweigrichtungen

findet sich das Leck an der Unterkante des Rohres, so strömt bei kleiner Druckdifferenz und hohem Wasserspiegel nur Wasser aus. Ab einem bestimmten Wert der Druckdifferenz bzw. des Wasserspiegels wird Gas mitgerissen. Abb. 6c zeigt, daß sich für den Fall, daß der Zuströmmassenstrom gleich dem Abzweigmassenstrom ist, eine drallbehaftete Strömung einstellt. Strömt nur ein Teil des zuströmenden Fluids durch das Leck, so ergibt sich eine drallfreie Ausströmung (vgl. /2/).

bei waagrecht abzweig das Verhältnis der berechneten zu gemessenen Druckverluste als Funktion des Massenflußverhältnisses G_3/G_1 . Die Werte streuen in guter Näherung um den Wert 1; bisher in der Literatur verwendete Modelle weichen mit abnehmendem G_3/G_1 stark von 1 ab (typischer Wert: $\Delta p_{\text{Modell}}/\Delta p_{\text{Mess}} = 4$ bei $G_3/G_1 = 0.25$). Ähnliche Ergebnisse wurden bei Dampf-Wasser-Strömung und anderen Abzweigorientierungen erzielt.

3.2 Ausströmung aus kleinem Leck bei geschichteter Strömung im waagrechteten Rohr

Je nach Zuströmbedingung und Lage des Lecks (= Abzweig) treten sehr verschiedenartige Ausströmformen auf: Be-

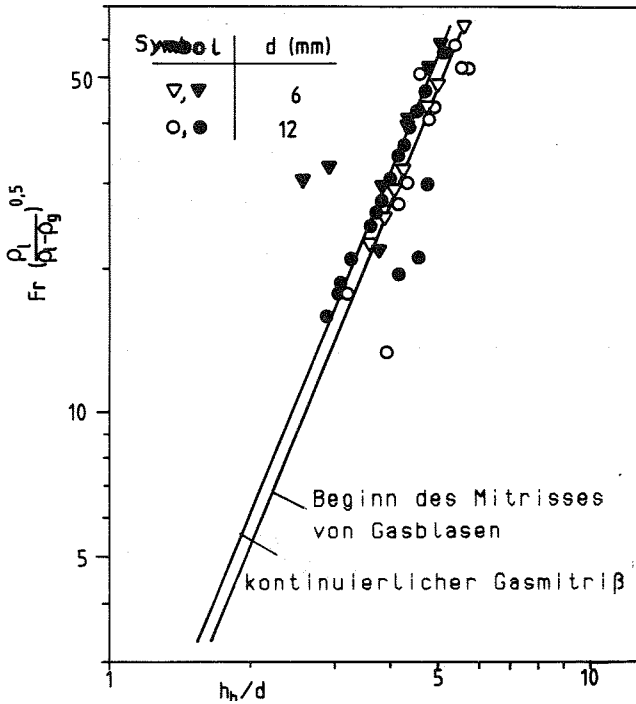


Abb. 7
Beginn des Luftmitrisses bei drallfreier Strömung durch den Abzweig

Bei nach oben gerichtetem Leck kann ein Wassermitriß erfolgen (Abb. 6a). Aufgrund des starken Dralls der Luftströmung gelangt nur ein kleiner Teil dieses Wassers in den Abzweig.

Bei waagerechtem Abzweig sind je nach Wasserspiegelhöhe alle Fälle möglich. Abb. 6b zeigt den Flüssigkeitsmitriß für den Fall, daß der Abzweig sich oberhalb des Wasserspiegels im Zustrom befindet.

Abb. 7 zeigt für den nach unten gerichteten Abzweig Ergebnisse für den Beginn des Luftmitrisses für drallfreie Abströmung (weitere Ergebnisse siehe /5/, /6/)

Es bedeuten:

- $Fr = V_{13} / \sqrt{g \cdot d}$ Froude Zahl
- V_{13} Flüssigkeitgeschwindigkeit im Abzweig
- d Abzweigdurchmesser
- g Schwerkraft
- ρ_l Dichte der Flüssigkeit
- ρ_g Dichte des Gases
- h_b Höhe des Wasserspiegels bei Beginn des Luftmitrisses

Von Interesse ist der Verlauf der Leck-Massenstromdichte G_3 und des Leck-Dampfgehaltes x_3 für Werte $h < h_b$. Abb. 8 zeigt diese Größen in normierter Darstellung für verschiedene Abzweigdurchmesser und Druckdifferenzen. Die Experimente liegen in guter Näherung jeweils auf einer Kurve. Ersichtlich ist die starke Abnahme des

Gesamtmassenstroms bzw. Zunahme des Dampfgehaltes bei kleiner werdendem Abstand.

Entsprechende Ergebnisse für den nach oben gerichteten Abzweig wurden in /3/ und /7/ beschrieben. Detaillierte Untersuchungen mit waagerechtem Abzweig sind derzeit im Gange.

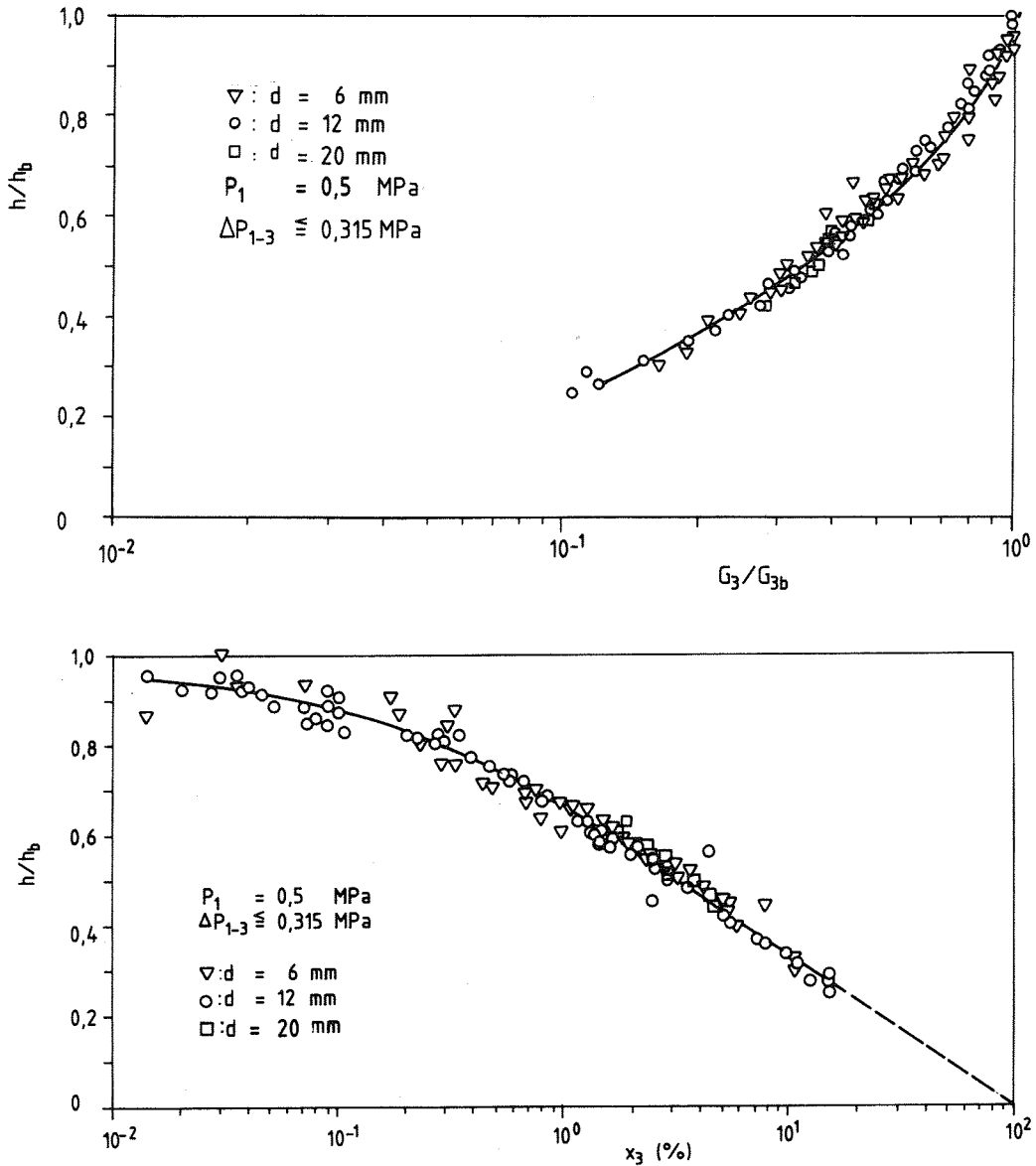


Abb. 8 Verhältnis der Massenstromdichte G_3/G_{3b} und des Dampfgehaltes x_3 als Funktion der normierten Wasserspiegelhöhe

4. Literatur

- /1/ John, H., Reimann, J.: "Untersuchung von Instrumentierungen für Zweiphasenströmungen". In: KfK-3630 (Dez. 1983), S. 65-82
- /2/ Reimann, J., et al.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren". PNS-Jahresbericht 1981, KfK-3250, (Juni 1982), pp. 4100-86 - 4100-99
- /3/ Reimann, J., et al.: "Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren verschiedener Zweiphasen-Massenstrom-Meßverfahren". PNS-Jahresbericht 1982, KfK-3350, (Juli 1983), pp. 4100-94-4100-107
- /4/ Reimann, J., Seeger, W.: "Two-Phase Pressure Drop in a Dividing T-Junction". The Mechanics of Gas Liquid Flow Systems, Euromech Colloquium 176, Villard de Lans, France, Sept. 21-23, 1983
- /5/ Reimann, J., Khan, M.: "Flow Through a Small Pipe at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow". Annual Meeting of the European Two-Phase Flow Group, Paris la Defense, June 2-4, 1982
- /6/ Reimann, J., Khan, M.: "Flow Through a Small Pipe at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow". ISBN Number 0-89448-110-X, Vol. 1, (Jan. 1983), pp. 170-177
- /7/ Reimann, J., Smoglie, C.: "Flow Through a Small Pipe at the Top of a Large Pipe with Stratified Flow". Annual Meeting of the European Two-Phase Flow Group, Zürich, Switzerland, June 14-16, 1983.

KOAXSONDE UND HOCHFREQUENZVERFAHREN ZUM MESSEN
IN EINER ZWEIPHASENSTRÖMUNG

St. Müller

1. Einleitung

Die Kenntnis des Massenstromes in Zweiphasenströmungen ist für die Sicherheit von Leichtwasserreaktoren sowie in vielen Bereichen der Grundlagenforschung und Industrie von besonderer Bedeutung. Eine wichtige Kenngröße des Massenstromes ist die Strömungsform, (z.B. Blasen-, Tröpfchen- oder Schwallströmung) die sich aus einer oder mehreren lokalen Messungen des Verlaufs der Phasengrenzen bestimmen läßt. Vorhandene Meßmethoden zur Bestimmung der Strömungsform sind für den Einsatz in einer Wasser-Heißdampfströmung jedoch wenig geeignet. Daher sollte eine Sonde mit folgenden Merkmalen entwickelt werden:

- kleine Abmessungen (unter 1 mm Durchmesser),
- geringe Ansprechzeit (im Mikrosekundenbereich),
- gute mechanische und thermische Festigkeit (bei Drücken bis 150 bar, Strömungsgeschwindigkeiten bis 50 m/s und Temperaturen bis 800 °C sollte eine ausreichende Standzeit gewährleistet sein),
- einfacher elektrischer Aufbau.

Zur Herstellung eines Meßfühlers, der die genannten Forderungen erfüllt, wurde eine koaxiale Meßleitung mit Stahlmantel ausgewählt und auf 0,6 mm Durchmesser heruntergehämmert. Durch keramischen Verschluß der Meßspitze konnte ein ausreichender Korrosionsschutz erreicht werden. Während die vorhandenen Meßverfahren überwiegend die unterschiedlichen Leitfähigkeiten von flüssiger und gasförmiger Phase ausnützen, werden bei dieser Entwicklung die unterschiedlichen dielektrischen Verluste zur Messung der Phasen herangezogen. Dazu wird die Meßsonde mit einer Trägerfrequenz bis etwa 300 MHz beaufschlagt und die Dämpfung einer stehenden Welle gemessen.

Mit einer nach diesem Prinzip arbeitenden Sonde war es zum ersten Mal möglich, die Profile der Phasenverteilung eines Wasser-Dampf-

Gemisches zu bestimmen. Die Messungen wurden bei Systemdrücken bis zu 150 bar durchgeführt. Mit einer Verstelleinrichtung konnte die radiale Meßposition über eine Durchmesserlinie des Rohres verändert werden. Über diese und weitere Arbeiten ist in /1,2,3/ berichtet worden. Diese Meßmethode wird inzwischen bei verschiedenen in- und ausländischen Forschungseinrichtungen angewendet, unter anderem in Kreisläufen mit Frigen als Modellflüssigkeit und bei der Erdölsuche. Den Bau der Sonden und die nicht käuflichen Anteile der Meßkette hat die Fa. Künzer, Im Stift 6-8, 585 Hohenlimburg in Lizenz /4/ der KfK übernommen.

2. Kurzbeschreibung des Meßprinzips

Das Meßverfahren beruht auf der physikalischen Erkenntnis, daß sich an Hochfrequenz führenden Leitungen bei bestimmten Reflektionsverhältnissen "Stehende Wellen" bzw. "Leitungsresonanzen" ausbilden.

An der offenen Sondenspitze befindet sich dabei immer ein Spannungsbauch. Vor dieser koaxialen Spitze bilden sich in einem Halbkugelraum hochfrequente elektrische Felder zwischen Innenleiter und Außenmantel aus. Werden in dieses Feld Stoffe oder Phasen mit unterschiedlichen dielektrischen Verlusten eingebracht, so wird dadurch auch die Leitungsresonanz unterschiedlich stark bedämpft. Der bedämpfte oder nicht bedämpfte Zustand kann durch Auskoppelung in der Sondenzuleitung abgefragt werden, z.B. mit einem isolierten Leitungsdraht, eingefädelt zwischen Außen- und Innenleiter. Das Trennen dieser modulierenden Meßinformation vom Träger muß nicht besonders vorgenommen werden, da die üblichen Sicht- oder Weiterverarbeitungsgeräte die hohe Trägerfrequenz von z.B. 300 MHz unterdrücken. Das Nutzsignal stellt sich dann in der Form einer ja/nein-Aussage auf einem Oszillographen dar. In Abb. 1 ist das Aufbauschema für die Phasenidentifikation wiedergegeben. In der Signalerfassung ist der Signalverlauf dargestellt, mit einem hohen Pegel U_D , wenn eine Dampfblase die Sondenspitze erreicht, und einem niederen Pegel U_W , wenn die Sonde im Wasser eintaucht. Zusätzlich ist für einige Stoffe die relative Dielektrizitätskonstante angegeben.

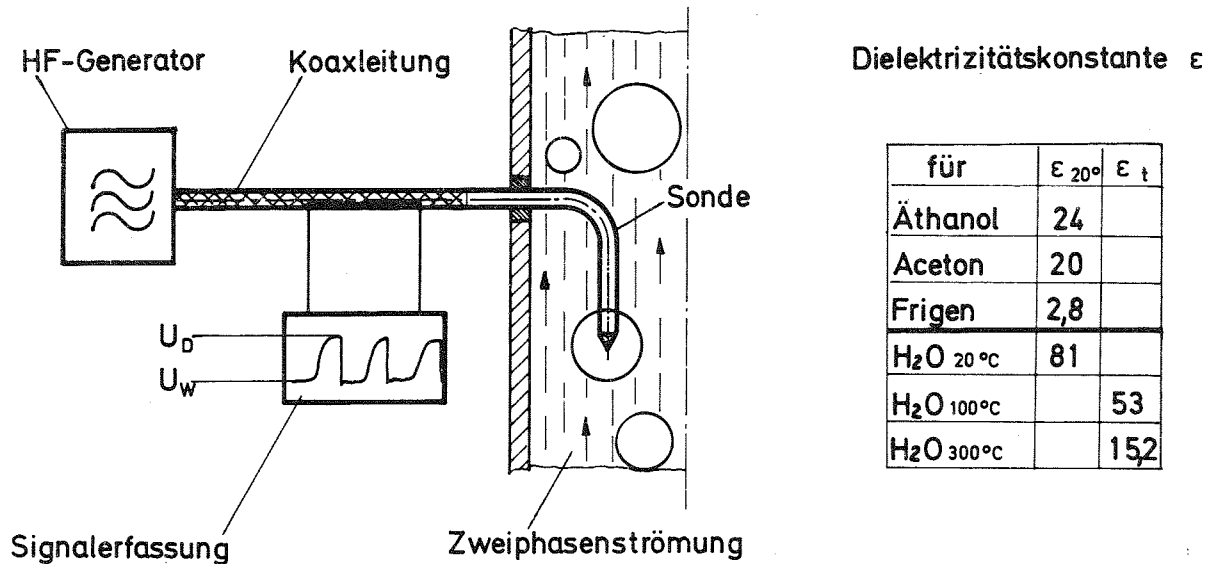


Abb. 1 Aufbauschema für die Phasenidentifikation, Auflistung von Dielektrizitätskonstanten

Zusätzlich sei erwähnt, daß man aus der Signalanstiegs- und Abfallflanke auf die jeweils zugehörige Phase schließen kann. Die Unsymmetrie des Signalverlaufes ist durch die Oberflächenspannung der Flüssigkeit, z.B. an einer Dampfblase (langsamer Anstieg) und durch den Benetzungssprung beim Eintauchen in die flüssige Phase (steiler Abfall) bedingt.

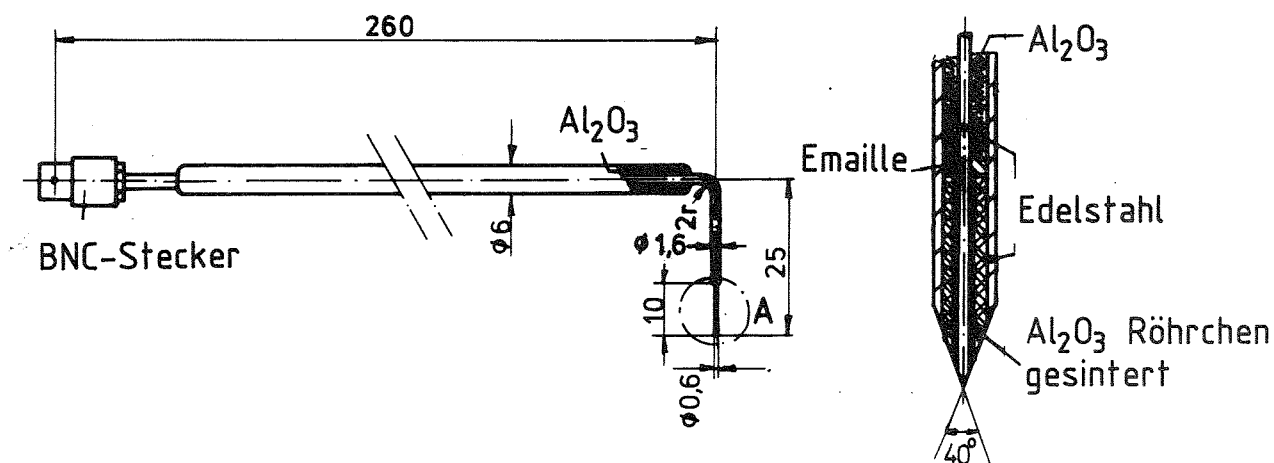
3. Signalverarbeitung

Die einfachste, aber etwas zeitaufwendige Art des Auswertens ist das direkte Ausmessen von Phasenanteilen und anderen Größen aus einem Meßschrieb. Wesentlich mehr Auswertemöglichkeiten erhält man jedoch, wenn das Signal (über eine Triggerschwelle laufend) in Rechtecksignale umgewandelt wird und so für die Weiterverarbeitung zur Verfügung steht. In diesem Fall können nicht nur die Dampf- und Wasseranteile gezählt werden, sondern auch verschiedene Funktionen wie Häufigkeiten und Verteilungen von Tröpfchen oder Blasen mit Impulshöhenanalysator oder Computer berechnet werden. Im einzelnen lassen sich daraus dann quantitative Unterscheidungskriterien für die einzelnen Strömungsformen wie Blasen-, Schwall- oder Ringströmung ableiten /5/. Sollen jedoch Geschwindigkeitsmessungen, z.B. mit Hilfe von zwei hintereinander in der Strömung ange-

ordneten Sonden unter Einsatz eines Korrelators vorgenommen werden, so muß wieder das unveränderte Originalsignal benutzt werden.

4. Sondentechnologie

Die genannten, hohen Beanspruchungen der Sondenspitze machen den Einsatz entsprechend widerstandsfähiger Materialien notwendig. Als Beispiel sei die hauptsächlich verwendete Bauart für eine Vestelleinrichtung im System Wasser-Heißdampf gezeigt (Abb. 2). Die Spitze bildet eine auf ca. 0,6 mm Durchmesser gehämmerte, koaxiale Edelstahl-Mantelleitung. Sie ist mit einem gesinterten Al_2O_3 -Röhrchen verschlossen. Dieses Röhrchen kann nach dem Entfernen der pulverisierten Al_2O_3 -Leitungsisolierung eingeschoben und mit Emaille festgelegt und gedichtet werden. Die Spitze wird anschließend schlank ausgeschliffen. Für die Anwendung in weniger korrosiven Medien wie Wasser-Luft und bei Raumtemperatur oder in Frigen kann die Sondenspitze ohne Röhrchen eingesetzt werden. Sie muß dann nur mit einem dünnflüssigen Kleber isolierend abgedichtet werden. Hierbei kann der Sondendurchmesser (begrenzt durch die Hämmerbacken der Rundhämmermaschine) bis auf 0,4 mm reduziert werden.



Einzelheit "A"

Abb. 2 Ausführungsbeispiel einer Meßsonde mit korrosionsbeständiger Spitze für Messungen in Wasser-Heißdampf bis 150 bar

6. Schlußbemerkung

Es wurde eine kleine, robuste Sonde zum lokalen Messen des Phasen-
zustandes mit dem dazu angepaßten Meßverfahren vorgestellt. Die
Einrichtung hat sich im praktischen Einsatz gut bewährt. Die be-
sonderen Merkmale sind:

- Quasi-Unabhängigkeit von der elektrischen Leitfähigkeit des
Fluids, damit funktionsfähig auch im vollentsalztem Wasser, Fri-
gen usw. ,
- Durchstrahlungsvermögen dünner Restfilme an der Sondenspitze
durch die sehr hohe Trägerfrequenz,
- sehr kurze Ansprechzeiten des Systems, verwirklicht durch sehr
hohe Trägerfrequenzen ("Stehwellenprinzip") und kleine Leitungs-
und Sondenkapazitäten,
- einfacher mechanischer und elektrischer Aufbau.

7. Literatur

- /1/ Müller, St.: unveröffentlichter Bericht (1976)
- /2/ Müller, St.: "Verfahren und Einrichtung zum Identifizieren
einer Zweiphasenströmung", Reaktortagung Hannover, 4.-7.
April 1978, S. 174-177.
- /3/ Reimann, J., John, H., Müller, St.: "Impedance Probe for
Detecting Flow Regime and Measuring the Phase Distribution in
Horizontal Air-Water and Steam-Water Flow", Two-Phase Flow
Instrumentation Review Group Meeting, Troy, N.Y., March 13-
14, 1978.
- /4/ Müller, St.: "Verfahren und Einrichtung zum Identifizieren
einer Zweiphasenströmung", DE-PS 2558588 (1978).
- /5/ Reimann, J., Arnold, G., Demski, A., John, H., Müller, St.:
unveröffentlichter Bericht (1977)

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM STOFFTRANSPORT IN DRUCKWASSER
I. Michael

1. Einleitung

In den mehrere Jahre in Betrieb befindlichen Kernkraftwerken mit Druckwasserreaktoren tritt eine Primärkreisaktivierung auf. Sie ist überwiegend auf Entstehen, Transport und Ablagerung radioaktiver Korrosionsprodukte zurückzuführen. Der Transport dieser Aktivitätsträger durch das Primärkühlmittel und die Ablagerung führen zur Aktivierung der gesamten Systemwandung, insbesondere aber der Dampferzeuger. Diese Systemaktivierung hat wegen der mit ihr verbundenen Strahlenbelastung die Einschränkung des Zugangs der Anlage, vor allem für das Reparaturpersonal, zur Folge. Um diese Aktivierung möglichst niedrig zu halten, sind optimale wasserchemische Maßnahmen und eine geeignete Werkstoffwahl zu treffen.

Ein wesentlicher Parameter für die Primärkreiskontamination ist die Metallabgabe des Dampferzeuger-Rohrwerkstoffes. In diesem Bericht stehen die Korrosion und die Metallabgabe solcher hochlegierten, vollaustenitischen Werkstoffe unter den Druck- und Temperaturbelastungen des Primärkreises von Druckwasserreaktoren im Vordergrund. Für unsere Untersuchungen standen zwei 4-Liter-Autoklaven zur Verfügung. Die typischen Dampferzeuger-Rohrwerkstoffe wurden in Streifenform verwendet.

Die Untersuchungen waren auf "neutrale Fahrweise" und den Zusatz von Lithiumhydroxid begrenzt. Die Zugabe von Borsäure blieb außer Betracht.

2. Grundlagen der Primärkreiskontamination

Die Primärkreisaktivierung und die damit verbundene Kontamination kommt dadurch zustande, daß durch Metallauflösung und durch Ablösung von Korrosionsprodukten aus den Deckschichten des Wandsystems, insbesondere des großflächigen Rohrsystems der Dampferzeuger, dem Primärwärmeträger ein Fremdstoffgehalt zugeführt wird.

Dieser Fremdstoffgehalt wird im Kühlmittelstrom beim Durchgang oder dem Verweilen in der Kernzone des Reaktors aktiviert, und es kommt bei Übersättigung in der Druckwasserlösung zum Partikelaustritt und zur Ablagerung. Die Ablagerung erfolgt vorzugsweise in den temperaturabgesenkten Bereichen bei den Dampferzeugern. Die so entstandenen Aktivitäten können bereits nach einem Jahr Reaktorbetriebszeit zu Dosisleistungen an den Systemwandungen von 3×10^3 J/kg h (0,3 rem/h) und mehr führen. Im Kernkraftwerk Obrigheim hatte sich in den Primärkammern der Dampferzeuger nach zwei Jahren ein Strahlenpegel von etwa 0,2 J/kg h (20 rem/h) aufgebaut, der in den Folgejahren leicht fallende bis konstante Tendenz zeigte.

3. Autoklavenanlage

Für die Untersuchung der Metall- und Metalloxidabgabe an Druckwasser dienten zwei 4-Liter-Autoklaven. Sie waren aus 18-10-Chromnickelstahl, Werkstoff-Nr. 1.4541, gefertigt. Um die Eisenmetallabgabe dieser Autoklaven an das Druckwasser zu verhindern, mußten sie innen mit einer Schutzschicht belegt werden. Die Schutzschicht war so zu wählen, daß sie keine Werkstoffkomponenten der Versuchsproben enthielt, daß die Korrosionsanfälligkeit gering und die Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme niedrig und bekannt waren. Schließlich wurde eine Goldbeschichtung gewählt. Sie konnte als verhältnismäßig dicke und geschlossene Schicht galvanisch aufgebracht werden. Die Firma DEGUSSA verfügt über Verfahren, nichtrostende Stähle mit festhaftenden Goldbeschichtungen bis etwa 20 μm zu versehen.

4. Untersuchungswerkstoff

Für die Dampferzeugerberohrung findet als typischer Werkstoff die vollaustenitische NiCr-Legierung auf der Eisenbasis Incoloy alloy 800 Verwendung. Es wurden deshalb für die Untersuchung der Metallabgabe an Druckwasser in Autoklaven die Werkstoffe

- Incoloy alloy 800 von Henry Wiggins und
- Nicrofer 3220, Werkstoff-Nr. 1.4876, VDM

ausgewählt. Die chemische Zusammensetzung beider Legierungen ist sehr ähnlich. Sie beträgt in Gew.-%:

	C	Cr	Ni	Mn	Si	Mo	Ti	Cu	Al	Fe
Incoloy alloy 800	0.05	20.0	31.5	0.7	0.5	0.03	0.4	0.1	0.33	46.4
Nicrofer 3220	0.08	20.0	32.0	0.8	0.3	0.20	0.5	0.2	0.55	45.4

Das Probenmaterial wurde in Blechstreifenform mit der Gesamtoberfläche von 30 cm² im Anlieferungszustand verwendet:

Incoloy alloy 800: weichgeglüht, lösungsgeglüht, kaltgewalzt

Nicrofer 3220: weichgeglüht, lösungsgeglüht, warmgewalzt.

Zur Erzielung einer definierten Oberflächenqualität wurden die Proben einer elektrochemischen Politur auf der Basis eines Elektrolyten mit Phosphor- und Schwefelsäure unterzogen.

5. Wasserqualität

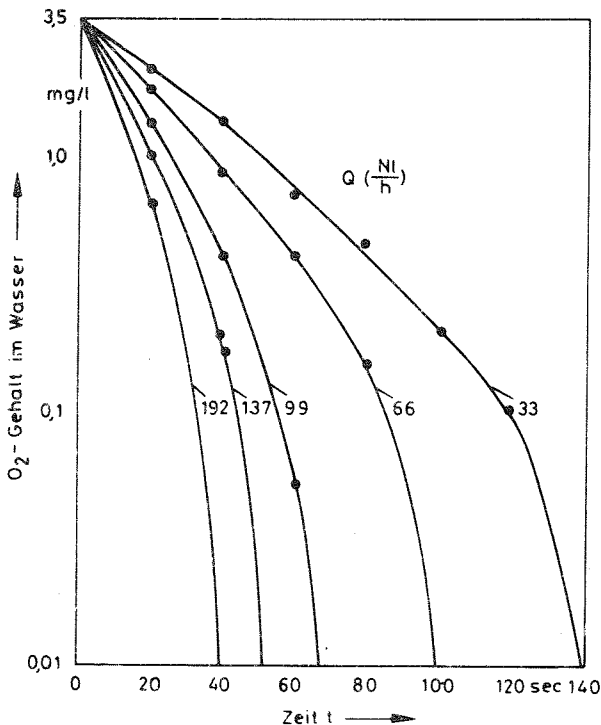


Abb. 1
Sauerstoff-Absenkung im Wasser durch Argon-Spülung

Aus einer eigens für diese Untersuchungen zur Verfügung stehenden Vollentsalzungsanlage (Elgastat B 104 HR) wurden für die Reststoffgehalte und den spezifischen elektrischen Widerstand im Ausgangswasser die Anforderungen der VGB-Speisewasser-Richtlinien für Druckwasserreaktoren erfüllt.

Um eine wirksamere Sauerstoffabsenkung zu erreichen, wurde das Speisewasser mit hochreinem Argon gespült. Abb. 1 zeigt den zeitlichen Verlauf der Abnahme von gelöstem Sauerstoff bei verschiedenen Spülraten bei Raumtemperatur. Der innere Querschnitt des Spülwasserbehälters

beträgt $21,2 \text{ cm}^2$, die Spülhöhe im Behälter 20 cm. Die zeitlich rasche Entfernung des gelösten Sauerstoffes ist deutlich zu erkennen. Die Alkalisierung erfolgte mit Lithiumhydroxid auf einem pH-Wert von 9, bei Raumtemperatur gemessen. Er entspricht einem pH-Wert von 6,6 des Druckwassers bei $300 \text{ }^\circ\text{C}$, wobei der Neutralpunkt bei dieser Temperatur bei 5,9 liegt.

6. Wasseranalytik

Die aus den Autoklaven entnommenen Wasserproben wurden mit Hilfe der flammenlosen Atomabsorptions-Spektrometrie (AAS) auf die von den Dampferzeuger-Rohrwerkstoffen Incoloy alloy 800 und Nicrofer 3220 abgegebenen Hauptlegierungskomponenten Eisen, Chrom und Nickel analysiert /1,2/.

7. Ergebnisse

Zunächst werden die Korrosionsergebnisse und danach die Metallgehalte bei verschiedenen Sauerstoffgehalten im Druckwasser dargestellt.

Plog /3/ hat die AES-Tiefenprofile der Eisengehalte unserer druckwasserkorrodierten Incoloy alloy 800-Proben untersucht, wie dies Abb. 2 zeigt. Die Probe 1 entspricht dabei einem O_2 -Gehalt im Ausgangswasser von 5 ppm, Probe 2 von 0,5 ppm und Probe 4 von 0,05 ppm. Dabei entsprechen die Defizite der Eisengehalte etwa den Eindringtiefen der Druckwasserkorrosionsschichten. Sowohl die Bestimmung der Oxidschicht auf den Incoloy 800-Proben mit Hilfe der optischen Interferenzmethode, der Mössbauer-Spektroskopie /4/, als auch mit der Auger-Elektronen-Spektroskopie zeigen, daß nicht der niedrigste Sauerstoffgehalt im Druckwasser, entsprechend 0,05 ppm im Speisewasser, zur dünnsten Oxidschicht führt, sondern der Sauerstoffgehalt von 0,5 ppm.

8. Metallgehalte im Autoklavenwasser

Einen typischen zeitlichen Verlauf des Metallgehaltes im Autoklavenwasser zeigt die analysierte Eisenkonzentration in Abb. 3.

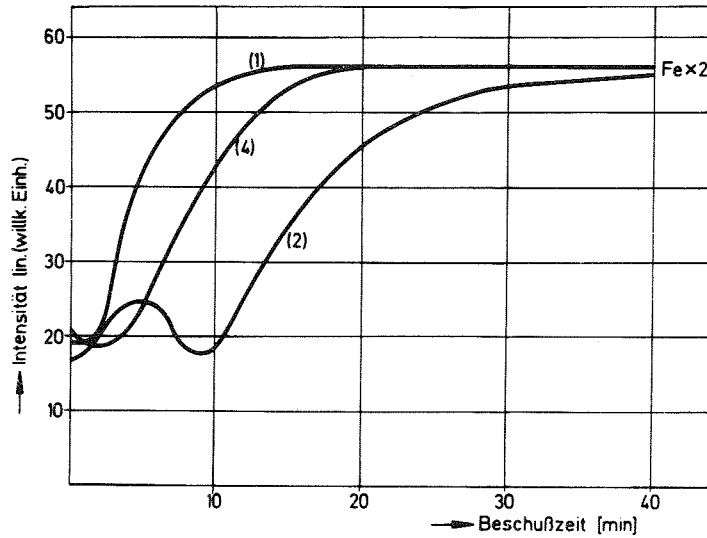


Abb. 2 AES-Tiefenprofil der Eisengehalte druckwasser-korrodiertes Proben aus Incoloy 800

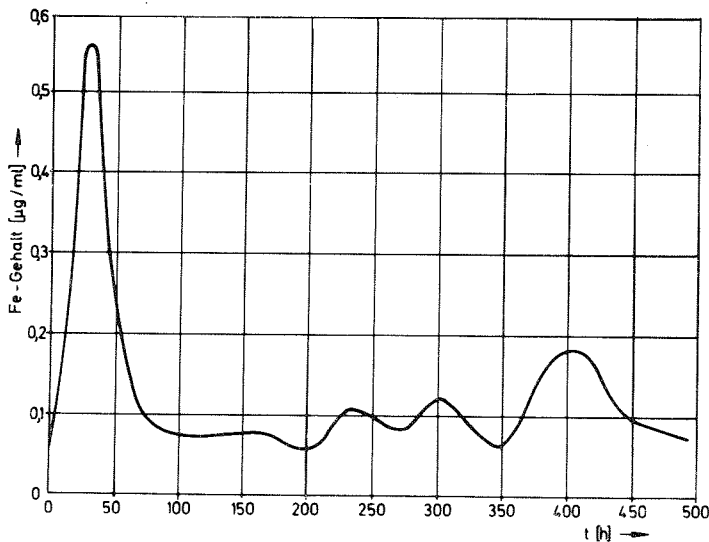


Abb. 3 Eisengehalt im Druckwasser
0,05 ppm Sauerstoff/l, mit LiOH, pH9

Dieses Ergebnis wurde durch etwa tägliche Probenahme direkt aus den Autoklaven ohne Zwischenkühlung und durch chemisch-physikalische Analyse mit Hilfe der flammenlosen Atomabsorptions-Spektrometrie gewonnen /5/.

In Abb. 4 sind die von Incoloy 800-Proben an Wasser abgegebenen Eisen-, Chrom- und Nickelgehalte in Abhängigkeit vom Sauerstoff-

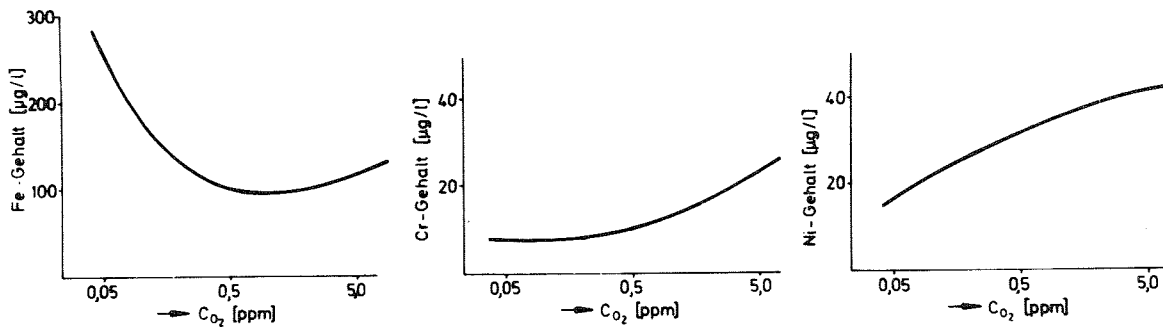


Abb. 4 Fe-, Cr-, Ni-Gehalte im Druckwasser ($340\text{ }^\circ\text{C}$, 150 bar) nach 300 h, Proben: Incoloy 800

gehalt nach 300 Stunden dargestellt. Die Eisenkonzentration fällt mit der Sauerstoffkonzentration geringfügig, steigt dann aber oberhalb von 0,5 ppm O_2 wieder auffällig an. Dagegen verlaufen der Chrom- und der Nickelgehalt mit fallender Tendenz, entsprechend der Abnahme der Sauerstoffkonzentration im Wasser.

Der Einfluß der Alkalisierung mit Lithiumhydroxid auf die von den Incoloy 800-Proben an das Druckwasser abgegebenen Fremdstoffgehalte ist in Abb. 5 zu erkennen. Beim Übergang von pH 7 (Deionat) nach pH 9 ist für alle drei Elemente eine deutliche Konzentrationsabnahme festzustellen.

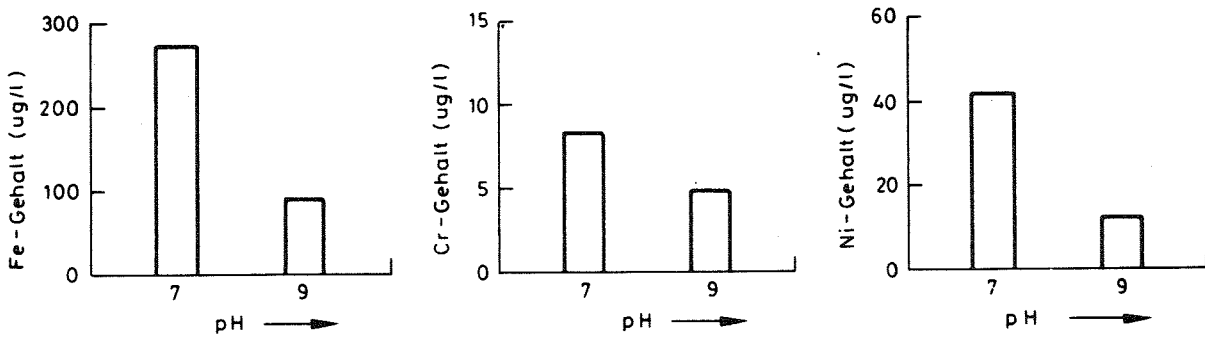


Abb. 5 Fe-, Cr-, Ni-Gehalte im Druckwasser ($340\text{ }^\circ\text{C}$, 150 bar) nach 300 h, Proben: Incoloy 800
0,05 ppm Sauerstoff/l, mit LiOH, pH 7 und 9

Schließlich zeigt Abb. 6 den Vergleich der einmal von Incoloy 800- und zum anderen von Nicrofer 3220-Proben an das bis zum pH 9 alka-

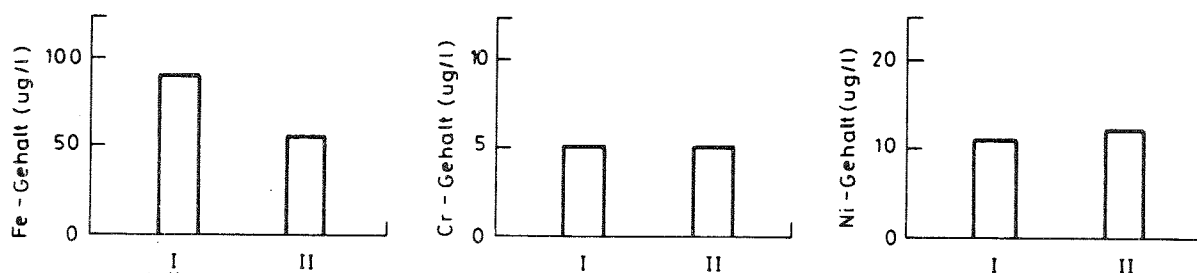


Abb. 6 Fe-, Cr-, Ni-Gehalte im Druckwasser (340 °C, 150 bar) nach 300 h, Proben: (I) Incoloy 800, (II) Nicrofer 3220 0,05 ppm Sauerstoff/l, mit LiOH, pH 9

lisierte Wasser abgegebenen Metallgehalte. Dabei wird deutlich, daß die Alkalisierung mit LiOH merkliche Unterschiede nur noch für den Eisengehalt erkennen läßt.

9. Diskussion der Ergebnisse

Die an sich bei der Wasserkorrosion von niedrig legierten Stählen bekannte Abhängigkeit der Korrosionsgeschwindigkeit vom Sauerstoffgehalt im Deionat zeigt sich auch bei der Druckwasserkorrosion der hochlegierten austenitischen Nickelchromlegierung Incoloy alloy 800. Diese Abhängigkeit ist nicht nur aus interferenzoptischen Bildern zu entnehmen /1/, sie erhält ihre Bestätigung auch durch die AES-Tiefenprofile, und sie erscheint wieder bei der Betrachtung der an das Druckwasser abgegebenen Metallgehalte für die Hauptlegierungskomponente Eisen. Mit dem O₂-Gehalt von 5 ppm im Druckwasser ist eine relativ hohe Korrosionsgeschwindigkeit verbunden; bei 0,5 ppm O₂ hat sie ihren niedrigsten Wert, und sie steigt bei 0,05 ppm wieder deutlich an.

Auf einen ähnlichen Sachverhalt hat Resch hingewiesen. Er zeigte, daß die Korrosionsgeschwindigkeit des niedrig legierten Stahles St. 35,8 bei einem Sauerstoffgehalt unter 0,2 ppm im salzfreien Wasser bei 75 °C um etwa den Faktor 10 ansteigt. Er deutet dies so, daß zur Ausbildung einer geschlossenen Schutzschicht eine bestimmte Sauerstoffkonzentration im Wasser nicht unterschritten werden darf. Das Fehlen einer solchen protektiven Oxidschicht bei

niedrigsten Gehalten an freiem Sauerstoff im Druckwasser bewirkt eine höhere Eisenauflösung und damit stärkere Eisenabgabe an das Druckwasser.

Die Chrom- und die Nickelkonzentrationen im Druckwasser zeigten diesen Effekt nicht. Sie nahmen mit Absenkung des Anteils an freiem Sauerstoff ebenfalls monoton ab.

Die Alkalisierung des Druckwassers mit Lithiumhydroxid, entsprechend dem pH-Wert von 9 bei Raumtemperatur, führt zu deutlich niedrigeren Metallgehalten im Druckwasser für alle drei Hauptlegierungskomponenten.

Die von den Incoloy 800-Proben im Vergleich zu den von Nicrofer 3220-Proben gleicher Oberfläche an das alkalisierte Druckwasser abgegebenen Metallgehalte sind nur beim Eisen deutlich höher. Dies kann damit im Zusammenhang stehen, daß die Incoloy-Proben als kaltgewalztes Material stärkere Verspannung, unter Umständen eine oberflächennahe Zerrüttungszone besaßen, sicher aber einen höheren Feldordnungsgrad aufweisen, wogegen dies bei den warmverformten Nicrofer-Proben in dem Maße nicht gegeben war.

10. Zusammenfassung

Autoklavenversuche zur Untersuchung der Metallabgabe hochlegierter vollaustenitischer Dampferzeuger-Rohrwerkstoffe haben eine Abhängigkeit der Korrosionsraten und der abgegebenen Metallgehalte im Druckwasser von der Konzentration des freien Sauerstoffes und von der zusätzlichen Alkalisierung über die Zeit bis zu 1000 Stunden gezeigt. Darüber hinaus wurde das unterschiedliche Korrosions- und Metallabgabeverhalten der beiden ähnlich zusammengesetzten Werkstoffe Incoloy alloy 800 und Nicrofer 3220 erkennbar.

11. Literatur

- /1/ Michael, I.: "Experimentelle Untersuchungen zum Problem der Primärkreisaktivierung von Druckwasserreaktoren", KfK-2664 (Sept. 1978).

- /2/ Michael, I.: "Experimentelle Untersuchungen zum Stofftransport in Druckwasser", VGB-Kraftwerkstechnik 58 (1978) S. 46-52.
- /3/ Michael, I., Plog, C.: "Dünnschichtanalyse von Druckwasserkorrosionsschichten auf Incoloy 800-Proben", Metall 31 (1977), H. 3, S. 252-256.
- /4/ Fink, J., Schmidt, H., Czjek, G., Michael, I.: "Analysis of Corrosion Layers on INCOLOY Alloy 800 by Conversion Electron Mössbauer Spectroscopy", KfK-2670 (Oct. 1980).
- /5/ Michael, I.: "Korrosion und Metallabgabe von 2032 Chromnickelstählen in Druckwasser", XXXI Internationale Korrosionstagung, Lüttich, 9.-12. Mai 1978.

THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE UNTERSUCHUNGEN AN NATRIUMGEKÜHLTEN STABBÜNDELN

K. Marten, R. Möller, H. Tschöke, D. Weinberg, H. Hoffmann

1. Einleitung

Die Kernelemente, insbesondere die Brennelement-Bündel, sind die thermisch am stärksten belasteten Komponenten eines Kernreaktors; dies trifft besonders für die Brennelemente Schneller Reaktoren mit ihren hohen Leistungsdichten, Temperaturen und Temperaturgradienten zu. Ziele der thermohydraulischen Analysen sind die Bestimmung der räumlichen Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung im Kernelement, deren Kenntnis u.a. eine notwendige Voraussetzung für die Ermittlung des mechanischen Verhaltens der Brennstäbe und der Strukturmaterialien ist.

Für die sichere und wirtschaftliche thermohydraulische Auslegung gelten u.a. folgende Kriterien:

- Einhaltung ausreichender Sicherheitsabstände der im Betrieb auftretenden Wandtemperaturen und Temperaturgradienten von den zulässigen Maximalwerten.
- Möglichst gleichmäßige und hohe Kühlmittelaufheizspannen in den Bündel-Unterkanälen sowie möglichst geringe Kühlmittel-Druckverluste.

Die räumlichen Temperaturverteilungen in den Bauteilen der Kernelementstrukturen (Spalt- bzw. Brutstoffsäule, Stabhülle, Abstandshalter und Führungskasten) werden bestimmt durch:

- Wärmequellverteilung und Wärmetransportmechanismus im Innern der Brennstäbe.
- Verteilung des Kühlmittelstromes auf die Kühlkanäle sowie die Wärmeübergangsbedingungen von den Brennstäben ins Kühlmittel.

Thermische Verbiegungen, strahleninduziertes Kriechen und äußere Kräfte führen mit zunehmendem Abbrand zu zeitabhängigen Geometrieänderungen der Kernelement-Bauteile besonders dann, wenn un-

symmetrische thermische Belastungen auftreten. Solche Geometrieänderungen haben Rückwirkungen auf die Temperaturverteilungen, diese müssen bei der Auslegung als wesentliche Eingabegrößen für die Festigkeitsanalyse berücksichtigt werden.

Die thermohydraulische Kernelement-Auslegung für nominelle und nichtnominelle Geometrie sowie quasi-stationäre Betriebsbedingungen erfolgt nach der Unterkanal-Methode mit Global-Codes. Die zu berechnende Geometrie wird in eine Matrix von Unterkanälen eingeteilt. Für jeden der zu einer Matrix gehörenden Unterkanäle werden Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie aufgestellt und die Kopplung zwischen den Unterkanälen durch Transportglieder für Masse, Impuls und Energie berücksichtigt. Mit diesem Rechenverfahren lassen sich nur mittlere Geschwindigkeiten (Massenströme) und mittlere Temperaturen (Energieströme) in jedem Unterkanal berechnen. Größere Gradienten ergeben sich in den Rand- und Eckzonen der hexagonalen Brennelementkästen, insbesondere bei großen Geometrieunterschieden benachbarter Unterkanäle, deshalb machen sich Unsicherheiten in den Transportgliedern hier besonders stark bemerkbar. Die Berechnung der Brennstaboberflächentemperatur als 'sektoraler Mittelwert (jeweils einem Unterkanal zugeordnet) erfolgt mit Hilfe einer Wärmeübergangsbeziehung in der Form $Nu = f(\overline{Re}, \overline{Pr})$. In Rand- und Eckzonen ergeben sich dabei größere Ungenauigkeiten, da für diese Bereiche keine speziellen Messungen für den Wärmeübergang existieren.

Zur verbesserten Erfassung der physikalischen Vorgänge in den Rand- und Eckzonen des Bündels sowie zur Herleitung verbesserter Austausch-Koeffizienten für die Stoff- und Energietransportglieder zwischen den Unterkanälen als Eingabe für die Global-Codes werden Lokal-Codes entwickelt. Durch zwei- bzw. dreidimensionale Lösung der Massenerhaltungs-, Navier-Stokes- und Energiegleichungen werden die örtlichen Geschwindigkeits- und Temperaturverteilungen in einem Bündelausschnitt mit wenigen Unterkanälen berechnet.

Die Abstützung und Verifikation beider Rechenverfahren (Global- und Lokal-Codes) erfolgt mit geeigneten Experimenten. Dieser Beitrag beschreibt an ausgewählten Beispielen aus einer Vielzahl von hydraulischen und thermischen Stabbündel-Experimenten /1-6/ den derzeitigen Entwicklungsstand der Rechenprogramme zur thermohydraulischen Auslegung von Kernelementen.

Die Darstellung gliedert sich in drei Teile:

- Temperaturverteilungen in natriumdurchströmten 19-Stabbündeln mit Gitter-Abstandshaltern:
 - a) Unterkanal-Mittelwerte bei Schiefplast.
 - b) Örtliche Verteilung am Umfang der Stabhüllen.
- Geschwindigkeitsverteilungen in wasserdurchströmten 19-Stabbündeln ohne Abstandshalter:
 - a) Lokale Verteilung der Geschwindigkeiten in den Unterkanälen bei exzentrischer Lage des Bündels im Kasten.
 - b) Unterkanal-Mittelwerte bei exzentrischer Bündellage.
- Druckverlust-Messungen in eng gepackten Stabbündeln mit Wendeldraht-Abstandshaltern.

2. Temperaturverteilungen in natriumdurchströmten 19-Stabbündeln mit Gitter-Abstandshaltern

2.1 Testeinrichtung

Als repräsentatives Modell für große Stabbündel Schneller Natriumgekühlter Reaktoren (SNR) wurde ein 19-Stabbündel ($P/D=1,30$, $W/D = 1,20$) gewählt, Abb. 1. Die elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren ($9,0$ mm \emptyset) sind wie die Brennstäbe des SNR-300 durch gitterförmige Abstandshalter in einem hexagonalen Führungsrohr fixiert. Diese Gitterabstandshalter bewirken eine Umverteilung des Kühlmittel-Massenstromes zwischen den einzelnen Unterkanälen und eine daraus resultierende Temperaturfeldänderung. Die Massenstromumverteilung durch die in diesem Versuchsbündel verwendeten Abstandshalter ist jedoch sehr klein und praktisch vernachlässigbar.

Die Temperaturen der im folgenden mitgeteilten Versuchsergebnisse wurden stromabwärts nach einer Strecke von mehr als 20 hydraulischen Durchmessern des Bündels von den Abstandshaltern gemessen.

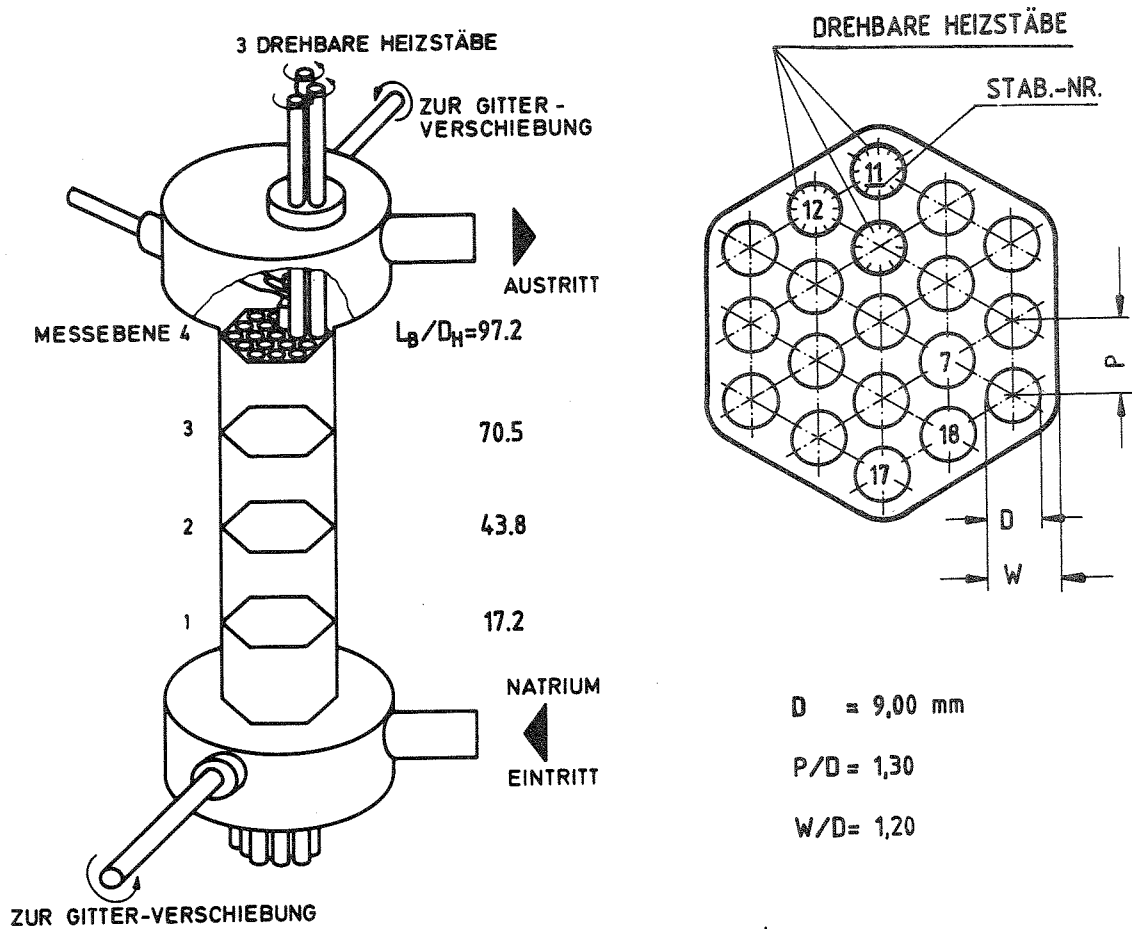


Abb. 1 Natrium-Versuchseinrichtung und Bündelquerschnitt

Die charakteristischen Merkmale der Teststrecke sind:

- Drei unter Betriebsbedingungen drehbare Stäbe im Kastenwandbereich mit jeweils 8 Hüllwand-Thermoelementen verteilt auf vier Meßebenen erlauben die räumliche Ermittlung der Temperaturverteilung in den Stabhüllen.
- Thermoelemente in den Unterkanälen am Ende der beheizten Zone ($L_B = 700 \text{ mm} \hat{=} 103,5 D_H$).
- Eine hydraulische Bündeleinlaufstrecke vor der beheizten Zone mit $L_H = 270 \text{ mm} \hat{=} 40 D_H$.
- Beheizungsmöglichkeiten von 1 bis 19 Stäben.

2.2 Mittlere Unterkanaltemperaturen bei Schiefblast

Zur Simulation extremer Schiefblastfälle im Bündel wurden im Versuch 3841¹⁾ die gegenüberliegenden Wandstäbe 12 und 18 beheizt und im Versuch 3782 die gegenüberliegenden Eckstäbe 11 und 17. Solche Versuche erlauben es, Rechencodes besonders scharf zu kontrollieren, weil dabei große Temperaturgradienten auftreten. In diesem Falle werden Unsicherheiten in den Koppelgliedern deutlich, da das Temperaturfeld stark von Austauschvorgängen beeinflusst wird. Die Stabpositionen im Bündelquerschnitt sind in den Abbn. 2 und 3 gekennzeichnet. Die Versuchsdaten für Stableistung, Massenstrom und Eintrittstemperatur sind in folgender Tabelle zusammengestellt:

	N_{ges}	χ	q	\dot{m}	u	\overline{Pe}	\overline{Re}	T_E
	KW	W/cm	W/cm ²	kg/s	m/s			° C
Versuch 3841								
Wandstab 12	24,1	165,6	58,6	0,82	0,78	80	15000	333,4
Wandstab 18		178,8	63,2					
Versuch 3782								
Eckstab 11	26,3	190,3	67,3	0,83	0,79	80	15000	326,5
Eckstab 17		185,2	65,5					

1) Die im folgenden Text und in den Abbildungen verwendeten Versuchsnummern sind Beispiele aus größeren Versuchsserien /3, 6/.

In den Abb. 2 und 3 sind gemessene und mit dem CIA-Code /7/ gerechnete radiale Unterkanal-Temperaturtraversen zwischen jeweils zwei beheizten Wandstäben bzw. Eckstäben dargestellt. Für jeden Unterkanal der symmetrischen Traversen ist die Kühlmittelaufheizung eingezeichnet, als Kreis- und Punktsymbole für die Messung und als waagerechte Balken für die Rechnung. Die lokalen Meßwerte in symmetrisch liegenden Unterkanälen zeigen Abweichungen, die aus Positionstoleranzen der Meßfühler und Unterschieden der Kanalgeometrie resultieren. Die Unterkanal-Mittelwerte der CIA-Rechnung basieren auf einer nominellen Bündelgeometrie mit gleichen Eingabedaten für jeweils Zentral-, Wand- und Eckkanäle.

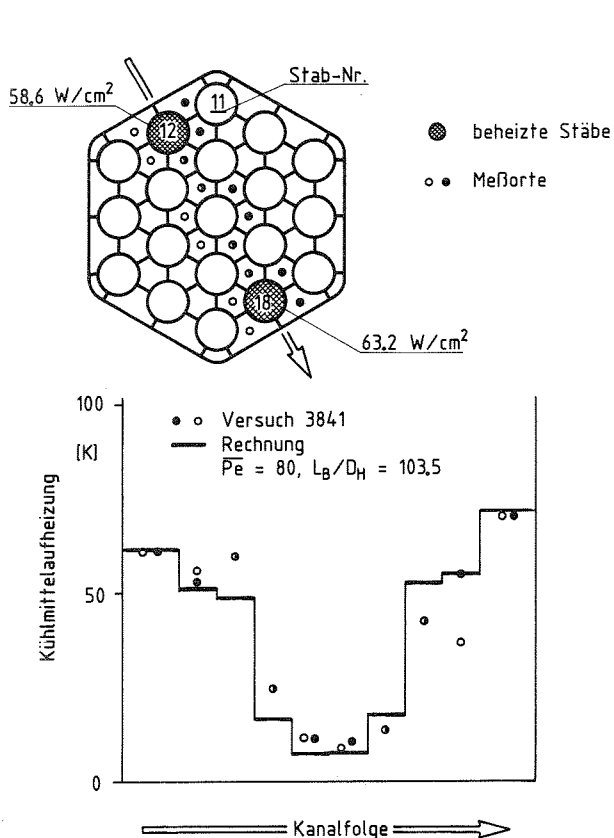


Abb. 2 Kühlmittelaufheizung am oberen Ende des Bündels bei Beheizung der Wandstäbe 12 u. 18

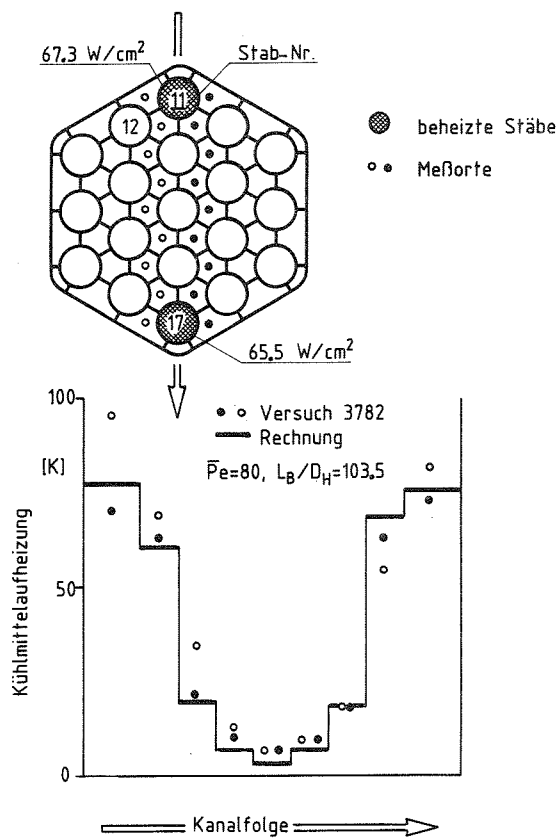


Abb. 3 Kühlmittelaufheizung am oberen Ende des Bündels bei Beheizung der Eckstäbe 11 u. 17

Beim Vergleich von Messung und Rechnung ist also zu beachten, daß Abweichungen der Realgeometrie im Experiment von der Nominalgeometrie ($P/D=1,30$, $W/d=1,20$) und Unsicherheiten der lokalen Meßwerte auftreten, wogegen die Rechnungen lediglich an der Nominalgeometrie durchgeführt wurden.

Unter diesen Randbedingungen kann bei den gezeigten Beispielen eine weitgehende Übereinstimmung von Messung und Rechnung festgestellt werden. Die Abweichungen im Bereich der größten radialen Temperaturgradienten betragen rund 25 %; dies ist für die vorliegenden extremen Betriebsbedingungen vertretbar, so daß für diese Fälle eine Code-Verbesserung nicht erforderlich erscheint.

2.3 Rechnerische und experimentelle Unsicherheitsbandbreiten bei Ermittlung der Stabhüllentemperaturen

Es wurde die Frage untersucht, wie genau die Temperaturverteilung auf Stabhüllen von Wand- und Eckstäben mit der Methode der Unterkanalanalyse (Global-Codes) berechnet werden kann und welche Parameter dabei die größten Unsicherheiten bewirken. Die berechneten Unsicherheitsbandbreiten wurden mit lokal gemessenen Temperaturverteilungen und deren Meßunsicherheiten verglichen /8/.

Dazu wurden mit dem ARTIS-Code /9/ - vergleichbar mit CIA - die als wesentlich erkannten Parameter innerhalb ihrer Unsicherheitsbandbreiten variiert und physikalisch sinnvoll kombiniert. Hydraulische und thermische Parameter wurden zur Beurteilung des jeweiligen Verbesserungspotentials getrennt betrachtet. Einige einflußstarke Parameter mit den angenommenen Unsicherheitsbandbreiten sind nachfolgend aufgeführt; die Basiswerte sind mit Index 0 bezeichnet und dienen als Bezugsgrößen:

- Anisotropiefaktor der Turbulenz $\chi = \chi_0 \cdot (1 \pm 0,5)$
- Widerstandsbeiwert der Gitter-Abstandshalter $\xi = \xi_0 \cdot (1 \pm 0,5)$
- Nusselt-Zahl $Nu = Nu_0 \cdot (1 \pm 0,25)$
- Wärmestromdichte am Umfang des Stabes $q = q_0 \cdot (1 \pm 0,05)$
- Wärmeverluste über die Kastenwand $q_v = q_{v0} \cdot (1 \pm 0,45)$

Die Größe χ_0 wurde nach Vergleichsrechnungen vom hydraulischen Bündelexperiment festgelegt, die Größen ξ_0 und Nu_0 basieren auf gebräuchlichen Auslegungsbeziehungen, die Größen q_0 und q_{v0} stammen aus dem betrachteten thermischen Experiment. Die angenommenen Unsicherheiten dieser Parameter basieren hauptsächlich auf Experimenten in Verbindung mit abschätzenden Rechnungen.

Als Beispiel für die Parameterrechnungen mit dem ARTIS-Code wurde der Versuch 664 /3/ der thermischen 19-Stabbündelexperimente gewählt, ein Versuch im Bereich mittlerer Pécletzahlen.

Die kennzeichnenden Versuchsdaten sind:

- Péclet-Zahl $\overline{Pe} = 350$ ($\dot{m} = 3,544 \text{ kg/s}$)
 - mittlere Wärmestromdichte an den Staboberflächen im Bündel
 $\overline{q} = 103 \text{ W/cm}^2$
 - Natrium-Eintrittstemperatur $T_E = 413 \text{ }^\circ\text{C}$
 - Wärmeverluste über die Kastenwand $q_{v0} = 0,016 \cdot N_{ges} [\text{W/cm}^2]$
- Gemessene Einzelstableistungen und die Nominalgeometrie ($P/D=1,30$ $W/D=1,20$) wurden als Eingabedaten für die Rechnung benutzt.

Die Abb. 4 (linker Teil) zeigt für den Wandstab in der Meßebe 4 ($L_B = 97,2 D_H$) die berechneten Temperaturverteilungen am Stabumfang mit den Unsicherheitsbandbreiten sowie die lokal gemessenen Temperaturverteilungen und deren Unsicherheiten. Das Balkendiagramm ist das Ergebnis der Variationsrechnungen. Für jeden Unterkanal ist der aus den Basiswerten der betrachteten Parameter errechnete Referenzwert gestrichelt eingezeichnet, die zugehörigen Unsicherheiten aufgrund der Parametervariation sind als Balken dargestellt. Die maximalen Unsicherheiten betragen rund 20 % der Kühlmittelaufheizung im Unterkanal.

Die lokalen Wandtemperaturen wurden mit einem Thermoelement 0,25 mm unter der Staboberfläche durch Drehung des Wandstabes in Stufen von jeweils 15 Winkelgraden gemessen. Die im Diagramm angegebenen Staboberflächentemperaturen wurden aus den Versuchsdaten durch Rückrechnung der Wärmeleitung von der Meßstelle an die Staboberfläche ermittelt. Die Unsicherheitsbandbreite dieser Relativmessung (Fehlerbalken) beträgt rund $\pm 1,5 \text{ K}$ oder im Mittel $\pm 2 \%$ der Kühlmittelaufheizung im Unterkanal. Durch die Meßwertkorrektur und

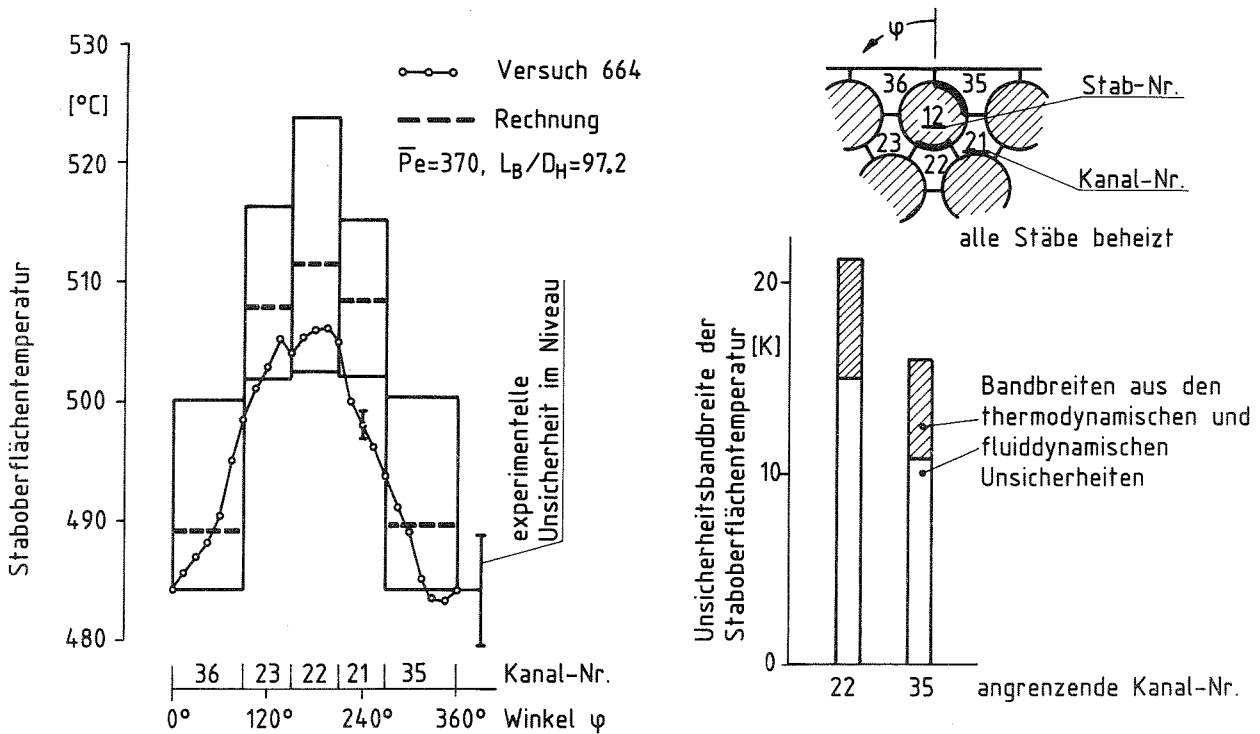


Abb. 4 Vergleich von gemessenen und gerechneten Staboberflächen-temperaturen und deren Unsicherheit

den Absolutfehler des Thermoelementes ergibt sich bezüglich der absoluten Temperaturen eine Unsicherheit im Temperatur-Niveau von rund +5 K, d.h. in diesem Bereich kann das im Diagramm angegebene experimentelle Temperaturprofil parallel verschoben sein.

Zum Vergleich der globalen Rechnung mit den lokalen Temperaturmessungen ist zu bemerken:

- Die aus den Basisgrößen berechneten Referenzwerte geben den experimentellen Verlauf der azimuthalen Temperaturverteilung qualitativ richtig wieder.
- Die durch Parametervariation berechneten Unsicherheits-Bandbreiten geben einen Anhalt beim Vergleich von Rechnung und Messung. Eine quantitative Angabe über die Unsicherheit der berechneten azimuthalen Temperaturverteilung ist derzeit nicht möglich. Dazu müßten noch mehr Experimente mit Hilfe statistischer Methoden ausgewertet werden.

Ein Vergleich des hydraulischen und thermischen Verbesserungspotentials in Bezug auf die Oberflächentemperaturen für das betrachtete Beispiel ist im rechten Teil der Abb. 4 dargestellt. Die Auswirkung der Unsicherheit in den fluiddynamischen Parametern ist für Wand- und Zentralkanäle rund doppelt so groß wie aufgrund der Unsicherheit in den thermodynamischen Parametern. Für den hier nicht dargestellten Eckkanal ist dieses Verhältnis sogar 5:1. Aus diesen Untersuchungen kann man ableiten, daß künftig schwerpunktmäßig die offenen Fragen auf fluiddynamischem Gebiet weiter geklärt werden sollten.

Die Notwendigkeit weiterer Untersuchungen an Beispielen mit anderen Randbedingungen für eine fundierte Analyse erkennt man aus den Diagrammen der Abb. 5, wo Versuchsbeispiele aus /6/ im Vergleich mit der Rechnung betrachtet werden. Aufgetragen sind wieder die Staboberflächentemperaturen am Umfang des Wandstabes. Für die Rechnung sind hier nur die mit den Basisgrößen ermittelten Referenzwerte angegeben.

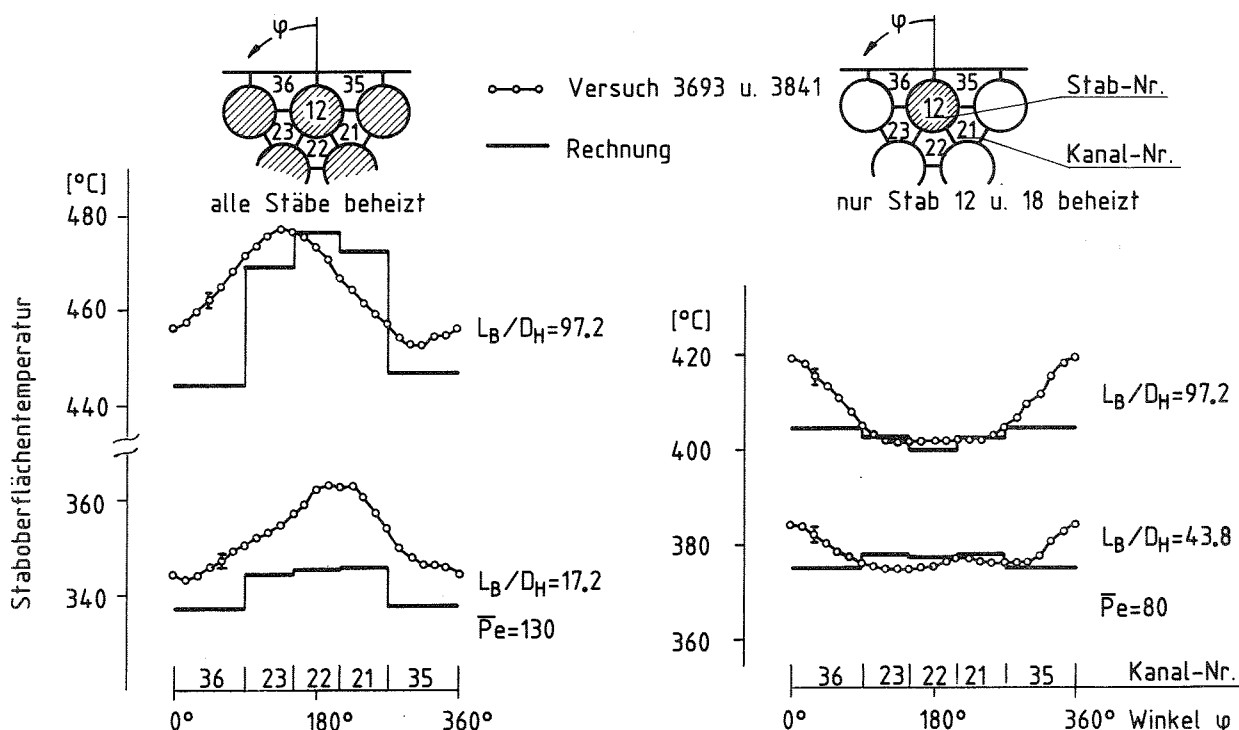


Abb. 5 Vergleich von gemessenen und gerechneten Staboberflächentemperaturen bei unterschiedlicher Beheizung

Im Versuch 3693 (Abb. 5 links) waren alle Stäbe beheizt, wie auch - mit Ausnahme des Stabes 7 - im oben beschriebenen Versuch 664 (Abb. 4); der stark reduzierte Massenstrom entsprechend $\overline{Pe} = 130$ liefert jedoch ein völlig neues Ergebnis:

Im Experiment ist der thermische Einlauf bereits nach $17,2 D_H$ weitgehend ausgebildet, die globale Rechnung liefert dagegen nur einen allmählichen thermischen Einlauf. Über die betrachtete beheizte Länge von $70 D_H$ steigt die gemessene azimutale Temperaturdifferenz nur noch um den Faktor 1,25, die berechnete Temperaturdifferenz jedoch um den Faktor 2,5.

Im Versuch 3841 (Abb. 5 rechts) wurde bei niedrigem Massenstrom entsprechend $\overline{Pe} = 80$ durch Einzelstabbeheizung ein extremer Schiefastfall simuliert mit folgendem Ergebnis:

- Experiment und Rechnung sind nach einer beheizten Länge von rund $40 D_H$ noch qualitativ verschieden, die kalten und heißen Zonen am Stabumfang werden von der Rechnung nicht richtig erfaßt.
- Nach einer beheizten Länge von $97,2 D_H$ gibt die Rechnung den gemessenen Kurvenverlauf von der Tendenz her richtig wieder, die Größe der azimutalen Temperaturdifferenz wird um einen Faktor 4 unterschiedlich und damit nicht befriedigend erfaßt.

3. Geschwindigkeitsverteilungen in exzentrisch angeordneten Stabbündeln ohne Abstandshalter

Die relativ starken Auswirkungen der hydraulischen Code-Eingabe-größen auf die Hüllwandtemperatur-Verteilung wurde für die Fälle $\overline{Pe} > 230$ im Kapitel 2.3 beschrieben. Es ist daher wichtig, die berechneten Geschwindigkeitsfelder mit geeigneten Experimenten zu überprüfen.

Eine Vielzahl von Geschwindigkeitsmessungen in nominellen Bündelgeometrien (19-Stabbündel, $P/D=1,30$, $W/D=1,17$, Bündel zentrisch im Kasten angeordnet) wurde in /1/ beschrieben und teilweise mit Lokal- und Global-Codes nachgerechnet /10/. Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Für das Bündel ohne Abstandshalter werden die gemessenen Maximalgeschwindigkeiten in den Unterkanälen vom lokalen Rechenprogramm VELASCO /11/ mit Abweichungen von ± 1 % der Meßwerte nachgerechnet. Die mittleren gemessenen Geschwindigkeiten in den Unterkanälen werden von dem globalen Rechenprogramm CIA mit Abweichungen von ± 2 % nachgerechnet.
- Für das Bündel mit gitterförmigen Abstandshaltern berechnet der CIA-Code den Massenstrom in den Wandkanälen um 15 % niedriger als die Messung.

Für eine weitergehende Prüfung der Rechenprogramme wurden die lokalen Geschwindigkeitsverteilungen bei exzentrischer Bündellage im Kasten ohne Abstandshalter gemessen /2/ und mit lokalen Rechnungen verglichen (Abschnitt 3.2). Aus den gemessenen lokalen Geschwindigkeitsverteilungen in den Unterkanälen wurden durch grafische Integration die Unterkanal-Mittelwerte gebildet und mit globalen Rechnungen verglichen (Abschnitt 3.3).

3.1 Testeinrichtung

Durch geeignete Einrichtungen und Umrüstungen wurde das zentrisch im Sechskantführungskasten angeordnete, wasserdurchströmte 19-Stabbündel um 1,5 mm aus der Mitte in die Ecke versetzt. Es ergaben sich dadurch an je zwei Kastenseiten unterschiedliche Wandabstände, ein enger Wandabstand $W/D = 1,12$ und ein weiter Wandabstand $W/D = 1,22$ (Abb. 6). Parallel zur Verschieberichtung blieb der Wandabstand wie im zentrischen Fall mit $W/D = 1,17$ erhalten. Die charakteristischen Merkmale der Teststrecke sind:

- Ein 2 m langes, an seinen Enden in exzentrischer Position fixiertes Bündel mit einer Einlaufstrecke und mit einer zusätzlichen Stababstützung in der Bündelmitte.
- Bewegliche Pitotsonden zur Messung der Hauptgeschwindigkeitskomponenten in den schraffierten Unterkanälen (Meßebenen I und II) sowie des Einlaufprofils vor dem Bündel (Meßebene III).

3.2 Lokale Unterkanalgeschwindigkeiten im exzentrisch angeordneten Stabbündel

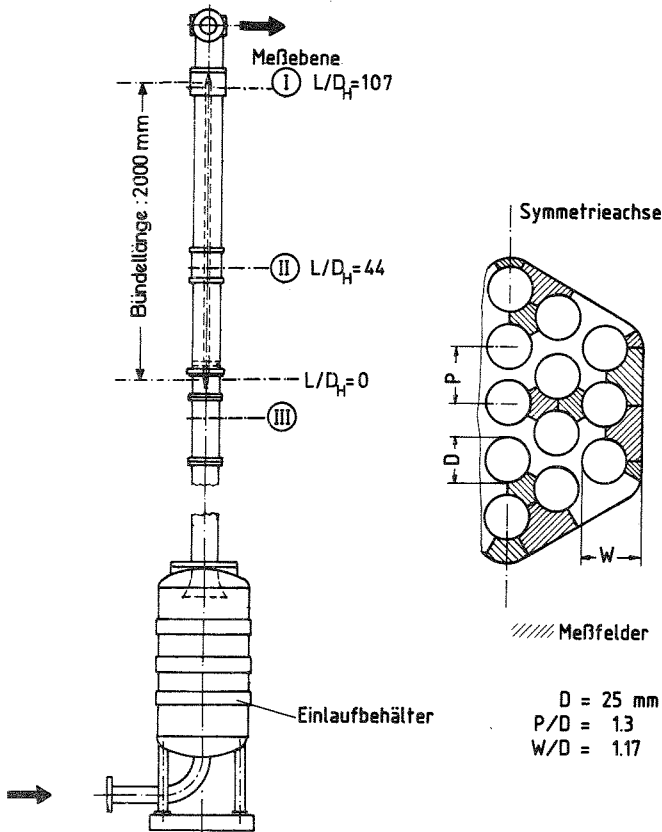


Abb. 6 Wasser-Versuchseinrichtung und Meßquerschnitt der Teststrecke

Durch die gewählte Bündel-exzentrizität ergibt sich für den Querschnitt eine Symmetrielinie in Richtung der Bündelverschiebung; zur Erfassung des vollständigen Geschwindigkeitsfeldes muß also ein halber Bündelquerschnitt ausgemessen werden. Der von der Exzentrizität am stärksten beeinflusste Bereich ist die Bündelrandzone und hier besonders der enge und der weite Eckkanal. Der Bündelzentralbereich wird weit weniger beeinflusst.

Der Linienzug A-B durch den Bündelquerschnitt (Abb. 7, unten) kennzeichnet die Orte maximaler Geschwindigkeiten;

der Ort ist dabei durch die jeweils gleich große Entfernung senkrecht zu den angrenzenden Wänden nach beiden Seiten definiert. Aufgetragen ist im oberen Teil der Abb. 7 das Verhältnis der Maximalgeschwindigkeiten von exzentrischer und konzentrischer Bündel-lage auf dem Linienzug A-B. Die Punkte kennzeichnen die gemessenen Maximalgeschwindigkeiten in den engsten Spalten zwischen den Stäben bzw. in den Unterkanalmitten. Die durchgezogene Linie gibt den mit dem Lokal-Code VELASCO berechneten Verlauf der Maximalgeschwindigkeitsverhältnisse auf dem Linienzug A-B wieder. Messung und Rechnung stimmen bis auf wenige Prozente gut überein. Am stärksten ändern sich die Maximalgeschwindigkeiten in den Eckkanälen, in dem um rund 40 % verkleinerten Eckkanal sinkt U_{\max}

um etwa 20 % und in dem entsprechend vergrößerten Eckkanal steigt U_{\max} um etwa 15 %. Die Wandkanalgeschwindigkeiten ändern sich etwa halb so stark wie die der Eckkanäle. In den an die Wandkanäle grenzenden Zentralkanälen ändern sich die Geschwindigkeiten nur noch um rund 5 %, im Zentralbereich des Bündels sind praktisch keine Geschwindigkeitsänderungen vorhanden. Beim Vergleich gerechneter zu gemessenen Werten ergibt sich eine maximale Abweichung von rund 6 %, im Mittel sind die Abweichungen ≤ 3 %. Damit kann die Nachrechnung des Geschwindigkeitsfeldes mit dem Rechenprogramm VELASCO als gut bezeichnet werden.

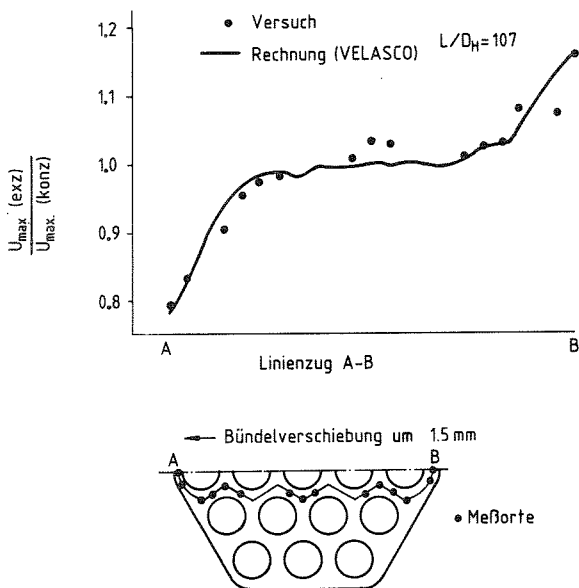


Abb. 7 Einfluß der exzentrischen Bündellage auf die Kühlmittelgeschwindigkeit (Maximalwerte)

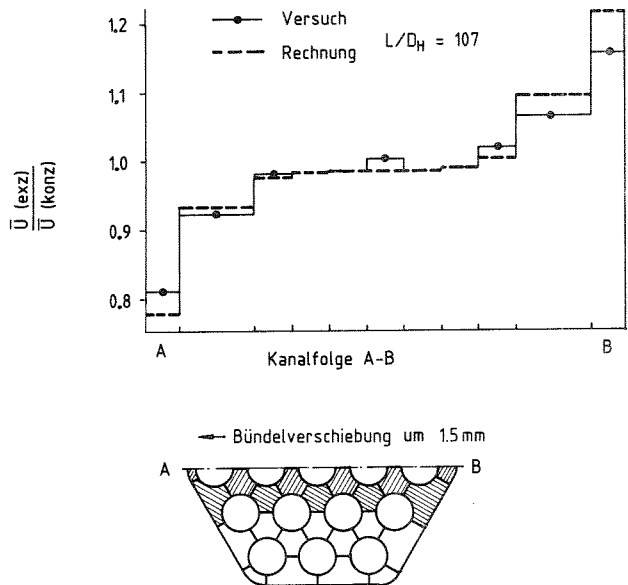


Abb. 8 Einfluß der exzentrischen Bündellage auf die Kühlmittelgeschwindigkeit (Mittelwerte)

3.3 Mittlere Unterkanalgeschwindigkeiten im exzentrisch angeordneten Bündel

Die Verhältnisse der mittleren Unterkanalgeschwindigkeiten bei exzentrischer und konzentrischer Bündellage sind für die Kanalfolge A-B in Abb. 8 dargestellt. Die je Unterkanal aus lokalen Messungen und aus Rechnungen ermittelten mittleren Geschwindigkeiten sind als Treppenkurven dargestellt. Die Treppenkurve mit den Punkten kennzeichnet das Experiment, die gestrichelt gezeichnete Treppenkurve die globale CIA-Rechnung. Die maximalen Abweichungen der mittleren Unterkanalgeschwindigkeit von Rechnung zu Experiment betragen in den verkleinerten und vergrößerten Eck- bzw. Wandkanälen 5 % bzw. 3 %, was ebenfalls als gut bezeichnet werden kann.

4. Druckverluste in eng gepackten Bündeln mit Wendeldraht-Abstandshaltern

Für die Brut- und Absorberelemente von Schnellen Natriumgekühlten Reaktoren und für die Brennelemente eines Fortgeschrittenen Druckwasserreaktors sind eng gepackte hexagonale Stabanordnungen erforderlich. Die Dichte der Stabanordnung wird ausgedrückt durch das Verhältnis des Stabmittenabstandes (P) zum Stabdurchmesser (D) P/D . Zur Abstandshalterung der Stäbe im Bündelverband dienen vorwiegend Wendeldrähte oder Wendelrippen.

Die Druckverlustcharakteristik eines Bündels wird im wesentlichen bestimmt durch die Reynoldszahl, die Dichte der Stabanordnung und das Verhältnis der Wendelsteigungshöhe (H) zum Stabdurchmesser (D) $\lambda = f(\overline{Re}, P/D, H/D)$. Systematische Messungen der Druckverlustbeiwerte wurden bisher nur an Bündeln mit Wendeldraht-Abstandshaltern für den Bereich $1,13 \leq P/D \leq 1,42$ mit Wendelsteigungen im Bereich $8,3 \leq H/D \leq 50$ durchgeführt /12/. Für enge Stabpackungen $P/D \leq 1,13$ sind nur einige Druckverlustbeiwerte aus der Literatur bekannt. Ziel der im folgenden beschriebenen Experimen-

te war es, systematische Druckverlustmessungen auch für eng gepackte Bündel durchzuführen und diese mit einer Korrelation zu beschreiben.

4.1 Testeinrichtung

Schematisch ist der Bündelaufbau in der Abb. 9, rechts oben, dargestellt. Alle Wendeldrähte haben in jedem Bündelquerschnitt die gleiche Orientierung. Der hexagonale, mit hoher Genauigkeit hergestellte Kasten ist längsgeteilt und hat eine innere Schlüsselweite von $SW = 103,05 + 0,03$ mm. Die Durchmesser der Stäbe wurden mit einer Abweichung von $+ 0,0/-0,011$ mm hergestellt, so daß die Bündel mit sehr geringem Spiel im Kasten montiert werden konnten.

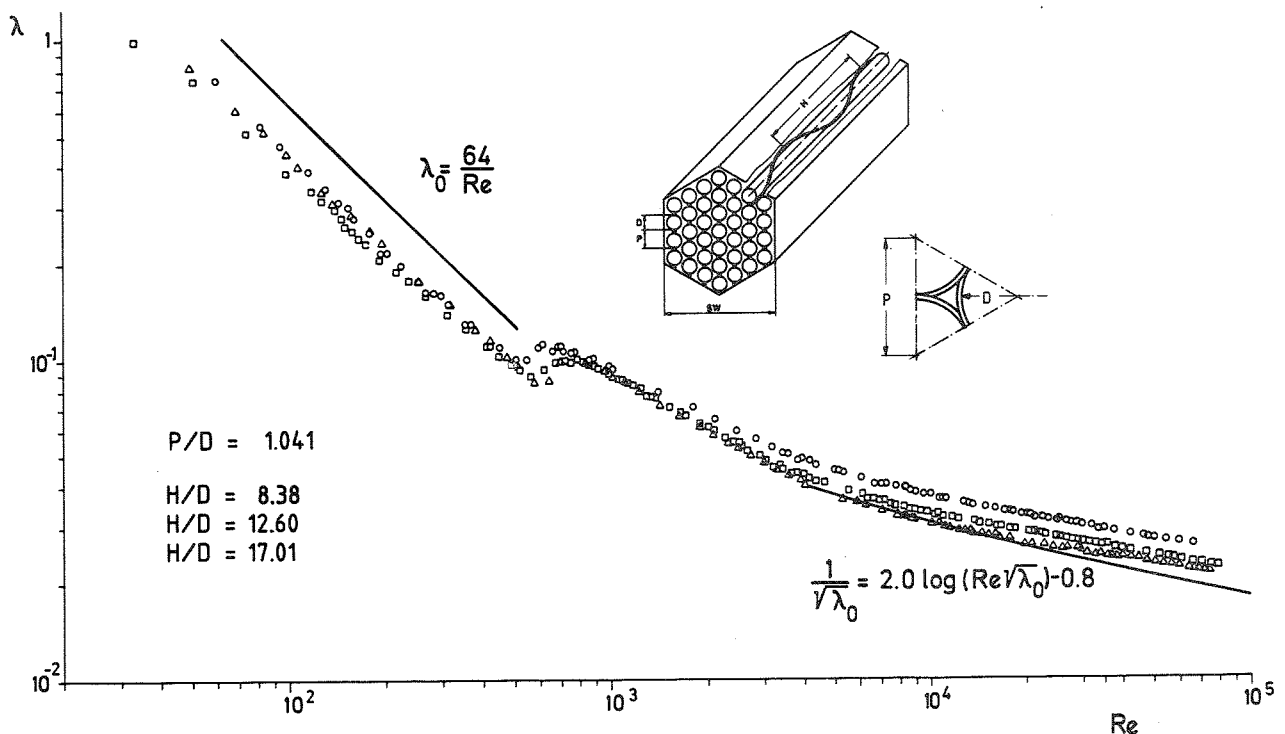


Abb. 9 Druckverlustbeiwerte als Funktion der Reynoldszahl

Die Messungen der axialen Druckverluste wurden mit Wasser durchgeführt. Bei den Messungen betrug der relative Fehler für den Volumenstrom $\Delta \dot{V} / \dot{V} \leq 0,005$ und für den Differenzdruck $\Delta(\Delta p) / \Delta p$ 0,01. Aufgrund der Fertigungstoleranzen und der Genauigkeit der verwendeten Meßgeräte ergab sich eine Fehlerabschätzung für den zu ermittelnden Reibungsbeiwert $\Delta \lambda / \lambda \leq 0,05$.

Folgende Geometrie- und Versuchsparameter wurden ausgewählt:

- Stabmittenabstandsverhältnis P/D: 1,041; 1,072; 1,101
- Stabdurchmesser D[mm]: 15,87; 15,35; 14,87
- Wendelsteigungsverhältnis H/D: 8,38; 12,60; 17,01
- Stabzahl Z: 37
- mittlere Stab-Oberflächen-
rauigkeit CLA [μm]: 0,25
- Strömungsbereich $\overline{\text{Re}}$: 10^2 bis 10^5

4.2 Versuchsergebnisse

Als Beispiel sind in Abb. 9 die gemessenen Reibungsbeiwerte λ für die Bündel mit dem kleinsten P/D- und den drei H/D-Verhältnissen als Funktion der Reynoldszahl dargestellt. Zusätzlich sind als durchgezogene Linien die λ_0 -Werte für das hydraulisch glatte runde Rohr eingezeichnet /13/.

Qualitativ fallen die Reibungsbeiwerte der Bündel mit zunehmender Re-Zahl ähnlich ab wie die des runden Rohres. Mit zunehmender Wendelsteigung im Bündel ergeben sich kleinere λ -Werte im turbulenten Bereich. Im laminaren Bereich liegen die Reibungsbeiwerte unterhalb und im vollturbulenten Bereich oberhalb der λ_0 -Werte für das runde Rohr.

In Abb. 10 sind die Druckverlustbeiwerte von Bündeln mit Wendeldraht-Abstandshaltern über einen großen P/D-Bereich mit 3 verschiedenen Wendelsteigungen dargestellt. Die Kreis-Symbole kennzeichnen die neuen Messungen im schraffierten Bereich $P/D < 1,13$, die Quadrat-Symbole beschreiben früher durchgeführte Messungen im Bereich $P/D > 1,13$ /12/, das Dreiecksymbol das Meßergebnis für die

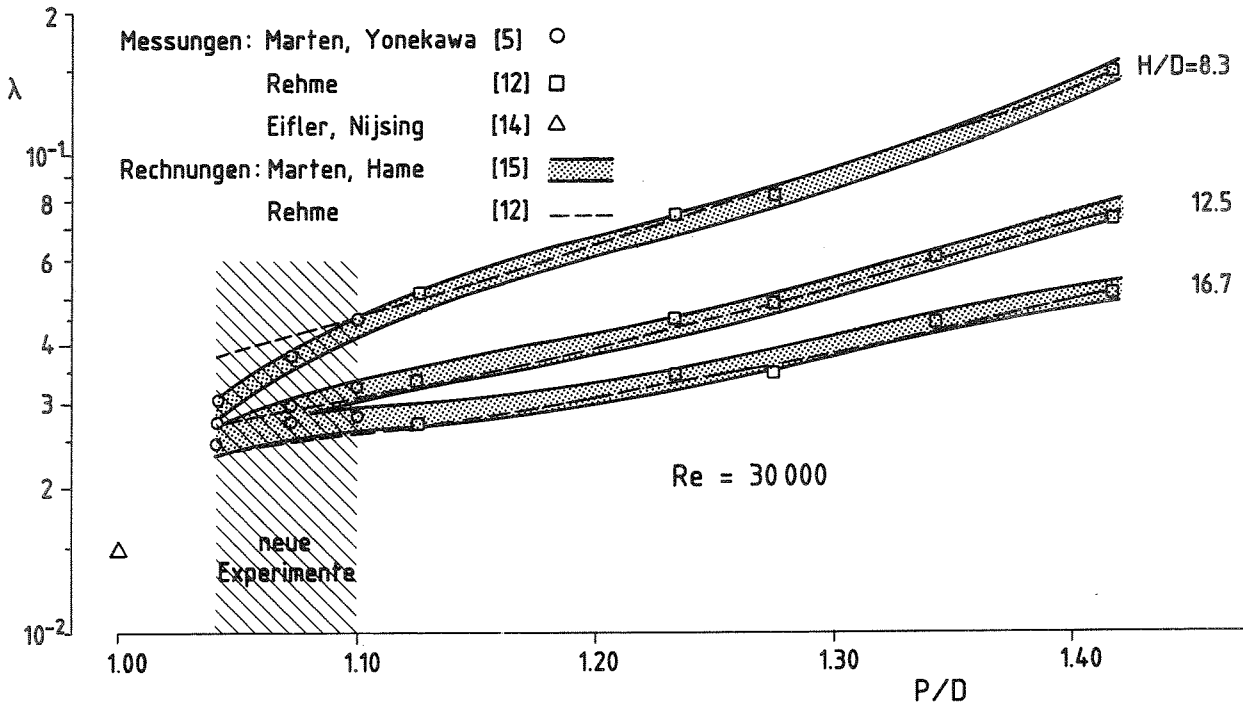


Abb. 10 Druckverlustbeiwerte als Funktion des Stababstandsverhältnisses P/D für verschiedene Steigungsverhältnisse H/D von 37-Stabbündeln

engste Bündelpackung ohne Abstandshalter mit $P/D = 1,0$ /14/. Man erkennt aus dem Diagramm, daß die Druckverlustbeiwerte mit steigendem P/D -Verhältnis und fallendem H/D -Verhältnis anwachsen. Zwischen neuen und alten Messungen beobachtet man einen praktisch nahtlosen Übergang. Die mit der bekannten Korrelation /12/ berechneten Reibungsbeiwerte führen zu den gestrichelten Linien, die für kleine Wendelsteigungen mit abnehmendem P/D -Verhältnis zunehmende Abweichungen von den neuen Meßwerten ergeben. Eine verbesserte, empirisch gewonnene Korrelation $\lambda = f(\overline{Re}, P/D, H/D)$ im gesamten vermessenen Bereich $1,04 \leq P/D \leq 1,42$ wurde aufgestellt und wird in /15/ beschrieben. Die damit berechneten Reibungsbeiwerte geben alle experimentell ermittelten Werte innerhalb einer Bandbreite von $\pm 5\%$ wieder, sie sind in Abb. 10 als Band eingezeichnet.

5. Schlussfolgerungen

Der Entwicklungsstand der Rechenprogramme für die thermohydraulische Auslegung von Kernelementen läßt sich aus unserer Sicht auf der Basis umfangreicher experimenteller Arbeiten /1-6/ und in Anlehnung an die beschriebenen Beispiele wie folgt charakterisieren:

- Die Vergleichsrechnungen der Temperaturverteilungen im Kühlmittel (Unterkanal-Mittelwerte) von relevanten Experimenten liefern für mittlere und große Pecletzahlen ($\overline{Pe} \geq 230$) bei beheizten Längen von etwa hundert hydraulischen Durchmessern relativ gute Ergebnisse, so daß für diese Fälle eine Codeverbesserung nicht erforderlich erscheint.
- Die Vergleichsrechnungen von Temperaturverteilungen in den Stabhüllen liefern im Bereich des Auslegungspunktes ($300 < \overline{Pe} < 400$) befriedigende Ergebnisse. Parameterbetrachtungen der rechnerischen Unsicherheitsbandbreiten an einem Einzelbeispiel ($\overline{Pe} = 350$, alle Stäbe im Bündel beheizt) ergeben, daß die Auswirkungen wesentlicher hydraulischer Parameter auf die Temperaturverteilung in den Hüllen der Randstäbe um einen Faktor 2 bis 5 größer sind als diejenigen von wesentlichen thermischen Parametern. Danach müßten künftig schwerpunktmäßig die offenen Fragen auf fluiddynamischem Gebiet geklärt werden.
- Im Bereich kleiner Pécletzahlen ($\overline{Pe} < 230$) werden die Temperaturverteilungen in den Stabhüllen weder bei Vollbeheizung des Bündels noch bei Einzelstabbeheizung durch die globalen Rechnungen qualitativ richtig erfaßt. Die Rechnungen zeigen einen langen, allmählichen thermischen Einlauf. In diesem Bereich wären noch eine Reihe weiterer Untersuchungen zur Klärung der offenen Fragen erforderlich.

Begonnen wurde mit der Erstellung einer beheizten 4-Stabbündel-Testeinrichtung zur Messung der Temperaturfelder in den natriumdurchströmten Kühlkanälen. Die geplanten Experimente dienen zur Entwicklung und Abstützung von Lokal-Codes. Damit sollen dann die globalen Auslegungs-codes verbessert und ergänzt werden /16/.

- Die bisher durchgeführten Vergleichsrechnungen der Geschwindigkeits- bzw. Massenstromverteilungen in zentrischen Stabbündeln mit Gitterabstandshaltern von relevanten Versuchen lieferten

gute Ergebnisse, so daß bisher eine Modifikation des Auslegungscodes CIA nicht erforderlich war. Eingeschränkt werden muß diese Aussage für extreme Unterkanalversperrungen ($\geq 40\%$) durch die Gitterabstandshalter, für solche Fälle wären Codeverbesserungen erforderlich /10/.

- Die gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen bei exzentrischen Bündellagen im Kasten sind besonders für die Überprüfung und Beurteilung der Rechenprogramme geeignet. Nachrechnungen solcher Messungen an exzentrischen Bündeln ohne Abstandshalter lieferten gute Ergebnisse, so daß Codeverbesserungen für die Berechnung ähnlicher geometrischer Anordnungen nicht erforderlich sind.
- Druckverlustbeiwerte wurden ermittelt aus systematischen Messungen an eng gepackten Bündeln mit Wendeldraht-Abstandshaltern für die Parameterbereiche $1,04 \leq P/D \leq 1,10$, $8 \leq H/D \leq 17$ und $10^2 \leq \bar{Re} \leq 10^5$.

Mit diesen Ergebnissen wurden die bereits vorhandenen Daten /12/ ergänzt und daraus für den Bereich $1,04 \leq P/D \leq 1,42$ eine empirische Korrelation für den Druckverlustbeiwert aufgestellt /15/.

6. Literatur

- /1/ Trippe, G.: "Experimentelle Untersuchungen turbulenter Strömungen in axial durchströmten Stabbündeln ohne und mit gitterförmigen Abstandshaltern"; KfK-2834, (1979)
- /2/ Hendrichx, H-P.: "Experimentelle Untersuchungen zur vollturbulenten Geschwindigkeitsverteilung in axial durchströmten Stabbündeln bei exzentrischen Bündellagen"; Diplomarbeit, TU Karlsruhe (1981)
- /3/ Möller, R.; Tschöke, H.; Kolodziej, M.: "Experimentelle Bestimmung von Temperaturfeldern in natriumdurchströmten Bündeln mit hexagonaler Stabanordnung und gitterförmigen Abstandshaltern"; KfK-2356 (Jan. 1977)
- /4/ Möller, R.; Tschöke, H.: "Steady-State, Local Temperature Fields with Turbulent Liquid Sodium Flow in Nominal and Disturbed Bundle Geometries with Spacer Grids"; Nuclear Engineering and Design 62 (1980) 69-80
- /5/ Marten, K.; Yonekawa, S.; Hoffmann, H.: "Experimentelle Untersuchungen des Druckabfalles in eng gepackten Stabbündeln mit wendelförmigen Abstandshaltern"; Jahrestagung Kerntechnik '82, Mannheim, 4.-6. Mai 1982, S. 89-92

- /6/ Möller, R.; Tschöke, H.; Kolodziej, M.: unveröffentlichter Bericht, (1981)
- /7/ CIA: Interatom - Version des COBRA-II-Programmes von D.S. Rowe, BNWL-1224 (1970)
- /8/ Weinberg, D.; Hoffmann, H.; Möller, R.; Tschöke, H.: "Influence of Uncertainties on the Thermal- and Fluid Dynamic Design of LMFBR Fuel Elements - Comparison of Calculated and Experimentally Determined Cladding Temperatures"; First Meeting of the IAHR-Comitee on Liquid Metals and Thermo-Hydraulics, Boston, Oct. 5-6, 1981
- /9/ Straub, G.: "ARTIS - Berechnung von Temperatur- und Geschwindigkeitsfeldern in Brennelementen von Natriumgekühlten Schnellen Brutreaktoren mit paralleler Strömung"; Dissertation TU-Stuttgart (1976)
- /10/ Trippe, G.; Weinberg, D.: "Investigations of Turbulent Velocity and Mass Flow Distribution in Rod Bundles with Grid-Type Spacers"; NUREG/CP-0014, Vol. 3, (1980), pp. 1789-1804
- /11/ Eifler, W.; Nijsing, R.: "VELASCO-Velocity Field in Asymmetric Rod Configurations"; Report EUR-4950e (1973)
- /12/ Rehme, K.: "Systematische experimentelle Untersuchung der Abhängigkeit des Druckverlustes von der geometrischen Anordnung für längsdurchströmte Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern"; Dissertation TU-Karlsruhe (1967)
- /13/ Schlichting, H.: "Grenzschichttheorie"; Verlag G. Braun, Karlsruhe (1958)
- /14/ Eifler, W.; Nijsing, R.: "Fundamental Studies of Fluid Flow and Heat Transfer in Fuel Element Geometries; II. Experimental Investigation of Velocity Distribution and Flow Resistance in a Triangular Array of Parallel Rods"; Report EUR 2193.e (1965)
- /15/ Marten, K.; Hame, W.: unveröffentlichter Bericht (1983)
- /16/ Hoffmann, H.; Hofmann, F.; Rehme, K.: "Thermo- und Fluidynamics of LMFBR Fuel Subassemblies under Nominal and Non-Nominal Operating Conditions (Status)"; NUREG/CP-0014-Vol. 3 (1980) pp. 1747- 1765

7. Nomenklatur

CLA	μm	- Oberflächenrauigkeit - <u>C</u> entral <u>L</u> ine <u>A</u> verage
D	mm	- Stabdurchmesser

D_H	mm	- hydraulischer Durchmesser im Bündel
H	mm	- Wendelsteigung der Draht-Abstandshalter
H/D	-	- normierte Wendelsteigung
L	mm	- Bündellänge
L_B	mm	- beheizte Stab- oder Bündellänge
L_H	mm	- hydraulische Anlaufänge vor beheizter Zone
m	kg/s	- Massenstrom im Bündel
N_{ges}	KW	- Gesamtleistung aller beheizten Stäbe im Bündel
Nu	-	- Nusseltzahl im Bündel
Δp	N/m^2	- Differenzdruck
P	mm	- Stabmittenabstand
P/D	-	- normierter Stabmittenabstand
\overline{Pe}	-	- Péclet-Zahl im Bündel
\overline{Pr}	-	- Prandtl-Zahl im Bündel
q	W/cm^2	- Wärmestromdichte an der Staboberfläche
\bar{q}	W/cm^2	- gemittelte Wärmestromdichte an der Oberfläche aller beheizten Stäbe
q_{vo}	W/cm^2	- Wärmeverluste durch die Kastenwand
Re	-	- Reynolds-Zahl im Bündel
SW	mm	- innere Schlüsselweite des hexagonalen Kastens
T_E	$^{\circ}C$	- Natrium-Eintrittstemperatur
\bar{u}	m/s	- mittlere Geschwindigkeit im Bündel
\bar{U}	m/s	- mittlere Geschwindigkeit im Unterkanal
U_{max}	m/s	- maximale Geschwindigkeit im Unterkanal
V	m^3/s	- Volumenstrom
W	mm	- Wandabstand (Abbn. 1 und 6)
W/D	-	- normierter Wandabstand
ξ	-	- Widerstandsbeiwert der Gitter-Abstandshalter
λ	-	- Reibungsbeiwert im Bündel
λ_0	-	- Reibungsbeiwert im glatten Rohr
φ	Grad	- laufender Winkel am Stabumfang
χ	W/cm	- Stablängenleistung

STÖRFALLNACHWEIS IM BRENNELEMENT NATRIUMGEKÜHLTER SCHNELLER
BRÜTER DURCH MESSUNG UND ANALYSE VON TEMPERATURSCHWANKUNGEN
AM BRENNELEMENTAUSTRITT

L. Krebs, G. Weinkötz

1. Einleitung

Die Früherkennung von Kühlungsstörungen im Core eines Natriumgekühlten Schnellen Brüters ist eine wirkungsvolle Möglichkeit, die Gefahr einer Schadenspropagation im Brennelement zu verringern und damit die Sicherheit der Anlage zu erhöhen. Durch Blockaden verursachte Kühlungsstörungen im Brennelement bewirken erst bei Versperrungen über 50 % der freien Querschnittsfläche eine meßbare Verringerung des Kühlmitteldurchsatzes. Die im Brennelement erzeugte Energie bleibt von Kühlungsstörungen ebenfalls nahezu unbeeinflusst. Dennoch können auch schon infolge kleinerer Blockaden unerwünscht hohe Temperaturen im Brennelement auftreten. Aufgrund dieser lokalen Temperaturerhöhungen sind am Brennelementaustritt zusätzliche Temperaturgradienten vorhanden, die ihrerseits Temperaturschwankungen im Kühlmittel erzeugen. Durchläuft das Kühlmittel nach dem Austritt aus dem Brennelement einen Mischer, so bleibt der hinter diesem Mischer gemessene Temperaturmittelwert nahezu unbeeinflusst. Demgegenüber fördert der Mischvorgang die zusätzliche Erzeugung von Temperaturschwankungen. Daher ist die Messung des Temperaturmittelwertes der Austrittstemperatur zur Detektion kleinerer Blockaden nicht ausreichend. Die Analyse der dem Temperaturmittelwert überlagerten Temperaturschwankungen stellt jedoch eine aussichtsreiche und empfindliche Überwachungsmethode dar.

Um ein auf dieser Methode basierendes Überwachungssystem für die Brennelemente eines Natriumgekühlten Schnellen Brüters zu entwickeln, wird ein umfangreiches experimentelles und theoretisches Forschungs- und Entwicklungsprogramm mit folgenden Schwerpunkten durchgeführt:

- Untersuchung des Einflusses von Heizleistung, Kühlmittelgeschwindigkeit und Blockadegröße auf die Temperaturschwankungen am Austritt von elektrisch beheizten Stabbündeln in Natrium,
- Modellentwicklung zur Beschreibung der Ausbreitung von im Brennelement auftretenden Kühlungsstörungen in der Strömung hinter dem Brennelement,
- Messung und Analyse der Temperaturschwankungen am Brennelementaustritt der Kompakten Natriumgekühlten Kernreaktoranlage (KNK) im Kernforschungszentrum Karlsruhe.

2. Analyse der Temperaturschwankungen

Zur betriebsmäßigen Überwachung der mittleren Brennelementaustrittstemperatur werden bei Natriumgekühlten Schnellen Brütern Thermoelemente eingesetzt. Jedes von einem Thermoelement gemessene Temperatursignal $T(t)$ läßt sich in zwei Signalanteile aufspalten, nämlich in den linearen zeitlichen Mittelwert der Temperatur \bar{T} und in das Temperaturschwankungssignal $\delta(t)$, entsprechend der Beziehung

$$T(t) = \bar{T} + \delta(t)$$

Zur Zeit wird beim Betrieb von Reaktoranlagen lediglich der Temperaturmittelwert ausgewertet. Dieser berechnet sich bei einer durch das Meßsystem vorgegebenen bzw. einstellbaren Integrationszeit t_M zu:

$$\bar{T} = \frac{1}{t_M} \int_{-t_M/2}^{+t_M/2} T(t) \cdot dt$$

Das Temperaturschwankungssignal, das einen zusätzlichen Informationsgehalt aufweist, bleibt jedoch unberücksichtigt. Da das Temperaturschwankungssignal in den meisten Fällen ein stochastisches (regelloses) Signal darstellt, können die Eigenschaften dieses Signals mit den aus der Wahrscheinlichkeitsrechnung bekannten Kenngrößen und Kennfunktionen beschrieben werden. Eine wesentliche Kenngröße stochastischer Signale ist der RMS-Wert (Root Mean Square). Für den RMS-Wert des Temperaturschwankungssignals gilt:

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{t_M} \int_{-t_M/2}^{+t_M/2} \delta^2(t) \cdot dt}$$

Im Falle der Überwachung des Temperatursignals am Austritt eines Reaktorbrennelementes stellt der RMS-Wert ein Maß für die Intensität der Temperaturschwankungen dar. Er ist als Indikator für Kühlungsstörungen gut geeignet, zumal er mit geringem meßtechnischen Aufwand für eine rechnergesteuerte Überwachung aufbereitet werden kann.

Tritt während des Reaktorbetriebes eine unerwartete Änderung des RMS-Wertes der Temperaturschwankung auf, so kann zusätzlich eine weitergehende Analyse des Signals mit folgenden Kennfunktionen erfolgen:

Autokorrelationsfunktion (AKF)

$$\varphi(\tau) = \frac{1}{t_M} \int_{-t_M/2}^{+t_M/2} \delta(t) \cdot \delta(t-\tau) \cdot dt$$

und Leistungsdichtespektrum (PSD)

$$\Phi(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} \varphi(\tau) \cdot e^{-j2\pi f\tau} \cdot d\tau$$

Das Leistungsdichtespektrum kann durch FOURIER-Transformation der Autokorrelationsfunktion oder unmittelbar durch Fast FOURIER-Transformation (FFT) des Schwankungssignals berechnet werden. Es gibt die Signalleistung in Abhängigkeit von der Signalfrequenz an und ist somit geeignet, Änderungen der Signalleistungen bei bestimmten Frequenzen oder Frequenzbereichen zu detektieren. Ein Beispiel hierfür ist die Detektion von Siedevogängen in einem Brennelement durch Analyse des Leistungsdichtespektrums /7/. Der Informationsgehalt von AKF und PSD ist gleich, die Darstellungsweise jedoch manchmal im Zeitbereich (AKF), meist aber im Frequenzbereich (PSD) vorteilhafter. Für die Bildung dieser Kenn-

funktionen wird eine beachtliche Rechnerkapazität benötigt, weshalb eine ständige Überwachung der Kennfunktionen zu aufwendig wäre.

3. Untersuchungen an elektrisch beheizten Stabbündeln

Die out-of-pile Untersuchungen der Temperaturschwankungssignale wurden am 28-Stabbündel (60°-Ausschnittsbündel mit SNR 300 Mk 1a-Brennelementgeometrie) bei ECN-Petten und an dem 169-Stabbündel (Vollbündel mit SNR 300 Mk 1a-Brennelementgeometrie) bei KfK-IRE durchgeführt /1/. Beide Teststrecken wurden mit Blockaden unterschiedlicher Größe ausgerüstet. Sie waren in erster Linie für Natriumsiedeexperimente konzipiert, es wurden aber auch Versuche im Einphasenbereich gefahren. Abb. 1 zeigt den Aufbau der beiden

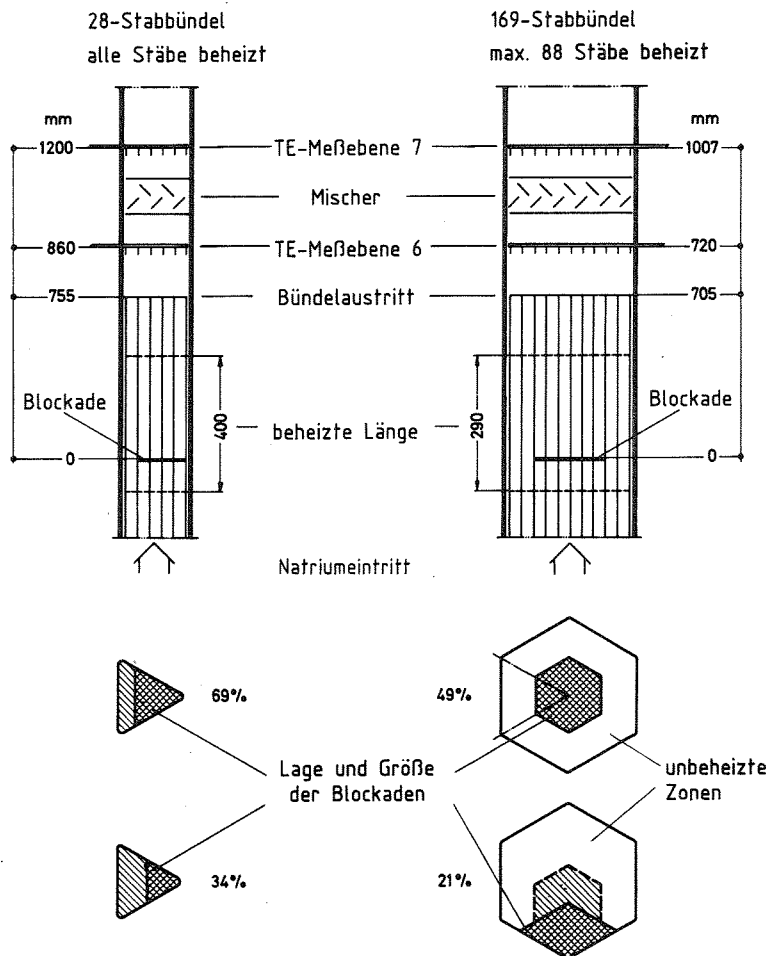


Abb. 1 Aufbau der elektrisch beheizten Stabbündel

Stabbündel, die Lage der Blockaden, der Meßebenen für die Thermo-elementlanzen und des jeweiligen Strömungsmischers. Beim 28-Stabbündel wurden alle Stäbe elektrisch beheizt. Die Experimente wurden mit 68 % und 34 % Blockade sowie ohne Blockade gefahren. Beim 169-Stabbündel wurden maximal 88 Stäbe elektrisch beheizt. Diese Experimente wurden mit einer Zentralblockade von 49 % sowie einer Eckblockade von 21 % durchgeführt. Versuchsparameter an beiden Teststrecken waren die Stableistung und die Kühlmittelgeschwindigkeit in den Unterkanälen der Stabbündel.

Abb. 2a zeigt den RMS-Wert des Temperatursignales eines Thermo-elementes hinter dem Mischer des 28-Stabbündels (mit 34 % bzw. 38% Blockade) als Funktion der Stableistungsdichte N bei konstanter Kühlmittelgeschwindigkeit v , während in Abb. 2b die Abhängigkeit des RMS-Wertes von der Kühlmittelgeschwindigkeit bei konstanter Stableistungsdichte wiedergegeben ist. Dabei wurden die mit zunehmender Geschwindigkeit auftretenden höheren Frequenzen des Temperaturschwankungssignals von einem Tiefpaßfilter mit 8 Hz Grenzfrequenz unterdrückt. Mit dieser Bedingung erhält man für den RMS-Wert die Beziehung:

$$\sigma \sim \frac{N}{v}$$

Normiert man diesen Wert mit der Aufheizspanne ΔT des Stabbündels, für die ebenfalls die Proportionalitätsbeziehung

$$\Delta T \sim \frac{N}{v}$$

gilt, so erhält man als Proportionalitätsfaktor

$$k = \frac{\sigma}{\Delta T}$$

eine als k -Wert bezeichnete Kenngröße. Die Abbn. 3a und 3b zeigen den k -Wert als Funktion der Stableistungsdichte bzw. Kühlmittelgeschwindigkeit entsprechend den Messungen in Abb. 2. Man erkennt, daß sich der k -Wert nur ändert, wenn sich die Blockadegröße ändert, daß er jedoch konstant bleibt, wenn Kühlmitteldurchsatz und/oder die Stableistung geändert werden, wie z.B. beim Lastfolge- oder Anfahrbetrieb eines Reaktors.

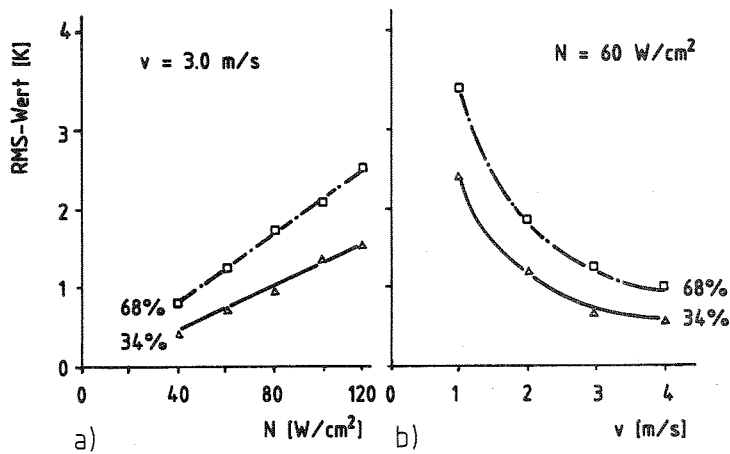


Abb. 2 RMS-Wert als Funktion der Stabileistungsdichte N bzw. der Kühlmittelgeschwindigkeit v für Blockaden von 34 % und 68 %

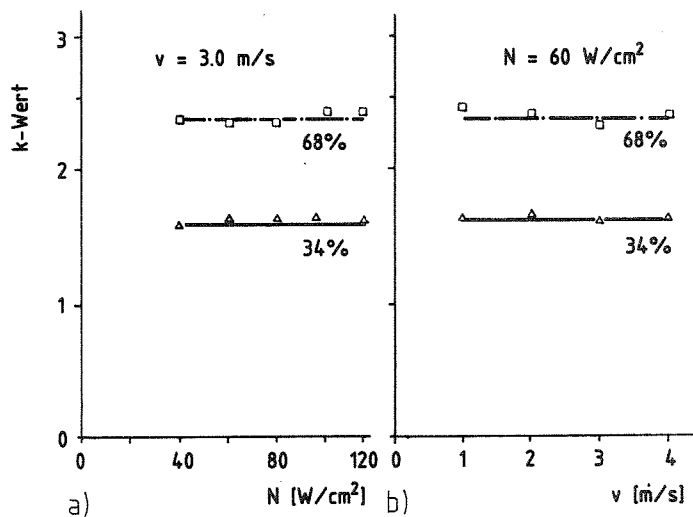


Abb. 3 k-Wert als Funktion der Stabileistungsdichte N bzw. der Kühlmittelgeschwindigkeit v für Blockaden von 34 % und 68 %

Abb. 4 gibt nochmals einen Vergleich der lateralen mittleren Austrittstemperaturen und der k-Werte für das unblockierte 28-Stab-bündel und für die 34 % Blockade entlang der Thermoelementlanze hinter dem Mischer. Die Temperatursignale wurden in diesem Fall mit 5 Hz tiefpaßgefiltert. Während sich die mittleren Austrittstemperaturen nur wenig unterscheiden (der vorhandene geringe Unterschied ist auf nicht genau gleiche Versuchsbedingungen bzw. nicht vollständige Durchmischung im Mischer zurückzuführen),

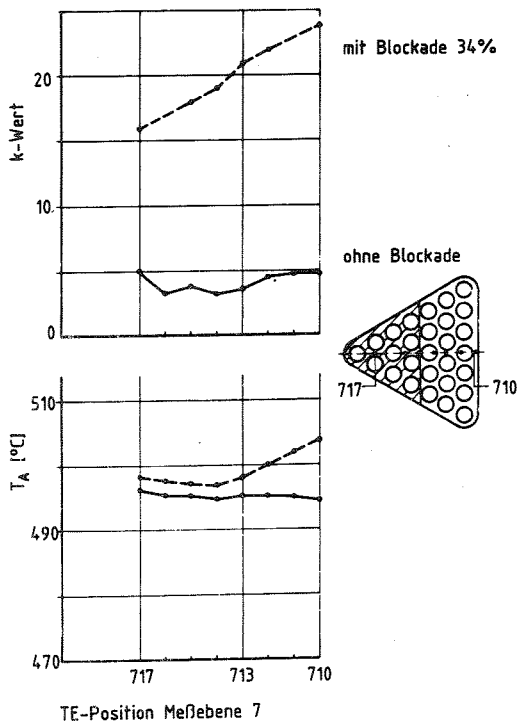


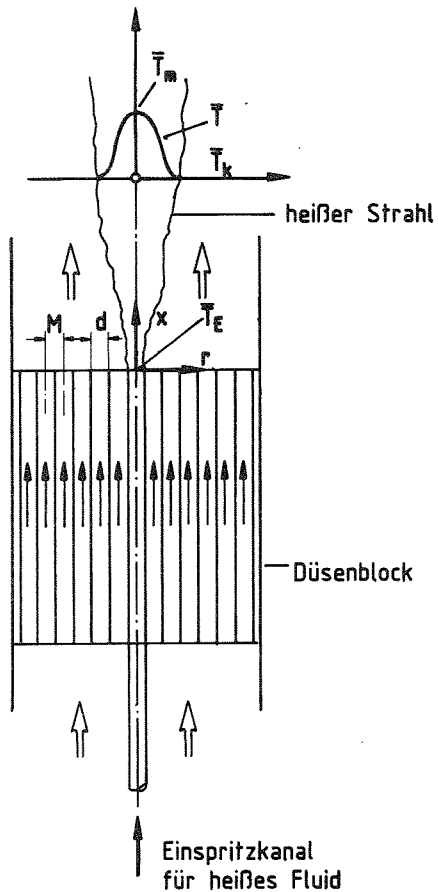
Abb. 4
Austrittstemperatur und
k-Wert nach dem Mischer

steigt der k-Wert im Mittel etwa um den Faktor 4 an /2/. Weitergehende Auswertungen zeigen, daß Blockaden größer als 15 % durch Messung des k-Wertes noch sicher detektiert werden können. Dies gilt auch, wenn zusätzliche radiale Leistungsgradienten in einem Brennelement vorhanden sind.

4. Modelluntersuchungen

Natrium ist ein Kühlmittel mit großer molekularer Wärmeleitung. Beim Austritt des Kühlmittels aus dem Brennelement findet - bedingt durch die Querschnittserweiterung - eine starke turbulente Durchmischung statt. Ziel der Modelluntersuchungen war es daher, die Ausbreitung einer im Brennelement auftretenden Kühlungsstörung in der Strömung hinter dem Brennelement zu beschreiben und den Einfluß der molekularen Wärmeleitung und des turbulenten Austauschs zu untersuchen.

In einem ersten Schritt wurde die Ausbreitung von Temperaturfeldern in einer Wasserteststrecke untersucht /3,4/. Abb. 5 zeigt die prinzipielle Versuchsanordnung. Ein Düsenblock mit 158 Bohrungen von $d = 7,2$ mm Durchmesser und $M = 8,2$ mm Bohrungsmittenabstand dient als Simulationsmodell für die Unterkanäle eines Brennelementes. Durch die zentrale Bohrung kann heißes Kühlmittel gleicher Geschwindigkeit wie in den Nachbarbohrungen eingespritzt werden, wodurch eine Kühlungsstörung simuliert wird. Gemessen wurden das Geschwindigkeitsfeld (mittlere Geschwindigkeit, Turbulenzintensität und integrale Turbulenzlänge) sowie das Temperaturfeld (mittlere Temperatur und Intensität der Temperaturschwankungen) in der Strömung hinter dem Düsenblock. Die Auswertung der Geschwindigkeitsmessungen ergab, daß für Turbulenzintensität und integrale Turbulenzlänge in der Strömung hinter dem Düsenblock Potenzgesetze



angegeben werden können. Aufbauend auf diesem Ergebnis und unter der Annahme, daß der turbulente Wärmeaus-tauschkoeffizient diesen beiden Kenn-größen proportional ist, wurde mit Hilfe der Energiegleichung eine Dif-ferentialgleichung für die mittlere Temperatur in der Strömung hinter dem Düsenblock abgeleitet. Die Lösung die-ser Modellgleichung führt, unter Be-rücksichtigung der durch die Test-strecke vorgegebenen Randbedingungen, auf GAUSS'sche Glockenkurven für die Profile der mittleren Temperatur. Das Modell zeigt ferner, daß sich die maximale mittlere Temperatur in Strö-mungsrichtung ebenfalls nach einem Potenzgesetz abschwächt, dessen Po-tenz sich aus den Messungen des Ge-schwindigkeitsfeldes ermitteln läßt.

Abb.5
Versuchsanordnung für
Modelluntersuchungen

Unter Berücksichtigung zusätzlicher Annahmen bezüglich des turbulenten Austausches und der Dissipation von

Temperaturschwankungen wurde in ähnlicher Weise eine Modellgleichung für die Profile und die axiale Abschwächung der Intensität der Temperaturschwankungen aufgestellt und auf dem Digitalrechner gelöst.

Daran anschließend wurde das für Wasser abgeleitete Modell erwei-tert, um auch den Einfluß großer molekularer Wärmeleitfähigkeit, wie sie im Kühlmittel Natrium vorhanden ist, berücksichtigen zu können. Das so erweiterte Modell konnte durch Experimente in einer Natriumteststrecke gleicher Geometrie bestätigt werden /5/. Die Abbildungen 6 und 7 zeigen die mittleren Temperatur- und Intensi-tätsprofile, wie sie in Wasser und Natrium gemessen bzw. mit dem Modell berechnet wurden für zwei normierte axiale Abstände vom Düsenblock. Die Abbildungen 8 und 9 geben den axialen Abfall der

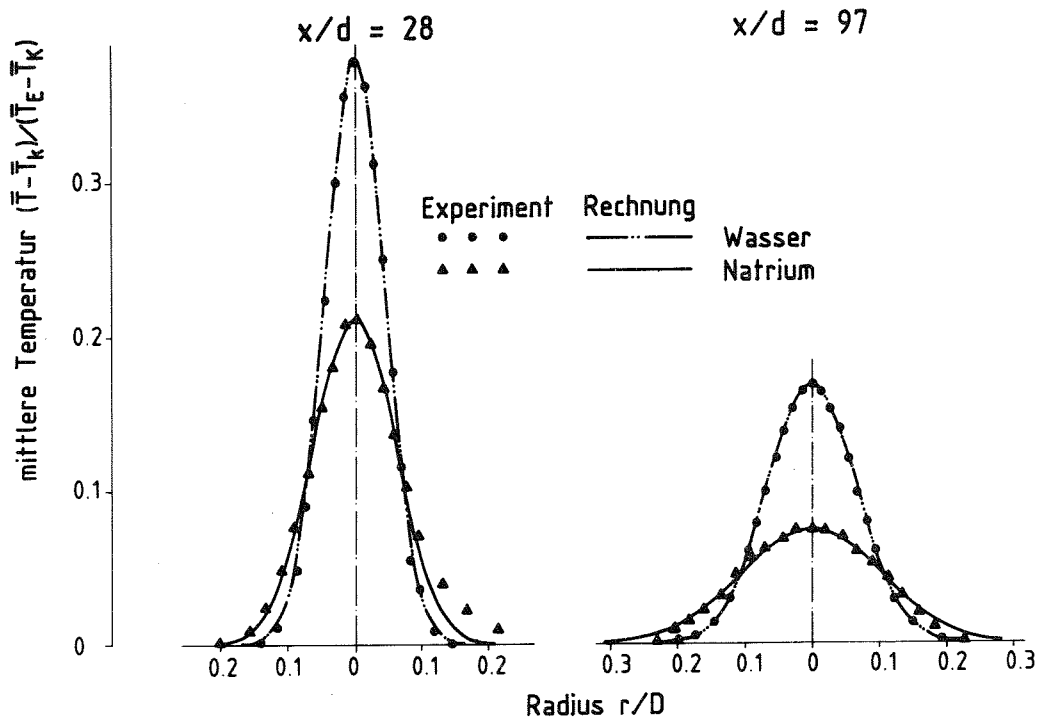


Abb. 6 Mittlere Temperaturprofile in Wasser und Natrium

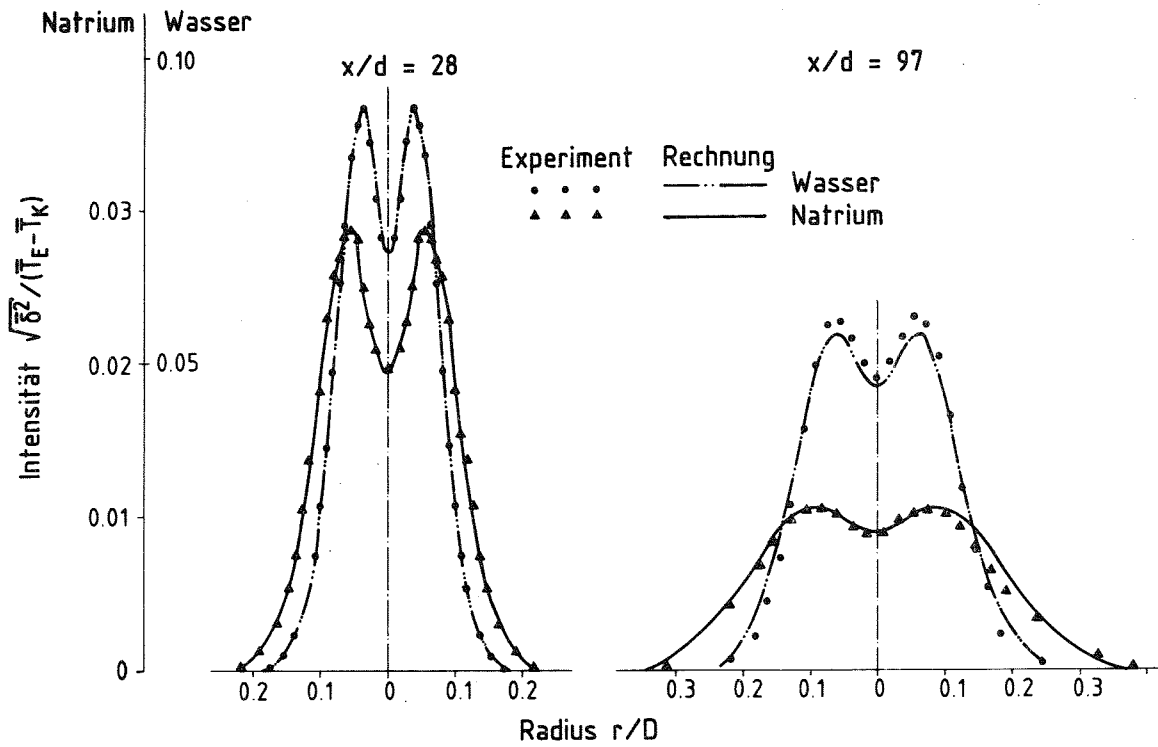


Abb. 7 Intensitätsprofile der Temperaturschwankungen in Wasser und Natrium

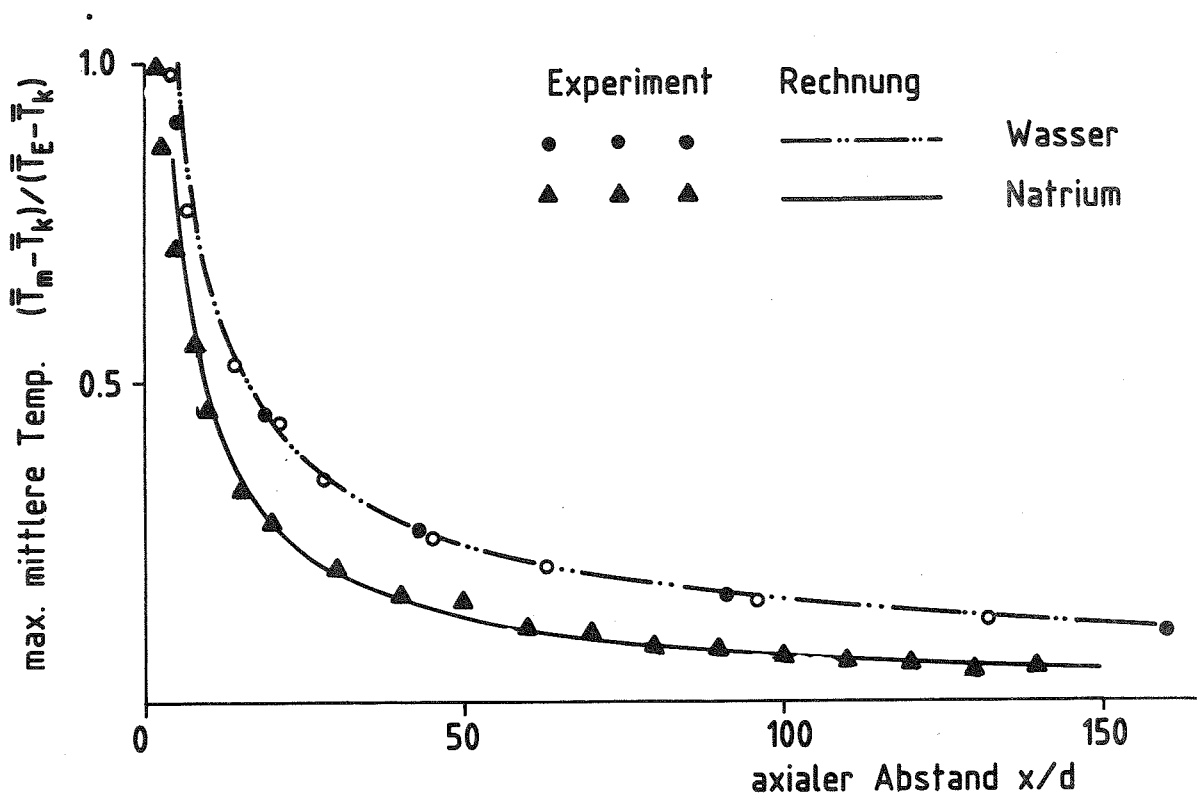


Abb. 8 Abschwächung der maximalen mittleren Temperatur

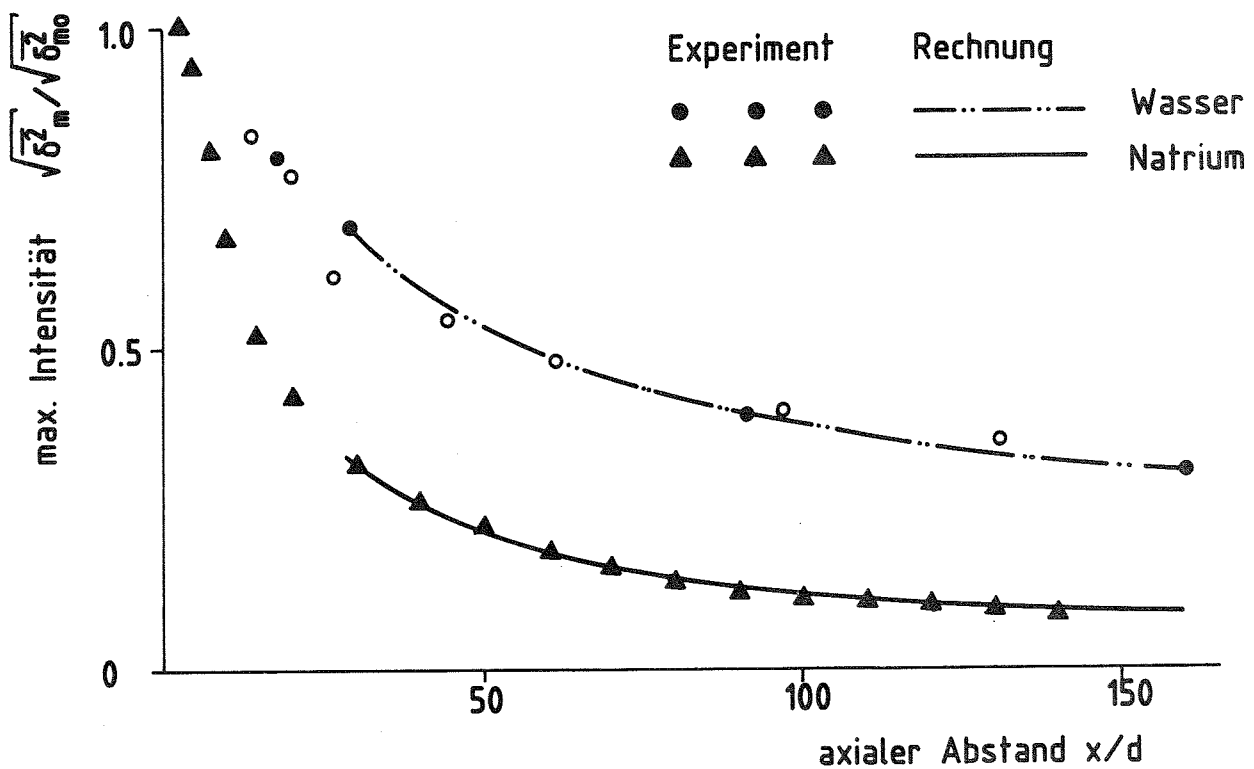


Abb. 9 Abschwächung der maximalen Intensität der Temperaturschwankungen

maximalen mittleren Temperatur und der Intensitätsmaxima in Wasser und Natrium wieder. Die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung ist gut, insbesondere zeigen die Natriummessungen, daß der Einfluß der molekularen Wärmeleitung in dem Modell richtig berücksichtigt ist. Ein Vergleich der Messungen bzw. Modellrechnungen läßt erkennen, daß sich aufgrund der guten molekularen Wärmeleitung von Natrium die mittlere Temperatur und die Intensität der Temperaturschwankungen in axiale Richtung stärker abschwächen als im schlecht wärmeleitenden Wasser. Dafür breitet sich eine Temperaturstörung in radialer Richtung schneller aus, wenn Natrium als Kühlmittel verwendet wird.

Für die Detektion von Blockaden in Natriumgekühlten Brütern lassen sich aus diesen Ergebnissen folgende Schlußfolgerungen ableiten:

- Die Intensität der Temperaturschwankungen ist im Vergleich zur mittleren Temperatur die empfindlichere Meßgröße, da sie sich in Strömungsrichtung weniger abschwächt und quer zur Strömungsrichtung stärker ausbreitet,
- Ein Meßfühler wird optimal auf der axialen Symmetrielinie des Brennelementes angeordnet. Der Abstand vom Brennelementaustritt ist durch den Weg bestimmt, der von einer durch eine Rand- oder Eckblockade bedingte Kühlungsstörung benötigt wird, um sich bis zur Symmetrielinie auszubreiten. Dieser Abstand läßt sich mit dem Modell unter Vorgabe der minimalen radialen Ausdehnung der Blockade abschätzen.

5. Experimentelle Untersuchungen an der KNK

Zusätzlich zu den out-of-pile Untersuchungen an elektrisch beheizten Stabbündeln und den Grundlagenuntersuchungen am Düsenblock werden Messungen der Temperaturschwankungen am Brennelementaustritt der KNK durchgeführt /6/. Sie dienen dem Ziel, den Nachweis der Funktionstüchtigkeit der eingesetzten Meßsonden sowie der entwickelten Auswerteverfahren unter Reaktorbedingungen zu erbringen. Nach ersten Versuchen an der KNK I wurde zu diesem Zweck in Zusammenarbeit mit Interatom ein Instrumentierungsstopfen entwickelt, der vornehmlich über der Zenralposition der KNK II eingesetzt war. Teil dieses Instrumentierungsstopfens ist eine Temperaturmeßsonde,

die mit drei Dreileiterthermoelementen von 0,5 mm, 1,0 mm und 1,5 mm Durchmesser bestückt ist. Dreileiterthermoelemente bestehen aus einer NiCr/Ni- Meßstelle und zur Erfassung höherer Frequenzanteile des Temperaturschwankungssignals zusätzlich aus einer schnellansprechenden Stahl/Natrium-Meßstelle. Im Innern der Sonde sind in stagnierendem Natrium außerdem zwei Referenzthermoelemente für die Stahl/Natrium-Meßstellen angebracht. Die Meßsonde war in der Strömung hinter dem Durchflußmischer positioniert. Aus konstruktiven Gründen konnte nicht unmittelbar hinter dem Brennelementaustritt gemessen werden.

Bei den Messungen an der KNK II wurden im wesentlichen folgende Punkte untersucht:

- Analyse der hinter dem Mischer eines ungestörten Brennelementes gemessenen Temperaturschwankungssignale in Abhängigkeit von der Reaktorleistung,
- Vergleich der Messungen mit Dreileiterthermoelementen und den Betriebsthermoelementen.

Bei den out-of-pile Untersuchungen an elektrisch beheizten Stab-bündeln war gefunden worden, daß der k-Wert eine von der Bündel-

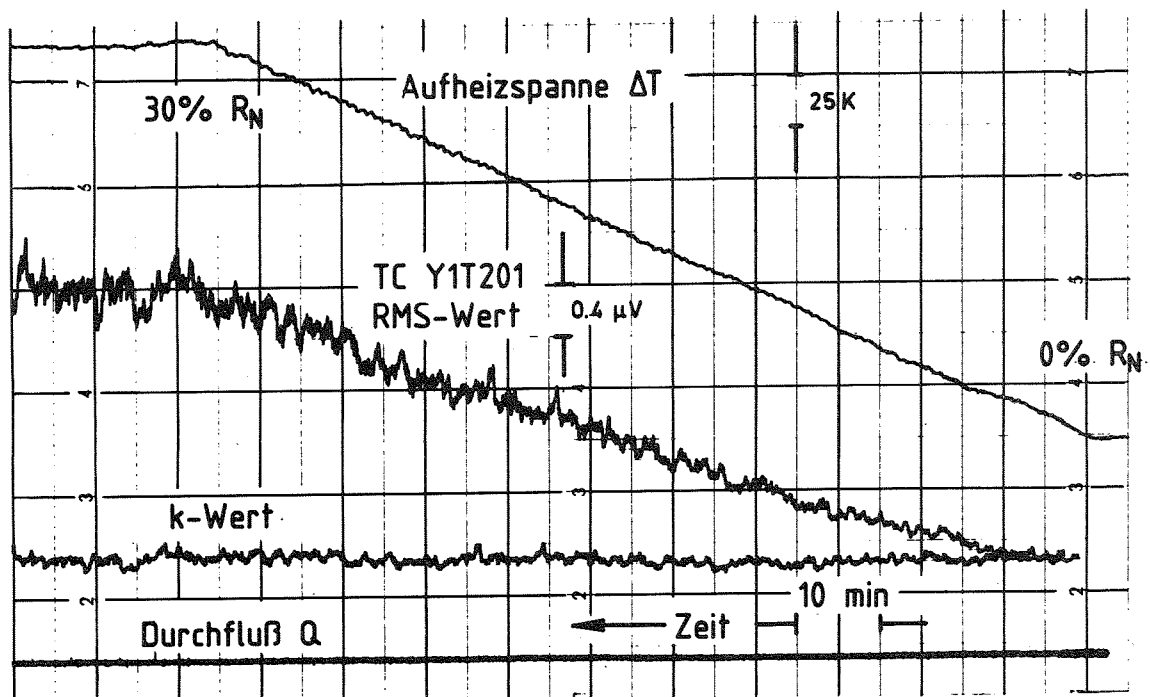


Abb. 10 RMS- und k-Werte während eines Anfahrvorgangs der KNK II

leistung und der Kühlmittelgeschwindigkeit unabhängige Kenngröße ist. Dieses Ergebnis konnte durch die Messungen mit Dreileiterthermoelementen und Betriebsthermoelementen über der zentralen Brennelementposition der KNK II bestätigt werden. Als Beispiel hierfür ist in Abb. 10 der Verlauf von Aufheizspanne, Kühlmitteldurchfluß, RMS-Wert der Temperaturschwankungen des Betriebsthermoelementes (YT1 T201) und zugehörigem k-Wert während der Aufheizphase von 0 auf 30 % Reaktorleistung dargestellt. Die aufgezeichneten Meßgrößen zeigen alle den erwarteten Verlauf, insbesondere bleibt der k-Wert bei zunehmender Reaktorleistung konstant.

Da die Stahl/Natrium-Meßstellen die höheren Frequenzanteile erfassen, wurden die Temperatursignale mit 5 Hz tiefpaßgefiltert, um so den Einfluß der mit der Kühlmittelgeschwindigkeit ansteigenden Grenzfrequenz des Temperaturschwankungssignales zu eliminieren. Zusätzlich wurden die Signale mit 1 Hz hochpaßgefiltert, um die niederfrequenten Signalanteile infolge der Durchflußschwankungen der Kühlmittelpumpen und Schwankungen des Neutronenflusses zu unterdrücken. Für die auf diese Weise gefilterten Temperatursignale liegt der k-Wert des Temperatursignales der Stahl/Natrium-Meßstelle bei gleichem Thermoelementdurchmesser etwa um den Faktor 5 über demjenigen des Betriebsthermoelementes, d.h. das Stahl/Natrium-Element ist das deutlich empfindlichere Meßsystem.

6. Weiterführende Untersuchungen

Die hier dargestellten Ergebnisse lassen erkennen, daß die Analyse von Temperaturschwankungssignalen am Brennelementaustritt eine erfolgsversprechende Methode zur Früherkennung von Kühlungsstörungen in einem Natriumgekühlten Schnellen Brüter darstellt. Um die Methode zur Serienreife zu entwickeln, sind noch folgende Forschungs- und Entwicklungsarbeiten geplant:

- Messungen an einem voll beheizten 61-Stabbündel. Ziel dieser Untersuchungen ist der Nachweis, daß das in der Strömung hinter einem Düsenblock entwickelte Modell auf die Strömung hinter einem Stabbündel übertragen werden kann.

- Rechnergestützte Überwachung von 30 Brennelementen an der KNK II. Ziel dieser Untersuchungen ist es, das Langzeitverhalten der Temperatursignale am Brennelementaustritt eines Reaktors zu ermitteln (Einfluß des Abbrandes), sowie die Funktionsfähigkeit der noch zu spezifizierenden Anlage für Routineüberwachung und spezielle statistische Signalanalyse zu demonstrieren.
- Rechnergestützte Überwachung ausgewählter Brennelemente des SNR 300. Mit diesen Untersuchungen soll eine abschließende Bewertung hinsichtlich Leistungsfähigkeit und Zuverlässigkeit der entwickelten Meßmethode ermöglicht werden.

7. Literatur

- /1/ Weinkötz, G., Martin, H.: "Detection of Different Coolant Blockage Sizes in an LMFBR Subassembly by Measurement of the RMS Value of Temperature Fluctuations", Proceedings of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, WA, Aug. 19-23, 1979, Vol. IV, pp. 1716-1721.
- /2/ Weinkötz, G., Krebs, L., Martin, H.: "Measurement and Analysis of Temperature Fluctuations at the Outlet of an Electrically Heated 28-Rod Bundle Without and With Flow Blockage", Proceedings of Tenth Meeting of the Liquid Metal Boiling Working Group (LMBWG), Kernforschungszentrum Karlsruhe, October 27-28, 1982, Vol. II, pp. 601-613.
- /3/ Krebs, L.: "Ausbreitung von Temperaturstörungen in begrenzter Strömung hinter einem Düsenblock, KfK 2846, (Dez. 1979).
- /4/ Krebs, L., Bremhorst, K., Müller, U.: "Measurement and Prediction of the Mean and Fluctuating Temperature Field Downstream of a Multi-Bore Jet Block in Which One Jet is Heated". Int. J. Heat Transfer, Vol. 24, No. 8, 1981, pp. 1305-1312.
- /5/ Krebs, L., Bremhorst, K.: "Verification of the Extended Gradient Diffusion Model by Measurements of the Mean and Fluctuating Temperature Fields in Sodium Flow Downstream of a Multi-Bore Jet Block". Proceedings of 4th Symposium on Turbulent Shear Flows, Karlsruhe, September 12-14, 1983.
- /6/ Weinkötz, G., Krebs, L., Martin, H.: "Analysis of Temperature Fluctuations at the Subassembly Outlet of the KNK II Reactor", Proceedings of the LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon, July 19-23, 1982, Vol. IV, pp. 383-392.
- /7/ Krebs, L., Weinkötz, G.: "Detection of Local Boiling in an LMFBR Subassembly by Temperature Fluctuations Analysis at the Outlet", Proceedings of SMORN II in Progr. Nucl. Energy, Vol. 1, No. 2-4, 1977, pp. 507.

SONDE ZUM MESSEN DES MASSENDURCHSATZES

St. Müller, G. Thun

1. Einleitung

Im Rahmen der Sicherheitsüberlegungen zum Betrieb von Schnellen Natriumgekühlten Reaktoren ist es besonders wichtig, Kühlungsstörungen im Core in einem möglichst frühen Stadium zu erkennen. Eine von mehreren Detektionsmöglichkeiten ist die Überwachung des Durchsatzes einzelner Brennelemente am Coreaustritt. Die Abb. 1 zeigt schematisch den Entwurf einer solchen Anordnung von Sonden über dem Core /1/.

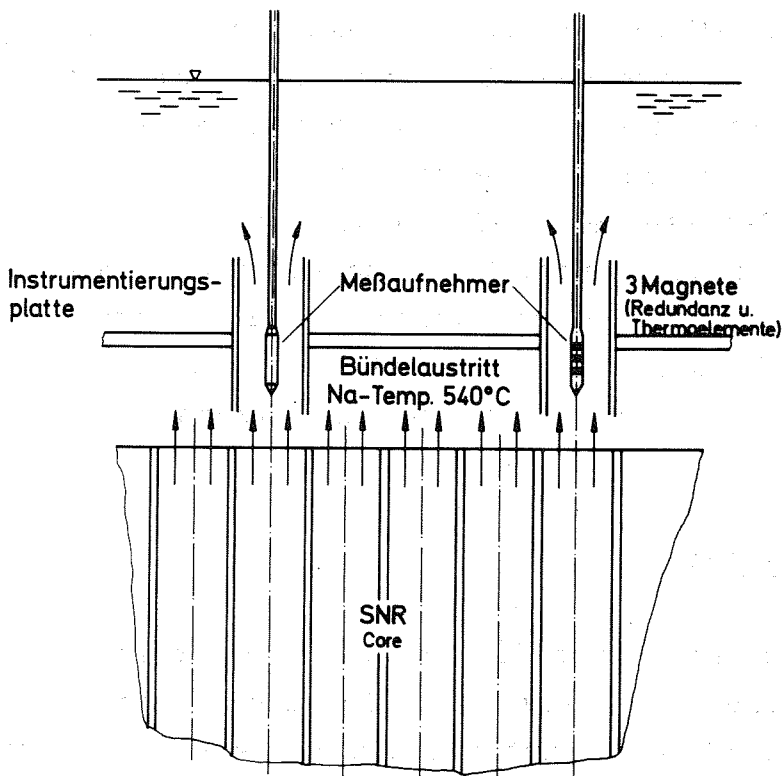


Abb. 1 Schematische Anordnung eines Natrium-Durchflußmessers oberhalb der Brennelemente

Die Sonden, die aus Gründen der Meßtechnik und Redundanz mit zwei oder mehr Systemen (Permanentmagneten plus Elektroden) bestückt werden (wahlweise auch zusätzlich mit Thermoelementen), müssen unter anderem folgenden Anforderungen genügen:

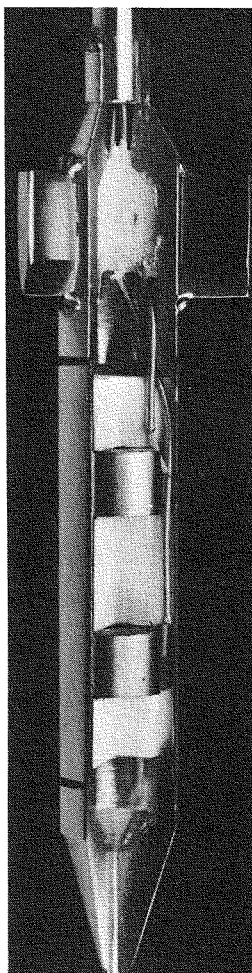
- klein in den Abmessungen,
- geeignet für den Betrieb bei Temperaturen bis zu 600 °C,
- strahlenbeständig,
- gute Langzeitstabilität und kurze Ansprechzeiten des gesamten Meßaufbaus.

Sonden, die diesen Anforderungen entsprechen, wurden entwickelt und erprobt. Bei verschiedenen Test- und Reaktoreinsätzen haben

sich Meßeinrichtung und -verfahren bewährt, worüber in /2/, /3/ und /4/ berichtet wurde. Den Bau der Sonden hat inzwischen die Fa. INTERATOM in Lizenz des KfK /5/ übernommen.

2. Temperatur- und Strahlenbeständigkeit der Magnete

Bei der Entwicklung der Sonden war die Auswahl geeigneter Magnetmaterialien von besonderer Bedeutung. Das hochkoerzitive Material AlNiCo 450 hat sich nach verschiedenen Ofentests als am stabilsten erwiesen. Dieses zeigte sich auch bei den anschließenden Bestrahlungsversuchen im Reaktor BR2, Mol, Belgien. Untersuchungen haben keine zusätzlichen Feldstärkeabnahmen auf Grund der Bestrahlung gezeigt.



Werden schließlich die fertig magnetisierten Werkstoffe einer Wärmebehandlung bei einer Temperatur, die deutlich über der max. Betriebstemperatur liegt, unterzogen, so zeigt sich, daß auch nach längerer Betriebszeit keine meßbaren Verluste der Magnetstärke eintreten. Ein Einsatz einer Sonde in der kompakten Natriumgekühlten Kernreaktoranlage (KNK II) im Kernforschungszentrum Karlsruhe über eine Dauer von ca. 2 Jahren hat dieses Ergebnis bestätigt.

3. Sondenaufbau

In einer dichtgeschweißten Hülle, die die Potentialabnahmeelektroden enthält, sind die scheibenförmigen, diametral magnetisierten Magnete mit einem definierten Abstand eingebaut. Die Elektroden sind stabile Al_2O_3 isolierte Mantelleiter von 1 mm \emptyset . Sie sind im Inneren eines Schutzrohres angeordnet und werden über Lötdurchführungen nach außen geführt. Das in Abb. 2 dargestellte aufgeschnittene Modell einer Sonde mit 15 mm Außendurchmesser zeigt die Einbauten und deren Anordnung. Weitere

Abb. 2
Details eines
Sondenmodells

Ausführungsgrößen sind 7,6 mm und eine Miniatursonde mit 2 mm Außendurchmesser.

4. Meßprinzip

Das Funktionsprinzip beruht auf den magnetisch induzierten Spannungen im bewegten elektrischen Leiter. Dabei reichen die magnetischen Kraftlinien durch die Hüllwand in das außen strömende Natrium. Diese Kraftlinien werden vom Na geschnitten und als Folge entstehen nach dem Induktionsgesetz elektrische Ströme, die ein Potentialfeld ausbilden. Die Meßelektroden leiten dieses Potential von der Hüllwand als Meßsignal weiter. Dieses ist schematisch in Abb. 3 gezeigt. Das Potential ist dabei der mittleren Geschwindigkeit direkt proportional, worin die Stärke dieses Systems sichtbar wird. Das bedeutet, daß im Normalbetrieb eine einfache Gleichspannungsmessung ausreicht.

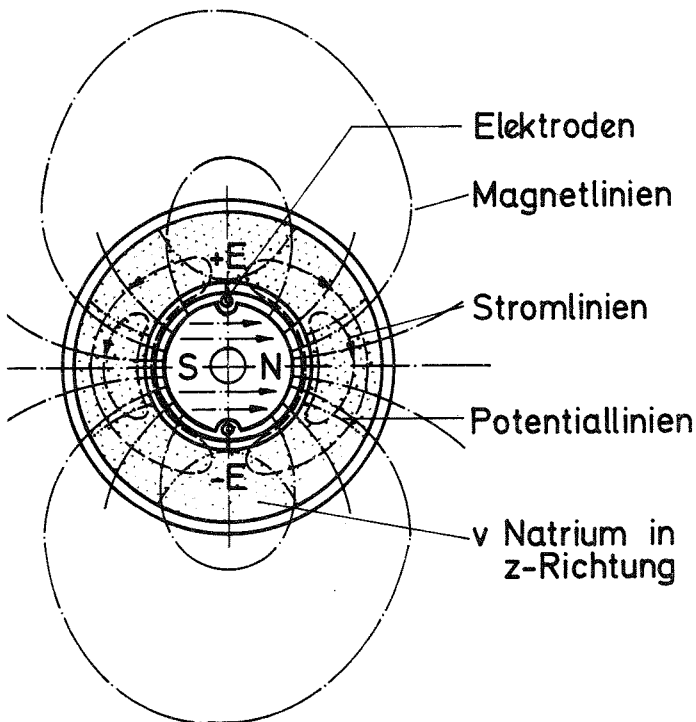


Abb. 3
Sondenquerschnitt mit schematischer Darstellung der Funktionslinien

Die Leistungsfähigkeit dieses Systems kann jedoch zusätzlich gesteigert werden, wenn man die von zwei hintereinander angeordneten Systemen ermittelten Spannungsschwankungen (die von den in der Strömung vorhandenen mitfließenden Turbulenzwirbeln hervorgerufen werden) zu einer Laufzeitmessung ausbaut.

Das Prinzip der Laufzeitmessung ist in Abb. 4 schematisch dargestellt. Ein Geschwindigkeitswirbel passiert den Magneten A und erzeugt dort kurzzeitig eine etwas höhere Amplitude des zugehörigen

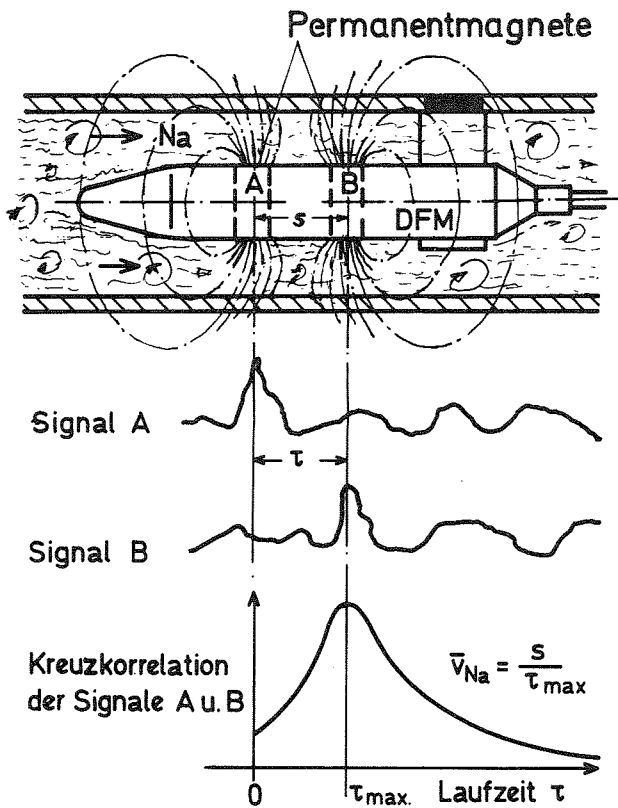


Abb. 4
 Schema der Laufzeitmessung:
 Sonde mit Magnetfeldern, Signale A
 und B entlang der Sonde, Kreuzkor-
 relation der Sondersignale

- unabhängig von Temperaturgang, Strahlen- und Alterungseinflüssen des Magneten bzw. der beteiligten Stoffe und Medien,
- in die Lage versetzt, die einfach zu messenden mittleren Gleichspannungen einem Absolutdurchfluß zuzuordnen.

5. Einsatzbeispiele

Während die Sonden mit 15 und 7,6 mm Ø ein weites in- und out-of-pile Einsatzfeld im In- und Ausland gefunden haben, ist der Einsatz von Miniatursonden mit 2 mm Durchmesser in der Natriumteststrecke TEFLU des IRB noch besonders erwähnenswert. Dabei ist es gelungen, das örtliche Geschwindigkeitsprofil über einem Düsenblock sehr genau aufzulösen. Die Abb. 5 zeigt die der Geschwindigkeit

Sondersignals. Dieser Wirbel gelangt nach einer der mittleren Geschwindigkeit entsprechenden Laufzeit nur unwesentlich verändert zur Sonde B und verursacht dort eine ähnliche Signaländerung wie bei A. Durch Kreuzkorrelation der Sondersignale A und B läßt sich die mittlere Laufzeit der Wirbel und damit die Natriumgeschwindigkeit bestimmen. Wirbel, die nicht an beiden Sonden vorbeiziehen, haben keinen Einfluß auf das Ergebnis.

Der Vorteil der Laufzeitmessung liegt dann in der Möglichkeit, in situ Absolutwerte zu ermitteln. Durch das Zurückführen der Messung auf eine Zeitmessung wird man:

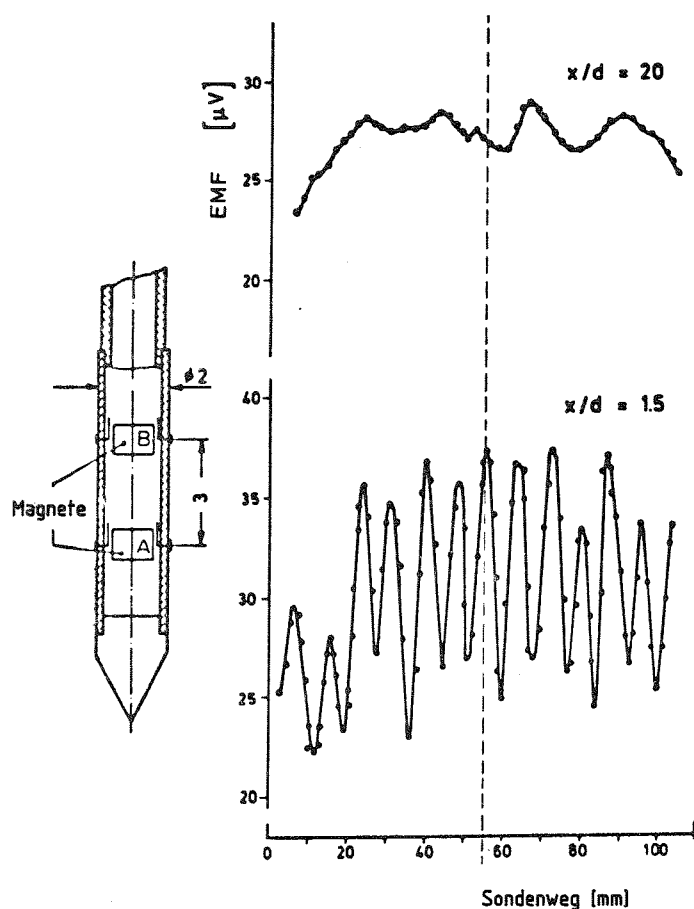


Abb. 5
Abmessungen der Miniatursonde (links),
Geschwindigkeitsprofile bei zwei Ab-
ständen vom Austritt des Düsenblocks
(rechts)

proportionalen EMK-Werte über den Austrittsöffnungen im Abstand von $x/d=1,5$ und $x/d=20$ (d = Bohrungsdurchmesser der Düsen). Die Sonde wurde mit einer Faltenbalganordnung über dem Düsenblock verfahrbar angeordnet.

6. Zusammenfassung

Es wurde eine einfach aufgebaute, mit kleinen Permanentmagnetscheiben bestückte Sonde vorgestellt, die in der Lage ist, nicht nur in situ kalibrierten Na-Durchsatz zu liefern, sondern - frei und verschiebbar in eine Strömung gestellt - auch Geschwindigkeitsprofile sichtbar machen kann.

7. Literatur

- /1/ Müller, St.; Thun, G.: "Permanentmagnetische Durchflußmesser-Sonde für flüssige Metalle", KfK-2479, (Nov. 1977)
- /2/ Müller, St.; Krebs, L.; Thun, G.: "Permanentmagnetische Durchflußmesser-Sonde für flüssige Metalle", Jahrestagung Kerntechnik 78, Hannover, 4.-7. April 1978, pp. 943-946
- /3/ Müller, St.; Thun, G.; Krebs, L.: "Permanent Magnet Flowmeter Probes, Proposed Sensors for Instrumentation of LMFBRs". Proc. of the Ninth Meeting of the Liquid Metal Boiling Working Group (LMBWG), Rome, June 4-6, 1980, pp. 1053-1063

- /4/ Müller, St.; Thun, G.: "Performance of Permanent Magnet Flow-meter Probes for Instrumentation of LMFBRs", CONF-800401-P1 April 20-24, 1980, pp. 4/44-4/51
- /5/ Müller, St.: "Induktive Strömungssonde zum Messen der Strömungsgeschwindigkeit und des Gasvolumenanteils eines Flüssigmetallstromes." DE-AS 26 32 042 (31.01.1980), US-PS 4 145 924 (27.3.1979)

WECHSELWIRKUNG VON NATRIUMDAMPF UND SCHMELZENDEN BRENNSTABHÜLLEN

V. Casal, W. Hartmann

1. Problemstellung

Für den SNR-300 wird bei der Analyse hypothetischer Störfälle gleichzeitiges Versagen aller Abschaltssysteme und Durchsatzstörung des Kühlmittels durch den Reaktorkern angenommen. Als Folge siedet das Kühlmittel aus dem Kern aus, was zu einer Erhöhung der Reaktivität und damit der Reaktorleistung führt. Bei Störfällen mit großem Reaktivitätshub schmilzt zuerst der Brennstoff in den noch kalten Hüllrohren und sprengt diese. Der dispergierte Brennstoff verläßt dann den Reaktorkern. Läuft der betrachtete Störfall ohne Reaktivitätshub ab, so heizt sich der Reaktor nach dem Aussieden langsamer auf. Es schmelzen nun zuerst die Hüllrohre der Brennstäbe, während die Brennstoffsäulen im Innern noch fest sind. Dieser zweite Unfallpfad ist Gegenstand der beschriebenen Untersuchungen. Geschmolzenes Hüllrohrmaterial verläßt bei diesem Unfallpfad den Reaktorkern, während der Brennstoff im Kern bleibt. Durch Verlust der Neutronensenke Hüllrohr erhöht sich nun die Reaktivität. Dadurch und durch die Möglichkeit der Stahlschmelze außerhalb des Reaktorkerns Blockaden zu bilden, hat Hüllrohrbewegung einen wesentlichen Einfluß auf die nachfolgende Phase der Kernzerlegung.

Als Kräfte wirken abwärts gerichtete Gravitationskräfte und aufwärts gerichtete Schleppkräfte einer Natriumdampfströmung; Natriumdampf wird in den Brennelementfüßen erzeugt und strömt nach oben durch den Reaktorkern. Je nach Größe dieser Schleppkräfte werden die geschmolzenen Stahlhüllen also nach oben oder nach unten die Schmelzzone verlassen. Zusätzlich wirkende Oberflächenspannungskräfte der Stahlfilme und Adhäsionskräfte zwischen den Filmen und dem noch festen Brennstoff; sie beeinflussen die Bewegungsform. Große Adhäsions- und Oberflächenspannungskräfte sowie nicht zu große Schleppkräfte begünstigen Filmbewegung; dabei werden die Stahlhüllen als Filme auf den festen Brennstoffsäulen fließen. Kleine Adhäsions- und Oberflächenspannungskräfte sowie große Schleppkräfte führen zur Tropfenströmung.

Im IRB werden Experimente durchgeführt, welche die physikalischen Zusammenhänge des Hüllenschmelzens untersuchen und modellmäßig beschreiben. Die Modelle werden in das Karlsruher Hüllenschmelzprogramm CMOT /1/ implementiert. Eine quantitative Beschreibung dieses Teiles des Unfallablaufes ist deshalb erforderlich,

- weil aus dem Reaktorkern entfernter Stahl dessen Reaktivität weiter erhöht,
- weil aus der Schmelzzone ausfließender Stahl in kälteren Zonen erstarren und Blockaden bilden kann und
- weil im Reaktorkern verbleibender Stahl beim nachfolgenden Schmelzen des Brennstoffes diesen fluidisiert und zu einer erwünschten Dispersion der Schmelzzone beitragen kann.

Der Umfang, die Richtung und die Dynamik der Hüllenaustreibung ist also entscheidend für die nachfolgende Kernzerlegung.

Bei der Untersuchung der Physik der Hüllmaterialbewegung im IRB war es die erste Aufgabe, die filmartige Hüllbewegung und ihren Gültigkeitsbereich zu untersuchen, wie sie in dem bereits vorhandenen Karlsruher Rechenprogramm CMOT modelliert wurde. Die wesentlichen in dieser ersten Versuchsphase zu untersuchenden Größen waren:

- Messung der Schleppkräfte zwischen Film und Gasströmung
- Untersuchung der Bewegungsrichtung der Filme
- Ermittlung des Gültigkeitsbereiches für Filmbewegung

Neu an dieser Fragestellung ist gegenüber bereits in der Verfahrenstechnik untersuchten Zweistoffsystemen:

- Nur teilweise Bedeckung der Kanalwände mit einem Flüssigkeitsfilm (Brennstäbe mit, Brennelementkasten ohne Film).
- Es handelt sich um ein System geschmolzener Stahl-Natriumdampf.
- Der Vorgang läuft transient ab.

Aus diesen Gründen war es notwendig, die in CMOT aus der Verfahrenstechnik übernommenen physikalischen Beziehungen unter den oben genannten Bedingungen zu überprüfen.

2. Versuchsdurchführung

Alle Experimente wurden in Ringraumgeometrie als einfachste Nachbildung eines Brennelementes durchgeführt; sie bildet quasi ein "Einstabbündel" in einem Führungsrohr. Es wurden sowohl stationäre als auch transiente Versuche durchgeführt. In stationären Versuchen wurden am System Äthanolfilm-Luft die Schleppekräfte gemessen und die Bewegungsrichtung der Filme ermittelt; in transienten Versuchen wurde jeweils von einem Heizstab eine Hülle aus SnBi-Eutektikum abgeschmolzen. Im Strömungskanal strömte dabei Argongas; diese zweite Versuchsreihe erlaubte es, die aus den stationären Versuchen ermittelten Schleppekräfte unter transienten Bedingungen zu überprüfen, das verbesserte Rechenprogramm CMOT II zu verifizieren und den Gültigkeitsbereich für Filmströmung zu ermitteln.

Bevor auf die Experimente eingegangen wird, sollen zuerst wesentliche Stoffdaten verglichen werden, um ein Gefühl für die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf abschmelzende Stahlhüllen zu vermitteln.

Werkstoff	Dichte ρ kg/m ³	dynamische Zähigkeit η kg/(s·m)	Oberflächen- energie σ kg/s ²	Filmkennzahl $K_F^{*)}$
Stahl, flüssig	7200	$4,8 \cdot 10^{-3}$	1,16	$2,2 \cdot 10^{12}$
Natriumdampf	0,47	$3 \cdot 10^{-5}$		
SnBi-Eut.	8450	$2,8 \cdot 10^{-3}$	0,411	$1,5 \cdot 10^{10} \div 3,7 \cdot 10^{12}$
Argon	1,67	$2,2 \cdot 10^{-5}$		
Äthanol	790	$1,2 \cdot 10^{-3}$	0,023	$4,7 \cdot 10^8$
Luft	1,20	$1,8 \cdot 10^{-5}$		

*) Filmkennzahl $K_F = (\rho_F \cdot \sigma^3) / (g \cdot \eta^4)$

Man erkennt, daß SnBi/Argon die wesentlichen Stoffdaten, einschließlich der Filmkennzahl K_F , recht gut simuliert. Dagegen weichen die Daten von Äthanol/Luft deutlicher ab.

2.1 Stationäre Versuche

Abb. 1 zeigt links den Versuchsaufbau. In einem Ringraum mit einem Außenrohr aus Plexiglas ist ein Kernrohr angeordnet. Das Kernrohr

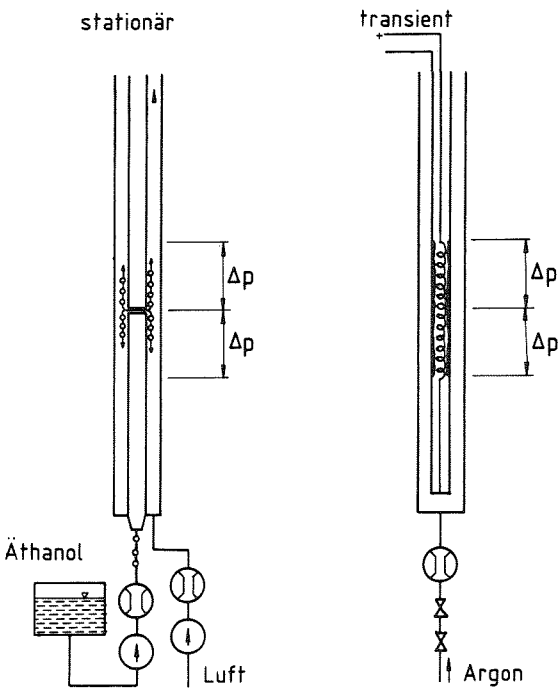


Abb. 1
Prinzipskizze der stationären
und transienten Versuche

besitzt im oberen Drittel einen schmalen horizontalen Schlitz, aus dem Äthanol aus dem Stabinneren ausfließt und auf die Staboberfläche gelangt. Durch den Ringraum strömt Luft. Je nach Luftgeschwindigkeit fließt der Äthanolfilm auf dem Kernrohr abwärts oder aufwärts. Die Bewegungsrichtung des Filmes läßt sich leicht beobachten. Die Strömungsgeschwindigkeit der Luft und der Mengenstrom des Äthanolfilmes wird variiert. Zusätzlich kann mit Hilfe von hochpräzisen Druckmeßdosen der Druckabfall der Gasströmung im trockenen Kanal ohne Äthanolfilm und im teilweise berieselten Kanal mit Äthanolfilm auf dem Kernrohr gemessen werden. Die Schwierigkeit dieser Messung liegt darin, daß

der Druckabfall über die zu messende Kanallängen im Bereich 10^{-4} bar liegt. Ergebnisse dieser Experimente zeigen die Abbildungen 2 und 3. Abb. 2 zeigt das Verhältnis der s.g. Reibbeiwerte λ / λ_0 in Abhängigkeit von der Re-Zahl des Gases. Dabei ist λ der Reibbeiwert der Gasströmung gegen den Flüssigkeitsfilm, λ_0 der Reibbeiwert gegenüber den trockenen Kanalwänden. Man erkennt, daß das Verhältnis der Reibbeiwerte eine erhebliche Unstetigkeit aufweist. Bei kleinen Re-Zahlen der Gasströmung, dem Bereich fallender Filme, ist das Verhältnis relativ

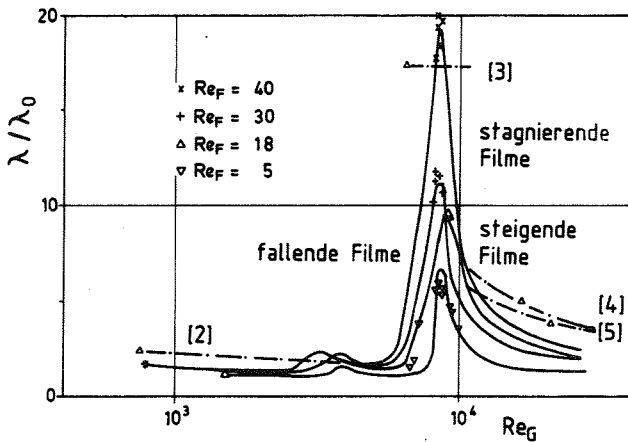


Abb. 2
Bezogene Reibbeiwerte bei
berieseltem Kernrohr

trennte Beziehungen für die drei Strömungsbereiche: fallende, stagnierende und steigende Filme. Daher ergibt sich die Notwendigkeit zuerst zu entscheiden in welche Richtung der Film fließt, dann kann eine geeignete Reibbeiwertsbeziehung gewählt werden. Die wichtigste Erkenntnis aus dem Gesagten ist, die Bewegungsrichtung der Filme läßt sich in der Praxis nicht aus der Schleppkraft berechnen, obwohl sie letztlich diese bestimmt.

Abb. 2 zeigt neben den Meßwerten Reibbeiwertsbeziehungen aus der Literatur für die einzelnen Strömungsbereiche; wie man erkennt, weichen die eigenen Messungen nicht wesentlich von der Literatur ab, obwohl hier ein nur teilweise berieseltes System vorliegt.

Die eigenen Versuche lassen sich durch folgende Beziehungen beschreiben:

Fallende Filme: (Modifikation von Feind's Beziehung (2))

$$\lambda = 5700/D_{\text{mod}} \tag{1}$$

gültig für $Re_G < 2300$

$$D_{\text{mod}} = 1,31 Re_G^{0,21} (\rho_F/\rho_G)^{0,4} (\eta_G/\eta_F)^{0,67} (2\delta/d_h)^{-0,9}$$

niedrig. Bei mittleren Re-Zahlen, dem Bereich stagnierender Filme, steigt das λ -Verhältnis außerordentlich an, um bei großen Re-Zahlen, dem Bereich steigender Filme, wieder stark abzunehmen.

Möchte man die Bewegungsrichtung der Filme mit Hilfe der Reibkraft an der Phasengrenze berechnen, so bräuchte man eine Reibbeiwertsbeziehung, welche die gezeigte Unstetigkeit beschreibt. Eine solche Beziehung ist bis heute nicht entwickelt; es gibt nur ge-

trennte Beziehungen für die drei Strömungsbereiche: fallende, stagnierende und steigende Filme. Daher ergibt sich die Notwendigkeit zuerst zu entscheiden in welche Richtung der Film fließt, dann kann eine geeignete Reibbeiwertsbeziehung gewählt werden. Die wichtigste Erkenntnis aus dem Gesagten ist, die Bewegungsrichtung der Filme läßt sich in der Praxis nicht aus der Schleppkraft berechnen, obwohl sie letztlich diese bestimmt.

Abb. 2 zeigt neben den Meßwerten Reibbeiwertsbeziehungen aus der Literatur für die einzelnen Strömungsbereiche; wie man erkennt, weichen die eigenen Messungen nicht wesentlich von der Literatur ab, obwohl hier ein nur teilweise berieseltes System vorliegt.

Die eigenen Versuche lassen sich durch folgende Beziehungen beschreiben:

Fallende Filme: (Modifikation von Feind's Beziehung (2))

$$\lambda = 5700/D_{\text{mod}} \tag{1}$$

gültig für $Re_G < 2300$

$$D_{\text{mod}} = 1,31 Re_G^{0,21} (\rho_F/\rho_G)^{0,4} (\eta_G/\eta_F)^{0,67} (2\delta/d_h)^{-0,9}$$

Stagnierende Filme: (Modifikation von Grolmes Beziehung (3))

$$\lambda/\lambda_0 = 1 + 8330 (\delta^{5/3} / (\eta_F / \eta_R)^{0,44}) \quad (2)$$

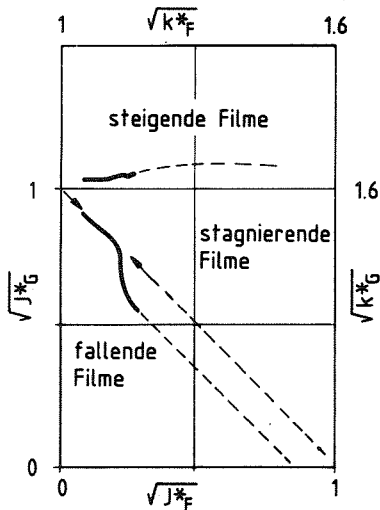
δ [cm]

Steigende Filme: (Modifikation von Henstocks Beziehung (4))

$$\lambda/\lambda_0 = 1 + 540 F. \quad (3)$$

$$F = (\gamma / Re_G^{0,9}) (v_F / v_G) (\rho_F / \rho_G)^{0,5} \quad \gamma = ((1,414 Re_F^{0,5})^{2,5} + (0,132 Re_F^{0,9})^{2,5})^{0,4}$$

Abb. 3 zeigt die Strömungsrichtungen des Filmes in Abhängigkeit von dimensionslosen Film- und Gasgeschwindigkeiten j_F^* oder k_F^* / G . Die Größe j^* und k^* berechnen sich aus folgenden Beziehungen:



$$j_F^* / G = (j_F / G \rho_F^{0,5} / \rho_G) / (g d_h (\rho_F - \rho_G))^{0,5}$$

$$k_F^* / G = (j_F / G \rho_F^{0,5} / \rho_G) / (g \sigma (\rho_F - \rho_G))^{0,25}$$

Abb. 3

Bewegungsrichtung von Filmen, dargestellt in dimensionslosen Volumenstromdichten j^* bzw. k^*

Fallende Filme werden z.B. beobachtet, wenn die Summe der Wurzeln aus den beiden dimensionslosen Geschwindigkeiten einen Grenzwert nicht überschreitet. Die Grenzen zwischen den einzelnen Strömungsbereichen lässt sich durch folgende Beziehungen beschreiben.

Fallende Filme:

$$\sqrt{j_F^*} + \sqrt{j_G^*} < 1,0 \quad (4)$$

(modifizierte Wallis-Beziehung (5))

oder

$$\sqrt{k_F^*} + \sqrt{k_G^*} < 1,6 \quad (5)$$

(modifizierte Beziehung von Tien (6))

Stagnierende Filme:

$$\sqrt{j_F^*} + \sqrt{j_G^*} > 1 \text{ aber } \sqrt{j_G^*} < 1,05 \quad (4)$$

oder

$$\sqrt{k_F^*} + \sqrt{k_G^*} > 1,6 \text{ aber } \sqrt{k_G^*} < 1,65 \quad (5)$$

Steigende Filme:

$$\sqrt{j_G^*} > 1,05 \quad (4)$$

oder

$$\sqrt{k_G^*} > 1,65 \quad (5)$$

2.2 Transiente Versuche

Eine Prinzipskizze der transienten Versuche zeigt Abb. 1 rechts. Bei den transienten Versuchen wurde eine Hülle aus SnBi-Eutektikum von 0.5 mm Stärke von einem Heizstab abgeschmolzen, welcher in einem von Argon durchströmten Ringraum angeordnet war. Das Außenrohr war aus Glas. Der Stab wurde in allen Versuchen mit einer Stableistung von ~ 190 W/cm beheizt. Bei verschiedenen Versuchen wurden verschiedene Gasdurchsätze und unterschiedliche Benetzung zwischen SnBi-Schicht und Untergrund gewählt. Bei einem Untergrund aus Edelstahl wurde ein Benetzungswinkel von 180° beobachtet, was totale Nichtbenetzbarkeit darstellt. Nach den Versuchen waren die Heizstäbe völlig frei von den abgeschmolzenen Hüllen. Wurde ein Untergrund aus blankem Kupfer gewählt, so wurde totale Benetzung erzielt ($\theta = 0^\circ$); der Stab war nach dem Versuch noch völlig mit einer dünnen Schicht des abgeschmolzenen Materials bedeckt. Bei

oxidiertem Kupfer wurde ein Benetzungswinkel von 120° beobachtet.

In den Versuchen wurden 4 Dinge überprüft:

- Die Reibbeiwerte durch Messung des Druckabfalls
- Der zeitliche Ablauf der Hüllrohrbewegung
- Die Richtung der Hüllrohrbewegung
- Die Bewegungsform der Hüllen (als Film und/oder als Tropfenstrom)

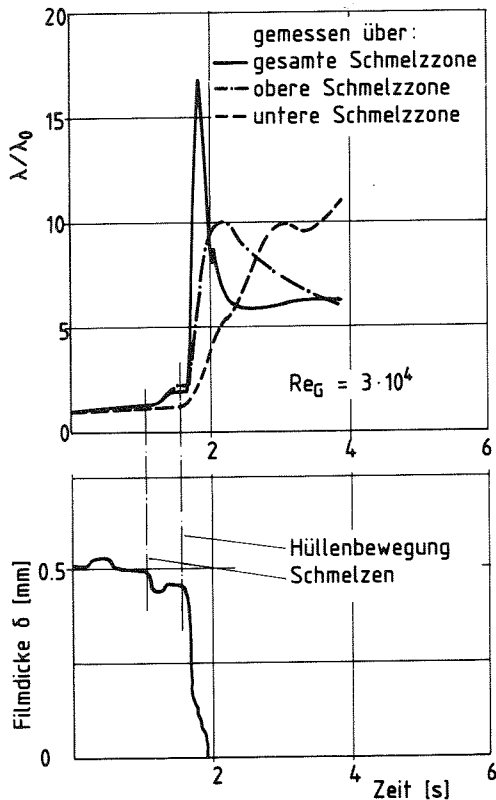


Abb. 4
Bezogene Reibbeiwerte λ/λ_0
und Filmdicke δ während eines
Hüllenschmelzexperimentes
(oberer Staupunkt)

Abb. 4 zeigt aus einem transienten Versuch bestimmte Reibbeiwerte als Funktion der Zeit. Im unteren Teil der Abb. ist zusätzlich der zeitliche Verlauf der Filmdicke aufgetragen, ermittelt aus einer elektrischen Widerstandsmessung. Man erkennt, daß sich das λ -Verhältnis nach dem Hüllenschmelzen erst allmählich ändert (Messungen der oberen und unteren Schmelzzone); nur die Messungen über die gesamte Länge zeigen ein spontanes Ansteigen. Dieses wird, wie Filmaufnahmen zeigen, durch sofort entstehende Teilblockaden am oberen und unteren Ende der beheizten Zone verursacht.

Bei Nachrechnungen der Versuche mit CMOTII hat sich gezeigt, daß zur richtigen Modellierung gerade die Berücksichtigung des zeitlichen Anwachsens wesentlich ist. Die Reibbeiwertsbeziehung von Henstock beschreibt dies im Prinzip durch Berücksichtigung von Re_F . Bei den stationären Versuchen wurde aber beobachtet, daß für den Bereich unmittelbar oberhalb des oberen Staupunktes eine Beziehung von Wallis das tatsächliche λ -Verhältnis besser beschreibt.

$$\lambda/\lambda_0 = 1 + 300 \delta/d_h \quad (6)$$

Verwendet man jedoch diese Gleichung zur Nachrechnung von entsprechenden Versuchen, so springt das λ -Verhältnis nach dem Schmelzen spontan auf einen recht hohen Wert. Nachrechnungen von Henkel /7/ haben gezeigt, daß die Hüllenbewegung dann eine Größenordnung schneller abläuft als beobachtet. Henkel hat gezeigt, daß der gemessene transiente Verlauf von λ/λ_0 mit Gl. (6) dann gut modelliert wird, wenn als Filmdicke

$$\delta' = \sqrt{\nu/t} \quad (7)$$

verwendet wird. δ' gibt die Eindringtiefe der Scherfront in den Film wieder. Erreicht δ' den Wert von δ , so muß in Gl. (6) mit δ weiter gerechnet werden. Die Nachrechnungen von Henkel zeigen, daß der zeitliche Verlauf der Hüllrohrbewegung mit der genannten Beziehung gut modelliert werden.

Einen Vergleich zwischen berechneten und beobachteten Bewegungsrichtungen der schmelzenden Hüllen zeigt nachfolgende Tabelle.

Bewegungsrichtung	Gleichung Nr.	berechnete Gasgeschwindigkeit W_G [m/s]	beobachtete Gasgeschwindigkeit W_G [m/s]
fallend	4	$W_G < 8,4$	$W_G < 8,8 \div 12$
	5	$W_G < 10$	
stagnierend	4	$8,4 < W_G < 29$	$8,8 \div 12 < W_G < 27 \div 31$
	5	$10 < W_G < 31$	
steigend	4	$W_G > 29$	$W_G > 27 \div 31$
	5	$W_G > 31$	

Es ist zu erkennen, daß mit Hilfe der Gleichungen 4 und 5 die tatsächlich beobachtete Bewegungsrichtung der abschmelzenden Metallhüllen gut beschrieben werden kann.

Die transienten Versuche machten deutlich, daß die Bewegungsform der Hüllen als Film durch drei wesentliche Effekte eingeschränkt wird:

- Brückenbildung von Wellen führen zur Pfropfenströmung in eng gepackten Stabbündeln.
- Bei hohen Gasgeschwindigkeiten werden Tröpfchen aus der Filmoberfläche gelöst; dabei können große Materialanteile durch Tröpfchenströmung transportiert werden.
- Durch schlechte Benetzung zwischen dem Film und seinem Untergrund kann Filmbewegung ausgeschlossen werden. Der Film wird dann spontan versprüht.

Das Phänomen der Brückenbildung ist ein wichtiger Effekt, welcher noch zusätzliche Forschungsaufgaben erfordert. Die Geometrie des Kühlkanals mag zu teilweiser Brückenbildung in den engen Spalten zwischen den Stäben führen. Der zentrale Bereich der Unterkanäle könnte dabei frei von Flüssigkeitspfropfen bleiben.

Der Mitriß von Tropfen aus den Filmoberflächen wird bestimmt von den Kräften an der Grenzfläche. Dieser Vorgang ist für Fluidpaarungen, wie sie in der Verfahrenstechnik interessieren, gut untersucht. Die Versprührate E läßt sich nach /8/ durch eine Gleichung des nachfolgenden Typs beschreiben:

$$E = f (We, \lambda) \quad (8)$$

Zur Modellierung des Versprühens von Stahlhüllen sind sie nicht geeignet, weil diese andere Stoffeigenschaften besitzen als die untersuchten Systeme.

Schlechte Benetzung zwischen Film und Untergrund kann Filmbewegung ausschließen; dann versprüht der Film, sobald er sich in Bewegung setzt. Die Benetzung wird durch den Benetzungswinkel θ beschrieben. Gute Benetzung ist identisch mit kleinen Werten von θ ; in diesem Falle möchte sich ein Flüssigkeitstropfen über den Untergrund ausbreiten. Schlechte Benetzung wird durch große Benetzungswinkel beschrieben ($\theta > 90^\circ$), ein Tropfen zieht sich zusammen, um seine Kontaktfläche mit dem Untergrund klein zu halten. Die eige-

nen transienten Versuche mit guter und schlechter Benetzung ließen sich durch ein Kriterium von Coulon /9/ gut beschreiben.

$$Re_F \min = K_F^{2/9} (1 - \cos \theta)^{2/3} \quad (9)$$

$$K_F = (\rho_F \sigma^3) / (g \eta^4)$$

Filmbewegung wird dann erzielt, wenn die Film-Re-Zahl (Re_F) größer ist als $Re_F \min$. Der Film hat dann die Energie eine durch eine Störung trocken gewordene Fläche des Untergrundes wieder zu überspülen. Bei totaler Benetzung ($\theta = 0$) beträgt $Re_F \min = 0$; bei völliger Nichtbenetzung ($\theta = 180^\circ$) beträgt

$$Re_F \min = K_F^{2/9} 2^{2/3}$$

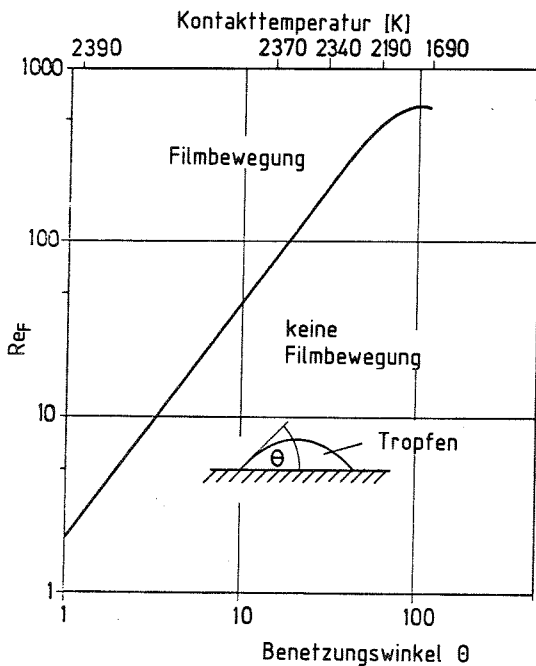


Abb. 5
Einfluß von Kontakttemp.,
Benetzungswinkel, Re_F auf
die Art der Hüllenbewegung

Das Ergebnis von Gl. (9) ist in Abb. 5 dargestellt. Das Gebiet links der Kurve zeigt die Bedingung für Filmströmung, rechts für Filmversprühen. Zusätzlich ist die Abhängigkeit des Benetzungswinkels von der Kontakttemperatur für den Stahl 1.4970 auf UO_2 in Natriumdampf-atmosphäre dargestellt (obere und untere Achse). Diese Abhängigkeit wurde von Nikolopoulos et. al. /10/ gemessen. Man erkennt, je nach Unfallablauf können Benetzungswinkel zwischen 112° und 0° auftreten.

Der Bereich der Benetzungswinkel der in diesen Experimenten untersucht wurde, deckt den interessierenden Bereich ab. Die Ergebnisse der Experimente zeigt nachfolgende Tabelle. Bei guter Benetzung betrug der Benetzungswinkel $\theta = 0^\circ$, bei schlechter Benetzung $\theta = 180^\circ/120^\circ$.

Bewegungs- richtung	Art der Bewegung		Bemerkung	
	schlechte Benetzung	gute Benetzung	schlechte Benetzung	gute Benetzung
fallend	Film	Film	$Re_f > Re_{f_{min}}$	
stagnierend	Versprühen	Film + Tropfen	$Re_f < Re_{f_{min}}$	$Re_f > Re_{f_{min}}$
steigend	Versprühen	Film + Tropfen	$Re_f < Re_{f_{min}}$	$Re_f > Re_{f_{min}}$

Es ist festzustellen:

- Fallende Filme überschreiten die kritische Film-Re-Zahl. Coulon's Kriterium für Filmbewegung war erfüllt, im Experiment wurde Filmbewegung beobachtet
- Stagnierende Filme erreichen eine Film-Re-Zahl $Re_f = 0$; nur im Falle totaler Benetzung ($\theta = 0$) wird Filmbewegung beobachtet. Zusätzlich wird nach Gl. (8) Versprühen von Wellenbergen beobachtet.
- Steigende Filme erreichen nur kleine Film-Re-Zahlen, nur bei guter Benetzung tritt Filmbewegung auf, die nun aber von sehr starker Tropfenbildung begleitet ist.

Die Abbildungen 6 und 7 zeigen Filmaufnahmen zweier Abschmelzversuche mit guter und schlechter Benetzung. In beiden Versuchen wurde die Gasgeschwindigkeit so gewählt, daß stagnierende Filme auftreten müßten; bei guter Benetzung ist Filmbewegung zu beobachten, von Wellenkämmen versprühen zusätzlich einzelne Tropfen. Bei schlechter Benetzung wird der Film völlig zerrissen und schlägt sich an der äußeren Kanalwand aus Glas nieder.

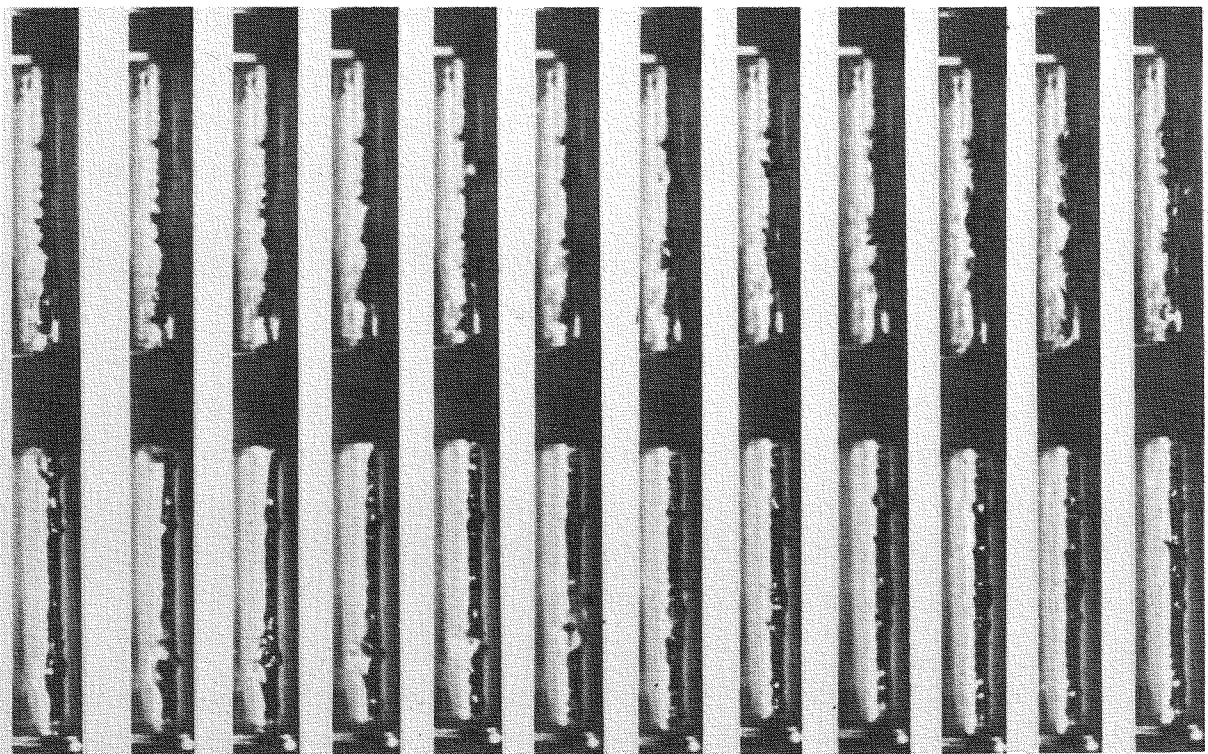
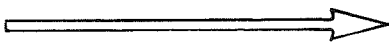
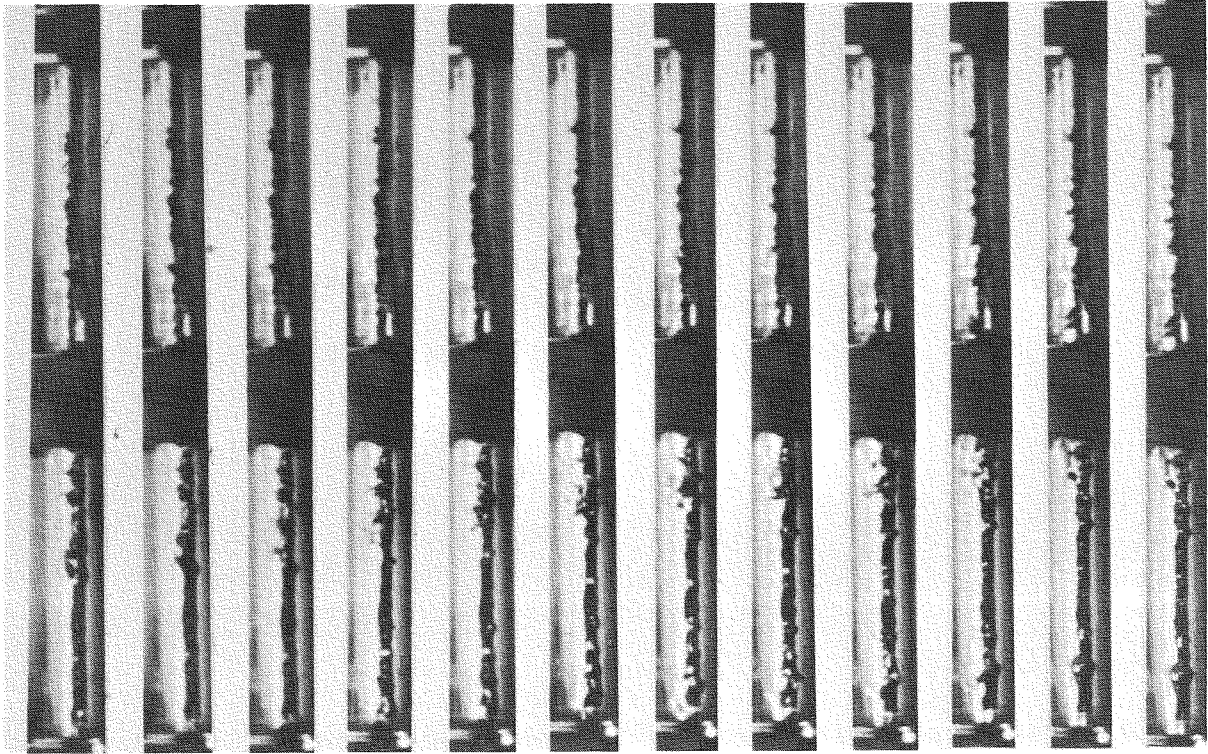


Abb. 6 Fotografische Aufnahmen eines erschmolzenen Metallfilmes bei guter Benetzung (Bildfolge: 8,33 ms)

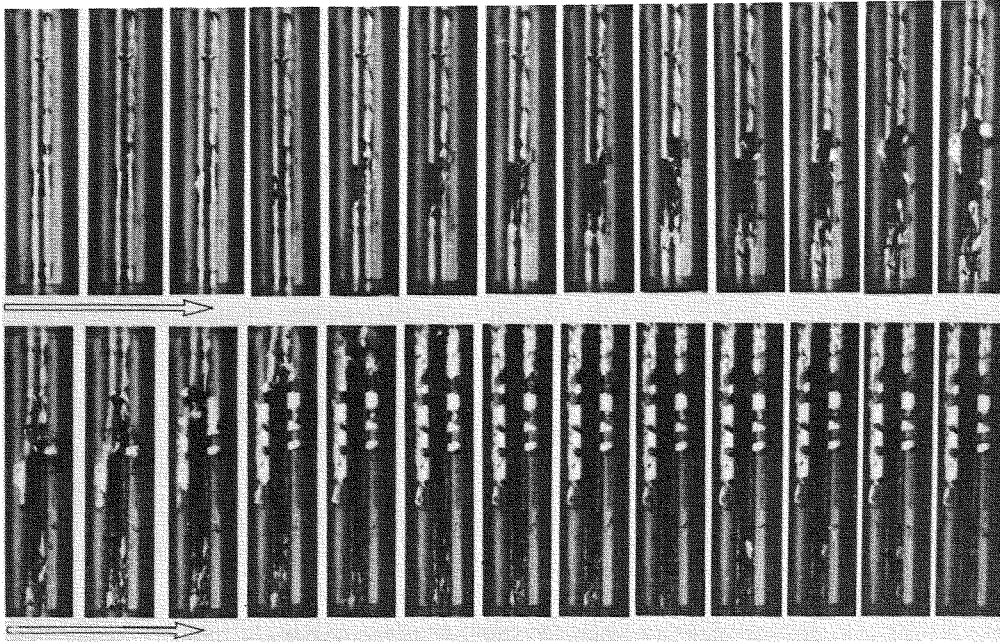


Abb. 7 Fotografische Aufnahmen eines versprühenden, nicht benetzenden Metallfilmes (Bildfolge: 4,17 ms)

3. Schlußfolgerung

Unter Bedingungen, welche Pfropfenströmung nach Brückenbildung ausschließen, wurden folgende drei Bewegungsformen für geschmolzene Hüllen gefunden:

- Kleine Gasgeschwindigkeiten und gute Benetzungseigenschaften begünstigen Filmbewegung
- Hohe Gasgeschwindigkeiten und gute Benetzung führen zu Filmbewegung mit überlagertem Versprühen von Wellenkämmen.
- Schlechte Benetzung führt in der Regel zu totalem Versprühen der Hüllen bevor es zu größeren Hüllenbewegungen kommt. Nur wenn gleichzeitig sehr kleine Gasgeschwindigkeiten herrschen, wird trotzdem Filmbewegung beobachtet.

Die Bewegungsrichtung der Filme ist nach geringfügiger Modifikation durch Gleichungen beschreibbar (Gln. 4, 5), welche aus der Verfahrenstechnik bekannt sind. Gleiches gilt für die Schubspannung an der Grenzfläche Gas-Film. Auch hier können nach entsprechenden Modifikationen bekannte Beziehungen angewendet werden. Damit ist die Hüllenbewegung heute teilweise modellierbar. In

neuen Experimenten werden die noch offenen Fragen der Brückenbildung und des Versprühens untersucht werden.

4. Literatur

- /1/ Angerer, G.: "Modelltheorie des Abschmelz- und Wiedererstarungsvorganges von Brennstabhüllen während Störfällen in Schnellen Natriumgekühlten Reaktoren"; KfK-2662 (1978)
- /2/ Feind, K.: "Strömungsuntersuchungen bei Gegenstrom von Rieselfilmen und Gas in lotrechten Röhren"; VDI-Forschungsheft 481, Ausgabe B, Band 26 (1960)
- /3/ Grolmes, M.H. et. al.: "Trans. Am. Nucl. Soc. 18, 209, (1974)
- /4/ Henstock, W.H.; Hanratty, Th. J.: "The Interface Drag and the Height of the Wall Layer in Annular Flows"; AIChE Journal, Vol. 22, No. 6 (1976), pp. 990-1000
- /5/ Wallis, G.B.: "One-Dimensional Two-Phase Flow"; McGraw Hill, New York (1974)
- /6/ Tien, C.L.; Chung, K.S.; Lin, C.P.: "Physico Chemical Hydrodynamics, Vol. 1, p. 195-207 (1980)
- /7/ Henkel, P.: "Numerical Simulation of Model Experiments with CMOT-Code"; Int. Top. Meeting on Liquid Metal Fast Breeder Reactor Safety, Lyon July 19-23, 1982
- /8/ Hutchinson, P.; Whalley, P.B.: "A Possible Characterization of Entrainment in Annular Flow"; Chem. Eng. Sci., Vol.8, pp. 974-975 (1973)
- /9/ Coulon, H.: "Stabilitätsverhältnisse bei Rieselfilmen"; Chem. Ing. Techn. 45. Jahrg. No. 6 (1973), S. 362-368
- /10/ Nikolopoulos, P.; et. al.: "The Influence of Sodium Vapour on the Wetting of UO₂-Stainless Steel 1.4970 (Liquid) and its Interpretation Using the Scanning Anger Spectroscopy"; Journ. of Nucl. Mat. Vol. 101, pp. 277-287 (1981)

5. Nomenklatur

D_{mod}	dimensionslose Kennziffer für Ringströmung
d_h	hydraulischer Durchmesser
F	dimensionslose Kennziffer für Ringströmung
g	Erdbeschleunigung
$j_{F/G}$	Volumenstromdichte des Filmes/Gases
$j_{F/G}^*$	dimensionslose Volumenstromdichte des Filmes/Gases
K_F	Filmkennzahl
$k_{F/G}^*$	dimensionslose Volumenstromdichte des Filmes/Gases

$Re_{F/G}$	Reynolds-Zahl des Filmes/Gases
Re_{Fmin}	minimale Film-Reynolds-Zahl nach Gleichung (8)
t	Zeit
We	Weber-Zahl
W_G	Gasgeschwindigkeit
γ	Filmkennzahl
δ	Filmdicke
δ'	rechnerische Filmdicke
$\eta_{F/G/R}$	dynamische Zähigkeit des Filmes/Gases/Referenz
θ	Benetzungswinkel
λ/λ_0	Reibbeiwert bei berieseltem/unberieseltem Kanal
$\nu_{F/G}$	kinematische Zähigkeit des Filmes/Gases
$\rho_{F/G}$	Dichte des Filmes/Gases
σ	Oberflächenenergie Gas/Film

TRIBOLOGIE IN NATRIUMGEKÜHLTEN REAKTOREN

E. Wild

1. Einleitung

Die Auslegung tribologischer Systeme in Na-gekühlten Reaktoren kann sich nur sehr bedingt auf Daten und Erfahrungen der konventionellen Reib- und Verschleißforschung abstützen. Bei einer derartigen Großanlage kann grundsätzlich in einen tribologisch konventionellen und einen tribologisch unkonventionellen Teil unterschieden werden. Die konventionelle Seite mit Turbine und Generator wird tribologisch weitgehend beherrscht. Dagegen finden sich im Reaktorbereich, in Wärmetauschern, Rohrsystemen und vor allem im Reaktorkern zahllose Bauelemente, die betriebsbedingt relativ gegeneinander bewegt werden (unterschiedliche thermische Dehnung, strömungsinduzierte Vibration). Sowohl bei Reibung, als auch bei statischem Kontakt kann es unter reaktortypischen Randbedingungen zu Oberflächenverschleiß oder aber zu sog. Kaltverschweißung kommen. Trotzdem dürfen Behälter- bzw. Rohrwandungen nicht geschwächt werden. Kontrollstäbe müssen jederzeit, auch nach längerem Stillstand, gut beweglich sein und für die hexagonalen Brennelemente (BE) muß eine sichere Selbstorientierung im Kernverband garantiert sein. Letzteres ist nur möglich, wenn z.B. der Reibkoeffizient zwischen den BE-Distanzplatern den Wert $\mu \leq 0,57$ erfüllt.

Zur Lösung der angesprochenen Probleme waren umfangreiche experimentelle Untersuchungen erforderlich. In aufwendigen Versuchseinrichtungen mit komplizierten Bewegungssystemen wurden im IRB ca. 600 Einzelversuche durchgeführt. Die ersten ca. 200 Versuche dienten der Bestimmung von Materialpaarungen mit hoher Verschleißresistenz und günstigen Gleiteigenschaften. Mit diesen waren sodann Parameterversuche durchzuführen, die sich hauptsächlich an reaktortypischen Betriebsbedingungen orientierten. Die dabei gewonnenen Versuchsdaten waren der Reaktorindustrie unmittelbar zugänglich und gaben eine wichtige Orientierungshilfe bezüglich Werkstoffauswahl, Formgebung oder Oberflächenbearbeitung bei reibbelasteten Bauteilen.

2. Versuchseinrichtung

Als Grundausrüstung wurde ein Natrium-Kreislauf NW 25 erstellt, in dessen vier Behältern der Einbau unterschiedlicher Bewegungssysteme (Teststrecken) möglich ist /1/. Seine wichtigsten Bestandteile sind die Na-Reinigungsanlage sowie die Oxidüberwachungseinrichtung. Die Na-Fördermenge beträgt ca. 3000 kg/h. Das verwendete Strukturmaterial läßt den Betrieb der Anlage bis zu einer Temperatur von ca. 900 K zu. In den beiden Standard-Teststrecken (Abb. 1) werden kontinuierlich rotierende, intermittierend rotierende oder auch translatorisch oszillierende Relativbewegungen ausgeführt. Durch den Einbau von Hydraulikzylindern und die Verwendung von Impulsgeneratoren ist es möglich, überlagerte Bewegungsabläufe oder oszillierende Lasten zu simulieren.

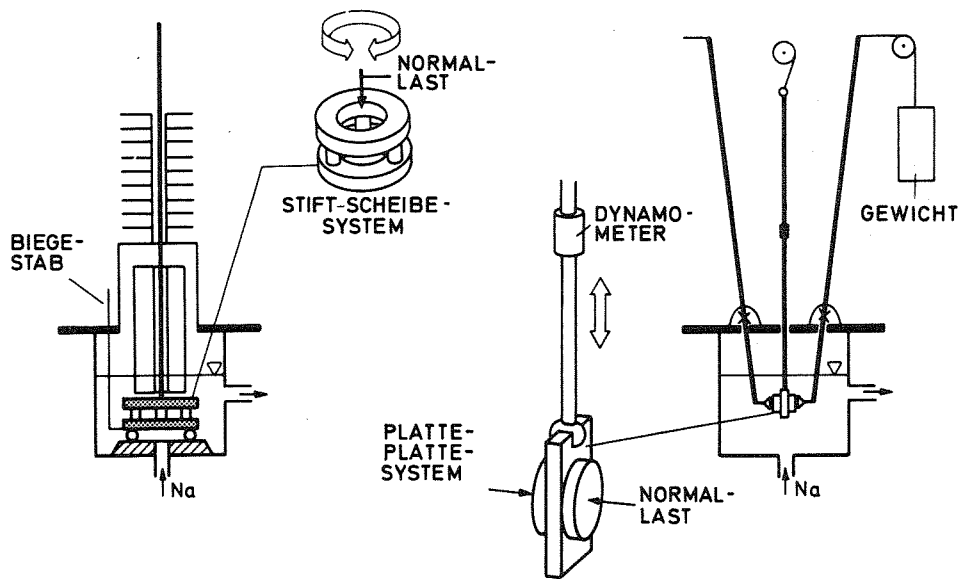


Abb. 1 Teststrecken für tribologische Experimente in Natrium

3. Material-Auswahlversuche

Eine große Zahl verschiedener Werkstoffe wurde vielfältig kombiniert, wobei sich die in Abb. 2 wiedergegebene Reihenfolge der Verschleißresistenz ergab. Ungünstiges Verschleißverhalten mußte vor allem den austenitischen Stählen und der Molybdänlegierung TZM attestiert werden. Etwas besser, aber immer noch unbefriedigend,

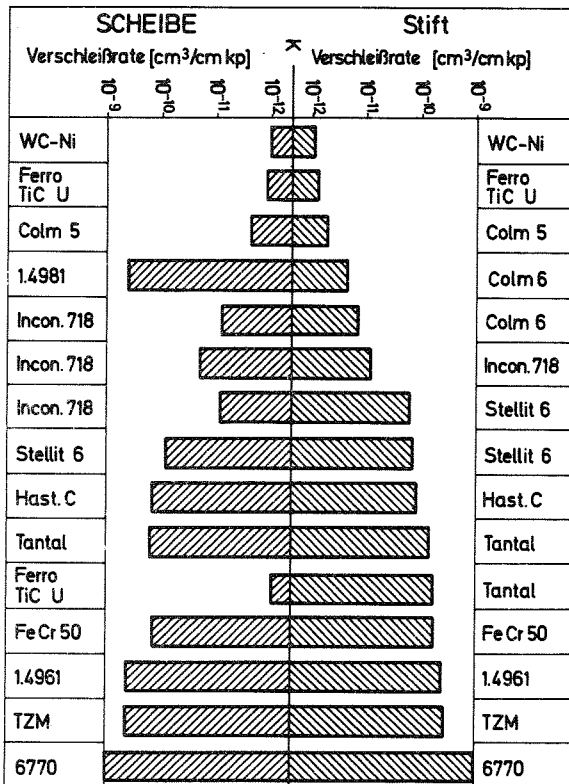


Abb. 2

Relative Verschleißresistenz von Werkstoffpaarungen

war das Ergebnis für FeCr 50. Für Tantal und Ferro TiC wurde in Parallelversuchen eine ungenügende Resistenz gegen die chemische Aggressivität des Na gefunden. Wegen starker Sprödigkeit wurde WC-Ni und wegen mangelhafter Bindung zum Grundmaterial auch Colmonoy aus dem Programm genommen. Zu diesem Zeitpunkt empfahlen sich Inconel 718 und Stellite 6H als bestgeeignete Materialpaarungen für den Einsatz als reibbelastete Teile im Reaktor.

4. Parameteruntersuchungen

Reaktortypische, in der konventionellen Tribologie nicht oder selten auftretende Belastungsgrößen wurden als Parameter bei Reibversuchen betrachtet:

- Na als Atmosphäre,
- Na-Temperatur (≤ 900 K),
- (langsame) Relativbewegung,
- (hohe) Kontaktpressung,
- Bauteil-Originalgeometrie.

Reaktortypische, in der konventionellen Tribologie nicht oder selten auftretende Belastungsgrößen wurden als Parameter bei Reibversuchen betrachtet:

4.1 Natrium als Atmosphäre

Durch die chemische Reaktion des Na mit den Werkstückoberflächen kann es zur Bildung komplexer Oxidschichten kommen, die sich im allgemeinen günstig auf das Gleitverhalten auswirken. Dieser Prozeß wird hauptsächlich von den Legierungsbestandteilen der benetzten Werkstoffe, dem Oxidgehalt im Na, der Na-Temperatur und der Einsatzzeit bestimmt. Zu diesem Problemkreis wurden Versuche durchgeführt, bei denen die Proben vor Versuchsbeginn bis zu 6500 h vorkorrodieren wurden.

Eine Vorkorrosion des Stellite 6H bis zu 100 h Dauer führte zu einer die Reibung begünstigenden Oberflächenoxidation (Chromit-schicht). Diese konnte durch entsprechende Reibbelastung mehr oder weniger schnell abgetragen werden, was sich durch einen über dem Reibweg steigenden Reibkoeffizienten bemerkbar machte (Abb. 3). Eine Vorkorrosion von etwa 1800 h bewirkte hauptsächlich eine Erhöhung der Startreibungszahl /2/. Eine Vorkorrosion von 6500 h hat die Ausbildung eines körnigen Co-Fe-Belags zur Folge (hervorgerufen durch Massentransport). Dieser relativ duktile Belag wurde, abhängig von Pressung und Reibweg, bei Reibbelastung allmählich abgetragen (über dem Reibweg fallender Reibkoeffizient).

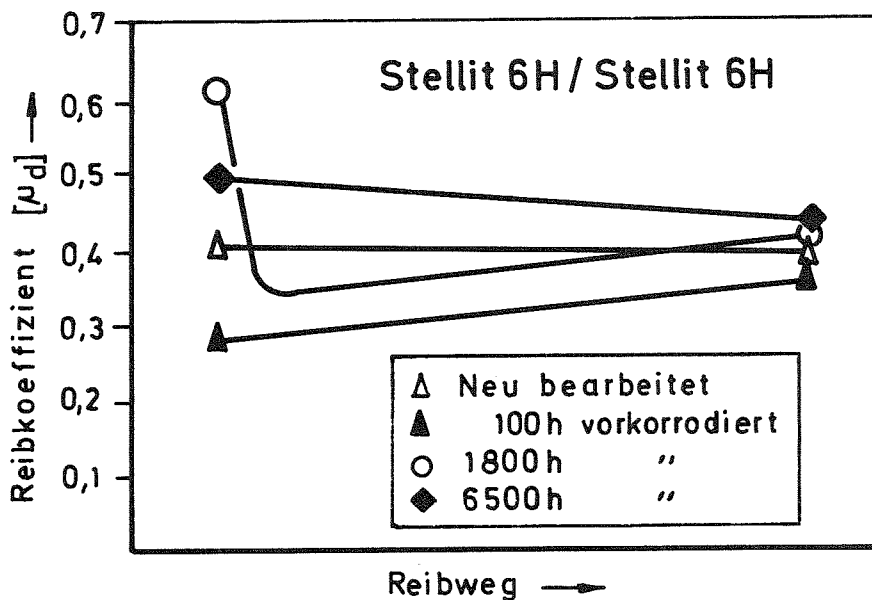


Abb. 3 Reibkoeffizienten von Stellite 6H nach Vorkorrosion

4.2 Relativbewegung

In Gleitlagern klassischer Bauart wird deren Belastbarkeit hauptsächlich durch die Umfangsgeschwindigkeit im Zusammenhang mit der Viskosität des Schmierstoffes bestimmt. Mit diesen beiden Größen kann aber im Kernverband eines Brüter-Reaktors nicht gerechnet werden. Die Viskosität des Na entspricht derjenigen von H₂O und die vorwiegend translatorischen Relativbewegungen verlaufen z.T. extrem langsam. Sie können außerdem von richtungsgleichen oder anderen höherfrequenten Vibrationsbewegungen überlagert sein.

Bei gezielten Experimenten zu diesem Thema /3,4/ wurden einmal oszillierende Relativbewegungen (± 5 mm mit Geschwindigkeiten $0,25 \leq v \leq 150$ mm/min) und einmal Vibrationsbewegungen durchgeführt, bei denen die Amplitude ($\pm 0,1 \div \pm 0,5$ mm) und die Frequenz ($5 \div 40$ Hz) variiert wurden.

Die Ergebnisse zeigen, daß sich bei niedriger Gleitgeschwindigkeit ($v \leq 1$ mm/min) und Temperaturen um 850 K bereits "Stick-Slip"-Reibung einstellte, bei der die Bewegungen nicht mehr kontinuierlich, sondern ratternd ablaufen. Dies kann für das betroffene Kontaktsystem zu erhöhtem Verschleiß führen.

Bei überlagerten Bewegungsabläufen (richtungsgleich) erwies sich die höherfrequente Vibration als hilfreich im Sinne abnehmender Reibkoeffizienten (Abb. 4).

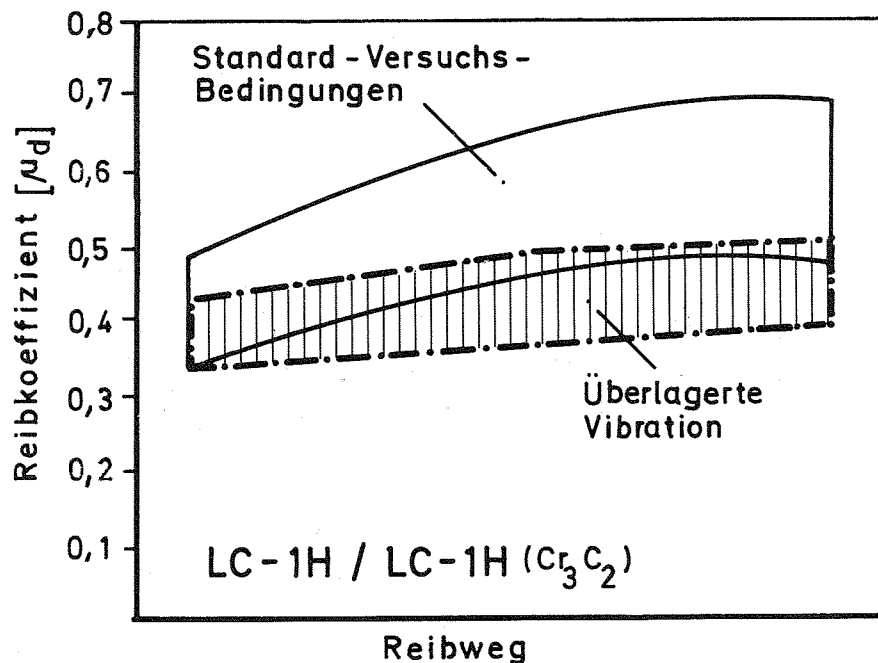


Abb. 4 Reibkoeffizienten von LC-1H bei überlagerten Relativbewegungen

Diese scheinbar widersprüchliche Wirkung des Ratterns bei Stick-Slip bzw. bei induzierter Vibration liegt in den unterschiedlichen Bewegungsabläufen begründet (Sägezahndiagramm, Pilgerschritt).

4.3 Oberflächenstruktur

In weiteren Experimenten wurde der Einfluß der Oberflächen-Makrorauigkeit der Kontaktflächen auf Reibkoeffizient und Verschleißresistenz der Distanzpflaster-Reibsysteme in Natrium-Atmosphäre ermittelt. Untersucht wurde, inwieweit dieser Parameter zur Verminderung der Reibkoeffizienten beiträgt /5-7/. Hierzu wurden detonationsbeschichtete LC-1H-Proben mit gebürsteten, geschliffenen und geläpften Oberflächen eingesetzt. Dabei wurden mittlere, dynamische Reibkoeffizienten (μ_d) in einem breiten Streuband gemessen (Abb. 5). Sie konnten den unterschiedlichen Oberflächen zugeordnet werden:

- Gebürstete Oberflächen (Rauhtiefe $20 \div 30 \mu\text{m}$) $0,12 \leq \mu_d \leq 0,7$
- Geschliffene Oberflächen (Rauhtiefe $3 \div 5 \mu\text{m}$) $0,16 \leq \mu_d \leq 0,83$
- Geläppte Oberflächen (Rauhtiefe $0,5 \mu\text{m}$) $0,3 \leq \mu_d \leq 1,2$

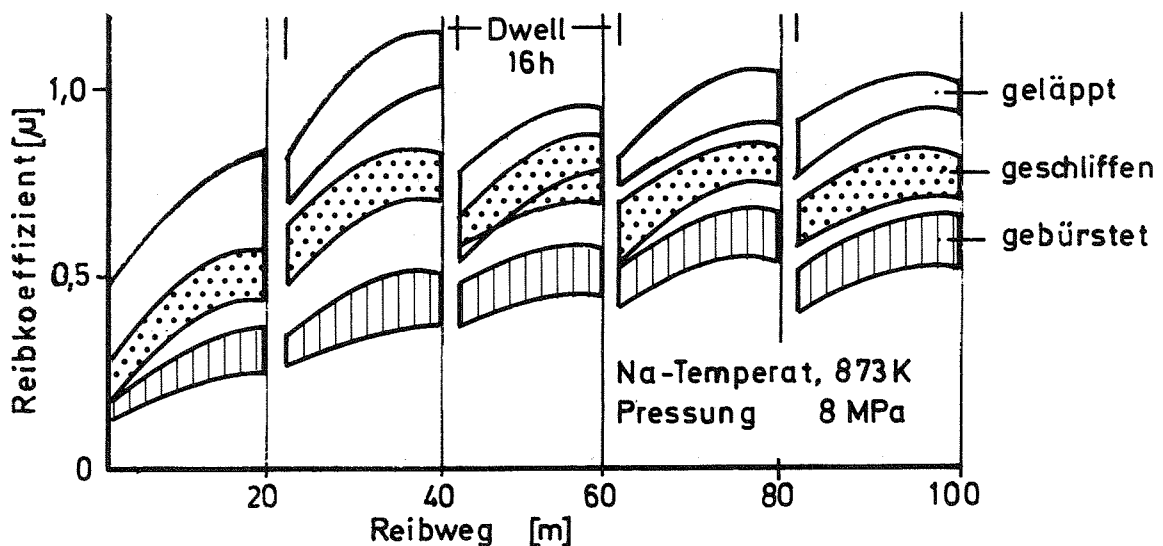


Abb. 5 Reibkoeffizienten von LC-1H als Funktion der Oberflächen-Makrorauigkeit

Für die praktische Anwendung empfiehlt sich daraus eine gebürstete Oberfläche, bei der eine größtmögliche Na-Menge zwischen den Kontaktflächen gespeichert werden kann. Der für diese Oberflächenqualität typische, hohe Verschleiß während der Einlaufphase kann durch gezieltes Planschleifen nur der höchsten Rauigkeitsspitzen wesentlich gemildert werden.

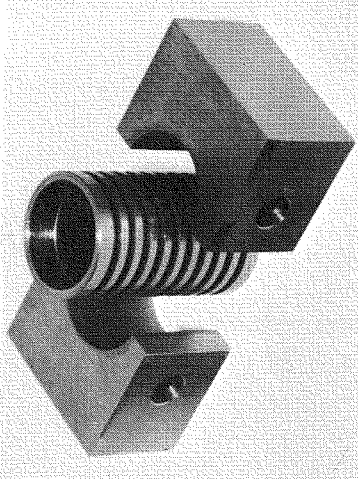


Abb. 6
Probenkonfiguration in
Originalgeometrie
(Wärmetauscherrohr)

4.4 (Original)-Geometrie

Während Vergleichsversuche (mit der Materialkombination als Parameter) mit standardisierten Probekörpern einfacher Geometrie durchgeführt wurden, interessierte später speziell der Einfluß der Geometrie auf das tribologische Verhalten von Bauteilen /8/. Hierzu wurden Hüllrohr/Abstandshalter-Systeme, Rohrzentrierungen bzw. Wärmetauscher-Rohrführungen in Originalgeometrie untersucht.

Abb.6 zeigt als Beispiel eine Probenpaarung, in der ein mit Radialrippen versehenes Wärmetauscherrohr sich axial in einer Stellitebeschichteten Führung bewegt. Das Ergebnis wurde mit denjenigen glatter oder längsgerippter Rohre verglichen. Bei den drei betrachteten Obeflächenvarianten ergaben sich für das radial gerippte Rohr, sowohl hinsichtlich der Reibkoeffizienten als auch hinsichtlich der Verschleißwirkung die günstigsten Werte (Abb. 7). In weiteren Versuchen wurden Dicke und Abstand der Radialrippen variiert. Dabei zeigte sich ein enger Zusammenhang zwischen axialer Bewegungsamplitude (A), Rippendicke (d) und Rippenabstand (a). Ein zuverlässiges Arbeiten dieses Reibsystems ist gewährleistet, wenn die Bedingung erfüllt ist: $d \leq A \leq a$.

Mit Versuchen zur Klärung von Verschleißphänomenen am Testelement von Belgo-Nucléaire in der Kompakten Natriumgekühlten Kernreaktoranlage (KNK II) im Kernforschungszentrum Karlsruhe werden die tribologischen Untersuchungen im IRB Ende 1983 abgeschlossen.

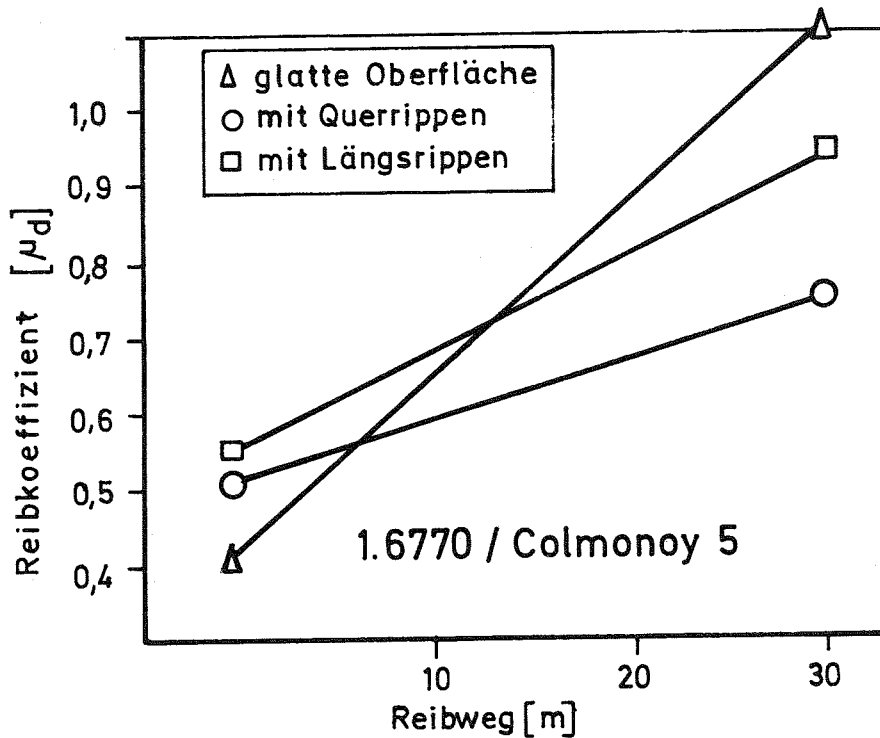


Abb. 7 Reibkoeffizienten einer WT-Rohrführung
(variierte Rohroberflächen)

5. Literatur

- /1/ Wild, E., Mack, K.J., Drechsler, G.: "Das Verschleißverhalten von Werkstoffkombinationen in flüssigem Natrium, Versuchseinrichtungen und experimentelle Ergebnisse", KfK-1959 (Nov. 1972)
- /2/ Wild, E., Mack, K.J.: "Experimental Parameter Investigations on the Tribological Behaviour of Stellite 6 in Sodium". Nuclear Technology Vol. 42 (1979), pp. 216-223
- /3/ Wild, E., Mack, K.J.: "Friction and Wear in Liquid Metal Systems: Comparability Problems of Test Results Obtained from Different Test Facilities". Proceedings of International Conference on Liquid Metal Technology in Energy Production, Champion, PA, May 3-6, 1976, pp. 131-137
- /4/ Wild, E., Mack, K.J.: "Influence of Superimposed Oscillating Movement and Load on the Behavior of Tribo-Systems in Liquid Sodium". Proceedings of 2nd International Conference on Liquid Metal Technology in Energy Production, Richland, WA, April 20-24, 1980, pp. 312-318
- /5/ Wild, E., Mack, K.J.: "Tribological Problems in Sodium Cooled Nuclear Power Plants"; Proceedings of 4th International Conference on Tribology, Paisley, U.K., Sept. 10-15, 1979, Vol. 2, pp. 1-11

- /6/ Wild, E., Mack, K.J.: "Lubrication of Nuclear Reactor Components". Tribology International, Vol. 11 (1978), pp. 321-324
- /7/ Wild, E., Mack, K.J.: "Lubrication Problems in Sodium Cooled Fast Breeder Reactors". Proceedings of 3rd International Tribology Congress, Warschau, Polen, Sept. 21-24, 1981, Vol. 2, pp. 418-425
- /8/ Wild, E., Mack, K.J.: "Ferritic Steels in Reactor Tribology". Conference on "Ferritic Steels for Fast Reactor Steam Generators". London, U.K., May 30 - June 3, 1977

ZUVERLÄSSIGKEIT VON REAKTORKOMPONENTEN

D. Munz

1. Einleitung

Die Zuverlässigkeit technischer Anlagen hängt einerseits von der Zuverlässigkeit ihrer einzelnen Komponenten ab, andererseits von ihrer Gesamtkonzeption, ihren Steuerungs- und Regelungssystemen und dem Vorhandensein von redundanten Teilsystemen. Während bei konventionellen Anlagen häufig der Aspekt der Verfügbarkeit im Vordergrund der Betrachtung steht, ist bei kerntechnischen Anlagen der Sicherheitsaspekt von großer Bedeutung. Um die Freisetzung von radioaktiven Stoffen zu verhindern, wird das Prinzip der mehrfachen Sicherheitsbarrieren angewandt. In den Risikostudien der Kerntechnik /1-3/ wird das Gesamtsystem eines Kernkraftwerkes mit allen Sicherheitseinrichtungen betrachtet und die Wahrscheinlichkeit für die Freisetzung von radioaktiven Produkten aus der Versagenswahrscheinlichkeit der einzelnen Komponenten berechnet.

Die Arbeitsgruppe Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau (ZSM) am Institut für Reaktorbauelemente befaßt sich mit dem Versagensverhalten von solchen Komponenten, die während des Reaktorbetriebs oder bei angenommenen Störfällen hohen Belastungen ausgesetzt sind. Dies sind insbesondere die Komponenten des Primärkreislaufs und die Sicherheitshülle. Bei deren Dimensionierung müssen zunächst die möglichen Versagensarten ausgewählt werden, die von der Art der äußeren Belastung (konstant oder wechselnd), der Temperatur (Raumtemperatur oder erhöhte Temperatur) und vom umgebenden Medium (Luft oder Kühlmittel) abhängig sind.

Die wichtigsten Versagensarten von kerntechnischen Komponenten, die beachtet werden müssen, sind:

- plastische Verformung oder Bruch durch Überbelastung,
- Bildung von Rissen und Ausbreitung von vorhandenen Rissen durch wechselnde Belastung (Materialermüdung),
- langsam zunehmende Verformung unter konstanter Belastung bei hohen Temperaturen (Kriechen),

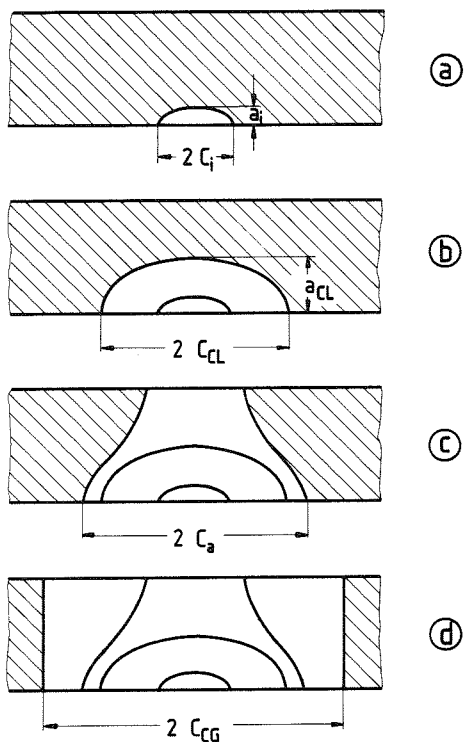
- Rißwachstum unter konstanter Belastung unter dem Einfluß eines aggressiven Mediums (Spannungsrißkorrosion).

Während die erste Versagensart durch die Dimensionierung mit dem Werkstoffkennwert Streckgrenze unter Heranziehung mehrachsiger Fließhypothesen leicht zu vermeiden ist, können die anderen Versagensarten zu einer langsamen Schädigung im Laufe der Betriebszeit führen, so daß ein Versagen einer vorgeschädigten Komponente vor allem bei Störfallbelastungen möglich wird. Erschwerend kommt hinzu, daß sich die Werkstoffe durch Bestrahlung oder durch thermische Alterung verändern können, wobei im allgemeinen eine Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften auftritt.

Die Aufgabe der Versagensmechanik besteht in der quantitativen Beschreibung des Schädigungszustandes in Abhängigkeit von der äußeren Belastung und daraus abgeleitet die Festlegung von zulässigen Belastungen bzw. die Berechnung der zu erwartenden Lebensdauer bei vorgegebenen äußeren Belastungsabläufen. Eine Möglichkeit dazu besteht in der weitgehend exakten Nachbildung der äußeren Belastungen am Bauteil im Originalmaßstab. Diese Großversuche sind teuer und liefern oft nur ein singuläres Ergebnis, das sich nicht auf etwas abweichende Bedingungen übertragen läßt.

Eine bessere Methode ist die Entwicklung von Versagensmodellen, die für eine bestimmte Versagensart, z.B. die Rißausbreitung unter wechselnder Belastung, für beliebige Belastungsabläufe und beliebige Geometrien eine Voraussage über den Ablauf der Schädigung macht. Diese Versagensmodelle enthalten Werkstoffkennwerte und Werkstoffkennkurven, die an möglichst einfachen Versuchsproben und unter einfachen Belastungen ermittelt werden.

Die Arbeitsgruppe ZSM hat sich bisher schwerpunktmäßig mit dem Versagen durch Rißausbreitung befaßt. Mit Rissen ist vor allem bei Schweißkonstruktionen zu rechnen; aber auch in ursprünglich rißfreien Komponenten kann es durch wechselnde Betriebsbelastungen zur Rißbildung kommen.



Die verschiedenen Phasen der Rißausbreitung für einen halbelliptischen Oberflächenriß sind Abb. 1 zu entnehmen:

1. stabile Ausbreitung durch wechselnde Belastung (Ermüdungsrißausbreitung),
2. Durchbruch durch die Wand (lokale Instabilität),
3. weitere stabile Rißausbreitung,
4. instabile Rißausbreitung, die zum Bruch der Komponente führt (globale Instabilität).

Zu allen vier Bereichen liegen theoretische und experimentelle Ergebnisse vor. Einige werden im folgenden exemplarisch vorgestellt.

Abb. 1

Verschiedene Phasen der Rißausbreitung:

- a) Ausgangsriß,
- b) Ermüdungsrißausbreitung,
- c) Wanddruchdringung,
- d) globale Instabilität

2. Stabile Ausbreitung von Rissen

Die Reaktion eines Werkstoffes mit einem Anriß auf eine wechselnde Belastung wird durch den Zusammenhang zwischen der lokalen Beanspruchung, charakterisiert durch die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK , und der Rißverlängerung pro Lastwechsel da/dN beschrieben (Abb. 2). Die für den zyklischen Rißfortschritt entscheidende Beanspruchungsgröße ΔK berechnet sich aus der Schwingbreite der Spannung $\Delta \sigma$, der aktuellen Rißlänge a und einem Korrekturfaktor Y , der von der speziellen Riß- und Bauteilgeometrie und der Belastungsart abhängig ist. Die da/dN - ΔK -Abhängigkeit wird meistens an Kompaktproben bei sinusförmiger Belastung ermittelt.

Die realen Risse sind Oberflächenrisse oder innenliegende Risse (z.B. Unterplattierungsrisse), d.h. zweidimensionale Risse, die sich sowohl in die Tiefe als auch in die Länge ausbreiten. Mit den Methoden der Bruchmechanik ist es gelungen, die Geschwindigkeit

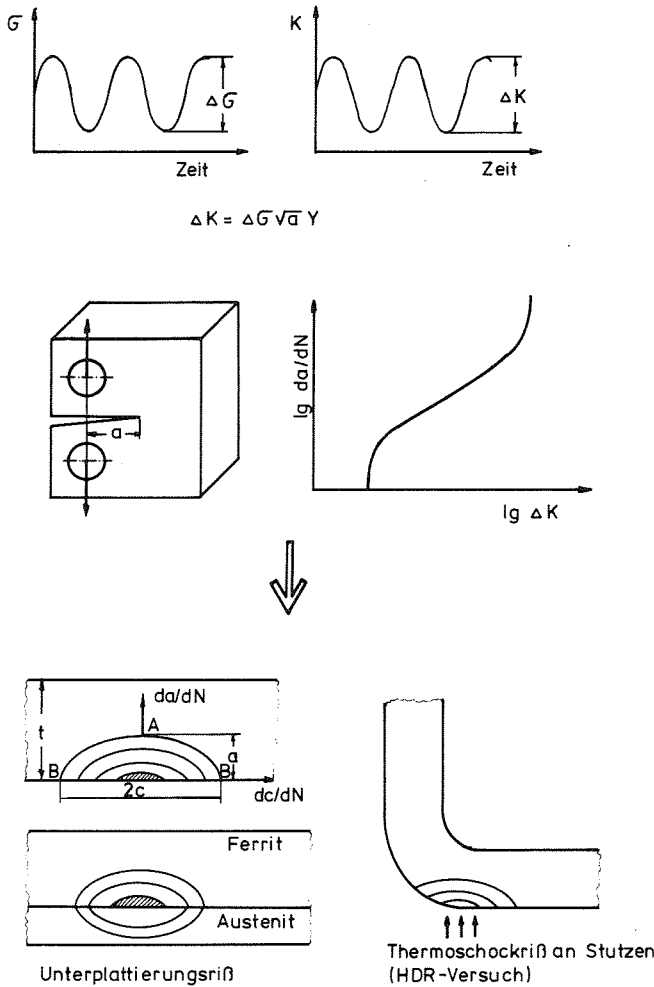


Abb. 2
Schema der Behandlung der Ermüdungsrißausbreitung

des Rißwachstums in beide Richtungen vorauszusagen, und zwar bei beliebigen zeitlichen und räumlichen Spannungsverläufen, z.B. bei überlagerter Zug- und Biegewechselbelastung oder unter zyklischer Thermoschockbelastung. Die Berechnung erfolgt nach dem in Abb. 3 angegebenen Schema /4/.

1. Für einen definierten Anriß der Tiefe a_i und Länge $2c_i$ werden die an der tiefsten Stelle A bzw. an den Oberflächenpunkten B wirksamen zyklischen Belastungswerten ΔK_A bzw. ΔK_B berechnet. Die entscheidende Aufgabe ist dabei die Berechnung der Korrekturfunktionen Y_A und Y_B . Dazu wurden Verfahren für beliebig räumlichen und zeitlichen Verlauf der Spannung entwickelt /5, 6/.

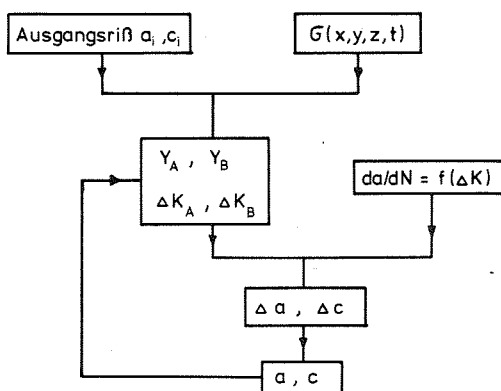


Abb. 3
Schema der Rißfortschrittsrechnung

2. Mit dem an Kompaktproben ermittelten Werkstoffgesetz $da/dN = f(\Delta K)$ wird für einen Lastwechsel die Rißverlängerung in Tiefenrichtung Δa und in Längsrichtung Δc berechnet.
3. Mit Δa und Δc ergibt sich eine neue Rißgröße mit den Halbachsen $a_i + \Delta a$ und $c_i + \Delta c$.

4. Mit den neuen Halbachsen werden für den nächsten Lastwechsel ΔK_A und ΔK_B berechnet und daraus wiederum der Rißfortschritt in beide Richtungen. Die stetige Neuberechnung von Y_A und Y_B ist notwendig, da diese von der momentanen Rißgröße abhängen.

Auf diese Weise kann die stetige Veränderung der Rißgeometrie und der Rißgeschwindigkeit vorausberechnet werden. Die Qualität dieser Voraussagemethode wurde an folgenden Experimenten überprüft:

- Oberflächenrisse in Platten unter Biegewechsel- und Zugwechselbelastung /7/. Die untersuchten Werkstoffe waren der austenitische Stahl 1.4948, der ferritische Reaktorbaustahl 20MnMoNi55 und die Aluminiumlegierung AlZnMgCu 1,5. Ein Teil der Ergebnisse ist in den Abbn. 4 und 5 dargestellt. Abb. 4 zeigt das Streuband der da/dN - ΔK -Kurve aus Versuchen an Kompaktproben und Meßpunkte für den Rißfortschritt von Oberflächenrisen in Längs- und Tiefenrichtung. Die Darstellung in Abb. 5 gibt die Änderung des Achsenverhältnisses a/c mit zunehmender Rißtiefe wieder. Die Ergebnisse zeigen die relativ gute Übereinstimmung zwischen Voraussage und Experiment sowie das deutlich stärkere Rißlängenwachstum (kleinere a/c) bei Biegung gegenüber Zug.

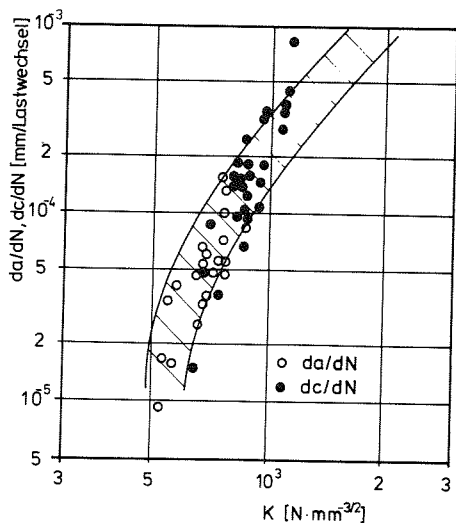


Abb. 4
Rißgeschwindigkeitsmessungen an Proben mit Oberflächenrisen (20MnMoNi55)

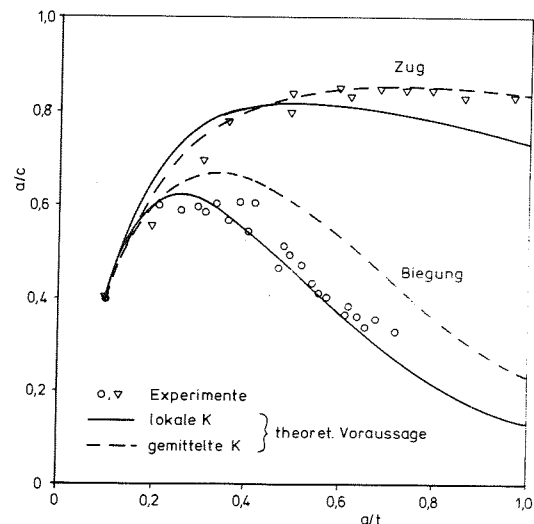


Abb. 5
Änderung des Achsenverhältnisses a/c während der Ausbreitung von Oberflächenrisen (20MnMoNi55)

- Oberflächenrisse bei zyklischer Thermoschockbelastung. Als Beispiel zeigt Abb. 6 eine durch zyklisches Abschrecken von 300 °C auf Raumtemperatur erzeugte Rißverlängerung. Ein Vergleich mit bruchmechanischen Voraussagen ist in /8/ gegeben.
- Rißausbreitung bei thermozyklischer Belastung am Heißdampfreaktor (HDR) /9, 10/.



Abb. 6 Durch zyklische Thermoschockbelastung erzeugter Ermüdungsriß im 22NiMoCr37

Insgesamt ergaben die bisherigen Untersuchungen gute Übereinstimmung zwischen theoretischer Voraussage und experimentellen Beobachtungen. Bei den zyklischen Thermoschockexperimenten gibt es aber noch eine Reihe von ungeklärten Problemen (Rißverzweigung, relativ starkes Wachstum an der Oberfläche, Plattierungseinfluß), die in den nächsten Jahren gelöst werden müssen.

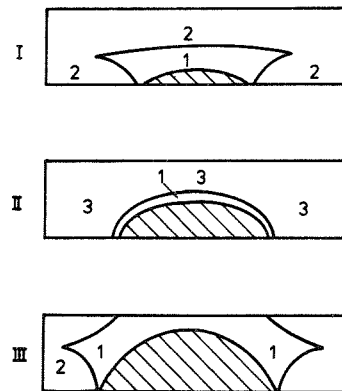
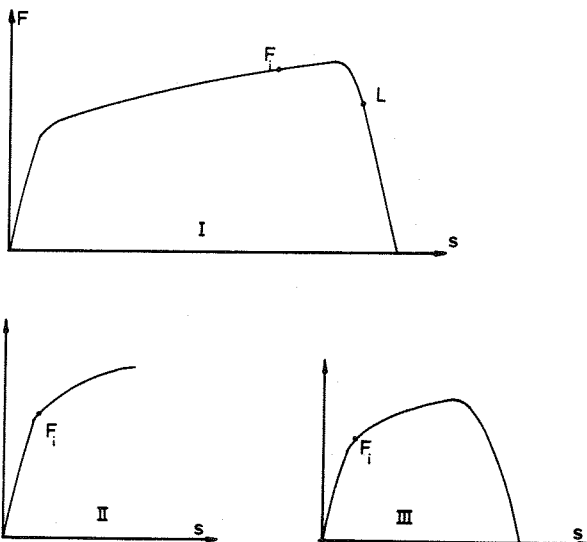
3. Rißdurchbruch durch die Wand

Wird eine Komponente mit einem Oberflächenriß einer genügend großen Belastung ausgesetzt, dann wächst der Riß durch die Wand. Bei druckbeaufschlagten Komponenten entsteht dann ein Leck. Die Voraussage der kritischen Belastung für den Wanddurchriß ist eine der schwierigsten Aufgaben der Bruchmechanik, da es sich um ein kompliziertes, dreidimensionales Problem handelt, wobei dem Durchriß plastische Verformung in Tiefen- und Längsrichtung und eventuell lokale Einschnürung vorangehen.

Als Beispiel für experimentelle Untersuchungen sollen einige Ergebnisse für den Stahl 90MnV8 beschrieben werden /11/. In Zugproben mit einem rechteckigen Querschnitt von 9x80 mm wurden halbeliptische Oberflächenrisse mit unterschiedlichem Achsenverhältnis a/c und unterschiedlicher Rißtiefe a/t eingebracht. Neben der Aufnahme eines Kraft-Verlängerungs-Diagramms wurden folgende kritische Kräfte ermittelt:

- F_{p1} beim erstmaligen Auftreten von plastischer Verformung auf der Rückseite. Die Messung erfolgte mit einem Reißlackverfahren und mit aufgeklebten Dehnungsmeßstreifen.
- F_i bei Einsetzen der Rißverlängerung. Die Messung erfolgte mit der elektrischen Potentialmethode /12/.
- F_{max} ist die maximale Kraft.
- F_L ist die Kraft, bei der der Riß die Wand durchdringt.

Drei unterschiedliche Verhaltensweisen konnten festgestellt werden, die in der Form der Kraft-Verlängerungs-Kurven und im Aussehen der Bruchflächen zum Ausdruck kamen (Abbn. 7 und 8). Typ I



- 1 flacher duktiler Bruch
- 2 duktiler Scherbruch
- 3 Sprödbbruch

Abb. 7
Drei Typen von Kraft-Verlängerungs-Kurven für Zugproben mit Oberflächenrisse (Stahl 90MnV8)

Abb. 8
Bruchflächen der Zugproben mit Oberflächenrisse

wurde bei kleinen Rißtiefen ($a/t < 0,35$) beobachtet. Nach einer relativ großen Verformung unter zunehmender Belastung beginnt sich der Riß kurz vor Erreichen der maximalen Kraft zu verlängern. Der Wanddurchbruch wird erst nach Überschreiten des Maximums erreicht. Die Bruchfläche weist, ausgehend vom Ermüdungsriß, zunächst einen flachen Verlauf senkrecht zur Belastungsrichtung auf. Daran schließen sich Bereiche mit Scherlippen an.

Beim Typ II, der bei mittleren Rißtiefen beobachtet wird, setzt Rißverlängerung relativ früh ein. Nachdem sich der Riß unter ansteigender Belastung etwas verlängert hat, tritt plötzlich instabiler Spröbruch auf, der zum vollständigen Bruch der Probe führt.

Beim Typ III für tiefe Risse ($a/t > 0,75$) beginnt die stabile Rißverlängerung ebenfalls relativ früh. Der Riß durchdringt die Wand als flacher Riß, anschließend kommt es zur Scherlippenbildung.

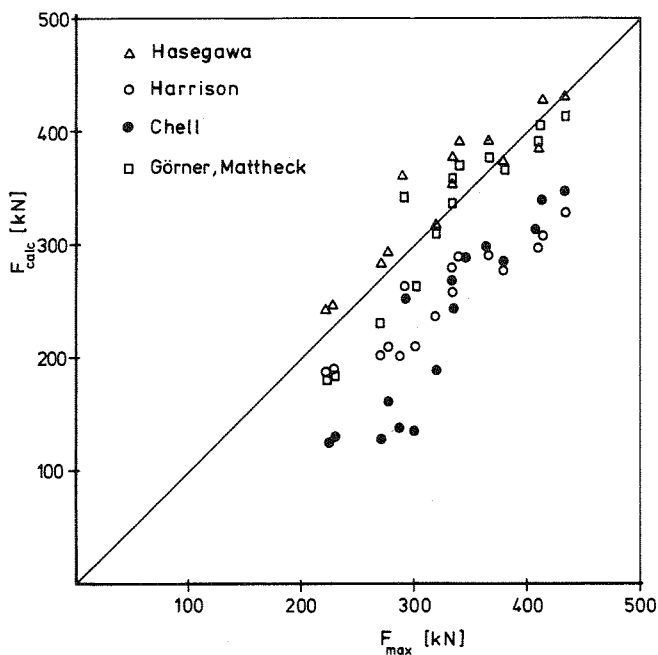


Abb. 9
Vergleich zwischen vorausgesagter und experimentell ermittelter maximaler Kraft für die Zugproben mit Oberflächenrissen

Diese Ergebnisse zeigen, daß bei ferritischen Stählen mit ihrem duktil-spröden Übergangsverhalten abhängig von der Rißgröße ein sehr unterschiedliches Verhalten auftreten kann. Dies erschwert die Voraussage von kritischen Belastungen aus einfachen Versuchen mit Kompaktproben.

In Abb. 9 sind Voraussagen der maximalen Kraft nach verschiedenen in der Literatur angegebenen Methoden und nach einem in der Arbeitsgruppe ZSM von Görner und Mattheck entwickelten Verfahren angegeben. Auf die Verfahren selbst kann hier nicht eingegangen werden. Es

zeigt sich, daß einige Methoden die maximale Kraft wesentlich unterschätzen.

4. Wanddurchdringende Umfangsrisse in Rohrleitungen unter Biegebelastung

Als Beispiel für Bauteile mit wanddurchdringenden Rissen werden Rohre mit Umfangsrissen unter Biegebelastung betrachtet /13/. Die Untersuchungen wurden an Rohren mit einem Durchmesser von 33,7 mm und einer Wandstärke von 2 mm des austenitischen Stahls 1.4541 durchgeführt.

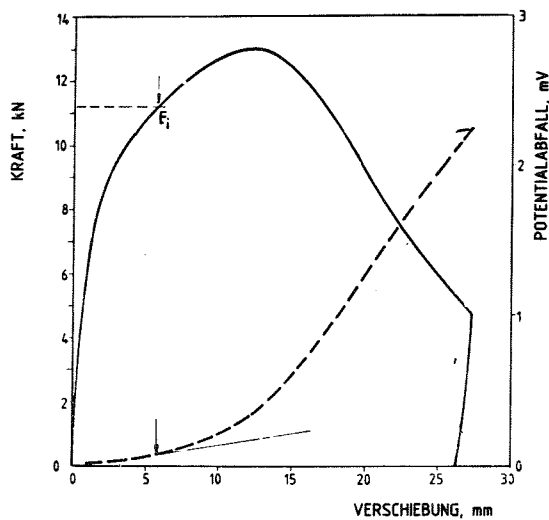


Abb. 10
Kraft-Verschiebungs-Kurve
für den Rohrbiegeversuch

eines Maximums wieder ab. In Abb. 11 ist für Rohre mit unterschiedlichen Ausgangsrißwinkeln φ_0 das Biegemoment M gegen den veränderlichen Rißwinkel φ aufgetragen. Die Aufgabe der Bruchmechanik besteht in der einheitlichen Beschreibung dieser Kurven.

Idealerweise sollte der gemessene M - φ -Verlauf aus einfachen bruchmechanischen Versuchen mit Hilfe geeigneter Bruchkriterien vorausgesagt werden. Wenn dies nicht gelingt, so sollte zumindest aus einem typischen Rohrversuch das Verhalten von Rohren mit anderen

Abb. 10 zeigt ein Kraft-Verschiebungs-Diagramm. Die Rißverlängerung wurde mit der elektrischen Potentialmethode erfaßt, bei der ein Strom durch das Rohr geschickt wird und die Potentialdifferenz zwischen zwei symmetrisch zum Riß liegenden Punkten gemessen wird. Diese Potentialdifferenz ist ebenfalls in Abb. 10 eingezeichnet. Bei allen Versuchen trat zunächst plastische Verformung im angerissenen Querschnitt auf. Dann setzte bei der Kraft F_i Rißverlängerung ein. Bei dem weggesteuerten Versuch nahm die Kraft zunächst mit zunehmender Rißverlängerung zu und nach Durchlaufen

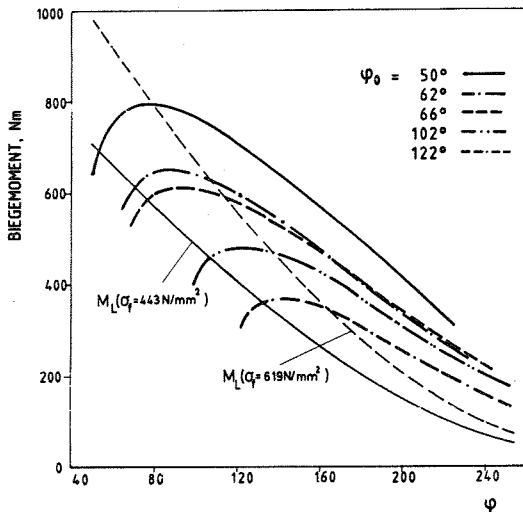


Abb. 11
Experimentell ermitteltes Biegemoment in Abhängigkeit vom Rißwinkel für Rohrbiegeversuche sowie Voraussagen nach dem plastischen Kollaps-Kriterium

Ausgangsrißwinkeln und Rohrabmessungen vorausgesagt werden.

Zwei Bruchkriterien wurden zur Beschreibung herangezogen. Das plastische Kollaps-Kriterium geht davon aus, daß während des Rißfortschritts im geschwächten Querschnitt der vollplastische Zustand erreicht ist, wobei wegen der Biegebelastung Fließen im Zug- und Druckbereich auftritt. Aus den Gleichgewichtsbedingungen für Kräfte und Momente folgt für das Biegemoment für ideal-plastisches Verhalten mit einer Fließspannung σ_f

$$M = 2 \cdot \sigma_f \cdot t \cdot R^2 \left(2 \cos \frac{\varphi}{4} - \sin \frac{\varphi}{2} \right)$$

(Wandstärke t , Rohrradius R)

Dieser Verlauf ist in Abb. 11 eingezeichnet, wobei als "Fließspannung" der Mittelwert zwischen Streckgrenze und Zugfestigkeit (443 N/mm^2) und alternativ die Zugfestigkeit (619 N/mm^2) gewählt wurde. Es zeigt sich, daß der Einsatz der Rißverlängerung durch die Wahl einer geeigneten Fließspannung recht gut beschrieben werden kann, daß aber der weitere Verlauf der M - φ -Kurve von dem mit dem Kollaps-Kriterium berechneten Verlauf abweicht.

Ein zweites, zur Zeit diskutiertes Bruchkriterium ist das J-Integral. Auf die theoretische Begründung und die experimentelle Ermittlung kann hier nicht eingegangen werden. Es soll nur erwähnt werden, daß nach den bisherigen Erfahrungen diese Methode den Gesamtverlauf der stabilen Rißausbreitung recht gut beschreiben kann. Dies drückt sich in einer einheitlichen J - $\Delta\varphi$ -Kurve aus, die unabhängig von dem Ausgangsrißwinkel φ_0 ist. $\Delta\varphi$ ist dabei die Differenz zwischen aktuellem Rißwinkel φ und Ausgangswinkel φ_0 .

Diese Ergebnisse dienen als Grundlage für die Voraussage des Rißausbreitungsverhaltens anderer Rohrgeometrien und für die Voraussage instabiler Rißausbreitung, die zu erwarten ist, wenn das Rohrsystem eine große elastisch gespeicherte Energie besitzt.

5. Probabilistische Bruchmechanik

Abschließend soll der Bereich der probabilistischen Bruchmechanik angesprochen werden. Üblicherweise erfolgt die Versagensvoraussage bzw. die Festlegung zulässiger Belastungen deterministisch, basierend auf einem Versagensmodell. Für die einzelnen, in die Modellrechnung eingehenden Größen werden feste Werte eingesetzt. Diese sind entweder "best estimate"-Werte, d.h. Werte, die tatsächlich erwartet werden oder auf der sicheren Seite liegende Grenzwerte, die nicht unter- bzw. überschritten werden sollen. So werden beispielsweise für Werkstoffkennwerte, wie Streckgrenze oder Dauerfestigkeit, untere Grenzwerte verwendet.

In der probabilistischen Versagensmechanik wird davon ausgegangen, daß alle Größen statistische Variable sind, deren Streuverhalten durch eine Verteilungsdichte beschrieben werden kann. Aus diesen Verteilungen kann die Wahrscheinlichkeit für das Versagen einer Komponente berechnet werden. Die deterministische Sicherheitsaussage, die mit Sicherheitsbeiwerten arbeitet, wird dann ersetzt durch eine Aussage über Versagenswahrscheinlichkeiten.

Bei der Betrachtung des Rißausbreitungsverhaltens sind die wichtigsten Größen, die durch geeignete Verteilungsfunktionen beschrieben werden müssen

- Rißtiefe a und Rißlänge c ,
- Werkstoffkennwerte der instabilen Rißausbreitung (K_{Ic} , J_{Ic}),
- Werkstoffkennwerte der Ermüdungsrißausbreitung,
- Belastungen (äußere Kräfte und Momente, Innendruck, Thermospannungen).

Weitere Eingangsgrößen sowie der Rechnungsgang können Abb. 12 entnommen werden.

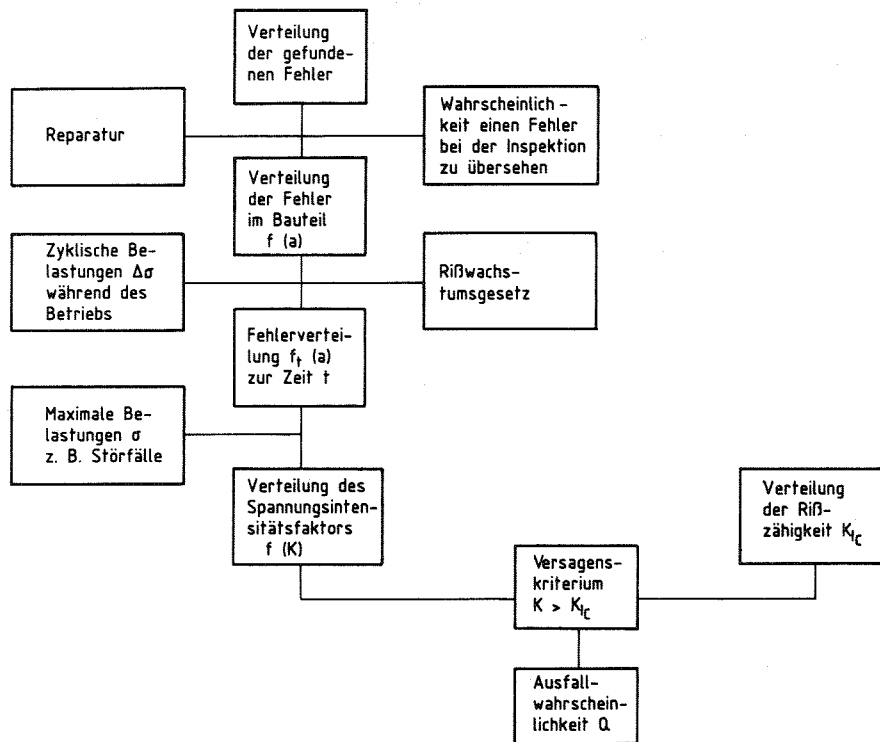


Abb. 12 Schema für die Berechnung der Ausfallwahrscheinlichkeit von Bauteilen mit Schweißfehlern

In den letzten 3 Jahren wurden in der Arbeitsgruppe Zuverlässigkeit und Schadenskunde die Möglichkeiten, aber auch die Grenzen der probabilistischen Methode untersucht /14-16/. Neben vielen Modellrechnungen an fiktiven Komponenten wurde das Versagen der Stahlhülle eines Druckwasserreaktors intensiv behandelt, wobei auf Daten der KWU /17/ zurückgegriffen werden konnte. Es hat sich dabei ergeben, daß die Ermittlung von absoluten Werten für die Ausfallwahrscheinlichkeit für Komponenten hoher Zuverlässigkeit sehr schwierig ist, da die in die Rechnung eingehenden Verteilungen und insbesondere die "Schwänze" dieser Verteilungen nicht gut genug bekannt sind. Es besteht aber die Möglichkeit zu relativen Aussagen, mit deren Hilfe die Zuverlässigkeit einer Komponente gezielt erhöht werden kann. Als Beispiel ist in Abb. 13 der Einfluß des Variationskoeffizienten V der Rißzähigkeit K_{IC} auf die Ausfallwahrscheinlichkeit Q angegeben. Es zeigt sich, daß in diesem Fall eine relativ kleine Änderung von V zu einer relativ großen Änderung in Q führt.

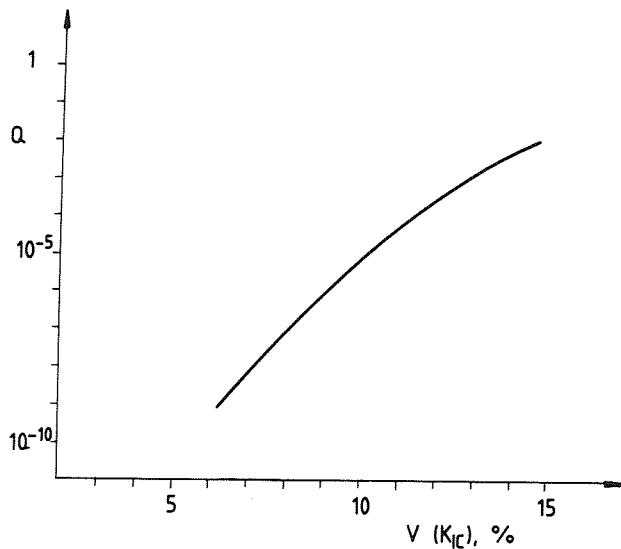


Abb. 13
Versagenswahrscheinlichkeit in
Abhängigkeit vom Variations-
koeffizienten der Rißtätigkeit

6. Ausblick

Dieser Bericht über die Arbeiten der Arbeitsgruppe Zuverlässigkeit und Schadenskunde befaßte sich exemplarisch mit einigen Problemen der Rißausbreitung. Die Arbeiten sind u.a. in allgemeine Betrachtungen zum Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten eingeflossen /18/. Sie werden in den nächsten Jahren fortgesetzt, wobei vor allem folgende Probleme im Vordergrund stehen werden:

- Lokale Instabilität von Oberflächenrissen. Die bisherigen experimentellen Ergebnisse und theoretischen Ansätze müssen durch Versuche an Werkstoffen unterschiedlicher Zähigkeit und mit unterschiedlichen Proben- und Rißkonfigurationen abgesichert werden.
- Globale Instabilität von Rohren mit Umfangsrissen unter kombinierter Biege- und Innendruckbelastung unter Einbezug der Steifigkeit des Belastungssystems.
- Rißausbreitung unter Thermoschock- und Thermoermüdungsbeanspruchung.

Die Arbeitsgruppe wird sich in den nächsten Jahren außerdem zunehmend mit dem Versagen bei erhöhter Temperatur befassen. Dabei gilt es, die Schädigung durch überlagerte Kriech- und Ermüdungsbeanspruchung gesetzmäßig zu erfassen und die grundlegenden Werkstoffgesetze auf das Bauteilverhalten zu übertragen.

7. Literatur

- /1/ Rasmussen, N.C.: "Reactor Safety Studie - An Assessment of Accident Risks in US Commercial Nuclear Power Plants", United States Nuclear Regulatory Commission, WASH-1400 (NUREG-75/014) 1975
- /2/ Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke. Eine Untersuchung zu dem durch Störfälle in Kernkraftwerken verursachten Risiko. Verlag TÜV Rheinland 1979
- /3/ Risikoorientierte Analyse zum SNR-300, Gesellschaft für Reaktorsicherheit, GRS-51, Oktober 1982
- /4/ Görner, F.; Mattheck, C.; Munz, D.: "Change in Geometry of Surface Cracks During Alternating Tension and Bending", Z. Werkstofftech. 14 (1983), 11-18
- /5/ Mattheck, C.; Munz, D.; Stamm, H.: "Stress Intensity Factor for Semi-Elliptical Surface Cracks Loaded by Stress Gradients", Engineering Fracture Mechanics 18 (1983), 633-641
- /6/ Mattheck, C.; Morawietz, P.; Munz, D.: "Stress Intensity Factor at the Surface and at the Deepest Point of a Semi-Elliptical Surface Crack in Plates Under Stress Gradients" erscheint in International Journal of Fracture
- /7/ Görner, F.; Müller, S.; Munz, D.: "Ausbreitung von Oberflächenrissen in Platten unter Biege- und Zugwechselbelastung", DVM-Berichtsband der 14. Sitzung des Arbeitskreises Bruchvorgänge 1982, S. 127-134
- /8/ Czuck, G.; Mattheck, C.; Munz, D.; Stamm, H.: "Rißausbreitung unter zyklischer Thermoschockbelastung", Berichtsband des 9. MPA-Seminars Bruchsicherheit und Verfügbarkeit, Stuttgart, Okt. 1983
- /9/ Görner, F.; Mattheck, C.; Munz, D.; Stamm, H.: unveröffentlichter Bericht (1982)
- /10/ Blauel, J.G. et al.: "Evaluation of HDR Cyclic Thermal Shock Tests", Transactions of the 7th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (1983) Paper G/F 7/7
- /11/ Göring, J.: "Versagensverhalten von Flachzugproben mit einem halb-elliptischen Oberflächenriß aus einem Werkzeugstahl", Diplomarbeit, TU Karlsruhe (1983)
- /12/ Müller, S.: unveröffentlichter Bericht (1983)
- /13/ Brückner, A.; Grunmach, R.; Kneifel, B.; Munz, D.; Thun, G.: "Fracture of Pipes with Through-Wall Circumferential Cracks in Four-Point Bending", 4th International Conference on Pressure Vessel and Piping, Portland, USA, 1983

- /14/ Häberer, R.; Brückner, A.; Munz, D.: "Zuverlässigkeitsberechnung mit Hilfe der probabilistischen Bruchmechanik am Beispiel des Sicherheitseinschlusses von Druckwasserreaktoren", Teil I: KfK-3458, (Dez. 1982), Teil II: KfK-3546, (Mai 1983), Teil III: KfK-3561, (Juni 1983)
- /15/ Brückner, A.; Munz, D.: "The Effect of Curve Fitting on the Prediction of Failure Probabilities from the Scatter in Crack Geometry and Fracture Toughness", Reliabilities Engineering 5 (1983), pp. 139-156
- /16/ Brückner, A.; Häberer, R.; Munz, D.: "Study on the Methods and Possibilities of Probabilistic Fracture Mechanics Based on Data for the Steel Containment of a Nuclear Power Plant" erscheint in Proc. of the Conference on Application of Fracture Mechanics to Materials and Structures, Freiburg 1983
- /17/ Wellein, R.: "Beurteilung der Zuverlässigkeit der Stahlhülle mit Hilfe der probabilistischen Bruchmechanik", in Schueller, G.I. et al.: "Zuverlässigkeitsbeurteilung für den Sicherheitseinschluß am Beispiel des Druckwasserreaktors", Anhangsband, BMFT 150201C, TU München, 1981
- /18/ Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten, erscheint 1984 in der Reihe 18 der Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften

THERMO- UND FLUIDDYNAMISCHE UNTERSUCHUNGEN FÜR DIE HORIZONTALE
KALTE QUELLE DES HOCHFLUSSREAKTORS GRENOBLE

H. Hoffmann*

1. Einleitung

Im Hochflussreaktor Grenoble (HFR) werden Neutronen zur Untersuchung der atomaren Struktur von Feststoffen, Flüssigkeiten, Geweben und Viren benutzt. Je nach Aufgabenstellung werden Neutronen bestimmter Geschwindigkeitsverteilungen gefordert, was mit Moderatoren unterschiedlicher Temperaturen zu erreichen ist. So haben im Schwerwasser des HFR die Neutronen bei einer Temperatur von 330 K Geschwindigkeiten von 2200 m/s, im Graphit der "Heissen Quelle" von 2300 K etwa 6200 m/s und im Schweren Wasserstoff der "Kalten Quelle" von 25 K etwa 650 m/s.

Fortschritte in der Experimentiertechnik haben in den vergangenen Jahren den Bedarf kalter Neutronen so gesteigert, daß er mit der am HFR vorhandenen, vertikal eingebauten Quelle nur teilweise gedeckt werden kann. Die Installation einer zweiten kalten Quelle (SFH) in einem verfügbaren horizontalen Strahlrohr wurde daher untersucht. Sie soll für Forschungszwecke ab 1986 zur Verfügung stehen, wenn sie technisch machbar erscheint.

2. Bauprinzip der SFH

Der HFR ermöglicht einen seitens der Nutzer gewünschten hohen Neutronenfluß, was kernnahen Einbau des Moderators und große Querschnitte der Neutronenleiter bedingt. Ein Volumen von mindestens 5 l flüssigem schwerem Wasserstoff (D_2) mit einer Temperatur von 25 K ist für eine gute Moderation erforderlich. Der Moderator befindet sich am kernnahen Ende des nur 23 cm weiten Strahlrohres von rund 5 m Länge. Zur Isolation der kalten Strukturen dient Vakuum (Abb. 1).

* z.Z. delegiert zum Institut Laue-Langevin (ILL) - Grenoble
ILL-Document - Département Réacteur - Re 972 N(p) 008

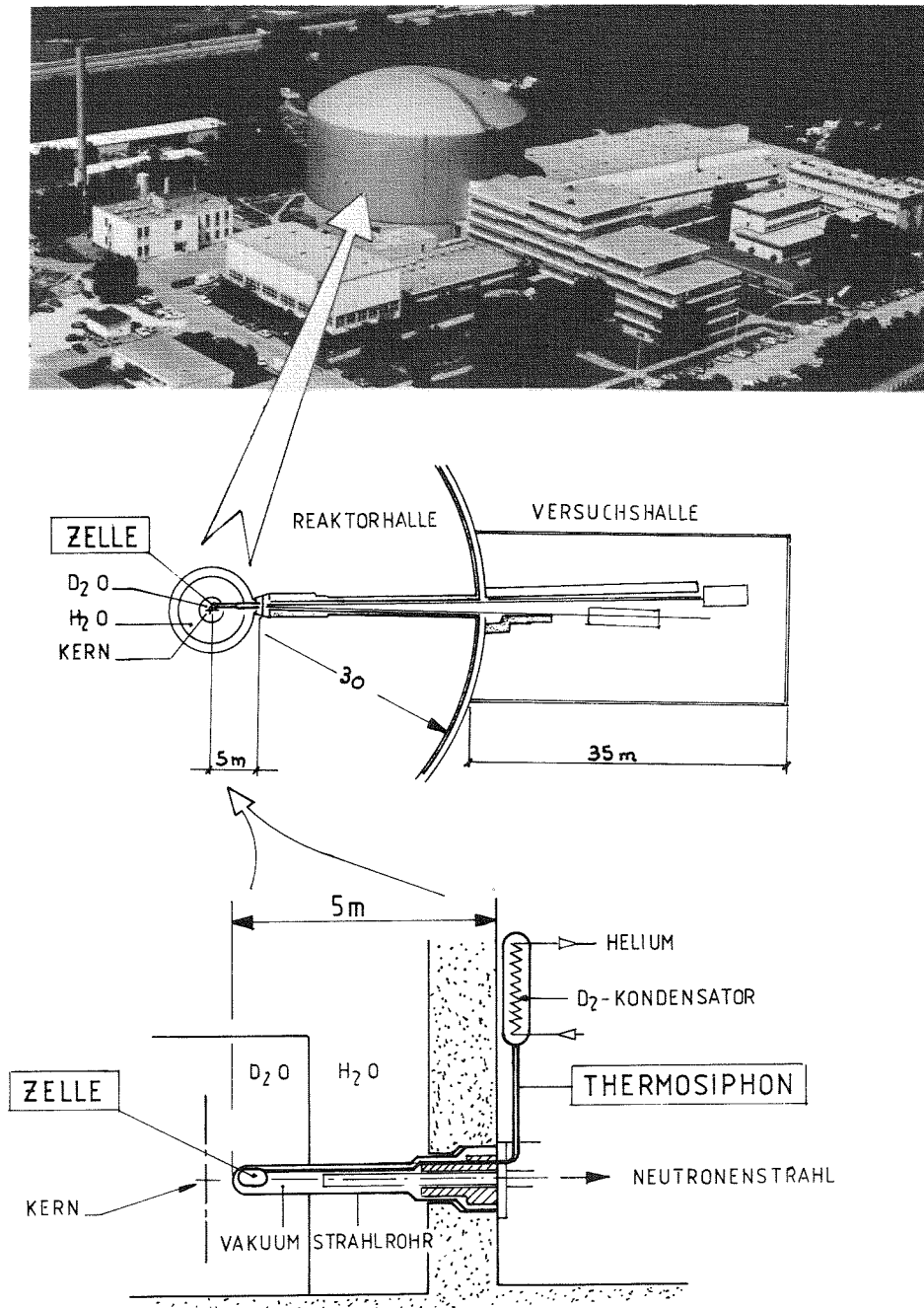


Abb. 1 Installation der horizontalen kalten Quelle im Hochflußreaktor

Kernnaher Einbau bedeutet hohe Wärmefreisetzung (3000 W) in der Moderatorzelle (Aluminium). Große Neutronenleiter-Querschnitte bedingen Beschränkungen für die zur Wärmeabfuhr aus der Moderatorzelle notwendigen Rohrleitungen. Eine separate Kühlung von Moderator und Zellenwandungen scheidet aus technischen Gründen aus, der Moderator selbst muß also zum Wärmetransport genutzt werden. Effektiv ist dies nur durch Verdampfungskühlung zu erreichen. Dies bedeutet: Der Moderator in der Zelle besitzt Sättigungstemperatur (25 K; 1,5 bar). Er verdampft entsprechend der Leistungserzeugung. Der Dampf wird der Zelle entnommen und außerhalb des Strahlrohres in einem He-gekühlten Kondensator verflüssigt. Das Kondensat fließt in die Zelle zurück. Dieser D₂-Kreislauf soll ohne Pumpen nach dem Thermosiphonprinzip arbeiten, d.h. die Dichteunterschiede in Zu- und Abführleitungen bewirken die Fluidzirkulation. Die Zu- und Abführleitungen zur Moderatorzelle sollen als ineinander liegende Rohre ausgeführt werden, wobei das Kondensat im Zentralrohr der Zelle zuströmt.

3. Aufgaben

Die einwandfreie Kühlung der Wandungen (Wandungstemperatur 200K) der horizontal liegenden zylindrischen Zelle von 210 mm Durchmesser und etwa gleicher Länge muß sichergestellt sein. Der Flüssigkeitsstand in der Zelle soll daher hoch, die Ausbildung einer Flüssigkeits-Dampf-Trennschicht verhindert und lokale Dampfansammlungen vermieden werden.

Das geforderte Moderatorvolumen muß in der Zelle realisierbar sein. Sie muß dabei zu etwa 80 % mit Flüssigkeit gefüllt sein, was einer Flüssigkeitshöhe im liegenden zylindrischen Behälter von etwa 165 mm entspricht.

Die Funktion des Thermosiphons ist zu demonstrieren. Dies setzt die Kenntnis der Druckverluste der verschiedenen Bauteile voraus, da diese Verluste durch entsprechend hohe Positionierung des D₂-Kondensators ausgeglichen werden müssen. Schließlich ist die Zeitdifferenz zu bestimmen, die nach Ausfall der Kälteleistung zur Reaktorabschaltung führt.

4. Rechnungen und Ergebnisse der Luft/Wasserversuche

Zunächst wurden Rechnungen durchgeführt mit dem Ziel, die Wandungstemperaturen sowie das fluiddynamische Verhalten des Thermo-siphons vorherzusagen. Da die Berechnung des Flüssigkeitsinhaltes der Moderatorzelle bei Verdampfungsvorgängen nicht möglich war, wurden Versuche in Wasser/Luftströmung mit verschiedenen Zellenkonfigurationen durchgeführt /1/. Hierbei wurden auch die Zellen-druckverluste gemessen. Die Ergebnisse lassen sich zusammenfassen:

Der Flüssigkeitsinhalt der Moderatorzelle wird bestimmt von der eingespeisten Luft- und der der Zelle zufließenden Wassermenge. Es wurde festgestellt, daß der Zellenfüllungsgrad steigt mit abnehmender Luft- und zunehmender Wassermenge. Durch entsprechende Gestaltung des Ausströmrohres konnte eine über die Zellenlänge gleichmäßige Abströmung und eine gute Separation der im Luftstrom mitgerissenen Wassertropfen erreicht werden /1/. Das Ausströmrohr war nach Abb. 4 im Innern der Zelle installiert und besaß oben liegende, axial gleichmäßig verteilte Ausströmbohrungen. Die Umrechnung der Ergebnisse dieser Untersuchungen auf verdampfendes D_2 ergab, daß in der Moderatorzelle eine Flüssigkeitshöhe zwischen 150 und 175 mm erreichbar erscheint, was einer Dampfraumhöhe zwischen 70 und 40 mm entspricht.

Die Temperaturen am Umfang der Zelle wurden konservativ berechnet. Es wurde ideale Trennung zwischen Flüssigkeit und Dampf angenommen, der Wärmeübergang zwischen Wand und strömendem Dampf vernachlässigt. Die gesamte in den über dem Flüssigkeitsspiegel liegenden Wandungen freiwerdende Wärme sollte also nur durch Wärmeleitung abgeführt werden. Das Ergebnis dieser Rechnung ist in Abb. 2 wiedergegeben, wobei die max. Temperaturdifferenzen am Zellenumfang über der Dampfraumhöhe dargestellt sind. Die aus den Wasser/Luft-Experimenten gewonnenen Ergebnisse sind als "erwarteter Betriebsbereich" eingezeichnet. Die Rechnungen wurden mit temperaturabhängiger und temperaturunabhängiger Wärmeleitzahl des Zellenwerkstoffes durchgeführt. Es zeigt sich, daß bei einer Dampfraumhöhe von etwa 65 mm die zulässige max. Temperatur überschritten wird. Die Rechnungen wurden daher unter Berücksichtigung der aus ausdampfen-

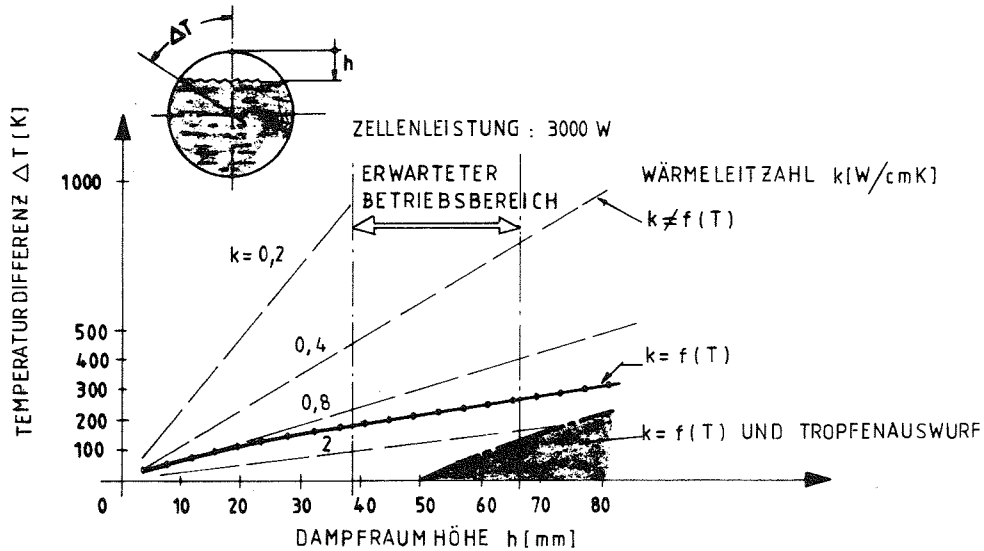


Abb. 2 Berechnete max. Temperaturdifferenz am Zellenumfang als Funktion der Dampfraumhöhe unter Anwendung verschiedener Wärmetransport-Modelle

den Oberflächen mitgerissenen Flüssigkeitstropfen wiederholt, eine Erkenntnis, die auch bei der Löffler-Verdampferentwicklung im KfK/IRB /2,3/ gewonnen wurde.

Hierbei wurde unterstellt, daß die mitgerissenen Flüssigkeitstropfen auf die heißen Wänden treffen, dort verdampfen und so zur Wandkühlung wesentlich beitragen. Auch dieses Rechenergebnis ist in Abb. 2 wiedergegeben. Bis zu einer Dampfraumhöhe von 50 mm wird hierbei die gesamte anfallende Wärme durch Leitung und Tropfenverdampfung abgeführt und es tritt keine Temperaturerhöhung auf. Erst bei 75 mm Dampfraumhöhe hat man mit der noch zulässigen Temperaturerhöhung von etwa 180 K zu rechnen.

Das fluiddynamische Verhalten des Thermosiphons wurde berechnet, wobei eine Flüssigkeitshöhe von 3 m auf der Zuströmseite zur Zelle gewählt wurde, die sich aus der bauseits zu realisierenden Kondensatorhöhenlage ergab. Das Ziel war festzustellen, ob für die gewählten Abmessungen das Thermosiphonprinzip zu realisieren ist und mit welcher im Kreislauf umlaufenden Flüssigkeitsmenge zu rechnen ist, da sie die Zellenfüllung beeinflusst. Hierzu mußten die Druck-

abfälle in den Bauteilen des Thermosiphons bestimmt werden /4/. Für die Einphasenströmung wurden hierbei die bekannten Rechenmethoden unter Berücksichtigung der Rohrrauigkeiten benutzt, die Druckverluste der Zweiphasenströmung nach dem Modell von Lockhardt-Martinelli bestimmt. Der im vertikalen Rohr der Zweiphasenströmung zu fördernde Flüssigkeitsanteil und die hierfür zu berücksichtigenden Verlusthöhen wurden nach Brauer ermittelt. Für den Druckabfall der Zelle lagen eigene Meßergebnisse vor /1/. Das Ergebnis dieser Rechnungen ist in Abb. 3 zusammengefaßt, wobei die Druckverluste der Bauelemente des Thermosiphons über der Zellenleistung aufgetragen sind. Man erkennt, wie mit zunehmender Zellenleistung der Druckverlust-Anteil einzelner Bauelemente variiert. Bei 4000 W dominiert der Druckabfall der Zweiphasenströmung und der Zelle, während der Einphasen- und Höhenförderungsverlust kaum mehr eine Rolle spielen. Unter den gegebenen baulichen Bedingungen wird die Grenze des Systems erreicht, wenn der Höhenförderungs-Verlust Null wird. Die verfügbare Antriebsflüssigkeitshöhe wird dann von den Verlusten zum Transport des Dampfes und des Kondensates sowie vom Zellendruckverlust aufgezehrt. Diese Grenze wird für das gegebene System rein rechnerisch bei etwa 7000 W erreicht. Überschreitungen dieser Grenzleistung

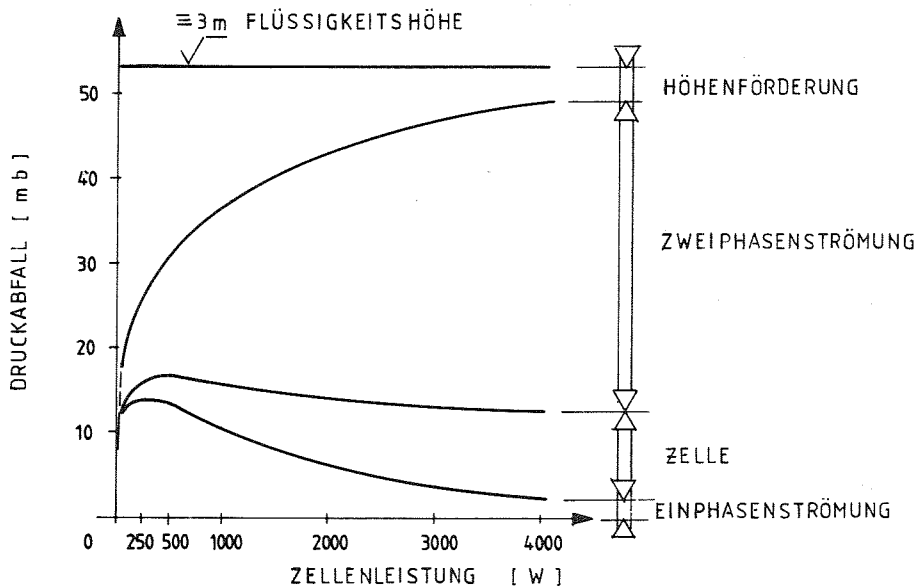


Abb. 3 Berechneter Druckabfall im Thermosiphon als Funktion der Zellenleistung

führen dann zur Ausdampfung der Zelle. Aufgrund der Rechenergebnisse arbeitet der Thermosiphon im vorgegebenen Leistungsbereich einwandfrei. Eine extreme Leistungserzeugung von 4000 W ist abführbar, die errechnete zirkulierende Flüssigkeitsmenge liegt bei etwa $140 \text{ cm}^3/\text{s}$ und übersteigt die Kondensatmenge um etwa 50 %. Die Kühlung der oberen Zellenwandungen wird durch die mitzirkulierende Flüssigkeitsmenge damit wesentlich erleichtert.

Diese Rechenergebnisse mußten in D_2 -Strömung abgestützt werden, weil die gemachten Annahmen mit Unsicherheiten behaftet sind und die Konsequenzen einer unzureichenden Wärmeabfuhr die Sicherheit des HFR in Frage stellen.

5. Experiment mit flüssigem schwerem Wasserstoff

Die Experimente wurden an einer 1:1-Nachbildung des D_2 -Kreislaufes mit beheizbarer Moderatorzelle durchgeführt. Zur Simulation der Leistungsfreisetzung in der Zellenwandung und im Moderator während des Reaktorbetriebes konnte die Zellenwand bis etwa 2500 W und das Fluid innerhalb der Zelle bis 1500 W beheizt werden. Die Instrumentierung erlaubte die Bestimmung der Flüssigkeitshöhen in der Zelle und dem Kreislauf, die Erfassung der Temperaturen am Zellenumfang und die Messung der Druckverluste der Bauelemente des Thermosiphons. Der D_2 -Kreislauf wurde an die ILL-Kälteanlage (Kälteleistung 10 KW bei 17 K) angeschlossen. Die Arbeitstemperatur lag bei 25 K. Die D_2 -führenden Bauteile wurden daher vakuumisoliert. Die Versuchsanlage war aus Sicherheitsgründen auf dem Dach der ILL-Kälteanlage aufgebaut und wurde von der entfernt liegenden Schaltwarte aus gefahren. Abb. 4 zeigt den Versuchsaufbau. Die Messungen wurden für den bestimmungsgemäßen und nichtbestimmungsgemäßen Betrieb durchgeführt.

5.1 Ergebnisse - Bestimmungsgemäßer Betrieb

Die Temperaturen der Zellenwandungen wurden als Funktion der Heizleistung gemessen. Der Kreislauf war hierbei ganz oder teilweise gefüllt. Ergebnisse dieser Untersuchungen zeigt Abb. 5, wobei die gemessenen Temperaturen am Umfang der Zelle aufgetragen sind. Es

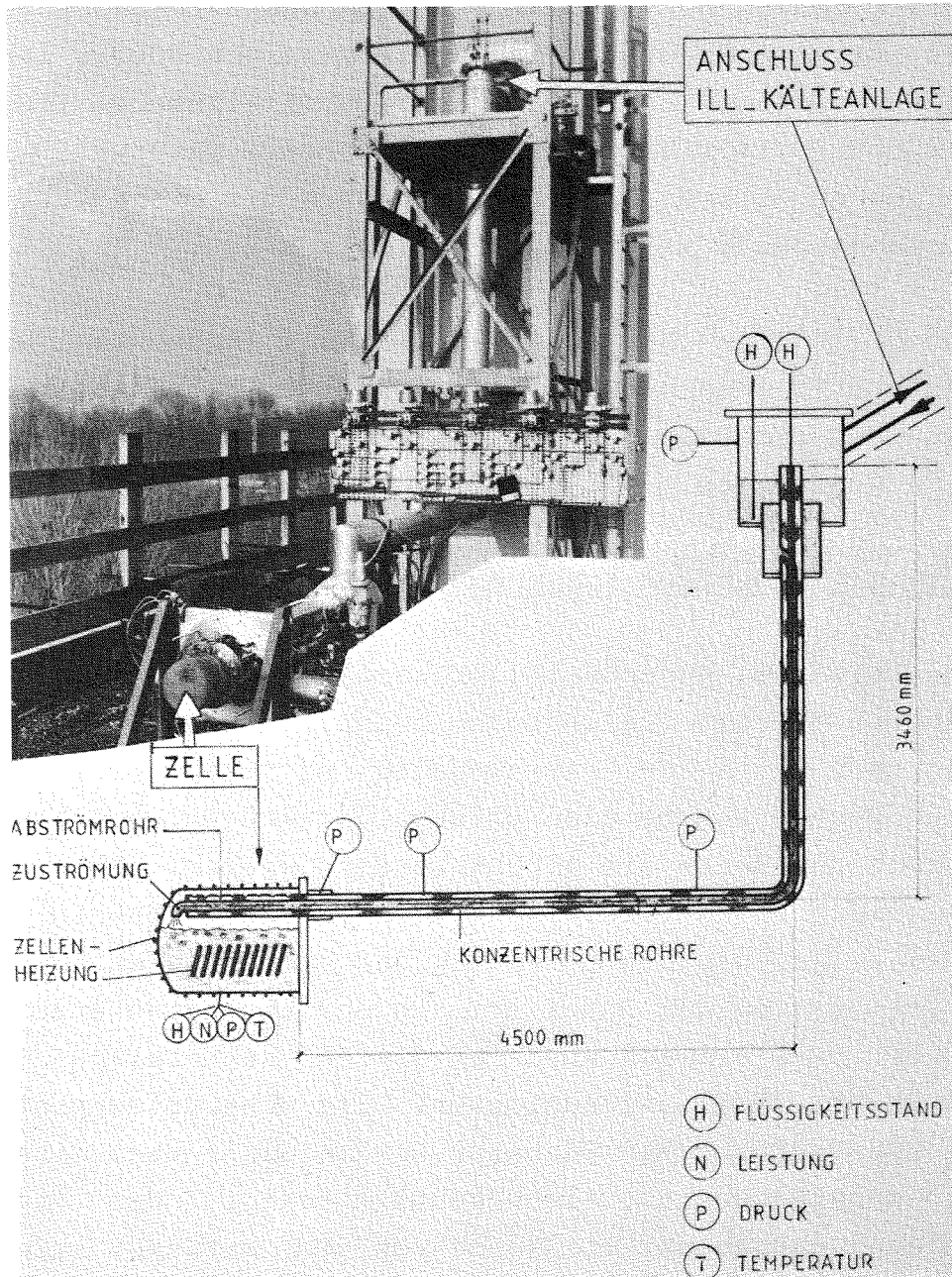


Abb. 4 Experimentieranlage für thermo- und fluiddynamische Untersuchungen am 1:1-Modell der kalten Quelle

zeigt sich eine gleichmäßige Temperaturverteilung im angegebenen Leistungsbereich bis 3000 W. Versuche bei 4000 W lassen erkennen, daß am vorderen oberen Teil der Zelle eine Temperaturerhöhung bis zu 70 K auftritt, die bei günstigerer Gestaltung des Abströmrohres vermeidbar ist. Mit abnehmender Flüssigkeitshöhe im Kreislauf ändert sich diese Temperaturverteilung zunächst nicht. Erst wenn der

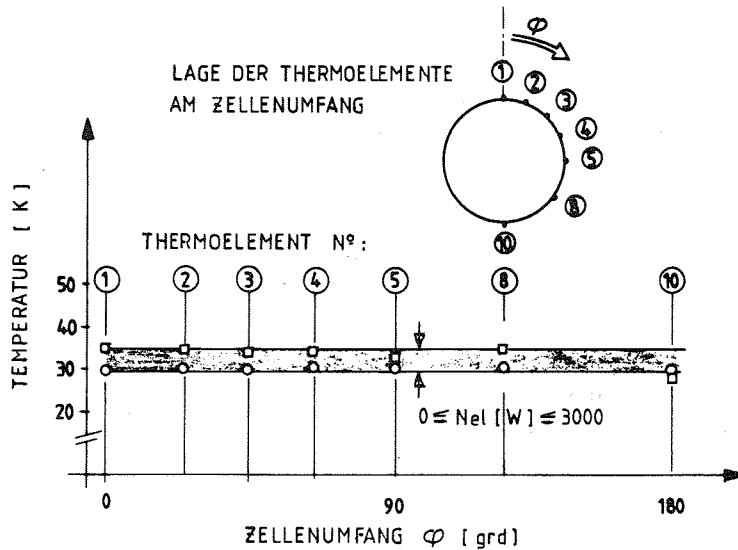


Abb. 5 Gemessene Temperaturen am Zellenumfang für verschiedene Zellenleistungen

Zelleninhalt stark abnimmt, werden Übertemperaturen erreicht, wie sie im nichtbestimmungsgemäßen Betrieb gemessen wurden.

Die Flüssigkeitshöhen in der Zelle wurden als Funktion der Zellenleistung mittels kapazitiver und γ -Absorptions-Sonden bestimmt. Die Messungen geben die tatsächlichen Flüssigkeitsmassen in der Zelle wieder, lassen aber keine Aussage über die Verteilung von Flüssigkeit und Dampf zu. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Abb. 6 aufgetragen und zeigen, daß mit zunehmender Leistung die Flüssigkeitshöhen abnehmen. Bei einer Zellenleistung von 4000 W wird eine Zellenfüllung von 80 % gemessen und damit das geforderte Füllvolumen erreicht.

Die gemessenen Druckabfälle im System sind zusammen mit den Ergebnissen der Vorausberechnungen in Abb. 7 als Funktion der Zellenleistung dargestellt. Man erkennt ähnliche Tendenzen, aber Abweichungen zwischen Rechnung und Experiment. Hauptursache für diese Divergenzen ist das Modell für die Berechnung der Zweiphasendruckverluste. Im Vergleich zum Experiment ist die Rechnung jedoch stark konservativ. Die berechneten Grenzwerte der Funktionsfähigkeit des Thermosiphons sind daher in der Realität überschreitbar.

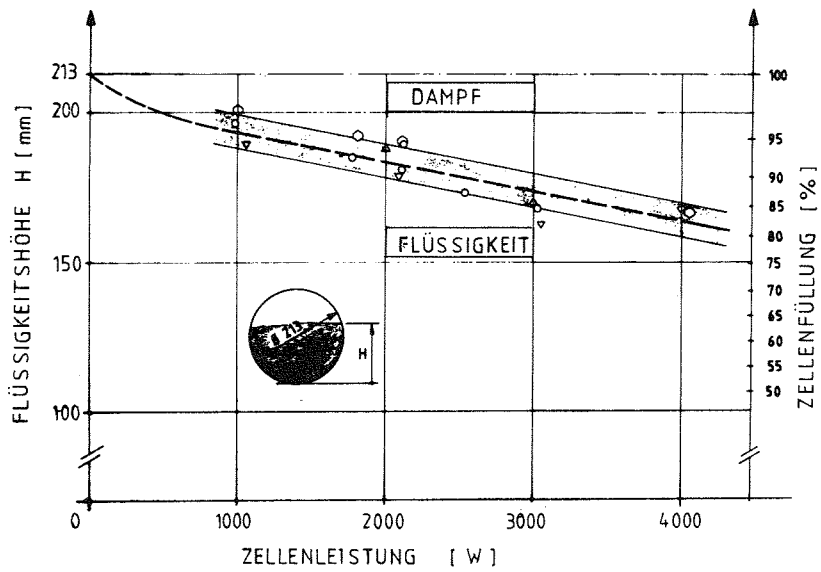


Abb. 6 Gemessene Flüssigkeitshöhen als Funktion der Zellenleistung

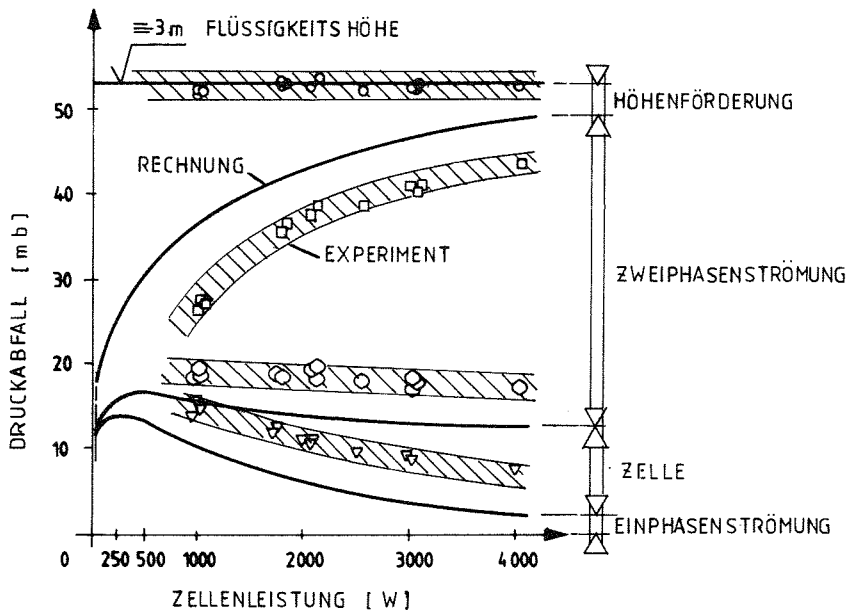


Abb. 7 Gemessener Druckabfall im Thermosiphon als Funktion der Zellenleistung

5.2 Ergebnisse - Nichtbestimmungsgemäßer Betrieb

Für Sicherheitsbetrachtungen sind die Kenntnisse der Temperaturverteilungen bei ausdampfendem Zelleninhalt wichtig. Daher wurden zwei Versuchsserien unter Variation des Zellen-Flüssigkeitsstandes durchgeführt. In der ersten Versuchsreihe wurde der Zelleninhalt systematisch reduziert, wobei die Kälteanlage in Betrieb war. Der Zelle wurde daher stets das aus der D_2 -Verdampfung resultierende Kondensat zugespeist. In einem zweiten Versuch wurde der Ausfall der Kälteanlage durch ihre plötzliche Stilllegung über eine Zeitspanne von 7 min. simuliert. Der Kreislauf war hierbei in bestimmungsgemäßen Betrieb, d.h. das D_2 -Niveau lag bei 3 m, und die Zellenleistung betrug 3000 W.

Die gemessenen maximalen Temperaturen der ersten Versuchsserie sind als Funktion der Dampfraumhöhe für verschiedene Zellenleistungen in Abb. 8 dargestellt. Für die Zellenleistung von 2000 Watt wird bis zu einer Dampfraumhöhe von etwa 40 mm zunächst keine Temperaturerhöhung registriert, was auf ausgezeichnete Kühlung der obersten Zellenwandung hinweist. Es liegt hier Blasensieden vor.

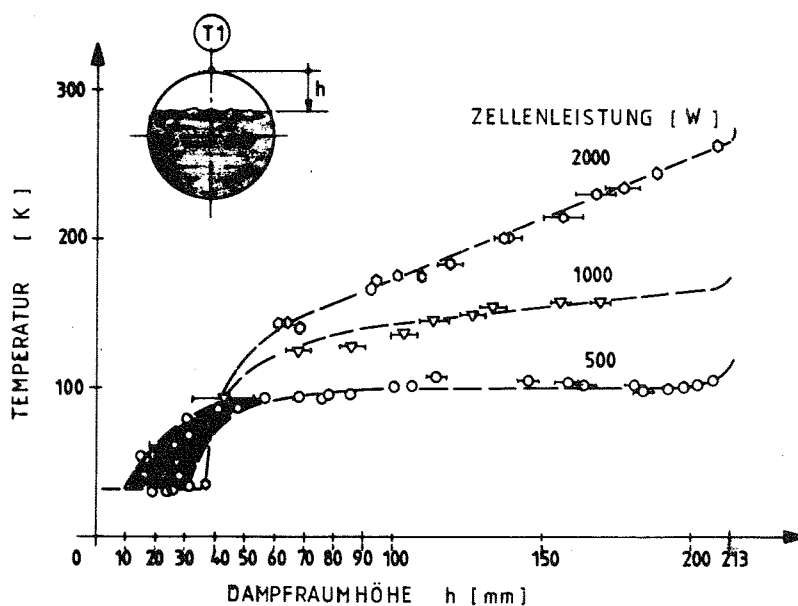


Abb. 8 Gemessene maximale Temperaturen (T_1) als Funktion der Dampfraumhöhe für verschiedene Zellenleistungen

Mit zunehmender Dampfraumhöhe ändert sich diese lokale Temperatur fast sprunghaft um etwa 100 K und steigt ab etwa 65 mm Dampfraumhöhe linear an. Der Temperatursprung stellt Filmverdampfung mit Übergang zu reiner Dampfkühlung dar, was sich aus der gemessenen Dampfüberhitzung schließen läßt. Die gemessenen höchsten Temperaturen stellen sich naturgemäß bei leerer Zelle ein und betragen dann fast 300 K. Mit abnehmender Leistung werden geringere maximale Temperaturen registriert. Es ergeben sich insgesamt ähnliche Temperaturverläufe, wobei der Temperatursprung der Filmverdampfung jedoch bei kleineren Dampfraumhöhen auftritt.

Für das zeitliche Verhalten des Thermosiphons bei Ausfall der Kälteanlage ist der Verlauf von Systemdruck, Flüssigkeitsstand in Kreislauf und Zelle sowie der Temperaturverteilungen der Zellenwandungen bedeutsam. Das Ergebnis dieser Untersuchung zeigt Abb. 9. Nach Abschalten der Kälteanlage fällt zunächst der Kreislauf-füllstand schnell ab, während der Systemdruck ansteigt. Nach etwa 3 min beginnt der Zelleninhalt auszudampfen. Etwa 30 s später wird die innere Zellenheizung (1000 W) abgeschaltet, weil diese Leistungsminderung auch während des Reaktorbetriebes bei ausgedampfter Moderatorzelle auftritt. Mit abnehmendem Zellenfüllstand beginnen die Temperaturen der Zellenwandung zu steigen. Dabei erreicht auch hier das am obersten Punkt der Zelle angebrachte Thermoelement 1 die höchste Temperatur. Die völlig leere Zelle zeigt sich am Temperaturanstieg des an der tiefsten Stelle der Zelle liegenden Thermoelementes 10.

Nach ca. 7 min wird die Kälteanlage wieder zugeschaltet und Kalt-dampf erreicht die Zelle, wobei sich Systemdruck- und Temperatur-zunahmen reduzieren. Abnehmender Systemdruck zeigt schließlich die Produktion von flüssigem D_2 an, das sich zunächst im vertikalen Rohr des Kreislaufs staut und etwa 26 min nach Ausfall der Kälte-anlage plötzlich in die Zelle einströmt. Die Temperaturen der Zellenwandungen reduzieren sich systematisch mit zunehmender Zellenfüllung. Nach ca 35 min ist die Zelle wieder gefüllt und sämtliche Thermoelemente registrieren Wandtemperaturen von ca. 35 K.

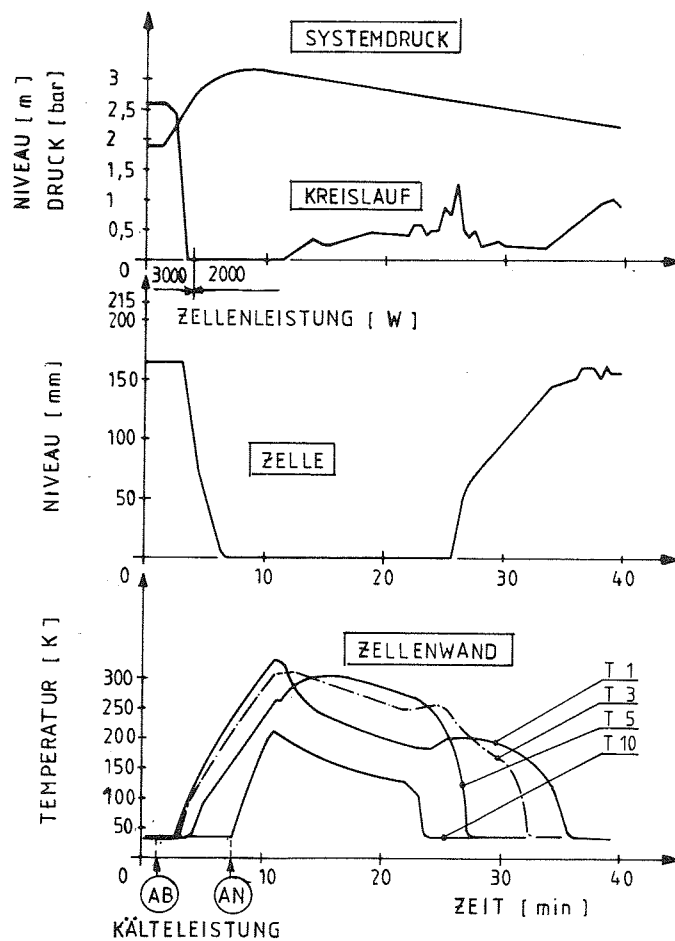


Abb. 9 Zeitlicher Verlauf von Systemdruck, Kreislauf- und Zellenflüssigkeitsstand sowie Zellenwand-Temperaturen bei Ausfall der Kälteanlage und beim Wiederanfahren

6. Zusammenfassung

Im HFR soll eine zweite kalte Quelle horizontal in einem vorhandenen Strahlrohr installiert werden. Der horizontale Einbau und die Größe der freigesetzten Wärme machten primär die Lösung thermo- und fluiddynamischer Probleme zu den Entscheidungsgesichtspunkten für die Machbarkeit:

- das Moderatorvolumen darf nicht unzulässig ausdampfen
- die Kühlung der Zellenwandungen muß gewährleistet sein
- der Thermosiphon-Wärmetransportkreislauf muß sicher arbeiten.

Diese Probleme wurden zunächst rechnerisch bearbeitet und schließlich durch Experimente mit flüssigem Schwerem Wasserstoff in einem 1:1-Modellkreislauf abgestützt.

- Das seitens der Physik geforderte Moderatorvolumen kann realisiert werden. Die Zelle ist in bestimmungsgemäßem Betrieb zu 80 % mit Flüssigkeit gefüllt.
- Die Temperaturerhöhungen am Umfang der Zelle sind bei Verwendung eines sich über ihre gesamte Länge erstreckenden Rohres mit oben liegenden Ausström-Bohrungen gering. Es wurden Temperaturen zwischen 35 K und 100 K ermittelt. Diese liegen unter den zulässigen Werten.
- Die Funktion des Thermosiphons wurde in stationären und transienten Experimenten untersucht. Der Vergleich zwischen Rechnung und Experiment ergibt konservative Rechenergebnisse bei bestimmungsgemäßem Betrieb. Die transienten Untersuchungen zeigen, daß der Reaktor bei Ausfall der Kälteanlage ohne Schnellabschaltung abgefahren werden kann.

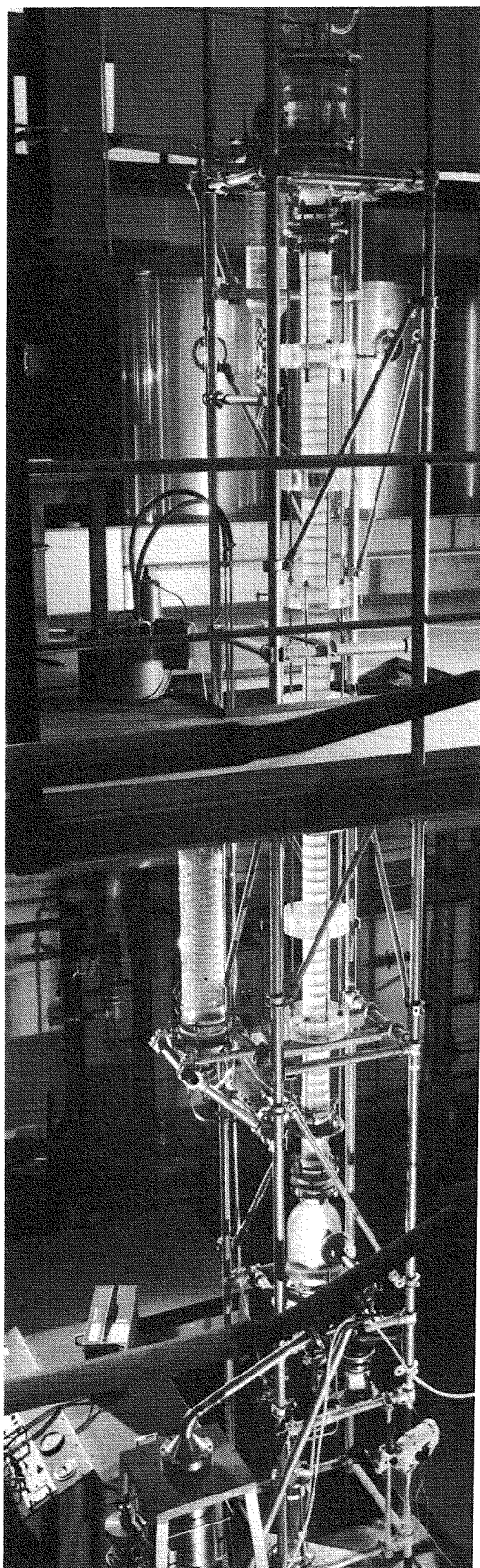
Damit ist die kalte Quelle in horizontaler Bauweise seitens der Thermo- und Fluidodynamik machbar.

7. Literatur

- /1/ Hoffmann, H., Astruc, J.M.: unveröffentlichter Bericht, Juli 1982
- /2/ Sterman, L.S.: "On the Theory of Steam Separation", J. Technical Physics - Jan. 1957
- /3/ Wiehr, K.: pers. Mitteilung
- /4/ Hoffmann, H.: unveröffentlichter Bericht, Juli 1983

FLUIDDYNAMIK GEPULSTER BODENKOLONNEN

H. Schmidt, H. Miller



1. Einleitung

Pulskolonnen sind wegen der rohrförmigen, vertikalen Bauweise in erster Näherung als eindimensionale Apparate zu betrachten (Abb. 1). Am oberen Ende, dem Kolonnenkopf, tritt die schwere, wässrige Phase, am Kolonnenfuß die leichte, organische Phase ein. In der Kolonne sind in regelmäßigen Abständen Lochböden angeordnet. Die von unten eingeleitete Pulsation verursacht ein Anheben und Absenken der Flüssigkeitssäule. Pulsation und Lochbleche zerlegen eine der beiden Phasen in Tropfen. Dadurch werden die für die Extraktion erforderlichen Übertragungsflächen geschaffen.

Der Gegenstrom besteht nun darin, daß eine Phase in Tropfenform die Kolonne durchläuft, während die andere Flüssigkeit als kontinuierliche Phase entgegenströmt. Durch Pulsation, Einbauten und unterschiedliche Tropfengröße kommt es dabei zu Vermischungsvorgängen, welche die Trennleistung der Kolonnen vermindern und Auslegungsrechnungen von Kolonnen wesentlich erschweren.

Abb. 1 Pulskolonne

2. Problemstellung

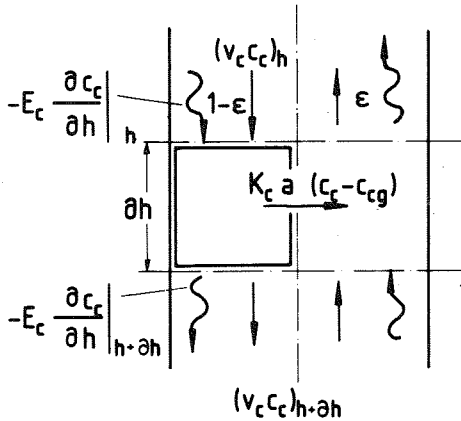


Abb. 2 Stoffstrom

In Abb. 2 ist eine Bilanz für den Stoffstrom in einem Kolonnenelement aufgestellt. Die differentielle Betrachtungsweise ist dabei auf die kontinuierliche Phase bezogen. Neben dem konvektiven Stoffstrom $v_c c_c$ und dem Stoffübergang $k_c a (c_c - c_{cg})$ wird in Analogie zum Transport durch Diffusion die Längsvermischung durch s.g. Dispersionsströme $-E_c \delta c / \delta h$ berücksichtigt. Der Koeffizient E_c beschreibt die durch Turbulenzen und Strömungszonen bewirkten Vermischungseffekte.

$$\frac{\delta c_c}{\delta t} = E_c \frac{\delta^2 c_c}{\delta h^2} - v_c \frac{\delta c_c}{\delta h} - \frac{k_c a}{1-\epsilon} (c_c - c_{cg}) \quad (1)$$

Dispersion
Konvektion
Stoffübergang

Zur Dimensionierung einer Kolonne ist demnach die Kenntnis des Stoffdurchgangskoeffizienten k_c , des Dispersionskoeffizienten E_c , des Holdup ϵ und der spezifischen Tauschfläche a erforderlich.

Die bisher durchgeführten, in der Literatur veröffentlichten Untersuchungen orientieren sich am praktischen industriellen Einsatz der Extraktionskolonne, der gekennzeichnet ist durch ein Verhältnis zwischen dispersen und kontinuierlichen Volumenströmen von 1:1 bis 5:1. In der nuklearen Wiederaufarbeitung wird die Volumenreduzierung der Abfälle als ein besonders wichtiger Schritt bei der Entwicklung einer zufriedenstellenden Konzeption des Abfall-Managements angesehen /1/. Bei der Tritiumwäsche des organischen Produktstromes beispielsweise strebt man einen sehr geringen Volumenstrom an wässriger Waschphase an, um die tritiierten Abfallwassermenge klein zu halten. Damit entfernt man sich von dem üblichen

Einsatzbereich gepulster Bodenkolonnen. Für gesicherte Aussagen wird somit experimentelle Arbeit im PUREX-spezifischen Stoffsystem (HNO_3 -30 vol. % TBP) erforderlich.

Das Ziel besteht im Nachweis der Einsetzbarkeit von Pulskolonnen bei großen Unterschieden zwischen den Volumenströmen der Abgeber- und Aufnehmer-Phasen, in der Bereitstellung von Auslegungsdaten und in der Maßstabsvergrößerung bis in die Größenordnung industrieller Anlagen. Derartige Aufgabenstellungen werden auch durch Rohstoffverknappung und gestiegenes Umweltbewußtsein in anderen Gebieten zunehmend interessant /2/.

3. Ergebnisse

3.1 Holdup

Der Holdup ist das Verhältnis des Volumens der Tropfenphase zum gesamten Kolonnenvolumen. Er ist eine überaus sensitive Größe und variiert mit den Stoffgrößen, den geometrischen Größen und den Betriebsvariablen. Darüberhinaus reagiert er empfindlich auf Änderungen im Koaleszenzverhalten der Tropfen und im Benetzungsverhalten der Böden /3/.

Eine Steigerung des dispersen Volumenstroms führt zu einer Zunahme an Tropfenphase in der Kolonne. Die sinusförmige Pulsation hebt und senkt die Flüssigkeitssäule in der Kolonne und beschleunigt bzw. verzögert den Tropfenschwarm. Es stellt sich eine mittlere Schwarmgeschwindigkeit ein, die nahezu unabhängig von der Tropfenhäufigkeit ist. Somit führt die Zunahme des dispersen Volumenstromes zu einem Anwachsen der Tropfendichte - der Holdup wächst.

Eine Steigerung der Kolonnentemperatur verursacht dagegen eine Abnahme im Holdup. Das Anwachsen der Betriebstemperatur bewirkt eine Abnahme der Zähigkeit bei gleichzeitigem Anstieg der Grenzflächenspannung. Dies mindert die Scherkräfte im pulsierten Strömungsfeld bei gleichzeitiger Steigerung der Grenzflächenenergie und führt zu großvolumigen Tropfen. Diese durchlaufen schnell die Kolonne, was zu einer Abnahme im Holdup führt.

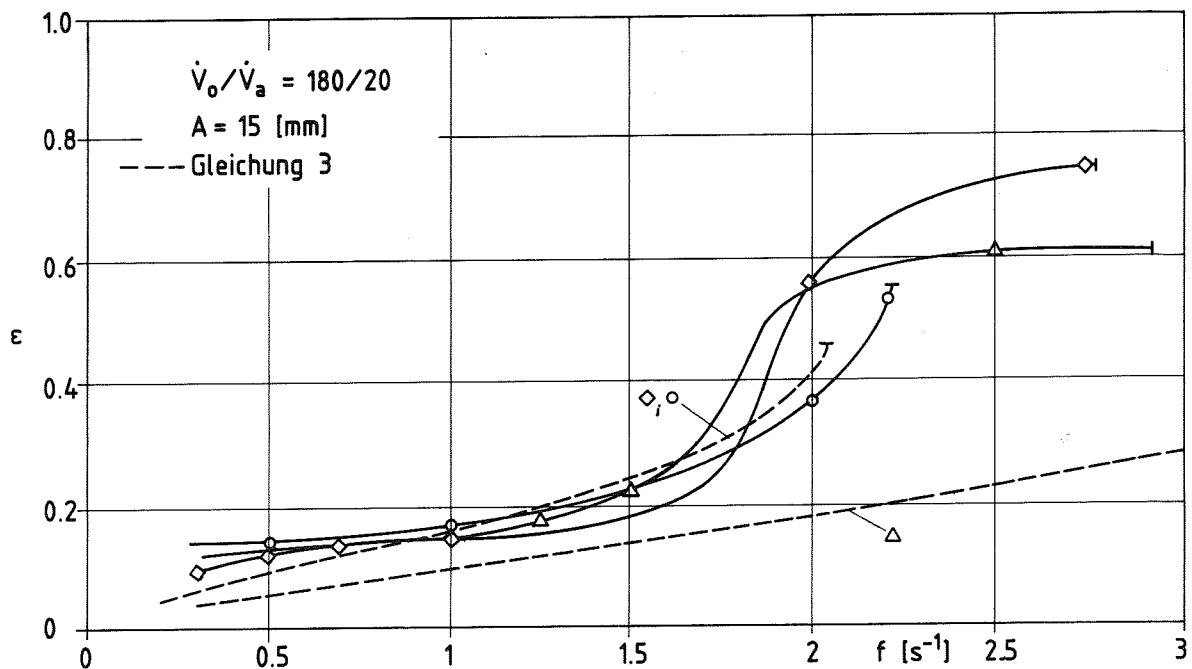


Abb. 3 Holdup in Abhängigkeit von der Pulsfrequenz

In Abb. 3 ist der Holdup über der Pulsfrequenz aufgetragen; der Pulshub ist mit 15 mm konstant gehalten. Man beobachtet ein stetiges Ansteigen des Holdup. Gesteigerte Pulsfrequenz bedeutet eine Zunahme der Pulsintensität und somit der Turbulenz. Dadurch werden die Tropfen immer mehr an der Verfolgung ihrer durch die Dichtedifferenz vorgegebenen Strömungsrichtung gehindert. Dies führt zur stetigen Zunahme der Verweilzeit der Tropfenphase; der Holdup steigt. Die zunehmend dichtere Tropfenpackung wirkt wie eine Viskositätssteigerung der kontinuierlichen Phase /4/, was zu einem beschleunigten Anwachsen des Holdup führt. Schließlich wird ein Grenzwert erreicht, in dem die disperse Phase sich am Ort ihres Eintritts in der Kolonne aufstaut und mit der kontinuierlichen Phase ausgetragen wird. Der Zustand des Flutens ist erreicht, der in Abb. 3 durch die Querstriche an den Enden der durchgezogenen Meßkurven angezeigt ist.

Für die Beschreibung des Holdup-Verlaufes ist eine Korrelation von Thornton /5/ geeignet, die als wesentlichen Bestandteil eine charakteristische Geschwindigkeit /6/ zur Beschreibung der Einflußgrößen enthält. Der zur Berechnung des Flutens durch Dimensions-

analyse erstellte Ausdruck wird hier auf die Holdup-Berechnung übertragen. Die anhand bisheriger Experimente modifizierte Thornton-Beziehung für die charakteristische Geschwindigkeit u_0 lautet:

$$\frac{u_0 \mu_c}{\sigma} = 0,172 \left(\frac{\psi \mu_c^5}{\rho_c \sigma^4} \right)^{-0,24} \left(\frac{d_0 \rho_c \sigma}{\mu_c^2} \right)^{0,9} \left(\frac{\mu_c g}{\Delta \rho \sigma^3} \right)^{1,01} \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_c} \right)^{1,8} \left(\frac{\mu_d}{\mu_c} \right)^{0,3} \quad (2)$$

Neben den Stoffwertpaarungen sind im Leistungsverlustkoeffizienten ψ , auf dessen Angabe hier verzichtet wird, die Geometrie- und Pulsations-Einflüsse enthalten. Der Holdup errechnet sich nach Gleichung (3), in der der Zusammenhang hergestellt wird zwischen der kennzeichnenden Geschwindigkeit u_0 und den sich aus den Volumenströmen ergebenden Leerrohrgeschwindigkeiten für die disperse (u_d) und kontinuierliche (u_c) Phase.

$$\frac{u_d}{\varepsilon} + \frac{u_c}{1-\varepsilon} = u_0 (1-\varepsilon) \quad (3)$$

Bei der Herleitung der Ausdrücke wird Tropfenkoaleszenz ausgeschlossen. Die Beziehung für den Holdup gilt somit streng nur für den Dispersionsbereich. In diesem Bereich werden die im untersuchten Parameterfeld gemessenen Holdup Verläufe in der Tendenz richtig beschrieben (Abb. 3). Es wird aber auch deutlich, daß der Geometrieinfluß noch nicht richtig erfaßt ist.

3.2 Tropfengröße

Die in der Kolonne vorliegende Tropfenphase ist nicht von einheitlicher Größe, es werden vielmehr große, mittlere und kleine Tropfen gebildet, die man durch einen mittleren Tropfendurchmesser charakterisiert. Das Spektrum der Tropfen ist abhängig vom Betriebszustand und reicht von 0,1 - 3 mm \emptyset , wobei das Häufigkeitsmaximum bei etwa 0,5 mm \emptyset liegt. Der aus dem Spektrum errechnete, mittlere Durchmesser wichtet stark die großen Tropfen, so daß der mittlere Tropfen etwa um den Faktor 3 höher liegt als das Häufigkeitsmaximum.

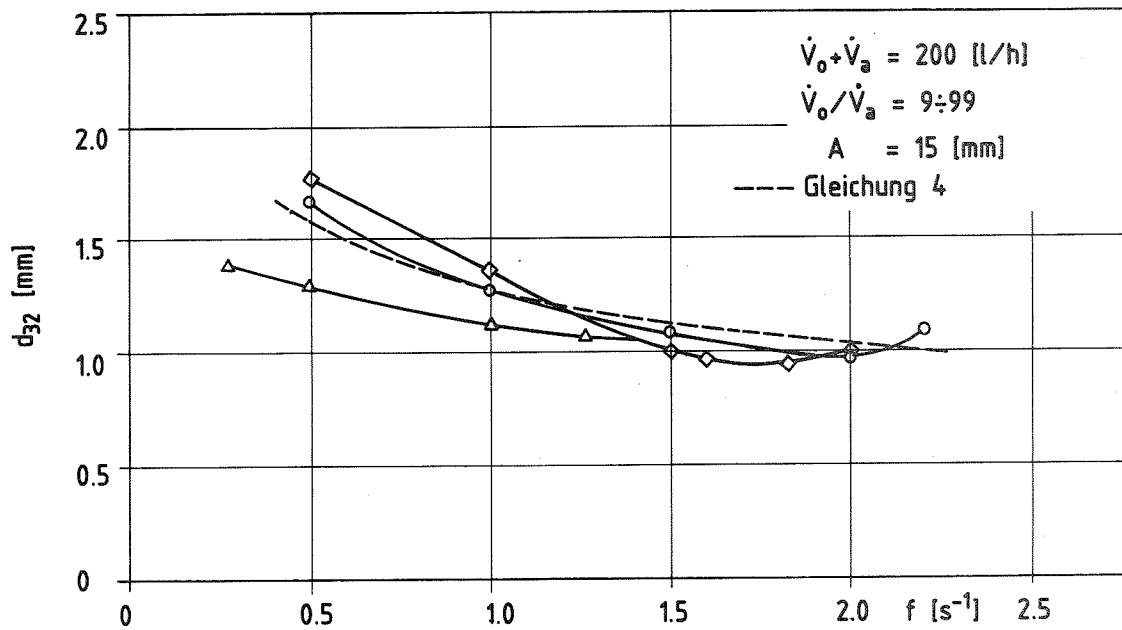


Abb. 4 Mittlerer Tropfendurchmesser in Abhängigkeit von der Pulsfrequenz

Die Tropfengröße ist weitgehend unabhängig von den Volumenströmen, jedoch deutlich beeinflusst von Pulsation und Systemtemperatur. In Abb. 4 ist der Sauter-Durchmesser über der Pulsfrequenz bei 21 °C Betriebstemperatur aufgetragen. Man beobachtet die Tendenz einer stetigen Abnahme des Tropfendurchmessers mit steigender Pulsfrequenz.

Die unterbrochene Kurve gibt den Verlauf einer nach Kagan et al. /7/ modifizierte Beziehung wieder:

$$d_{32} = 0.92 \sqrt{\frac{\sigma}{\rho_c g}} \text{Re}^{-0.1} \text{Fr}^{-0.1} \text{N}^{-0.11} \quad (4)$$

Die Beziehung berücksichtigt Stoffgrößen und Pulsintensität ($A \cdot f$). Der Einfluß der Bodengeometrie auf den mittleren Tropfendurchmesser scheint erstaunlich gering, was die Wichtung in der Konstanten rechtfertigt.

3.3 Axiale Vermischung, kontinuierliche Phase

Die experimentelle Bestimmung der Vermischung erfolgt mit der stationären Tracermethode /8/, die zu einer erheblichen Reduzierung der eingangs gegebenen Transportgleichung (1) führt:

$$\ln \frac{C_0}{C} = Pe_c \cdot z \quad ; \quad Pe_c = \frac{v_c H_c}{E_c} \quad (5)$$

Der Vermischungsparameter Pe_c ist demnach durch das logarithmische Verhältnis der Tracerkonzentration in Abhängigkeit vom Meßort z längs der Kolonne bestimmt.

In Abb. 5 sind in doppellogarithmischer Auftragsart die experimentellen Beobachtungen systematisiert. Es sind der Vermischungsparameter Pe_c und der Transportkoeffizient E_c über der mittleren Fließgeschwindigkeit der kontinuierlichen Phase aufgetragen. Die niedrigen Abszissenwerte mit den sehr geringen Fließgeschwindigkeiten von $< 10^{-2}$ cm/s sind einem wässrigen Volumenstrom von 2 l/h bzw. einem Flußverhältnis von $198/2 = 99$ zuzuordnen. Die gemessenen Pe_c -Zahlen sind gering, d.h. die Vermischung ist groß. Die Steigerung des kontinuierlichen Volumenstromes auf 4, 8, 20 und 50 l/h führt zur Zunahme der Fließgeschwindigkeit der kontinuierlichen Phase und verursacht ein Anwachsen der Pe_c -Zahlen, d.h. eine Abnahme in der Vermischung.

Innerhalb der Abb. 5 ist in drei Zustände unterschieden. Wie die quadratischen Symbole zeigen, ist die Vermischung ohne Tropfenphase, also die durch Pulsation und Einbauten in der kontinuierlichen Phase verursachte Vermischung etwa 3 mal geringer als bei anwesender Tropfenphase (rhombische Symbole). Die Vermischung kann man sich somit aus zwei Beiträgen zusammengesetzt vorstellen: aus Pulsation und Einbauten und mit doppeltem Gewicht aus dem Tropfenstrom.

Das wesentliche, den Messungen gemeinsame Ergebnis ist die deutliche Zunahme der Vermischung bei Abnahme des kontinuierlichen Volumenstromes.

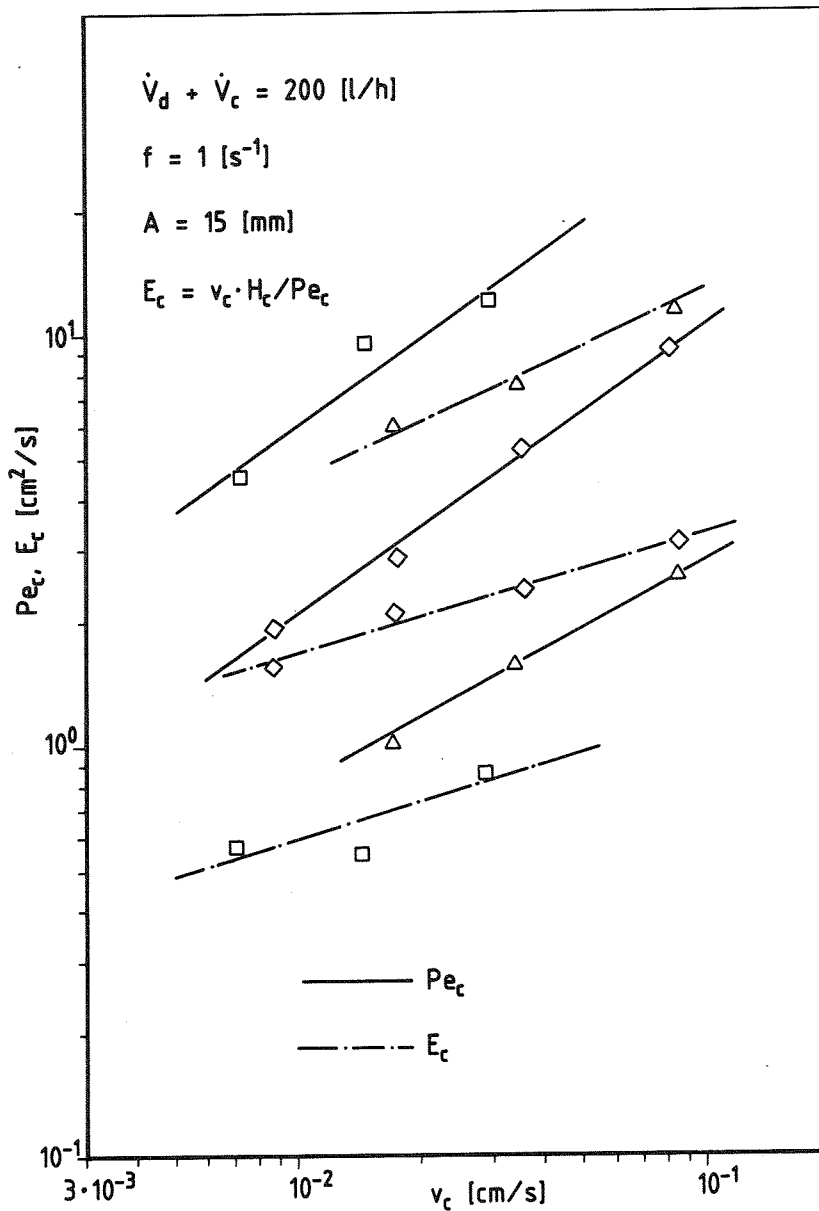


Abb. 5 Axiale Vermischung, kontinuierliche Phase

3.4 Axiale Vermischung, disperse Phase

Zur Erfassung der Vermischung in der Tropfenphase findet die in-stationäre Farbtracermethode Anwendung. In der Kolonne wird ein Schwarm gefärbter Tropfen erzeugt, deren zeitliche Verteilung in zwei räumlich hintereinander liegenden Ebenen längs der Kolonne gemessen wird. Hierbei findet eine speziell entwickelte Lichtleit-sonde Verwendung, die Inline-Laserphotometrie mit hoher räumlicher

Auflösung ermöglicht. Da die Lösung der zeitabhängigen Differentialgleichung nach dem Dispersionsmodell (Gleichung 1) nicht explizit angegeben werden kann, erfolgt die Bestimmung der Modellparameter durch nichtlineare Regression, indem die vollständigen Verläufe von gemessenem und gerechnetem Ausgangssignal verglichen werden /9, 10/.

Der Vermischungsparameter Pe_d und die mittlere Verweilzeit charakterisieren das Verhalten des Tropfenschwarmes innerhalb der durch zwei Meßebenen festgelegten Übertragungsstrecke. Die so bestimmten Pe_d -Zahlen sind in Abb. 6 über dem Verhältnis der Volumenströme aufgetragen.

Man sieht, daß bei konstanter Pulsation und konstanten Gesamtvolumenströmen die Vermischung nicht signifikant vom Flußverhältnis beeinflusst ist. Dagegen haben die Bodengeometrie und die Betriebsweise großen Einfluß. Der Siebboden mit 4 mm Lochdurchmesser führt zu großen Pe_d -Zahlen, also zu geringer Vermischung, und daraus folgend ergeben sich geringe Vermischungskoeffizienten E_d .

Ähnlich wie in der kontinuierlichen Phase, liefert der Düsenboden und im stärkeren Maße der große Lochdurchmesser auch in der dispersen Phase die höheren Vermischungswerte. Es besteht ein Zusammenhang zwischen Pulsamplitude und Auftrieb sowie Bodenabstand und Querschnittsversperrung, also zwischen Lauflänge des Tropfenschwarmes und dem Ort der Einbauten.

Geringe Vermischung stellt sich dann ein, wenn der Inhalt an Tropfenphase im jeweils durch zwei Böden begrenzten Reaktionsraum pulsweise durch die Kolonne gefördert wird. Dagegen führen die hier nicht dargestellte Steigerung der Pulsfrequenz oder des Gesamtvolumenstromes, d.h. Parameter, die auf eine Herabsetzung der Schwarmgeschwindigkeit zielen, zu einer Zunahme der Vermischung. Dies wird besonders bei der Umkehr der Betriebsweise deutlich. Liegt nämlich das viskosere organische Medium als kontinuierliche Phase in der Kolonne vor, so wird eine herabgesetzte integrale Schwarmgeschwindigkeit der wässrigen Tropfenphase beobachtet. Pulshub und Bodenabstand stimmen durch die geminderte Tropfenge-

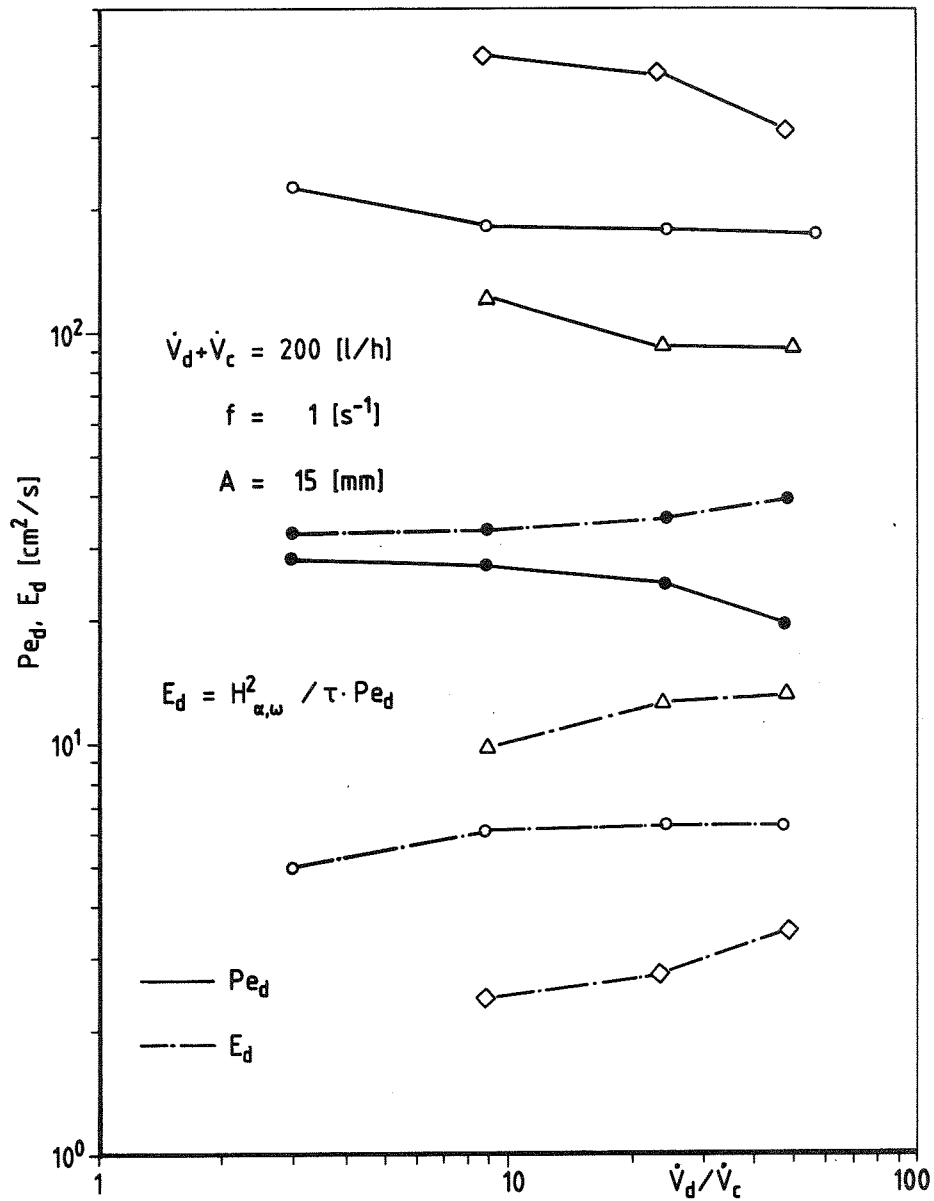


Abb. 6 Axiale Vermischung, disperse Phase

schwindigkeit nicht überein, so daß der zwischen zwei Böden befindliche Tropfeninhalt nur teilweise während eines Pulshubes in den nächsten Reaktionsraum gefördert wird. Dies hat zur Folge, daß erheblich geringere Pe -Zahlen, also deutlich größere Vermischung gemessen wird. Die daraus resultierenden Vermischungskoeffizienten liegen um nahezu eine Größenordnung höher als bei wässrig kontinuierlichem Betrieb.

4. Betriebsverhalten

Das Betriebsdiagramm einer Pulskolonne ist in Abb. 7 dargestellt. Der Gesamtvolumenstrom über der Pulsfrequenz aufgetragen. Bei zu hoher Pulsintensität oder zu hohem Durchsatz können die beiden Phasen die Kolonne nicht mehr vollständig im Gegenstrom durchlaufen, sondern fließen am Aufgabepunkt durch den Auslauf der Gegenphase ab - die Kolonne flutet. Unterhalb dieser Flutgrenze liegt der Arbeitsbereich.

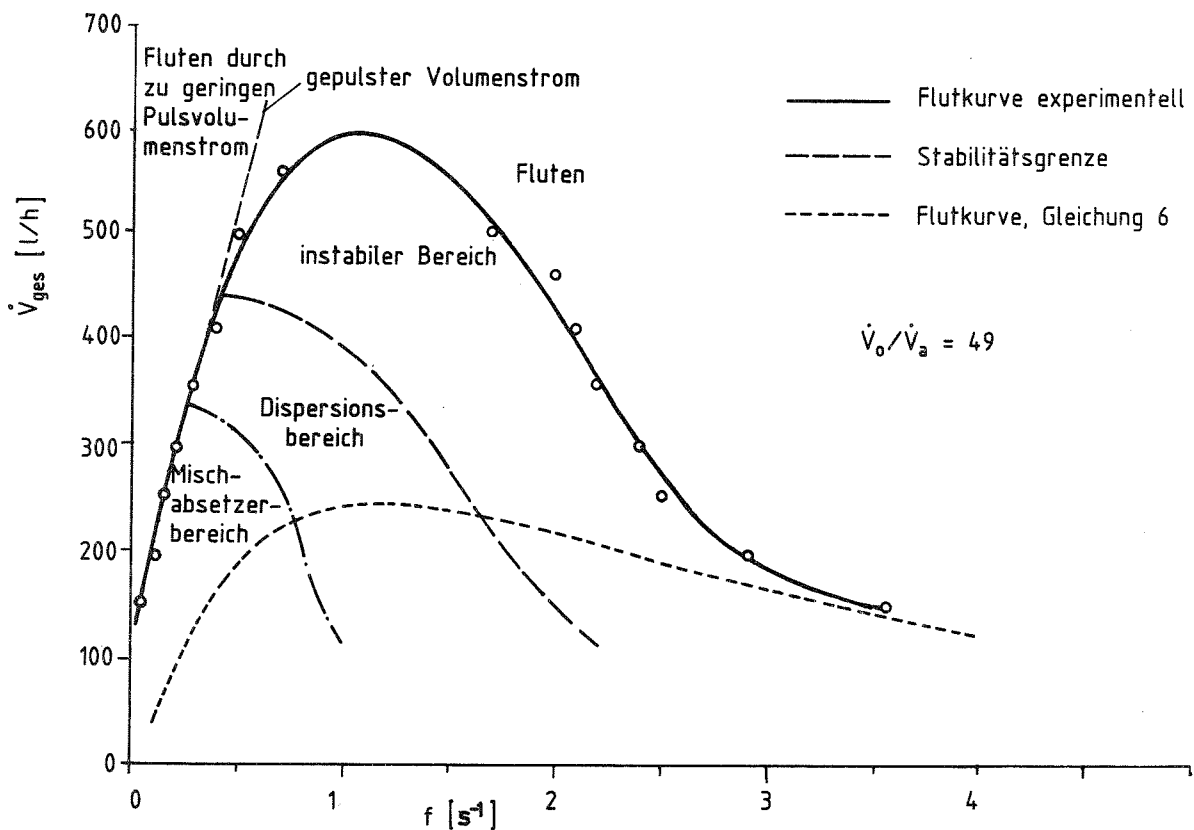


Abb. 7 Betriebsdiagramm

Der Mischabsetzerbereich ist durch einen absatzweisen Betrieb gekennzeichnet; bei kleiner Pulsfrequenz steigen die relativ großen Tropfen schnell auf und koaleszieren teilweise unter dem nächsten Boden. Durch Steigerung der Pulsfrequenz (beispielsweise) gelangt man in den Dispersionsbereich, mit zeitlich und örtlich gleichmäßiger Tropfenverteilung.

Bei weiterer Zunahme der Pulsfrequenz wächst der Holdup stark an (vergl. Abb. 3). Es entsteht eine sehr dichte Tropfenpackung, die zu lokaler Tropfen-Tropfen-Koaleszenz führt. Mit der Bildung großer Ballen disperser Phase geht eine starke Schwankung des Holdup einher, die den instabilen Arbeitsbereich charakterisiert.

Die wichtigste Kennlinie des Betriebsdiagramms ist die Flutgrenze. Nur sie wurde bisher systematisch untersucht. McAllister et al. /11/ geben eine Gleichung an, die den gesamten Betriebsbereich umfaßt:

$$\ln \frac{u_{ges}}{w_c + w_d} = a_0 + a_1 \ln X + a_2 (\ln X)^2 + a_3 (\ln X)^3 + b_1 \ln Y + b_2 (\ln Y)^2 + b_3 (\ln Y)^3 + c \ln \frac{u_d}{u_c} + d \ln \frac{A}{h} + e \ln \frac{X}{Y} \quad (6)$$

Darin bedeutet X eine Widerstandsziffer, die aus dem Verhältnis Auftriebskraft zu dynamischer Widerstandskraft gebildet ist, und Y die Kapillarzahl, die das Verhältnis von Reibungskräften zu Oberflächenkräften darstellt.

Die hier eingehenden Geschwindigkeiten sind spezielle Mittelwerte von Leerrohrgeschwindigkeiten, die sich aus den Volumenströmen und dem überlagerten Puls errechnen. Die Koeffizienten a_0 bis e werden durch eine Regressionsanalyse aus Experimenten gewonnen.

Die Flutpunkte bei Flußverhältnissen um 1 weichen im statistischen Mittel um ca. 35 % vom Experiment ab. Bei hohen Flußverhältnissen sind die Fehler beträchtlich; so unterscheidet sich Experiment und Rechnung in Abb. 7 bei einem Verhältnis der Volumenströme von 196:4 um den Faktor 2,5. Alle Vergleichsrechnungen zeigten bisher einen zu flachen Verlauf der oberen Flutgrenze. Nach dem heutigen Erkenntnisstand scheinen Verbesserungen der Flutungsgleichungen möglich durch Berücksichtigung der Koaleszenz und des Benetzungsverhaltens der Kolonnenböden.

5. Stoffübertragung

Bei der Extraktion der Wertstoffe U und Pu im PUREX-Verfahren verteilt sich das durch Spaltung entstandene Tritium während der

Brennelementauflösung in der HNO_3 -Phase. Infolge von Wasser- und Säurelöslichkeit sowie durch Entrainment wird dieses Tritium in die organische Phase eingetragen. Um nun ein Verschleppen in nachfolgende Prozeßschritte zu verhindern, soll das Tritium im ersten Extraktionszyklus aus dem beladenen, organischen Produktstrom ausgewaschen werden.

Die Forderung nach möglichst geringer, aber stark tritiumbeladener Abfallwassermenge führt zu einer Wäsche, die durch extreme Flußverhältnisse gekennzeichnet ist. Für diesen Einsatzzweck ist die Eignung einer Pulskolonne experimentell nachzuweisen.

Bei der Durchführung der Experimente wurde der Stoffübergang mit Deuterium simuliert, um die β -Aktivität des Tritiums zu umgehen /12/. Abb. 8 zeigt ein typisches Ergebnis. Am Fuß der Kolonne

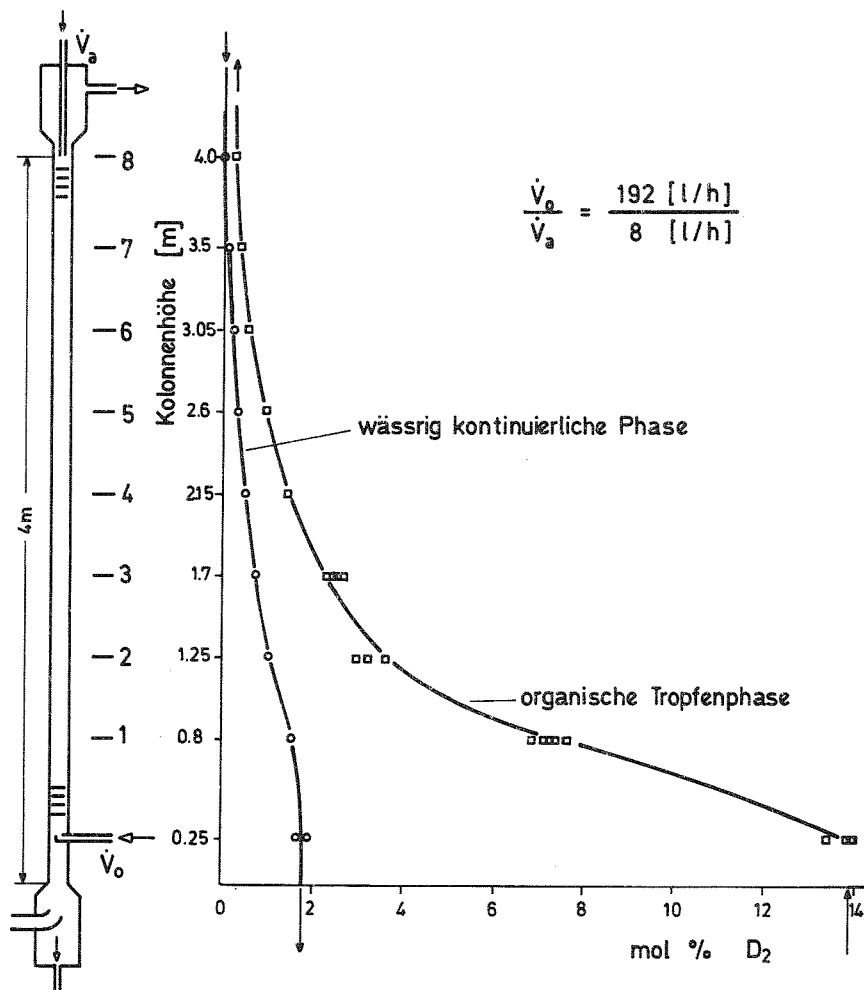


Abb. 8 Deuterium-Konzentrationsprofil, Uranbeladung

tritt die beladene organische Phase ein; am Kopf der Kolonne die 3 molare HNO_3 -Waschphase. Die organische Phase wird auf ihrem Weg durch die Kolonne in ihrem Deuteriumgehalt stark abgereichert und verläßt die Kolonne mit einer Austrittskonzentration, die um den Faktor 63 gegenüber der Eintrittskonzentration vermindert ist.

Diese Ergebnisse weisen die Pulskolonne als den geeigneten Extraktor für den vorgesehenen Zweck aus, was den Schritt in industrielle Geometrien erforderlich macht.

6. Stand und Ausblick

Der derzeitige Kenntnisstand beruht auf Versuchen in Kolonnen mit 100 mm Innendurchmesser im PUREX-spezifischen Stoffsystem mit und ohne Uranbeladung. Die gewonnenen Korrelationen für den Holdup und dem mittleren Tropfendurchmesser erlauben die Berechnung der für die Stoffübertragung wichtigen spezifischen Tauschflächen. Bezüglich der axialen Vermischung können mit den bisherigen Ergebnissen quantitative Angaben über Größe und Tendenz bei den angestrebten, extremen Flußverhältnissen gemacht werden. Eines der Ziele, nämlich die Berechnung von Kolonnenprofilen, also die Dimensionierung von Kolonnen, kann nunmehr angegangen werden.

In Versuchen mit Kolonnen größeren Durchmessers muß die Gültigkeit der bisherigen Aussagen überprüft werden, um eine gesicherte Maßstabsvergrößerung vornehmen zu können und die Endziele: Dimensionierung von Kolonnen und Dokumentation deren Einsetzbarkeit zu erreichen.

7. Literatur

- /1/ "Behandlung und Lagerung radioaktiver Abfälle; Bericht der OECD-Kernenergieagentur", Information des BMFT, Sept. 1977
- /2/ Hanson, C.: "Neuere Fortschritte der Flüssig-Flüssig-Extraktion"; Verlag Sauerländer Aarau und Frankfurt/Main, 1974
- /3/ Schmidt, H.: "Operating Characteristics of Pulsed-Plate Columns" Separation Science and Technology (1983), voraussichtlich Vol. 19

- /4/ Taylor, G.I.: "The Viscosity of a Fluid Containing Small Drops of Another Fluid"; Proc. Roy. Soc., London, Vol. 138, p. 41-48, Dec. 1932
- /5/ Thornton, J.D.: "The Effect of Pulse Wave-Form and Plate Geometry on the Performance and Throughput of a Pulsed Column", Trans. Instn. Chem. Engrs. (1957), Vol. 35, pp.316-330
- /6/ Gayler, R.; Roberts, N.W.; Pratt, H.R.C.: "A Further Study of Hold-up in Packed Columns"; Trans. Instn. Chem. Engrs. (1953) Vol. 31, pp. 57-68
- /7/ Kagan, S.J.; Aerow, M.E.; Lonik, V.; Volkova, T.S.: "Some Hydrodynamic and Mass Transfer Problems in Pulsed Sieve-Plate Extractors"; Intern. Chem. Engineering (1965) Vol. 5, No. 4, pp. 656-661
- /8/ Mecklenburgh, J.C.; Hartland, S.: "The Theory of Backmixing"; John Wiley & Sons, New York, 1975
- /9/ Bauer, R.: "Die Längsvermischung beider Phasen in einer gerührten Fest-Flüssig-Extraktionskolonne"; Diss. ETH 5741 (1976)
- /10/ Leitner, F.: "Theoretische Untersuchung und meßtechnische Überprüfung des Dispersionsmodells in Drehscheibenextraktoren"; Diplomarbeit, Inst. f. Grundlagen der Verfahrenstechnik, TU Graz (1978)
- /11/ McAllister, R.A.; Groenier, W.S.; Ryon, A.D.: "Correlation of Flooding in Pulsed, Perforated-Plate Extraction Columns"; Chem. Eng. Science (1967) Vol. 22, pp. 931-944
- /12/ Schmidt, H.: "Deuterium Concentration Profiles in a Pulsed Sieve Plate Column at High Flow Rate Ratios"; Oslo Symposium, 1982 on Ion Exchange and Solvent Extraction, Oslo, June 24-25, 1982, pp. VI/11-28

8. Nomenklatur

A	mm	Pulshub
D = 100	mm	Kolonneninnendurchmesser
E	cm ² /s	Vermischungskoeffizient
H	mm	Höhe
H _c	mm	Cartridge-Länge
L		Flußverhältnis
N		Bodenzahl
V	l/h	Volumenstrom
a = $\frac{6 \cdot \varepsilon}{d_{32}}$	cm ⁻¹	spezifische Tauschfläche
c	g/cm ³	Konzentration

c_g	g/cm^3	Gleichgewichtskonzentration
d	mm	Tropfendurchmesser
$d_{32} = \frac{\sum n_i \cdot d_i^3}{\sum n_i \cdot d_i^2}$	mm	Sauter-Durchmesser
d_o	mm	Lochdurchmesser
f	s^{-1}	Frequenz
g	cm/s^2	Erdbeschleunigung
h	cm	Höhe
K	cm/s	Stoffdurchgangskoeffizient
n	-	Anzahl
t	s	Zeit
u	cm/s	querschnittsbezogener Volumenstrom (Leerrohrgeschwindigkeit)
v	cm/s	Geschwindigkeit
u_o	cm/s	charakteristische Geschwindigkeit
w	cm/s	Geschwindigkeitsmittelwert
z		normierte Kolonnenhöhe
δ		Differenz
ϵ	%	Holdup = disperser Phasenanteil
ϵ_B	%	freies Flächenverhältnis
μ	$g/cm \cdot s$	dynamische Zähigkeit
ν	cm^2/s	kinematische Zähigkeit
ρ	g/cm^3	Dichte
σ	g/s^2	Grenzflächenspannungskoeffizient
τ	s	mittlere Verweilzeit
ψ	cm^2/s^3	Leistungsverlustkoeffizient

$$Re = \frac{A \cdot f \cdot d_{32} \cdot \rho_c}{\mu_c}$$

$$Fr = \frac{(A \cdot f)^2}{g \cdot d_{32}}$$

Indizes

a	wäßrige Phase
c	kontinuierliche Phase

d	disperse Phase
g	Grenzwert
i	Laufvariable
o	organische Phase
ges.	gesamt
α	Eingang
ω	Ausgang

Symbole:

◇ Siebboden	$d_o = 4 \text{ mm}$, $\epsilon_B = 29 \%$, $H = 50 \text{ mm}$; wäss.konti.
□ Siebboden wie ◇	; nur wässrig kontinuierliche Phase
▽ Siebboden	$d_o = 4 \text{ mm}$, $\epsilon_B = 29 \%$, $H = 100 \text{ mm}$; " "
△ Siebboden	$d_o = 5 \text{ mm}$, $\epsilon_B = 46 \%$, $H = 50 \text{ mm}$; " "
○ Düsenboden	$d_o = 4 \text{ mm}$, $\epsilon_B = 29 \%$, $H = 50 \text{ mm}$; " "
● Düsenboden	$d_o = 4 \text{ mm}$, $\epsilon_B = 29 \%$, $H = 50 \text{ mm}$; org.konti.

--berechnete Werte

LASERPHOTOMETRIE ZUR BESTIMMUNG VON STRÖMUNGSVORGÄNGEN UND STOFFÜBERTRAGUNG IN PULSKOLONNEN

H. Schmidt, E. Eggert

1. Problemstellung

In Flüssig-Flüssig-Extraktionsapparaten mischt man zwei gegenseitig unlösliche Flüssigkeiten (A und B) mit dem Ziel, beispielsweise den in der A-Phase enthaltenen Stoff X in die B-Phase überzuführen und so von anderen, in der A-Phase enthaltenen Stoffen Y, Z zu trennen. Im Extraktor ist die Flüssigkeit A die zusammenhängende oder kontinuierliche Phase, die andere Flüssigkeit B die tropfenförmige oder disperse Phase.

Bei der Dimensionierung von Extraktoren, aber häufig auch im praktischen Einsatz, ist es erforderlich, den Konzentrationsverlauf des Stoffes X in den beiden Phasen A und B zu kennen. Üblicherweise zieht man Proben der beiden Phasen aus dem Extraktor und unterzieht sie einem geeigneten Analyseverfahren.

Ebenso wird bei der experimentellen Bestimmung von Vermischungsvorgängen in Extraktoren das Messen von Konzentrationen in den Phasen erforderlich.

Für die Konzentrationsbestimmung gibt es eine Vielzahl von Meßmethoden. Ihnen allen ist eines gemeinsam: Sie nutzen einen signifikanten physikalischen Effekt zur Analyse, so z. B. Änderungen der Dichte, der Wärmeleitfähigkeit, der elektrischen Leitfähigkeit, des Brechungsindex usw.

Hier wird ein Meßverfahren beschrieben, das auf der Schwächung von Licht beim Durchgang durch Flüssigkeiten beruht, die Absorptionsphotometrie. Monochromatisches Licht, das ein absorbierendes, homogenes Medium durchläuft, wird in jeder Schicht der Dichte dx um einen konstanten Bruchteil dI seiner Intensität I geschwächt.

$$- \frac{dI}{I} = \alpha dx \quad (1)$$

Der Koeffizient α wird als Extinktionskoeffizient bezeichnet. Bei Stoffmischungen kann dieser Koeffizient proportional der Konzentration c des absorbierenden Stoffes sein. Mit dem molaren Extinktionskoeffizienten ϵ als Proportionalitätsfaktor erhält man:

$$\alpha = \epsilon c \quad (2)$$

Nach Einfügen in Gleichung (1) ergibt sich die Gesetzmäßigkeit:

$$- \ln \frac{I}{I_0} = \epsilon c x \quad (3)$$

Die Schwächung des monochromatischen Lichtstrahles mit der Eingangsintensität I_0 ist demnach abhängig von dem Extinktionskoeffizienten ϵ und der Konzentration c des angeregten Stoffes sowie der durchlaufenen Weglänge x . Diese Gesetzmäßigkeit ist gültig, solange die Moleküle des absorbierenden Stoffes nicht durch Wechselwirkung miteinander oder mit anderen Stoffen der Mischphase konzentrationsabhängige Veränderungen erleiden.

Der stoffspezifische, molare Extinktionskoeffizient ϵ ist abhängig von der Wellenlänge des durchstrahlenden Lichtes. Man nutzt nun signifikante Absorptionsbanden, um bei Kenntnis der Strahlenweglänge x und des Koeffizienten ϵ_λ die betreffende Stoffkonzentration c zu bestimmen. Die Anwendung dieser Meßmethode im PUREX-spezifischen Stoffsystem bezüglich der Konzentrationsbestimmung von Uran und Plutonium bei unterschiedlichen Wertigkeiten ist in /1/ beschrieben.

2. Meßverfahren

Das nachfolgend beschriebene Meßverfahren verfolgt das Ziel, innerhalb des Extraktors mit hoher räumlicher und zeitlicher Auflösung direkt zu messen. Hohes Auflösungsvermögen erfordert extreme Miniaturisierung, die durch Anwendung der Lichtleittechnik verwirklicht werden kann. Abb. 1 zeigt die aus zwei Lichtleitkabeln

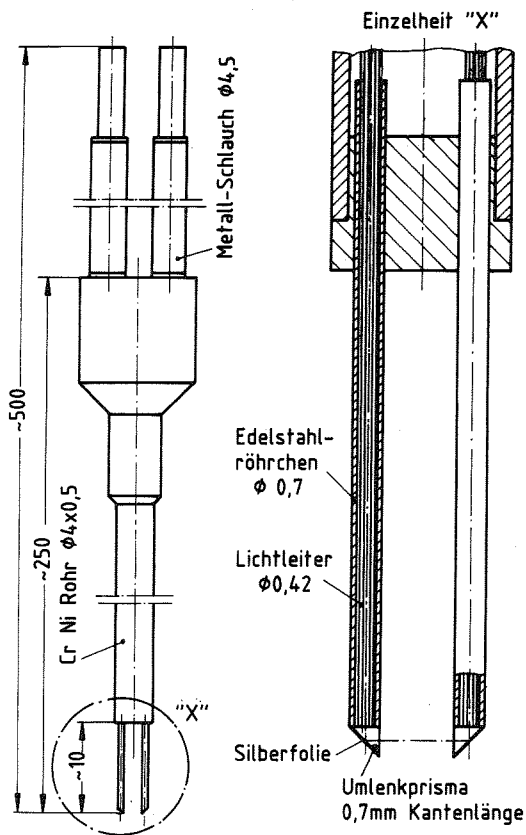


Abb. 1 Lichtleitsonde

aufgebaute Sonde. Monochromatisches Licht durchläuft einen der beiden Lichtleiter, wird durch ein am Ende aufge kittetes 90° -Prisma umgelenkt und tritt mit der Intensität I_0 in die Meßstrecke aus. Nach Durchlaufen der Meßstrecke x tritt das Licht mit der jetzt geschwächten Intensität I in das gegenüberliegende Prisma und gelangt nach 90° Umlenkung durch den zweiten Lichtleiter zur optoelektronischen Auswertung.

Abb. 2 zeigt die fluiddynamische Funktionsfähigkeit der Sonde. Von oben ragen die beiden Lichtleiter in die mit 100 Bilder/s belichtete Bildfolge. Ein Tropfen aus 30 % TBP/Dodecan steigt in freiem Auftrieb in HNO_3 auf. Die beiden Prismen dringen in den Tropfen ein,

ohne die Grenzfläche zu deformieren und die Kinetik des Systems zu stören, und ermöglichen somit die direkte Konzentrationsmessung in der Tropfenphase. Der gestörte Signalverlauf beim Durchtritt der Phasengrenzen durch die Meßstrecke wird später diskutiert.

Als Lichtleiter findet ein flexibler Leiter des Fasertyps B der Firma Schott, Mainz, Verwendung. Hierbei handelt es sich um eine s.g. Monomode-Faser mit einem Faserdurchmesser von $70 \mu\text{m}$ /2/. Bei der verwendeten Leiterlänge von 500 mm wird im Wellenlängenbereich von 400 - 1400 nm eine praktisch konstante spektrale Durchlässigkeit von 60 % erreicht. Weitere, die Lichtleittechnik betreffende Fragestellungen, wie z. B. optische Verbindungen und Übergänge, sind in /3/ beschrieben.

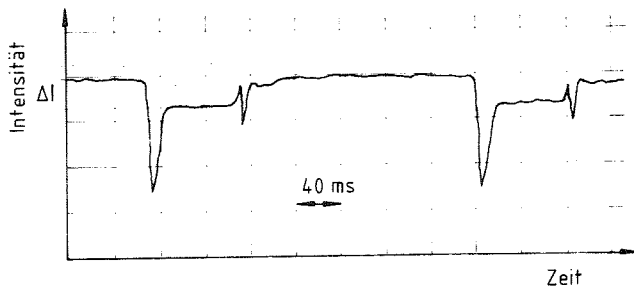
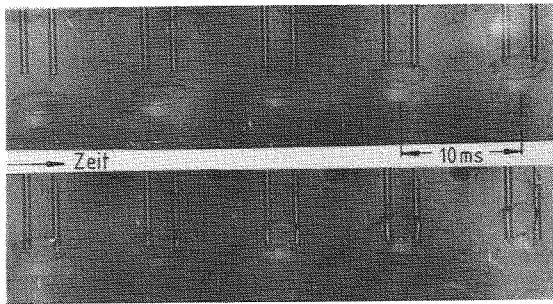
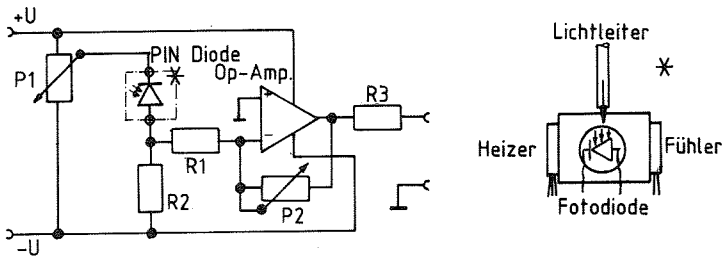


Abb. 2 Hydraulischer Sondentest

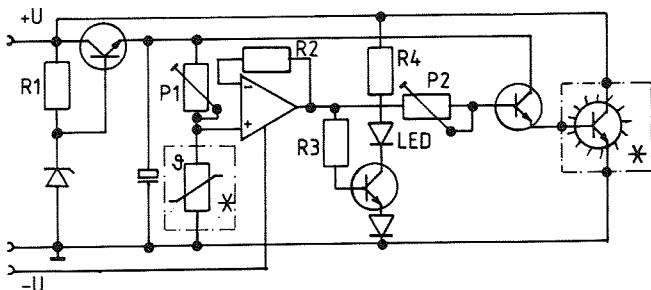
Der Durchmesser der beiden Faserbündel beträgt $420 \mu\text{m}$. Diese Lichtleiter sind an ihren Enden in Edelstahlröhrchen von $0,7 \text{ mm}$ Außendurchmesser gefaßt und gegen mechanisches Zerstören durch flexible Metallschläuche geschützt.

Die Kantenlänge der 90° -Prismen beträgt $0,7 \text{ mm}$; auf ihrer Hypothenusenseite ist eine Silberfolie aufgeklebt, um eindeutige Reflexionsverhältnisse zu schaffen.

Der Lichtleiterquerschnitt von weniger als $0,14 \text{ mm}^2$ macht die optische Kopplung mit Strahlenquellen auf hergebrachter Basis mit Lampe, Wellenlängenfilterung, Bündelung sehr aufwendig und in der praktischen Anwendung äußerst schwierig. Daher bietet sich hier die Lasertechnik mit den Vorzügen nahezu punktförmigen Strahlquerschnitts hoher Intensität und exakter Monochromatik an. Wie /4/ zu entnehmen, ist praktisch jede spektroskopisch interessante Wellenlänge mittels Laserübergängen herzustellen.



Meßsignalwandler (Lichtintensität \rightarrow Spannungssignal)



Temperaturstabilisierung der Fotodiode

Abb. 3 Elektrische Schaltbilder

Die Intensitätsmessung I des durch Absorption geschwächten Meßstrahles erfolgt mittels PIN-Diode. Da die photoelektrische Charakteristik derartiger Halbleiter temperaturabhängig ist, wird eine Temperaturstabilisierung erforderlich, die mittels der Verlustwärme eines Transistors vorgenommen wird. Abb. 3 zeigt die elektrischen Schaltbilder, die in Anlehnung an /5/ entworfen wurden.

3. Anwendungsbeispiel

Dieses eigenentwickelte Meßverfahren wird nunmehr einige Jahre erfolgreich in Pulscolonnen zur Bestimmung von fluiddynamischen Vermischungsvorgängen eingesetzt. Die Tropfendurchmesser überstreichen von zehntel Millimetern bis zu Millimetern eine volle Dekade, wobei die maximale Häufigkeit bei 0,6 - 0,8 mm Tropfendurchmesser liegt.

Die fehlerfreie Intensitätsmessung setzt homogenes Medium innerhalb der Meßstrecke voraus, d. h. die Meßsonde muß vollständig von der Tropfenphase umschlossen sein (Abb. 2). Kleine Tropfen, die die Meßstrecke ungehindert durchlaufen (Abb. 4), führen infolge gekrümmter Phasengrenzen zu dem in der Abbildung gezeigten Signalverlauf.

Der ankommende Tropfen lenkt infolge von Reflexion den Meßstrahl nach oben ab, so daß geringe Intensität gemessen wird: 1. Intensitätsminimum. Befindet sich der Tropfen in der Mitte des Strahlenganges, so tritt durch Linsenwirkung eine Lichtbündelung ein: Intensitätsmaximum. Beim Verlassen der Meßstrecke kommt es durch Ablenkung des Lichtstrahles nach unten zu einem 2. Intensitätsminimum.

Zur Vermeidung derartiger Effekte wird bei den Pulscolonnenmessungen auf die Lichtleitsonde ein Koaleszenzkörper (Abb. 5) aufgesetzt, der die anströmenden Tropfen durch Koaleszenz in einen Strom zusammenhängender Phase überführt. Dieser durchströmt die Meßstrecke innerhalb eines schlitzförmigen Strömungskanals und

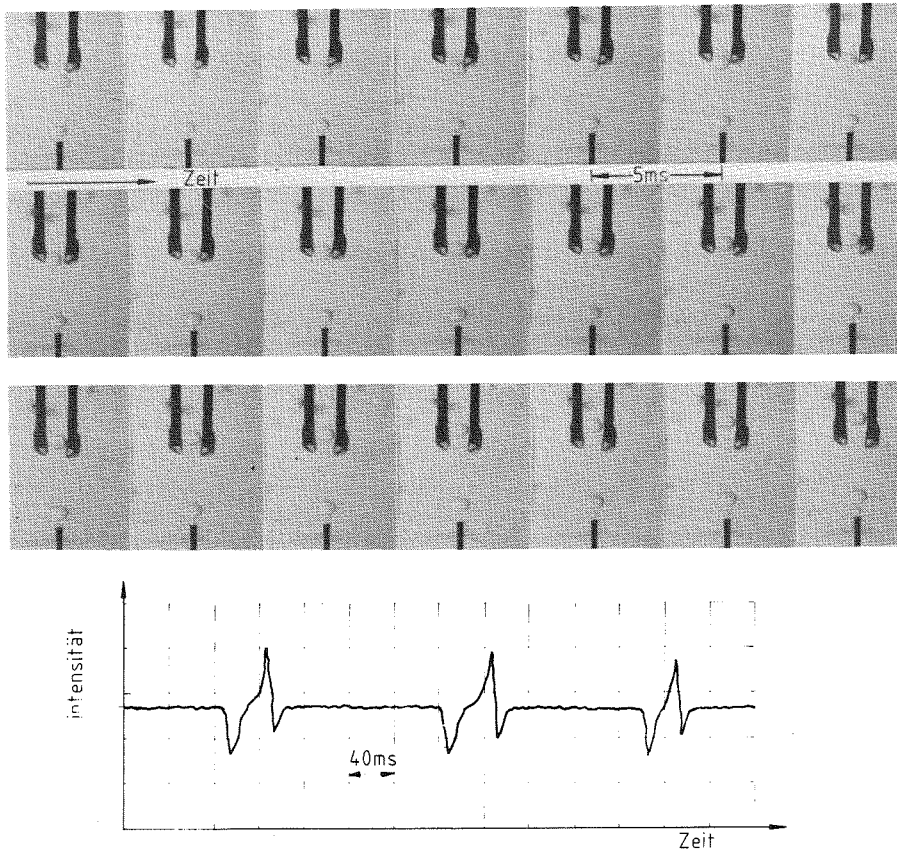


Abb. 4 Einfluß kleiner Tropfen auf den Signalverlauf

wird durch im oberen Teil des Koaleszenzkörpers angebrachte Bohrungen wieder redispersiert.

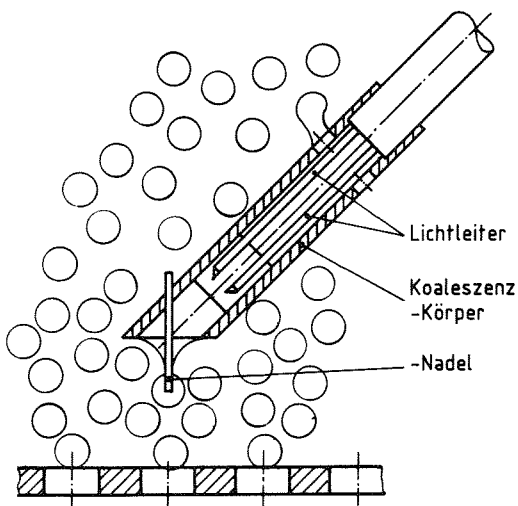


Abb. 5
Sonde mit Koaleszenzkörper

Abb. 6 zeigt ein typisches Meßsignal, das /6/ entnommen ist. Hierbei wird die zu dispergierende Phase unmittelbar vor dem Eintritt in die Kolonne mit einem Farbstoff markiert, wodurch in der Kolonne ein Schwarm gefärbter Tropfen erzeugt wird. Der zeitliche Verlauf der Farbstoffkonzentration wird an zwei, räumlich hintereinander liegenden Stellen längs der Kolonne mittels Lasersonden gemessen. Die

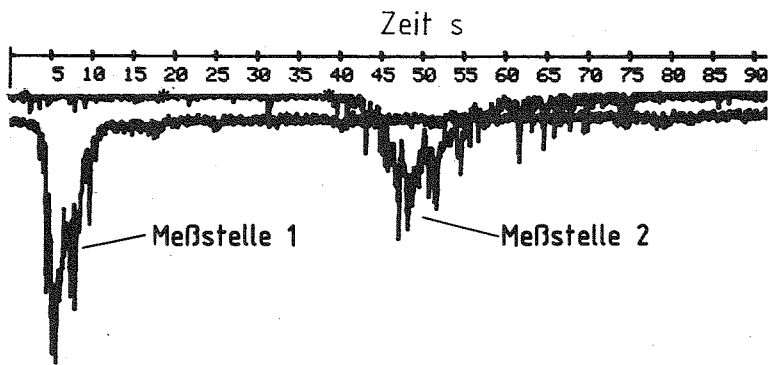


Abb. 6 Typisches Meßergebnis

Intensitätsverteilung ist durch geringes Maximum und längere Signaldauer gekennzeichnet. Dies wird dadurch verursacht, daß auf dem Weg von der ersten zur zweiten Meßstelle der Schwarm gefärbter Tropfen durch voreilende große Tropfen und zurückbleibende kleine Tropfen auseinandergezogen und von vielen nicht gefärbten Tropfen durchsetzt ist.

nahe der Einspeisestelle liegende Meßsonde zeigt eine relativ enge Intensitätsverteilung, d.h. der Schwarm gefärbter Tropfen ist dicht gepackt. Das zweite Meßsignal wird mit der Sonde gemessen, die sich in größerem Abstand zum Ort der Einspeisung befindet. Die nunmehr gemessene

Derartige Meßsignale dienen zur Bestimmung der die Vermischung kennzeichnenden Modellparameter. Relativ geringe Schwankungsbreite und gute Reproduzierbarkeit der Meßwerte dokumentieren die erfolgreiche Anwendung dieser Meßmethode und ermöglichen eine Systematisierung der komplexen, von mehreren Parameter abhängigen Vorgängen.

4. Literatur

- /1/ Schmieder, H., Kuhn, E., Ochsenfeld, W.: "Die Absorptionsspektren von Pu III, Pu IV, Pu VI, U IV und U VI in HNO_3 und TBP und ihre Anwendung in der automatisierten Prozeßkontrolle"; KfK-1306, (Nov. 1970).
- /2/ Schott, Mainz: Information Faseroptik Nr. 7013/3.
- /3/ Unger, H.-G.: "Optische Nachrichtentechnik", Elitera-Verlag, Berlin, 1976.
- /4/ Kleen, W., Müller, R.: "Laser"; Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1969.

- /5/ Krause, G.: "Breitbandige, rauscharme Fotodioden-Schaltungen"; Elektronik, Band 25, Heft 1, S. 53-56, 1976.
- /6/ Schmidt, H., Miller, H.: "Betriebsbereiche, Holdup, Tropfengröße und axiale Vermischung gepulster Bodenkolonnen bei hohen dispersen und geringen kontinuierlichen Volumenströmen"; KfK-Nachrichten Nr. 3, 1982, S. 154-165.

VERFAHREN ZUR ERHÖHUNG DER FLUIDDYNAMISCHEN STABILITÄT
IN PULSKOLONNEN

H. Schmidt, E. Eggert, E.M. Lessle

1. Einleitung

Die gepulste Bodenkolonne besteht aus einem senkrechten Rohr, durch das zwei gegenseitig nicht lösbare Flüssigkeiten im Gegenstrom fließen. Durch in gleichen Abständen angeordnete Lochböden und Pulsation wird eine der Flüssigkeiten in Tropfen dispergiert, während die andere Flüssigkeit als kontinuierliche Phase bestehen bleibt. Auf diese Weise wird die zum Stoffübergang zwischen den beiden Phasen erforderliche Übertragungsfläche geschaffen.

In der Praxis wird häufiger beobachtet, daß mit fortschreitender Betriebszeit die Trennleistung abnimmt und/oder die eingestellten Volumenströme von der Kolonne nicht mehr bewältigt werden.

2. Betriebsverhalten

Abb. 1 zeigt das Betriebsdiagramm einer gepulsten Siebbodenkolonne im PUREX-spezifischen Stoffsystem: wässrige HNO_3 gegen 30 vol. % TBP in n-Alkan. Der Gesamtvolumenstrom ist über der Pulsfrequenz aufgetragen. Außerhalb der oberen Kurve ist ein Kolonnenbetrieb nicht möglich. Die Volumenströme sind so hoch, daß die beiden Phasen in einem geordneten Gegenstrom nicht mehr die Kolonne durchströmen können. Die disperse Phase verläßt zusammen mit der kontinuierlichen Phase die Kolonne. Die als Fluten definierte Betriebsstörung ist erreicht.

Im Mischer-Absetzer-Bereich arbeitet die Kolonne absatzweise; bei kleiner Pulsfrequenz steigen die relativ großen Tropfen schnell auf, sammeln sich unter den Kolonnenböden und koaleszieren teilweise. Durch Steigerung der Pulsfrequenz oder des Durchsatzes gelangt man in den Dispersionsbereich, mit zeitlich und örtlich weitgehend gleichmäßiger Tropfenverteilung. Bei weiterer Steigerung von Pulsation oder Volumenströmen erreicht man den instabilen

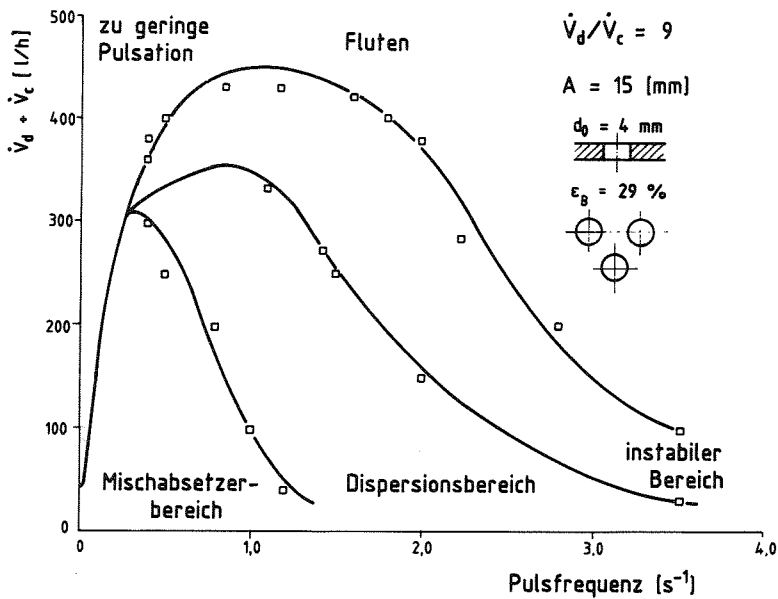


Abb. 1
Betriebsdiagramm einer gepulsten
Bodenkolonne

Bereich. Dort kommt es bei sehr dichter Tropfenpackung zu örtlicher Tropfenkoaleszenz, die zu grossen Ballen disperser Phase und instabilem Kolonnenverhalten führt. Generell erfordert der funktionelle Betrieb das Benetzen der Cartridge sowie der Kolonnenwand durch die kontinuierliche Phase und das Abweisen der dispersen Tropfenphase /1/.

In der Praxis wird der Dispersionsbereich als der bevorzugte Betriebsbereich angesehen, wobei der Auslegungspunkt etwa in die Mitte dieses Bereichs gelegt wird, um zum einen genügend Sicherheitsreserve gegen Fluten zu haben und zum anderen Betriebsschwankungen bezüglich Durchsatz und Pulsation sicher auffangen zu können. Für die wässrig kontinuierlich, organisch disperse Betriebsweise wurde der Betriebspunkt der Kolonne mit einem Gesamtvolumenstrom von 200 l/h und einer Pulsfrequenz von 1 s⁻¹ bei einem Pulshub von 15 mm festgelegt.

Bei diesem Betriebspunkt stellt sich, wie die vier rechten Kurvenzüge der Abb. 2 zeigen, ein mittlerer Holdup von $\epsilon = 22,5$ % ein. Diese Kurven sind an verschiedenen Kolonnen, jedoch im gleichen uranbeladenen Stoffsystem bei gleicher Cartridge und Pulsation gewonnen. Man sieht, daß der Holdup mit der Kolonnenhöhe zwar variiert, wesentlich aber ist die Übereinstimmung in Verlauf (Tendenz) und Mittelwert. Dieser Zustand ist als Ausgangszustand aufzufassen, wie er sich zu Beginn einer Experimentierphase mit neuen Kolonneneinbauten und sauberen Phasen einstellt. Im Laufe des Ver-

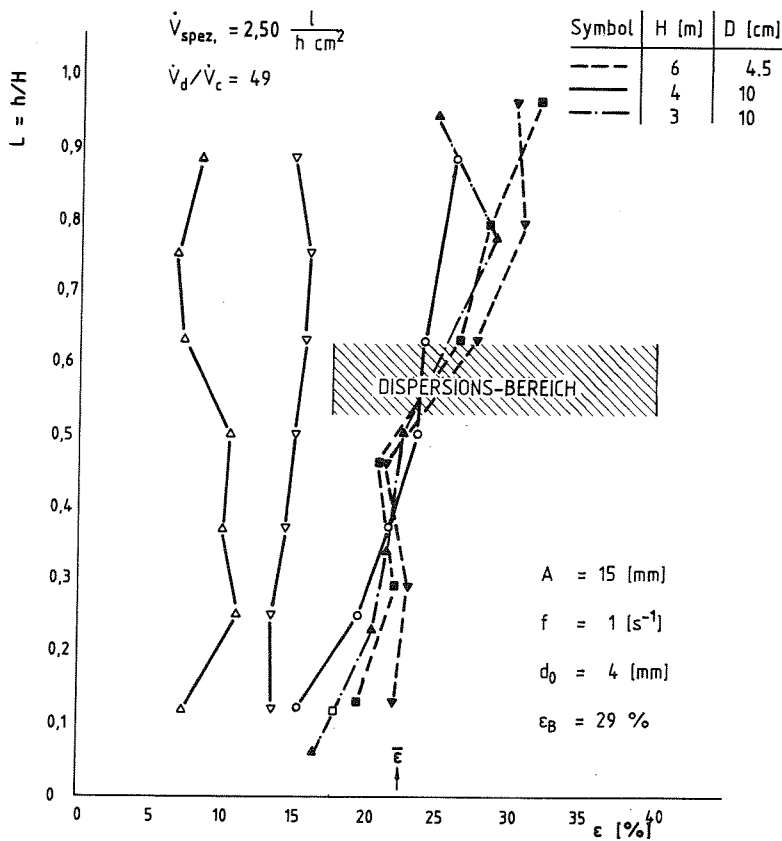


Abb. 2 Holdup-Verhalten

den Raum zwischen zwei Böden während eines Aufpulses und koagulieren teilweise unterhalb der Böden während des Abpulses.

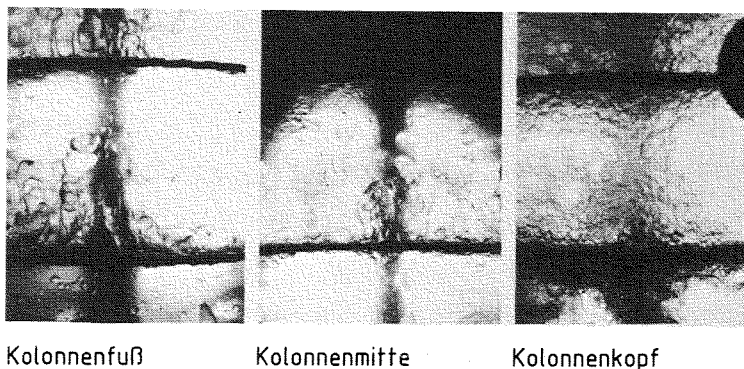


Abb. 3 Gestörter Kolonnenbetrieb

suchsbetriebes verläßt die Kolonne bei konstanten äußeren Betriebsbedingungen ihren Auslegungsbereich und wandert unter Abnahme im Holdup und Zunahme in der Tropfengröße in Abb. 2 nach links. Dabei wird der schraffierte Dispersionsbereich verlassen.

Bei dem, durch nach unten gekehrte Dreiecksymbole gekennzeichneten, Holdup-Verlauf werden großvolumige Tropfen beobachtet. Diese durchsteigen schnell

Bei der äußersten linken Kurve werden nunmehr mehrere Millimeter große, unförmige organische Tropfen mit Einschlüssen von kleinen Tropfen aus wässrig kontinuierlicher Phase gebildet. Nach wenigen Tagen weiteren Versuchsbetriebes wird dann ein Zustand erreicht, wie in Abb. 3 gezeigt. Dort werden große, fingerför-

mige Gebilde aus organischer Phase in der unteren Kolonnenhälfte beobachtet. In der Kolonnenmitte ist durch den Einschluß von Wassertropfen eine Mischphase geschaffen. Der Dichteunterschied zwischen organischer und wässriger Phase wird durch den Wassertropfeneinschluß in der organischen Phase immer geringer. Eine Gegenströmung wird zunehmend erschwert. Dies führt schließlich zu einem undefinierten, schaumigen Zustand in der oberen Kolonnenhälfte. Die Kolonne ist blockiert und flutet dadurch, daß sich die Blockade in der Kolonne fortpflanzt durch nach unten gerichtete Schaumbildung.

3. Problembehandlung

Die Ursache für die Abnahme des Holdup mit fortschreitender Betriebszeit, obwohl die äußeren Betriebsparameter nicht variiert wurden, liegt in der Änderung des Benetzungsverhaltens der Einbauten /2/.

Bei wässrig kontinuierlicher Betriebsweise verwendet man Kolonnenböden aus Edelstahl, um die eingangs gestellte Forderung zu erfüllen. Die Edelstahlböden werden von der kontinuierlichen Phase gut benetzt und schaffen, indem sie die organische Phase abweisen, die Voraussetzung für eine gute Dispersion organischer Tropfen. Diesem Zustand sind die rechts in Abb. 2 dargestellten Holdup-Verläufe zuzuordnen.

Für das Verhalten der Flüssig-Fest-Phasengrenze spielt die molekulare Orientierung an dieser Grenze eine Rolle. Unsymmetrische Strukturen im Molekülaufbau können in konkurrierender Umgebung beispielsweise zur Ausbildung von Polaritäten führen /3/, die sich an der Phasengrenze so orientieren, daß ein Energieminimum eingenommen wird. Dies kann zu Änderungen des anfänglichen Gleichgewichts zwischen der Oberfläche des Festkörpers mit der jeweiligen Flüssigkeit führen, da der festen Phasengrenze verschiedene Moleküle gegenüberstehen, die selektiv adsorbiert werden können und einen die Oberfläche bedeckenden Film bilden. Die Grenzflächenenergie des reinen Festkörpers ist somit um den Energiebetrag des adsorbierten Filmes zu vermindern. Offensichtlich sind es der-

artige Adsorbatschichten, die das durch die Young-Gleichung beschriebene Spannungsgleichgewicht am Tropfenrand beeinflussen. Im Falle zweier nicht mischbarer Flüssigkeiten A und B und einer festen reinen Phasengrenze S erhält man für A als Tropfenphase

$$\sigma_{SB(A)} - \sigma_{SA(B)} = \sigma_{AB} \cos \theta_{SAB} \quad (1)$$

Die Fußnoten in Klammern sagen aus, daß die Flüssigkeiten gegenseitig gesättigt sind.

Den Winkel θ bezeichnet man als Kontaktwinkel. In der Praxis ordnet man Winkel $\theta > 90^\circ$ dem Zustand schlechter Benetzung zu. Die Flüssigkeit kann die Oberfläche des Festkörpers nicht benetzen, wenn Kontaktwinkel in der Nähe von 160° auftreten. Auf der anderen Seite spricht man von guter Benetzung, wenn kleine Kontaktwinkel gemessen werden.

Die Bestimmung des Benetzungsverhaltens erfolgt nach der Methode "advancing - receding" /4/. Hierzu ist die Ermittlung des Kontaktwinkels für zwei Fälle erforderlich: Zum einen für den Tropfen aus wässriger Phase in umgebender organischer Phase (water advancing) und zum anderen für den organischen Tropfen in umgebender wässriger Phase (water receding). Das Benetzungsverhalten ist charakterisiert durch die Differenz der Cosinus-Werte

$$\cos \theta_{\text{receding}} - \cos \theta_{\text{advancing}} = \Delta \quad (2)$$

Negativen Δ -Werten wird hydrophiles (wasserfreundliches) Verhalten, positiven Δ -Werten hydrophobes (wasserfeindliches) Verhalten zugeordnet.

Das Material der in den Pulskolonnen verwendeten Böden ist Edelstahlblech mit der Werkstoffnummer 4301. Solche Böden werden vor dem Einbau in standardisierten Reinigungsschritten behandelt. Für das Stoffsystem HNO_3 -TBP wird eine Differenz der Cosinus-Werte der beiden Randwinkel $\Delta = -1,9$ gemessen. Die Bleche besitzen demnach zum Zeitpunkt ihres Einsatzes in die Kolonne ausgeprägt hydrophilen Charakter.

Gänzlich anders verhalten sich Kolonnenböden, die ein fluiddynamisches Verhalten gemäß Abb. 3 verursachen. Für derartige Einbauten wird eine Cosinusdifferenz von $\Delta = 1,75$ bestimmt. Das Benetzungsverhalten gegenüber der wässrigen Phase hat sich vom hydrophilen in den hydrophoben Zustand verlagert mit dem Resultat, daß die organische disperse Phase die Kolonnenböden nunmehr anstelle der wässrigen kontinuierlichen Phase benetzt.

Zur Klärung der Vorgänge wurden eine Reihe gezielter Benetzungsversuche durchgeführt. Die Versuchsanordnung war dabei denkbar einfach. In einem Becherglas befanden sich wässrige Phase und überschichtete organische Phase. Blechproben aus den lochfreien Randstücken der eingesetzten Lochböden wurden in das Stoffsystem so eingebracht, daß sich die eine Hälfte in der Wasserphase und die andere Hälfte in der organischen Phase befand. Eine weitere Blechprobe wurde der Raumluft ausgesetzt und jeweils nur zur Randwinkelmessung in das Stoffsystem eingebracht.

Es wurden das unbeladene und das uranbeladene System in seiner zeitlichen Wirkung auf die Größe der Randwinkel untersucht. Dabei wurde in ein offenes und ein geschlossenes System unterschieden. Im offenen System bestand über die gesamte Versuchszeit ungehinderter Zutritt der Raumluft an die Oberfläche der organischen Phase. Im geschlossenen System war der Zutritt der Luft durch einen gut sitzenden Deckel wesentlich erschwert.

Abb. 4 zeigt den zeitlichen Verlauf des Benetzungsverhaltens im sauberen, abgesättigten Zweistoffsystem: $0,23 \text{ m HNO}_3$ gegen 30 % TBP/n-Alkan. Die Blechproben sind vor dem Einsetzen in das Stoffsystem mit Tetrachlorkohlenstoff im Ultraschallbad behandelt und an Luft getrocknet.

Die Werte auf der Ordinate kennzeichnen den Benetzungszustand vor dem Einbringen in das Kontaktiergefäß bei Versuchsbeginn.

Die obere Kurve zeigt das Benetzungsverhalten des Werkstoffes 4301 unter Einwirkung der Raumluft. Innerhalb weniger Tage kehrt sich das hydrophile Benetzungsverhalten in den hydrophoben Zustand.

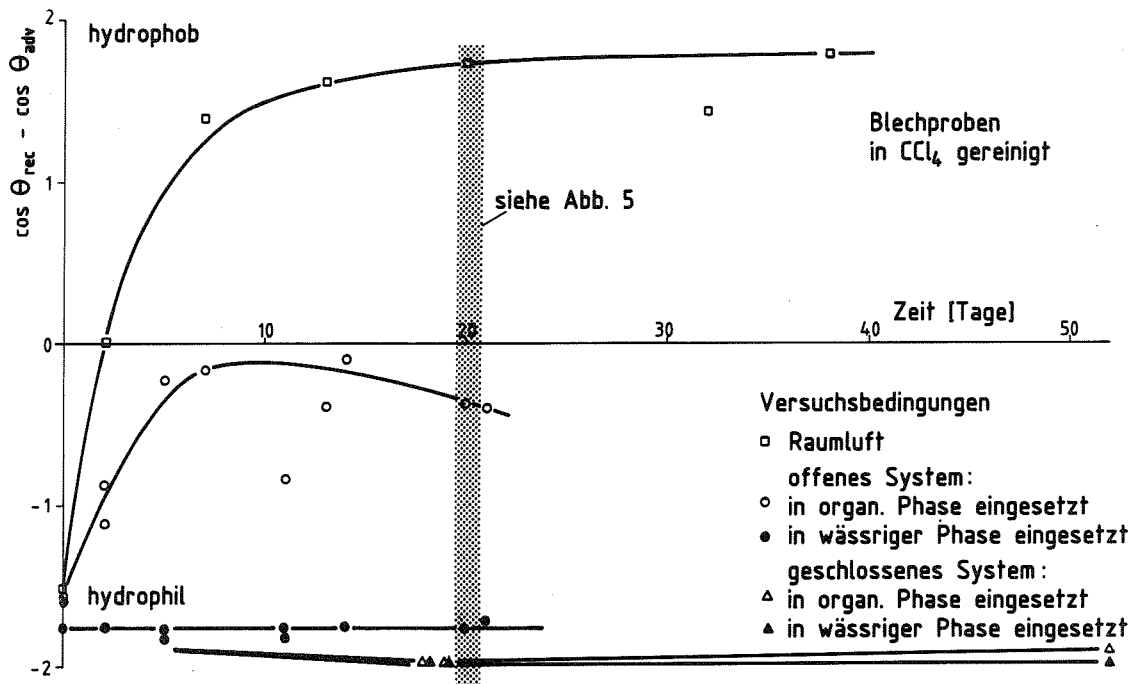


Abb. 4 Benetzungsverhalten

Die mittlere Kurve in Abb. 4 zeigt das Verhalten der Metalloberfläche beim Einsatz in organischer Phase. In etwa 5 Tagen wandert die Benetzung aus einer eindeutig hydrophilen in eine eher neutrale, indifferente Lage. Anders verhält sich das ausschließlich mit wässriger Phase langzeitkontaktierte Blech, indem es das ursprünglich gute Benetzungsverhalten gegenüber dem wässrigen Medium beibehält. Diese Effekte werden im "offenen System" beobachtet.

Ist der ungehinderte Zutritt von Raumluft an der oberen organischen Phasengrenze unterbunden ("geschlossenes System"), so verharrt sowohl das wässrig als auch das organisch kontaktierte Blech in einer zeitlich konstanten, eindeutig hydrophilen Benetzungslage.

In Abb. 5 sind zur besseren Veranschaulichung charakteristische Tropfenindividuen abgebildet, wie sie sich, ausgehend von einem gemeinsamen Ausgangszustand, nach 20 Tagen Kontaktzeit einstellen.

Im oberen Teil der Abbildung ist der Einfluß der Raumluft auf das Benetzungsverhalten gezeigt. Die schweren Tropfen wässriger Phase

sitzen auf der Blechoberseite. Unter dem Einfluß umgebender organischer Phase bilden die Tropfen Randwinkel um 150° . Eine leichte Neigung der Blechprobe aus der Waagrechten verursacht das Abrollen der Tropfen, also keine Benetzung. An der gleichen Probe verhält sich der organische Tropfen bei umgebender Wasserphase gänzlich anders. Es werden Randwinkel von 25° gemessen. Die organische Phase benetzt die Oberfläche so gut, daß selbst auf der Blechoberseite, also unter Auftriebswirkung der leichteren organischen Phase ein langgestreckter Tropfen gebildet wird.

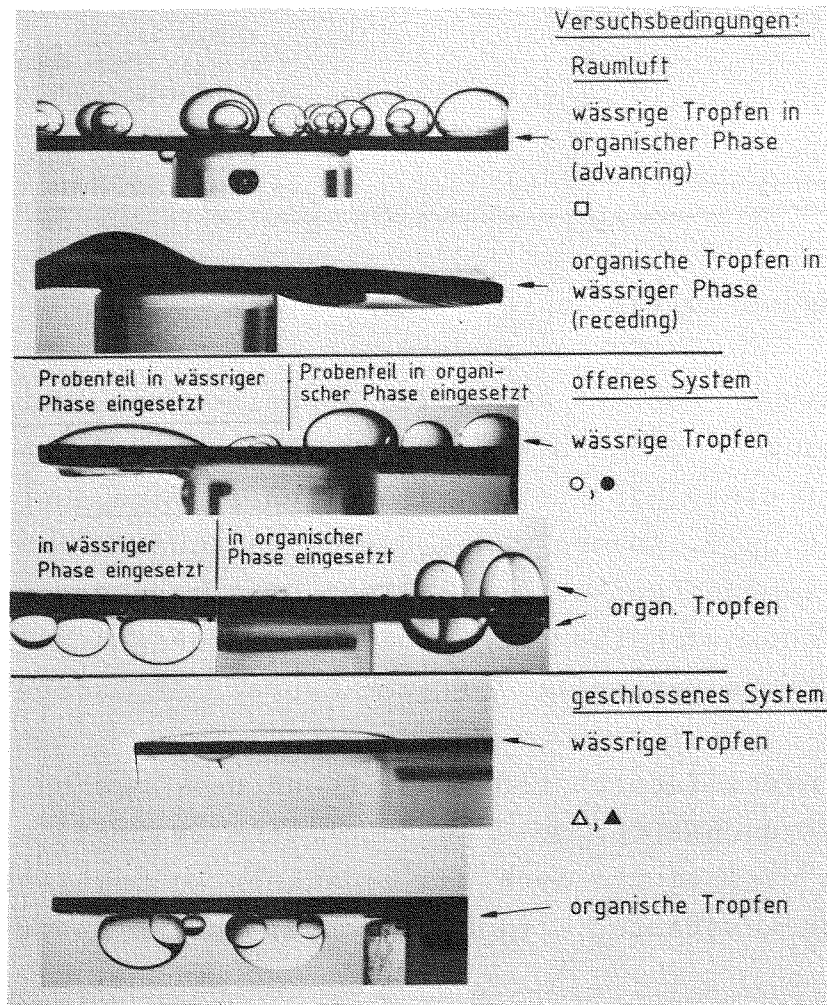


Abb. 5 Tropfenformen (Kontaktwinkel)

Der mittlere Teil der Abb. 5 zeigt die Verhältnisse im "offenen System". Im ersten Bild sind Tropfen wässriger Phase bei umgebender organischer Phase zu sehen. Die linke Blechseite stand im Kontakt mit der wässrigen Phase; es werden langgestreckte Tropfen mit kleinen Randwinkeln beobachtet. Die rechte Blechhälfte war 20

Tage mit organischer Phase kontaktiert, und hier liegen die Randwinkel der Tropfen um 90° . Das zweite Bild zeigt organische Tropfen in umgebender wässriger Phase an der gleichen Probe. An der über die Versuchszeit wässrig kontaktierten linken Blechhälfte werden große Randwinkel der organischen Tropfen gemessen, also schlechte Benetzung. Dagegen liegen die Randwinkel für den organisch kontaktierten Teil bei 100° . Für den der organischen Phase ausgesetzten Blechteil ergibt sich somit eine Cosinus-Differenz von $\Delta = -0,4$, was einer indifferenten Benetzungslage entspricht; für die wässrig kontaktierte Blechseite wird $\Delta = -1,7$ bestimmt, also hydrophiles Benetzungsverhalten.

Der untere Teil von Abb. 5 zeigt das Benetzungsverhalten des "geschlossenen Systems". Hier verhalten sich die organisch kontaktierten und die wässrig kontaktierten Probenanteile weitgehend gleich. Sehr kleine Randwinkel für den wässrigen Tropfen und sehr große für den organischen Tropfen dokumentieren das hydrophile, von der Zeit praktisch unabhängige Benetzungsverhalten.

Im uranbeladenen Stoffsystem trägt die wässrige 3 m HNO_3 -Phase 18 gU/l, die organische 30 vol. % TBP-Phase rund 90 gU/l. Auch hier werden die gleichen Effekte, eher mit verstärkter Tendenz, gemessen.

Führt man den letzten Reinigungsschritt der Proben im Ultraschallbad mit H_2SO_4 durch, so werden die Verhältnisse insofern gebessert, als sich die Hydrophobierung zeitlich später einstellt.

Die Versuche zeigen, daß das Benetzungsverhalten keine zeitlich konstante Größe ist und daß offensichtlich die Anwesenheit von Raumluft eine entscheidende Rolle spielt. Sie bestätigen somit in vollem Umfang die experimentellen Erfahrungen und weisen deutlich auf die Bildung von Adsorbatschichten an der Oberfläche der Lochböden hin. Diese Effekte ändern das Benetzungsverhalten und führen somit zu geänderten fluiddynamischem Verhalten.

4. Lösungsvorschlag

Fluiddynamische Stabilität bei wässrig kontinuierlicher Betriebsweise erfordert hydrophiles Benetzungsverhalten der Kolonneneinbauten. Während des Betriebes bilden sich Adsorbatschichten auf den Lochböden, die das Benetzungsverhalten im Laufe der Zeit in den hydrophoben, fluiddynamisch instabilen Zustand überführen. Die Benetzbarkeit der Lochböden ändert sich somit mit der Geschichte der Metalloberfläche. In /5/ wird ähnliches Verhalten für das lufttrockene sowie das wässrig bzw. organisch benetzte Edelstahlblech gefunden. Ebenso wird festgestellt, daß es keine klaren Grenzen gibt. Auch findet der Autor, in Übereinstimmung mit den hier gemachten Beobachtungen, einen offensichtlichen Einfluß des ersten Phasenkontaktes auf den weiteren Ablauf des Benetzungsverhaltens der Metalloberfläche. Dort wie hier bleibt es bei dieser einfachen Mitteilung; in diesem Bericht wird auf ein tieferes Eingehen verzichtet, weil es nicht gelang, Beobachtungen und Kontaktwinkelmessungen in erforderlichem Maße zu systematisieren.

Der Autor /5/ versucht, durch heißes Beizen und Carbonat-Wäsche unter Pulsation die Böden in der Kolonne zu reinigen, er demonstriert auch die gesamte Cartridge und reinigt jeden Boden mit handelsüblichem Ölreiniger, wobei betont wird, daß die letztgenannte Methode die wirksamere war. Außerdem weist er auf eine erforderliche Anpassung dieser Methode für den praktischen Gebrauch bei industriellen Anlagen hin.

Die hier beschriebenen Beobachtungen zeigen, daß durch Reinigung im Ultraschallbad der ursprünglich hydrophile Zustand wieder hergestellt werden kann. Es liegt nun nahe, das Ultraschallverfahren direkt in der Kolonne anzuwenden. Besonders effektiv ist die Reinigung, wenn die Einbauten direkt beschallt werden und auf eine Kopplung der Schallwellen über den Kolonneninhalt verzichtet wird. Dies gelingt, wenn man einen Zentralstab wählt und die in gleichen Abständen angeordneten Lochbleche mit diesem durch Schweißen fest verbindet (Abb. 6). Der Zentralstab wird am Kopf der Kolonne durch den oberen Abschlußdeckel nach außen geführt und trägt an seinem Ende den Schallgeber.

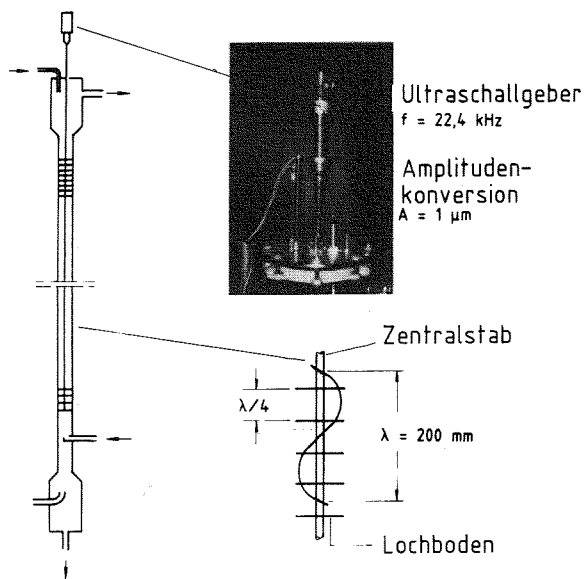


Abb. 6 Ultraschall-Reinigungsverfahren

Die Schallgeschwindigkeit c ist eine durch Elastizitätsmodul und Dichte bestimmte Materialkonstante, die Schallfrequenz und Wellenlänge charakterisiert:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}; \quad c = \lambda \cdot f \quad (3)$$

Die Wellenlänge ist durch die Forderung, möglichst gleiche Schallintensität auf den äquidistanten Böden zu erlangen, festgelegt. Dies wird erreicht, wenn Wellenlänge und Bodenabstand H folgendermaßen übereinstimmen:

$$H = \lambda, \frac{\lambda}{2}, \frac{\lambda}{4}, \dots \quad (4)$$

Für den experimentell betrachteten Bodenabstand $H = 50 \text{ mm}$ ergibt sich bei $H = \lambda/4$ die erforderliche Wellenlänge $\lambda = 200 \text{ mm}$. Für diese Wellenlänge wird für die Edelstahlcartridge die Schallfrequenz $f = 22,4 \text{ kHz}$. Mit einer Amplitudentransformation wird eine Schwingungsamplitude von $A = 1 \mu\text{m}$ angestrebt. Man liegt damit im üblichen Anwendungsbereich industrieller Reinigungsanlagen.

Dieses Verfahren /6/ wird nunmehr über 2 Jahre im Versuchsbetrieb an einer $100 \text{ mm } \varnothing$ Kolonne von 4 m Länge erfolgreich erprobt. Ste-

tig reproduzierbare Holdup-Werte zeigen, daß der Benetzungseinfluß ausgeschaltet ist. Mit der Beibehaltung des hydrophilen Benetzungszustandes der Kolonneneinbauten sind die Voraussetzungen für den fluiddynamisch stabilen Betrieb und somit für konstant effektive Trennleistung gegeben. Der äußerst geringe apparative Aufwand spricht für die Praktikabilität des vorgeschlagenen Verfahrens.

5. Literatur

- /1/ Geier, R.G.: "Solvent Extraction Equipment Evaluation Study", BNWL-2181 Pt 1, Jan. 1977
- /2/ Schmidt, H.; Eggert, E.: unveröffentlichter Bericht (1980)
- /3/ Adamson, A.W.: "Physical Chemistry of Surfaces", John Wiley & Sons, New York, 1976
- /4/ Hill, J.W.: "The Measurement of Solid-Liquid Contact Angles", Birmingham Univ. Chem. Engr. 5, 43 (1954)
- /5/ Hamilton, W.R.: "Coalescence in Pulse Columns", HW-56281, June 1959
- /6/ Schmidt, H.; Eggert, E.: "Verfahren zum Erhöhen der fluiddynamischen Stabilität und der Effektivität der Stoffübertragung einer Extraktionskolonne", DE-OS 30 23 045 (14.1.1982)

6. Nomenklatur

A	=	Pulshub
A	=	Amplitude der Schallschwingung
D	=	Kolonnendurchmesser
E	=	Elastizitäts-Modul
H	=	Höhe
V	=	Volumenstrom
V _{spez}	=	Volumenstrom auf Kolonnenquerschnitt bezogen
c	=	Schallgeschwindigkeit
d _o	=	Lochdurchmesser
f	=	Frequenz

Δ	=	Differenz
θ	=	Kontaktwinkel
ε	=	Holdup
ε_B	=	freies Flächenverhältnis der Böden
λ	=	Wellenlänge
ρ	=	Dichte
σ	=	Grenzflächenspannung

Indizes

c	=	kontinuierliche Phase
d	=	disperse Phase
adv.	=	advancing
rec.	=	receding

OPTISCHE UNTERSUCHUNGEN VON KONVEKTIONSSTRÖMUNGEN

J.N. Koster, U. Müller

1. Einleitung

Dichte-, Temperatur-, Druck- und Konzentrationsfelder sowie Geschwindigkeiten können in transparenten Medien mit optischen Interferometern und Anemometern berührungslos und trägheitsfrei gemessen werden /1/. Daher eignen sich diese Meßtechniken besonders gut zur Untersuchung von hydraulischen und thermohydraulischen Vorgängen. Seit 1977 ist im IRB ein holographisches Echtzeitinterferometer und ein Differentialinterferometer zum Studium von verschiedenen Konvektionsströmungen im Einsatz.

2. Thermische Konvektion

Wenn in Natur oder Technik Wärmeströme auf Flüssigkeitsschichten wirken, dann kann sich eine thermische Konvektionsströmung ausbilden. Die Konvektion soll am Beispiel der horizontalen, einkomponentigen Flüssigkeitsschicht erläutert werden.

Die Flüssigkeit befindet sich zwischen zwei horizontalen, isothermen Platten. Sind beide Platten und das Fluid auf gleicher Temperatur, dann gibt es keinen Wärmestrom durch die Flüssigkeitsschicht. Erhöhen wir z.B. die Temperatur der unteren Platte, dann erzeugen wir einen vertikalen Temperaturgradienten ΔT zwischen den zwei Platten. Es entsteht ein Wärmefluß durch die Flüssigkeitsschicht. Zunächst kann die Wärme durch Leitung transportiert werden. Erreicht die Temperaturdifferenz einen kritischen Wert ΔT_c , dann kann die Wärme nicht mehr allein durch Leitung transportiert werden. Es bildet sich eine Konvektionsströmung aus, welche Flüssigkeit von dem unteren zum oberen Rand transportiert. Diese Strömung besteht aus s.g. Konvektionswalzen. Sie ermöglichen einen erhöhten Wärmetransport durch die Flüssigkeitsschicht. Kann die Wärmemenge nicht mehr durch stationäre Konvektion abgeführt werden, so entsteht eine zeitabhängige Konvektionsströmung mit höherem Wärmetransport.

Mit integrierenden, interferometrischen Methoden lassen sich zweidimensionale Konvektionsströmungen besonders vorteilhaft sichtbar machen. Nach einer kurzen Darstellung der Meßtechniken werden einige Ergebnisse diskutiert.

3. Holographische Interferenztechnik

Die Grundlagen der holographischen Interferometrie sind sehr umfangreich /1,2/ und werden hier nicht behandelt. Das Holographielabor des IRB /3,4/ ist in Abb. 1 dargestellt. Das holographische Interferometer ist auf einer schwingungs isolierten Granitplatte aufgebaut. Der Aufbau des Interferometers ist in Abb. 2 gezeigt. Das Laserlicht wird an einem Strahlteiler amplitudenmäßig geteilt in einen Referenzstrahl und einen Objektstrahl, welcher aufgeweitet durch die Meßkammer geht. Auf der Fotoplatte wird durch Interferenz der Zustand der isothermen Meßkammer gespeichert. Eine solche entwickelte Fotoplatte bezeichnet man als Hologramm. Der Referenzstrahl reproduziert durch Diffraktion zu jedem späteren Zeitpunkt das Phasenobjekt (d.h. die Fluidschicht) wie es zur Zeit der Aufnahme war. Wird die Flüssigkeitsschicht von unten beheizt, so ändert sich der Brechungsindex in der Testflüssigkeit und damit die Phasenlage des Lichtes. Das von der Kamera regi-

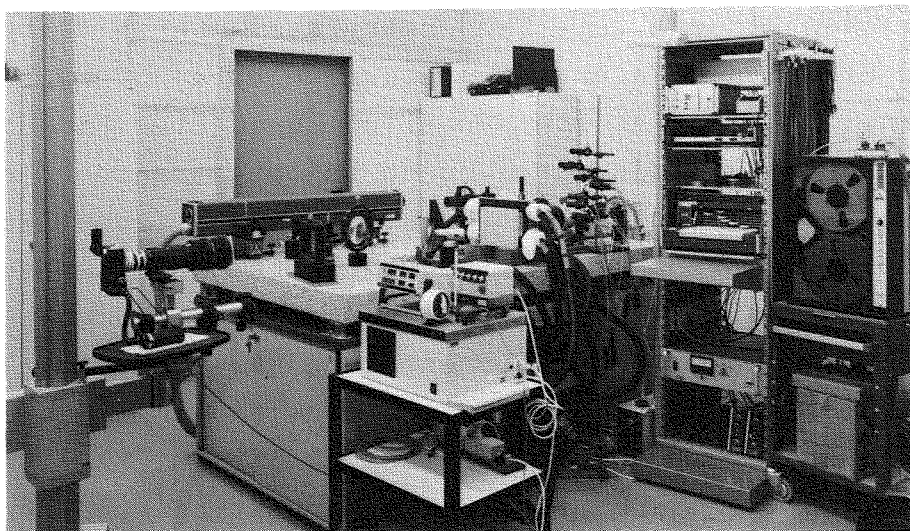


Abb. 1 Holographielabor

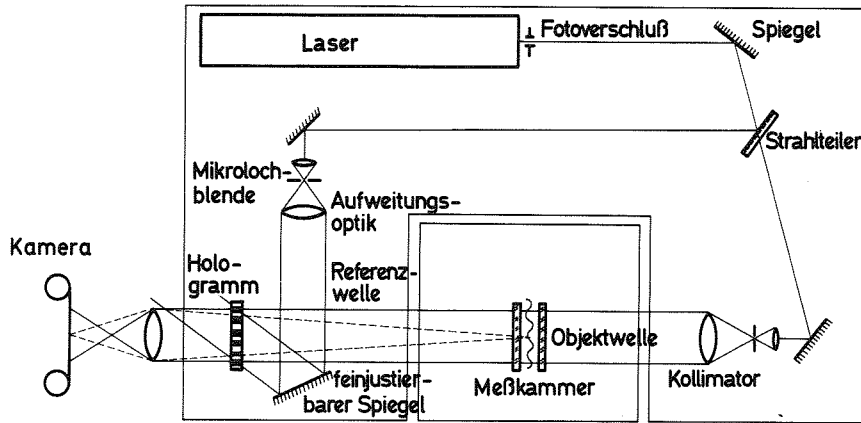


Abb. 2 Aufbau des holographischen Echtzeitinterferometers

strierte Interferogramm zeichnet durch Interferenz des rekonstruierten Objektstrahles mit dem momentanen phasenmodulierten Objektstrahl die Dichteänderungen auf. Da diese durch Temperaturen hervorgerufen werden, stellt das Interferogramm ein Abbild des Temperaturfeldes der Fluidschicht dar. Linien gleicher Helligkeit entsprechen Linien gleicher Temperatur.

Tritt Konvektion auf (Abb. 3), so beugt das warme, aufsteigende Fluid die Isothermen nach oben, das kalte Fluid beugt sie nach unten aus /4-10/. Mit größer werdender Temperaturdifferenz erhöht sich die Streifenanzahl. Durch Einengung der Fluidschicht mit verti-

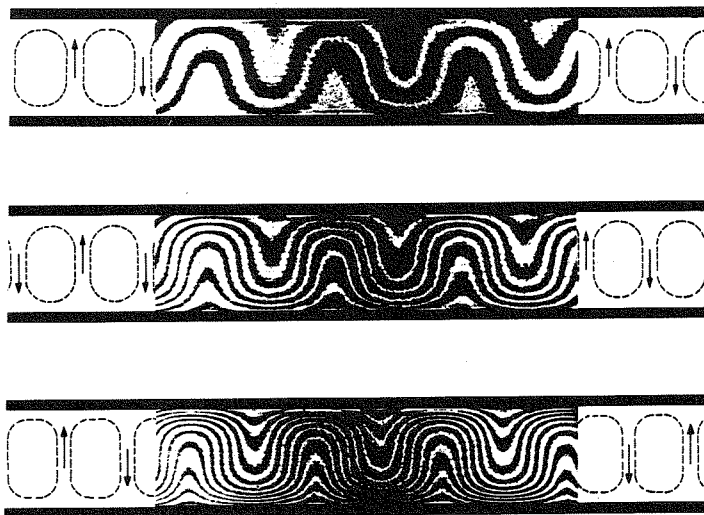


Abb. 3 Interferogramme und Stromliniendarstellung einer Konvektionsströmung

kalen Wänden werden die Muster der Konvektionsströmungen vielfältiger. Zu dieser Problemstellung wurden detaillierte experimentelle Studien /7-8,15/ und begleitende theoretische Untersuchungen /16-22/ durchgeführt.

4. Differentialinterferometrie

Die Differentialinterferometrie ist eine optische Meßtechnik, welche in jüngster Zeit auf Problemstellungen der Thermohydraulik angewendet wurde /1,23/. Das wesentliche Bauteil dieser Meßtechnik ist das Wollastonprisma (Abb. 4). Hierin wird das einfarbige Licht amplitudenmäßig und nach Polarisation getrennt. Beide Strahlen gehen etwas versetzt durch die Meßkammer.

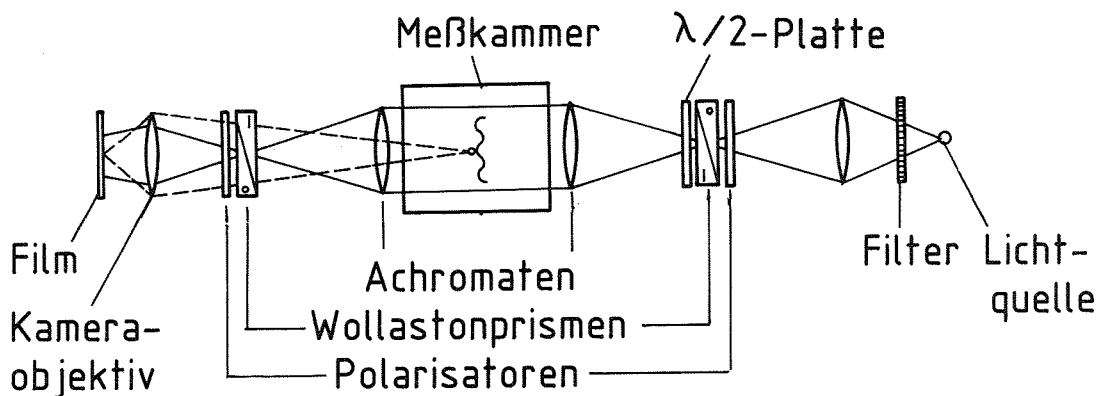


Abb. 4 Differentialinterferometer

Anschließend werden die zwei Teilstrahlen wieder rekombiniert und zur Interferenz gebracht. In diesen Differentialinterferogrammen werden Linien gleicher Temperaturgradienten visualisiert. Durch einfaches Drehen der Wollastonprismen können horizontale oder vertikale Dichtegradienten beobachtet werden (Abb. 5). Ein solches Differentialinterferometer wurde zum Studium von Konvektion in einer Flüssigkeitsschicht unter Eis verwendet /24/. Auffallend sind die bei dieser Meßtechnik auftretenden Halbschattengebiete von der Breite des Abstandes der zwei Teilstrahlen.

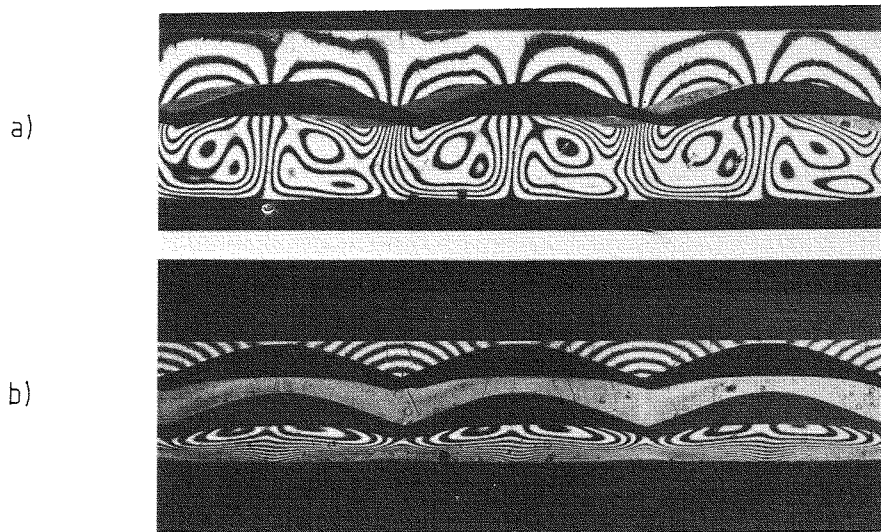


Abb. 5 Differentialinterferogramme einer Konvektionsströmung unter Eis
a) horizontale Strahlentrennung
b) vertikale Strahltrennung

5. Laser-Doppler-Anemometrie

Zur Messung von kleinen Geschwindigkeiten in einer Konvektionsströmung wird derzeit ein neuartiges Laser-Doppler Meßverfahren aufgebaut. Die Signale aus dem Meßvolumen werden von einem Transientenspeicher aufgezeichnet und mit einem Mikroprozessor verarbeitet.

6. Zusammenfassung

Im Institut für Reaktorbauelemente wird das holographische Interferometer zur Sichtbarmachung von Temperaturfeldern in Flüssigkeitsschichten benützt. Temperaturgradientenfelder werden mit einem Differentialinterferometer visualisiert. Ein Laser-Doppler-Anemometer ist zur Messung von kleinen Geschwindigkeiten in Flüssigkeiten vorgesehen.

7. Literatur

- /1/ Koster, J.N.: "Methodes Expérimentales en Convection Naturelle", KfK-3419B (Nov. 1982).
- /2/ Vest, C.M.: "Holographic Interferometry", John Wiley & Sons, New York (1979).
- /3/ Koster, J.N.: "Bericht über den Aufbau eines holographischen Interferometers", KfK-Ext. 7/77-1 (1977).
- /4/ Koster, J.N.: "Freie Konvektion in vertikalen Spalten", KfK-3066 (Okt. 1980).
- /5/ Koster, J.N.: "Heat Transfer in Vertical Gaps", Int. J. Heat Mass Transfer 25 (1982) pp. 426-428.
- /6/ Koster, J.N., Müller, U.: "Free Convection in Vertical Gaps", J. Fluid Mech. 125 (1982) pp. 429-451.
- /7/ Koster, J.N.: "Interferometric Investigation of Convection in Plexiglas Boxes", Experiments in Fluids, Vol. 1 (1983) pp. 121-128,
- /8/ Müller, U.: "Bénard Convection in Gaps and Cavities", KfK-3161 (April 1981).
- /9/ Müller, U.: "Bénard Convection in Gaps and Cavities", In: Convective Transport and Instability Phenomena. (Zierep J. & Oertel, jr., H., eds.) pp. 71-100, Braun, Karlsruhe, 1982.
- /10/ Koster, J.N., Müller, U.: "Visualization of Free Convective Flow in Hele-Shaw Cells", erscheint in Proceedings Third International Symposium on Flow Visualization, Ann Arbor, 1983.
- /11/ Koster, J.N., Müller, U.: "Vertically Staggered Patterns in Free Convective Flow", in: Theoretical and Experimental Fluid Mechanics (Müller, U., Roesner, K.G. & Schmidt, B., eds.) pp. 367-375, Springer, Berlin, 1979.
- /12/ Koster, J. N., Müller, U.: "Free Convection in Vertical Slots", in: Natural Convection in Enclosures - HTD - Vol. 8 (Torrance K.E. & Catton, I., eds.) pp. 27-30, ASME (1980) New York.
- /13/ Koster, J.N., Müller, U.: "Time-Dependent Free Convection in Vertical Slots", Phys. Rev. Lett. 47 (1981) pp. 1599-1602.
- /14/ Koster, J.N., Müller, U.: "Oscillatory Convection in Vertical Slots", erscheint in J. Fluid Mech.
- /15/ Koster, J.N.: "Zeitabhängige Naturkonvektion in Hele-Shaw-Zellen", ZAMM 64 (1984) 4/5, T62.
- /16/ Günther, C.: "Numerische Untersuchung der Naturkonvektion in einer von unten beheizten, schmalen Hele-Shaw-Zelle", KfK-3142 (März 1981).

- /17/ Günther, C.: "Zur Identifikation von Lösungsverzweigungen bei der Naturkonvektion in einer von unten beheizten, schmalen Hele-Shaw Zelle", ZAMM 62 (1982) T207-T209.
- /18/ Frick, H.: "Zellularkonvektion in Fluidschichten mit zwei festen seitlichen Berandungen", KfK-3109 (März 1981).
- /19/ Frick, H.: "The Effect of Thermal Boundary Conditions on the Heat Transport in Vertical Channels Heated from Below", Int. J. Heat Mass Transfer 26 (1983) pp. 681-688.
- /20/ Frick, H., Clever, R.M.: "Einfluß der Seitenwände auf das Einsetzen der Konvektion in einer horizontalen Flüssigkeitsschicht", ZAMP 31 (1980) S. 502-513.
- /21/ Frick, H., Clever, R.M.: "The Influence of Side Walls on Finite-Amplitude Convection in a Layer Heated from Below", J. Fluid Mech. 114, (1982) pp. 467-480.
- /22/ Frick, H., Müller, U.: "Oscillatory Hele-Shaw Convection", J. Fluid Mech. 126 (1983) pp. 521-532.
- /23/ Oertel, jr., H., Bühler, K.: "A Special Differential Interferometer Used for Heat Convection Investigations", Int. J. Heat Mass Transfer 21 (1978) pp. 1111-1115.
- /24/ Dietsche, C.: pers. Mitteilung

