

FZR-241

November 1998

Herausgeber: Horst-Michael Prasser

Workshop
**“Meßtechnik für stationäre und transiente
Mehrphasenströmungen”**

24. - 25. September 1998 in Rossendorf



BRD

2. Workshop

"Meßtechnik für stationäre und transiente Mehrphasenströmungen"

24.-25. September 1998 in Rossendorf

Veranstalter:

Forschungszentrum Rossendorf e.V., Institut für Sicherheitsforschung

Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik (IPM) an der
Hochschule für Technik, Wirtschaft und Sozialwesen Zittau/Görlitz (FH)

DECHEMA - Deutsche Gesellschaft für Chemisches Apparatewesen, Chemische
Technik und Biotechnologie e. V.

Kerntechnische Gesellschaft (KTG)

I. HAUPTVORTRÄGE

- C. Tropea, Universität Darmstadt, Neuentwicklungen bei optischen Meßverfahren für Zweiphasenströmungen 3
- V. Teschendorff, GRS Garching, Bedarf an detaillierten Messungen von Zweiphasenströmungen für die Codeentwicklung zur Reaktorsicherheit 22
- D. Mewes, Universität Hannover, Zweiphasige Strömungen in Packungen und Blasen-säulen - Berechnung und Visualisierung 32

II. OPTISCHE METHODEN

- R. Kulenovic, M. Groll, Universität Stuttgart, Laser-Speckle-Photographie: Vergleich von Auswertemethoden 58
- J. Kumpart, K. Michel, O. Fiedler, K. Christofori, TU Hamburg-Harburg, Einsatz des Ortsfilterverfahrens zur Bestimmung lokaler Geschwindigkeiten in Mehrphasenströmungen 67
- S. Gomes, D. Pflieger, N. Gilbert, H.-G. Wagner, BASF Ludwigshafen, Experimental measurements on a Lab-Scale Bubble Column 75
- K.-H. Baumann, K. Mühlfriedel, Uni Halle, Untersuchungen des Stoffübergangs an fluiden Phasengrenzen mit der laserinduzierten Fluoreszenztechnik 83

III. EINZELTHEMEN

- F. Hensel, Forschungszentrum Rossendorf, Positronen-Emissions-Tomographie zur Untersuchung von Zweiphasenströmungen 91
- H. Benk, R. Loth, TU Darmstadt, Bestimmung lokaler Strömungs- und Turbulenzgrößen in Wasser/Luft-Zweiphasenströmungen mit X-Heißfilm-Sonden 97
- Hampel, W. Kästner, A. Fenske, HTWS Zittau/Görlitz, Anwendung modellgestützter Meßverfahren für die Bestimmung von Prozeßzuständen und Prozeßparametern in Druckbehältern mit Zweiphasengemisch 106
- J. Liebert, H.-P. Gaul, Siemens Erlangen, Messung von volumetrischem Dampfgehalt und Massenstrom einer Zweiphasenströmung mittels Pipe-Flow-Meter 120

IV. IMPEDANZVERFAHREN

- P. Horner, A. Zeisberger, F. Mayinger, TU München, Lokale Dampfgehaltsbestimmung in Kugel-Schüttung 128
- F. Dräger, S. Fleischer, H.-M. Prasser, R. Hampel, HTWS Zittau/Görlitz, Kapazitive Meßverfahren zur Bestimmung von Parametern einer Zweiphasenströmung und Anwendung von Neuro/Fuzzy-Methoden 136
- T. Kern, Forschungszentrum Rossendorf, Nadelförmige Leitfähigkeitssonden für die Charakterisierung von Schaum 150
- H.-M. Prasser, Forschungszentrum Rossendorf, Messung von Blasengrößenverteilungen mit Gittersensoren 157

Vorwort

Vom 24.-25. September 1998 fand in Rossendorf der 2. Workshop über Meßtechnik für stationäre und transiente Mehrphasenströmungen statt. Das Thema hat nach wie vor nichts an Aktualität eingebüßt. Diesmal standen 16 Vorträge auf dem Programm, das Spektrum reichte von optischen über radiometrische Methoden bis hin zu verschiedenen Impedanzsensoren, Heißfilmsonden und modellgestützten Meßverfahren. Herzlichen Dank allen Vortragenden! Besonderen Dank gebührt den Referenten der drei Hauptvorträge, Herrn Prof. Tropea, Herrn Teschendorff und Herrn Prof. Mewes, die über den Blickwinkel einzelner Forschungsaufgaben hinaus gingen und allgemeine Probleme, Tendenzen und insbesondere zukünftige Aufgabenstellungen für die Weiterentwicklung der Mehrphasenmeßtechnik zur Diskussion brachten. Auf dem Gebiet der Computersimulation von Mehrphasenströmungen zeichnet sich zunehmend der Übergang zu dreidimensionalen Modellen ab. Hieraus ergeben sich neue Anforderungen an die Meßtechnik, sowohl hinsichtlich der räumlich-zeitlichen Auflösung als auch was den Umfang der zu erfassenden Informationen betrifft. Die meisten Vorträge trugen dieser Entwicklung bereits Rechnung. In Zukunft müssen auch weiterhin große Anstrengungen auf dem Gebiet der Meßtechnikentwicklung unternommen werden. Insgesamt kann wieder auf ein anregendes und informatives Treffen zurückgeblückt werden. Mit diesem zweiten Workshop ist nun schon eine kleine Tradition begründet worden, die in 1999 auf alle Fälle fortgesetzt wird.

gez. Prof. Frank-Peter Weiß
Direktor des Instituts für Sicherheitsforschung
im Forschungszentrum Rossendorf e.V.

gez. Prof. Rainer Hampel
Direktor des Instituts für Prozeßtechnik, Prozeß-
automatisierung und Meßtechnik (IPM) e.V. an
der HTWS Zittau/Görlitz (FH)

NEUENTWICKLUNGEN BEI OPTISCHEN MEßVERFAHREN FÜR ZWEIPHASENSTRÖMUNGEN

C. Tropea

Fachgebiet Strömungslehre und Aerodynamik, TU Darmstadt

1. Inhalt des Vortrages

- Überblick über Aufgaben und Lösungsansätze
 - Lichtstreberechnungen
- Phasen-Doppler-Anemometrie
 - Dual-Mode PDA, Dual-Burst PDA, Rückstreu-PDA
- Regenbogen-Verfahren
- Zusammenfassung

TU Darmstadt





Meßaufgabe

Meßtechnik

Unterscheidung der Phasen	⇒	Brechungsindex
Geschwindigkeit der verschiedenen Phasen	⇒	LDA, Korrelationsverfahren, PIV
Größenmessung der dispersen Phase	⇒	PDA, direkte Abbildung, Shadow Doppler Anemometry
Massendurchsatzmessung, Konzentration	⇒	Größe, Geschwindigkeit und Anzahl bestimmen
Komposition der dispersen Phase	⇒	Extinktion
Temperaturmessung der dispersen Phase	⇒	Regenbogen(?), inelastische Lichtstreuung(?)

Partikelübersicht



Classes of particles

Rotationally symmetric particles

homogeneous

Spherical particles

inhomogeneous

A)



B) layered



C) evaporating



G) suspensions



D) prolate oblate



limits



E) Cylinder Disc

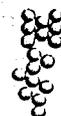
F) general deformations



H) almost spherical



I) agglomerates



J) very irregular





mathematische Beschreibung
der Form und der
Komposition des Teilchens

fundamentales Verständnis
der Lichtstreuung vom
Teilchen

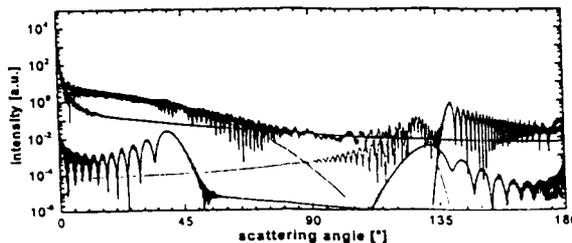
Ausführung der Prinzipien in
einem Meßgerät

Strategie zur Auswahl der
Beobachtungsparameter
(observables) sowie eine
Lösung des inversen Problems



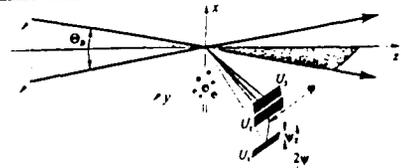
Eine wichtige Voraussetzung für die Entwicklung neuer optischer
Meßverfahren sind leistungsfähige Verfahren zur Lichtstreuungsberechnung.

- Berechnung von Gauss-Strahlen, geschichteten Tüpfeln, nichtspitzwinkigen Tüpfeln, Mehrfachstreuung, etc.
- Hohe Rechenkapazität erlaubt auch komplexere Signal- bzw. Datenverarbeitung



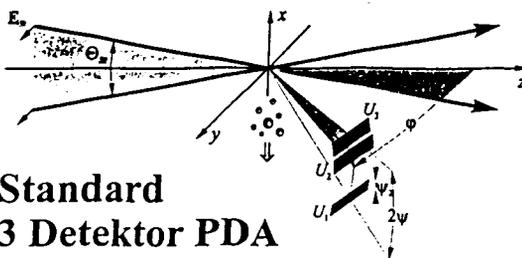
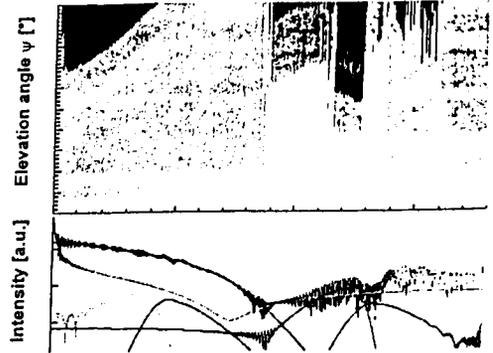
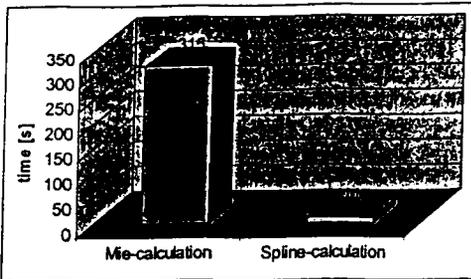


- $(S_1(\theta), S_2(\theta))$ wird als Datenbank gespeichert
- Spline-Funktionen erlauben Interpolation zwischen Stützpunkte
- 29 Mal schneller (evtl. 100 Mal)



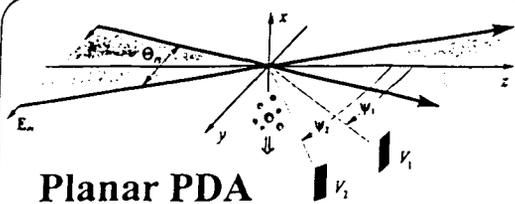
phase difference for a 100µm water droplet [°]

3 Rechteckblenden 1cm²; f=410mm; d_p=10(10)...100µm;
m=1.334; N_λ=225...4500; ebene Wellen

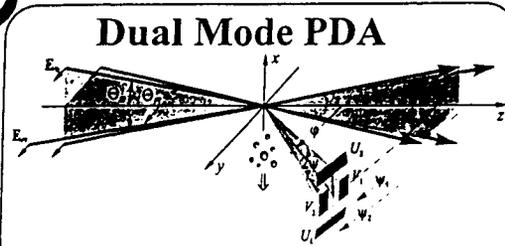


Standard
3 Detektor PDA

optische Parameter
 θ - Schnittwinkel
 ϕ - Streuwinkel
 ψ - Anhebungswinkel



Planar PDA



Dual Mode PDA

Viele Untersuchungen mit PDA benötigen den Massendurchsatz bzw. die Konzentration.

- ☞ Verdampfung
 - ☞ Tropfenaufprall auf Wände
 - ☞ Sprühbeschichtung
 - ☞ sonst.
- Zweiphasenströmungen mit disperser Phase

Für solche Messungen zeigte die PDA-Meßtechnik große Ungenauigkeiten auf.

Massendurchsatz : 1D

$$f_n = \frac{\pi \rho}{6 \Delta t} \sum_{i=1}^I \frac{D_i^3 N_i}{A(D_i)_n} * \frac{U_n(D_i)}{U_n(D_i)}$$

n - index für Komponente

i - index für Tropfengröße

I - Anzahl der Größenklassen

N_i - Anzahl der Teilchen in Klasse i

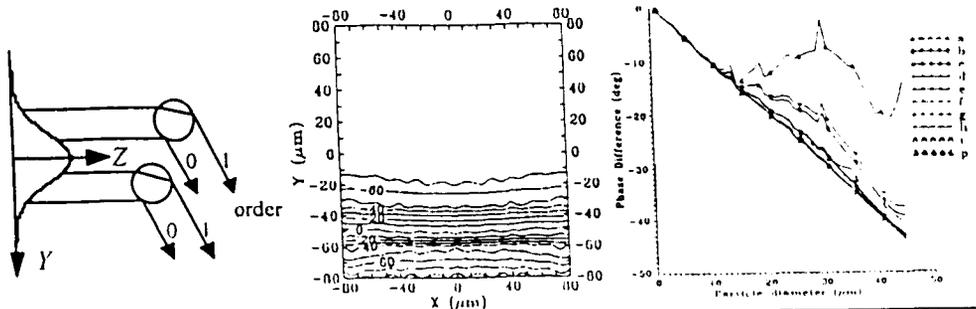
D_i - Teilchendurchmesser

$U_n(D_i)$ - Geschw. in Richtung n der Teilchen in Klasse i

$A_n(D_i)$ - durchmesserabhängiger Querschnitt

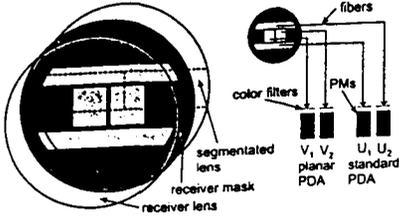
Gaussian Beam Defect - Trajectory Effect

Die nicht gleichmäßige Einfallsintensität über den Teilchendurchmesser führt zu einer Mischung von gebrochenem und reflektiertem Streulicht, die eine Abweichung der Linearität in der Phasen/Durchmesser-Kennlinie hervorruft. Dies führt zu Fehlmessungen.

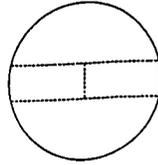




Dual-Mode-PDA (Dantec)



segmentierte Linse wird weiterhin verwendet

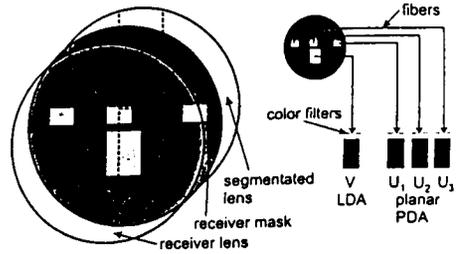
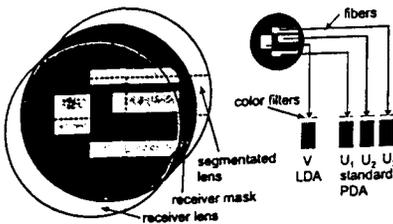


Modifikationen:

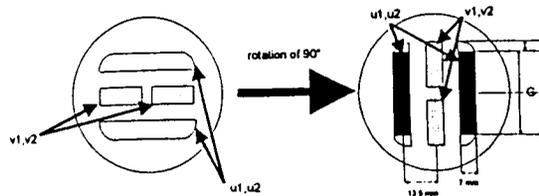
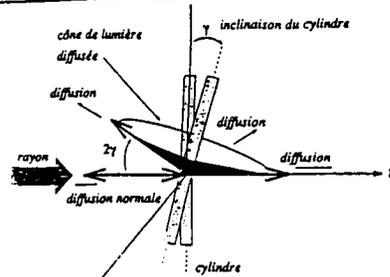
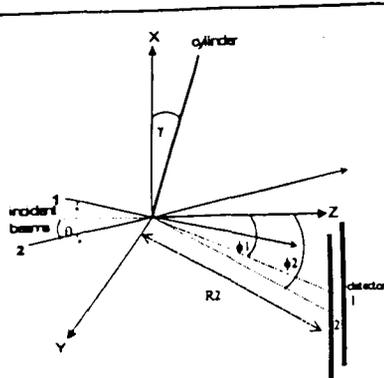
- o neue Blenden
- o Farbfiltertausch
- o neue Phasenfaktoren in Software

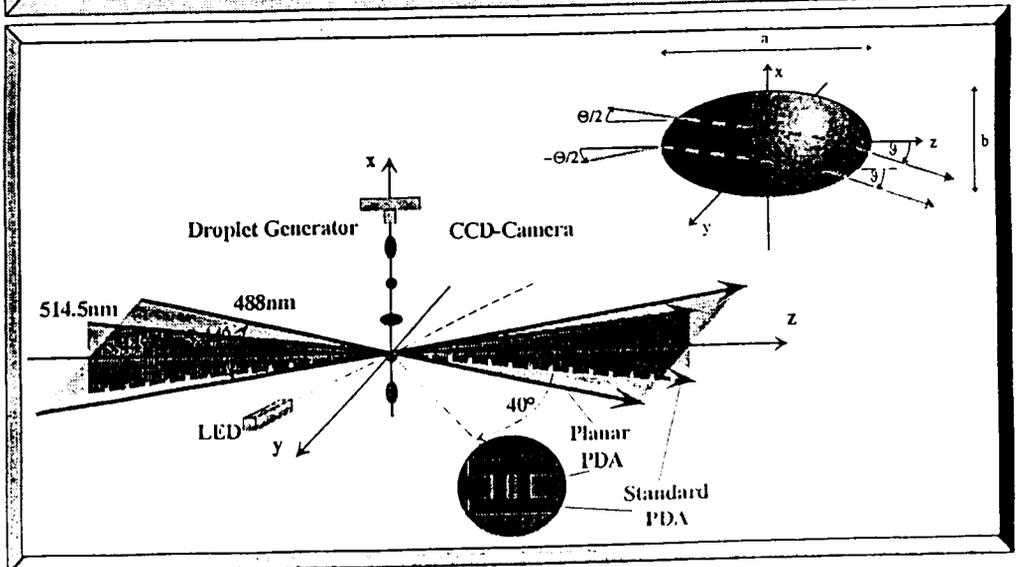
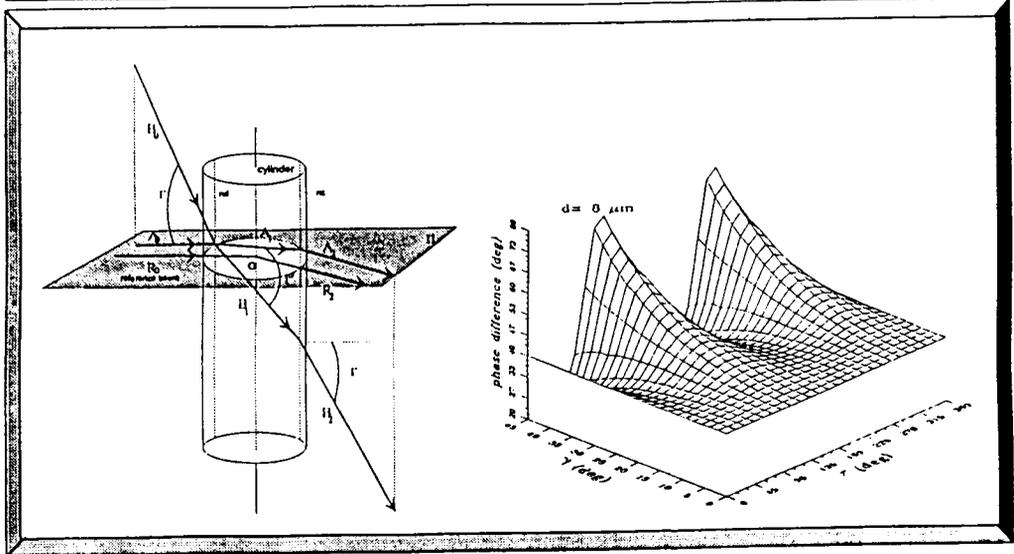
-> Planar PDA für Zylindermessungen

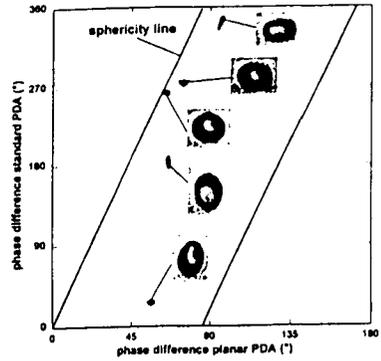
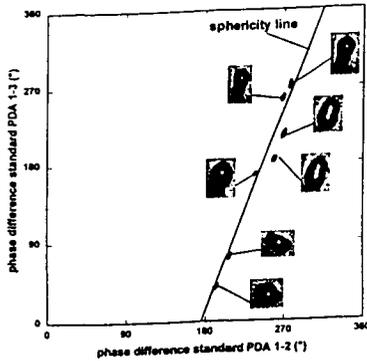
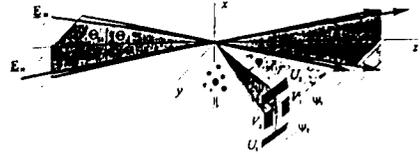
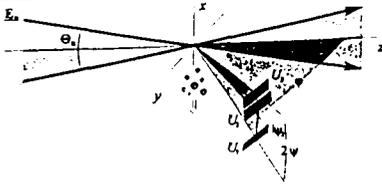
-> 3 Detektor PDA



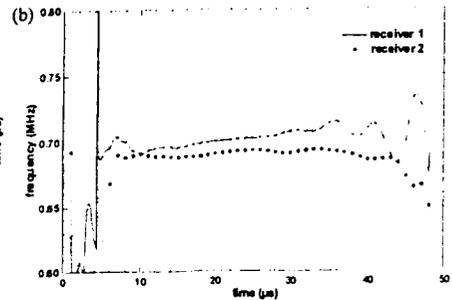
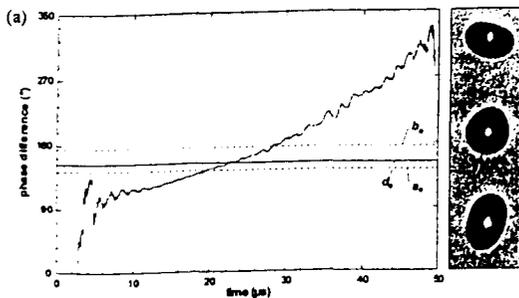
Messung zylindrischer Teilchen: I





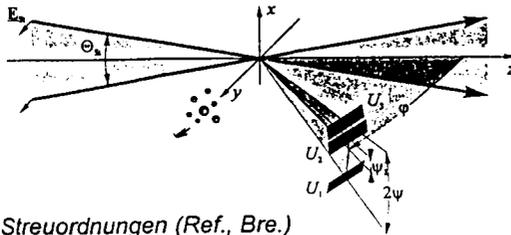


- Oszillationen führen zu Phasen- bzw. Frequenzänderungen während der Durchquerung des Meßvolumens.
- Ermittlung der Geschwindigkeit der Wechselwirkungspunkte ergibt die Frequenz der Oszillation und den volumenbezogene Durchmesser.
- Voraussetzung ist eine zeitaufgelöste Bestimmung der Signalamplitude, -phase und -frequenz (\Rightarrow Hilbert-Transformation)

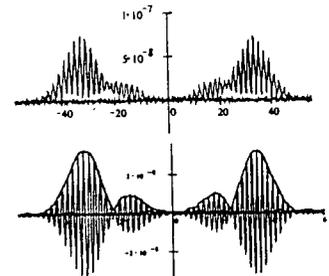
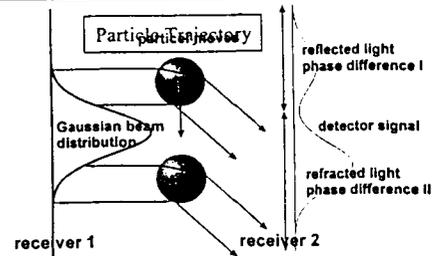




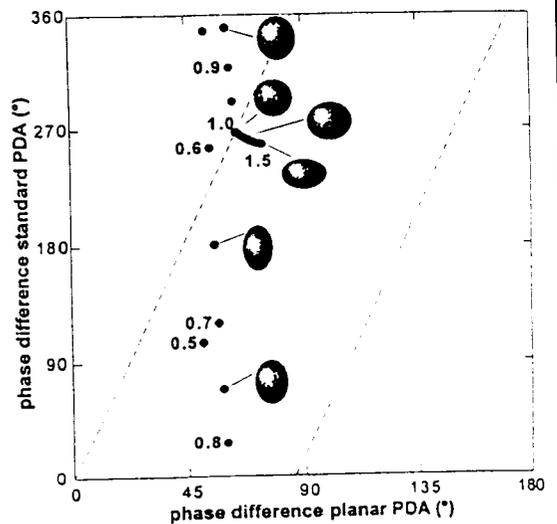
Gemessen wird Brechungsindex und Absorptionskoeffizient



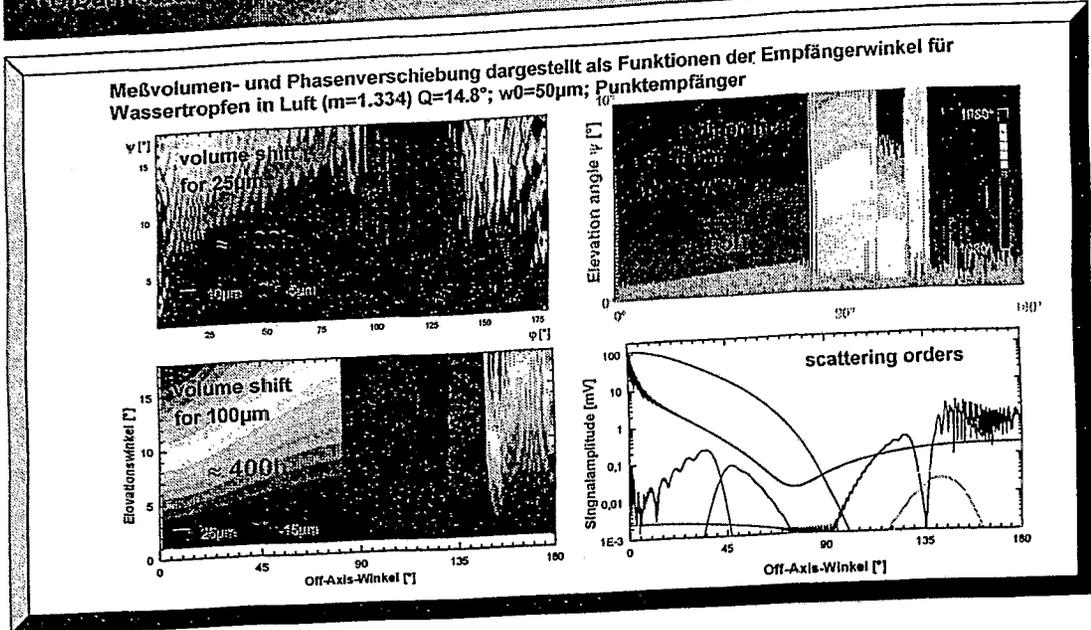
- Streuordnungen (Ref., Bre.) werden durch Strahlprofil räumlich getrennt
- Reflexion ergibt Partikeldurchmesser, Brechung ergibt Brechungsindex
- Amplitudenverhältnis ergibt Absorption
- Zeitverschiebung zwischen Signal gibt weitere Information bzw. Validationsmöglichkeiten



Werden die einzelnen Durchmesser (meridionaler, äquatorialer) zeitlich erfasst, so besteht durch eine Extrapolation die Möglichkeit, den volumenäquivalenten Durchmesser zu bestimmen.

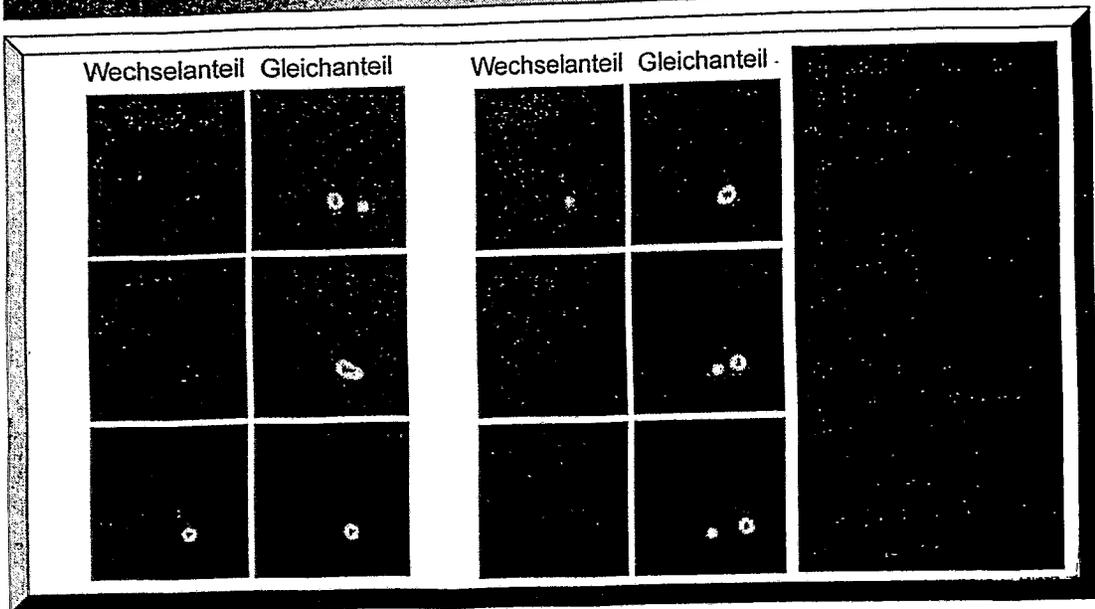



Meßvolumen- und Phasenverschiebung



©. anamvch010021.000

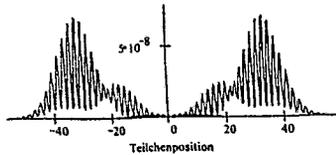

Signal simulation: Rückstreu-PDA



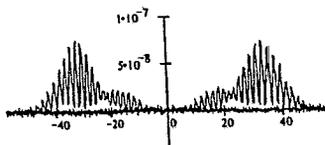
©. anamvch010021.000



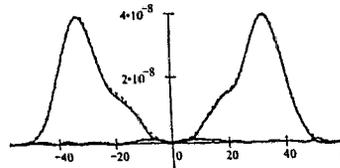
1. Simulierte Burstsignale für verschiedene Partikelbahnen



2. Simulierte Signale mit addiertem Rauschen

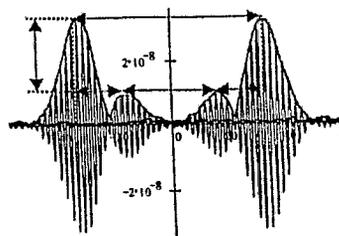


3. Gleichanteil der Signale



- ergibt ein oder zwei Zeitverschiebungen
- entspricht Position im Detektionsvolumen

4. Wechselanteil der Signale

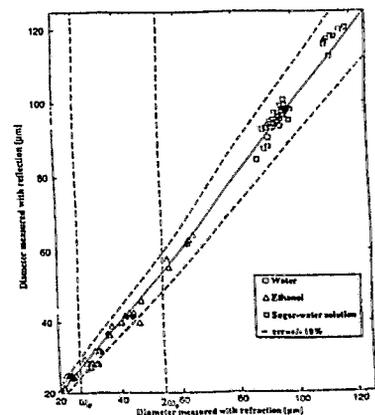
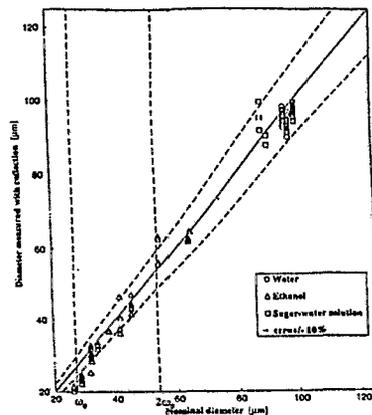


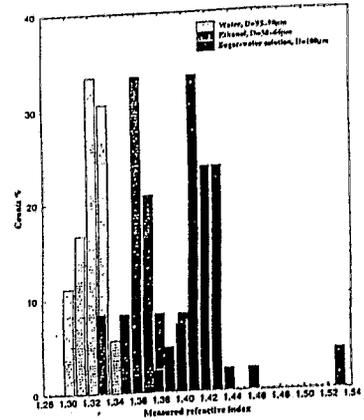
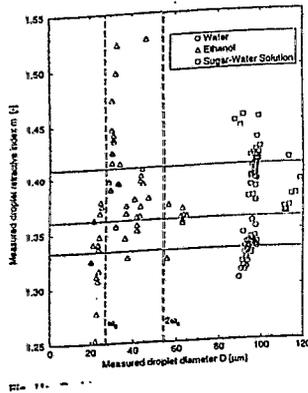
- ergibt ein oder zwei Zeitverschiebung und Amplitudenverhältnis
- Partikeldurchmesser, Brechungsindex, Absorption

LSTM
Erlangen

Experimental Results: Droplet Diameter

Merseburg
14/36





Principle:

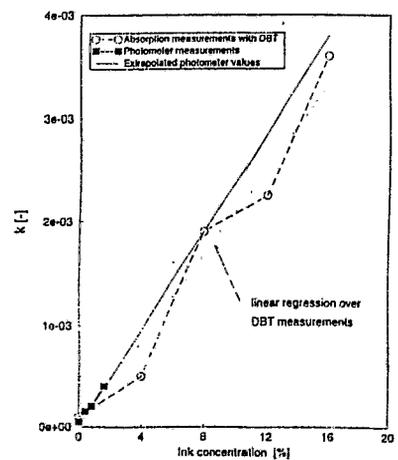
$$I_{1,K}^{\max} = I_{1,0}^{\max} \cdot e^{-KL}$$

$I_{1,K}^{\max}$ - collected maximum of refr. rays
for a given absorbing particle

$I_{1,0}^{\max}$ - maximum intensity without absorption

K - absorption coefficient $k = K\lambda / 4\pi$

$L = AD$ - optical path of refracted rays through
the particle



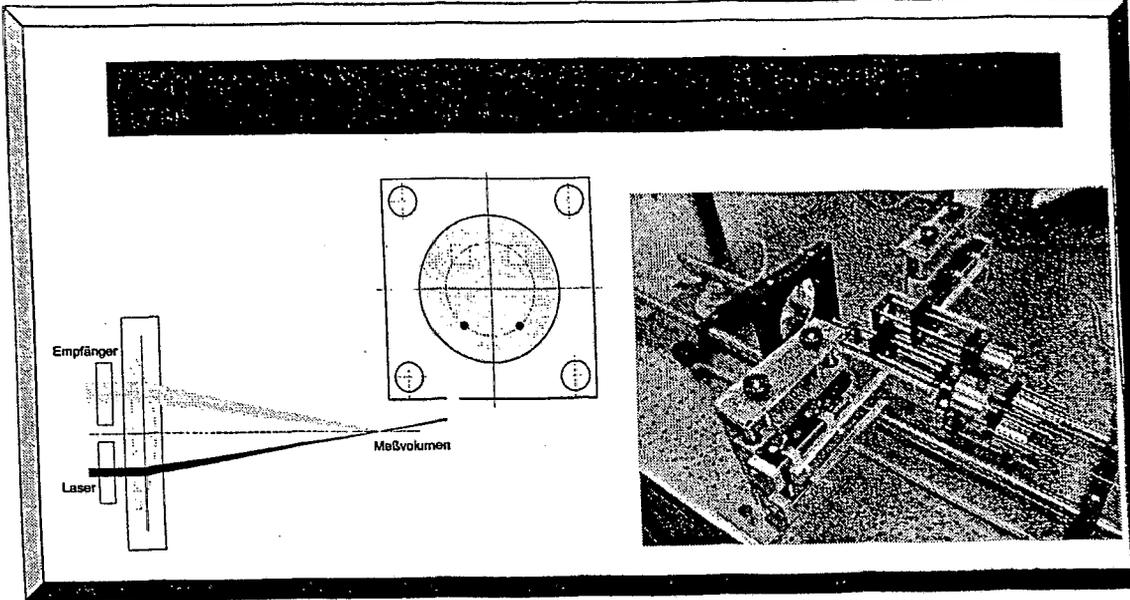
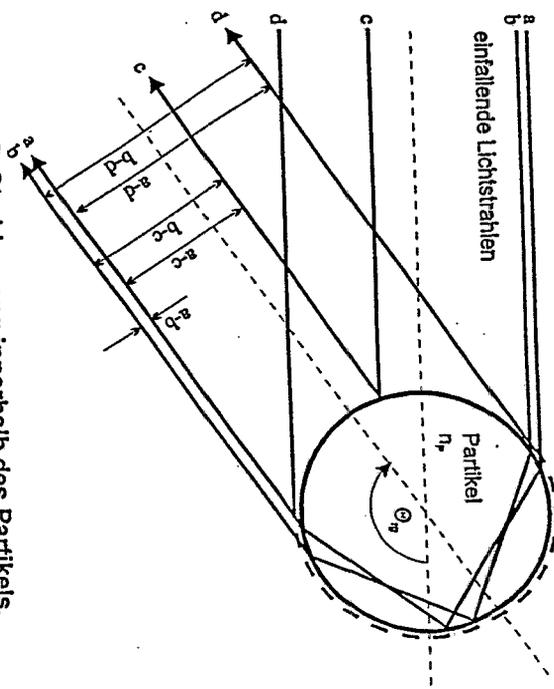


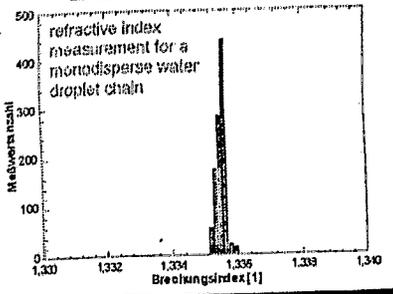
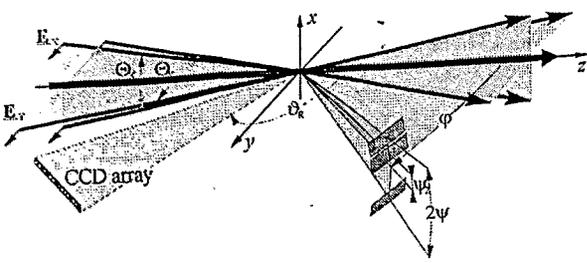
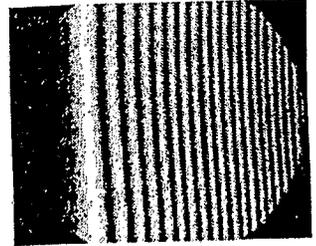
Abbildung 2: Strahlengang innerhalb des Partikels.



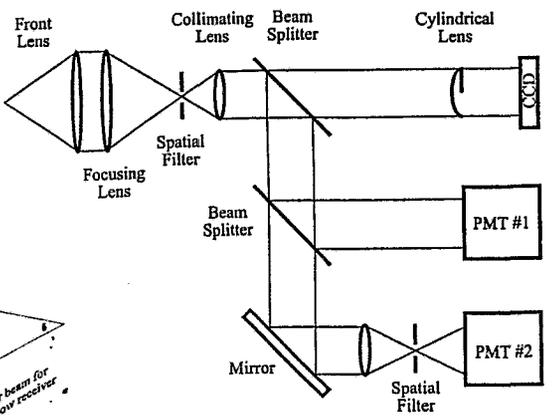
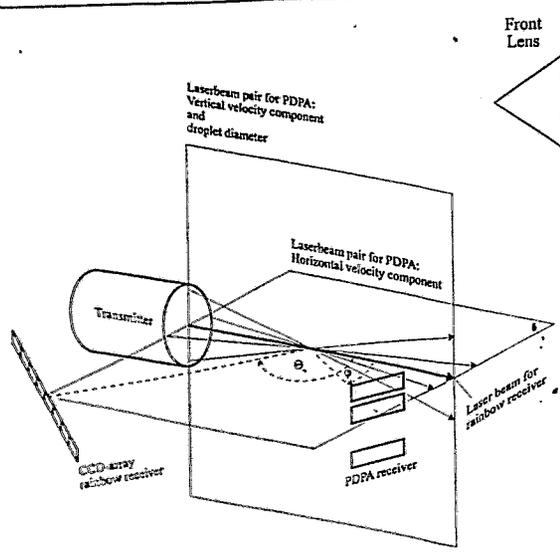
Regenbogen-Verfahren

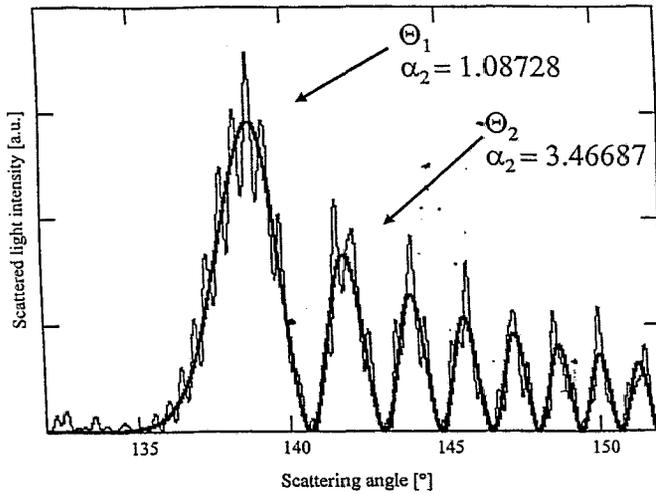


- Regenbogenwinkel ist sehr empfindlich gegenüber Partikeldurchmesser und Brechungsindex
- Brechungsindex ist oft von Temperatur abhängig



Regenbogen-Meßeinrichtung





— Lorenz-Mie theory
- - Airy theory

Airy-Integral

$$\mathcal{O}_{\text{Regenbogen}}(\alpha) = \int_0^{\infty} \cos\left(\frac{\pi}{2}(\alpha\eta - \eta^3)\right) d\eta$$

Normalisierte Winkelposition

$$\alpha = (\Theta - \Theta_1) \left(\frac{16d_p^2}{\lambda^2 \cos^2 \tau_{rg}} \right) \sin \tau$$

Regenbogenwinkel

$$\Theta_{rg} = 2\tau_{rg} - 4 \arccos\left(\frac{1}{m} \cos \tau_{rg}\right)$$

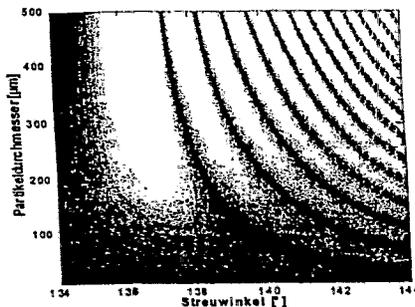
$$\tau_{rg} = \arcsin \sqrt{\frac{m^2 - 1}{3}}$$



Bestimmung des Durchmessers

$$d_p = \frac{\lambda}{4} \left(\frac{\cos \tau_{rg}}{\sin^3 \tau_{rg}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{2.37959 \cdot 180^\circ}{\Theta_2 - \Theta_1 \cdot \pi} \right)^{\frac{3}{2}}$$

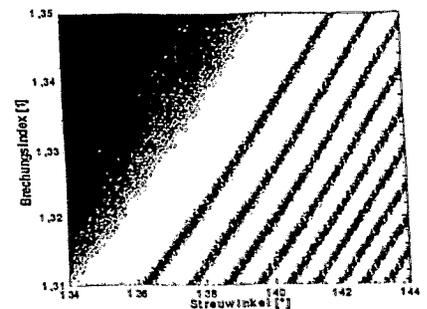
$$\tau_{rg} = \arcsin \sqrt{\frac{m^2 - 1}{3}}$$



Bestimmung des Brechungsindex

$$\Theta_{rg} = \frac{3.46687 \cdot \Theta_1 - 1.08728 \cdot \Theta_2}{2.37959}$$

$$\Theta_{rg} = 2\tau_{rg} - 4 \arccos\left(\frac{1}{m} \cos \tau_{rg}\right)$$

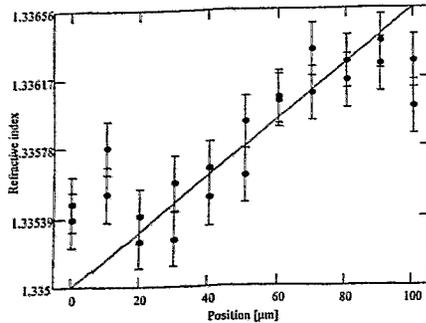


Abhängigkeit der Amplitude von Durchmesser und Brechungsindex



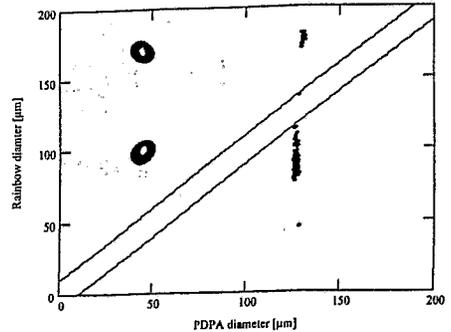
Meßvolumen

Begrenzt durch 100 µm Schlitz
 ⇒ Meßbereich (Brechungsindex)
 $1.56 \cdot 10^{-3}$

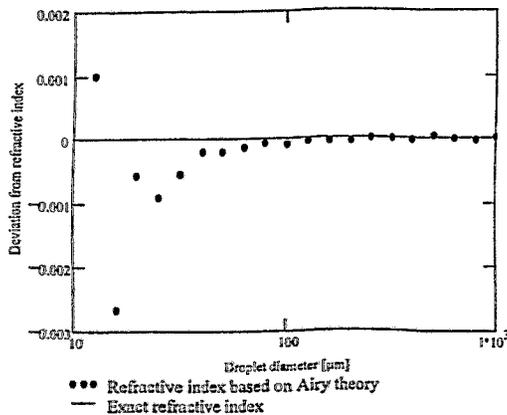


Spharizität

Durchmesservergleich als
 Validation

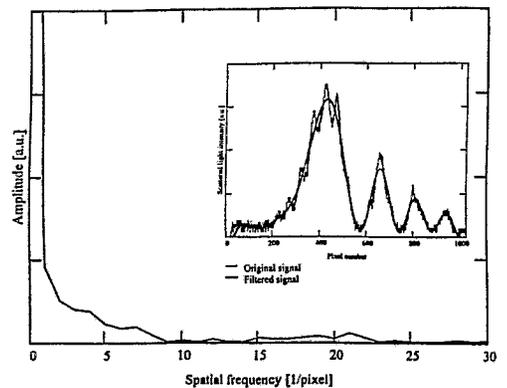


Airy-Theorie



Brechungsindex ermittelt von simulierten
 Signalen

Filter



Leistungsdichtespektrum

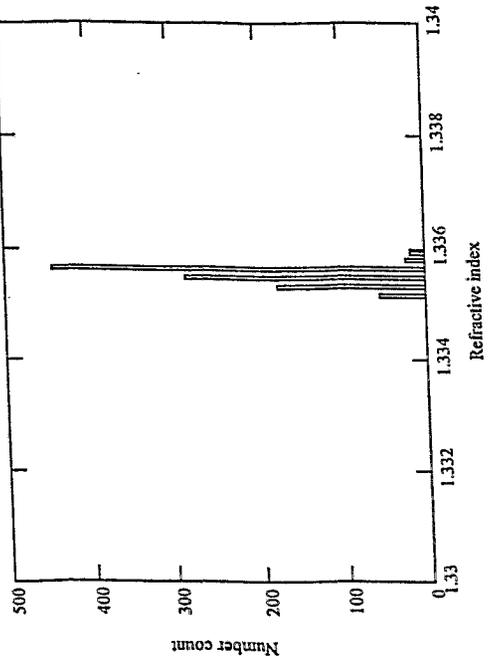


QZM
TU Darmstadt

Messung des Brechungsindex

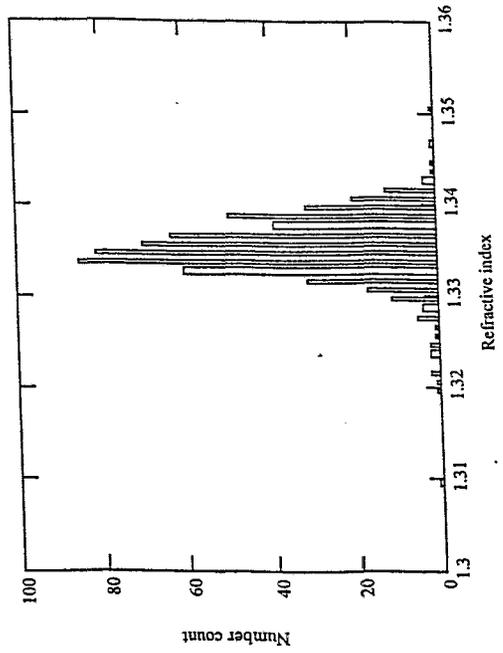
Tropfengenerator

Standardabweichung
 $1.5 \cdot 10^{-4}$ (Brechungsindex)
 $1.7 \text{ }^\circ\text{C}$ (Temperatur)



Spray

Standardabweichung
 $3.58 \cdot 10^{-3}$ (Brechungsindex)
 $26.7 \text{ }^\circ\text{C}$ (Temperatur)



Aerometrics, Inc. Rainbow Refractometer

Neuentwicklungen bei optischen Meßverfahren für Zweiphasenströmungen

Prof. Dr.-Ing. C. Tropea, FG Strömungslehre und Aerodynamik, TU Darmstadt

Literaturverzeichnis

- H.-E. Albrecht, H. Bech, N. Damaschke, M. Feleke 1995 Berechnung der Streuintensität eines beliebig im Laserstrahl positionierten Teilchens mit Hilfe der zweidimensionalen Fouriertransformation, *Optik*, 100 118-124
- Alexander, D.R.; Wiles, K.J.; Schaub, S.A.; Seeman, M.P.S.A.: "Effects of non-spherical drops on a phase doppler spray analyzer", SPIE 573 Particle Sizing and Spray Analysis San Diego, CA, USA (Bellingham, WA, Research supported by the University of Nebraska, 1985), 67-72.
- Bech, H.: "*Berechnung der Zweiteilchenstreuung mit Hilfe der Fourier-Lorenz-Mie-Theorie*", DFG-Arbeitsbericht, 1998.
- van Beeck, J.P.A.J.; Riethmuller, M.L.: "*Nonintrusive measurements of temperature and size of single falling raindrops*", *Appl. Opt.* 34, 1633-1639 (1995).
- van Beeck, J.P.A.J.; Riethmuller, M.L.: "*Rainbow phenomena applied to the measurement of droplet size and velocity and to the detection of nonsphericity*", *Appl. Opt.* 35, 2259-2266 (1996)
- van Beeck, J.P.A.J.: "*Rainbow Phenomena: development of a laser-based, non-intrusive technique for measuring droplet size, temperature and velocity*", PhD thesis, Eindhoven 1997.
- Borys, M.: "*Analyse des Amplituden- und Phasenverhaltens von Laser-Doppler-Signalen zur Größenbestimmung sphärischer Teilchen*", Dissertation Universität Rostock, Shaker Verlag, Aachen 1996.
- Brenn, G., Domnick, J., Tropea, C., Xu, T.-H., Onofri, F., Gréhan, G., Gouesbet, G.: "*The Dual Burst Technique and its Application to Optically non-Homogeneous Particles*", 4th Int. Congress Optical Particle Sizing, Nürnberg Germany 1995.
- Damaschke, N.: "*Programm zur Berechnung der elektromagnetischen Streuung – Angewandte Mie-Theorie*", Kleiner Beleg, Universität Rostock 1995.
- Damaschke, N.: "*Theoretische und experimentelle Untersuchungen zu den Anwendungsgrenzen der Laser-Doppler-Anemometrie*", Diplomarbeit Universität Rostock 1997.
- Damaschke, N.; Heukelbach, K.; Tropea, C.: "*Messung von Partikeldurchmesser, Brechungsindex und Temperatur mit dem Regenbogen*", angenommen als Konferenzbeitrag zur GALA 1998 in Essen.
- Damaschke, N.; Gouesbet, G.; Gréhan, G.; Mignon, H.; Tropea, C.: "*Response of Phase Doppler Anemometer systems to nonspherical droplets*", *Appl. Opt.* 37, 1752-1761 (1998).
- Damaschke, N.; Gouesbet, G.; Gréhan, G.; Tropea, C.: "*Optical techniques for the characterization of non-spherical and non-homogeneous particles*", *Meas. Sci. Technol.* 9, 137-140 (1998).
- Gouesbet, G., Maheu, B., Gréhan, G.: "*Light Scattering from a Sphere Arbitrarily Located in a Gaussian Beam, Using a Bromwich Formulation*", *J. Opt. Soc. Am. A* 5, 1427 (1988).
- Heukelbach, K.: "*Application of the Rainbow in Particle Diagnostics*", Diplomarbeit, Universität Erlangen-Nürnberg 1998.

- van de Hulst, H.C.: "*Light scattering by small Particles*", Dover Publications, New York 1981.
- Lehmann, P., Wriedt, T., Schöne, A.: "*Time-resolved laser Doppler and phase Doppler signal processing*", SPIE 2546, 246 (1995).
- Mie, G.: "*Considerations on the optics of turbid media, especially colloidal metal sols*", Ann. Phys. 25, 377-442 (1908).
- H. Mignon, G. Gréhan, G. Gouesbet, T.H. Xu, C. Tropea 1996 Measurement of Cylindrical Particles with Phase Doppler Anemometer Applied Optics, 35, 5180-5190
- Naqwi, A.; Durst, F.; Liu, X.: "*Two Optical Methods for Simultaneous Measurement of Particle Size, Velocity, and Refractive Index*", Appl. Opt. 30, 4949-4959 (1991).
- Onofri, F.; Girasole, T.; Gréhan G.; Gouesbet, G.; Brenn, G.; Domnick, J.; Tropea, C.; Xu, T-H.: "*Phase-Doppler-Anemometry with Dual Burst Technique for Measurement of Refractive Index and Absorption Coefficient simultaneously with Size and Velocity*", Part. Part. Syst. Charact. 13, 112-124 (1996).
- Sankar, S.V.; Ibrahim, K.M.; Buermann, D.H.; Fridrich, M.J.; Bachalo, W.D.: "*An Integrated Phase Doppler/Rainbow Refractometer System for Simultaneous Measurement of Droplet Size, Velocity, and Refractive Index*", The Third International Congress on Optical Particle Sizing, Yokohama, Japan 1993.
- Sankar, S.V.; Buermann, D.H.; Bachalo, W.D.: "*Simultaneous Measurements of Droplet Size, Velocity, and Temperature in a Swirl-Stabilized Spray Flame*", 7th Intl. Symp. On Appl. Of Laser Techniques to Fluid Mechanics, Lisbon, Portugal 1994.
- C. Tropea, T.-H. Xu, F. Onofri, G. Gréhan, P. Haugen, M. Stieglmeier 1996 Dual Mode Phase Doppler Anemometer Part. Part. Syst. Charact. 13 165-170
- Volkholz, P.; Melling, A.; Durst, F.: "*Refractive Index Measurements with Phase Doppler Anemometry in the Size Range 0.0 to 20 μ m*", Proceedings of the 9th Intl. Symp. On Appl. Of Laser Techniques to Fluid Mechanics Volume I, Lisbon, Portugal 1998.
- Wriedt, T., Manasse, U., Baukhage, K.: "*Deconvolution of PDA size distributions from sprays of optically inhomogeneous liquids*", Proc. Fift Int. Conf. Laser Anemometry Advances and Applications, Veldhoven (Niederlande), 137 (1993).
- Wyatt, P. J.: "*Scattering of electromagnetic plane waves from inhomogeneous spherically symmetric objects*", Phys. Rev. 127, 1837 (1962). Errata, Phys. Rev. 134, AB1 (1964).

Bedarf an detaillierten Messungen von Zweiphasenströmungen für die Codeentwicklung zur Reaktorsicherheit

V. Teschendorff

Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH

1 Einleitung

Zweiphasenströmungen spielen bei der Kühlung von Kernreaktoren eine entscheidende Rolle. Bei den zur Stromerzeugung vorherrschenden leichtwassergekühlten Reaktortypen wird Wasser durch nukleare Beheizung zum Sieden gebracht und der entstehende Dampf zum Antrieb von Turbinen verwendet. Im Siedewasserreaktor entsteht der Dampf direkt zwischen den Brennstäben im Reaktorkern bei einem Druck von ca. 70 bar, während beim Druckwasserreaktor der Primärkreisdruck von über 150 bar für einphasige Strömung des Wassers als Moderator und Wärmeträger sorgt. Der Dampf wird auf der Sekundärseite der Dampferzeuger gebildet und zur Turbine geleitet.

Während die beim Normalbetrieb von Kernreaktoren auftretenden stationären Strömungen gut bekannt und ausreichend genau zu berechnen sind, sind für die Reaktorsicherheit vor allem transiente Zweiphasenströmungen von Interesse, die bei hypothetischen Störfällen auftreten und deshalb nicht an Reaktoranlagen selbst beobachtet werden können. So ist bei postulierten Lecks an Kühlmittelleitungen mit erheblichem Wasserverlust zu rechnen, der den Reaktorkern freilegen kann, falls nicht rechtzeitig Wasser nachgespeist wird. Eine Unterbrechung der Kernkühlung würde zur Aufheizung und später zum Schmelzen des Kerns führen, denn trotz sofortiger automatischer Abschaltung des Reaktors beim Auftreten eines Lecks wird im Kern weiterhin Wärme erzeugt. Diese Nachzerfallsleistung kann nach einer Stunde noch ca. 1% der betrieblichen Reaktorleistung betragen, so daß der Kernnotkühlung und den dabei auftretenden Zweiphasenströmungen eine zentrale Rolle in der Reaktorsicherheit zukommt.

2 Strömungsformen

Die Zweiphasenströmungen, mit denen bei Störfällen in Leichtwasserreaktoren gerechnet werden muß, sind durch einen extrem großen Parameterbereich und eine enorme Vielfalt und Komplexität von Strömungsbildern gekennzeichnet. Der Druckbereich ist für Zweiphasenströmungen durch den kritischen Punkt bei 221 bar begrenzt, nach unten kann er bis auf den atmosphärischen Druck und bei Kondensation noch darunter sinken. Entsprechend dem Druckbereich variiert auch der Temperaturbereich stark, wobei auch mit thermodynamischem Nichtgleichgewicht zu rechnen ist, d.h., eine Phase kann bei dynamischen Prozessen auch bei Präsenz der anderen Phase vom Sättigungszustand abweichen. Der Dampfvolumentgehalt kann von reinem Wasser bis zu reinem Dampf alle Zwischenwerte annehmen und Geschwindigkeiten können eine Größenordnung von 100 m/s erreichen. Dieser denkbar weite Parameterbereich führt in Kombination mit der komplexen Geometrie des Reaktorkühlsystems zu einer Vielfalt von Strömungsbildern.

Im folgenden werden drei Beispiele für komplexe Strömungsformen gezeigt, die bei Kühlmittelverluststörfällen in Druckwasserreaktoren relevant sind. Die Beispiele sind so gewählt, daß der grundsätzlich mehrdimensionale Charakter dieser Strömungen

deutlich wird. Die Strömungen treten im sog. heißen Strang der Hauptkühlmitteleitungen und im ringförmigen Fallraum (Downcomer) des Reaktordruckbehälters auf.

2.1 Zweiphasen-Naturkonvektion im Heißstrang

Die Primärkreis Komponente Heißstrang verbindet das obere Plenum mit dem Dampferzeuger. Darüber hinaus verbindet der Heißstrang im Druckhalterloop über die Volumenausgleichsleitung auch mit dem Druckhalter. Die typischen Abmessungen für eine 1300 MW-Anlage sind in Bild 1 dargestellt:

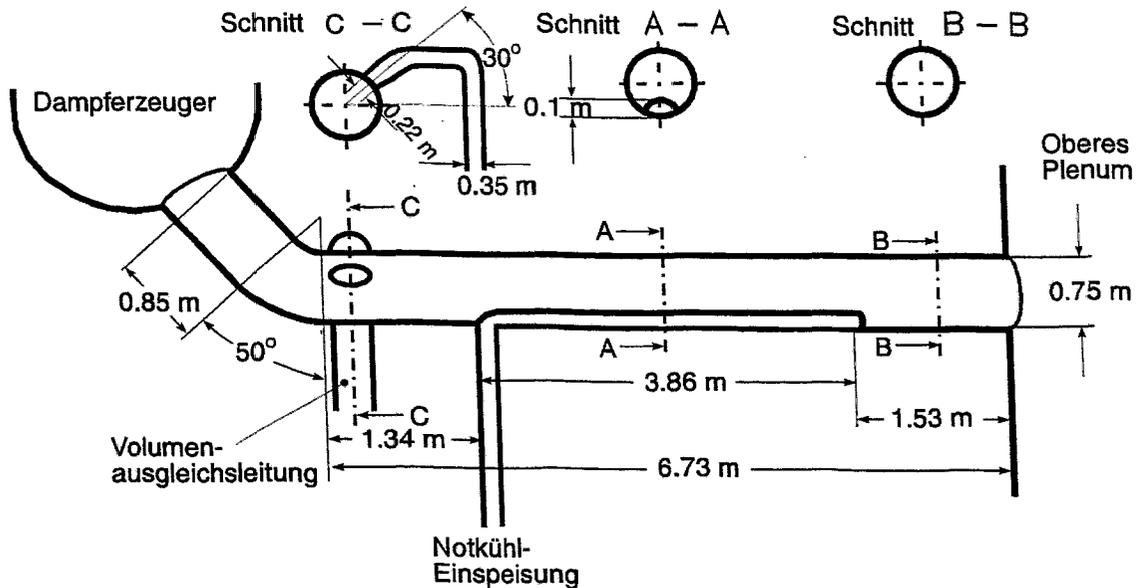


Bild 1: Abmessungen des Heißstrangs mit Volumenausgleichsleitung und Notkühlleitung

Bei hypothetischen Kühlmittelverluststörfällen findet nach Auslauf der Hauptumwälzpumpen im Heißstrang eine Naturkonvektion statt, die durch die Nachzerfallsleistung im Kern angetrieben wird. Der Systemdruck kann über längere Zeit dabei bei 70 bar verbleiben. Abhängig vom Wasserinventar und Systemdruck im Primärkreis zeigt sich dann ein einphasiger oder auch zweiphasiger Naturumlauf. Von besonderem Simulationsinteresse ist der zweiphasige Naturumlauf im Heißstrang. Etwa 10 kg/s Dampf, entspricht etwa $\frac{1}{4}$ der Dampfproduktion durch Nachzerfallsleistung, durchströmt den Heißstrang. Dabei können bis 400 kg/s Wasser bei hinreichendem Wasserstand im oberen Plenum zusammen mit dem Dampf den Heißstrang zum Dampferzeuger passieren.

Die entsprechenden UPTF-TRAM-Untersuchungen /1/ zeigen unter diesen Bedingungen das Strömungsbild Schichtenströmung mit "fließender" oder je nach Wasserangebot im oberen Plenum "schießender" Strömung. Nach UPTF findet der Übergang von fließender zur schießenden Strömung zunächst am Übergang vom horizontalen Teil zum 50° geneigten Teil des Heißstrangs statt. Der Wechsel in der Strömungsform bedeutet einen Wechsel im Turbulenzmechanismus.

In den folgenden Bildern sind die aus Meßdaten interpretierten Strömungsbilder dargestellt.

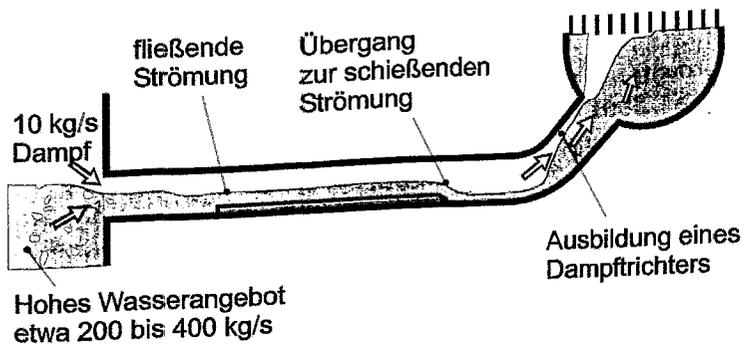


Bild 2: Ausbildung der Schichtenströmung bei hohem Wasserangebot

In dem unter 50° nach oben gerichteten Teil des Heißstrangs zeigen die UPTF-Versuche ein komplexes mehrdimensionales Strömungsbild, wenn das Wasserangebot den Wert von 200 kg/s überschreitet.

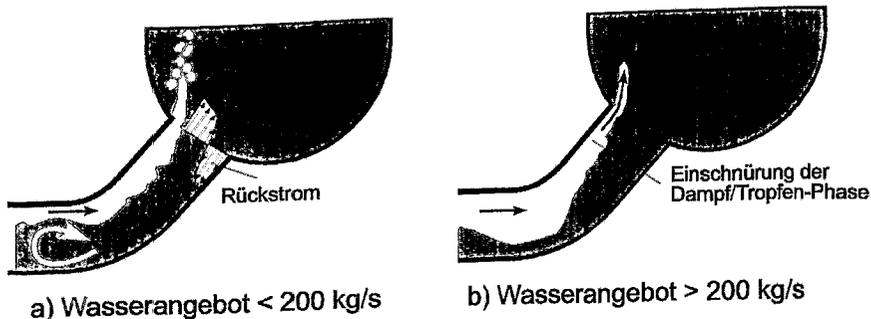


Bild 3: Strömungsbilder im 50° nach oben gerichteten Teil des Heißstrangs

2.2 Wassermiri am Übergang zur Volumenausgleichsleitung

Unter Bedingungen des anlageninternen Notfallschutzes mit primärseitiger Druckentlastung durch Abblasen am Druckhalter (Störfallszenario: totaler Ausfall der Speisewasserversorgung nach Beendigung oder Ausfall von sekundärseitigen Maßnahmen) werden große Wassermengen am Übergang vom Heißstrang zur Volumenausgleichsleitung (siehe Bild 4, Schnitt C-C) mitgerissen. Der Systemdruck im Primärkreis liegt zunächst bei etwa 160 bar und wird durch das Abblasen auf Drücke abgesenkt, bei denen Notkühlsysteme wirksam werden können; 80 bar für das Hochdrucksystem bzw. 26 bar für die Druckspeicher. Der Vorgang des Wassermirisses bestimmt die Wirksamkeit der Maßnahme zum anlageninternen Notfallschutz, da das Wasserinventar im Kern hiervon abhängt.

Die UPTF-TRAM-Versuche /2/ zu dieser Störfallsituation zeigen, daß im Heißstrang bis zum Abzweig zur Volumenausgleichsleitung im wesentlichen Schichtenströmung stattfindet. Im Ansaugbereich des Abzweigs verliert sich diese Schichtung und es findet verstärkt Tropfenströmung mit der Ausbildung eines Wasserzyklons statt. Insgesamt zeigen alle Versuchsläufe in UPTF, daß der Mitriß von Wasser stark von der Annäherung des Wasserstands an den Abzweig abhängt.

In Bild 4 sind die Strömungsvorgänge, so wie sie auch durch Videoaufzeichnungen erkennbar sind, schematisch dargestellt.

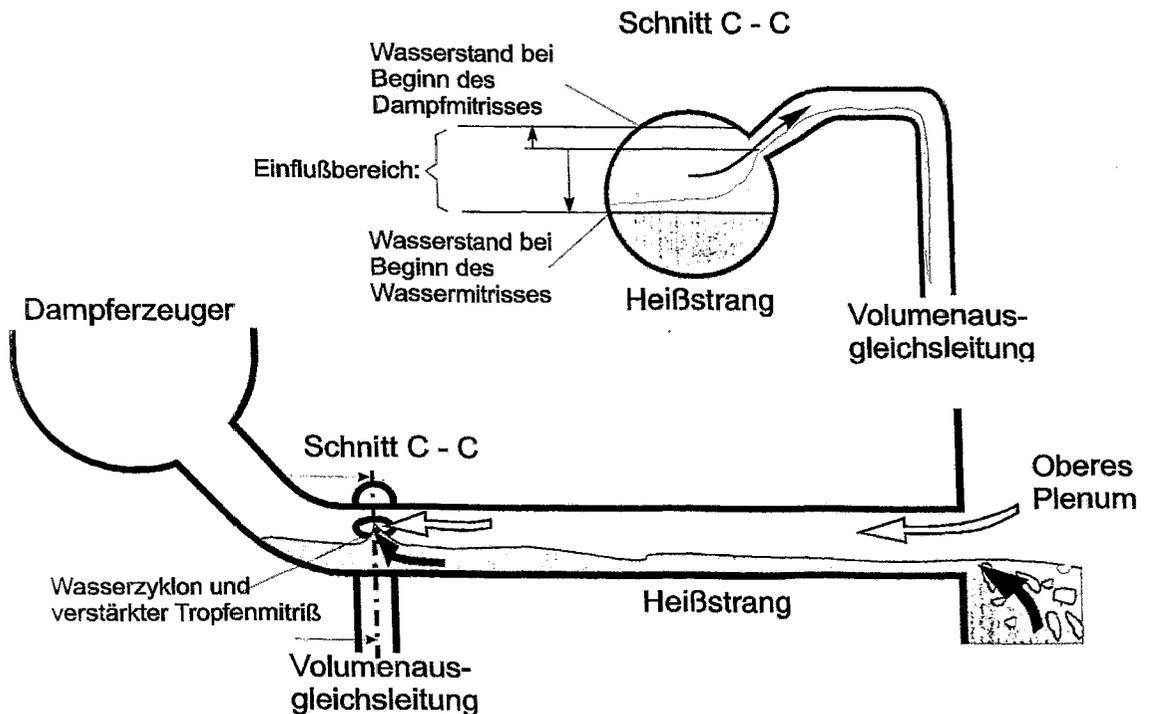


Bild 4: Strömungsbild am Übergang zur Volumenausgleichsleitung

2.3 Mitriß von Notkühlwasser aus dem Downcomer zum Leck

Bei einem Kühlmittelverluststörfall mit großem Bruch im Kaltstrang wird Notkühlwasser aus den Druckspeichern, das über die Kaltstränge eingespeist wird, teilweise mit der Dampfströmung zum Bruchstrang ausgetragen. Die Dampfströmung im Ringraum, die aus den intakten Kaltsträngen kommt, übt eine Kraft auf das im Ringraum befindliche Notkühlwasser aus und lenkt dabei dieses Wasser teilweise zum Bruchstrang um. Dieses Phänomen wird allgemein als "ECC-Bypass" bezeichnet.

Die UPTF-Versuche /3/ zeigen, daß der Wassermitriß zum Bruchstrang zum einen vom Dampfmassenstrom zum Bruchstrang und zum anderen vom Abstand des kollabierten Wasserstands im Ringraum zur Rohrachse des Bruchstrangs abhängt. In Bild 5 ist dieses Strömungsbild schematisch dargestellt.

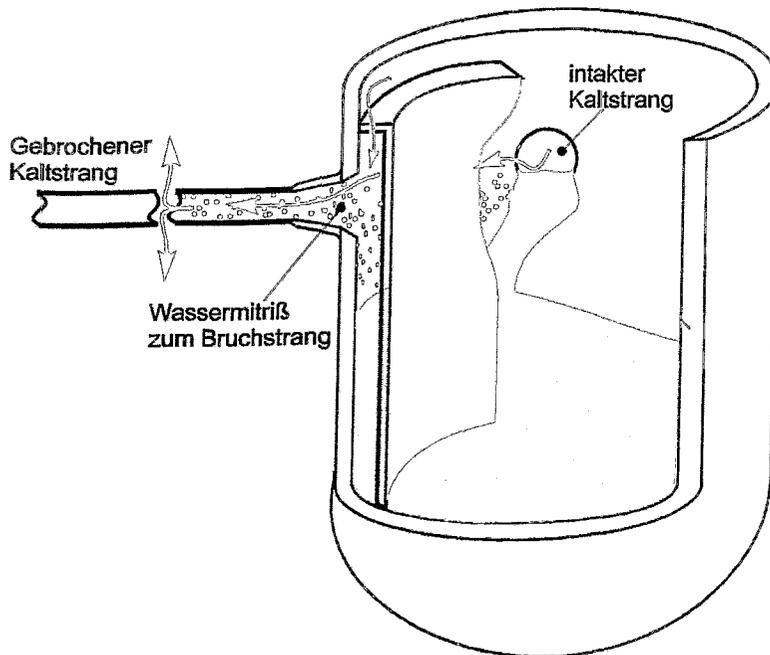


Bild 5: Schematische Darstellung des Strömungsbildes im Ringraum bei großem Bruch im Kaltstrang und Notkühlwasser-Einspeisung

Der relevante Systemdruck liegt hier zwischen dem Ansprechdruck der Druckspeicher von 26 bar und 4 bar. Der Wassermittreiß kann je nach Strömungsbedingungen bis zu 100% des eingespeisten Notkühlwasser-Massenstroms ausmachen.

3 Modellierung von Zweiphasenströmungen mithilfe von Rechenprogrammen

Zur Bewertung der Sicherheit von Kernreaktoranlagen werden Rechenprogramme eingesetzt, die an Experimenten validiert sind. International bekannt sind die Codes ATHLET [4], CATHARE, RELAP5 und TRAC. Diese sog. Systemcodes beschreiben die Thermofluidodynamik im Reaktorkühlsystem, die Wärmeleitung in Brennstäben, und Metallstrukturen, die Neutronenkinetik im Reaktorkern und die Leittechnik. Der Kühlkreislauf wird in einer relativ groben Zellenaufteilung (Größenordnung dm bis m) nodalisiert. Grundlage der Thermofluidodynamik ist ein System gekoppelter Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie, das für die Phasen Wasser und Dampf separat aufgestellt wird. Zur Schließung dieses Gleichungssystems werden Beziehungen für die Zustandsgrößen von Wasser und Dampf sowie für die Interaktion der Phasen untereinander und mit der Wand benötigt, z. B. Kondensationsraten und Druckverlustbeiwerte. In den Systemcodes werden sogenannte Strömungsbildkarten verwendet, mit denen aus den lokalen Lösungsvariablen (Dampfvolumentgehalt, Massenstrom) ein Strömungsbild festgelegt wird, bzw. zwischen unterschiedlichen Strömungsbildern interpoliert werden muß. Nachteile dieser Technik sind:

- Nur ausgebildete stationäre Strömungen sind erfaßt.
- Die Gültigkeit ist im wesentlichen auf horizontale und vertikale Rohre beschränkt.

- Mehrdimensionale Strömungen und geometrische Besonderheiten sind nicht berücksichtigt.

Als erster Systemcode bot TRAC die Möglichkeit, den Reaktordruckbehälter nicht nur axial, sondern auch radial und azimuthal zu nodalisieren. Auch bei den anderen Systemcodes sind Entwicklungen zur mehrdimensionalen Darstellung im Gange. Bei Anwendungen auf UPTF-Experimente zeigte sich jedoch, daß diese grobe Darstellung der mehrdimensionalen Strömungen nur sehr begrenzte Genauigkeit besitzt und nicht ohne weiteres für Prognosen außerhalb des durch Experimente abgesicherten Bereichs genutzt werden kann.

4 Erhöhte Genauigkeitsanforderungen und neue Modellierungsmöglichkeiten

Trotz des beachtlichen Entwicklungsstandes der Systemcodes besteht ein Bedarf an zukunftsgerichteter Forschung und Entwicklung zur Thermofluiddynamik. Der in den letzten Jahren erzielte Fortschritt der sog. Computational Fluid-Dynamic (CFD)-Codes sowie die erweiterten Möglichkeiten der neuen und absehbarer zukünftiger Rechnergenerationen sind entsprechend dem Stand von Wissenschaft und Technik bei der Störfallsimulation von Reaktoranlagen zu nutzen, nicht nur um internationalen Ansprüchen auch in Zukunft zu genügen, sondern mittelfristig einen neuen Standard in der Sicherheitsanalyse zu setzen.

Begründet ist der Bedarf für eine Weiterentwicklung der Simulationstechnik durch gestiegene Anforderungen an die Aussagesicherheit von Rechenergebnissen, insbesondere im Zusammenhang mit

- Bestimmung und Nutzung vorhandener Sicherheitsmargen in bestehenden Anlagen für Leistungserhöhung und Einsatz fortschrittlicher Brennelemente; Voraussetzung dazu sind realistische Rechnungen mit quantifizierter Aussagesicherheit,
- sicherheitstechnische Bewertung fortgeschrittener Reaktorkonzepte, z.B. EPR und SWR-1000; dort sind passiv wirkende Sicherheitseinrichtungen konzeptentscheidend, die auf genauer Berechenbarkeit thermohydraulischer Phänomene beruhen, z.B. zweiphasige mehrdimensionale Naturkonvektion.

Die Aussagesicherheit der heutigen Codegeneration ist vor allem durch zwei grundsätzliche Schwächen der thermofluiddynamischen Modellierung begrenzt:

- undifferenzierte Anwendung von Strömungsbildkarten,
- unzureichende Auflösung mehrdimensionaler Strömungsbereiche.

In der Vergangenheit war eine konservative Vorgehensweise üblich, d.h. für Modellparameter und Randbedingungen, die nicht durch Experimente abgesichert waren, wurden pessimistische Annahmen getroffen. Heute geht man auf möglichst realistische Modellierung über, die allerdings einen hohen Validierungsstand voraussetzt. Für diese „Best-Estimate“ Modellierung werden heute quantitative Angaben zur Unsicherheit der Rechenergebnisse gefordert. Diese lassen sich durch eine Reihe vorhandener und in Entwicklung befindlicher Methoden ermitteln. Dazu ist es nicht nur erforderlich, die Strömungssimulation in Richtung auf mechanistische Modellierung weiter zu ver-

bessern. Auch die Fähigkeit zur 3D-Simulation muß einen entscheidenden Beitrag zum Abbau von Unsicherheiten liefern.

Zur Berechnung dreidimensionaler Strömungsvorgänge werden heute CFD Codes für vielfältige technische Anwendungen mit Erfolg eingesetzt. Wegen ihres großen Potentials zur detaillierten, dreidimensionalen Strömungssimulation sind sie für die Reaktorsicherheit von besonderem Interesse. Im Gleichungstyp unterscheiden sich die CFD-Codes von den Systemcodes darin, daß in den CFD-Verfahren die Navier-Stokes-Gleichungen (hier als Reynolds-Gleichungen) gelöst werden. Das in ATHLET und den andern Systemcodes verwendete Gleichungssystem beruht dagegen auf den Euler-Gleichungen, in denen die viskosen Terme und Turbulenzterme grundsätzlich vernachlässigt sind. Der Unterschied in der Modellierungsstrategie liegt darin, daß in CFD-Verfahren der Einfluß der Geometrie über das (körperangepaßte) Rechenetz und die Randbedingungen in einer allgemeingültigen Weise eingebracht wird. Dadurch wird eine bessere Skalierbarkeit auf andere Geometrien erreicht, als dies in Systemcodes möglich ist. Die Planung zur weiteren Programmentwicklung geht deshalb davon aus, daß auf der Basis eines CFD-Codes, speziell CFX-5, durch Entwicklung und Einbau von Zweiphasenmodellen ein wesentlicher Fortschritt bei der Simulation von Störfällen erzielt werden kann.

5 Neue Experimente zur Unterstützung der Modellentwicklung und notwendige Meßtechnik

Neue experimentelle Daten werden nicht nur zur nachträglichen Validierung der Codes benötigt, sondern sind Voraussetzung für die Entwicklung der Modelle. Für die Planung solcher Experimente wird davon ausgegangen, daß sich die wichtigsten Strömungssituationen in vier Komponenten experimentell erzeugen lassen, die entweder in einem einzigen Mehrzweck-Versuchsstand oder in getrennten Versuchsständen realisiert werden: Heißer Strang, Kalter Strang, Pumpenbogen und Downcomer.

Um die Strömungsbilder realistisch erzeugen und meßtechnisch gut auflösen zu können, wird für die horizontalen Rohrkomponenten ein Durchmesser von 200 mm vorgeschlagen. Bezogen auf die Hauptkühlmittelleitungen des Reaktors entspricht dieses einem Flächenverhältnis von 1:14. Zur weiteren Absicherung der Skalierung werden für ausgewählte Einzelphänomene zusätzliche Versuche mit kleinerem Rohrdurchmesser, ca. 50 mm vorgeschlagen, die ebenfalls sehr gut instrumentiert sein müssen. Es wird vorgeschlagen, einen Teil der Untersuchungen mit Modellfluid durchzuführen, weil damit ein niedrigeres Niveau von Druck und Temperatur erreicht wird, das transparente Rohrwände ermöglicht, die für den Einsatz optischer Meßmethoden förderlich sind. Als Modellfluid bietet sich das Kältemittel R 134a an. Welche der Strömungssituationen sich mit Wasser/Dampf realisieren lassen und welche besser mit Modellfluid darzustellen sind, hängt im einzelnen vom Parameterbereich und von den Möglichkeiten der Meßtechnik ab.

5.1 Ensemble-Mittelung

Um die Anforderungen an die Meßtechnik abzuleiten, sind Angaben zur grundsätzlichen Art der mathematischen Modellierung, insbesondere zu der in geplanten Simulationsrechnungen anzuwendenden räumlichen Diskretisierung notwendig. Im Gegensatz zur einphasigen Kontinuumsmechanik treten in Mehrphasenströmungen lokale

und zeitliche Fluktuationen der abhängigen Variablen nicht nur auf Grund turbulenter Schwankungen, sondern auch wegen der Zwischenphasengrenzen auf, die sich sehr schnell bewegen und ändern können. Mit Hilfe geeigneter Mittelungsverfahren werden bei Zweiphasenströmungen

- die verschiedenen Phasen, die abwechselnd an einem Raum- und Zeitpunkt auftreten, durch eine statistische Erwartungsfunktion als simultan an einem Ort existierende Kontinua repräsentiert,
- turbulente Fluktuationen wie in einphasigen Fluiden statistisch gemittelt.

Durch die Mittelung werden die lokalen, momentanen Fluktuationen der kinematischen und thermodynamischen Größen und der Stoffwerte eliminiert.

Die allgemeinste Mittelungsmethode, bei der die Dimensionalität erhalten bleibt, ist die Ensemblemittelung oder statistische Eulermittelung. Arnold zeigt in seiner Arbeit /5/, daß dieses Verfahren „objektiv“ ist, d.h. unabhängig von einem zeitlichen oder räumlichen Referenzsystem. Das Ensemblemittel ist definiert als:

$$\langle \Phi(x_j, t) \rangle = \frac{1}{N} \lim_{N \rightarrow \infty} \sum_{n=1}^N \Phi_n(x_n, t)$$

N muß ausreichend groß sein, so daß die erhaltenen Mittelwerte nicht mehr von diesem Parameter abhängen. Φ_n ist eine von Ort und Zeit abhängige Variable, wie z.B. die Temperatur. Experimentell entspricht die Ensemblemittelung mehrfach wiederholten Messungen, deren Ergebnisse anschließend gemittelt werden. Dabei ist es wichtig, daß die Anzahl der Wiederholungen genügend groß ist, so daß nicht nur die möglichen Ergebnisse, sondern auch die relative Wahrscheinlichkeit aller möglichen Ergebnisse bestimmt werden kann.

Im Fall stationärer Strömungen führen Zeit und Ensemblemittelung zum gleichen Ergebnis. Dies ist auch der Fall bei der Volumenmittelung, wenn räumlich homogene Strömungen vorliegen. Die Vorteile der Ensemblemittelung gegenüber der Zeit- und Volumenmittelung werden ausführlich in der Arbeit von Arnold /5/ diskutiert.

5.2 Zu messende Größen

Die Messungen sollen es ermöglichen, die turbulente zweiphasige Strömung, auch transient, räumlich so detailliert zu erfassen, daß sich dreidimensionale Modelle kalibrieren lassen. Zum Vergleich von CFD-Rechnungen und Experimenten sollen die folgenden Größen gemessen werden:

- Gemittelte Geschwindigkeitskomponenten beider Phasen in den drei Koordinatenrichtungen: $\langle U_{xyz,k} \rangle$.
- Gemittelte Drücke beider Phasen: $\langle P_k \rangle$.
- Gemittelte Temperaturen beider Phasen: $\langle T_k \rangle$.
- Gemittelte Dichte beider Phasen: $\langle \rho_k \rangle$.

- Volumenanteile beider Phasen: α_k .
- Reynoldsspannungen beider Phasen: $\langle U'_{i,k} U'_{j,k} \rangle$.
- Stoffwerte (Viskosität, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmen).
- Größen zur Beschreibung der Phasengrenzfläche: Blasendurchmesser, Tropfendurchmesser, Position freier Oberflächen, etc.

5.3 Räumliche und zeitliche Auflösung

Wichtige Vorbemerkung:

Die im folgenden aufgestellten Anforderungen beziehen sich auf die zum Vergleich Rechnung/Messung wichtigen Größen. Die tatsächliche Messung muß u. U. mit wesentlich feinerer örtlicher und zeitlicher Auflösung erfolgen. So wird z. B. für den Vergleich Rechnung/Messung ein über 0,2 s gemittelter Voidanteil benötigt, der jedoch durch Messung der Phasenindikatorfunktion mit Abtastraten von Millisekunden gewonnen werden muß.

Die Anforderungen ergeben sich aus der angestrebten Diskretisierung des mathematischen Modells. Für das zu entwickelnde CFD-Modell werden ensemble-gemittelte Bilanzgleichungen verwenden. Die angestrebte Ortsdiskretisierung wird Gitterweiten von einigen Zentimetern betragen. Als Beispiel wird der heiße Strang der Hauptkühlmittelleitung in $8 \times 8 \times 38 = 2432$ Zellen eingeteilt. Das entspricht im Reaktormaßstab einer Gitterweite von 4 bis 10 cm, im Experiment mit 20 cm Rohrdurchmesser einem Gitter von 1 bis 3 cm. Damit sind die Anforderungen an die meßtechnische Auflösung wesentlich geringer als bei Verwendung der direkten numerischen Simulation oder der Large Eddy Simulation.

- **Druck**
Der gemessene Druck soll repräsentativ für ein Volumen von 1 cm^3 sein; in Wandnähe soll es allerdings möglich sein, ein radiales Druckprofil in Abständen von 1 cm abzutasten. Die Frequenz braucht nicht so hoch zu sein, daß der Durchgang einzelner Blasen oder Tropfen durch das Meßvolumen aufgelöst wird; es muß lediglich der Durchgang von Kolbenblasen, Wasserpfropfen, großen Oberflächenwellen, u.s.w. erfaßt werden, d.h. 5 Hz sind ausreichend.
- **Void**
Der gemessene Gasvolumenanteil soll repräsentativ für ein Volumen von 10 cm^3 sein; bei Strömungsbildern mit steilem radialem Voidgradient, z. B. Anreicherung der Blasen in Wandnähe, soll es allerdings möglich sein, ein radiales Voidprofil in Abständen von 1 cm abzutasten. Zur Frequenz gilt das oben für den Druck gesagte. Beim Einsatz von Meßmethoden, die diskrete Signale für Gas oder Flüssigkeit liefern, ist der Void als abgeleitete Größe durch Mittelung zu bilden.
- **Partikelverteilung und Filmdicke**
Für disperse Anteile der Strömung (Blasen oder Tropfen) ist das Spektrum räumlich in der Größenordnung der Partikel, d. h. 1 mm, zu vermessen und über Zeiträume von ca. 1 s zu mitteln. Die Dicke von Flüssigkeitsfilmen an der Wand ist zu vermessen.
- **Geschwindigkeiten**
Die Geschwindigkeiten werden in den drei Raumrichtungen und für die Phasen Gas und Flüssigkeit getrennt benötigt. Bei disperser Strömung wird die Partikelgeschwindigkeit (Spektrum) als Geschwindigkeit der dispersen Phase betrachtet.

Die mittleren Geschwindigkeiten werden als ensemble-gemittelte Werte benötigt, d. h. räumlich über eine Länge von ca. 1 cm gemittelt, zeitlich über Zeiten von mehreren Sekunden. Die sog. höheren Momente werden aus den Schwankungsgrößen der Phasengeschwindigkeiten abgeleitet. Für die Mittelwertbildung gilt dasselbe wie für die Geschwindigkeiten.

5.4 Dichte der Instrumentierung

Die Anforderung an die Meßtechnik wird am Beispiel einer adiabaten Zweiphasenströmung in einem horizontalen Rohr mit der Länge L und dem Durchmesser D erläutert.

Für einen Vergleich von Rechenergebnissen und Meßdaten sollen die Meßebenen wie folgt angeordnet sein:

- Verteilung der Meßebenen entlang der Rohrlänge in einem Abstand von $0,05 L$.
- Anordnung von 8 bis 16 radialen Meßstrahlen in jeder Meßebene (45° - 22.5° Inkremente in Umfangsrichtung).
- Entlang dieser Meßstrahlen sollen etwa 10 bis 20 Meßpunkte angeordnet sein.

Die Meßpunkte sollen in den Bereichen der Strömungsgebietes konzentriert sein, in denen große Änderungen der abhängigen Variablen auftreten, z.B. in Wandnähe. Bei symmetrischen Konfigurationen kann die Anzahl der Meßstrahlen eventuell reduziert werden. Genauere Anhaltspunkte zur Positionierung der Meßebenen kann eine CFD-Rechnung liefern.

6 Literatur

- /1/ Sonnenburg, H.G., Palazov, V.V.
Two-Phase Flow Behaviour in the UPTF Hot Leg under Natural Circulation Conditions. Proc. of the TRAM Working Group of Experts Meeting, Mannheim, Germany, Dec. 6-8, 1993
- /2/ Palazov, V.V.
Analyse des Wassermittelsphänomens am Übergang zur UPTF-Volumenausgleichsleitung, UPTF-Versuch TRAM-B1, GRS-A2209, Okt. 1994
- /3/ JAERI, GRS, Siemens, LANL, MPR
2D/3D Program Work Summary Report, GRS-100, Dec. 1992
- /4/ Teschendorff, V., Austregesilo, H., Lerchl, G.
Methodology, Status and Plans for Development and Assessment of the Code ATHLET, Proc. of the OECD/CSNI Workshop on Transient Thermal-Hydraulic and Neutronic Codes Requirements, Annapolis, Maryland, USA Nov. 5-6, 1996, NEA/CSNI/R(97)4, NUREG/CP-0159, 1997
- /5/ Arnold, G. S.
Entropy and objectivity as constraints upon constitutive equations for two-fluid modeling of multiphase flow, Ph.D. Thesis, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy, N.Y., 1988

Zweiphasige Strömung in Packungen und Blasensäulen

D. Mewes
Institut für Verfahrenstechnik
Universität Hannover

**Vortrag anlässlich des 2. Workshops
„Meßtechnik für stationäre und transiente Mehrphasen-
strömungen“**

24.-25. September 1998 in Rossendorf

Zweiphasige Strömung in Packungen und Blasensäulen

Einleitung

Werden Apparate von Gasen und Flüssigkeiten durchströmt, so stellen sich je nach Art der Phasenführung und der konstruktiven Gestaltung, unterschiedliche Strömungsformen ein. Sie können in einem beliebig gewählten Apparatequerschnitt zu einer zeitlich und örtlich veränderlichen Verteilung der Phasenanteile führen. Man spricht dann von instationären Strömungsfeldern. Zweiphasige Strömungen sind bis auf Ausnahmen, z.B. Schichtenströmungen in horizontalen Rohren, Strahlströmungen oder die Strömungen ebener Filme, immer instationär. Häufig sind die zeitlichen Mittelwerte der lokalen Geschwindigkeiten über mehr oder weniger lange Beobachtungsintervalle konstant. Dann handelt es sich um stabile Strömungsformen, wie z.B. die Blasenströmung oder die Strömung welliger Filme. Zwischen stabilen Strömungsformen existieren transiente Formen des Strömungsfeldes. Sie sind für den Übergang zwischen zwei stabilen Strömungsformen charakteristisch und stellen sich ein, wenn eine als stabil erkannte Strömungsform z.B. durch Verändern der lokalen Volumenstromdichte instabil wird und in eine andere stabile Strömungsform übergeht. So ist z.B. im horizontalen Rohr die Schwallströmung eine transiente Strömungsform zwischen der Schichten- und der Ringströmung. Im folgenden werden zwei transiente Strömungsformen beschrieben, welche in Blasensäulen und Rieselbettreaktoren beobachtet werden. Sie sind technisch bedeutsam, da mit ihrem Auftreten eine wesentliche Veränderung der je Apparatevolumen für den Stoffaustausch zwischen den Phasenströmen zur Verfügung stehenden Phasengrenzfläche verbunden ist.

Blasensäulen und Rieselbetten

Instabilitäten in Blasensäulen sind der Umschlag von der homogenen zur heterogenen Strömung, gekennzeichnet durch das Auftreten von Großblasen und von Blasenschwärmen, die mit großer Geschwindigkeit den Apparatequerschnitt passieren. Die Steigerung der Gasgeschwindigkeit ergibt dabei eine Verminderung der Phasengrenzfläche. Eingeleitet wird die beobachtete Transiente durch Zirkulationsströmungen in einem instabilen Strömungsfeld der kontinuierlichen flüssigen Phase.

Ein ähnlicher Übergang, nämlich der von der Film- zur Blasenströmung, findet in Rieselbettreaktoren statt, wenn die im Gleichstrom abwärts geführten Phasen von den zusammenhängenden Strömungsformen der als Film strömenden flüssigen und der Kanalströmung der Gasphase zur kontinuierlich strömenden Flüssigkeit übergehen.

sigkeit mit dispergierter Gasphase wechseln. Auch hier sind Instabilitäten im Strömungsfeld einer Phase, nämlich der Gasphase, die Ursache für zirkulierende Bereiche im Gasstrom. Erhöhte Strömungswiderstände an den Phasengrenzen des abfließenden Flüssigkeitsstroms und schließlich dessen lokaler Aufstau sind die Folge. Dadurch entstehen Teilvolumen in der Packung des Rieselbettes, deren Lückenvolumen von einer zusammenhängenden flüssigen Phase durchströmt wird, in der Gasblasen dispergiert sind. Ein erhöhter Druckabfall bei gleichzeitig wesentlich vergrößerter Phasengrenzfläche sind die Folge.

Beide Arten der Instabilität, die in Blasensäulen und die in Rieselbetten, sind in den jeweiligen Strömungsfeldern mit Hilfe tomographischer Methoden zu visualisieren. Ebenfalls lassen sich die lokalen Phasenanteile im Strömungsfeld mit großer zeitlicher und hinreichender örtlicher Auflösung messen. Die experimentellen Ergebnisse führen zur Modellbildung und anschließenden numerischen Berechnung von Stabilitätsgrenzen für die betreffenden Strömungsfelder. Deren numerische Berechnung gelingt in Übereinstimmung mit den auf tomographischem Wege ermittelten Strömungsformen.

Im folgenden werden zunächst die auf theoretischem Wege erzielten Ergebnisse erläutert. Daraus werden die für eine notwendige experimentelle Überprüfung erforderlichen Parameter erkannt. Die zum Messen notwendigen Methoden sind in beiden Fällen elektrisch tomographische, da sie bei erforderlicher örtlicher Auflösung der räumlichen Strömungsfelder auch deren hoher zeitlicher Änderung zu folgen vermögen. Aus der theoretischen Lösung folgen die an die Meßmethode zu stellenden Anforderungen nach räumlicher Darstellung der Phasenanteile für einen als Elementarzelle definierten Volumenbereich mit hoher zeitlicher und gemittelter örtlicher Auflösung. Die volumetrischen Abmessungen der jeweiligen Elementarzellen sind durch die Modellbildung und die daraus folgenden theoretischen Lösungen für das Rieselbett auf mehrere parallel angeordnete Kanäle und für die Blasensäule auf den Durchmesser der Großblasen festgelegt.

Berechnung der zweiphasigen Strömung in Rieselbetten

Die im Gleichstrom abwärts gerichtete Strömung von Wasser und Luft wurde kürzlich von Millies und Mewes [1] auf theoretischem Wege behandelt. Dabei gelang es, die volumetrischen Anteile der Phasenströme innerhalb der in Bild 1 schematisch dargestellten monolithischen Packung mit parallelen Strömungskanälen vorherzusagen. Die dabei vorgenommene Modellbildung geht von Elementarzellen der Packung aus, die aus mehreren vertikal angeordneten parallelen Kanälen bestehen. Sie werden von Wasser und Luft vertikal abwärts durchströmt. Die auftretenden Strömungsformen und Druckabfälle sind aus experimentellen Untersuchungen an einzelnen Kanälen entsprechender geometrischer Abmessungen bekannt und in den Bildern 2 und 3 dargestellt. Sind die linearen

gen bezeichnet. Für kleine Volumenströme der dispersen Phase ist die Aufstiegs- und Abstiegsgeschwindigkeit der Blasen von der Orts- und Zeitkoordinate unabhängig. Mit steigendem Gasvolumenstrom werden zunächst Zirkulationsströmungen in der kontinuierlichen Phase beobachtet. Diese erfolgen je nach Blasensäulendurchmesser in Form mehrerer übereinander angeordneter Zellen. Millies [2,3] konnte auf analytischem Wege zeigen, daß es sich hierbei um Strömungsinstabilitäten zweiter Ordnung handelt, welche mit steigenden Gasvolumenströmen zu Rückströmung der kontinuierlichen Phase in wandnahen Zonen der Blasensäule führen. Die dort gegen die Richtung der Aufstiegs- und Abstiegsgeschwindigkeit der Blasen gerichtete Abwärtsbewegung der Flüssigkeit fördert Blasen ebenfalls abwärts. Dadurch erhöht sich der Volumenanteil der dispersen Phase im aufwärts gerichteten Anteil des Strömungsfeldes zusätzlich. Letzterer ist auf einem Querschnittsbereich in Achsnähe der Blasensäule reduziert, welcher das aufwärts strömende Zentrum der Zirkulationszelle umfaßt. Hier erhalten die aufsteigenden Blasen die Möglichkeit zur Koaleszenz. Dadurch erhöht sich ihre Aufstiegs- und Abstiegsgeschwindigkeit und der vorgegebene Gasvolumenstrom steigt wegen der zur Verfügung stehenden verkleinerten Querschnitts schneller auf. Es stellt sich das oben angegebene und durch den Aufstieg von Großblasen gekennzeichnete heterogene Strömungsfeld ein.

Die Ergebnisse der numerischen Berechnung für derartige von Millies auf theoretischem Wege vorhergesagte Instabilitäten sind in den Bildern 8 bis 10 dargestellt. Es handelt sich um transiente Strömungsfelder, die den Übergang von homogenen zur heterogenen Strömung in Blasensäulen kennzeichnen. Bild 8 zeigt die Stromlinien der kontinuierlichen Phase für zwei übereinanderliegende Zirkulationszellen in einer Blasensäule mit dem Durchmesser von 140 mm und der Gasleerrohrgeschwindigkeit von 4,2 cm/s im System Wasser/Luft. Die Ringwirbel sind in axialer Richtung hintereinander angeordnet und ihre Drehrichtungen sind jeweils gleich. Die Strömung ist im Bereich der Säulenachse nach oben, in der Nähe der Säulenwand nach unten gerichtet. Das Strömungsfeld läßt sich in drei Bereiche aufteilen:

1. den Bereich der Ringwirbel, in dem Fluidelemente sich auf geschlossenen Bahnen in einer Zirkulationszelle bewegen.
2. den Bereich um die Säulenachse: Hier werden Fluidelemente in der Strömung nach oben transportiert. Dieser Bereich hat seine größte radiale Ausdehnung zwischen zwei Zirkulationszellen, die Strömungsgeschwindigkeit ist hier am geringsten. In den Zirkulationszellen schnürt sich dieser Bereich ein, die Strömungsgeschwindigkeit steigt auf ein Vielfaches an.
3. den Bereich in der Nähe der Säulenwand: Hier werden Fluidelemente mit der Strömung nach unten transportiert. Auch dieser Bereich hat seine größte radiale Ausdehnung in dem Querschnitt zwischen zwei Zirkulationszellen.

Abmessungen der Elementarzelle klein gegenüber denen der Packung, was in diesem Falle offensichtlich ist, so lassen sich die differentiellen Bilanzgleichungen für die Massen- und Impulsströme, welche für die Elementarzellen gelten, auf das gesamte Packungsvolumen übertragen. Dabei wird eine Grenzwertbildung vorgenommen in deren Verlauf der für die Elementarzelle gültige richtungsabhängige Druckabfall die lokalen Werte des Druckgradienten der Packung festlegt. Die numerische Lösung der Bilanzgleichungen für die Packung berücksichtigt zusätzlich in den Randbedingungen die im Ein- und Austrittsquerschnitt vorliegenden Strömungsfelder.

In Bild 4 und Bild 5 ist der lokale Gasgehalt der zweiphasigen Strömung innerhalb des Monolithen dargestellt. Es liegt ein schmaler Bereich mit hohem Gasgehalt vor, in dem die Strömungsrichtung beider Phasen aufwärts gerichtet ist. Im restlichen Volumen des Monolithen ist die Strömung dagegen abwärts gerichtet, ihr Gasgehalt ist gering.

In Bild 6 ist der lokale Druckabfall dargestellt. Infolge des hydrostatischen Druckanteils ist der Druck unterhalb des Monolithen am höchsten. Nur so ist die aufwärts gerichtete Strömung in einigen Kapillaren und damit eine Zirkulation der Phasenströme möglich.

In Bild 7 ist die axiale Geschwindigkeit der flüssigen Phase dargestellt. Die Strömungsgeschwindigkeit ist in den Kapillaren, die aufwärts durchströmt werden, wesentlich größer als diejenige in den Kapillaren, die abwärts gerichtet durchströmt werden. Dies liegt am wesentlich geringeren Reibungsdruckverlust in einer hauptsächlich vom Gas durchströmten Kapillare gegenüber den hauptsächlich von Flüssigkeit durchströmten Kapillaren. Der Anteil der Kapillaren, die abwärts gerichtet durchströmt werden, ist dann aus Kontinuitätsgründen größer als der Anteil, der vom rezirkulierten Gas aufwärts gerichtet durchströmt wird. Im freien Querschnitt oberhalb des Monolithen treten zwei großräumige Wirbel auf. Die aufwärts gerichtete Strömungsgeschwindigkeit des Gases ist hier groß genug, um auch die Flüssigkeit entgegen der abwärts gerichteten mittleren Strömungsgeschwindigkeit des Gemisches aufwärts mitzureißen. Die theoretische Lösung beschreibt eine großräumige Zirkulationsströmung beider Phasen innerhalb eines Monolithen. Die damit verbundenen Rückvermischungen setzen Stoffaustausch und Trennleistung derartiger Packungen im Falle der Absorption oder der Rektifikation wesentlich herab. Zur experimentellen Überprüfung der Ergebnisse wird eine elektrisch tomographische Messung der Permittivitätsverteilung im Querschnitt des Monolithen durchgeführt.

Berechnung der zweiphasigen Strömung in Blasensäulen

Die zweiphasige Strömung von Flüssigkeiten mit darin dispergierten Gasblasen wird in Blasensäulen entsprechend dem visuellen Eindruck der Blasenbewegung bei aufwärts gerichtetem Gasstrom entweder als homogen oder als hetero-

gen bezeichnet. Für kleine Volumenströme der dispersen Phase ist die Aufstiegs­geschwindigkeit der Blasen von der Orts- und Zeitkoordinate unabhängig. Mit steigendem Gasvolumenstrom werden zunächst Zirkulationsströmungen der kontinuierlichen Phase beobachtet. Diese erfolgen je nach Blasensäulendurchmesser in Form mehrerer übereinander angeordneter Zellen. Millies [2,3] konnte auf analytischem Wege zeigen, daß es sich hierbei um Strömungsinstabilitäten zweiter Ordnung handelt, welche mit steigenden Gasvolumenströmen zu Rückströmung der kontinuierlichen Phase in wandnahen Zonen der Blasensäule führen. Die dort gegen die Richtung der Aufstiegs­geschwindigkeit der Blasen gerichtete Abwärtsbewegung der Flüssigkeit fördert Blasen ebenfalls abwärts. Dadurch erhöht sich der Volumenanteil der dispersen Phase im aufwärts gerichteten Anteil des Strömungsfeldes zusätzlich. Letzterer ist auf einen Querschnittbereich in Achsnähe der Blasensäule reduziert, welcher das aufwärts strömende Zentrum der Zirkulationszelle umfaßt. Hier erhalten die aufsteigenden Blasen die Möglichkeit zur Koaleszenz. Dadurch erhöht sich ihre Aufstiegs­geschwindigkeit und der vorgegebene Gasvolumenstrom steigt wegen des zur Verfügung stehenden verkleinerten Querschnitts schneller auf. Es stellt sich das oben angegebene und durch den Aufstieg von Großblasen gekennzeichnete heterogene Strömungsfeld ein.

Die Ergebnisse der numerischen Berechnung für derartige von Millies auf theoretischem Wege vorhergesagte Instabilitäten sind in den Bildern 8 bis 10 dargestellt. Es handelt sich um transiente Strömungsfelder, die den Übergang von der homogenen zur heterogenen Strömung in Blasensäulen kennzeichnen. Bild 8 zeigt die Stromlinien der kontinuierlichen Phase für zwei übereinanderliegende Zirkulationszellen in einer Blasensäule mit dem Durchmesser von 140 mm und der Gasleerrohr­geschwindigkeit von 4,2 cm/s im System Wasser/Luft. Die Ringwirbel sind in axialer Richtung hintereinander angeordnet und ihre Drehrichtungen sind jeweils gleich. Die Strömung ist im Bereich der Säulenachse nach oben, in der Nähe der Säulenwand nach unten gerichtet. Das Strömungsfeld läßt sich in drei Bereiche aufteilen:

1. den Bereich der Ringwirbel, in dem Fluidelemente sich auf geschlossenen Bahnen in einer Zirkulationszelle bewegen.
2. den Bereich um die Säulenachse: Hier werden Fluidelemente in der Strömung nach oben transportiert. Dieser Bereich hat seine größte radiale Ausdehnung zwischen zwei Zirkulationszellen, die Strömungsgeschwindigkeit ist hier am geringsten. In den Zirkulationszellen schnürt sich dieser Bereich ein, die Strömungsgeschwindigkeit steigt auf ein Vielfaches an.
3. den Bereich in der Nähe der Säulenwand: Hier werden Fluidelemente mit der Strömung nach unten transportiert. Auch dieser Bereich hat seine größte radiale Ausdehnung in dem Querschnitt zwischen zwei Zirkulationszellen.

In Bild 9 sind die berechneten lokalen Geschwindigkeiten der kontinuierlichen Phase für eine Zirkulationszelle bei relativ niedrigem Gasvolumenstrom dargestellt. Die axiale Geschwindigkeitskomponente weist im Kern der Säule positive Werte auf, das entspricht einer Strömung der kontinuierlichen Phase nach oben. In der Nähe der Wand erfolgt die Strömung der kontinuierlichen Phase nach unten. Bild 9 zeigt eine von mehreren Zirkulationszellen, die als Ergebnis der Berechnung in axialer Richtung übereinander liegen. In Bild 10 ist der lokale Gasgehalt für eine größere Volumenstromdichte der dispersen Phase dargestellt. Auf halber Höhe der Zirkulationszelle ist in der Nähe der Säulenwand ein Bereich zu erkennen, in dem der Gasgehalt größer als null ist. Hier werden bereits Gasblasen von der Zirkulationsströmung mit nach unten gerissen. Diese geben Anlaß zur Vergrößerung des relativen Gasanteils des in Achselnähe der Kolonne aufsteigenden Blasenschwarms. Dadurch werden Koaleszenzvorgänge dort häufiger auftreten und die Großblasenbildung wird möglich, so daß die homogene Blasenströmung instabil wird. Derartige Instabilitäten, welche in homogenen Blasenschwärmen zu beobachten sind, lassen sich mit Hilfe elektrisch tomographischer Meßverfahren beobachten, wenn konduktiv arbeitende Sensoren eingesetzt werden.

Tomographische Meßsysteme

Für das zeitgleiche Messen lokaler Größen an vielen unterschiedlichen Orten eines Volumens werden tomographische Meßverfahren eingesetzt. Derartige Meßverfahren sind aus der medizinischen Technik und aus der Werkstoffprüfung bekannt. Das Wort Tomographie stammt aus dem Griechischen. Es setzt sich zusammen aus den Wörtern TOMOS und GRAPH und bedeutet soviel wie Schnittbild. Demnach ist das Ziel einer tomographischen Messung das Erzeugen eines zweidimensionalen Schnittbildes vom zu untersuchenden Volumen. Das Schnittbild ist dann die Information über die Verteilung einer bestimmten physikalischen Eigenschaft in der Meßebeane.

In der Tomographie werden grundsätzlich zwei voneinander unabhängige Schritte zum Verarbeiten der Meßwerte durchgeführt. Diese sind schematisch in Bild 11 dargestellt. Zuerst werden mit Hilfe eines zu wählenden Sensors integrale Messungen Φ_M der Feldverteilung einer physikalischen Eigenschaft $g(x,y)$, wie z.B. des Brechungsindex, der Permittivität, der Strahlungsschwächung, im zu vermessenden Querschnitt durchgeführt. Die integralen Meßwerte Φ_M beinhalten bereits Informationen über die lokalen Werte der Feldverteilung $g(x,y)$ innerhalb des Meßobjekts. Da die Informationen über lokale Werte $g(x,y)$ nur implizit in den integralen Meßwerten Φ_M enthalten sind, schließt sich die Berechnung der lokalen aus den integral gemessenen Größen an. Das Ergebnis sind die lokalen Werte der Feldverteilung $g(x,y)$ innerhalb des vermessenen Objekts.

Die tomographische Meßkette läßt sich demzufolge in zwei unterschiedliche Systeme unterteilen. Diese sind ebenfalls im Bild 11 angegeben. Die Sensoren werden um den Meßquerschnitt angeordnet. Durch ihre berührungsfreie Anordnung wird das Strömungsfeld nicht beeinflusst. Zwar beinhaltet der Meßwertvektor Φ_M bereits Informationen über die gesuchte Feldverteilung $g(x,y)$, diese liegen allerdings lediglich implizit vor. Aus diesem Grund schließt sich dem Meßvorgang ein zweiter Schritt an. Dieser wird als Rekonstruktion bezeichnet. Dabei wird aus dem Meßwertvektor Φ_M mit Hilfe von geeigneten mathematischen Inversionsverfahren die Information über die lokalen Werte der Feldverteilung g berechnet und damit rekonstruiert. Ist die Dimension des Meßwertvektors Φ unendlich groß, existieren also unendlich viele linear unabhängige Projektionen, so ist eine vollständige direkte Rekonstruktion der Feldverteilung möglich. Da dies in technischen Anwendungen nicht der Fall ist, werden mathematische Approximationen verwendet, um eine Näherung der Feldverteilung g zu berechnen.

In experimentellen Untersuchungen eingesetzte Sensorsysteme und Rekonstruktionsverfahren werden von Reinecke, Petritsch, Schmitz und Mewes [4] beschrieben und verglichen. Die Auswahl erfolgt für verfahrenstechnische Anwendungen aufgrund des technischen Einsatzgebietes und der eingesetzten Sensoren für die integrale Meßwertbildung. Direkt gekoppelt sind dabei die erreichbaren Genauigkeiten für die örtlichen und zeitlichen Auflösungen des jeweiligen Verfahrens. Diese sind in Bild 12 qualitativ zusammengestellt.

Klassische medizinische Tomographieverfahren, wie z.B. die Computertomographie mit Röntgenstrahlen, die Positronenemissionstomographie mit Radionukleiden und die Kernspintomographie mit hochfrequenten elektromagnetischen Wellen, zeichnen sich durch eine hohe Ortsauflösung aus. Dagegen ist die Zeitauflösung pro Schnittbild eher gering.

Für die Anwendung tomographischer Meßverfahren in mehrphasigen Strömungen insbesondere mit transienten, also sich sehr schnell ändernden Strömungsformen, ist eine hohe Zeitauflösung notwendig.

Der Vergleich der in Bild 12 genannten Verfahren ergibt, daß sich mit Hilfe der elektrischen Tomographie die größte zeitliche Auflösung erzielen läßt. Dies ist möglich, da keine mechanisch bewegten Teile notwendig sind und elektrische Bauelemente geringe Schaltzeiten aufweisen. Die damit inhärent verbundene geringere Ortsauflösung ist in den hier betrachteten Anwendungen ausreichend, denn die theoretischen Untersuchungen für die transienten Übergänge zwischen den Strömungsfeldern im Monolithen und in der Blasensäule haben ergeben, daß örtliche Auflösungen nur bis ca. 5% des Meßquerschnitts notwendig sind.

Kapazitive Tomographie

Der Zusammenhang zwischen den im Meßquerschnitt wirksamen elektrischen Feldern und den als Feldverteilung g bezeichneten elektrischen Materialeigenschaften der dort befindlichen Gase, Flüssigkeiten oder Feststoffe, ist die Grundlage aller elektrischen Tomographieverfahren. Werden hierbei die Kapazitäten zwischen je zwei Elektroden gemessen, so sind diese von der örtlichen Verteilung der Dielektrizitätszahl oder Permittivität im Meßquerschnitt abhängig.

Entsprechend der schematischen Darstellung in Bild 13 werden für die kapazitive Tomographie mehrere Elektroden peripher um den Meßquerschnitt angeordnet. Die integrale Meßgröße ist die Kapazität, die jeweils zwischen zwei der Elektrodensegmente gemessen wird. Der Meßvorgang erfolgt indem je zwei Elektroden auf verschiedene Potentiale gelegt werden und der sich einstellende Strom gemessen wird. Für zweiphasige Strömungen, wie z.B. Luft/Wasser, beträgt das Verhältnis der Permittivitäten der Phasen 1:80, so daß ein guter Kontrast besteht. Die für die Tomographie notwendigen verschiedenen Projektionen Φ_M entstehen durch das Messen der Kapazität zwischen jeweils zwei der peripher angeordneten Elektroden.

Die Kapazität ergibt sich aus der Ladungsverschiebung, die sich auf der Oberfläche der Elektrode einstellt und wird auf die Potentialdifferenz entlang eines beliebigen Weges zwischen dem Elektrodenpaar bezogen. Aus der Gleichung für das elektrische Feld ist ersichtlich, daß der Zusammenhang zwischen dem Potential und der Permittivität zwar linear bezüglich des Potentials, allerdings nichtlinear bezüglich der Permittivität ist. Zum Anderen ist die integral meßbare Kapazität eine Funktion der zweidimensionalen Verteilung des Potentials im Meßquerschnitt. Damit ist das sich im Meßquerschnitt einstellende Feld des elektrischen Potentials von der zu messenden Permittivitätsverteilung abhängig, so daß der Weg der Integration weder bekannt noch geradlinig ist. Der Zusammenhang zwischen der Kapazität als integraler Meßgröße C_M und der zu messenden Feldverteilung $\epsilon(x,y)$ ist somit nichtlinear. Zusätzlich findet für die kapazitive Tomographie die Integration der Feldverteilung nicht wie für die Röntgentomographie entlang eines Weges statt, sondern in einer Fläche. Damit hat die Feldverteilung ϵ des gesamten Meßquerschnitts einen Einfluß auf den integralen Meßwert C_M . Beide Besonderheiten führen bei der kapazitiven Tomographie dazu, daß die Rekonstruktion der zu vermessenden Anteile von gasförmiger und flüssiger Phase in jedem Querschnitt aus den integral gemessenen Kapazitäten nur mit Hilfe von sehr aufwendigen mathematischen Algorithmen erfolgen kann.

In Bild 14 ist die von Reinecke [5] entwickelte und für tomographische Messungen an zweiphasig durchströmten Schichtungen eingesetzte Meßkette schematisch dargestellt. Sie besteht aus drei Komponenten: dem Sensor, der elektri-

schen Meßtechnik mit elektronischer Steuerung und der Datenverarbeitung zur Rekonstruktion.

Wegen des nichtlinearen Zusammenhangs zwischen den gemessenen Kapazitäten und der gesuchten Feldverteilung ist die Rekonstruktion äußerst schwierig. Ziel der Rekonstruktion ist es, die gesuchten Phasenanteile der gasförmigen und flüssigen Phase aus den gemessenen Kapazitäten zu berechnen. Wegen der Nichtlinearität des Zusammenhangs zwischen den gemessenen Kapazitäten und der vorliegenden Permittivitätsverteilung, wäre die in Bild 15a dargestellte direkte Inversion der gemessenen Kapazitäten nur unter starken Vereinfachungen und entsprechender Linearisierung möglich. Derartige Verfahren werden im Allgemeinen als Rückprojektionsverfahren bezeichnet. Sie zeichnen sich durch eine sehr geringe Rechenzeit und eine eher schlechte Rekonstruktionsgüte aus. Um die Rekonstruktionsgüte zu verbessern ist die Entwicklung neuer Rekonstruktionsalgorithmen nötig. Dies wurde von Reinecke [6] vorgenommen und ist schematisch in Bild 15b dargestellt.

Da mit Hilfe der Poissongleichung eine geschlossene mathematische Berechnung der Kapazität ausgehend von einer bekannten Permittivitätsverteilung möglich ist, läßt sich diese für eine iterative Rekonstruktion verwenden. Ausgehend von einer Annahme der Permittivitätsverteilung wird mit Hilfe der Poissongleichung eine numerische Berechnung der sich einstellenden Kapazitäten vorgenommen. Diese werden anschließend mit den gemessenen verglichen. Aus der Differenz und der angenommenen Permittivitätsverteilung wird mit Hilfe eines nichtlinearen Optimierers eine korrigierte Verteilung berechnet und der Vorgang wiederholt. Die Iteration wird beendet, wenn der Fehler an der Summationsstelle, also das ΔC , minimal ist. Die Schwierigkeit bei einer derartigen Berechnung ist die für die Rekonstruktion notwendige Rechenzeit. Sie würde mehrere Minuten für ein Bild betragen.

Aus diesem Grund wird der oben beschriebene Algorithmus vereinfacht. Die Poissongleichung zur numerischen Berechnung der Kapazitäten wird mit Hilfe einer Reihenentwicklung linearisiert und somit ein direktes Berechnen der Kapazität ermöglicht. Dies ist erheblich genauer, als eine Linearisierung der Rückwärtsberechnung, wie sie bei der Rückprojektion vorgenommen wird. Wegen der linearisierten Feldgleichungen kann zur Berechnung der Permittivitätsverteilung ein linearer Optimierer eingesetzt werden, so daß weitere Rechenzeit gespart werden kann. Die zur Linearisierung verwendeten Daten sind die auf experimentellem Wege ermittelten Sensitivitäten, also die räumlichen Verstärkungen des Sensors. Die Rechenzeit für ein Bild liegt für diesen neu entwickelten Algorithmus bei weniger als 1 Sekunde.

Einsatz des kapazitiven Sensors für Messungen am Rieselbettreaktor

Einer der Anwendungsfälle für den die kapazitive Tomographie eingesetzt wird, ist das Messen der Anteile von gasförmiger und flüssiger Phase im Lückenvolumen von monolithischen Packungen. Eine derartige Packung ist in Bild 1 dargestellt. Sie besteht aus einem Monolithen, der von Gas und Flüssigkeit im Gleichstrom abwärts durchströmt wird. Derartige Packungen werden in der chemischen Industrie für Hydrierreaktionen, das Hydrofinishing oder Hydrocracking eingesetzt. Von den sich in den Kanälen der Packung einstellenden Strömungsformen ist der in Bild 2 dargestellte transiente Übergang von der Blasenströmung zur Schwallströmung mit begasten Flüssigkeitspfropfen die technisch bedeutsamste. Sie entsteht aus der Blasenströmung, wenn der Volumenstrom einer der beiden Phasen erhöht wird. Dann bilden sich begaste Flüssigkeitspfropfen. Diese schließen einen Teil der Gasströmung ein und werden im Kanal beschleunigt. Dabei wird die Gasphase in der Flüssigkeit dispergiert und die Schwallströmung mit vermindertem Reibungswiderstand stellt sich ein. Einige industrielle Reaktoren werden in diesem Strömungsbereich betrieben. Dabei lassen sich große Gasdurchsätze realisieren, so daß die pulsierende Strömungsform mit dem transienten Wechsel von gas- und flüssigkeitsreichen Zonen wegen der erhöhten Turbulenzen und des verbesserten Stoffaustauschs von großem technischen Interesse ist.

Zum tomographischen Messen der Phasenanteile wird der in Bild 16 dargestellte Sensor mit 16 Elektroden eingesetzt. Die Elektroden sind jeweils 4 cm lang und in axialer Richtung durch je eine Reihe weiterer Elektroden abgeschirmt. Auf die Elektroden sind Platinen mit den Mikroschaltern aufgesteckt. In Bild 17 sind auf der linken Seite die sich im Meßquerschnitt einstellenden Phasenanteile als Funktion der Zeit dargestellt. Der zeitliche Abstand zwischen jeweils zwei Querschnitten beträgt 3ms. Die flüssige Phase ist schwarz und die gasförmige Phase weiß dargestellt. Die Anteile der Flüssigkeit sind im Kolonnenquerschnitt stark zeitabhängig. Während eine gasreiche Zone den Meßquerschnitt passiert, wird dieser fast vollständig von der Gasphase eingenommen. Der Anteil der Flüssigkeit nimmt danach mit der Zeit zu und eine flüssigkeitsreiche Zone passiert den Meßquerschnitt in Form eines Pfropfens. Danach nimmt der Anteil der Gasphase wieder zu und der Vorgang wiederholt sich. Die Geschwindigkeit der flüssigkeitsreichen Zone beträgt etwa 1,5m/s, kann aber bis zu 3 oder 4 m/s betragen. Die Frequenz der Pfropfen liegt bei etwa 5 bis 10Hz.

Die im Meßquerschnitt gemessenen zweidimensionalen Verteilungen der Phasen lassen sich virtuell als Funktion der Zeit zusammenschichten. Damit entsteht eine quasi-dreidimensionale Verteilung mit den zwei Ortskoordinaten x und y des Querschnitts und der Zeit als dritter Dimension. Aus dieser Volumendarstellung lassen sich nun Schnitte erzeugen, die eine axiale Verteilung der Phasen darstellen, wobei die Zeitachse mit Hilfe einer charakteristischen axia-

len Geschwindigkeit in eine Raumachse skaliert werden kann. Diese charakteristische Geschwindigkeit ist die Geschwindigkeit der flüssigkeitsreichen Zonen im Reaktor. Das Ergebnis einer derartigen Umwandlung wird im allgemeinen als Eulerscher Schnitt bezeichnet und ist ebenfalls in Bild 18 dargestellt.

Neben der Umwandlung der Ergebnisse aus vermessenen Querschnitten in axiale Schnitte, lassen sich auch die quasi-dreidimensionalen Volumendaten grafisch darstellen. Diese sind in Bild 18 angegeben.

Konduktive Tomographie

Für Messungen der Phasenanteile in Blasensäulen wird der in Bild 19 dargestellte Sensor und die angeschlossene Meßkette eingesetzt. [7] In drei eng beieinander liegenden parallelen Ebenen mit dem Abstand von 7 mm sind 59 parallele Drähte in drei um 120° verdrehten Segmenten senkrecht zur Achse der Blasensäule aufgespannt. Der Durchmesser der Drähte ist $180 \mu\text{m}$. Für den Abstand der Drähte von 5,3 mm ist die freie Querschnittsfläche $\varphi > 98\%$. Aufgrund des sehr geringen Durchmessers der Drähte sind die Störung der Strömung und der Blasenbewegung vernachlässigbar. Zwischen jeweils zwei benachbarten Drähten einer Ebene wird der Leitwert gemessen. Dieser ist eine Funktion der elektrischen Eigenschaften und der Verteilung der beteiligten Phasen. Das Verhältnis der benetzten Drahtlänge zur gesamten Drahtlänge entspricht dem relativen Flüssigkeitsgehalt. Durch das Messen der Leitwerte zwischen den jeweils benachbarten Drähten einer Ebene entstehen 59 linear unabhängige integrale Meßwerte für die Verteilung des Flüssigkeitsgehalts im Meßquerschnitt. Mit Hilfe der drei im Sensor hintereinander angeordneten Ebenen werden drei linear unabhängige Projektionen der Phasenverteilung erhalten.

Ziel der Rekonstruktion ist es, die Phasenverteilung im Meßquerschnitt zu berechnen. Wegen der begrenzten Anzahl der Projektionsrichtungen ist eine direkte Inversion oder eine Faltung und Rückprojektion nicht möglich. Ein weiteres Problem ist die Unterbestimmtheit des Gleichungssystems für das die Anzahl der zu rekonstruierenden 4.722 Punkte größer ist als die Anzahl der Meßwerte.

Zur Rekonstruktion der unbekanntenen Phasenverteilung $\varepsilon(x,y)$, welche in diesem Falle die Feldgröße Φ darstellt, wird ein iteratives Reihenentwicklungsverfahren verwendet. Dieses geht von einem problemangepaßten Koordinatensystem aus. Durch die drei um jeweils 60° zueinander gedrehten Drahtpaare wird zwischen den Paaren ein gleichseitiges Dreieck aufgespannt. Die Phasenverteilung in dem Dreieck beeinflusst den Meßwert genau eines Strahls in einer Projektionsrichtung.

Zum Verbessern der Rekonstruktionsgüte ist wegen der Unterbestimmtheit des Gleichungssystems das Implementieren von a priori Wissen in die Rekonstruk-

tion notwendig. Die dimensionslosen Werte der Feldverteilung $\varepsilon(x,y)$, die größer als eins oder kleiner als null sind, werden automatisch auf eins oder null gesetzt. Die dabei entstehende Differenz zwischen den nicht korrigierten und den korrigierten Werten der Feldfunktion wird auf die anderen Elemente des Strahls verteilt. Ist der dimensionslose Meßwert einer Drahtpaarung null oder eins, so müssen alle an dem Strahl beteiligten Elemente ebenfalls denselben Wert haben. Für die Rekonstruktion können somit Elemente in der Meßebeane bestimmt werden, für die die Größe der Feldfunktion bekannt ist. Diese Elemente werden aus dem zu lösenden Gleichungssystem entfernt und dessen Unterbestimmtheit verringert. Die sequentiell gemessenen Leitwerte werden mit Hilfe der von Reinecke [5] beschriebenen Zeitkorrektur korrigiert.

Einsatz des konduktiven Sensors für Messungen in Blasensäulen

Im Bild 20 ist die für tomographische Messungen an Blasensäulen verwendete Meßstrecke einer entsprechenden Versuchsanlage und im Bild 21 ist der Sensor selbst dargestellt. Der Sensor wird in die Blasensäule eingebaut. Eine Beeinflussung der Strömung durch die Drähte kann nicht festgestellt werden. Dazu werden mit einem verkleinerten Sensor mit gleichen Drahtabständen in einer weiteren Versuchsanlage Experimente durchgeführt. Hierbei wird weder optisch noch anhand der Meßwerte eine Störung der mehrphasigen Strömung im Meßquerschnitt beobachtet.

In Bild 22 ist die Benutzeroberfläche während der Rekonstruktion dargestellt. Die Aufnahme Frequenz beträgt 100 Hz. Auf der linken Seite sind die integralen Meßwerte für die drei Projektionsrichtungen dargestellt. Die Zeitachse verläuft von oben nach unten. Die Farbskalierung geht von blau für einen Flüssigkeitsgehalt von 100% nach weiß für einen Flüssigkeitsgehalt von 0%. Dargestellt sind Ergebnisse aus Messungen des Gasgehalts beim Druckentlasten einer mit Kohlendioxid gesättigten wässrigen Lösung. Die Messung wird zeitgleich mit dem Öffnen der Entlastungseinrichtung am Kopf der Blasensäule gestartet. Nach dem Entlöseverzug beginnt der Gasgehalt gleichmäßig über den Querschnitt der Blasensäule zu steigen (Bild 22). In diesen Versuchen beträgt der Anfangsdruck 9 bar bei einer Temperatur von 10° C. Der Sensor wird in einer Höhe von 1052 mm über dem Behälterboden eingebaut. Neben dem Messen des volumetrischen Gasgehalts mit Hilfe des tomographischen Sensors wird der axiale Gasgehalt mit Differenzdruckaufnehmern gemessen. In Bild 22 ist auf der rechten Seite ein Tomogramm dargestellt. Dieser Schnitt ist ca. 12 s nach Beginn der Druckabsenkung aufgenommen. Für die Tomogramme gilt die gleiche Farbskalierung wie für die integralen Meßwerte. Die Verteilung der Gasgehalte ist zu erkennen. Bereiche mit einem Gasgehalt von über 50% sind ebenfalls zu erkennen. Anhand der Tomogramme ist es möglich, die zeitliche Veränderung der Gasgehaltsverteilung im Meßquerschnitt zu messen. Für jedes Tomogramm wird gleichzeitig der integrale Gasgehalt berechnet und im Bild 23

dargestellt. Die Übereinstimmung der auf tomographischem Wege erzielten relativen Gasanteile mit den auf hydrostatischem Wege abschnittsweise entlang der Blasensäule gemessenen ist zufriedenstellend.

Zusammenfassung

Für zwei transiente Strömungsfelder, welche im Betrieb technischer Anlagen beobachtet werden und den Stoff- und Wärmeübergang beeinflussen, werden theoretische Lösungen zur Vorhersage der auftretenden Instabilitäten angegeben. Es handelt sich um den Übergang von der Rieselströmung zur pulsierenden Strömung in mit Gasen und Flüssigkeiten vertikal abwärts durchströmten Pakungen sowie um den Übergang von der homogenen Blasenbewegung in Schwärmen zur Großblasenbildung. Aus der theoretischen Lösung folgen die Anforderungen an die notwendige Zeit- und Ortsauflösung der einzusetzenden Meßmethoden. Gewählt werden kapazitive und konduktive Sensoren für elektrisch tomographische Meßverfahren, die eine hohe Zeitauflösung besitzen und deren Ortsauflösung hinreichend gut ist, um die auf theoretischem Wege vorhergesagten Ergebnisse zu bestätigen.

Der Autor verweist ausschließlich auf die in seiner Arbeitsgruppe erstellten Publikationen, er möchte jedoch ausdrücklich darauf hinweisen, daß auf den angesprochenen Arbeitsgebieten viele weitere Forschungsergebnisse vorliegen, die dort zitiert sind.

Literatur

- [1] M. Millies, D. Mewes: Modellbildung für die zweiphasige Strömung in geordneten Schichtungen und strukturierten Packungen; Chemie-Ing.-Technik 70 (1998) 8, 962-972.
- [2] M. Millies, D. Mewes: Zirkulationsströmungen und die Vermischung der kontinuierlichen Phase in Blasensäulen; Chemie-Ing.-Technik 66 (1994) 3, 332-342
- [3] M. Millies, D. Mewes: Calculation of circulating flows in bubble columns; Chem. Eng. Sci. 50 (1995) 13, 2093-2106
- [4] N. Reinecke, G. Petritsch, D. Schmitz, D. Mewes: Tomographische Meßverfahren - Visualisierung zweiphasiger Strömungsfelder; Chemie-Ing.-Technik 69 (1997) 10, 1079-1094
- [5] N. Reinecke, D. Mewes: Investigation of the two-phase flow in trickle-bed reactors using capacitance tomography; Chem. Eng. Sci. 52 (1997) 13, 2111-2127
- [6] N. Reinecke, D. Mewes: Recent developments and industrial research application of capacitance tomography; Measurement Sci. Technol. 7 (1996) 3, 233-246
- [7] N. Reinecke, M. Boddem, G. Petritsch, D. Mewes: Tomographisches Messen der relativen Phasenanteile in zweiphasigen Strömungen fluider Phasen; Chemie-Ing.-Technik 68 (1996) 11, 1404-1412
- [8] G. Petritsch, D. Schmitz, D. Mewes: Influence of the fluid properties on the void-fraction distribution in a bubble column; Proc. ISM TMF 98, Beijing, 30.8.-1.9.1998, Tsinghua Univ.

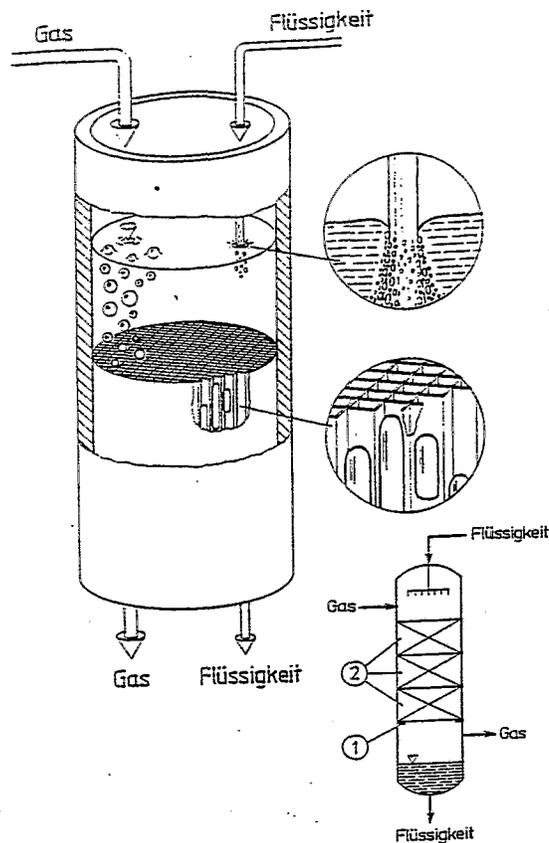


Bild 1: Schematische Darstellung einer von Gas und Flüssigkeit im Gleichstrom abwärts durchströmten Packung am Monolithen

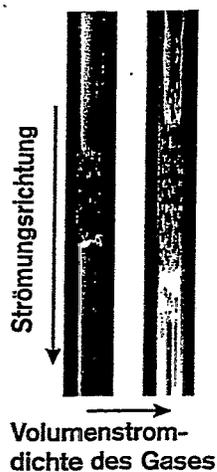


Bild 2: Strömungsformen der vertikal abwärts gerichteten Strömung von Wasser und Luft in den einzelnen Kanälen des Monolithen

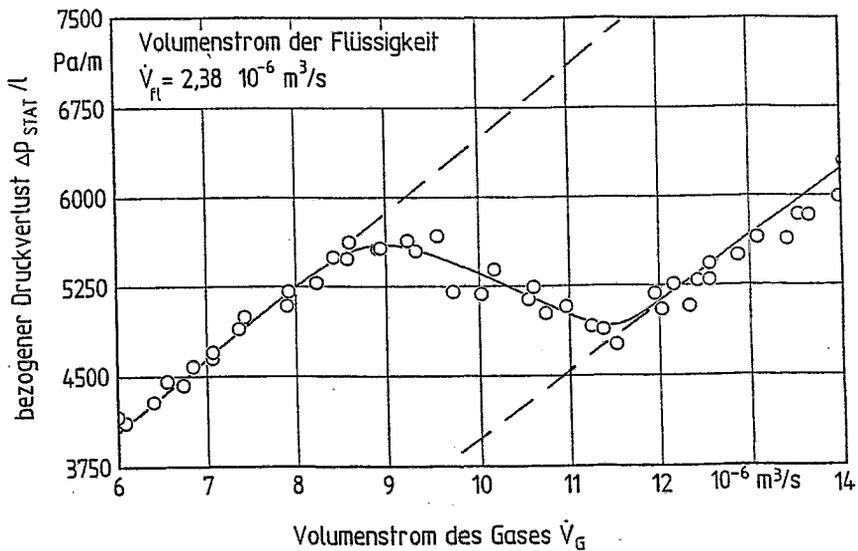


Bild 3: Druckverlust der Gas-Flüssigkeitsströmung in den Kanälen des Monolithen als Funktion des Gasvolumenstroms mit dem Volumenstrom der Flüssigkeit als Parameter

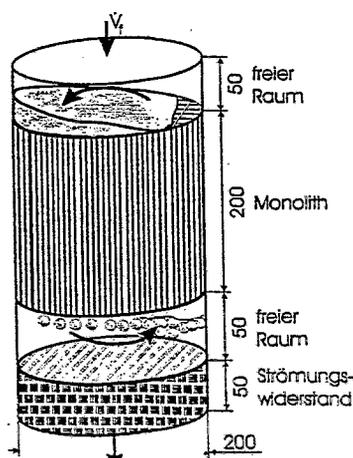


Bild 4: Schematische Darstellung des Strömungsfeldes im Monolithen

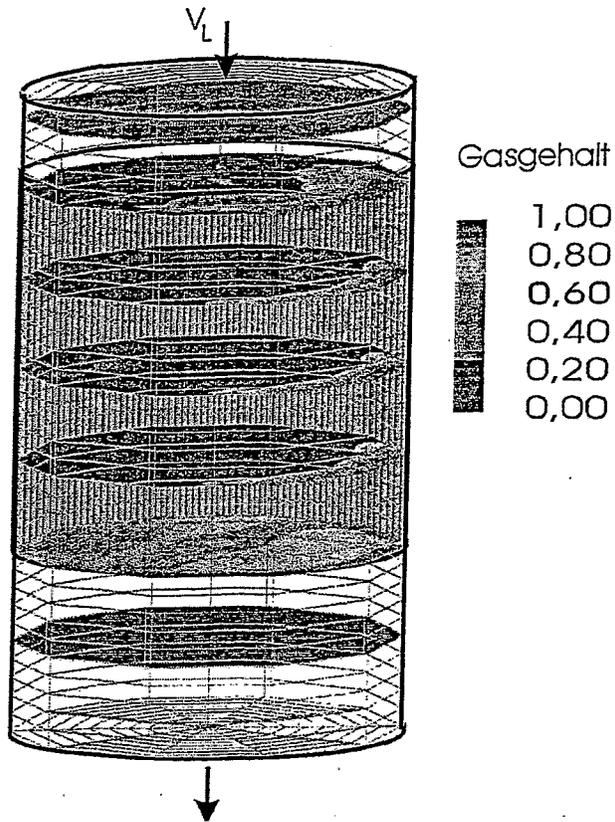


Bild 5: Berechnete Profile des relativen Gasanteils der Strömung im Monolithen

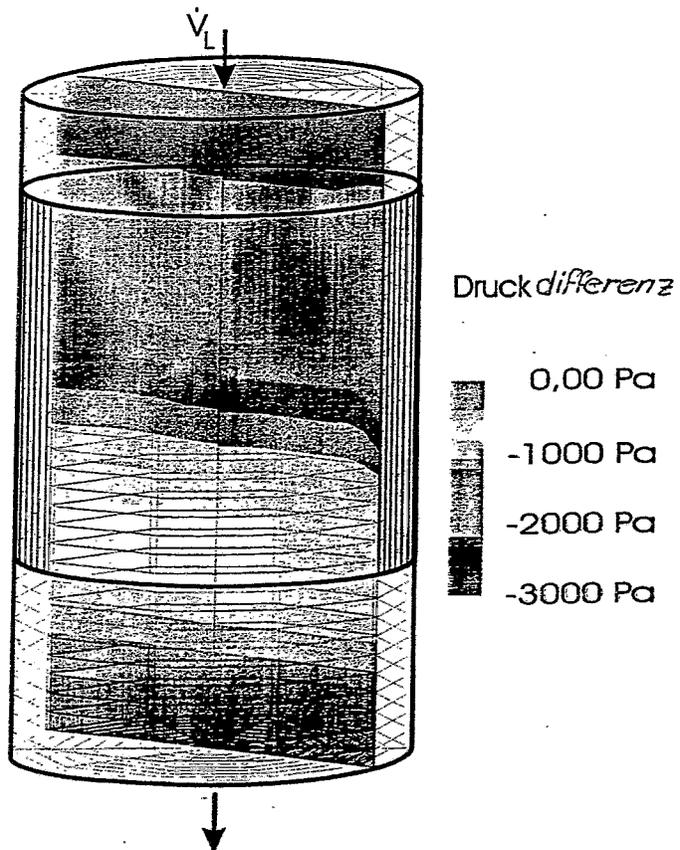


Bild 6: Berechnete Profile der Druckdifferenz im Monolithen

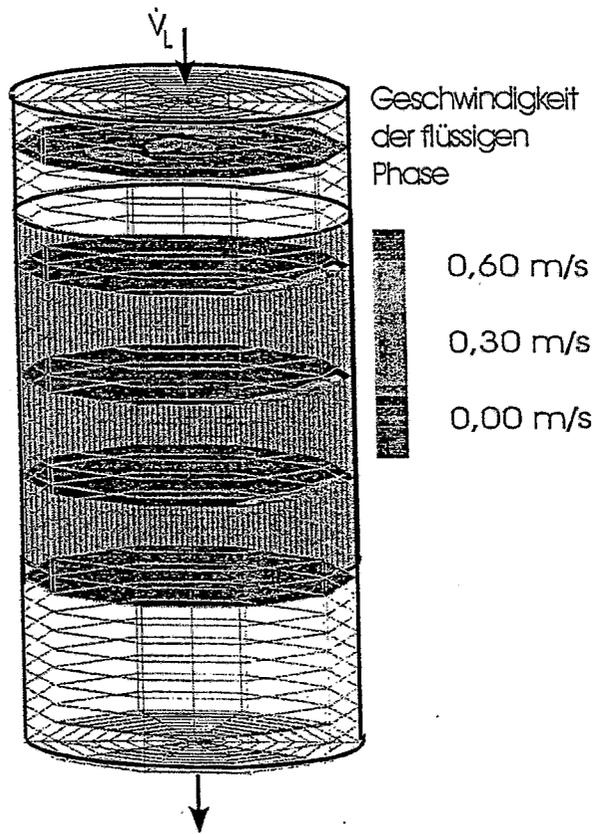


Bild 7 Berechnete Profile der Flüssigkeitsgeschwindigkeit im Monolithen

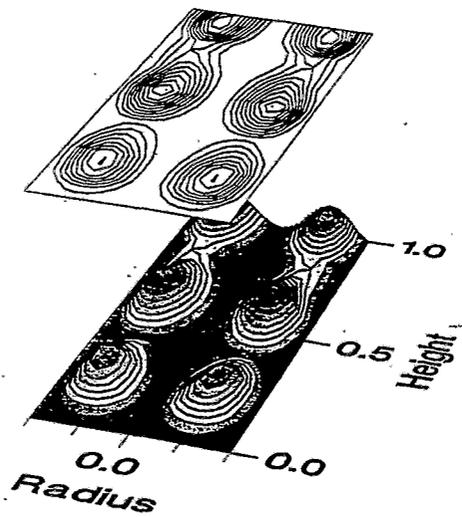


Bild 8: Stromlinien für zwei übereinander liegende Zirkulationszellen in einer Blasensäule

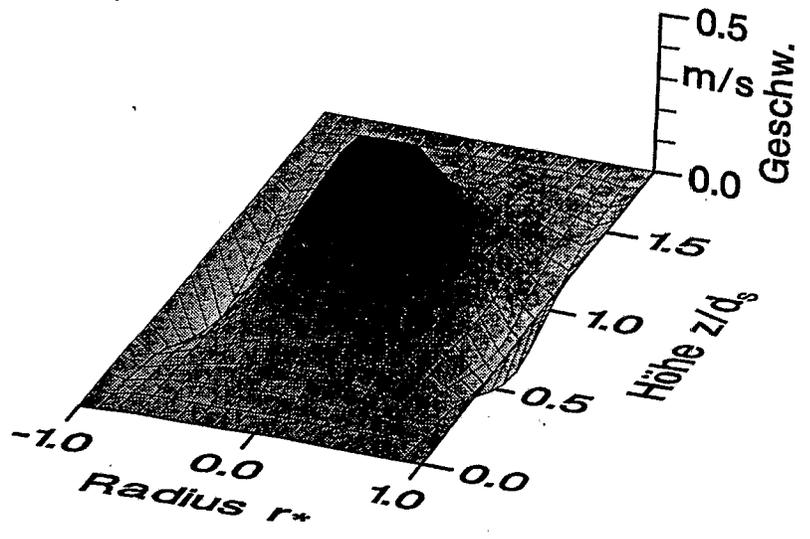


Bild 9: Gerechnete Profile der axialen Geschwindigkeitskomponente der kontinuierlichen Phase. Säulendurchmesser 140 mm, Gasleerrohrgeschwindigkeit 3 cm/s

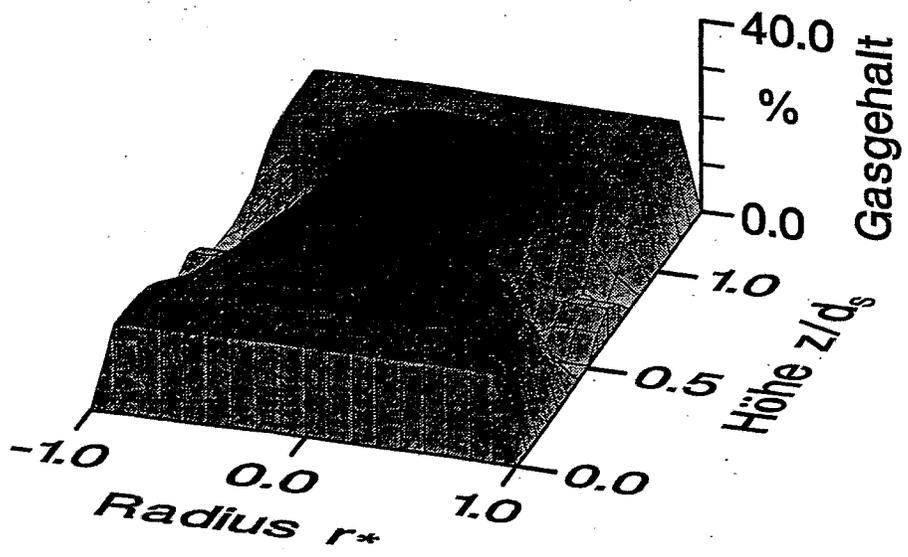


Bild 10: Berechnete Profile des relativen Gasgehalts für den Säulendurchmesser von 140 mm und die Gasleerrohrgeschwindigkeit von 5,4 cm/s

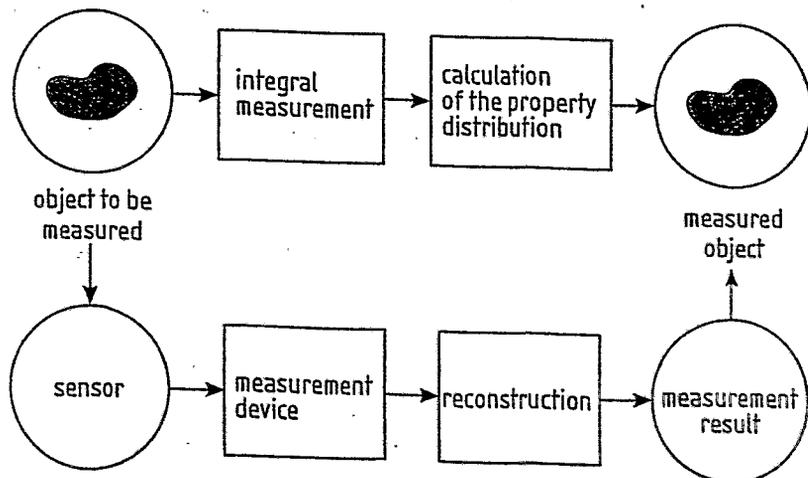
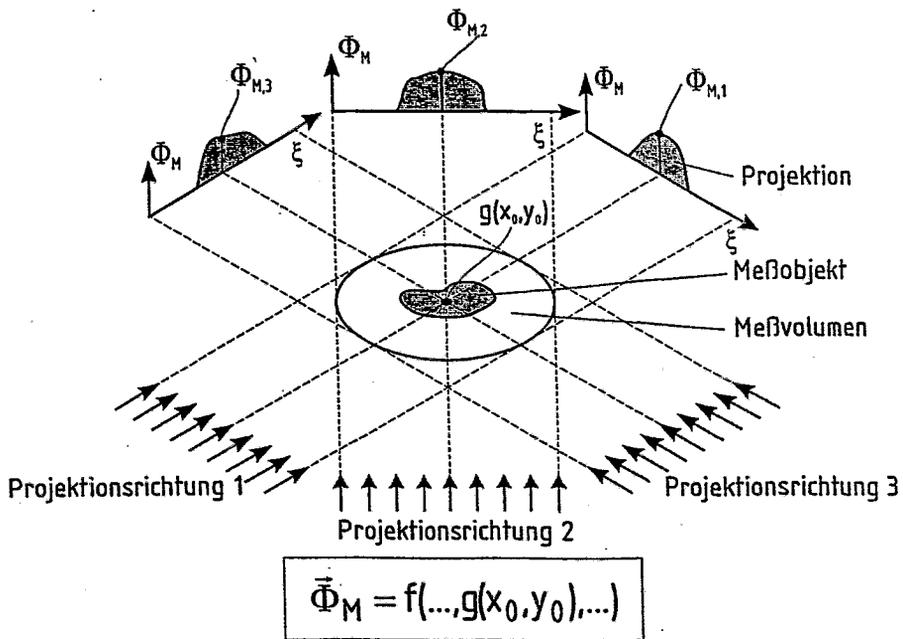


Bild 11: Schematische Darstellung der Meßkette tomographischer Meßverfahren

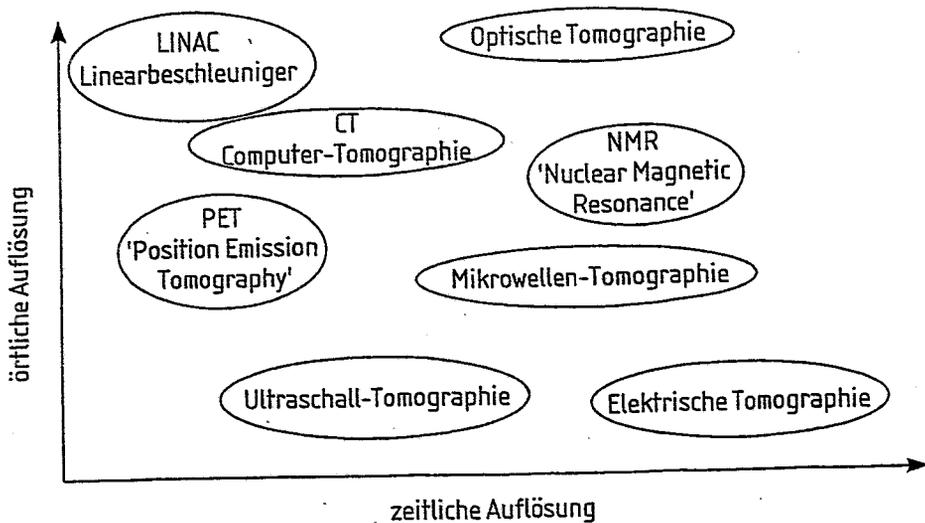
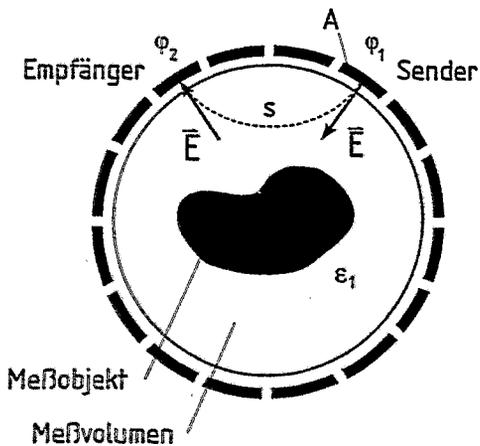


Bild 12: Zeitliche und örtliche Auflösung unterschiedlicher tomographischer Meßverfahren



$$\nabla^2 \varphi(x,y,z) + \frac{1}{\varepsilon(x,y,z)} \text{grad} \varphi(x,y,z) \text{ grad} \varepsilon(x,y,z) = \frac{\rho(x,y,z)}{\varepsilon(x,y,z)}$$

$$C = \frac{\iint_A \varepsilon(x,y,z) \text{grad} \varphi(x,y,z) d\hat{A}}{\int_s \text{grad} \varphi(x,y,z) ds}$$

Bild 13: Schematische Darstellung von elektrischem Feld E , elektrischem Potential φ , der Permittivität ε , der freien Ladung ρ und der gemessenen Kapazität C

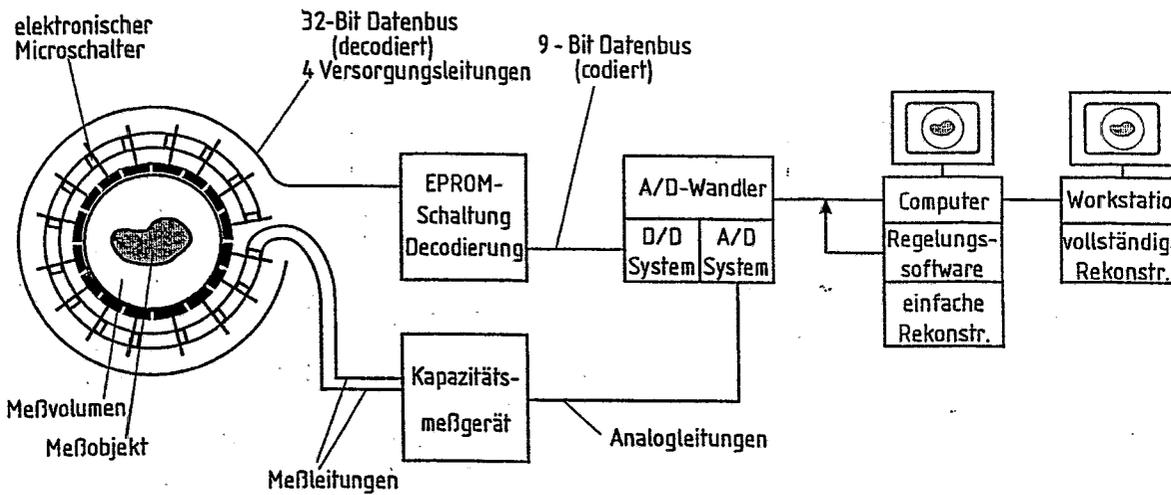


Bild 14: Schematische Darstellung der zur kapazitiven Tomographie eingesetzten Meßkette

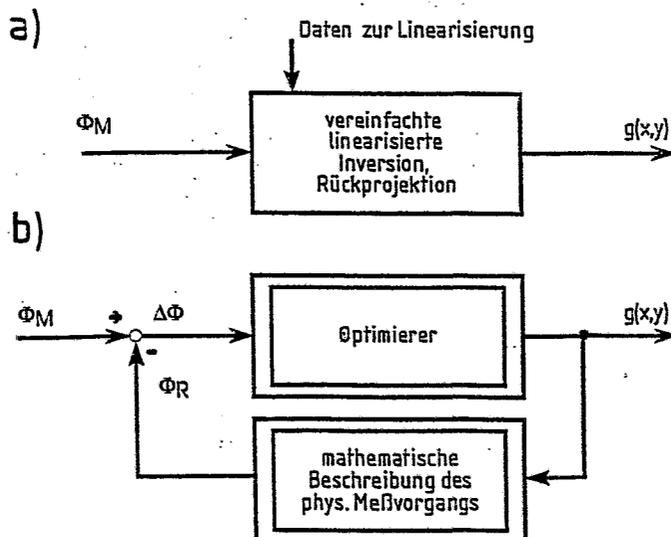


Bild 15: Schematische Darstellung des linearen Rückprojektionsverfahrens und des Reihenentwicklungsverfahrens

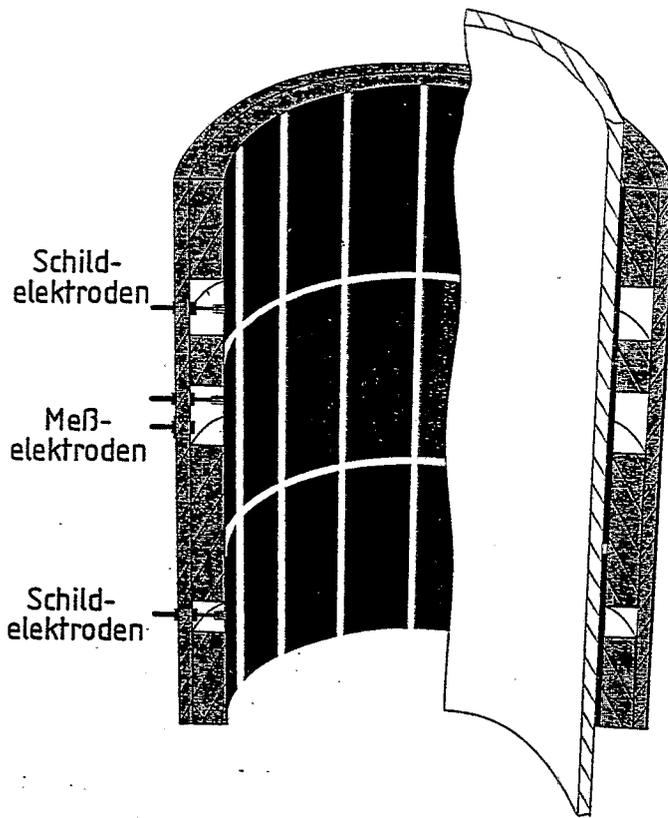


Bild 16: Anordnung der Elektroden im Meßquerschnitt

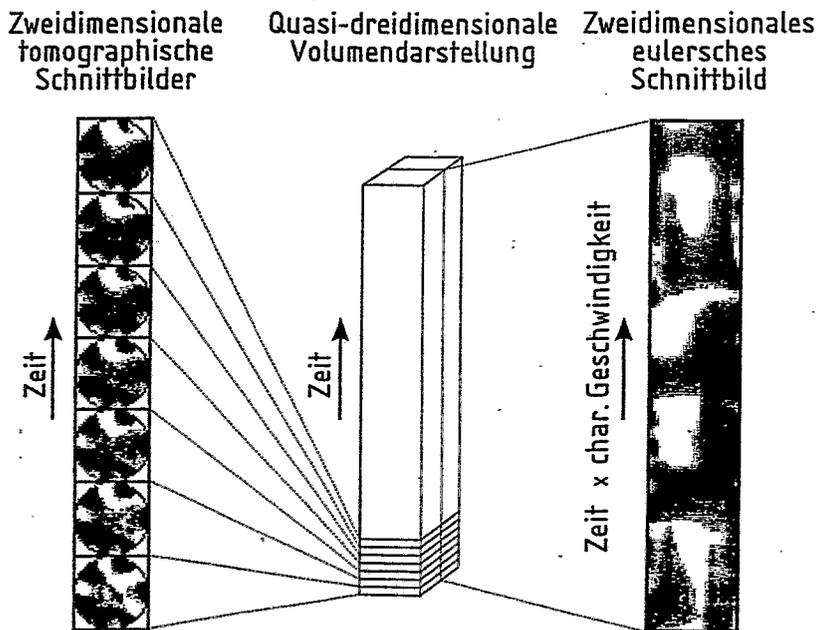


Bild 17: Zweidimensionale tomographische Schnittbilder der zweiphasigen Strömung im Monolithen

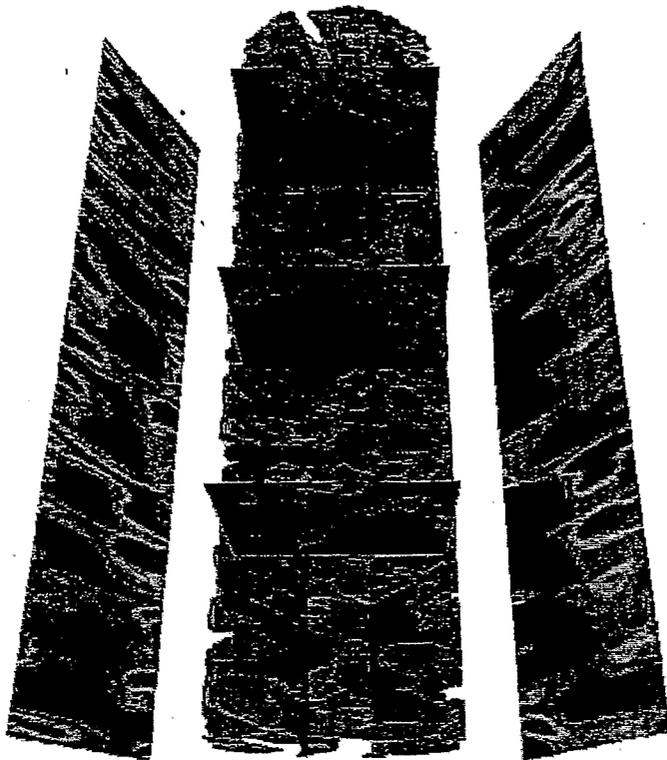


Bild 18: Schnittbilder für relative Phasenanteile im Monolithen

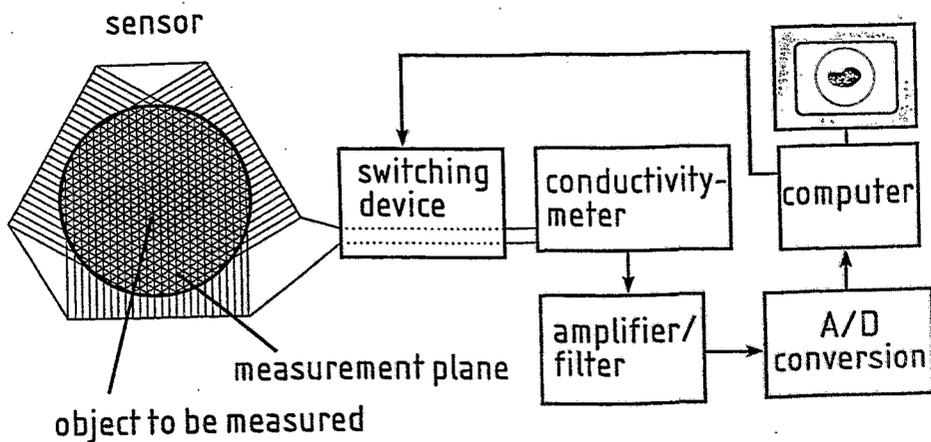
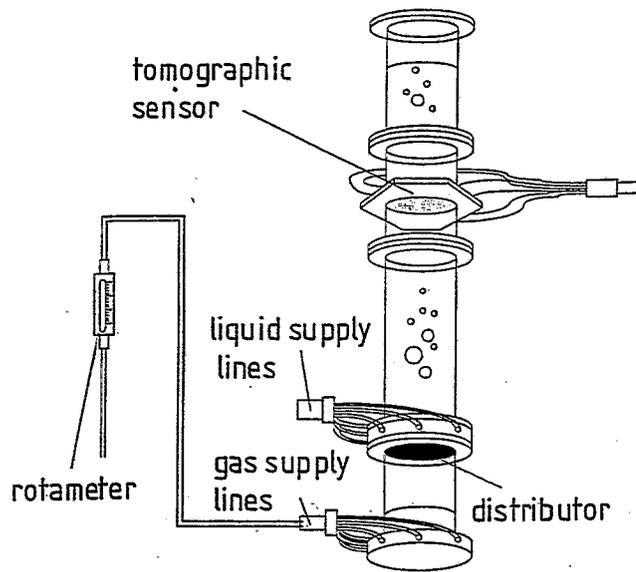


Bild 19: Schematische Darstellung der Meßkette für die konduktive Tomographie



Parameters: superficial gas velocity j_g
 liquid viscosity η

Bild 20: Darstellung des tomographischen Sensors nach Einbau in den Meßquerschnitt einer Blasensäule

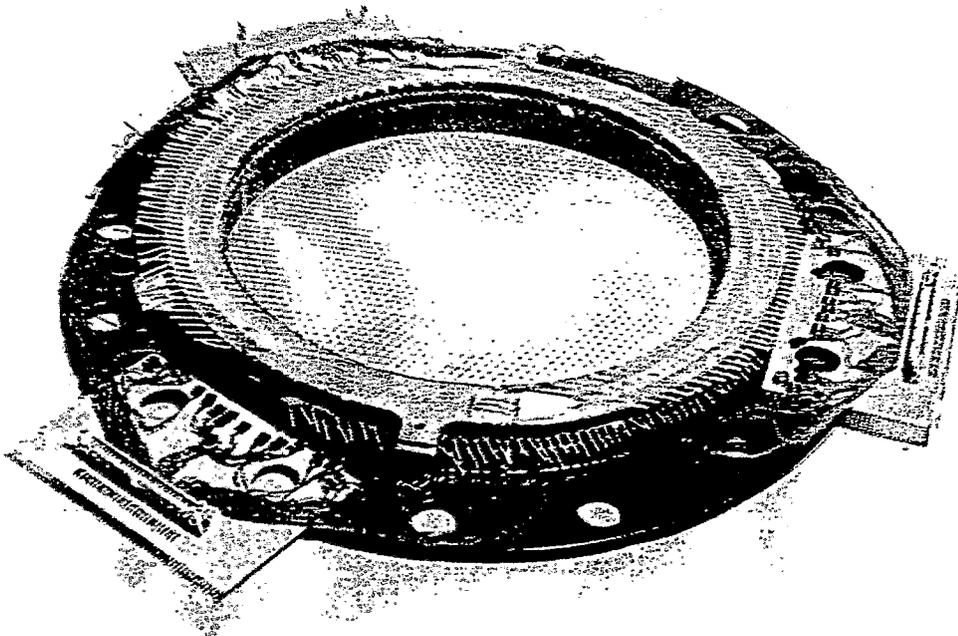


Bild 21: Photographische Aufnahme eines tomographischen Sensors

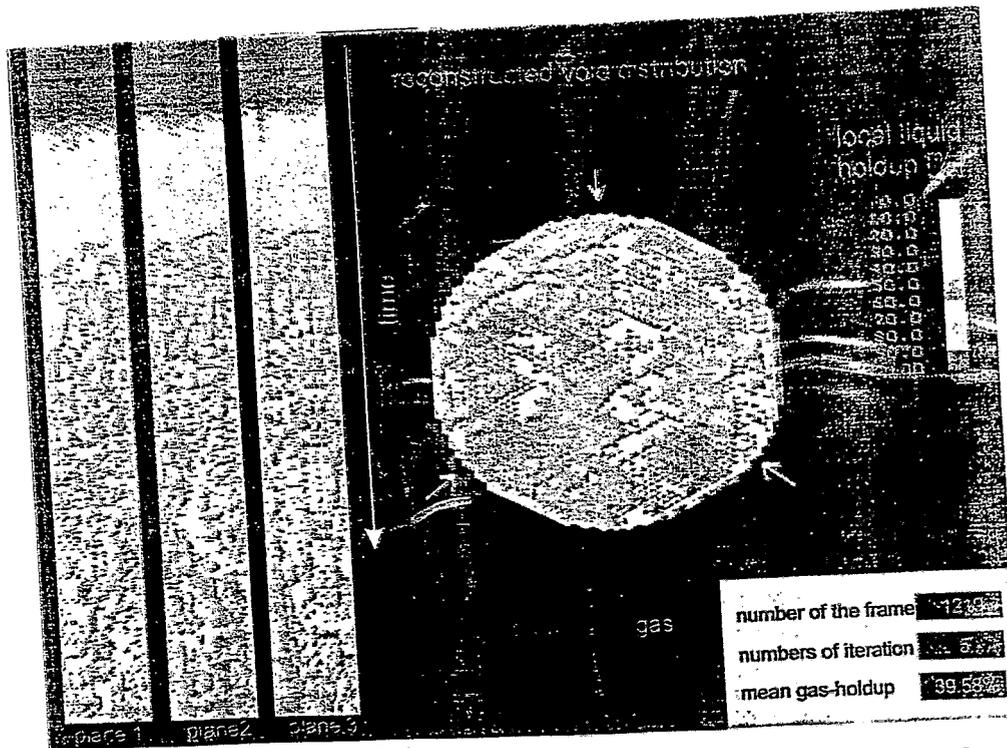


Bild 22: Darstellung des Tomogramms einer Blasensäule während der Druckentlastung

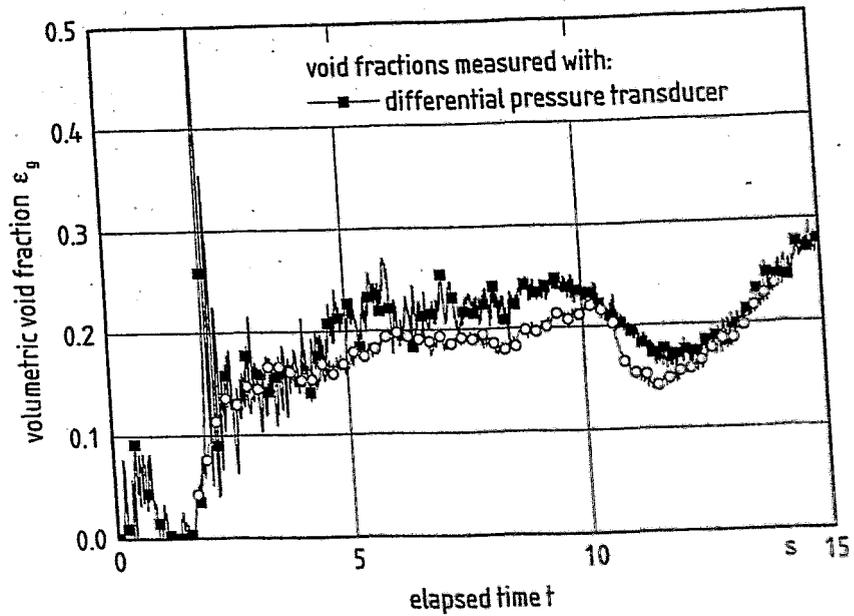


Bild 23: Gemessener zeitlicher Verlauf des querschnittgemittelten relativen Gasanteils in der Blasensäule. Tomographische Messungen und hydrostatische Messungen

LASER-SPECKLE-PHOTOGRAPHIE: VERGLEICH VON AUSWERTEMETHODEN

R. Kulenovic und M. Groll

*Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE),
Universität Stuttgart, Pfaffenwaldring 31, 70550 Stuttgart*

1. Einleitung

Die Laser-Speckle-Photographie (LSP) hat sich seit ihrer Einführung in den späten 60er Jahren [1] in vielen wissenschaftlichen und technischen Anwendungsgebieten als leistungsfähiges optisches Meßverfahren etabliert (Werkstofftechnik: Schwingungs-, Deformationsanalysen, etc.; Strömungsmechanik: Messung von Geschwindigkeit, Dichte, Temperatur, etc.) [2-4]. Aufgrund des rasanten Fortschritts in der Elektronik konnten wesentliche Nachteile der LSP, die umständliche und fehlerträchtige photographische Specklegramm-Aufnahme auf Film und die optische Rekonstruktion, abgelöst werden durch die elektronische Erfassung (CCD-Sensor) und die digitale Bildverarbeitung (Computer). Neben der vorteilhaften Inline-Erfassung und Auswertung kann mit dieser sog. Digitalen Laser-Speckle-Photographie (DLSP) bei Umgebungslicht gemessen werden. Ein Nachteil der DLSP im Vergleich zur konventionellen LSP besteht im erheblich geringeren räumlichen Auflösungsvermögen.

2. Grundlagen der Laser-Speckle-Photographie LSP

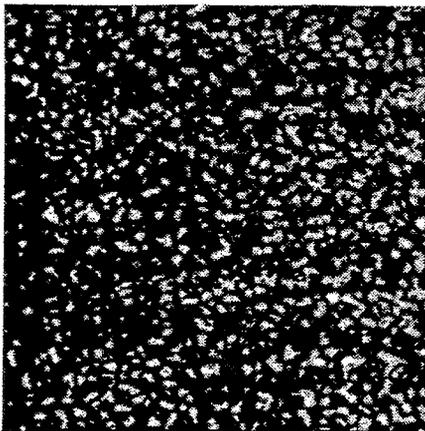


Bild 1: Speckles einer beleuchteten Glasplatte

Das meßtechnische Prinzip der LSP basiert darauf, daß "optisch" raue Oberflächen bei Beleuchtung mit kohärentem Licht granuliert erscheinen. Diese sog. Speckles (Bild 1) entstehen durch interferierende Lichtwellen an der Oberfläche bzw. reflektierte Lichtwellen im Raum. Bei Verschiebung der Oberfläche quer zur oder in Beobachtungsrichtung (in-plane, out-of-plane) wird auch das Specklemuster charakteristisch verschoben.

Die klassische LSP-Meßkette besteht aus einer Aufnahmeeinheit (Bild 2 a) und einer Rekonstruktionseinheit (Bild 2b) zur optischen Auswertung der Specklegramme. Ein Laserstrahl wird über ein Kollimationssystem aufgeweitet und beleuchtet die

Objektoberfläche, die auf einem photographischen Film abgebildet wird. Die durchschnittliche Specklegröße beträgt hierbei

$$b_s \approx 1,22 \lambda \left(\frac{f}{D} \right) \quad (1)$$

Mit einer Doppelbelichtungsaufnahme wird die Oberfläche vor und nach ihrer Verschiebung L auf photographischem Film abgebildet. Danach wird der belichtete Film entwickelt und in einem weiteren Schritt optisch rekonstruiert.

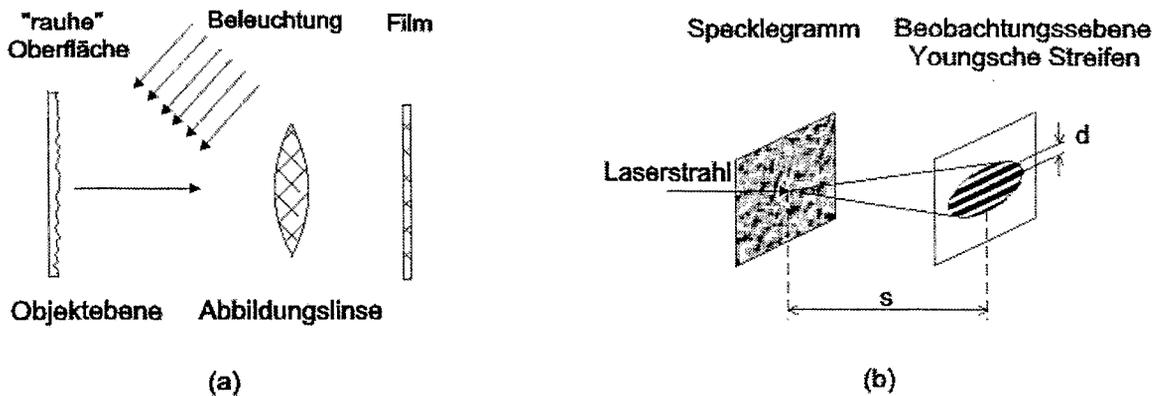


Bild 2: Speckleaufnahme auf Film (a) und punktwise optische Specklegrammrekonstruktion (b)

Bei der optischen Rekonstruktion wird der Film wiederum mit kohärentem Licht durchleuchtet (Bild 2b), wobei er sich wie ein optisches Beugungsgitter verhält und in einer Projektionsebene ein Interferenzstreifenbild erzeugt (Youngsche Streifen). Die Speckleverschiebung ε bzw. daraus die Oberflächenverschiebung L läßt sich aus dem Streifenabstand d , der Lichtwellenlänge λ , dem Abstand s zwischen Film und betrachteter Projektionsebene und dem Abbildungsmaßstab M bei der Specklegrammaufnahme berechnen zu

$$\varepsilon = \frac{\lambda s}{d} \quad \text{bzw.} \quad L = \frac{\varepsilon}{M} \quad (2)$$

2.1 LSP zur Temperaturfeldmessung in gasförmigen Fluiden

Im Anwendungsfall der LSP zur berührungslosen und rückwirkungsfreien Messung von Temperaturfeldern in transparenten gasförmigen Fluiden dient eine in den Strahlengang eingebrachte aufgerauhte Glasplatte als Specklequelle. Die Speckleverschiebung wird hier durch die Änderung der Beleuchtungseinfallsrichtung auf die Glasplatte erzeugt. Durchlaufen parallele Lichtstrahlen ein optisch inhomogenes Dichtefeld (z.B. temperaturinduzierte Dichteschwankungen), werden sie aufgrund der korrespondierenden Brechungsindexänderung Δn aus ihrer ursprünglichen Ausbreitungsrichtung abgelenkt.

Die Strahlablenkung α äußert sich dann in einem charakteristischen Speckleversatz ε in einer Ebene mit Abstand ξ hinter der Glasplatte, die auf einem Film abgebildet wird. Mit Hilfe der optischen Rekonstruktion wird die Speckleverschiebung ε (s. Gl. 2) bzw. daraus der Strahlablenkwinkel α bestimmt. Den Zusammenhang zwischen Ablenkungswinkel α und Brechungsindex n beschreibt Gl. 4 (hier nur y -Komponente betrachtet).

$$\tan \alpha = \frac{\varepsilon}{\xi} \quad (3) \quad \alpha_y = \frac{1}{n_\infty} \int_L \frac{\partial n}{\partial y} dy \quad (4)$$

Nach Integration von Gl. 4 entlang der durchlaufenen Wegstrecke L kann mit der Gladstone-Dale-Beziehung (Gl. 5, mit Gladstone-Dale-Konstante K) der Dichteverlauf $\rho(y)$ und daraus mit dem idealen Gasgesetz der Temperaturverlauf $T(y)$ nach Gl. 6 ermittelt werden.

$$\rho(y) = \rho_\infty + \frac{n(y) - n_\infty}{K} \quad (5) \quad T(y) = \frac{p_\infty}{R \rho(y)} \quad (6)$$

3. Digitale Laser-Speckle-Photographie DLSP

Der wesentliche Unterschied zwischen klassischer LSP und DLSP besteht im Speichermedium der Specklegramme. Anstatt photographischem Film werden elektronische Sensoren (CCD-Chip) eingesetzt. Die Bildsignale werden inline digitalisiert und mittels digitaler Bildverarbeitungstechniken ausgewertet. Dadurch entfällt sowohl die umständliche und fehlerträchtige Handhabung des Films (z. B. Dunkelraumbedingung bei der Aufnahme, Filmentwicklung, etc.), als auch die optische Specklegrammrekonstruktion. Nachteilig ist das vergleichsweise geringe räumliche Auflösungsvermögen der elektronischen Sensoren (ca. 100 Linien/mm, holographischer Film 5000 Linien/mm). D. h. zur Erreichung einer ähnlichen Auflösung können nur relativ kleine, vergrößerte Bildausschnitte betrachtet werden.

3.1 Auswertemethoden digitaler Specklegramme

Im folgenden werden zwei Auswertemethoden (direkte Bestimmung der Speckleverschiebung, numerische Specklegrammrekonstruktion) und die experimentelle Vorgehensweise vorgestellt.

Direkte Speckleversatzbestimmung

Die direkte Speckleversatzbestimmung ermittelt die Verschiebung aus dem Specklemuster ohne Erzeugung sekundärer Streifenmuster. Mit Hilfe der Autokorrelations- oder Kreuzkorrelationsfunktion (Gl. 7) bzw. artverwandter Techniken, z. B. Minimum-Quadrat-Differenz-Methode (MQD) (Gl. 8) [5], kann das Specklemuster ("Doppelbelichtung" durch numerische Überlagerung von zwei digitalisierten Specklegrammen) bzw. im Fall der Kreuzkorrelation und MQD können zwei Specklemuster bereichsweise auf ähnliche Bildinhalte untersucht werden. Gl. 7 und 8 liegen in diskretisierter Form vor, wobei g_1 und g_2 die digitalisierten Graustufen der zu korrelierenden Specklegramme darstellen, $M \times N$ Bildpixel die Größe des betrachteten Auswertebereichs ist und k, l bzw. m, n die Koordinaten des Auswerte- bzw. des zu korrelierenden Bereichs angeben. Die Autokorrelationsfunktion geht aus Gl. 7 durch Ersatz von g_1 durch $g(k,l) = g_1(k,l) + g_2(k,l)$ und g_2 durch $g(k+m, l+n) = g_1(k+m, l+n) + g_2(k+m, l+n)$ hervor ("Doppelbelichtung", s. Gl. 12).

$$C(m,n) = \frac{1}{M N} \sum_{k=1}^M \sum_{l=1}^N g_1(k,l) g_2(k+m, l+n) \quad (7)$$

$$C(m,n) = \frac{1}{M N} \sum_{k=1}^M \sum_{l=1}^N [g_1(k,l) - g_2(k+m, l+n)]^2 \quad (8)$$

Durch Berechnung der Korrelationsmatrix $C(m,n)$ und Bestimmung der Lage des Maximums bzw. Minimums (MQD) in der Korrelationsmatrix kann dann bei bekannter Bildausschnittsgröße die Verschiebung unmittelbar pixelgenau angegeben werden. Zur Erhöhung der Auswertegenauigkeit können zusätzlich Flächeninterpolationsverfahren zur Bestimmung der Korrelationsmaxima bzw. -minima herangezogen werden (Subpixelgenauigkeit).

Numerische Specklegrammrekonstruktion

Die numerische Specklegrammrekonstruktion beschreibt mathematisch den Prozeß

der optischen Rekonstruktion der Youngschen Streifen mit Hilfe des Fresnel-Kirchhoff Beugungsintegrals (Gl. 9), mit der komplexen Amplitude $\Gamma(\xi, \eta)$ der gebeugten Welle in der Abbildungsebene (ξ, η) , der Amplituden-Transmittanz $t(x, y)$ des Specklegramms, der Amplitude a der einfallenden Referenzwelle und dem Abstand $R = [(\xi - x)^2 + (\eta - y)^2 + d^2]^{1/2}$ zwischen einem Punkt der Specklegrammebene (x, y) und der Abbildungsebene (ξ, η) (s. Bild 3).

$$\Gamma(\xi, \eta) = \frac{ia}{\lambda} \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} t(x, y) \frac{\exp(-i \frac{2\pi}{\lambda} R)}{R} \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cos \theta \right] dx dy \quad (9)$$

Gl. 10 (Fresnel-Transformation) ist die diskretisierte Form von Gl. 9 unter der Annahme $\cos \theta \approx 1$ und großer Abstand d zwischen Specklegramm- und Abbildungsebene (Fresnel-Approximation).

$$\Gamma(m, n) = \frac{ia}{\lambda d} \exp \left[-i\pi \lambda d \left(\frac{m^2}{M^2 \Delta x^2} + \frac{n^2}{N^2 \Delta y^2} \right) \right] \sum_{k=0}^{N-1} \sum_{l=0}^{M-1} t(k, l) \exp \left[-i \frac{\pi}{\lambda d} (k^2 \Delta x^2 + l^2 \Delta y^2) \right] \times \exp \left[i2\pi \left(\frac{km}{M} + \frac{ln}{N} \right) \right] \quad (10)$$

Die Intensitätsverteilung $I(\xi, \eta)$ der rekonstruierten Youngschen Streifen in der Abbildungsebene berechnet sich zu $I(\xi, \eta) = |\Gamma(\xi, \eta)|^2$ bzw. $I(m, n) = |\Gamma(m, n)|^2$ (11).

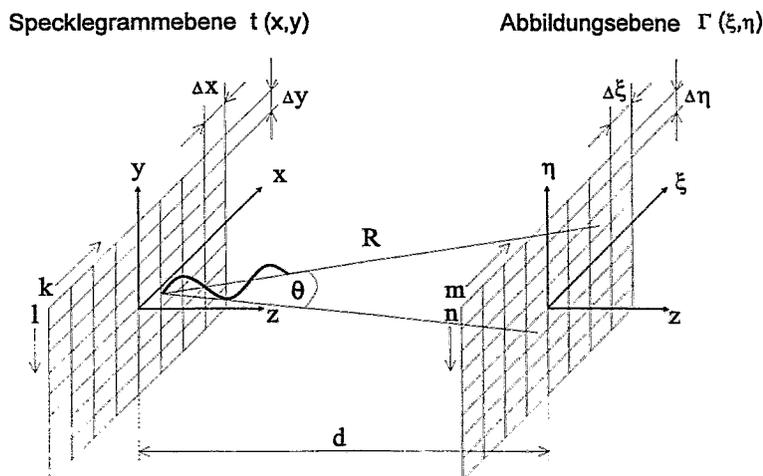


Bild 3: Koordinatensystem zur numerischen Specklegrammrekonstruktion

Experimentelle Vorgehensweise bei der DLSP

In einem ersten Schritt werden zwei Specklemuster entsprechend der verschiedenen Objektzustände mit einem CCD-Sensor aufgenommen und digitalisiert (g_1, g_2 bzw. t_1, t_2). Dann werden diese zwei Specklegramme im Fall der Anwendung der Autokorrelation oder Fresnel-Transformation mittels einer einfachen digitalen Bildaddition (Gl. 12) überlagert ("Doppelbelichtung").

Bei Anwendung der Kreuzkorrelation und der MQD-Methode entfällt der Additionsschritt und die digitalisierten Specklegramme können direkt zur weiteren Berechnung der Speckleabstände nach Gl. 7 bzw. 8 verwendet werden.

$$g(k, l) = g_1(k, l) + g_2(k, l) \quad \text{bzw.} \quad t(k, l) = t_1(k, l) + t_2(k, l) \quad (12)$$

Bei der Fresnel-Transformation wird das Ergebnis aus Gl. 12 in Gl. 10 eingesetzt und daraus mit Gl. 11 das numerische Beugungsbild (Youngsche Streifen) erzeugt. Im letzten Schritt kann zur Bestimmung der Streifenabstände und -richtung eine 2-dimensionale Fourieranalyse herangezogen werden [6].

4. LSP-Temperaturmessung

Bild 4 zeigt den LSP-Meßaufbau zur Temperaturmessung in einer freien Luftkonvektionsströmung entlang eines elektrisch beheizten senkrecht stehenden Stabs (Durchmesser 25 mm., Länge 250 mm, max. einstellbare Oberflächentemperatur 250°C). Um den beheizten Stab etabliert sich ein axialsymmetrisches Temperaturfeld. Die Besonderheit des Aufnahmesystems besteht darin, daß das ganze Temperaturfeld in einem Meßvorgang durch einen senkrecht verfahrbaren aufgeweiteten kollimierten Laserstrahl beleuchtet werden kann (scanning). Als Speichermedium wird holographischer Film (AGFA-GEVAERT 8E75 HD) verwendet.

Die optische Rekonstruktion erfolgt rechnergestützt vollautomatisch, wobei ein unaufgeweiteter Laserstrahl das Specklegramm schrittweise punktweise abtastet und die Youngsche Streifenauswertung mit einer 2-dimensionalen Fourier-Transformation erfolgt. Zur Berechnung des axialsymmetrischen Temperaturfelds wird der Brechungsindexverlauf (s. Gl. 4) mit Hilfe der inversen Abel-Transformation berechnet.

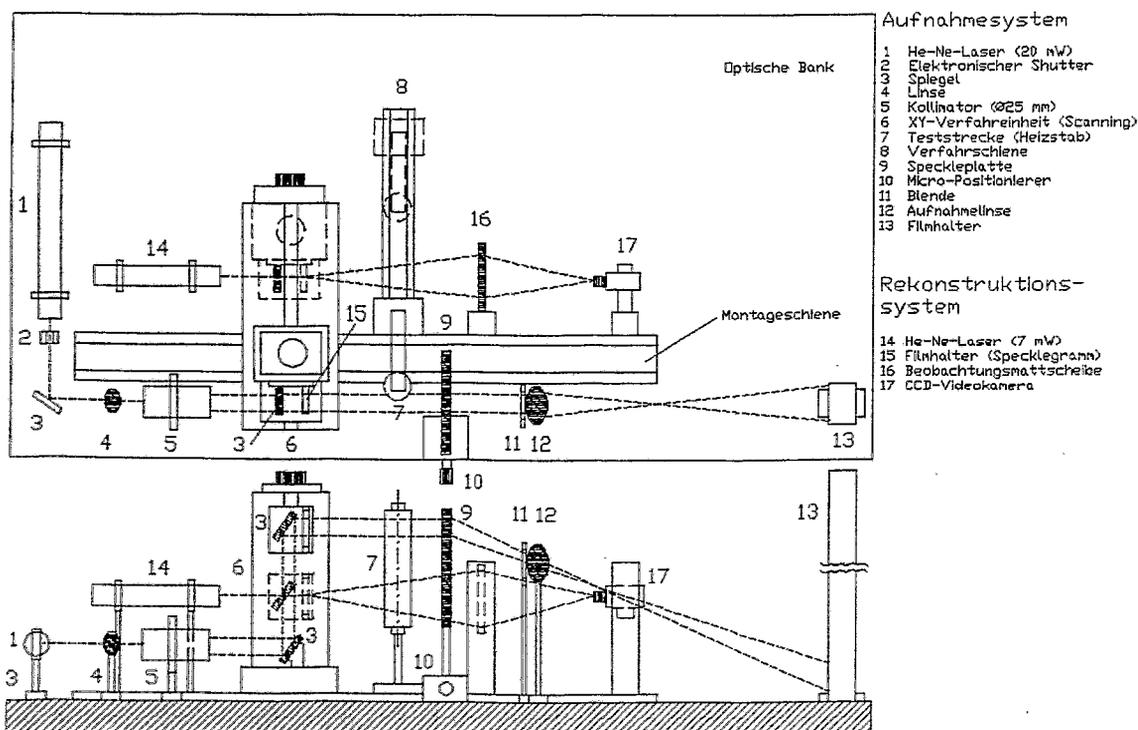
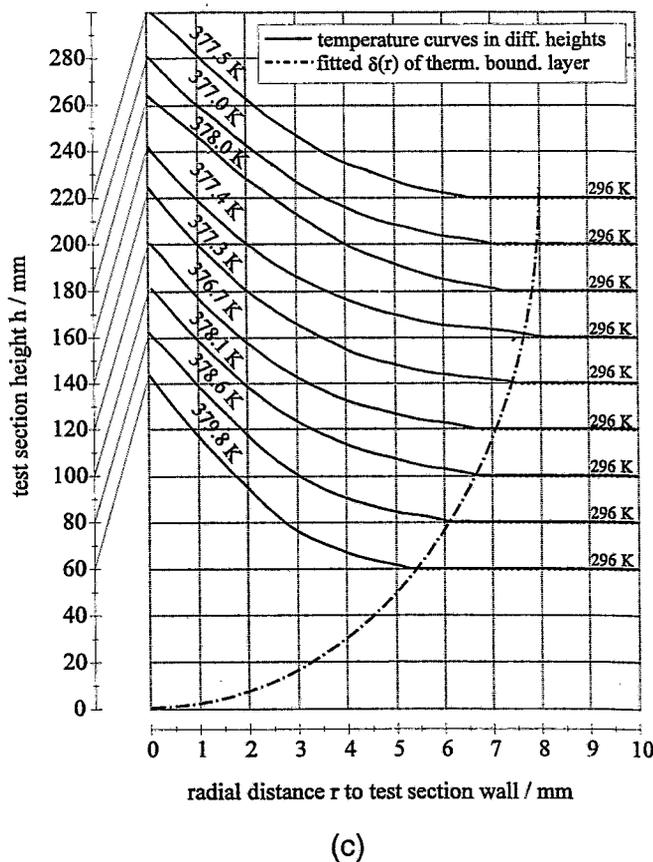
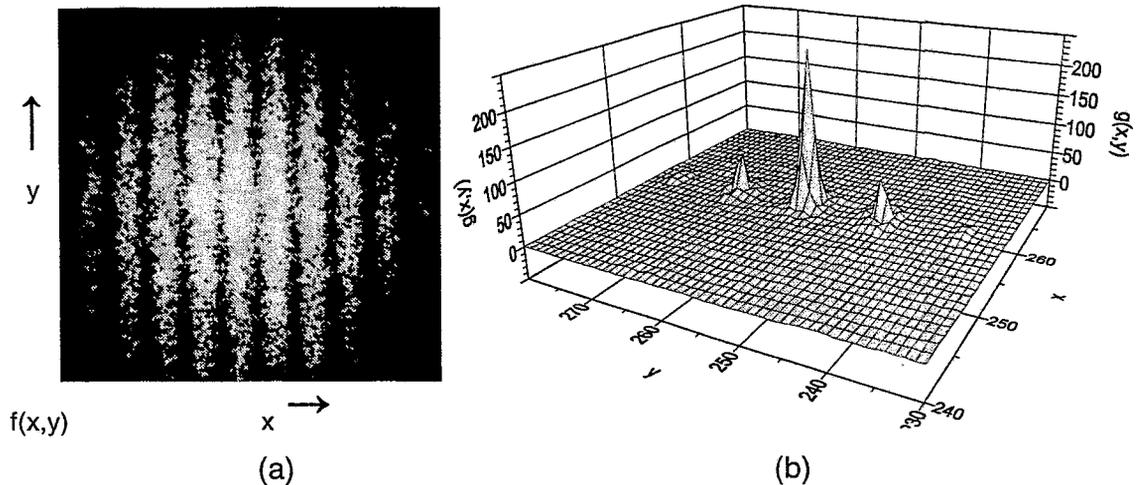


Bild 4: LSP-Meßsystem

4.1 Temperaturmeßergebnisse

Bild 5 zeigt exemplarisch ein optisch rekonstruiertes Specklegramm (a), das entsprechende 2D-Fourier-Spektrum (b) und die ausgewerteten radialen Temperaturverläufe in der Temperaturgrenzschicht der Konvektionsströmung in verschiedenen axialen



Stabhöhen h ($h=60$ mm bis 220 mm) (c). Die Auswertung der Specklegramme (optische Rekonstruktion) erfolgt in radialer Richtung in 0,5 mm Schritten unter Anwendung einer 2D-FFT (Fast-Fourier-Transformation) mit 512x512 Stützstellen. Die eingestellte Staboberflächentemperatur beträgt $T_w=376$ K, die Umgebungstemperatur $T_\infty=296$ K. Zusätzlich ist im Diagramm der gefittete Temperaturgrenzschichtdickenverlauf $\delta(r)$, der die Entfernung von T_w bis T_∞ kennzeichnet, angegeben.

Mit zunehmender Stabhöhe h nehmen die Temperaturgradienten entsprechend der zunehmenden Temperaturgrenzschichtdicke δ ab. In $h=180$ mm bis $h=220$ mm trifft dies nicht zu. Grund hierfür ist u.a. das verwendete Aufnahmeabbildungssystem, das in seinem Randbereich einen Lichtintensitätsverlust aufweist. Dieser ergibt in Verbindung mit durch kleine Temperaturgradienten verursachten kleinen Speckleverschiebungen ein schlecht durchmoduliertes Streifenbild.

Bild 5: (a) Optisch rekonstruierte Youngsche Interferenzstreifen,
 (b) 2D-Fourier-Transformierte von (a),
 (c) radialer Temperaturverlauf $T(r)$ in verschiedenen Höhen h des Heizstabs

Die eingestellte Staboberflächentemperatur T_w wird mit guter Genauigkeit bestimmt (Vergleich mit Thermolementreferenzmessungen), wobei in un-

mittelbarer Stabnähe ($r < 0,5$ mm) Beugungseffekte bei der Specklegrammaufnahme (Halbschatten) die optische Rekonstruktion beeinträchtigen und folglich die Auswertergebnisse (hier: Überbewertung von T_w) verschlechtern. Insgesamt liegt die Meßgenauigkeit zwischen 5% bis 10% bezogen auf die eingestellte Temperaturdifferenz $\Delta T = T_w - T_\infty$.

5. DLSP-Untersuchungen

Die Bildfolge in Bild 6 zeigt beispielhaft die Möglichkeiten der numerischen Specklegrammrekonstruktion. Das Aussehen der Streifenmuster kann sehr leicht in einem weiten Bereich durch die Rekonstruktionsparameter verändert und an die Anforderungen der nachfolgenden Streifenauswertung (z.B. FFT) angepaßt werden.

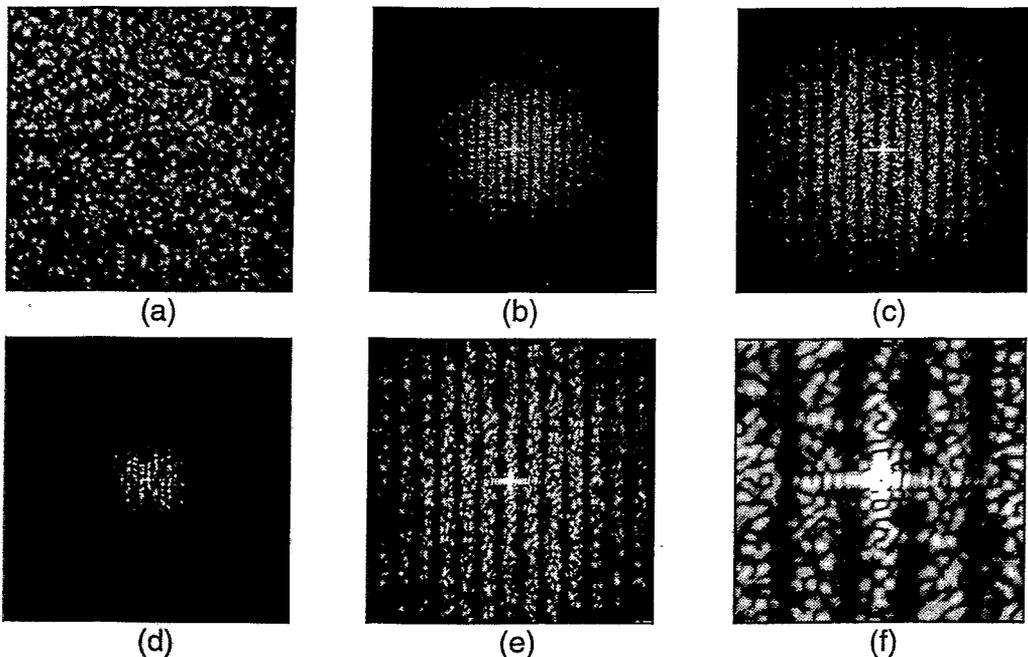
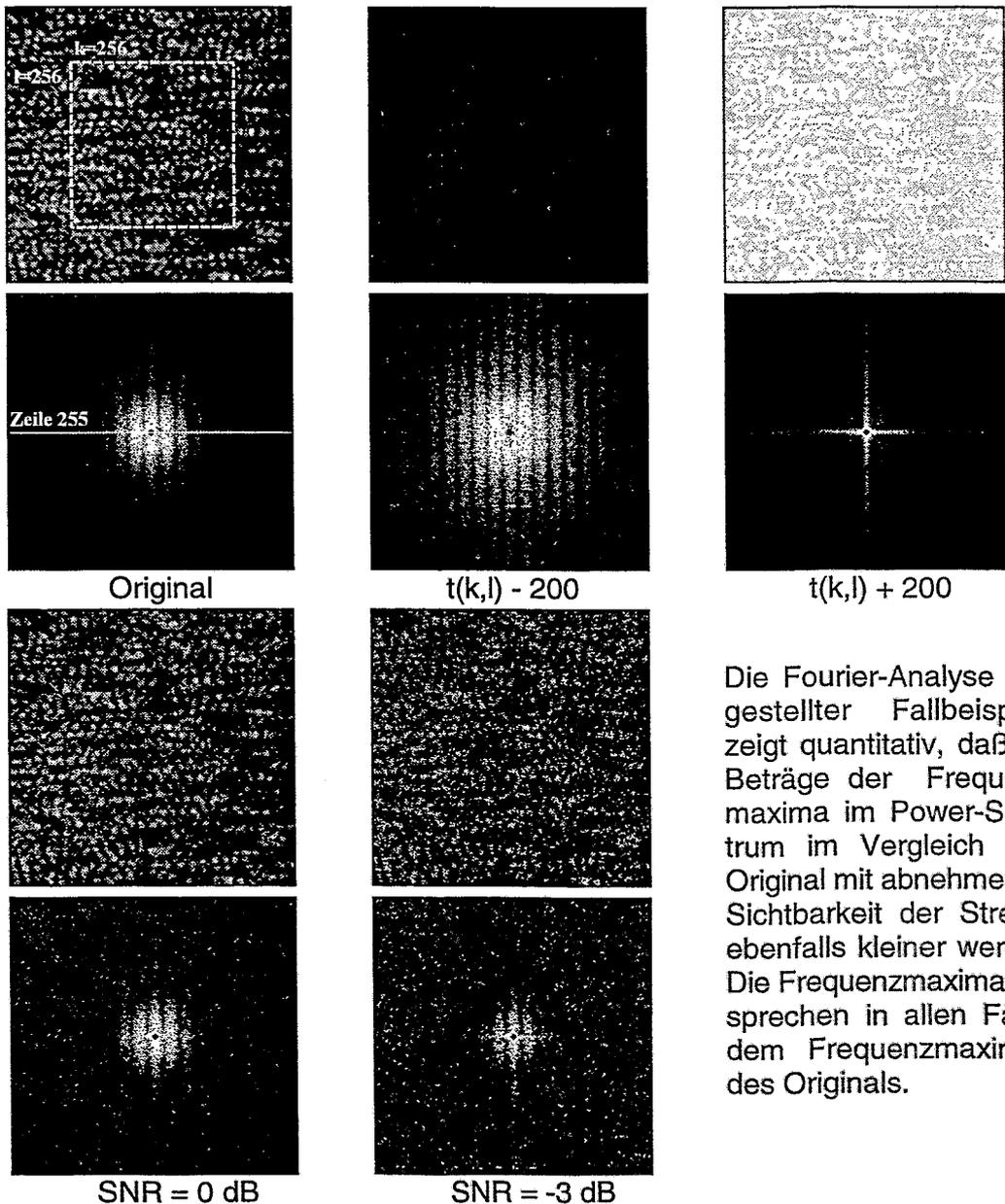


Bild 6: (a) Digitalisiertes Specklegramm und (b)-(f) numerisch rekonstruierte Youngsche Streifen für
 (b) $d=1$ m, $\lambda=0,632$ μm , $\Delta x/\Delta y=2,8/2,8$ $\mu\text{m}/\text{Pixel}$, $\Delta \xi/\Delta \eta=580/580$ $\mu\text{m}/\text{Pixel}$,
 (c) $d=1,5$ m dito (b),
 (d) $\lambda=0,4$ μm , dito (b),
 (e) $\Delta x/\Delta y=1,4/1,4$ $\mu\text{m}/\text{Pixel}$, dito (b),
 (f) $\Delta \xi/\Delta \eta=100/100$ $\mu\text{m}/\text{Pixel}$ (b).

In Bild 7 sind die Auswirkungen einer Unter- bzw. Überbelichtung und von Bildrauschen auf das numerische Rekonstruktionsergebnis dargestellt. Im Fall der Helligkeitsvariation ist den digitalisierten Specklegrammgrauwerten $t(k,l)$ der Grauwert ± 200 überlagert. Das Bildrauschen ist ebenfalls numerisch durch Überlagerung des unverrauschten digitalisierten Specklegrams mit weißem Rauschen erzeugt, wobei sich das Signal-Rausch-Verhältnis (SNR) berechnet zu

$$SNR = 10 \log \frac{\sum_{m=0}^{M-1} \sum_{n=0}^{N-1} t(m,n)_{\text{original}}}{\sum_{m=0}^{M-1} \sum_{n=0}^{N-1} t(m,n)_{\text{noise}}} \quad (13)$$

Der qualitative Vergleich zwischen Unter- und Überbelichtung zeigt deutlich, daß ein unterbelichtetes Specklegramm das kontrastreichere Streifenbild erzeugt. Die Erklärung hierfür ist die vergleichsweise geringe Transmissivität mit einigen wenigen genau definierten "Beugungsspalten". Auch bei stark verrauschten Specklegrammen werden noch Streifenmuster rekonstruiert, die allerdings durch die rauschbedingte Abnahme korrelierter Speckles ebenfalls stark verrauscht sind.



Die Fourier-Analyse dargestellter Fallbeispiele zeigt quantitativ, daß die Beträge der Frequenzmaxima im Power-Spektrum im Vergleich zum Original mit abnehmender Sichtbarkeit der Streifen ebenfalls kleiner werden. Die Frequenzmaxima entsprechen in allen Fällen dem Frequenzmaximum des Originals.

Bild 7: Variation Bildhelligkeit und SNR, numerisch rekonstruierte Youngsche Streifen

6. Zusammenfassung

Vorliegender Beitrag beschreibt die allgemeinen Grundlagen der Laser-Speckle-Photographie (LSP). Als ein Meßeinsatzgebiet der LSP werden die berührungslose Temperaturmessung in gasförmigen Fluiden vorgestellt und deren physikalischen Grundgleichungen erläutert. In diesem Zusammenhang werden ein Meßaufbau zur Temperaturfeldmessung in der Temperaturgrenzschicht einer Luftkonvektionsströmung um einen beheizten Stab und repräsentative Meßergebnisse gezeigt.

Ein weiterer Beitragsteil befaßt sich mit der digitalen Laser-Speckle-Photographie (DLSP) und hier insbesondere mit den numerischen Auswertemethoden digitalisierter Specklegramme. Neben der Auto-, Kreuzkorrelation und der Minimum-Quadrat-Differenz-Methode (MQD) wird speziell die numerische Rekonstruktion der Youngschen Streifen mit Hilfe der Fresnel-Transformation beschrieben. Anhand von numerisch rekonstruierten Streifenbildern wird der Einfluß der Rekonstruktionsparameter veranschaulicht. Abschließend werden die Auswirkungen unterschiedlicher Bildqualitäten (Bildhelligkeit/Kontrast, Bildrauschen) für die numerische Specklegrammrekonstruktion qualitativ aufgezeigt und diskutiert.

Literatur

- [1] J. M. Burch and J. M. J. Tokarski
"Production of multiple beam fringes from photographic scatterers"
OPTICA ACTA, Vol. 15, No. 2, pp. 100-111, 1968
- [2] F. P. Chiang
"Subjective laser speckle method and its application to solid mechanics"
Opt. Engineering, Vol. 21, No. 3, pp. 379-390, 1982
- [3] R. J. Pryputnew
"Speckle metrology techniques and their applications"
Proc. of SPIE, Vol. 556, pp. 90-98, 1985
- [4] Z. Y. Guo, Y. Z. Song and Z. X. Li
"Laser speckle photography in heat transfer"
Int. J. of Experimental Heat Transfer, Thermodynamics and Fluid Mechanics,
Vol. 10, No. 1, pp. 54-60, 1995
- [5] L. Gui, W. Merzkirch
"A method of tracking ensembles of particle images"
Exp. Fluids 21, pp. 465-468, 1996
- [6] E. O. Brigham
"The Fast Fourier Transform and its Application"
Prentice-Hall, 1988

EINSATZ DES ORTSFILTERVERFAHRENS ZUR BESTIMMUNG LOKALER GESCHWINDIGKEITEN IN MEHRPHASENSTRÖMUNGEN

J. Kumpart¹, K. Michel, O. Fiedler² und K. Christofori³

¹ Technische Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereich Meßtechnik, Harburger Schloßstr. 20, 21071 Hamburg, Tel. (040)7718-2734, Fax -2382

² Universität Rostock, Institut für Allgemeine Elektrotechnik, Albert-Einstein-Str. 1-2, 18059 Rostock, Tel. (0381) 498-3474, Fax -3479

³ ASTECH GmbH, Friedrich-Barnewitz-Str. 3, 18119 Rostock, Tel. (0381) 5196-290, Fax -299

1. Einleitung

Für die Messung lokaler Partikelgeschwindigkeiten haben sich optische Methoden bewährt.

Eine Gruppe von anwendbaren Meßprinzipien beruht dabei auf der Laufzeitmessung, bei der meist mit Hilfe der Kreuzkorrelation die Zeit bestimmt wird, die ein Objekt braucht, um den Abstand zwischen zwei Sensoren zu passieren. Beispiele für dieses Grundprinzip sind Laser-two-focus-Verfahren oder Kreuzkorrelation zwischen den Signalen zweier an Lichtleitfasern gekoppelter Photoempfänger. Für die praktische Anwendung dieser Technik, die heute fast ausschließlich in Form der digitalen Kurzzeit-Korrelation realisiert ist, ist es nötig, eine Integrationszeit zu bestimmen, deren Dimensionierung a-priori Informationen über die zu messenden Geschwindigkeiten benötigt. Gerade in turbulenten Mehrphasenströmungen mit rasch wechselnden Geschwindigkeiten sind diese Informationen jedoch nicht verfügbar. Dies kann zu erheblichen Fehlern führen [1].

Laser-Doppler-Methoden, die wegen ihres kleinen und definierten Meßvolumens, ihrer Präzision und der vollständigen Rückwirkungsfreiheit sehr verbreitet für die Untersuchung von strömungsmechanischen Problemstellungen sind, benötigen ungestörte optische Zugänge zum Meßvolumen. Diese Methoden sind daher bei höheren Feststoffkonzentrationen oder stark getrübbten Flüssigkeiten nicht einsetzbar.

Das Ortsfilterverfahren ist ebenfalls ein optisches und damit berührungslos arbeitendes Meßverfahren, das bereits erfolgreich in industriellen und wissenschaftlichen Anwendungen zur Bestimmung von Geschwindigkeiten und daraus abgeleiteten Größen wie Länge, Beschleunigung oder Verformung eingesetzt wird. Industriereife Geräte für diese Art der Anwendung sind bereits verfügbar und werden zur Produktionssteuerung und -überwachung zum Beispiel von Papier-, Kabel- oder Textilherstellern eingesetzt [2]. Ein neuartiger Ansatz ist die Kombination mit endoskopartigen Sonden, um dieses etablierte Meßverfahren auch für Messungen im Inneren von mehrphasigen Strömungen einzusetzen. Diese Sonden sorgen dabei für die Beleuchtung und die Beobachtbarkeit des Meßvolumens durch den optischen Sensor, der sich in der Regel außerhalb des Prozesses befindet. Auf diese Weise ist es möglich, lokal die Geschwindigkeiten von Feststoffen und/oder Blasen an beliebigen Positionen innerhalb von zwei- oder dreiphasigen Strömungen zu messen.

2. Meßprinzip

Grundprinzip

Das Meßprinzip beruht auf der örtlichen Filterwirkung gitterartiger Strukturen. Statt wie beim Korrelationsverfahren zwei, werden beim Ortsfilter viele linear angeordnete optische Empfänger verwendet. Mit der Anzahl N der Empfängerelemente steigt dabei die Selektivität des Meßsystems. In Bild 1 ist der grundsätzliche Aufbau eines Ortsfilters mit einem Transmissionsgitter zu sehen.

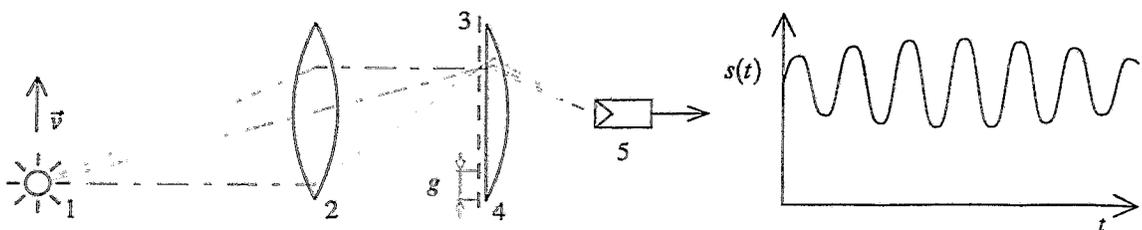
Ein beleuchtetes oder selbstleuchtendes Objekt (1), das sich durch seine Helligkeit vom Hintergrund abhebt, wird durch eine Sammellinse (2) auf ein Transmissionsgitter (3) abgebildet. Der Anteil des Lichtes, der durch die transparenten Linien des Gitters gelangt, wird durch eine zweite Sammellinse (4) auf einen optischen Empfänger (5) fokussiert. Bewegt sich dieses Objekt durch die Meßstrecke, ist im Ausgangssignal des Ortsfilter-Empfängers ein Wechselanteil enthalten, dessen Frequenz direkt proportional zur Geschwindigkeit des Objektes ist:

$$v = \frac{f \cdot g}{\beta} \quad (1)$$

g repräsentiert hierbei die Gitterkonstante - eine geometrische Größe, die den Abstand zwischen zwei Gitterlinien angibt; β ist der Abbildungsmaßstab, der sich aus Brennweite des verwendeten Objektivs und dem Objektabstand ergibt.

Durch den Einsatz eines „strukturierten Empfängers“ kann der optische Aufbau erheblich vereinfacht werden. Dabei werden die Funktionen von Photoempfänger und Gitter zusammengefaßt wodurch die zweite Linse entfällt. Der Empfänger wird direkt in der Bildebene des Objektivs (2) plaziert. An den Stellen der transparenten Linien des Transmissionsgitters befinden sich nun photoempfindliche Pixel einer Photodioden-, Phototransistor- oder CCD-Zeile. Um das gewünschte Ortsfilter-Ausgangssignal zu erhalten, werden die Ausgänge der einzelnen Pixel summiert.

Dieses Grundprinzip der Ortsfilter-Signalentstehung bleibt auch dann erhalten, wenn das Meßobjekt eine Oberfläche darstellt, die sich durch das Meßvolumen des Ortsfilter-Sensors bewegt. Kleinste optische Strukturen dieser Fläche wirken dabei wie eine Überlagerung vieler Einzelobjekte mit unterschiedlichen Helligkeiten. Besonders bei gut reflektierenden Materialien mit Strukturen von geringem Kontrast, wie z.B. weißem Kopierpapier oder polierten Metallen, tritt dann jedoch ein Gleichanteil im Ausgangssignal auf, dessen Amplitude um mehrere



- 1 – Objekt mit der Geschwindigkeit \vec{v}
- 2 – Objektiv
- 3 – Gitter mit der Gitterkonstanten g

- 4 – Sammellinse
- 5 – Photoempfänger

Bild 1: Prinzip des Ortsfilter-Verfahrens mit einem Transmissionsgitter

Größenordnungen höher liegen kann als die des Nutzsignales. Dieser Gleichanteil kann, wie beim Laser-Doppler-Verfahren üblich, durch Hochpaßfilterung entfernt werden. Das schränkt jedoch den verfügbaren Meßbereich, insbesondere beim Erfassen sehr kleiner Geschwindigkeiten, unnötig ein.

Eine bessere Lösung stellt der Einsatz eines Differenzgitters dar. Benachbarte Gitterelemente werden mit alternierendem Vorzeichen bewertet und dadurch die Einflüsse von konstantem oder auch moduliertem Hintergrundlicht eliminiert. Das Auffinden der im Nutzsignal enthaltenen Frequenz vereinfacht sich dadurch erheblich.

Zur Signalauswertung stehen verschiedene Techniken zur Verfügung. Etabliert hat sich besonders die Periodendauermessung, bei der der zeitliche Abstand aufeinanderfolgender Nulldurchgänge bestimmt wird. Durch die vollständige Realisierbarkeit dieses Verfahrens in Hardware ist eine Echtzeit-Signalauswertung bis in den MHz-Bereich möglich. Die ständige Verbesserung der Leistungsfähigkeit digitaler Signalprozessoren in den letzten Jahren läßt jedoch auch Signalauswertungen im Frequenzbereich in den Blickpunkt rücken. Diese Verfahren zeichnen sich durch eine im Vergleich zur Periodendauermessung bessere Immunität gegenüber stark verrauschten Signalen aus. Eine weitere Möglichkeit ist der Einsatz von Drehzeiger-Methoden, wie sie in [3] oder, in einer verbesserten Variante, in [4] vorgestellt werden. Sie ermöglichen durch ihre hohe zeitliche Auflösung die Erfassung von hochdynamischen Prozessen.

Richtungserkennung durch phasenorthogonale Differenzgitter

Da es nicht möglich ist, aus dem Differenzgitter-Ausgangssignal die Bewegungsrichtung der Objekte im Meßvolumen zu bestimmen, haben neuere Entwicklungen zu einer Empfängerstruktur geführt, die schematisch in Bild 2a gezeigt ist. Ein zweites Differenzgitter wurde derart angeordnet, daß zwischen den beiden Ausgangssignalen eine Phasendifferenz von 90° besteht. Durch die Bestimmung der Phasenlage dieses Quadraturpaares in einem Phasendetektor, der in Hardware realisierbar ist, wird die Bewegungsrichtung der Meßobjekte eindeutig.

Wird zur Signalauswertung eines der o.g. Drehzeigerverfahren [3, 4] verwendet, ist kein zusätzlicher Aufwand zur Ermittlung der Phasenlage erforderlich, da diese Verfahren bereits eine vorzeichenbehaftete Geschwindigkeit liefern.

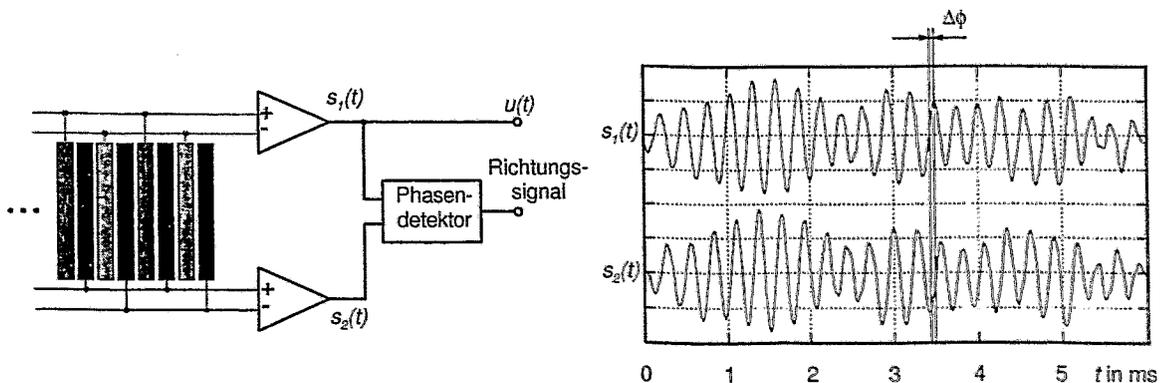


Bild 2: Richtungserkennung mittels phasenorthogonaler Differenzgitter

(a) Struktur der optischen Empfänger

(b) Gemessene Ausgangssignale

3. Beispiele für Messungen in Mehrphasenströmungen

Die Anwendung des beschriebenen Ortsfiltersensors zur Messung von Geschwindigkeiten innerhalb von Mehrphasenströmungen mit hohen Feststoffkonzentrationen oder stark getriebenen Flüssigkeiten erfordert den Einsatz von Sonden, die das Meßvolumen beleuchten und eine ungestörte Sichtbarkeit dieses Meßvolumens durch den optischen Sensor ermöglichen.

Eine derartige Sonde für den Einsatz bei Temperaturen bis ca. 200°C ist in Bild 3 schematisch dargestellt. Im Inneren eines Rohres aus Edelstahl mit einem Außendurchmesser von 8 mm befinden sich zwei Bündel aus Lichtleitfasern, die aus einer externen Quelle eingekoppeltes Licht an die Spitze der Sonde führen. Ein spezieller prismatischer Körper aus Quarzglas sorgt dort dafür, daß das Licht in das Meßvolumen unmittelbar vor der Sonde reflektiert wird. Der Strahlengang ist so ausgelegt, daß er außerdem für eine Begrenzung des Meßvolumens von etwa 5 mm in der Tiefe sorgt. Im Meßvolumen von Inhomogenitäten wie Feststoffpartikeln oder Gasblasen reflektiertes bzw. gestreutes Licht gelangt durch den in der Mittelachse der Sonde befindlichen Freiraum zurück zum Sensorsystem. Dieses kann über ein handelsübliches Videoobjektiv direkt an die Sonde angekoppelt werden.

Erste Tests des Systems aus Ortsfiltersensor und Sonde erfolgten in der Wirbelschicht-Versuchsanlage ZWS 400 an der Technischen Universität Hamburg-Harburg. Diese Anlage nach dem Prinzip der zirkulierenden Wirbelschicht hat eine Höhe von 15 m und einen Durchmesser von 400 mm. Sie arbeitet bei Raumtemperatur und dient ausschließlich der Untersuchung der Strömungsmechanik. Als Feststoff wird Quarzsand mit einem mittleren Partikeldurchmesser von etwa 200 µm verwendet, das Fluidisierungsmedium ist Luft. Es bestand die Meßaufgabe, in verschiedenen Höhen Profile der mittleren Partikelgeschwindigkeiten über den Querschnitt des Steigrohres aufzunehmen. Ergebnisse dieser Messungen wurden in [5] vorgestellt.

Beim Einsatz des Meßsystems in Heißprozessen wie z.B. einer Wirbelschicht-Verbrennung [6] kann die externe Beleuchtung entfallen, da die thermische Strahlung der Partikel im Prozeß ausreichend ist, um den Meßeffect herzustellen. Dies vereinfacht den Aufbau der Sonden erheblich. In der in Bild 4 dargestellten Sonde wurde außerdem auf ein Fenster zum Verschließen

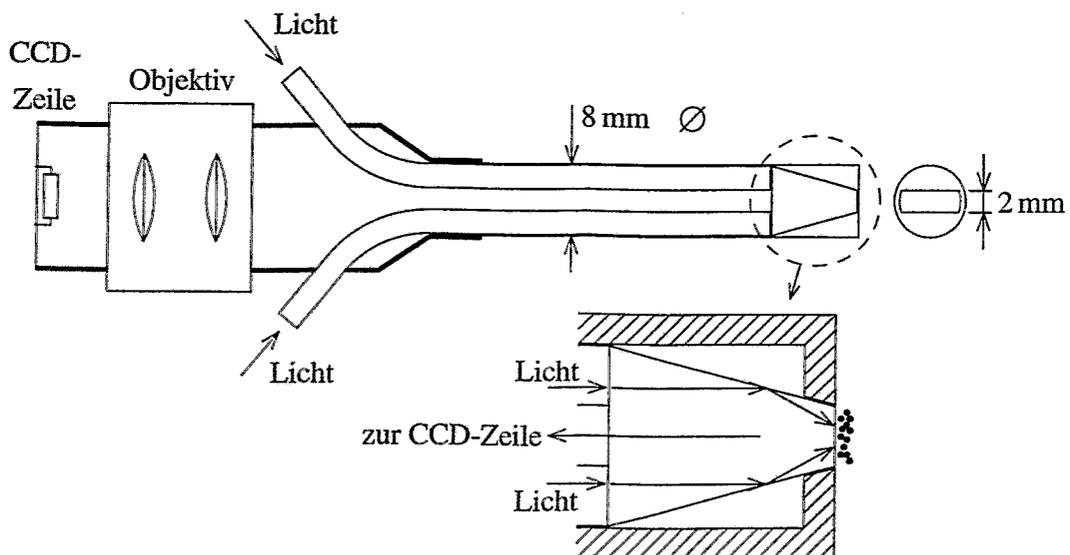


Bild 3: Meßsonde für Kaltprozesse

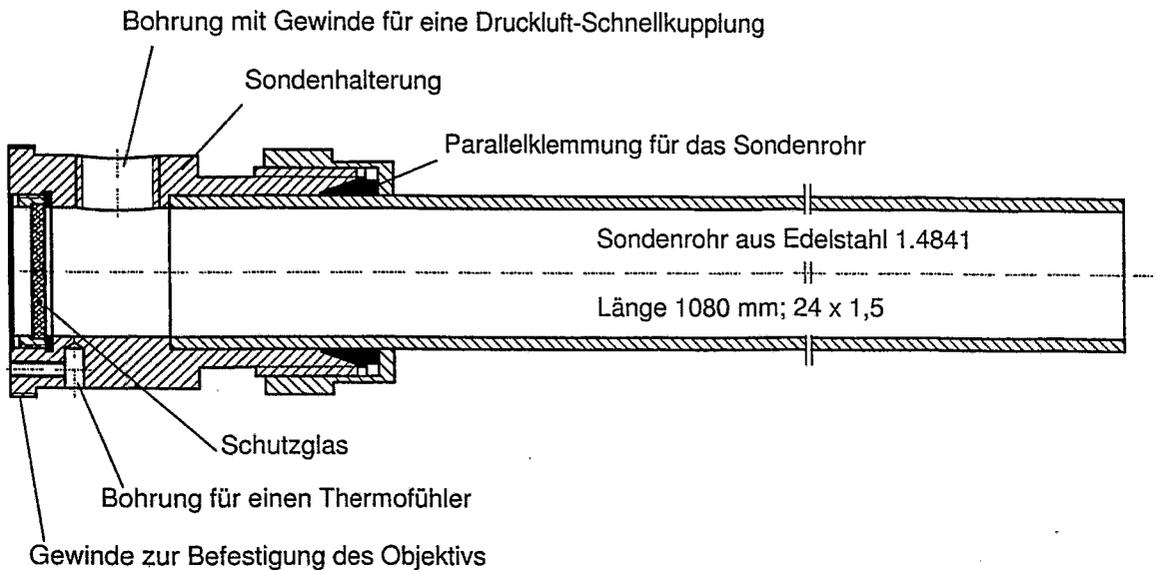


Bild 4: Rohrsonde für die Anwendung in industriellen Wirbelschicht-Verbrennungsanlagen

des Sondenrohres verzichtet, um Probleme mit Beschädigung durch thermische Ausdehnung oder Belagbildung zu vermeiden. In die offene Sondenspitze gefallene Feststoffe können durch kurze Druckluft-Impulse ausgeblasen werden.

Als neues Einsatzgebiet zeichnet sich die Anwendung des Ortsfilterverfahrens zur Messung der Strömungsgeschwindigkeit der Biomasse und der Geschwindigkeit der aufsteigenden Gase in einem Biogas-Turmreaktor ab. Diese Parameter sind von entscheidender Bedeutung für die Beurteilung seines Reaktionszustandes und die Modellierung seiner Eigenschaften. Mit existierenden Methoden lassen sich diese Parameter jedoch nicht bestimmen. Die Betreiber solcher Anlagen suchen daher dringend nach geeigneter Meßtechnik, die Strömungsgeschwindigkeit on-line zu messen [7]. In der Vergangenheit wurde lediglich auf indirekte, modellgestützte Verfahren zurückgegriffen, die jedoch keine Möglichkeit bieten, den errechneten Strömungszustand durch die Realität zu verifizieren [8].

4. Störung der Strömung durch das Einbringen der Meßsonde

Obwohl das Grundprinzip des Ortsfilterverfahrens eingriffsfrei ist, stellt der Einsatz von Sonden eine Störung der zu messenden Strömung dar. Das kann zu erheblichen Fehlern führen, wenn diese Einflüsse nicht hinreichend beachtet werden.

Für den Einsatz von Sonden in Gas-Feststoff Strömungen wurden dazu schon Untersuchungen angestellt. Die Gas-Strömung wird zwar durch den Einfluß der Sonde erheblich beeinflusst, bei hinreichender Größe der Einzelpartikel kann aber davon ausgegangen werden, daß sie aufgrund ihrer Massenträgheit dieser Gas-Strömung nicht unmittelbar folgen. Die in [9] vorgestellten Messungen dieses Einflusses weisen daher nur eine geringe (3 bis 4%) Erhöhung der gemessenen Partikelgeschwindigkeiten auf. Da diese relative Abweichung in einem weiten Bereich unabhängig von der absoluten Geschwindigkeit ist, kann sie durch geeignete Nachbehandlung der Meßergebnisse korrigiert werden.

In Flüssigkeitsströmungen muß davon ausgegangen werden, daß auch Partikel bis zu Durchmessern von einigen Millimetern der Strömung der flüssigen Phase gut folgen. Eine Störung

dieser flüssigen Phase wirkt sich daher direkt auf die gemessenen Partikelgeschwindigkeiten aus.

Zur Verifikation und Quantifizierung dieses Sachverhaltes wurden zunächst Simulationen mit einem 3D-Strömungssimulationspaket durchgeführt. Dabei wurde das Verhalten der Flüssigkeitsströmung im Bereich der Sondenspitze bei verschiedenen Anströmgeschwindigkeiten untersucht.

Ein Beispiel des von der Simulation berechneten Geschwindigkeitsprofils ist in Bild 5 dargestellt. Im Bereich des Meßvolumens an der Spitze des Sondenrohres (vgl. Bild 3) sind folgende Erscheinungen zu beobachten:

- Direkt an der Oberfläche des Sondenfensters ist die Strömungsgeschwindigkeit durch Wandeffekte stark herabgesetzt.
- Im weiteren Bereich bis zu einer Entfernung von über einem Sondendurchmesser kommt es zu einer Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit. Dies ist aus einer Verdrängung der Strömung durch die Sonde zu erklären.

Die Ergebnisse dieser Simulation wurden nachfolgend durch reale Messungen überprüft. Dazu wurde die Sonde in einen Strömungskanal gebracht und mittels Laser-Doppler-Velocimetrie Geschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen und bei verschiedenen mittleren Geschwindigkeiten vermessen. Als ein Beispiel sind in Bild 6 die Abweichungen der gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten von der mittleren Geschwindigkeit als Funktion des Ortes dargestellt. Die o.g. Erscheinungen von Wand- und Verdrängungseffekten sind hier ebenfalls gut zu erkennen. Die Ergebnisse dieser Messungen bestätigen damit die Voraussagen der Simulation.

Die Form des ausgebildeten Strömungsprofils und die prozentuale Abweichung von der mittleren Strömungsgeschwindigkeit ist auch hier in einem weiten Bereich nicht von der absoluten Geschwindigkeit abhängig, so daß eine Korrektur der mit dem Ortsfilterverfahren durch die Sonde gemessenen Werte möglich ist.

5. Fazit

Das Ortsfilterverfahren ist mit Hilfe von Sonden in der Lage, lokale Geschwindigkeiten von Feststoff oder Blasen im Inneren von Mehrphasenströmungen zu messen. Im Falle von selbstleuchtenden Partikeln, wie z.B. im Brennraum einer zirkulierenden Wirbelschichtfeuerung, kann dabei auf eine externe Beleuchtung verzichtet werden.

Das Einbringen von Sonden stellt immer eine Störung des zu messenden Prozesses dar. Bei genauer Kenntnis dieser Störung kann diese jedoch bei der Auswertung der Meßergebnisse berücksichtigt werden.

Zukünftige Tests werden noch genauer den Zusammenhang zwischen durch die Sonde gemessenen Geschwindigkeiten und ungestörtem Strömungsprofil untersuchen. Dabei werden auch Möglichkeiten zu strömungsmechanischen Optimierung des Sondenkopfes geprüft.

Literatur

- [1] P. M. HERBERT, T. A. GAUTHIER, C. L. BRIENS UND M. A. BERGOUGNOU. Application of fiber optic reflection probes to the measurement of local particle velocity and concentration in gas-solid flow. *Powder Technology* **80**, 243–252 (1994).

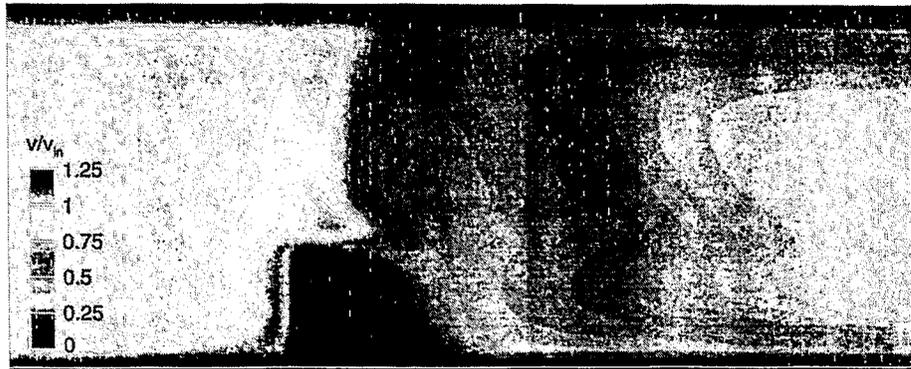


Bild 5: Simulation der Strömung um die Sondenspitze(CFX-F3d)

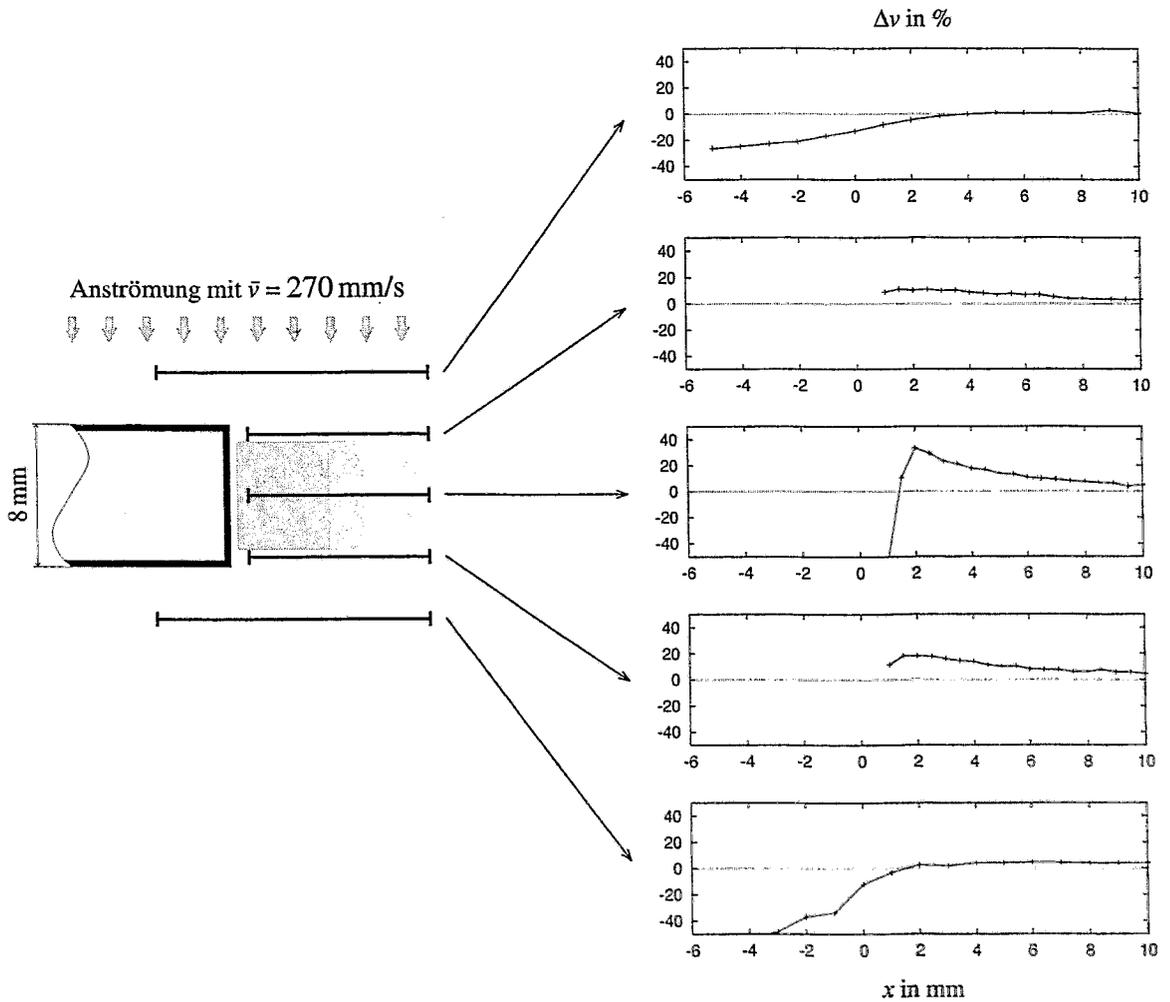


Bild 6: Gemessene Störung der Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich des Meßvolumens der Sonde

- 
- [2] K. CHRISTOFORI. Industriesensor mißt schlupflos Länge und Geschwindigkeit. *SENSOR report* (4), 27–29 (1995).
- [3] M. NOMURA, M. HORI, J. SHIMOMURA UND M. TERASHIMA. Velocity measurement using phase orthogonal spatial filters. In „Conference Record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting“, Band 2, Seiten 1756–1761, New York, USA (1992). IEEE.
- [4] K. MICHEL, A. RICHTER UND K. CHRISTOFORI. Geschwindigkeitsschätzung bei Mehrteilchensignalen mittels Dual-Orthogonal-Pointer (DOP). In „Lasermethoden in der Strömungsmeßtechnik“, Seiten 9.1–9.3, Rostock (September 1995). 4. Fachtagung der Deutschen Gesellschaft für Laser-Anemometrie GALA e.V., Shaker Verlag, Aachen.
- [5] O. FIEDLER, N. LABAHN, J. KUMPART UND K. CHRISTOFORI. Usage of the spatial filter method for measurements of local particle velocities in circulating fluidized beds. In „Eighth International Symposium on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics“, Seiten 12.1.1–12.1.8, Lissabon, Portugal (8.–11. Juli 1996).
- [6] J. KUMPART, K. MICHEL, O. FIEDLER UND K. CHRISTOFORI. Usage of the spatial filtering method for applications in multiphase flows. In „Second International Symposium on Measuring Techniques for Multiphase Flows“, Seiten 83–88, Beijing, China (30. August–1. September 1998).
- [7] H. MÄRKL. Reaktionsverhalten eines Turmreaktors zur anaeroben Abwasserreinigung unter instationären Bedingungen. In „Antrag 1997–99“, Nummer B9, Seiten 167–186. Sonderforschungsbereich 238, Technische Universität Hamburg-Harburg (1996).
- [8] G. REINHOLD, A. GÜNZEL, T. PIETSCH UND M. WOLFSEN. Model based scale up and performance of a Biogas Tower Reactor for anaerobic sewage treatment. *Water Res.* im Druck.
- [9] D. PETRAK. Development in fibreoptical spatial filter velocimetry and application to two-phase flow. In „2nd International Conference on Multiphase Flow“, Seiten IN1–9–IN1–13, Kyoto, Japan (April 1995).

Das Projekt, auf denen dieser Artikel beruht, wird von der Deutschen Forschungsgemeinschaft unter der Nummer Fi-500/5-1 gefördert. Die Autoren sind für den wissenschaftlichen Inhalt verantwortlich.

Experimental Investigations of Two-Phase Gas-Liquid Flows in Bubble Column Reactors

S. Gomes, N. Gilbert, D. Pflieger and H.-G. Wagner
Fluid Dynamics Group, Engineering Research and Development
BASF Aktiengesellschaft, 67056 Ludwigshafen

Abstract

Measurements of liquid and gas-phase velocities in two-phase flows are presented. Laser Doppler Anemometry (LDA), Particle Tracking Velocimetry (PTV) and UltraSonic (US) techniques are used to analyse the hydrodynamic behaviour in a laboratory-scale bubble column. A comparison of results obtained with these techniques is made and the validity of LDA measurements in two-phase flow is discussed. At low gas concentrations, LDA results show good agreement with PTV and US results. Experimental results of three test cases, including the transient behaviour of an oscillating bubble plume are given.

1. Motivation

The use of computational fluid dynamics (CFD) for the design and scale-up of gas-liquid reactors is of increasing interest in chemical industry. An international consortium of industrial and academic partners is therefore engaged in the European Community funded research project "ADMIRE" (Advanced Design Methods for Improved performance of industrial gas-liquid REactors).

Main goal of the project is the development of computational fluid dynamics software as a reliable design tool for gas-liquid reactors. All simulation work is carried out by using the commercial CFD package CFX4. The evaluation of new physical modelling approaches, their implementation in the software code, and the intensive testing for a wide range of test cases (e.g. bubble columns, multiphase loop reactors) are subject of the physical modelling task in the project.

In order to validate the hydrodynamic models of such complex flow processes, reliable experimental data are needed. Hence, the first step was the evaluation and development of sophisticated, non-invasive measuring techniques. These provide detailed local information either point wise or over the entire flow field. Measurements were conducted using Laser Doppler Anemometry (LDA), Particle Tracking Velocimetry (PTV) and UltraSonic techniques (US) for a wide range of test cases.

2. Test Cases

One apparatus considered in the ADMIRE project is a flat laboratory-scale bubble column with rectangular cross section shown in Fig. 1. Its main dimensions are 100 cm height, 20 cm width, and 5 cm depth. The liquid phase consists of tap water and the inflow of compressed air creates the gas phase. Three test cases, A, B and C are realised using different gas distributors. Typical flow patterns of these gas spargers are given in Fig. 1. Experimental data are available over a wide range of operating conditions. Measurements of bubble size, bubble and liquid velocities were taken. The effects of gas flow rate and different liquid levels within the column were evaluated. Depending on the various operating conditions, stable, periodic or unstable motion of the bubble plume was observed. The mean void fraction of the gas phase was in the order of 1%, local values can exceed 10% and the mean bubble size was approximately 5 mm.

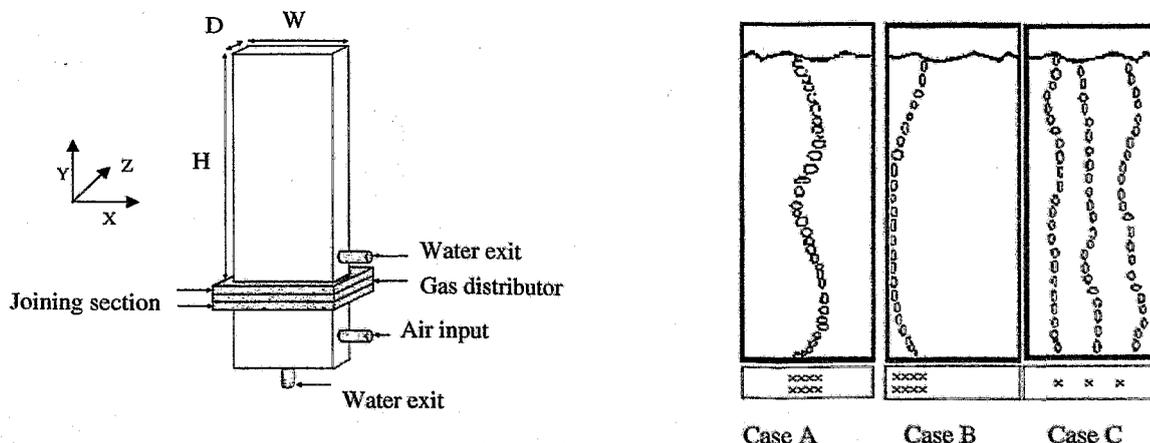


Fig 1: Laboratory-scale bubble column made out of Plexiglas. Flow patterns of gas spargers A, B and C. Gas inlet at the center (Case A), at one side (Case B) and three distributed inlets (Case C).

3. Measuring techniques

In recent years the importance of non-intrusive measuring techniques in multi-phase flows has increased significantly. Three non-intrusive measuring techniques, Laser Doppler Anemometry, Particle Tracking Velocimetry and Ultrasound are evaluated. In this section a brief description of each measuring technique, physical principles and equipment is presented.

3.1 Laser Doppler Anemometry

Laser Doppler Anemometry (LDA) is used to measure liquid velocity. This is possible by measuring the frequency shift of laser light scattered by tiny tracer particles contained in the liquid. Tiny tracer particles can follow the liquid motion instantaneously. The frequency shift of laser light is due to the Doppler effect and therefore directly proportional to the velocity of the tracer particle, Durst et al, 1975.

Laser light source is a 5W Spectra-Physics continuous-wave argon-ion laser. A fiber optic LDA system from Dantec is used. Laser beam intensity is 40 mW and frequency shift is 40 MHz. The LDA is operated in backscatter mode with green laser light, wavelength 514.5 nm. Beams are focused with a 400 mm lens. Fringe spacing is 5,422 μm , the measuring volume has a diameter of 0,219 mm and is 4,611 mm long. Burst-signals are processed with a 57N10 Burst Spectrum Analyser from Dantec.

3.2 Particle Tracking Velocimetry

Particle Tracking Velocimetry (PTV) is used to determine liquid and bubbles velocities. Particles are imaged as streaks due to their movement during the exposure time. Velocity is then obtained by measuring length, orientation and location of each streak.

A black and white CCD-Sony Camera with zoom optics monitors the flow field. Images are grabbed by a Matrox PC-Eye 2 frame-grabber board and digital processing is done with the image analyses software package Heurisko.

It is necessary to distinguish between streaks resulting from tracers representing the liquid phase and from bubbles in the multiphase region. This can be done elegantly by fluorescent tracer particles that absorb blue light (Wavelength < 470 nm) and emit green light (wavelength > 500 nm). The experimental set up is shown in Fig. 2. A blue filter in combination with a powerful source of white light provides the blue illumination. When the liquid velocity is measured, the video camera is equipped with a green filter and the camera will see only signals from the tracer particles. Bubble velocity can be measured without filters as the intensity of scattered light from tracer particles is weak in comparison to that of the bubbles and has therefore no influence on the quality of the image.

Measurements were taken in the central plane of the bubble column, $Z = 2,5$ cm, by properly adjusting the focus of the video camera.

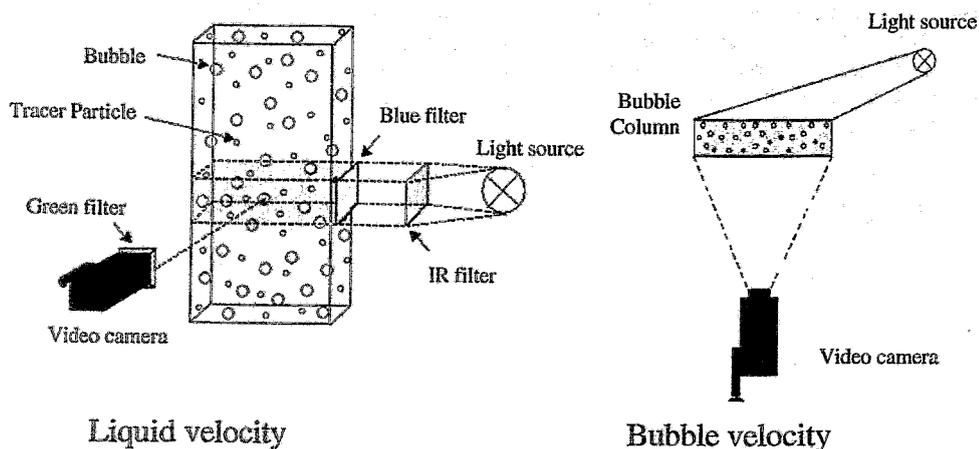


Fig. 2: Experimental set-up for measuring liquid and gas velocities with Particle Tracking Velocimetry.

3.3 Ultrasound

Ultrasonic-techniques are used to measure gas and liquid velocities. Determining the transit time of an ultrasound pulse provides information on the integral liquid velocity. When ultrasonic pulses are transmitted through a moving liquid, the pulses that travel in the same direction as the flow (downstream) travel slightly faster than the

pulses that travel against the flow (upstream). Mean liquid velocity along the path of sound is calculated from this difference in transit time.

The velocity of the bubbles is measured in transfection mode, a method to measure the flow rate of a second phase dispersed in liquids. Flow rate is determined by measuring the change in transit time of ultrasonic signals reflected off bubbles moving within the US-field (Doppler effect).

Measurements were conducted by a Panametrics portable US-Velocimeter Model PT868 with 1MHz and 2 MHz transducers.

4. Experimental results

4.1 Validation and Comparison of measuring techniques. Case C.

Laser Doppler Anemometry has been widely used to measure liquid velocities in single phase flows. The application to bubbly flow still requires some fundamental work and has been discussed in literature (Mudde et al, 1997; Groen et al, 1996). Accuracy of LDA measurements within bubbly flows with various gas concentrations is discussed in this section by comparison with results obtained with PTV and US.

When operating the LDA in backscatter mode, predominantly the liquid velocity is obtained, see also Mudde et al, 1997a. Groen et al., 1996, report that, for bubbles larger than 2 mm, it is not possible to take accurate measurements of bubble velocity with LDA. Experiments were performed in a single bubble train and no signal was obtained from bubbles crossing the measuring volume, see Sheng and Irons, 1991. However, bubbles interfere with the measurement causing relatively large gaps in the signal, Mudde et al, 1997a. The bubble wake can be observed as a short period of relatively high velocity directly following a bubble.

Due to the stationary behaviour observed in this Case, time-averaged velocities were obtained by simple averaging over the instantaneous LDA results obtained at each point. The laser was operated in burst mode and the data rate was between 500 and 1000 Hz. Results correspond to an average over 30000 independent bursts.

In order to validate the experimental results obtained with LDA, a comparison of results with two other non-invasive measuring techniques was made for case C. The gas sparger consists of a perforated plate with three holes of 0,4 mm. The static liquid level was 45 cm. This led to a stationary flow situation and the flow field was analysed with LDA, PTV and US.

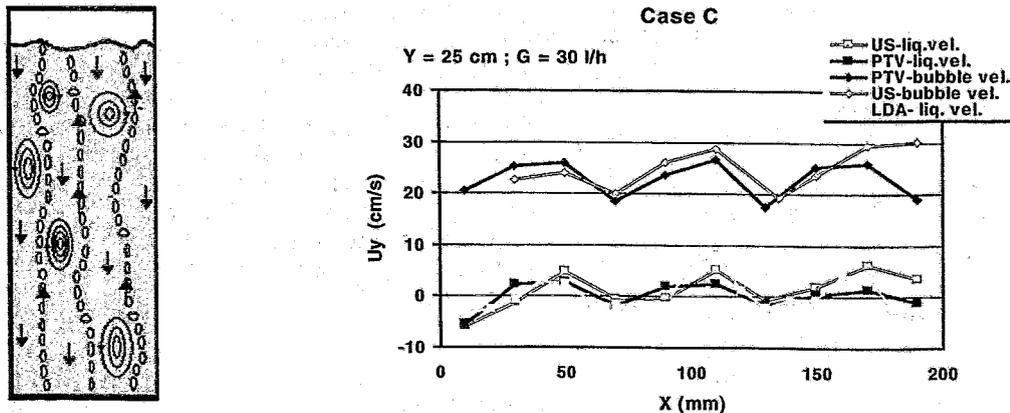


Fig. 3: Case C. Velocity profiles for liquid and gas phase determined by LDA, PTV and US at a height of $y=25$ cm

In Fig. 3 the time-averaged profiles of the vertical velocity component for liquid and bubbles are plotted. In the central region of the bubble column, results obtained with different techniques compare very well, both for liquid and gas phase. It can be concluded from these results that an effect of bubbles on the results of the liquid phase determined by LDA is not visible for the gas concentrations used. Time-averaged slip velocities were calculated from these results. For the given gas flow rate of 30 l/h and at $y=25$ cm height, time-averaged slip velocity is of the order of 20 cm/s with a standard deviation of about 2,5 cm/s.

4.2 Dynamic behaviour. Case A.

The gas distributor contains 8 holes of 0,4 mm and is located in the centre of the plate. The static liquid level is 45 cm. All experimental conditions showed a periodic lateral motion of the bubble plume. For this reason, the flow field was not stationary. In Fig. 4, the flow structure at three different times is sketched.

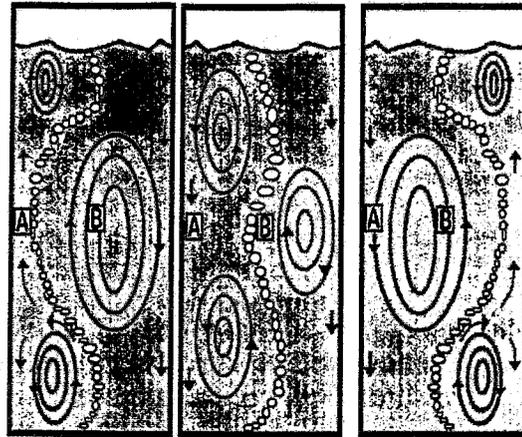
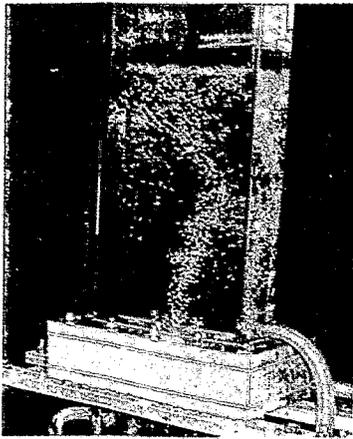


Fig. 4: Case A. Picture of the laboratory bubble column with central gas distributor. On the right, schematic representations of bubble plume during its lateral periodic movement.

To gain a better insight into this periodic movement, measurements of the vertical liquid velocity component using LDA were taken at different locations. The instantaneous, instead of the time averaged velocity values, were analysed. In Figs. 5, 6 and 7, time series of velocity values are presented at different locations along the horizontal axis of the bubble column for a gas flow rate of 48 l/h. These graphs show the local instantaneous measurements of the vertical velocity of the liquid phase.

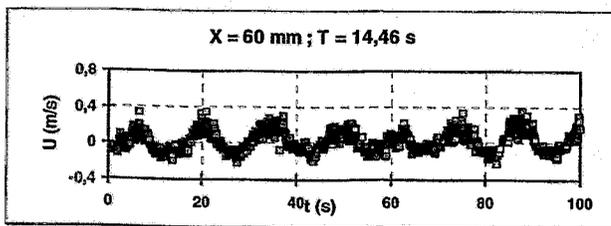


Fig. 5: Case A. Local vertical velocity at point A (Fig.4). Distance $x=6$ cm from the wall, $y=25$ cm from the sparger.

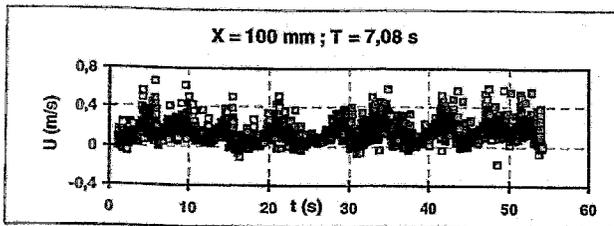


Fig. 6: Case A. Local vertical velocity at point B (Fig.4). Centre of column $x=10$ cm, $y=25$ cm from the sparger.

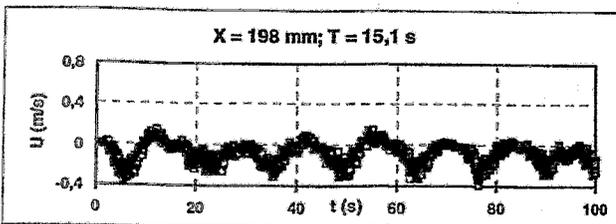


Fig. 7: Case A. Local vertical velocity at a distance of 2 mm from the wall ($x=19,8$ cm), $y=25$ cm from the sparger.

No bubbles are present in the measuring volume at point A. This diagram corresponds therefore to a single-phase situation. The oscillations in the liquid velocity are a response to the bubble stream motion. Maxima of the velocity correspond to the situation pictured left in Fig. 4. The bubble plume reaches its closest distance to the measuring volume. Minima correspond to the right situation in Fig.4 at point A. Liquid is flowing downwards due to the large vortex. The velocity oscillations have a constant period of 14 s at a gas flow rate of 48 l/h.

Velocity profiles observed at the centre of the bubble column, at point B in Fig. 4, show different characteristics. The velocities are now almost always positive and the fluctuations observed clearly show the influence of bubbles. The period is approximately half of the one observed near the walls.

For $X=198$ mm, at a distance of 2 mm from the wall, the liquid is essentially moving in the negative Y-direction, towards the bottom of the bubble column. When the bubble plume during its lateral motion is closest to the measuring volume, the liquid velocity tends to change the direction.

This is due to the bubbles in the vicinity, pulling the liquid in their wakes. The lateral motion of the bubble plume reaches only up to a distance of ± 60 mm from the centre of the bubble column. Thus, the bubbles are too far from $X=198$ mm to induce a positive velocity in the liquid phase. When the bubble plume is located near the opposite

wall, the liquid velocity increases again towards the bottom of the bubble column. The period is consistent with this, as it is approximately the same as at 60 mm from the wall,(Fig. 5).

The histograms corresponding to the time series of the vertical liquid velocity were analysed at different locations and for different gas flow rates. As an example, Fig. 8 presents the distribution of the instantaneous velocity, corresponding to Fig. 5 and 6.

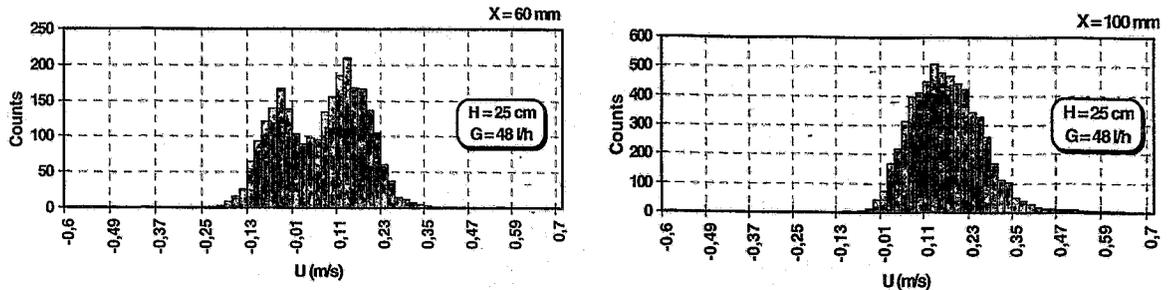


Fig. 8: Case A. Histograms of liquid velocity at distance $x = 6$ cm from the wall (left) and at $x = 10$ cm, centre of bubble column (right).

From the histogram in Fig. 8 (left), we can see that at a distance of 6 cm from the wall two peaks were clearly distinguished at the end of each measurement. Each peak is due to the effect of the lateral movement of the bubble plume. As can be seen in the correspondent time series in Fig. 5, when the bubbles are in the vicinity of the measuring volume, they carry the liquid in between and in their wakes, inducing thus an increase in the liquid velocity, which leads to the positive peak in Fig.8. In Fig. 5, this corresponds to the maxima in the instantaneous velocity profiles. The movement of the bubble plume towards the opposite wall induces a liquid circulation in the direction of the bottom of the bubble column. This movement generates the negative peak in Fig.8, corresponding to the minima in Fig. 5.

The proportion of the negative peak slowly decreases and the positive peak gains importance when traversing towards the centre of the bubble column. In the centre, upward velocities are dominant and negative velocities are still present as can be seen in Fig. 8 (right). The distinction between the two peaks is no longer visible in the central region.

In contrast to cylindrical bubble columns where chaotic behaviour of flow patterns can be observed, see Groen et al, 1996, in this flat apparatus the movement of the bubble plume to the left and to the right induces a periodic change of the flow field. By FFT analysis of the time series in each point, this period of the lateral movement of the bubble swarm can easily be evaluated.

Time series of vertical and horizontal velocity components were analysed and results can be seen in Fig. 9(left). With increasing gas flow rate, the bubble plume moves faster laterally and therefore the period decreases. The period is the same for all positions except for the vertical velocity component at the centre, $x=10$ cm. There the period is always half the value of the others.

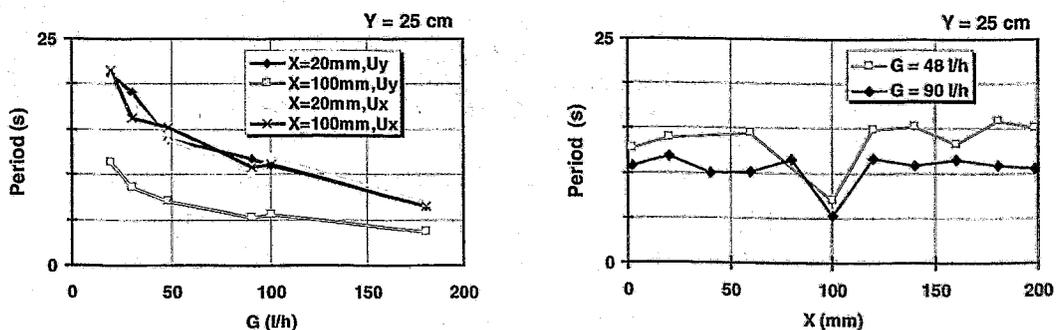


Fig. 9: Case A. Effect of gas flow rate in the periodic movement of the bubble plume (left). Period at different distances from the wall (right).

Fig. 9(right) gives a profile of the period in horizontal direction across the width of the bubble column. The shorter period in the middle of the bubble column is clearly visible. These measurements were made at two different gas flow rates, $G = 48$ and $G = 90$ l/h. The higher the gas flow rate, the smaller the period.

4.3 Stable and unstable behaviour. Case B.

The gas distributor contains 8 holes of 0,4 mm located at the left side of the plate. Depending on the liquid level, stable or transient behaviour of the bubble hose is observed. In Case B1, the bubble plume was located near the left wall of the bubble column and the static liquid level was 45 cm, see Fig. 10(left). The flow field was stable for all gas flow rates. The bubble plume induces a gross liquid circulation, which pushes the bubble plume close to the left wall.

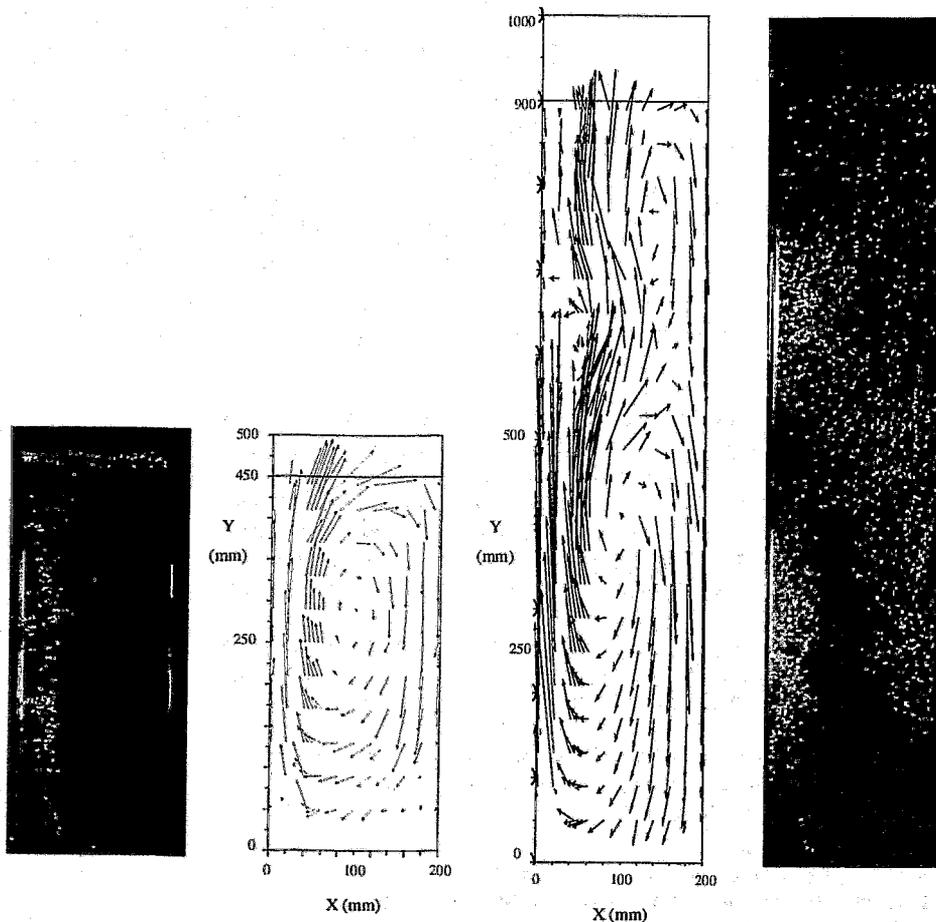


Fig. 10: Case B. Stationary flow field corresponding to a static liquid level of 45 cm at a gas flow rate of 40 l/h (left) and unstable flow field corresponding to a static liquid level of 90 cm at a gas flow rate of 440 l/h (right).

At a height of $y=25$ cm, the influence of the gas flow rate on the velocity field was analysed. Results are plotted in Fig. 11. The increase in the gas flow rate induces an expected increase in the circulation velocity in the bubble column. The vortex keeps its size and location. The centre is coincident with the centre of the bubble column. This can be seen here, as the vertical velocity is zero at this location for all the gas flow rates under study.

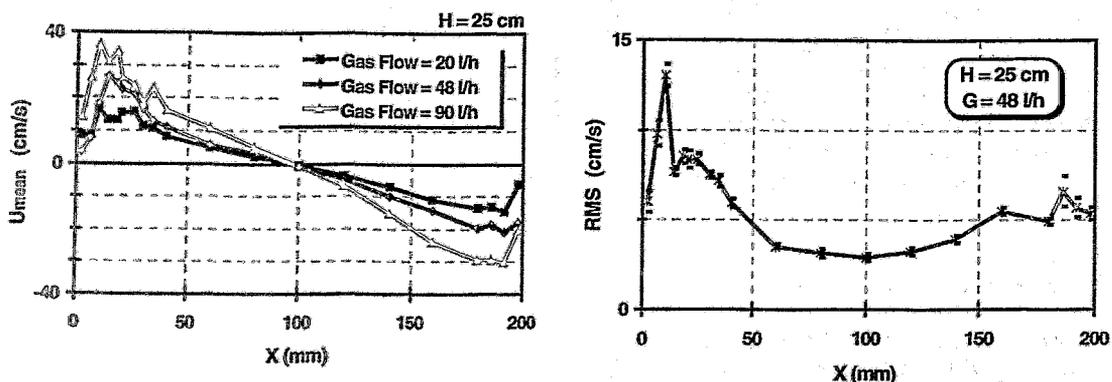


Fig. 11: Case B.1. Effect of gas flow rate on the mean vertical component of liquid phase velocity (left). Time-averaged RMS profile at height $y=25$ cm (right).

The velocity of the liquid phase at one point fluctuates due to swarm motion, wakes of individual bubbles and turbulence of liquid phase. Unfortunately these individual effects cannot easily be evaluated independently and therefore only total RMS values of the liquid phase were measured. In Fig.11 (right) a horizontal profile of time-averaged RMS values of the vertical component of liquid velocity is plotted. It shows an expected maximum in the region within the bubble plume. In the single-phase region, a local maximum is located in the region near the wall and the minimum is in the centre of the bubble column. From these results one gets an idea of the contribution of bubbles on the velocity fluctuations in the liquid phase.

With a static liquid level of 90 cm and a gas flow rate of 440 l/h, the flow field is no longer stationary. This is the Case B2. A second vortex is formed on the left side of the bubble column, between the bubble plume and the wall. This vortex moves periodically up and down between $Y=60$ mm and the free surface. This motion induces a highly dynamic flow pattern that can be seen in Fig. 10 (right). The corresponding flow map shows a stable and well defined gross liquid circulation up to a level $y=50$ cm. Between 50 cm and the free surface, the presence of the vortex and the highly dynamic flow results in a disordered orientation of the time-averaged velocity vectors.

Fig. 12 shows contour plots of the horizontal velocity component of the liquid phase measured by LDA at a gas flow rate of 440 l/h (overall gas hold-up: $\approx 5\%$). The left figure presents time-averaged contour plots when operating the bubble column with a static liquid level of 45 cm. In this diagram we can see the existence of a gross liquid circulation corresponding to a stable situation. This cell occupies the whole bubble column with liquid flowing to the left near the bottom and to the right near the free surface. The figure on the right corresponds to a static liquid level of 90 cm. Even the flow field is very unsteady, the long time averaged contour plot shows the formation of the second circulation cell above a height of $y=50$ cm, see Fig.12(right). Liquid is flowing to the left near the bottom of the bubble column, to the right between 40 and 50 cm height, and again to the left at 60 cm height. Near the free surface, a highly unstable behaviour was observed and no well defined direction was found.



Fig. 12: Case B. Time-averaged horizontal liquid velocity at a gas flow rate of 440 l/h. Stationary flow field corresponding to a static liquid level of 45 cm (left) and unstable flow field corresponding to a static liquid level of 90 cm (right).

5. Concluding remarks

Experimental results obtained with LDA in gas-liquid bubble column were validated through comparison with PTV and US results. Results compare very well for low gas hold up and from this analysis we can assure that the influence of bubbles crossing the measuring volume is not significant for the gas volume fraction used. The global gas hold up was in the order of 1 % where local gas hold-up could exceed 10 %. Due to the limitations inherent to PTV and US, it was not possible to make this comparison at higher gas hold-up. Reliable results concerning local time-averaged liquid and bubble velocities are available.

The effect of the configuration of the gas distributor and the gas flow rate on the flow in this bubble column was evaluated experimentally. The different operating conditions led to stable, periodic, and unstable behaviour of the bubble plume.

The dynamic behaviour was analysed with LDA and period values were measured for different experimental conditions. A detailed database is now available for a wide range of operating conditions. The evolution of

horizontal and vertical components of the instantaneous velocity was compared with the time-averaged values. This shows how limited time-averaged evaluations are to describe and predict the flow pattern for transient situations, pointing out the need of temporally resolved analyses.

Further development of experimental tools for higher gas concentrations is necessary to provide data for model validation and subsequent improvement. It is important to analyse the effect of high bubble concentrations on the reliability of LDA measurements.

6. Acknowledgements:

The presented work was sponsored from the EC founded BRITE EURAM III project ADMIRE, project N° BE95-2039 and also from a MARIE CURIE RESEARCH TRAINING GRANT corresponding to the contract N°ERBBRMACT97-5031 of the specific programme TMR. The authors would like to thank all the partners in the project for valuable discussions and productive teamwork.

7. References

Durst, F.; Melling, A.; Whitelaw, J.H.(1976): Principles and practises of Laser Doppler Anemometry. Academic Press.

Groen, J.S., Oldeman, R.G.C., Mudde. R.F., and Van Den Akker, H.E.A., 1996, Coherent structures and axial dispersion in bubble column reactors. Chemical Engineering Science, Vol.51, No.10, pp.2511-2520.

Mudde. R.F., Groen, J.S., and Van Den Akker, H.E.A., 1997a, Application of LDA to bubbly flows, Proceedings of the OECD/CNSI Specialist Meeting on Advanced Instrumentation and Measurement Techniques.

Mudde. R.F., Groen, J.S., and Van Den Akker, H.E.A., 1997, Liquid velocity field in a bubble column: LDA experiments, Chemical Engineering Science, Vol 52, Nos 21/22, pp.4217-4224.

Sheng, Y.Y. and Irons, G.A., 1991, A combined laser doppler anemometry and electrical probe diagnostic for bubbly two-phase flow, Int. J. Multiphase Flow, 17(5), 585-598.

Zehner, P., 1986, Momentum, mass and heat transfer in bubble columns, Int. Chem. Engng, 26, 22-28.

8. Contact address:

Dipl.-Ing. Susana Gomes; Telefon: (0621) 60-79084; Telefax: (0621) 60-52426; Email: susana.gomes@basf-ag.de

Untersuchungen des Stoffübergangs an fluiden Phasengrenzen mit der laserinduzierten Fluoreszenztechnik

Baumann, K.-H.; Mühlfriedel, K.

Martin – Luther – Universität Halle – Wittenberg; Fachbereich Verfahrenstechnik

1. Einleitung

Da der Stoffaustausch zwischen zwei oder mehreren Phasen wesentlicher Bestandteil in vielen Prozessen der chemischen Industrie ist, wurde dieser Thematik in der Vergangenheit in vielen wissenschaftlichen Arbeiten Aufmerksamkeit geschenkt. Einerseits wurden Stoffübergangstheorien entwickelt, z. B. die Filmtheorie (von LEWIS und WHITMAN, [1]) oder die Oberflächenerneuerungstheorie (von DANCKWERTS, [2]), zum anderen wurden die Transportprobleme durch Potenzprodukte von Ähnlichkeitskennzahlen beschrieben (Übersicht in [3]). Beide Wege setzen experimentelle Untersuchungen voraus die es ermöglichen die Modelle an die realen Bedingungen anzupassen oder zu bestätigen bzw. aus deren Ergebnissen Ähnlichkeitskennzahlen bestimmt werden können. Die Konzentrationsänderungen mussten meist integral erfasst und verarbeitet werden. Die verfügbaren Messverfahren liessen lokale Messungen nur in begrenztem Maße zu. Störungsfreie Messungen erlaubten nur Interferenzverfahren. Dadurch konnte eine Störung der interessierenden Transportvorgänge vielfach nicht vermieden werden und eine Untersuchung der grenznahen Schichten hinsichtlich der sich einstellenden Konzentrationsprofile war nur unbefriedigend realisierbar. Die Nutzbarmachung von Laserstrahlung für die Messtechnik ermöglicht die berührungsfreie Ermittlung verschiedener Messgrößen wie Geschwindigkeit (Laser-Doppler-Anemometrie, particle image velocimetry) und Konzentration (laserinduzierte Fluoreszenztechnik). Für die vorliegende Arbeit wurde das Verfahren der laserinduzierten Fluoreszenztechnik (LIF) hinsichtlich seiner Einsatzmöglichkeiten für Untersuchungen des Stofftransports über die Phasengrenze zwischen zwei Flüssigkeiten überprüft.

2. Beschreibung der Messmethode

Das Verfahren der Fluoreszenztechnik nutzt aus dass einige Stoffe in der Lage sind nach Anregung durch energiereiches Licht einer bestimmten Wellenlänge energieärmeres, längerwelliges Licht zu emittieren. Dabei besteht zwischen der Konzentration des in einem Lösungsmittel verteilten Fluoreszenzfarbstoffes und der von ihm emittierten Fluoreszenzintensität folgender Zusammenhang (Gl. 1):

$$I_F = \phi \cdot I_0 \cdot (1 - e^{-\varepsilon \cdot b \cdot c_T}) \quad (1)$$

Unter der Voraussetzung, dass stark verdünnte Lösungen verwendet werden, lässt sich die Gleichung (1) näherungsweise linearisieren [4]; es folgt (Gl. 2)

$$I_F = K \cdot \phi \cdot I_0 \cdot \varepsilon \cdot b \cdot c_T \quad (2)$$

In der Vergangenheit wurde dieser Zusammenhang vor allem in der analytischen Chemie für die Fluoreszenzspektrometrie ausgenutzt. Die Kopplung der Fluoreszenztechnik mit dem Einsatz von Laser - Lichtschnitt - Verfahren liefert ein brauchbares Werkzeug zur Vermessung von ebenen Konzentrationsfeldern. Es handelt sich hierbei um eine berührungsfreie Ganzfeld - Messmethode, eine Störung der Stofftransportvorgänge, wie bei den meisten herkömmlichen Konzentrationsmesstechniken, kann also weitestgehend vermieden werden und die Erfassung der Konzentrationsprofile im phasengrenznahen Bereich ist möglich.

Ein zu einem Lichtschnitt aufgeweiteter Laserstrahl dient als anregende Lichtquelle. Der Schnitt wird durch ein interessierendes Messvolumen projiziert (Bild 1) und regt den im Messvolumen enthaltenen Tracer zur Fluoreszenz an.

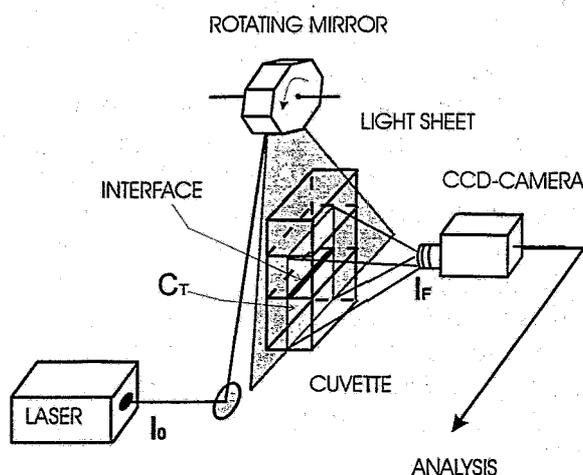


Bild 1: Aufbau einer Messanordnung zur Erfassung von Konzentrationsfeldern mittels Methode der laserinduzierten Fluoreszenz (LIF)

Mit einer Kamera, deren optische Achse senkrecht zum Lichtschnitt angeordnet ist, besteht die Möglichkeit die Fluoreszenzintensität als Maß für die Konzentration an jedem Ort des zweidimensionalen Messgebietes zu einem Zeitpunkt zu registrieren. Dieses und die Tatsache, dass die Anregung und das Abklingen der Fluoreszenz in kürzesten Zeiträumen erfolgen, ermöglichen die Erfassung von instationären Vorgängen, die nicht selten beim Stofftransport über fluide Phasengrenzen auftreten. Eine zeitgleiche Ermittlung der Transportinformationen orthogonal zum Lichtschnitt wäre unter Verwendung eines weiteren senkrecht zum ersten angeordneten Lichtschnitts und einer zweiten Kamera realisierbar.

3. Experimenteller Aufbau und Versuchsbeschreibung

Da der Stoffaustausch an fluiden Phasengrenzen stark durch das Strömungsregime in der Nähe der Grenze bestimmt wird, wurde ein Messvolumen konstruiert, mit dem es möglich ist, Wirbel verschiedener Größe und in unterschiedlicher Entfernung von der Phasengrenze zu erzeugen (Bild 2).

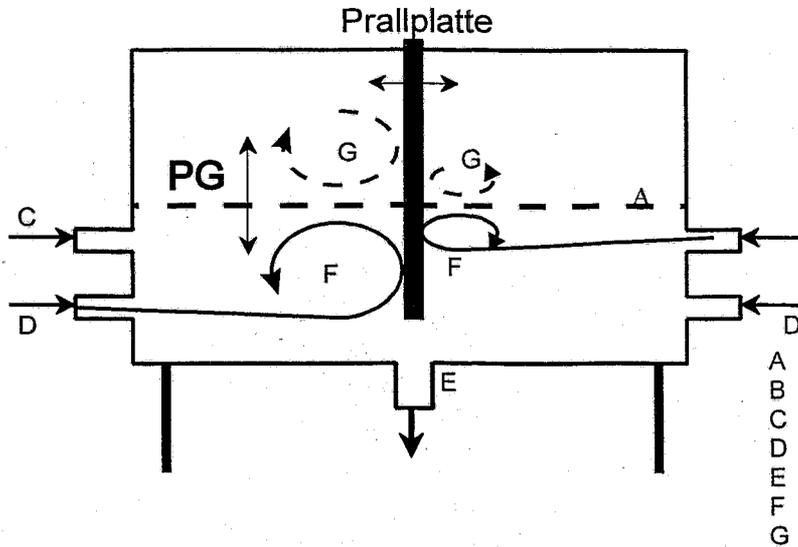


Bild 2: Schematischer Schnitt durch die verwendete Messküvette und Beispiel einer erzeugbaren Strömungsstruktur

Die Küvette (Länge x Tiefe x Höhe = 100 mm x 50 mm x 120 mm), bestehend aus optisch durchlässigem Material, wurde während der Versuche temperiert. Mit einer magnetgekoppelten Zahnradpumpe konnten pulsationsfreie Volumenströme in einem Bereich von $(0,0576...57,54) \text{ lh}^{-1}$ eingestellt werden. Als sinnvoll erwiesen sich für die beschriebene Messanordnung Volumenströme zwischen $0,5 \text{ lh}^{-1}$ und $2,2 \text{ lh}^{-1}$.

Mit der laserinduzierten Fluoreszenztechnik wurde der Einfluss der Strömungsstruktur auf den Transport einer fluoreszierenden Substanz (Rhodamine B) über die Phasengrenze zwischen 1-Butanol und Wasser untersucht. Die organische Phase (1-Butanol) und die wässrige Phase befanden sich im Gleichgewicht. Der Übergang des fluoreszierenden Tracers fand von der wässrigen in die organische Phase statt. Die Stoffübergangsversuche wurden mit der einmaligen Injektion einer bestimmten Menge von mit Rhodamine B beaufschlagter wässriger Lösung gestartet.

Zur Erzeugung des Lichtschnitts kam die 488 nm - Linie eines 5 W – Argon – Ionen - Lasers zum Einsatz. Der Laserstrahl ($d = 1,3 \text{ mm}$) wurde durch ein rotierendes Polygon zum Lichtschnitt aufgeweitet. Das Laserlicht erzeugte an der Küvettenwand, der Phasengrenze und Luftblasen bzw. Staubpartikeln Reflexionen und Streulicht. Durch den Einsatz eines Interferenzfilters, dessen Durchlasswellenlänge gleich der Wellenlänge des Fluoreszenzlichtes ($\lambda_f = 565 \text{ nm}$) war, gelang es, die unerwünschten Lichtwellen zu eliminieren. Das Filter wurde vor das Objektiv der CCD - Kamera (768 x 572 Pixel Auflösung und 256 Grauwertstufen) montiert die zur Beobachtung der Messebene verwendet wurde. Die Steuerung der Bildaufnahme erfolgte mit einer Videokarte über einen Computer. Die Fluoreszenzbilder wurden mittels Bildverarbeitungssoftware hinsichtlich der Grauwertverteilung als direktes Maß der Fluoreszenzintensitäts- und damit auch der Konzentrationsverteilung ausgewertet.

Vor Beginn der Stoffübergangsversuche wurden Kalibrierkurven, Fluoreszenzintensität als Funktion definierter Rhodamine B - Konzentrationen, für die beiden Lösungsmittelphasen aufgenommen (Bild 3).

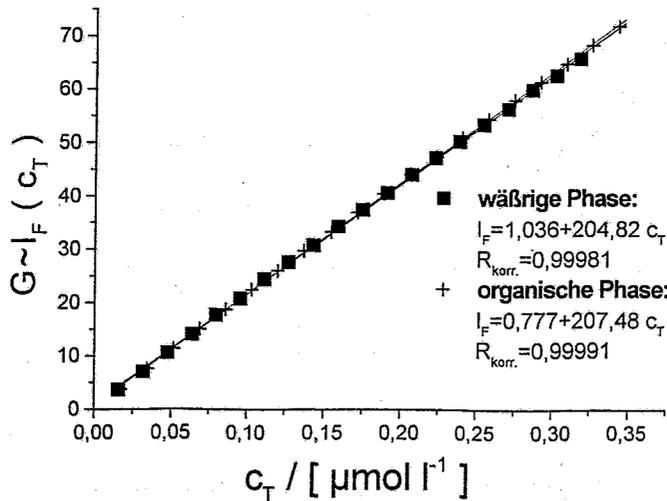


Bild 3: Kalibrierkurven, linearer Bereich (vergleiche Gleichung 2)

Die erhaltenen Funktionen wurden aus jeweils 5 aufgenommenen Kalibrierkurven gemittelt, es ergab sich eine Abweichung vom Mittelwert von durchschnittlich 1,3 % (wässrige Phase) bzw. 1,5 % (organische Phase).

4. Ergebnisse und Diskussion

Die Versuche zum Stoffübergang des fluoreszierenden Tracers aus der wässrigen in die organische Phase wurden bei verschiedenen Volumenströmen und unterschiedlicher Verwendung der Einlaufstutzen durchgeführt.

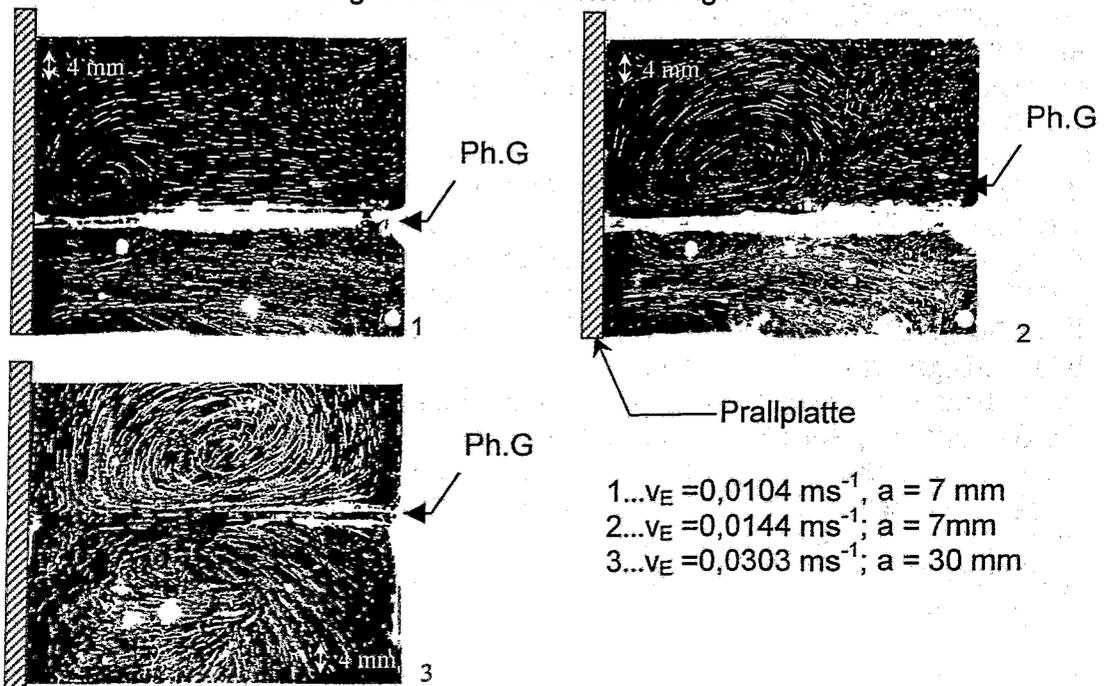


Bild 4: Strömungsvisualisierung Versuch 1-3; Abstand Prallplatte - Einlaufstutzen 26 mm (a = Abstand Mitte Einlaufstutzen - Phasengrenze)

Im Bild 4 sind die erzielten Strömungsstrukturen dreier durchgeführter Versuche dargestellt.

Die Visualisierung der Strömung wurde durch Zugabe von Aluminiumoxid – Partikel erreicht. Zur Auswertung wurden 40 Bilder, mit einem zeitlichen Abstand von 50 ms aufgenommen und überlagert.

Der Primärwirbel wurde jeweils in der unteren Phase, d.h. in der wässrigen Phase erzeugt, er sollte einen verstärkten Transport des übergehenden Stoffes an die Phasengrenze verursachen. Durch einen Impulsübergang entstand in der oberen, der organischen Phase ein Sekundärwirbel der einen beschleunigten Abtransport der übergebenen Komponente ermöglichen sollte

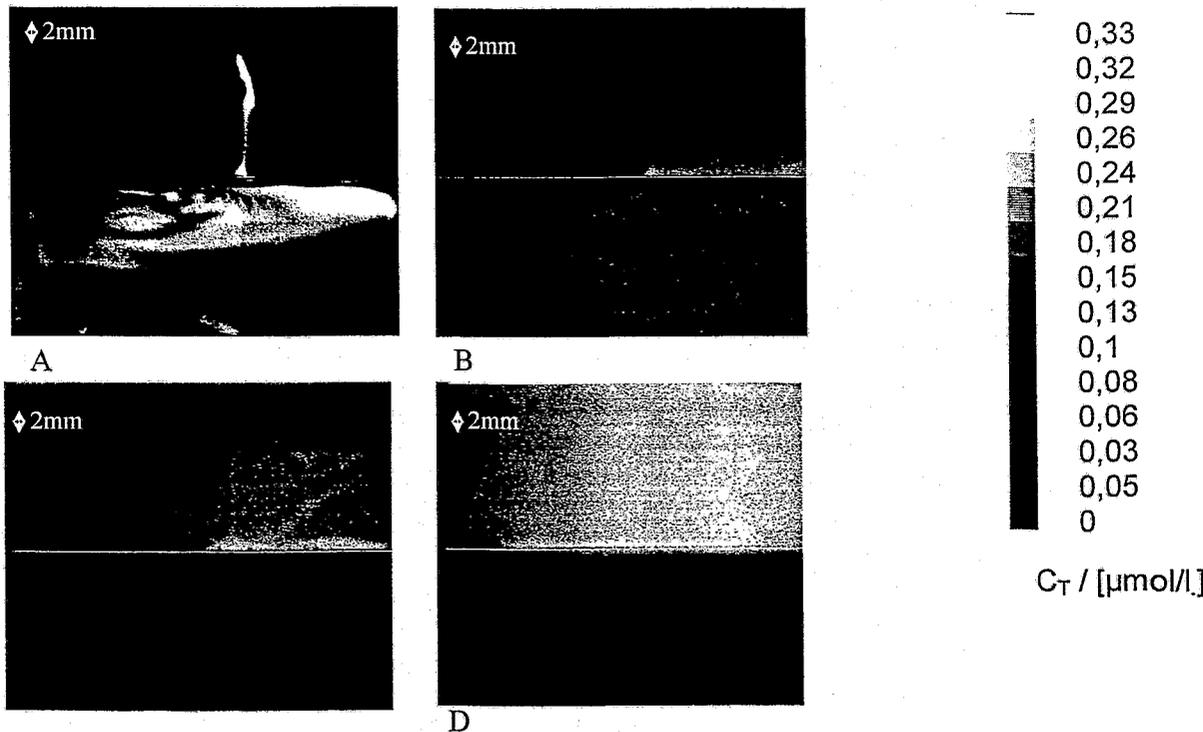


Bild 5: Stoffübergangsversuch 2: Konzentrationsfelder zu verschiedenen Zeitpunkten
A: $t = 15$ s; B: $t = 900$ s; C: $t = 3000$ s; D: $t = 10800$ s

Im Bild 5 sind Konzentrationsfelder des durchgeführten Stoffübergangsversuch 2 zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Bei Betrachtung der Bilder fällt auf, dass schon zu einem Zeitpunkt von 15 s nach der Tracerinjektion ein Stoffübergang stattfand.

Die Einführung örtlicher Stoffübergangskoeffizienten würde einen direkten Vergleich der verschiedenen Stoffübergangsversuche mit unterschiedlichen Randbedingungen ermöglichen. Für die Ermittlung von Stoffübergangskoeffizienten (nach Gl. 3) ist es erforderlich, die sich einstellenden Konzentrationsprofile zur Auswertung heranzuziehen.

$$\beta = \frac{\dot{N}_0}{A_{PG} \cdot (c_{T,PG} - c_{T,bulk})} \quad (3)$$

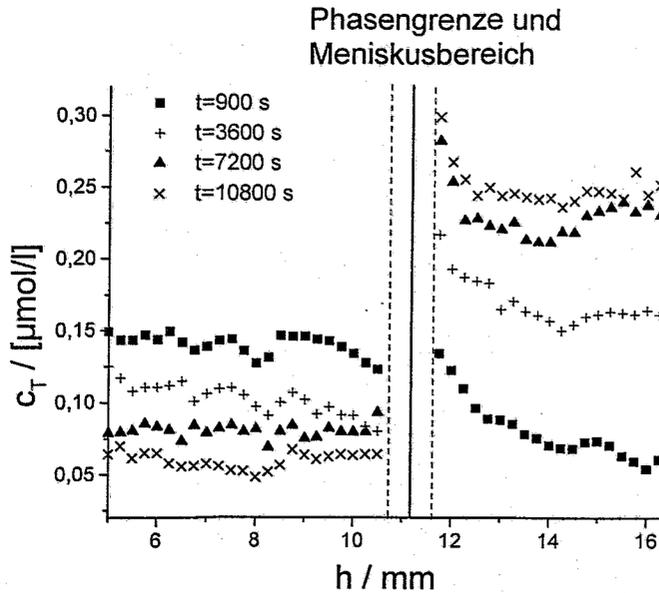


Bild 6: Stoffübergangsversuch 3: Konzentrationsprofile zu verschiedenen Zeitpunkten

Im Bild 6 sind Konzentrationsprofile des Stoffübergangsversuches 2, die sich zu verschiedenen Zeiten einstellen, graphisch dargestellt. Da die Profile der ersten Versuche einen ähnlichen Verlauf besitzen, wurde an dieser Stelle auf eine Darstellung verzichtet. Die aufgezeigten Konzentrationen sind die über die Breite des Messvolumens gemittelten örtlichen Konzentrationen. Die Konzentrationsprofile in unmittelbarer Nähe der Phasengrenze zeigten anormale Verläufe die hier nicht dargestellt sind. Das wird auf die Meniskusbildung an der Phasengrenze zurückgeführt. Eine Ermittlung der örtlichen Stoffübergangskoeffizienten unter Heranziehen der Phasengrenzkonzentrationen war aus diesem Grund nicht möglich.

Um die Versuche trotzdem zu vergleichen, wurden die zeitlichen Änderungen der Konzentration an fluoreszierendem Tracer in der organischen bzw. der wässrigen Phase als unmittelbare Messresultate der Stoffübergangsversuche 1 – 3 ausgewertet (Bild 7). Es sind die mittleren Konzentrationen in den einzelnen Phasen bezogen auf die jeweils maximal erreichten Konzentrationen zu verschiedenen Zeitpunkten aufgetragen.

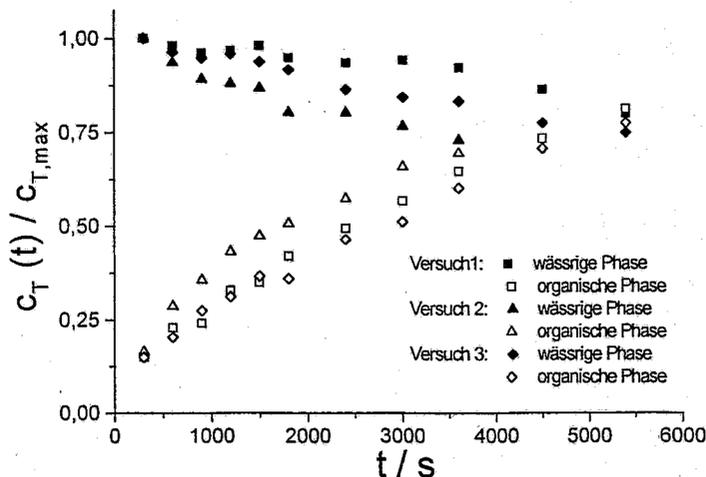


Bild 7: Stoffübergangsversuche 1 -3: Konzentrationsänderung in den einzelnen Phasen mit der Zeit

Wenn als Maß für die Stoffübergangsintensität die Zeit des Erreichens des relativen Konzentrationsausgleichs in den beiden Phasen gewählt wird, fällt bei Vergleich der beiden ersten Versuche untereinander auf, dass die Stoffübergangsintensität mit zunehmendem Volumenstrom, und damit auch mit anwachsender Geschwindigkeit, größer wird ($I_{V2} \approx 1,42 \cdot I_{V1}$ bei $v_{E2} = 1,38 \cdot v_{E1}$). Bei Vergleich des zweiten mit dem dritten Versuch ist ersichtlich, dass während des Versuches 2 die Stoffübergangsintensität, trotz weitaus geringerer Eintrittsgeschwindigkeit, ungleich größer ($I_{V2} \approx 1,38 \cdot I_{V3}$ bei $v_{E2} = 0,48 \cdot v_3$) als während des dritten Versuches war. Das kann darauf zurückgeführt werden, dass die Entfernung des Primärwirbels von der Phasengrenze während des Versuches 2 sehr gering ($\Delta \approx 2,5 \text{ mm}$) im Vergleich zum 3. Versuch ($\Delta \approx 11 \text{ mm}$) war, wodurch wahrscheinlich ein verstärkter konvektiver Stofftransport zur Phasengrenze hervorgerufen wurde.

5. Zusammenfassung

Es wurde eine noch nicht häufig angewandte optische Messmethode zur Ermittlung von Konzentrationsfeldern und ihre Nutzung im Rahmen von Stoffübergangsuntersuchungen vorgestellt. Dabei konnte gezeigt werden, dass die verwendete Messmethode gut geeignet ist, die beim Stoffdurchgang an der Phasengrenze stattfindenden realen Vorgänge zu visualisieren. Die Ergebnisse der Stoffübergangsversuche entsprechen den bisherigen Erfahrungen. Ein direkter Vergleich der unterschiedlichen Versuche wäre erst mit der Ermittlung der Stoffübergangskoeffizienten möglich. Dies kann nur mit einer Konzentrationsmessung in unmittelbarer Phasengrenznahe realisiert werden. Eine Auswertung der Konzentrationsfelder ist mit der vorgestellten Messmethode sowohl hinsichtlich der Konzentrationsprofile, als auch der Konzentrationsänderungen in den einzelnen Phasen zwar möglich, die örtlichen Konzentrationen werden aber in der Nähe der Phasengrenze durch die Meniskusbildung verfälscht. An einer Lösung dieses Problems wird momentan gearbeitet.

6. Formelzeichen

a	Abstand Mitte Einlaufstutzen – Phasengrenze
A	Fläche
b	Schichtdicke der Messzelle
c	molare Konzentration
d	Durchmesser
G	mittlerer Bildgrauwert
H	Höhe
I	Intensität
I_0	Lichtintensität
I_F	Fluoreszenzintensität
K	Apparatekonstante
m	Masse
\dot{N}	Stoffmengenstrom
t	Zeit
v	Geschwindigkeit
\dot{V}	Volumenstrom
ε	molekularer Extinktionskoeffizient
Δ	Abstand Wirbelmittelpunkt – Phasengrenze
β	Stoffübergangskoeffizient
Φ	Quantenausbeute
λ	Wellenlänge

Indices:

FT	fluoreszierender Tracer
F	Fluoreszenz
max	maximal
PG	Phasengrenze
T	Tracer

7. Literatur

- [1] W. K. Lewis; W. G. Whitman
„Principles of gas absorption“
Ind. Eng. Chem. 116 (1924) 1215-1220
- [2] P. V. Danckwerts
„Absorption by simultaneous diffusion and chemical reaction into particles of various shapes and into falling drops“
Trans. Faraday Soc. 47 (1951) 1014
- [3] N. P. Cheremisinoff
„Handbook of Heat and Mass Transfer“; Vol. 2
G.P.C. Book Division Houston, London, Paris, Tokyo (1986)
- [4] G. G. Guilbault
„Practical Fluorescence“
Marcel Dekker, Inc. New York – Basel – Hong Kong (1990)

UNTERSUCHUNGEN VON ZWEIFHASENSTRÖMUNGEN GASFÖRMIG/FLÜSSIG MIT POSITRONENEMITTERN

Frank Hensel

Forschungszentrum Rossendorf e.V., Institut für Sicherheitsforschung,
Postfach 510119, D-01314 Dresden

1. Einleitung

Die Technik der Positronen-Emissions-Tomographie (positron emission tomography, PET) ist ein bildgebendes Verfahren, das für die Nuklearmedizin entwickelt wurde. Im medizinischen Bereich wird diese Technik hauptsächlich als nichtinvasives Untersuchungsverfahren für die quantitative Erfassung von Stoffwechselvorgängen in-vivo genutzt. Hierzu werden die interessierenden Stoffsysteme mit Positronen emittierenden Nukliden wie ^{11}C , ^{13}N , ^{15}O oder ^{18}F markiert. Die Halbwertszeiten dieser Nuklide liegen im Bereich einiger Minuten bis zu einigen Stunden. In einer Vielzahl von organischen Verbindungen können damit die natürlich vorkommenden Nuklide durch ein β^+ -instabiles Isotop ersetzt werden.

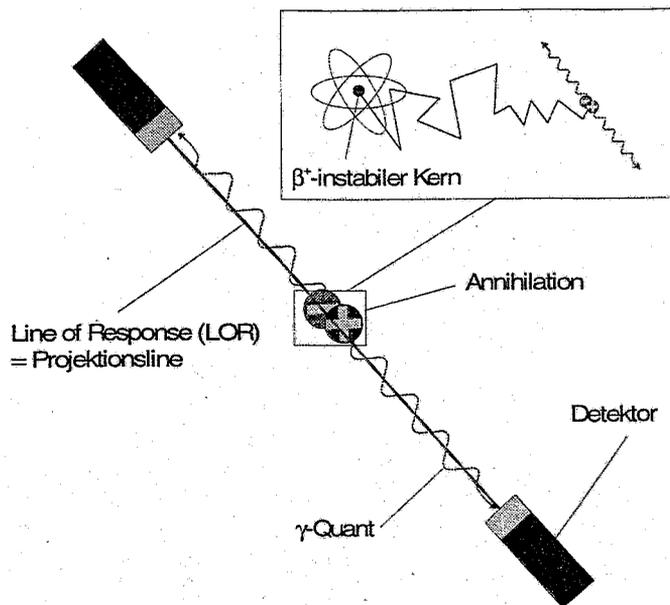


Bild 1: Physikalische Grundlage der Methode PET

Die Positronenemissionstomographie beruht auf einer Koinzidenzmeßtechnik. Ausgangspunkt einer solchen Messung sind Positronenemitter, β^+ -aktive Atomkerne. Ein solcher Kern sendet bei der Umwandlung in einen stabilen Kern ein Positron und ein Neutrino aus. Das Positron verliert zunächst in Stoßprozessen mit den Hüllenelektronen anderer Atome seine Energie und legt dabei eine gewisse Wegstrecke zurück. Da es das Antiteilchen des Elektrons ist, annihiliert es dann mit einem Elektron unter kollinearer Abstrahlung zweier Photonen mit einer Energie von 511 keV (Bild 1). Durch die Anwendung einer Koinzidenzschaltung können aus den Ereignissen einer γ -

Detektoranordnung die zu einundderselben Annihilation gehörenden Ereignisse herausgefiltert werden. Mit Kenntnis des Ortes der registrierenden Detektoren kann die Annihilation einem Ort entlang der Verbindungslinie der angesprochenen Detektoren (Eventlinie) zugeordnet werden. Moderne Methoden der Bildrekonstruktion erlauben, aus den auf diese Weise gewonnenen Projektionen die räumliche Konzentrationsverteilung des Tracers zu berechnen. Dabei wird die erreichbare Ortsauflösung durch mehrere Effekte begrenzt. Für die nachfolgend diskutierte Anwendung ist besonders die Reichweite der Positronenstrahlung von Bedeutung. Hierdurch ist der Ort der Positronenannihilation nicht mit dem Ort der Emission des Positrons identisch. Für Wasser beträgt die Positronenreichweite etwa 2 mm.

Das Ziel der hier vorgestellten Arbeiten war die örtlich und zeitlich aufgelöste Erfassung von Vermischungs- und Transportprozessen. Es wurden Messungen zum Stofftransport in Blasenströmungen durchgeführt, bei denen ein flüssiger Tracer mit dem Nuklid ^{18}F eingesetzt wurde. Zum Nachweis der Annihilationsstrahlung konnte der in Bild 2 dargestellte sphärische Doppelkopf-PET-Scanner genutzt werden, der zur Kontrolle des Bestrahlungsplanes bei der Tumortherapie entwickelt wurde [1]. Der PET-Scanner wird in [2] und [3] näher beschrieben. Zeitaufgelöste Bilder der untersuchten Annihilationsortverteilungen können durch Auswertung von mit Zeitmarken abgespeicherten Listmode-Datensätzen erzeugt werden.

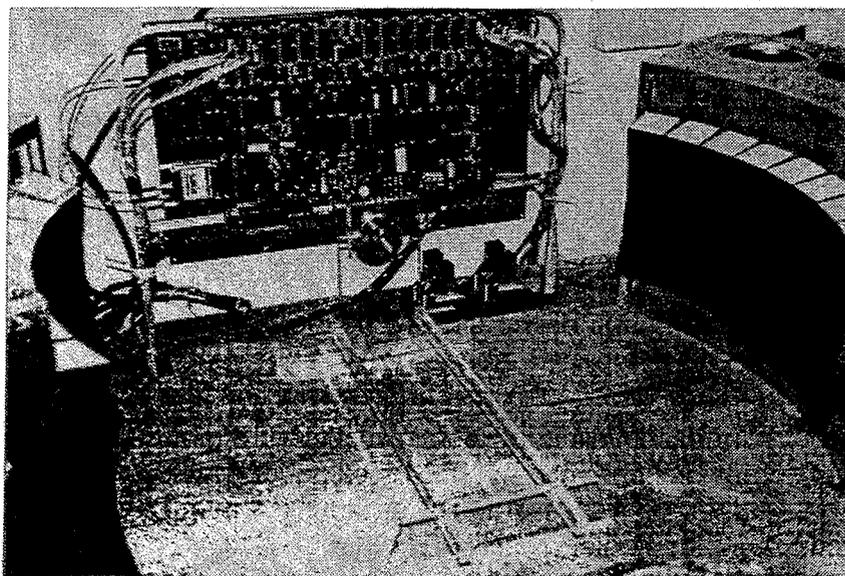


Bild 2: Doppelkopf-PET-Scanner mit 2 x 2048 Detektorkristallen

2. Messungen mit Tracern

Typische Anwendungsfälle für solche Untersuchungen sind die Bestimmung von Dispersionskoeffizienten in turbulenten Strömungen sowie die Visualisierung von Verteilungs- und Vermischungsvorgängen in Suspensionen und Schäumen. In im folgenden beschriebenen Experimenten wurde die Ausbreitung von Natriumfluoridlösung als Spurstoff in der flüssigen Phase einer turbulenten Blasenströmung untersucht. Die Blasenströmung wurde in einem schmalen Tank erzeugt (Bild 4). Diese Geometrie

wurde gewählt, um bei der Auswertung der Meßdaten nach Möglichkeit auf die dreidimensionale Rekonstruktion der Aktivitätsverteilung verzichten zu können. Der Tank befindet sich in der Mittelebene zwischen den beiden sphärischen Detektorarrays (Bild 3). Dadurch kann die gewünschte Information zur Aktivitätsverteilung des Tracers durch eine einfache Mittelebenen-Rückprojektion bestimmt werden.

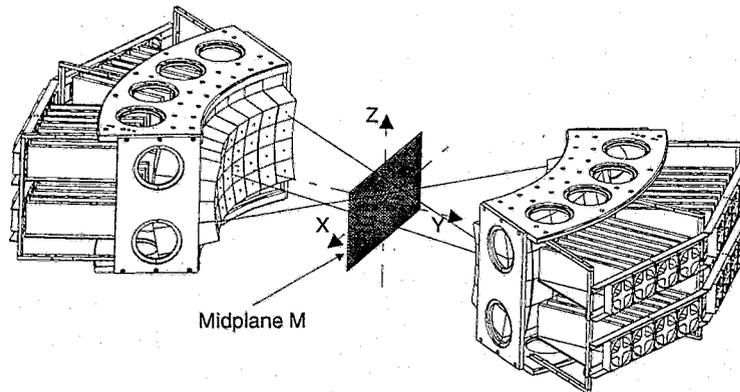


Bild 3: Anordnung der Küvette in der Mittelebene zwischen den Detektoren

An der Küvette seitlich angebracht ist der Tracerinjektor (Bild 4). Dieser erlaubt die impulsarme Zugabe von etwa 0,8ml markierter Flüssigkeit. Vorversuche mit Tinte konnten an diesem Tank ebenfalls ausgeführt werden. Als Tracer diente ^{18}F mit einer Halbwertszeit von 1,8h und einer Maximalenergie der Positronen von 0,63 MeV. Die

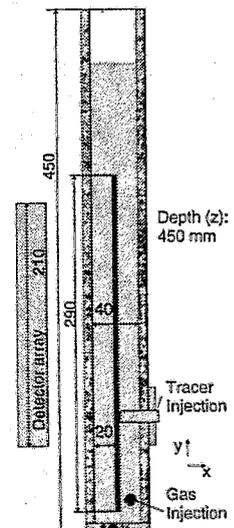
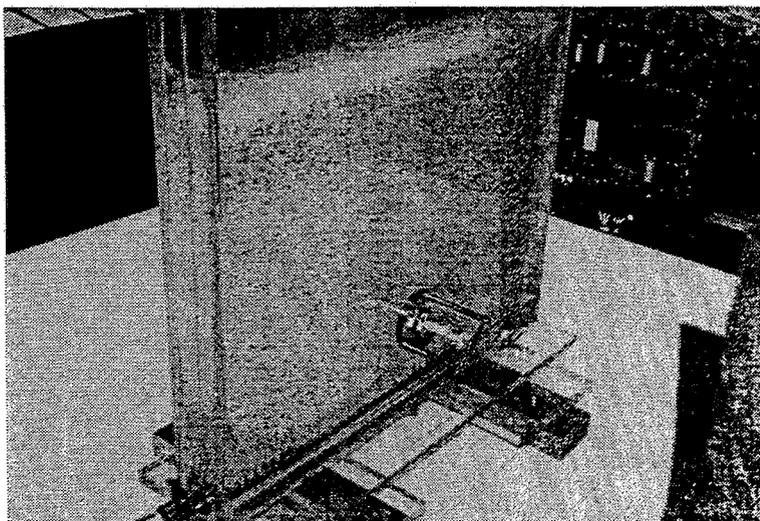


Bild 4: Versuchsanordnung zur Tracerausbreitung

recht niedrige Maximalenergie hat kleine Positronenreichweiten zur Folge, dies wirkt sich günstig auf die erzielbare Auflösung aus. Die flüssige Phase bestand aus deionisiertem Wasser mit Zusätzen von Isopropanol und Kochsalz. Die Blasenströmung wurde durch Lufteinperlung oder durch katalytische Wasserstoffperoxydzersetzung erzeugt.

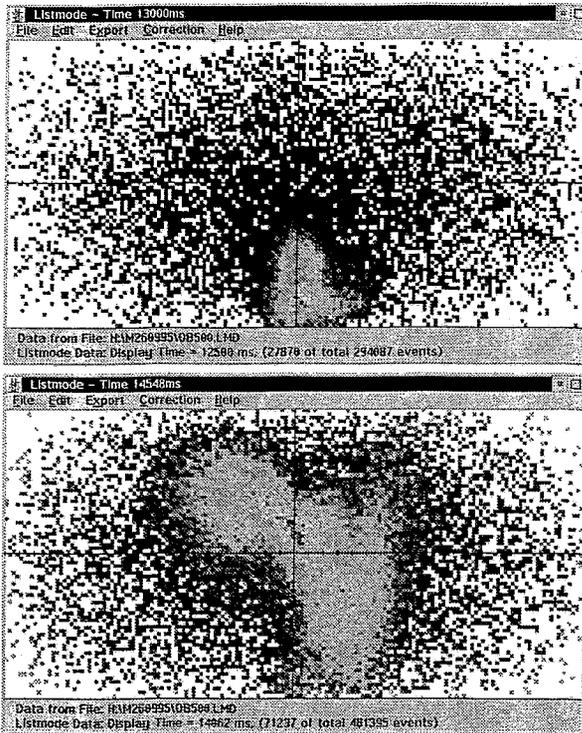


Bild 5: Momentane Mittelebenen-Aktivitätsverteilungen des Tracers in der Blasenströmung (0,5 und 2 Sekunden nach der Injektion in die Strömung)

Aus dem experimentell erhaltenen Datenstrom koinzidenter Ereignisse, der mit Zeitmarken versehen ist, wurden nun über verschiedene Zeitintervalle Mittelebenen-Rückprojektionen der Events vorgenommen. Die unterschiedlichen Nachweiswahrscheinlichkeiten der einzelnen Ereigniskanäle wurden dabei korrigiert. Im Ergebnis dessen entstanden Intensitätsverteilungen, die zeigen, daß bereits der Einsatz von Aktivitäten im Bereich von nur etwa 1-5MBq quantitative Einblicke in die Ausbreitungsprozesse liefern kann. Bild 5 zeigt typische normierte Aktivitätsverteilungen.

Aufgrund des niedrigen Void-Anteils in den Blasenströmungen sind bei dieser Anwendung die Positronenreichweiten sehr gering. Daher gibt die Aktivitätsverteilung direkt die lokale Tracerkonzentration wieder. Das Zeitintervall für die Summierung betrug hier 500 ms, in jedem Zeitintervall wurden etwa

50000 Events verarbeitet. Auf der Basis der experimentellen Daten wurden Dispersionskoeffizienten ermittelt (Bild 6). Die Meßergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit der empirischen Formel für Blasenäulen nach Ohki und Inoue [4].

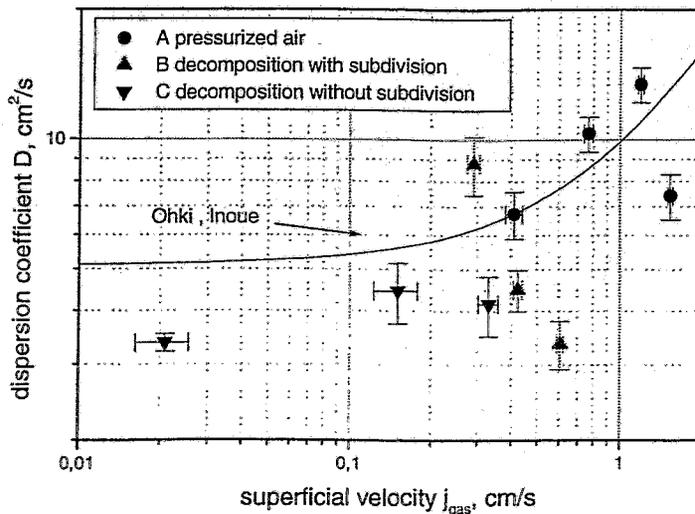


Bild 6: Überblick über ermittelte Dispersionskoeffizienten

3. Detektoranordnung für Messungen an einer Schaumsäule

Derzeit befindet sich eine neue Detektoranordnung im Aufbau, die Untersuchungen in einer Blasensäule mit einem Durchmesser von 100mm ermöglichen wird. Die Detektoren sind in 8 übereinander liegenden Ebenen in Ringen zu je 16 Stück angeordnet (Bild 7). Mit diesem Tomographen wird eine Auflösung von ca. 1cm innerhalb der Meßebenen erreicht (radial). Der axiale Abstand der Detektorebenen beträgt 50mm, Aktivitätsverteilungen können für die Ebene der Ringe und für die Zwischenebenen zwischen zwei benachbarten Ringen bestimmt werden. Die Auflösung in axialer Richtung beträgt dann etwa 25mm. Die Meßeinrichtung soll zur Beobachtung des Stofftransports in Blasensäulen bei Schaumbildung verwendet werden. Hierzu ist es beabsichtigt, die dem Fluid zuzusetzenden oberflächenaktiven Substanzen radioaktiv zu markieren. Dazu sollen die Nuklide ^{18}F und ^{11}C verwendet werden.

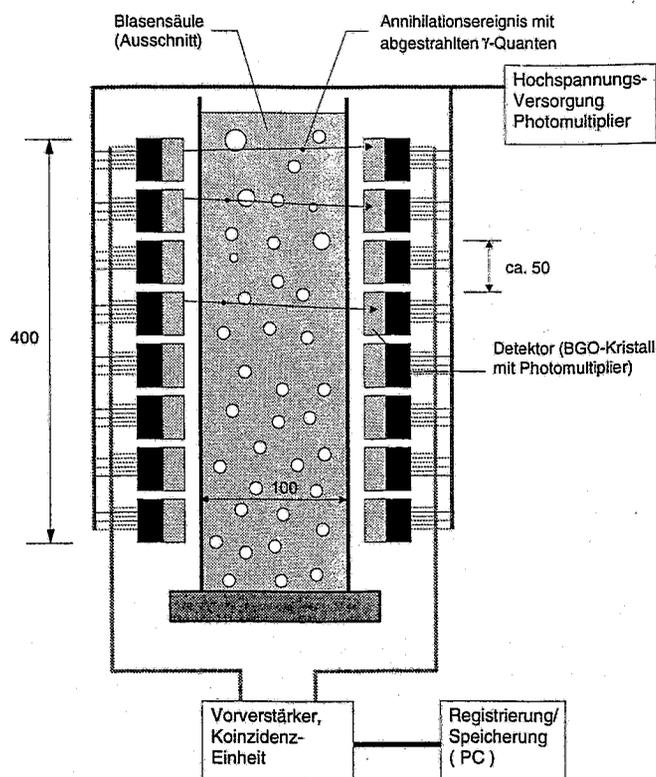


Bild 7: Schema des PET-Tomographen für Schaumuntersuchungen

4. Zusammenfassung

Flüssige Tracer wurden erfolgreich zur Visualisierung von Transportprozessen in Blasenströmungen angewandt. Zeitliche Auflösungen im Bereich von 500ms können erreicht werden. Die Untersuchung von Transportprozessen in Blasenströmungen und auch Schäumen mit PET-Tracern und -Methoden erscheint vielversprechend. Eine Detektoranordnung, die eine Erfassung der dreidimensionalen Verteilung der Tracerkonzentration in einer Blasensäule ermöglicht, befindet sich im Bau.

5. Literatur

- [1] W. Enghardt: Positronen-Emissions-Tomographie bei der Schwerionentherapie, Phys. Bl. 52 (1996) 874-875
- [2] J. Pawelke, Ph.D. Thesis, **FZR-97** (1995)
- [3] J. Pawelke, L. Byars, W. Enghardt et al: The investigation of different cameras for in-beam PET imaging. Phys. Med. Biol. **41** (1996) 279-296
- [4] Ohki, Y., Inoue, H.: Longitudinal Mixing of the liquid Phase in Bubble Columns, Chem. Eng. Sci. 25 (1970) 1-16
- [5] Hensel, F.: Studies of Liquid-Gaseous Two-Phase Systems by Positron Emitting Radiotracers, Applied Radiation and Isotopes, Vol. 48 (1997) No. 10-12, S. 1485-1492

BESTIMMUNG MITTLERER UND TURBULENTER FLÜSSIGKEITSGESCHWINDIGKEITEN IN WASSER/LUFT-ZWEIPHASENSTRÖMUNGEN MIT X-HEISSFILM-SONDEN

H. Benk, R. Loth

Fachgebiet Energietechnik und Reaktoranlagen, Technische Universität Darmstadt

1. Einleitung

Dieser Beitrag befaßt sich mit der Signalauswertung bei der Heißfilm-Anemometrie mit X-Heißfilm-Sonden, die am Fachgebiet für die Messung in Wasser/Luft-Zweiphasenströmungen zur Ermittlung des Strömungs- und Turbulenzfeldes der kontinuierlichen Phase eingesetzt werden. Es wurden zwei unterschiedliche Methoden untersucht, mit denen die Signale beider Sensoren korreliert werden. Beide beruhen auf dem Konzept der effektiven Geschwindigkeit. Die erste Methode ist die häufig verwendete Summe-Differenz-Methode, die auf einer Reihenentwicklung der effektiven Geschwindigkeit basiert. Damit kann das Strömungsfeld zweidimensional erfaßt werden. Die zweite Methode korreliert Daten zweier Meßdurchgänge, die in zwei um 90° versetzten Sensorebenen aufgenommen wurden. Weiterhin werden dabei Korrekturterme berücksichtigt, durch die Meßfehler aufgrund des dreidimensionalen Strömungsfeldes, Abweichungen von der idealen Anströmrichtung etc. kompensiert werden sollen. Vorteil der zweiten Methode ist vor allem, daß alle drei Komponenten des Strömungs- und Turbulenzfeldes erfaßt werden. Beide Methoden werden anhand einer ausgewählten Wasser/Luft-Zweiphasenströmung miteinander verglichen.

Weiterhin wird kurz die Signalfilterung, die zur Trennung von Gas- und Flüssigkeitssignalen im Signalverlauf angewandt wurde, erläutert.

Die Messungen erfolgten in einer vertikalen Wasser/Luft-Zweiphasenströmung in einer Meßebeine $1,5m$ oberhalb der Dispergierstelle eines $50mm$ Strömungsrohrs. Dabei wurde die Sonde über dem Rohrquerschnitt traversiert. Als Variation der Randbedingungen wurden verschiedene Luft- und Wasserdurchsätze eingestellt.

2. Aufbau der X-Heißfilm-Sonde

X-Heißfilm-Sonden bestehen aus zwei zueinander senkrecht angeordneten zylindrischen Heißfilm-Sensoren. Die beiden Sensoren liegen im Abstand von $\delta=1mm$ in parallelen Ebenen. Dies ist zur Vermeidung der gegenseitigen thermischen Beeinflussung notwendig. Bei den hier vorgestellten Signalauswertemethoden wird allerdings davon ausgegangen, daß die beiden Sensoren in einer Ebene liegen. Die aktive Sensorlänge jedes Sensors beträgt ca. $1mm$ und besitzt einen Durchmesser von $50\mu m$. Beide Sensoren bestehen aus einem zylindrischen Quarzträgerkörper, auf den ein Platinfilm aufgedampft ist. Zur elektrischen Isolation ist der Film mit einer niedrigporösen Quarzschuttschicht ummantelt. Die eingesetzte Sonde ist in Bild 1 dargestellt.

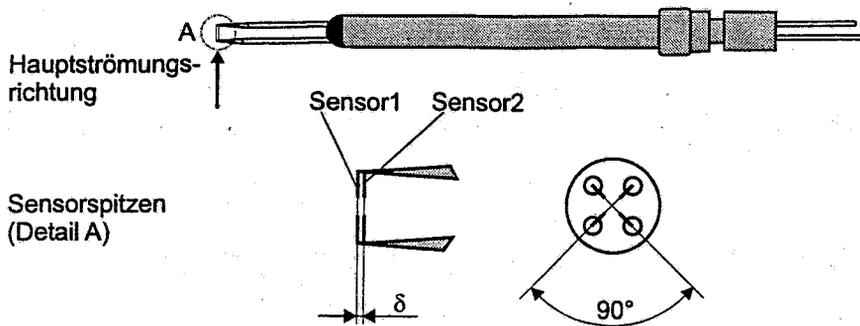


Bild 1: Aufbau der X-Heißfilm-Sonde

3. Signalfilterung

Zur Analyse der Strömungsgeschwindigkeit \bar{v} der kontinuierlichen Phase der Zweiphasenströmungen wird der Signalanteil, der von den Blasen herrührt, aus dem Signalverlauf herausgefiltert. In Bild 2 sind zwei typische Signale aufgezeigt. Dabei sind vier Bereiche erkennbar:

- Bereich 1: Signalerhöhung aufgrund der Blasenannäherung an die Sonde.
- Bereich 2: Signalabfall aufgrund verminderten Wärmeübergangs beim Eindringen der Sonde in die Blase.
- Bereich 3: Starker Signalanstieg aufgrund des Erreichens der rückwärtigen Phasengrenzfläche.
- Bereich 4: Überschwingen am Ende aufgrund der Nachlaufströmung der Blase. Die Störung durch den Nachlauf klingt nach ca. 3–4ms ab, was bei 1 m/s einem Abstand von 3–4mm entspricht.

Bei großen Blasen mit Durchmessern größer als die Sensorlänge konnten gelegentlich Zwischenpeaks (Bild 2, 2-2') registriert werden. Dies kann darauf zurückgeführt werden, daß der auf dem zylindrischen Sensor haftende Flüssigkeitsfilm aufreißt und damit einen kurzzeitigen Signalanstieg verursacht.

Für die Herausfilterung des Blasensignalanteils werden ein Spannungsschwellwert T und zusätzlich ein Steigungsschwellwert S benötigt. Liegt ein Meßwert unterhalb des Schwellwerts T , zählt er automatisch zur Gasphase. Für die Zuweisung eines Meßwerts zur flüssigen Phase muß dieser den Schwellwert überschreiten und außerdem eines von fünf festgelegten Bereichskriterien, die die Signalsteigungen berücksichtigen (Spannungsdifferenz zwischen zwei aufeinanderfolgenden Meßwerten), erfüllen. Diese überprüfen unter Einbeziehen des Steigungsschwellwerts, ob sich der momentan betrachtete Meßwert in einem blasenunbeeinflussten Flüssigkeitsbereich oder direkt am Blaseneintritt oder -austritt befindet. Weiterhin wird geprüft, ob der Meßwert innerhalb der Vor- oder Nachlaufströmung der Blase liegt. Signalschwankungen und Zwischenpeaks im Blasensignalanteil werden stets ignoriert. Umfangreiche Voruntersuchungen haben gezeigt, daß damit auch direkt hintereinander strömende Blasen, die nur durch einen Flüssigkeitsmeßwert voneinander getrennt sind, erkannt werden.

Der Schwellwert wird während der Auswertung aus dem aktuellen Mittelwert der bereits detektierten Flüssigkeitsmeßwerte über

$$T = 0.90 \bar{E}_{akt, flüssig} \quad (1)$$

gebildet. Aufgrund dieser kontinuierlichen Aktualisierung des Schwellwerts werden auch eventuelle Änderungen des Strömungszustandes registriert. Daher ist diese Filterungsmethode auch auf Meßsignale aus instationären Strömungen anwendbar. Als geeigneter Steigungsschwellwert ergab sich ein Wert von $S = 1.465 \cdot 10^{-2} \text{ Volt}$. Mit einer reinen Spannungsschwellwert-Methode wurden keine zufriedenstellenden Filterergebnisse erzielt, da hier der Schwellwert stets sehr nahe an das Flüssigkeitssignal angepaßt werden muß und vor allem auch Teilbereiche des Gassignals oberhalb des Schwellwerts unberücksichtigt bleiben.

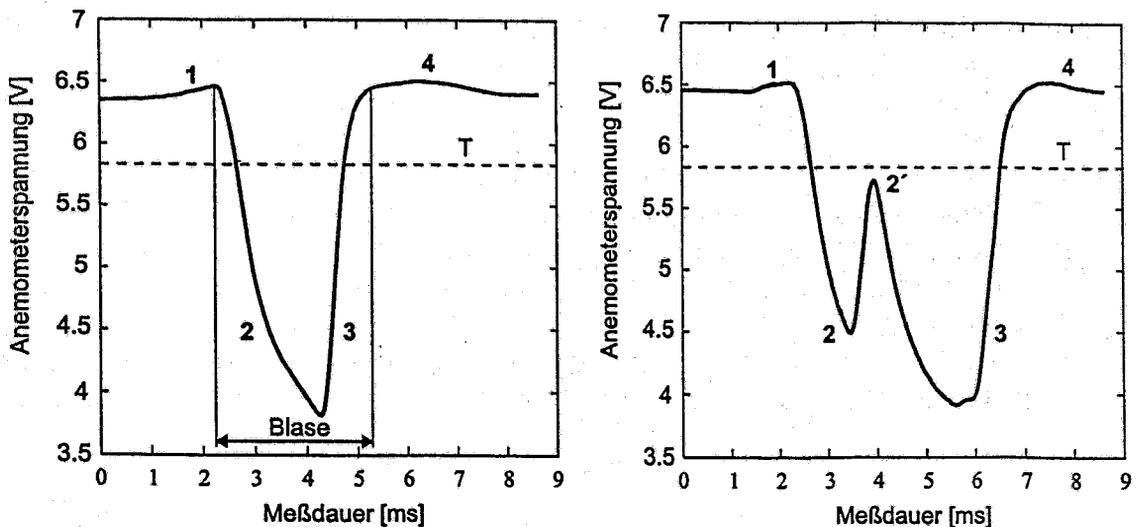


Bild 2: Gemessene Signalverläufe ohne und mit Zwischenpeak beim Durchstechen einer Blase durch die Sonde.

4. Signalauswertemethoden für X-Heißfilm-Sonden

Bei den beiden Auswertemethoden handelt es sich um eine einfache Summe-Differenz-Methode, mit der zwei Dimensionen des Strömungsvektors ermittelt werden können und eine Summe-Differenz-Methode höherer Ordnung, die die Dreidimensionalität der Strömung berücksichtigt. Ziel beider Methoden ist es, die Signale beider Sensoren zu korrelieren.

Für beide Signalauswertemethoden wird der folgende Zusammenhang zwischen der Anemometerspannung E und einer effektiven Geschwindigkeit V_{eff} am Sensor zugrunde gelegt:

$$E^2 = A + BV_{eff}^n \quad (2)$$

Die effektive Geschwindigkeit berücksichtigt, daß bei schräger Anströmung des Sensors (Anströmwinkel α , Scherwinkel β) ein geringerer Wärmeübergang stattfindet als bei senkrechter Anströmung. Es wird daher folgender allgemeiner Ansatz festgelegt:

$$V_{eff} = |\vec{V}| f_1(\alpha) f_2(\beta) \quad (3)$$

Ausgedrückt in einem Sensorkoordinatensystem (x', y', z') kann die effektive Geschwindigkeit nach Jørgenson [3] in der Form

$$V_{eff}^2 = V_N^2 + k^2 V_T^2 + h^2 V_B^2 \quad (4)$$

aus den gewichteten normalen (V_N), tangentialen (V_T) und binormalen (V_B) Anteilen des Strömungsvektors \vec{V} gebildet werden (Bild 3a). k und h sind Kalibrationsgrößen, die die Richtungsempfindlichkeit des Sensors charakterisieren.

Die k - bzw. h -Werte werden über Winkelkalibration um die mittleren Winkel $\bar{\alpha}$ (Bild 3b) bzw. $\bar{\beta}$ für beide Sensoren ermittelt. Dabei wird angenommen, daß sie über dem festgelegten Kalibrationswinkelbereich konstant sind und lediglich von der ausgewählten Kalibrationsgeschwindigkeit abhängen – diese wird in Anlehnung an die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in der Versuchsströmung festgelegt. Es zeigt sich, daß k mit steigendem Winkelbereich $\pm \Delta\alpha$ sinkt und nur geringfügig von der Geschwindigkeit abhängt. Typische Werte sind $k \approx 0.2$ und $h \approx 1.05$. Die oben eingeführten Kalibrationsgrößen A , B und n werden für beide Sensoren bei einem mittleren Anströmwinkel von $\bar{\alpha} = \bar{\alpha}_1 = -\bar{\alpha}_2 = 45^\circ$ über Geschwindigkeitskalibration ermittelt. Durchgeführt wurden die Kalibrationsversuche in einem 4m langen Wasserkanal mit stehendem Wasser. Die Sonde wird dabei dreh- und schwenkbar auf einem Schlitten montiert und beschleunigt durch das Wasser hindurchgezogen.

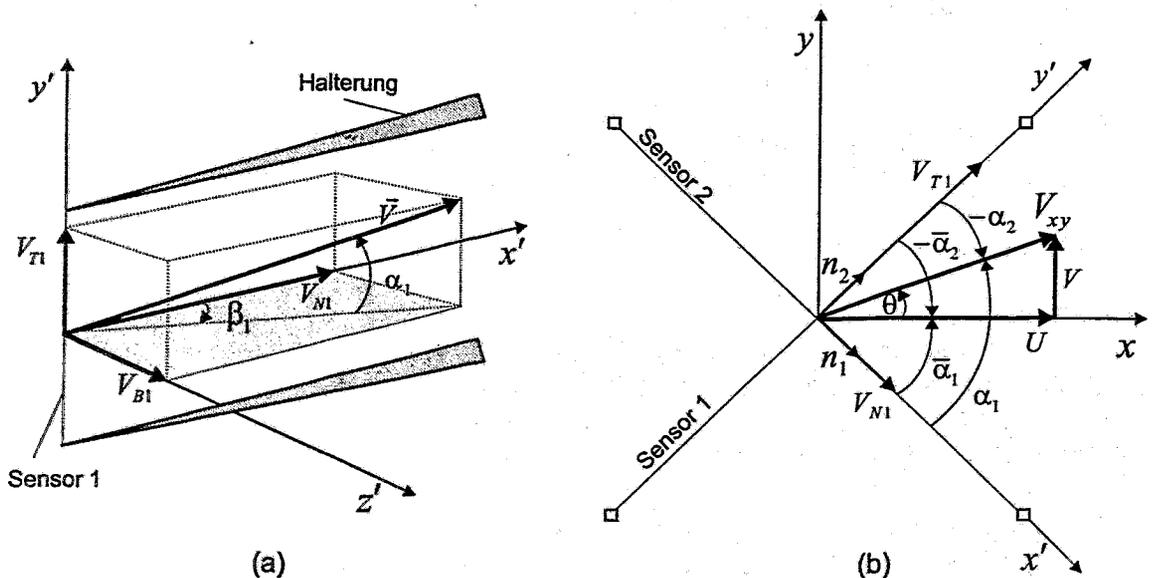


Bild 3: Sensorkoordinatensystem und auf die Sensorhalterung bezogenes Koordinatensystem

4.1. Einfache Summe-Differenz-Methode

Nach Transformation des Geschwindigkeitsvektors $\vec{V} = (V_N, V_T, V_B)$ vom Sensorkoordinatensystem in ein auf die Sensorhalterung bezogenes System $\vec{V} = (U, V, W)$

(Bild 3) ergeben sich unter der Voraussetzung identischer Sensorrichtungsempfindlichkeiten $k_1 = k_2 = k$ und gleicher mittlerer Anströmwinkel $\bar{\alpha}_1 = -\bar{\alpha}_2 = \bar{\alpha}$ für die effektiven Geschwindigkeiten an beiden Sensoren der X-Heißfilm-Sonde folgende Beziehungen:

$$\begin{aligned} V_{eff1} &= [U^2(\cos^2 \bar{\alpha} + k^2 \sin^2 \bar{\alpha}) + V^2(\sin^2 \bar{\alpha} + k^2 \cos^2 \bar{\alpha}) - UV(1-k^2)\sin 2\bar{\alpha} + h^2 W^2]^{0.5} \\ V_{eff2} &= [U^2(\cos^2 \bar{\alpha} + k^2 \sin^2 \bar{\alpha}) + V^2(\sin^2 \bar{\alpha} + k^2 \cos^2 \bar{\alpha}) + UV(1-k^2)\sin 2\bar{\alpha} + h^2 W^2]^{0.5} \end{aligned} \quad (5)$$

In Gl. 5 wird für die Geschwindigkeiten die Reynolds'sche Zerlegung eingesetzt und eine Reihenentwicklung bis zu Gliedern erster Ordnung durchgeführt. Dabei wird angenommen, daß die Hauptströmungsrichtung \bar{U} ist, die Geschwindigkeitskomponenten senkrecht dazu vernachlässigbar sind ($\bar{V} = \bar{W} = 0$) und niedrige Turbulenz, d. h. $u/\bar{U}, v/\bar{U}, w/\bar{U} \ll 1$, vorliegt. Aus den daraus entstehenden Gleichungen für die effektiven Geschwindigkeiten $V_{eff} = F(\bar{U}, u, v, \bar{\alpha})$ können die interessierenden Geschwindigkeitskomponenten \bar{U} und v über eine einfache Summe-Differenz-Methode ermittelt werden. In der Praxis ist jedoch keine optimale Ausrichtung der Sonde ($\bar{V} = 0$) möglich. Es interessiert daher der Zusammenhang $V = F(V_{eff1}, V_{eff2})$, der sich mit der Annahme $\bar{V}/\bar{U} \ll 1$ aus der gewonnenen Beziehung für v ableiten läßt. Es ergeben sich daher folgende Gleichungen für die Geschwindigkeitskomponenten [2]:

$$U = \frac{V_{eff1} + V_{eff2}}{2f(\bar{\alpha})} \quad V = \frac{V_{eff2} - V_{eff1}}{2f(\bar{\alpha})g(\bar{\alpha})} \quad (6)$$

mit

$$\begin{aligned} f(\bar{\alpha}) &= (\cos^2 \bar{\alpha} + k^2 \sin^2 \bar{\alpha})^{0.5} \\ g(\bar{\alpha}) &= \frac{d(f(\bar{\alpha}))}{d\bar{\alpha}} \frac{1}{-f(\bar{\alpha})} = \frac{(1-k^2)\cos^2 \bar{\alpha}}{\cos^2 \bar{\alpha} + k^2 \sin^2 \bar{\alpha}} \tan \bar{\alpha}. \end{aligned}$$

$f(\bar{\alpha})$ beschreibt die Richtungsempfindlichkeit des Sensors. Da die Kalibration der Sonden ergab, daß die k -Werte beider Sensoren nicht identisch sind, wird Gl. 6 modifiziert zu

$$U = \frac{\frac{V_{eff1}}{f_1(\bar{\alpha})}g_2(\bar{\alpha}) + \frac{V_{eff2}}{f_2(\bar{\alpha})}g_1(\bar{\alpha})}{g_1(\bar{\alpha}) + g_2(\bar{\alpha})} \quad V = \frac{\frac{V_{eff2}}{f_2(\bar{\alpha})} - \frac{V_{eff1}}{f_1(\bar{\alpha})}}{g_1(\bar{\alpha}) + g_2(\bar{\alpha})} \quad (7)$$

Zur Verifizierung dieser Methode wurde ergänzend die von Liu [4] vorgeschlagene Methode umgesetzt, bei der eine Summe-Differenz-Methode explizit auf die effektiven Schwankungsgeschwindigkeiten (v_{eff1}, v_{eff2}) angesetzt wird. Hierbei wird von identischen Richtungsempfindlichkeiten k beider Sensoren ausgegangen. Ein Ergebnisvergleich ergab bei den axialen RMS-Werten $\sqrt{u^2}$ im höheren Turbulenzbereich an der Rohrwand Abweichungen von ca. 4%, im Kernbereich der Rohrströmung von kleiner 1%. Diese Abweichungen lassen sich hauptsächlich durch die identisch angenommenen k -Werte bei Liu [4] begründen. Als experimentelle Randbedingungen waren eine Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit von $j_w = 1.0 \text{ m/s}$ und eine Luft-Leerrohrgeschwindigkeit von $j_L = 0.05 \text{ m/s}$ vorgegeben.

4.2. Summe-Differenz-Methode höherer Ordnung für Zwei-Ebenen-Messung

Zur Ermittlung der dritten Komponente des Strömungs- und Turbulenzfeldes kann die Sonde in zwei hintereinander erfolgenden Messungen in der xy - und in der xz -Ebene positioniert werden (Bild 4). Diese jeweils zweidimensionalen Messungen sind mit der in Abschnitt 4.1 beschriebenen Methode zuverlässig auswertbar, solange die Sonde optimal zur Hauptströmungsrichtung ausgerichtet und die Turbulenz gering ist. Ist die Hauptströmungsrichtung nicht eindeutig vorgegeben – dies kann in Blasenströmungen z. B. durch taumelnd strömende Blasen der Fall sein – oder liegt eine Strömung mit hoher Turbulenz vor, dann sollte eine Auswertemethode verwendet werden, die dies berücksichtigt. Eine solche Methode wurde von Bruun [1] vorgeschlagen und zusätzlich zur einfachen Summe-Differenz-Methode eingesetzt. Dabei wird durch Einbeziehen von Termen höherer Ordnung in den Reihenentwicklungen bei der Herleitung der effektiven Geschwindigkeiten die Dreidimensionalität des Strömungsfeldes und die instationäre Änderung der Anströmrichtung $\alpha(t)$ bzw. $\beta(t)$ berücksichtigt.

In Anlehnung an Gl. 3 wird von folgenden Winkelfunktionen für die Richtungsabhängigkeit des Wärmeübergangs ausgegangen:

$$\begin{aligned} f_1(\alpha) &= (\cos^2 \alpha + k^2 \sin^2 \alpha)^{0.5} \\ f_2(\beta) &= (1 + b \sin^2 \beta) \end{aligned} \quad (8)$$

Die in $f_2(\beta)$ enthaltene Kalibrationsgröße b für den Scherwinkel wurde analog zum h -Wert über Winkelkalibration um $\bar{\beta}$ (hier 90°) im Wasserkanal zu $b = 0.08$ ermittelt.

Zur Approximation der instationären Anströmrichtung werden basierend auf rein geometrischen Betrachtungen zwischen den Geschwindigkeitskomponenten und den Winkeln vereinfachte Beziehungen für $f_1(\alpha)$ und $f_2(\beta)$ aufgestellt und die Reynolds'sche Zerlegung eingesetzt. Zusätzlich wird auf den daraus gewonnenen Ansatz für $f_1(\alpha)$ eine Reihenentwicklung bis zu Gliedern dritter Ordnung durchgeführt. Auch für den Betrag des Geschwindigkeitsvektors wird unter der Bedingung $W=0$ eine Reihenentwicklung bis zu dritter Ordnung angesetzt. Insgesamt ergeben sich daraus folgende Abhängigkeiten:

$$\begin{aligned} f_1(\alpha) &= F(f_1(\bar{\alpha}), u, v, w, k) \\ f_2(\beta) &= F(\bar{U}, u, w, b) \\ V &= F\left(U, \frac{\bar{V}}{\bar{U}}, u, v, w\right) \end{aligned} \quad (9)$$

Damit lassen sich die effektiven Geschwindigkeiten an beiden Sensoren nach Gl. 3 berechnen und über eine Summe-Differenz-Methode angewendet auf die effektiven Schwankungsgeschwindigkeiten $v_{eff} = V_{eff} - \bar{V}_{eff}$ folgende Gleichungen mit den Korrekturtermen K_1 und K_2 herleiten:

$$\begin{aligned} v_{eff1} + v_{eff2} &= 2(\cos^2 \bar{\alpha} + k^2 \sin^2 \bar{\alpha})^{0.5} [\mu + K_1(\bar{U}, u, w, b, \bar{\alpha})] \\ v_{eff2} - v_{eff1} &= 2(\cos^2 \bar{\alpha} + k^2 \sin^2 \bar{\alpha})^{0.5} A \tan \alpha [v - K_2(\bar{U}, v, w, b, \bar{\alpha})] \end{aligned} \quad (10)$$

A ist hierbei definiert als $1 - k^2 / (1 + k^2)$, wobei k den Mittelwert zwischen beiden k -Werten der Sonde darstellt. Aus Gl. 10 lassen sich einmal durch Nullsetzen der Korrekturterme und damit ohne Berücksichtigung von Termen höherer Ordnung die Schwankungsgeschwindigkeiten u und v ermitteln (analog Gl. 6). Mit den so gewonnenen Beziehungen für u und v und unter Berücksichtigung der Korrekturterme, die die Terme höherer Ordnung umfassen, liefert Gl. 10 folgende Beziehungen:

$$\begin{aligned} \overline{u_{korr}^2} &= \overline{u^2} \left(1 + (1 + 2b + A \tan^2 \bar{\alpha}) \left[\frac{\overline{uw^2}}{u^2 \bar{U}} - \frac{\overline{u^2 w^2}}{u^2 \bar{U}^2} \right] + \frac{(1 + 2b + A \tan^2 \bar{\alpha})^4}{4} \frac{\overline{w^4}}{u^2 \bar{U}^2} - \frac{(1 + 2b + A \tan^2 \bar{\alpha})^2}{4} \frac{\overline{w^2}^2}{u^2 \bar{U}^2} \right) \\ \overline{v_{korr}^2} &= \overline{v^2} \left(1 - (1 - 2b + \tan^2 \bar{\alpha}) \frac{\overline{v^2 w^2}}{v^2 \bar{U}^2} \right) \\ \overline{uv_{korr}} &= \overline{uv} \left(1 + \frac{1 + 2b + A \tan^2 \bar{\alpha}}{4} \frac{\overline{vw^2}}{uv \bar{U}} - \frac{(2 + (1 + A) \tan^2 \bar{\alpha})}{2} \frac{\overline{uvw^2}}{uv \bar{U}^2} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

Hierbei wird deutlich, daß zur Ermittlung der Schwankungsgeschwindigkeiten mit Berücksichtigung von Termen höherer Ordnung u_{korr} , v_{korr} , w_{korr} und deren Korrelationen die Komponenten u , v , w aller drei Koordinatenrichtungen x , y , z benötigt werden. Diese Schwankungsgeschwindigkeiten werden zunächst durch Messungen in der xy - und in der xz -Sensorebene (Bild 4) mit der einfachen Summe-Differenz-Methode oder über Gl. 10 durch Nullsetzen der Korrekturterme ermittelt. Die Sonde wurde dafür von zwei Seiten in das Rohr eingeführt und entlang der z -Achse über den Rohrquerschnitt traversiert. Über Gl. 11 werden dann die Daten jedes Meßpunktes beider Sensorebenen miteinander korreliert.

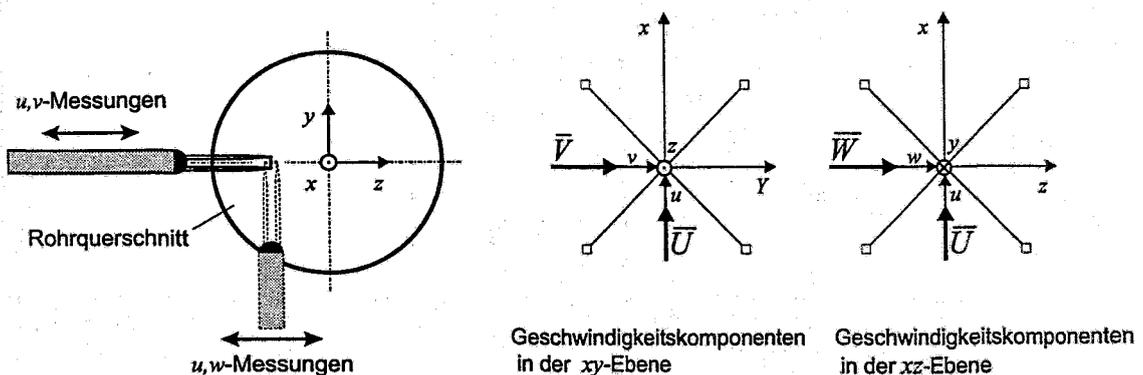


Bild 4: Positionierung der Sonde im Rohrquerschnitt für Zwei-Ebenen-Messung

5. Meßergebnisse aus Wasser/Luft-Zweiphasenströmungen

Im folgenden werden die mit beiden Methoden ausgewerteten Ergebnisse von Messungen in einer Wasser/Luft-Zweiphasenströmung vorgestellt. Als experimentelle Randbedingungen wurden zur Verifizierung der zweiten Methode eine Blasenströmung mit einer Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit von 1.0 m/s und eine Luft-Leerrohrgeschwindigkeit von 0.05 m/s festgelegt. Dabei stellte sich eine Blasenströmung ein, mit einem Gasgehaltsmaximum am Rand. In Bild 5 sind die mittlere axiale Geschwindigkeit \bar{U} , die RMS-Werte der axialen und dazu

senkrechten (lateralen) Schwankungsgeschwindigkeiten sowie die Reynolds-Spannungen aufgezeigt. Es zeigt sich, daß die ausgewerteten axialen Schwankungsgeschwindigkeiten der Summe-Differenz-Methode höherer Ordnung geringfügig höher, die lateralen Schwankungsgeschwindigkeiten hingegen etwas niedriger sind als die dazu korrespondierenden Ergebnisse der einfachen Summe-Differenz-Methode. Diese Effekte sind vor allem im Bereich der höheren Turbulenz an der Rohrwand zu sehen. Dort sind offensichtlich höhere Einflüsse durch die dreidimensionale Anströmung des Sensors und durch instationäre Änderungen der Anströmrichtung vorhanden. Insgesamt sind diese Einflüsse aufgrund der niedrigen Turbulenz in der hier ausgewählten Strömung relativ gering. Beide Methoden liefern nahezu gleiche Ergebnisse.

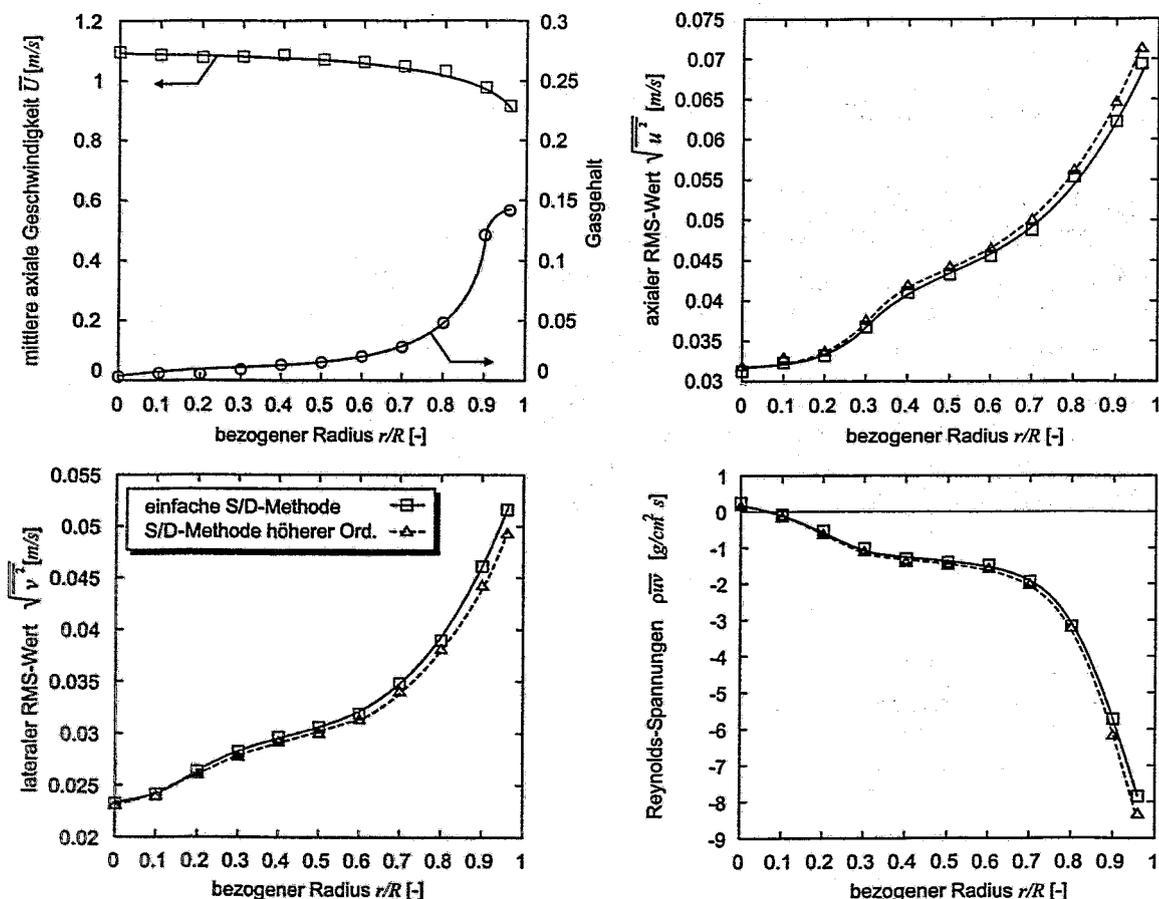


Bild 5: Ausgewertete Ergebnisse der einfachen Summe-Differenz-Methode und der Summe-Differenz-Methode höherer Ordnung

6. Zusammenfassung

In diesem Beitrag wurde der Einsatz von X-Heißfilm-Sonden in Wasser/Luft-Zweiphasenströmungen vorgestellt. Für die Signalfilterung zur Separation der Signalanteile beider Phasen wurde eine Methode aufgezeigt, die einen Spannungsschwellwert und zusätzlich einen Steigungsschwellwert als Kriterien verwendet.

Für die Auswertung der reinen Flüssigkeitssignale zur Ermittlung des Strömungs- und Turbulenzfeldes wurden eine einfache Summe-Differenz-Methode und eine Summe-Differenz-Methode höherer Ordnung verwendet. Die Ergebnisse einer ausgewählten niedrigturbulenten Wasser/Luft-Zweiphasenströmung zeigten nur geringe Unterschiede zwischen beiden Methoden. Merkbliche Abweichungen konnten an der Rohrwand im Bereich höherer Turbulenz festgestellt werden. Dort treten offensichtlich stärkere instationäre Änderungen der Anströmrichtung und höhere Einflüsse durch Anströmungen senkrecht zur Sensorebene auf als im Kernbereich der Strömung. Insgesamt betrachtet sind diese Einflüsse, die durch die Terme höherer Ordnung in der zweiten Methode berücksichtigt werden, in der hier ausgewählten Strömung jedoch relativ gering. Mit beiden Methoden wurden nahezu gleiche Ergebnisse erzielt. Es ist geplant, den Einfluß der Terme höherer Ordnung in höherenturbulenten Zweiphasenströmungen (Turbulenz größer 10%) weiter zu untersuchen.

7. Literatur

- [1] Bruun, H. H.:
J. Phys. E.: Sci. Instr. 5 (1972) 812-818
- [2] H. H. Bruun, N. Nabhani, H. H. Al-Kayiem, A. A. Fardad and M. A. Khan:
Meas. Sci. Technol. 1 (1990) 782-785
- [3] Jørgensen, F. E.:
Disa Info. 11 (1971) 31-37
- [4] Liu, T. T.-J.:
„Experimental Investigation of turbulence structure in two-phase bubbly flow“
Ph. D. Northwestern University, 1989.

Anwendung modellgestützter Meßverfahren für die Bestimmung von Prozeßzuständen und Prozeßparametern in Druckbehältern mit Zweiphasengemisch

Prof. Dr.-Ing. habil. R. Hampel, Dr.-Ing. W. Kästner,
Dipl.-Ing. A. Fenske, Dipl.-Ing. S. Schefter

Hochschule für Technik, Wirtschaft und Sozialwesen Zittau/Görlitz (FH)
Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik

D - 02763 Zittau, Theodor-Körner-Allee 16

Tel: +49-(0)3583-61-1547, Fax: +49-(0)3583-61-1288

E-mail: R.Hampel@htw-zittau.de

E-mail: W.kästner@htw-zittau.de

E-mail: A.Fenske@htw-zittau.de

E-mail: S.Schefter@htw-zittau.de

1 Einführung

Die höheren Anforderungen an die Sicherheit, Zuverlässigkeit (Verfügbarkeit) und Wirtschaftlichkeit von Industrieanlagen (z. B. Kernkraftwerke, Chemieanlagen) erfordern eine hohe Qualität in der Meßsignalverarbeitung für die Aufgaben

- ⇒ Steuerung, Regelung,
- ⇒ Prozeßüberwachung,
- ⇒ Störfallfolgebegrenzung,
- ⇒ Anlagen- und Umweltschutz.

Die wissenschaftlichen Arbeiten am Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik beschäftigen sich unter diesem Gesichtspunkt mit der Weiterentwicklung von Modellgestützten Meßverfahren zur Bestimmung der nicht direkt meßbaren sicherheitsrelevanten Größen. Beispiele dafür sind:

- ⇒ Gemischspiegel in Druckbehältern,
- ⇒ Oberflächentemperatur auf Heizelementen.

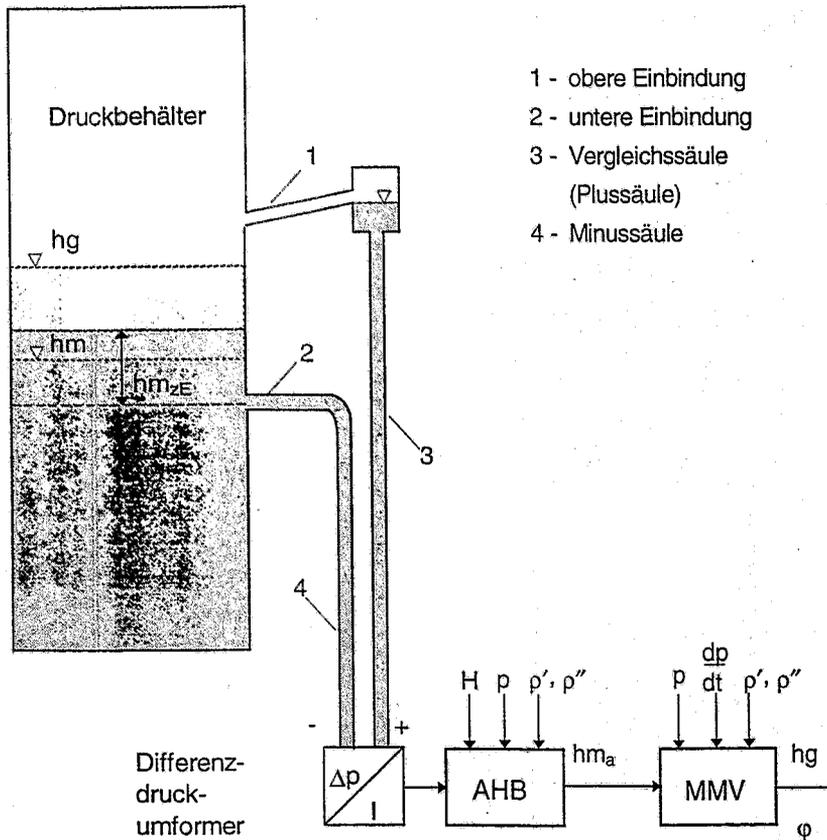
Im Beitrag wird die Entwicklung und Verifikation eines Modellgestützten Meßverfahrens (MMV) zur Bestimmung des Gemischspiegels unter Einbeziehung wissenschaftlicher Methoden vorgestellt.

Die Zielstellung für die Anwendung derartiger „gehobener Methoden“ der Signalverarbeitung erfolgt unter den Gesichtspunkten

- ⇒ On-line-Anwendung für Überwachung und Diagnose,
- ⇒ On- und off-line-Anwendung für die Auswertung von Experimenten zur Bestimmung nicht direkt meßbarer Variablen und Parameter (z. B. Wärmeübergangskoeffizient).

2 Bestimmung des Gemischspiegels in Druckbehältern durch hydrostatische Füllstandsmessung

Die hydrostatische Füllstandsmessung ist dadurch charakterisiert, daß auf der Grundlage eines gemessenen Differenzdruckes unter Berücksichtigung der druck- und temperaturabhängigen Dichten im Behälter und in den Impulsleitungen der Massenfüllstand hm_z (collapsed level) zwischen der oberen und unteren Einbindung berechnet wird.



- 1 - obere Einbindung
- 2 - untere Einbindung
- 3 - Vergleichssäule
(Plusssäule)
- 4 - Minussäule

Bild 1: Bestimmung des Wasser-Dampf-Gemischfüllstandes mittels Modellgestützter Meßverfahren (MMV)

- AHB - Algorithmus zur Berechnung des angezeigten Füllstandes hm_a
- hm_a - angezeigter Massenfüllstand
- h_g - Gemischfüllstand
- φ - Dampfgehalt

Der Gemischspiegel h_g kann nur bei Kenntnis des Dampfgehaltes φ (bzw. der Dampfgehaltsverteilung $\varphi(z)$) berechnet werden. Sowohl der Gemischspiegel als auch der Gesamtmassenfüllstand sind sicherheitsrelevante Meßgrößen. Aus der Korrelation der berechneten und gemessenen Werte

- ⇒ Massenfüllstand zwischen den Einbindungen,
- ⇒ Gesamtmassenfüllstand,
- ⇒ Gemischspiegel,
- ⇒ Dampfgehalt

können Residuen für den Nachweis der Funktionsfähigkeit des Meßsystems abgeleitet werden.

Probleme bei der Messung des Füllstandes ergeben sich in folgenden Situationen:

- ⇒ Transienten mit negativem Druckgradient,
- ⇒ Gemischspiegel oberhalb der oberen Einbindung,
- ⇒ Abdriften des Bezugshöhenstandes.

Mit Hilfe des Modellgestützten Meßverfahrens wird die Zustandsgröße Dampfgehalt bestimmt. Es gilt dann

$$h_g = \frac{hm_z}{1 - \varphi} \quad (1)$$

Zur Darstellung des Verfahrens wird ein vereinfachtes Modell genutzt, das aus zwei Nodes besteht.

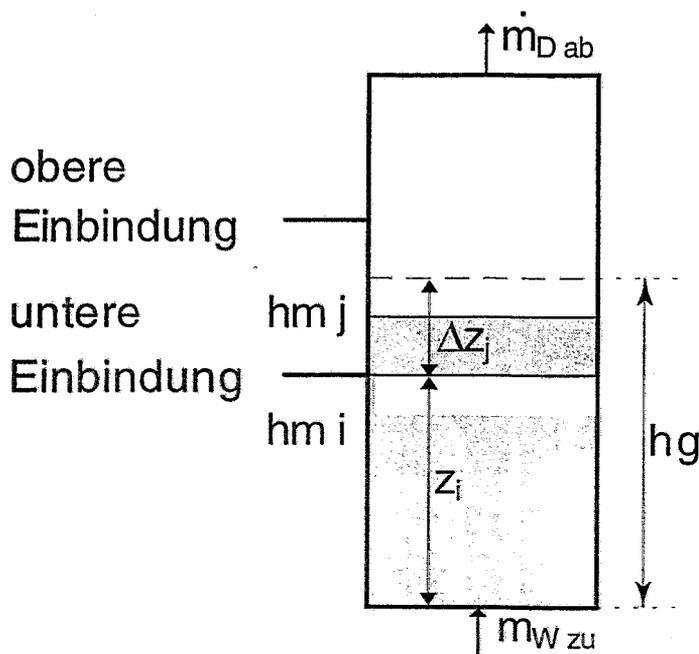


Bild 2: Nodalisierungsschema des Druckbehälters zur Modellbildung

- Index i Node unterhalb der unteren Einbindung
- Index j Node zwischen den Einbindungen

In Abhängigkeit von der Geometrie und der Funktion des Druckbehälters (Reaktordruckbehälter, Dampferzeuger) ist eine Unterteilung in bis zu 5 Nodes sinnvoll.

Die linearisierten Gleichungen für das Füllstandsmodell und den Beobachter-Ansatz (Luenberger Beobachter) zeigen die folgenden Gleichungen.

Systemgleichung

$$\frac{d\hat{\mathbf{q}}(t)}{dt} = \underbrace{\mathbf{A}_b \cdot \hat{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{B}_b \cdot \mathbf{u}(t)}_{\text{Prozeßmodell}} + \underbrace{\mathbf{K}_p \cdot [\mathbf{x}(t) - \hat{\mathbf{x}}(t)]}_{\text{Korrekturterm}} \quad (2)$$

Messgleichung

$$\hat{\mathbf{x}}(t) = \underbrace{\mathbf{C}_b \cdot \hat{\mathbf{q}}(t)}_{\text{Modell des Meßsystems}} \quad (3)$$

- $\mathbf{u}(t)$ - Vektor der Eingangsgrößen des MMV
- $\mathbf{x}(t)$ - Vektor der Ausgangsgrößen des Prozesses
- $\hat{\mathbf{q}}(t)$ - Vektor der geschätzten Zustandsgrößen
- $\hat{\mathbf{x}}(t)$ - Vektor der geschätzten Ausgangsgrößen
- $\mathbf{A}_b = f(t, \mathbf{u}, \hat{\mathbf{q}})$ - Systemmatrix des Beobachters (MMV)
- $\mathbf{B}_b = f(t, \mathbf{u}, \hat{\mathbf{q}})$ - Steuermatrix des Beobachters (MMV)
- \mathbf{C}_b - Meßmatrix des Beobachters (MMV)
- \mathbf{K}_p - Verstärkungsmatrix

PROZESSBEISPIEL

Linearisiertes Zustandsraummodell (Füllstandsmessung)

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{h}m_1 \\ \Delta \dot{h}m_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta hm_1 \\ \Delta hm_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b_1^* \\ b_2^* \end{bmatrix} \left[\frac{d\Delta p}{dt} \right] \quad (4)$$

$$\Delta hm_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta hm_1 \\ \Delta hm_2 \end{bmatrix}$$

$$h_g = z_1 + \frac{\Delta hm_2}{1 - \varphi_2} \quad \varphi_2 = f(\Delta hm_1) \quad (5)$$

- Δhm_1 - Massenfüllstand Zone 1, nichtmeßbar (charakterisiert den Dampfgehalt der Zone unterhalb der unteren Einbindung des Meßsystems)
- Δhm_2 - Massenfüllstand der Zone 2, meßbar zwischen den Einbindungen}
- h_g - Gemischspiegel
- φ - Dampfgehalt
- $p, dp/dt$ - Druck, Druckgradient (meßbar)
- $a_{11}, a_{21}, a_{22}, b_1^*, b_2^*$ - Modellmatrizen

Bei Betriebsstörungen werden weite Bereiche der Parameter Druck, Temperatur und Leistung durchlaufen. Deshalb ist es notwendig, die folgenden modell- und systembedingten Nicht-linearitäten zu berücksichtigen:

Algorithmus

⇒ nichtlineare Terme in den Differentialgleichungen

Parameterabhängigkeit der Stoffdaten

⇒ Dichte und Enthalpie sind von Druck und Temperatur abhängig

Prozeßzustand

⇒ Veränderungen des Schaltzustandes und des Betriebsregimes

Darüber hinaus laufen Prozesse ab, für die nur ungenaue oder überschneidende Zustandsgleichungen existieren. Das bedingt eine erhebliche Unschärfe in der Modellbeschreibung.

Unschärfen (Fuzziness des Systems)

- ⇒ Überschneidende Gültigkeitsbereiche von Zustandsgleichungen
- ⇒ Thermodynamische Ungleichgewichtszustände
- ⇒ Phasenseparation
- ⇒ Wärmeübergangsbedingungen

3 Fuzzy-unterstütztes Modellgestütztes Meßverfahren

Zielstellung der Entwicklung des Verfahrens war, die Erfahrungen mit klassischen MMV zu nutzen. Deshalb wurde die in Bild 2 dargestellte Grundstruktur gewählt.

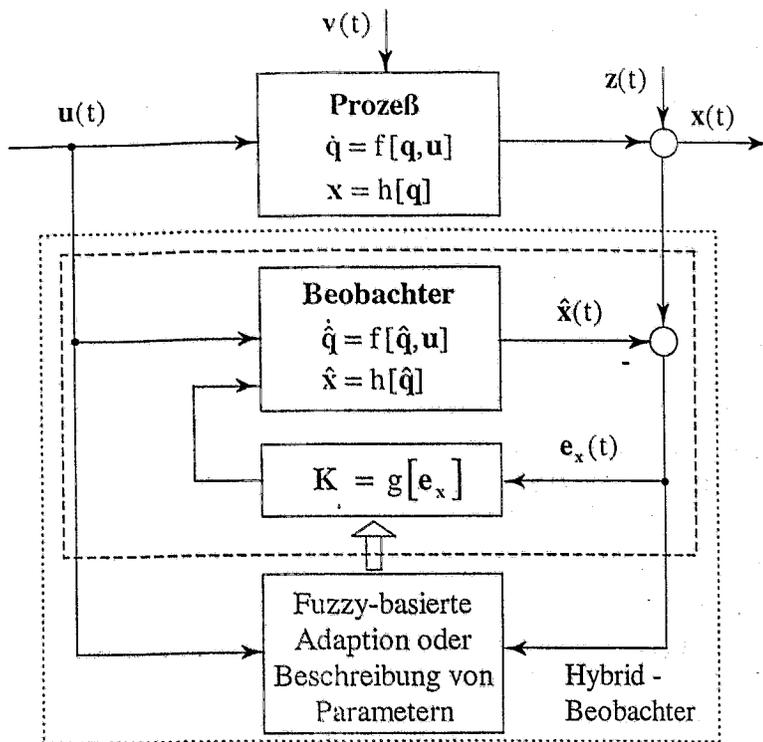


Bild 2: Grundstruktur des Modellgestützten Meßverfahrens mit Fuzzy-basierter Adaption

Aus dieser Struktur und den angegebenen Gleichungen leiten sich die Möglichkeiten für die Fuzzy-unterstützte Parameteradaption ab.

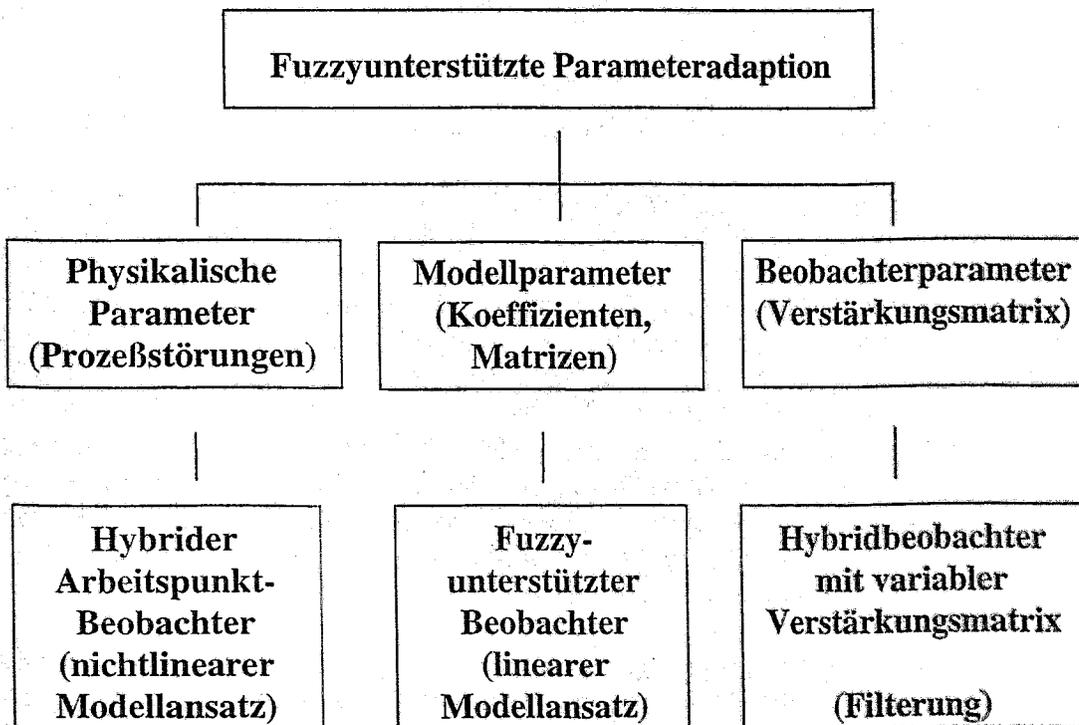


Bild 3: Möglichkeit der Fuzzy-basierten Adaption in Beobachterstrukturen

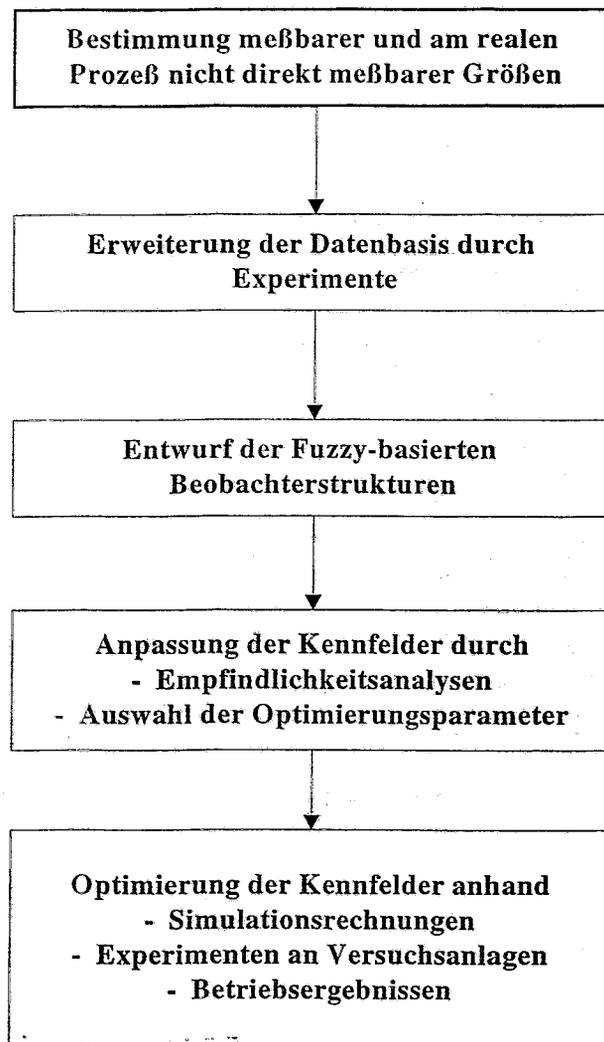


Bild 4: Strategie zum Entwurf Fuzzy-basierter Beobachter

Beim nichtlinearen hybriden Arbeitspunktbeobachter wird ein nichtlineares Beobachtermodell genutzt, das die wesentlichen Nichtlinearitäten des Prozesses richtig widerspiegelt. Unsicherheiten bei der Berücksichtigung von Wärmeübergangsprozessen wurden als Prozeßstörungen interpretiert und mit Hilfe einer Fuzzy-basierten Adaption in das Modell implementiert. In diesem Zusammenhang wurden Arbeiten zur Entwicklung eines dynamischen Fuzzy Controllers durchgeführt, der es gestattet, hochtransiente nichtlineare Prozesse abzubilden.

Beim Fuzzyunterstützten Beobachter mit linearem Modellansatz werden ausgewählte Koeffizienten des Beobachtermodells durch Fuzzy-Kennfelder beschrieben. Der Entwurf des Beobachters erfolgte für ausgewählte Arbeitspunkte zwischen denen eine fuzzy-basierte Interpolation realisiert wird. Voraussetzung dafür ist ein niedrigdimensionales Beobachtermodell und entsprechendes Erfahrungswissen mit der Parametrierung der Beobachter.

Der Hybridbeobachter mit variabler Verstärkung erfüllt die gleichen Zielstellungen wie der Kalman Filter (Herstellen der Konvergenz zwischen Prozeß und Beobachter, Filterung stochastischer Signalanteile), wobei die Elemente der Verstärkungsmatrix durch Fuzzy-Kennfelder dargestellt werden.

Die in Bild 4 dargestellte Strategie wird für den Entwurf der Beobachter genutzt. Dabei werden die nachfolgend genannten Regeltypen für den Entwurf der Fuzzy-Komponenten angewendet.

BASIS-REGEL

IF 'X1' AND 'X2' THEN 'Y'

Darstellung der zu verknüpfenden Parameter

EINZELREGEL

IF 'X_i' AND 'X_j' THEN 'Y_k'

In den Regeln verknüpfte linguistische Werte (Erfahrungswissen)

ADAPTIONSGEDEL

IF 'P1' AND 'P2' THEN 'AD'

Regel zur Deformation des Fuzzy-Kennfeldes

4 Fuzzy-unterstützter Beobachter

Am Beispiel des Koeffizienten a_{11} der in der Systemmatrix A (Gleichung (8) und (4) enthalten ist, wird die Vorgehensweise beschrieben. Ausgangspunkt ist folgende These:

Werden die Koeffizienten des Modells durch das Fuzzy-Kennfeld exakt abgebildet, dann bildet auch das Modell alle dynamischen Prozesse exakt ab.

Der Entwurf des Fuzzy-unterstützten Beobachters beinhaltet somit auch den Entwurf der Fuzzy-Kennfelder für die Elemente der System- und der Steuermatrix. Grundlage für die Auswahl der zu adaptierenden Koeffizienten und der zu verwendenden Fuzzy-Kenngrößen ist eine Sensibilitätsanalyse.

Bild 5 zeigt beispielhaft das Kennfeld für den Koeffizienten a_{11} , das durch Simulationsrechnungen bestimmt wurde. Dieses Kennfeld wird beschrieben durch die Regel

IF „p“ AND „ $\frac{dp}{dt}$ “ THEN „ a_{11} “

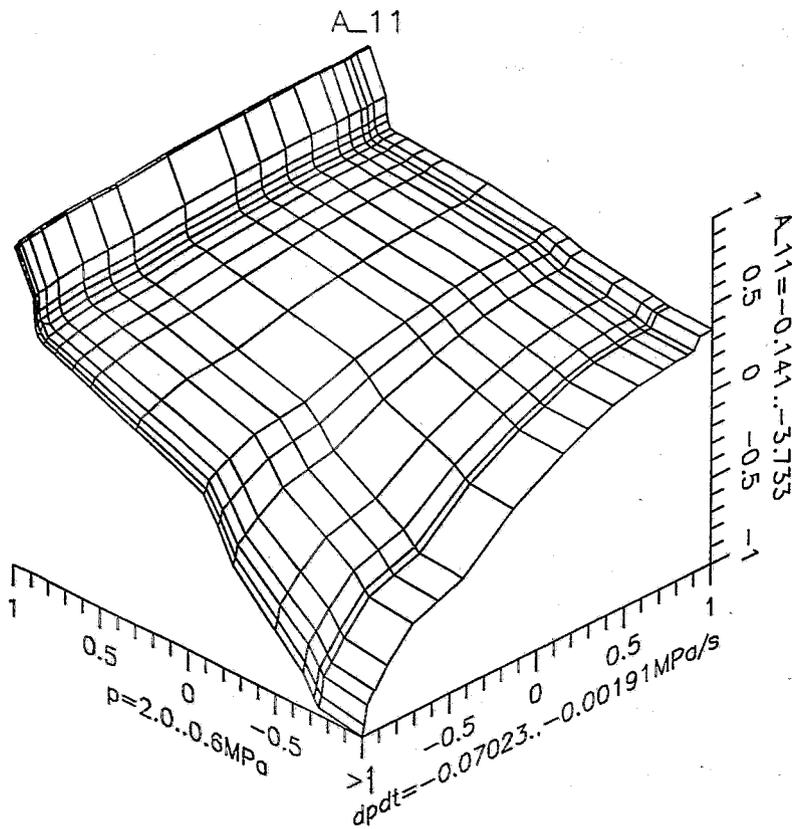


Bild 5: Kennfeld des Modellparameters a_{11}

Für eine symmetrische Verteilung der Fuzzy-Set's „p“ und „dp/dt“ sowie eine unsymmetrische Verteilung der Fuzzy-Set's „ a_{11} “ (siehe Bild 6)

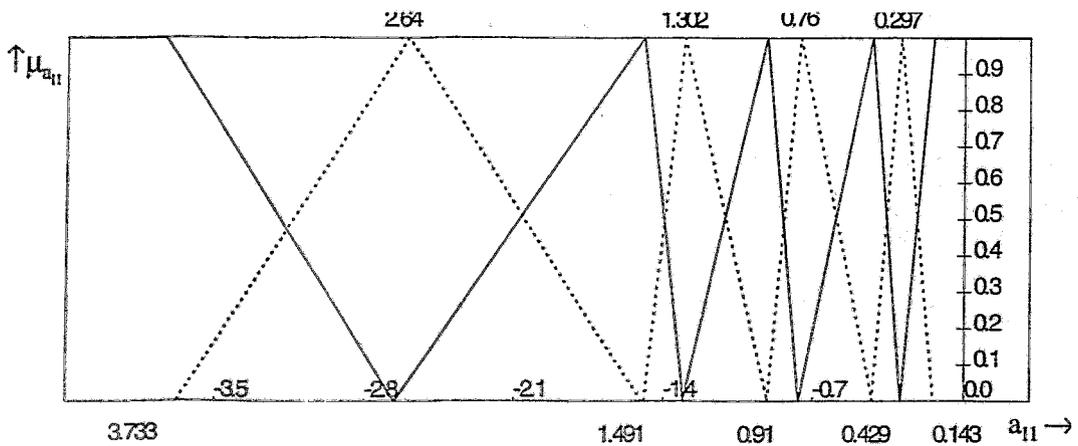


Bild 6: Verteilung der Zugehörigkeitsfunktion für den Modellparameter a_{11}

erhält man die im Tabelle 1 angegebenen Abweichungen des idealen Kennfeldes vom Fuzzy-adaptierten Kennfeld.

Anzahl der Fuzzy Sets	$\frac{(\Delta F)^2}{n}$
9	0.0144
7	0.0369
5	0.1010
3	0.1860

$\frac{(\Delta F)^2}{n}$ - mittlere quadratische Abweichung

Tabelle 1: Fehlerkenngrößen zur Bewertung des Fuzzy-adaptierten Kennfeldes für a_{11}

Beim realen Prozeß ist davon auszugehen, daß das ideale Kennfeld nicht bekannt ist. Die durchgeführten Rechnungen dienten dazu, die Funktionsfähigkeit des Modellansatzes nachzuweisen, die möglichen Fehlergrenzen aufzuzeigen und eine Datenbasis für die Optimierung des Kennfeldes zu gewinnen.

5 Hybridbeobachter mit variabler Verstärkungsmatrix

Die Erfahrungen mit dem Einsatz von Kalman-Filtern zeigen, daß Konvergenz und Stabilität wesentlich durch den deterministischen und stochastischen Signalanteil des Rekonstruktionsfehlers bestimmt werden. Zur Bewertung des Rekonstruktionsfehlers können folgende Parameter genutzt werden:

arithmetischer Mittelwert \bar{e}_x :
$$\bar{e}_x = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \bar{e}_{x_i} \quad (6)$$

geometrischer Mittelwert \tilde{e}_x :
$$\tilde{e}_x = \sqrt[N]{\prod_{i=1}^N e_{x_i}} \quad (7)$$

Varianz δ^2 :
$$\delta^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (e_{x_i} - \bar{e}_x)^2 \quad (8)$$

Standardabweichung δ :
$$\delta = \sqrt{\delta^2} \quad (9)$$

Variationskoeffizient V :
$$V = \frac{\delta}{\tilde{e}_x} \cdot 100\% \quad (10)$$

Den zeitlichen Verlauf für die Kenngrößen „arithmetischer Mittelwert“ (Schätzfehler, SF) und „Standardabweichung“ (Rauschen, R) für einen fiktiven Verlauf des Rekonstruktionsfehlers zeigt Bild 7. Der vorgegebene Verlauf des Rekonstruktionsfehlers (ungestört) weist zu Beginn der Simulation einen großen deterministischen Signalanteil auf, der im weiteren durch den Beobachter auf Null reduziert wird. Diesem ungestörten Verlauf (ex_ungestört) wird eine stochastische Störung aufgeprägt. Aus dem gestörten Verlauf des Rekonstruktionsfehlers (ex_gestört) werden die Kenngrößen „arithmetischer Mittelwert“ (Schätzfehler, SF) und „Standardabweichung“ (Rauschen, R) ermittelt.

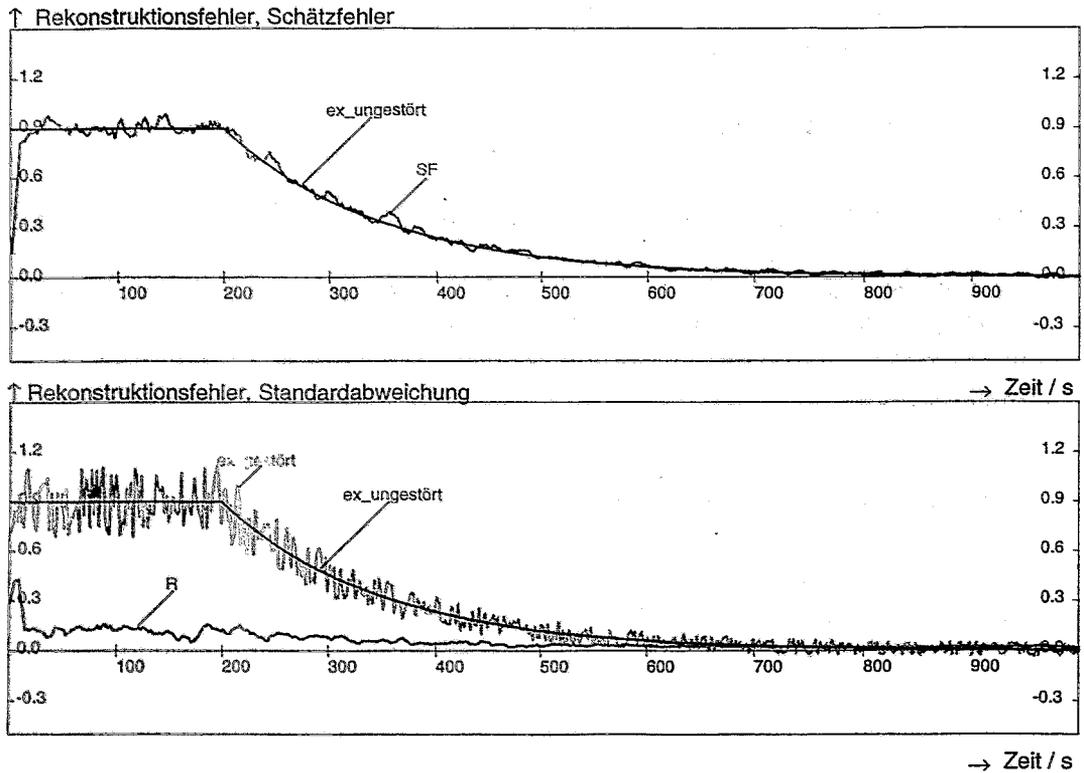


Bild 7: Signalverlauf der stochastischen Kenngrößen Mittelwert (SF) und Standardabweichung (R) für den Rekonstruktionsfehler

Ausgehend von Erfahrungen wurde die folgende Basisregel erstellt:

IF „R“ AND „SF“ THEN „K_p“

Die dazugehörigen Einzelregeln zeigt die Regelmatrix in Bild 8. Die Repräsentanten der linguistischen Werte sind in Tabelle 2 angegeben.

Werte der linguistischen Variable	Repräsentant der linguistischen Variable Fuzzy Controller mit 5 Sets			Repräsentant der linguistischen Variable Fuzzy Controller mit 3 Sets		
	SF	R	Kp	SF	R	Kp
Sehr Klein	0.00	0.00	0.10	-	-	-
Klein	0.25	0.25	0.35	0.0	0.0	0.1
Mittel	0.50	0.50	0.60	0.5	0.5	0.6
Groß	0.75	0.75	0.85	1.0	1.0	1.1
Sehr Groß	1.00	1.00	1.10	-	-	-

Tabelle 2: Repräsentanten der linguistischen Variablen Schätzfehler (SF), Rauschen (R) und Betrag des Elementes der Verstärkungsmatrix (Kp) für den Fuzzy Controller mit 5 Sets und 3 Sets

Kp	R				
	SK	K	M	G	SG
SK	M	M	K	SK	SK
K	M	M	M	K	SK
SF	M	G	M	M	K
G	SG	G	M	M	M
SG	SG	SG	G	M	M

Kp	R		
	K	M	G
K	M	K	K
SF	M	G	M
G	G	G	M

Bild 8: Regelbasis für die Bestimmung des Verstärkungsfaktors durch Schätzfehler und Rauschen

Analog zum vorangegangenen Abschnitt wurde auch hier analysiert, mit welchen Freiheitsgraden der Erstellung eines Fuzzy-Kennfeldes eine Optimierung des Kp-Kennfeldes erfolgen muß.

Bei Verwendung der in Bild 9 gekennzeichneten Operatoren, Form der Zugehörigkeitsfunktion und Defuzzifizierungsmethode, können alle technisch sinnvollen Formen des Kennfeldes durch 3 bis 9 Sets und unsymmetrischer Verteilung der Sets dargestellt werden.

Akkumulation ODER-Verknüpfungen S-Normen	Inferenz UND-Verknüpfungen T-Normen	Form der Zugehörigkeits- funktionen	Methoden der Defuzzifizierung
Maximum (S1)	Minimum (T1)	lambda (0)	Schwerpunkt (a)
Algebraic Sum (S2)	Algebraic Product (T2)	quadratisch (1)	Singleton (b)
Bounded Sum (S3)	Bounded Product (T3)	exponentiell (2)	Max-Dot (c)
		glockenförmig (3)	Max-Height (d)
		quadr. expon. (4)	
		cosinus (5)	

Bild 9: Freiheitsgrade für die Optimierung des Fuzzy-Kennfeldes

Die in Bild 10 dargestellten Ergebnisse der Nachrechnung eines realen Experimentes einer Druckentlastung zeigen hinreichend genaue Ergebnisse, sowohl für die rekonstruierte, meßbare Zustandsgröße hm_2 als auch für die nicht meßbare Zustandsgröße hm_1 . Die Übereinstimmung läßt darauf schließen, daß der Dampfgehalt richtig berechnet wurde und somit auch der Gemischspiegel richtig ermittelt wird.

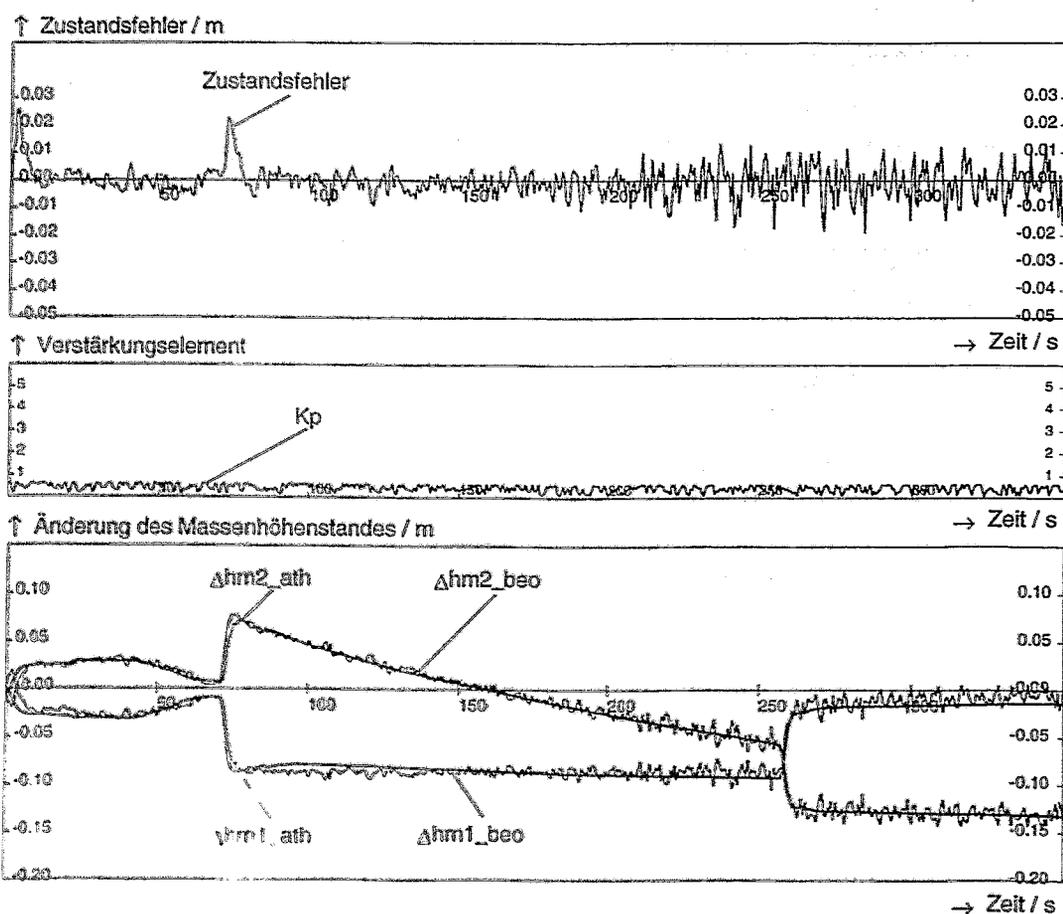


Bild 10: Zustandsfehler, Verstärkungsfaktor und Füllstände für ein ausgewähltes Druckentlastungsexperiment

6 Zusammenfassung

Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, daß durch die Implementierung von Fuzzy-Komponenten in die klassischen Modellgestützten Meßverfahren eine wesentliche Qualitätsverbesserung erzielt werden kann.

Grundlage für eine hohe Rekonstruktionsgüte ist die Optimierung des Fuzzy-Kennfeldes. Die Optimierung der Kennfelder, ausschließlich mit Prozeßkenntnissen, die durch Experimente an Versuchsanlagen, Simulationsexperimente und Betriebsexperimente gewonnen werden können, ist der Gegenstand weiterer Forschungsarbeiten.

7 Literatur

- [1] Fenske, A.; Hampel, R.; Kästner, W.: Model-based knowledge-based measuring methods for the observation of non-linear processes. Proceeding of the 5th Zittau Fuzzy Colloquium, Zittau 1997
- [2] Kästner, W.: Anwendung modellgestützter Meßverfahren zur Bestimmung des Gemischspiegels in Druckbehältern. Dissertation, TH Zittau 1996
- [3] Popp, H. E.: Hybride wissensbasierte Systeme zur Datenanalyse und Eigenschaftsvorausberechnung physikalisch-chemischer Systeme dargestellt an Elektrolytlösungen. Dissertation, Universität Regensburg 1992
- [4] Wollert, J.: Ein Beitrag zur kognitiven Modellierung regelungstechnischer Systeme unter Berücksichtigung heuristischer und analytischer Merkmale. VDI-Fortschrittsbericht, Reihe 8, Nr. 450, VDI-Verlag, Düsseldorf 1994

MESSUNG VON VOLUMETRISCHEM DAMPFGEHALT UND MASSENSTROM EINER ZWEIFHASENSTRÖMUNG MITTELS PIPE-FLOW-METER

J. Liebert, H.-P. Gaul

Siemens AG, Energieerzeugung KWU, Freyeslebenstr. 1, 91058 Erlangen

1 Einleitung

In den Jahren 1986 bis 1997 wurden im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung des Bundesministeriums für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie (BMBF) die beiden Versuchsvorhaben 2D/3D (zweidimensional/dreidimensional) und TRAM (Transienten und Accident-Management) in der Upper Plenum Test Facility (UPTF) von der Siemens AG/KWU durchgeführt. Die wesentlichen Untersuchungsziele waren der Nachweis einer Kernkühlung mit den entsprechenden Sicherheitsmargen bei Auslegungsstörfällen eines Druckwasserreaktors (DWR) und bei der Reaktordruckbehältersicherheit gegen Sprödbbruch sowie das Bereitstellen von Daten, mit denen Accident-Management (AM)-Maßnahmen bei auslegungsüberschreitenden Unfällen unterstützt werden können.

Die UPTF (Bild 1) bildet den Primärkreis eines 1300 MW-KWU-DWR im Maßstab 1:1 nach. Entsprechend den Versuchszielen des 2D/3D-Projektes wurde die Versuchsanlage für einen maximalen Druck von 2 MPa ausgelegt. Die Untersuchungsbereiche wurden mit Originaleinbauten versehen, während die Komponenten, die der Einstellung von reaktorspezifischen Rand- und Anfangsbedingungen dienen, als Simulatoren ausgeführt wurden. Für das TRAM-Programm wurde die UPTF noch mit einem Druckhalter einschließlich Volumenausgleichsleitung ausgestattet.

Das 2D/3D-Programm wurde in Zusammenarbeit mit Japan und der USA durchgeführt, wobei ein wesentlicher Beitrag der amerikanischen Seite die Entwicklung und Bereitstellung von fortschrittlichen Zweiphasenmeßsystemen war. Der Lieferumfang beinhaltete auch ein Meßsystem, das Pipe-Flow-Meter (PFM), mit dem Dichteverteilungen (volumetrische Dampfgehalte, Strömungsformen) und Massenströme (Abström- oder Leckraten) in großen horizontalen Leitungen bei stationärer und transienter Zweiphasenströmung gemessen werden können. Der Störfallablauf im DWR und folglich die Kernkühlung hängen im entscheidenden Maße von diesen Größen ab.

Das zur Massenstrommessung in den 3 intakten heißen Strängen sowie dem heiß- und kaltseitigen Bruchstrang der Hauptkühlmittelleitung ($d_i = 750$ mm) eingesetzte Pipe-Flow-Meter wurde in der Software weiterentwickelt. Für die TRAM-Versuche wurde ein modifiziertes (andere Detektoren), konstruktiv an die Volumenausgleichsleitung ($d_i = 350$ mm) angepaßtes Meßsystem eingesetzt. Mit diesem System wurden die Dampf- und Wasserraten, die bei primärseitiger Druckentlastung über die Volumenausgleichsleitung vom Primärsystem zum Druckhalter strömen, detektiert.

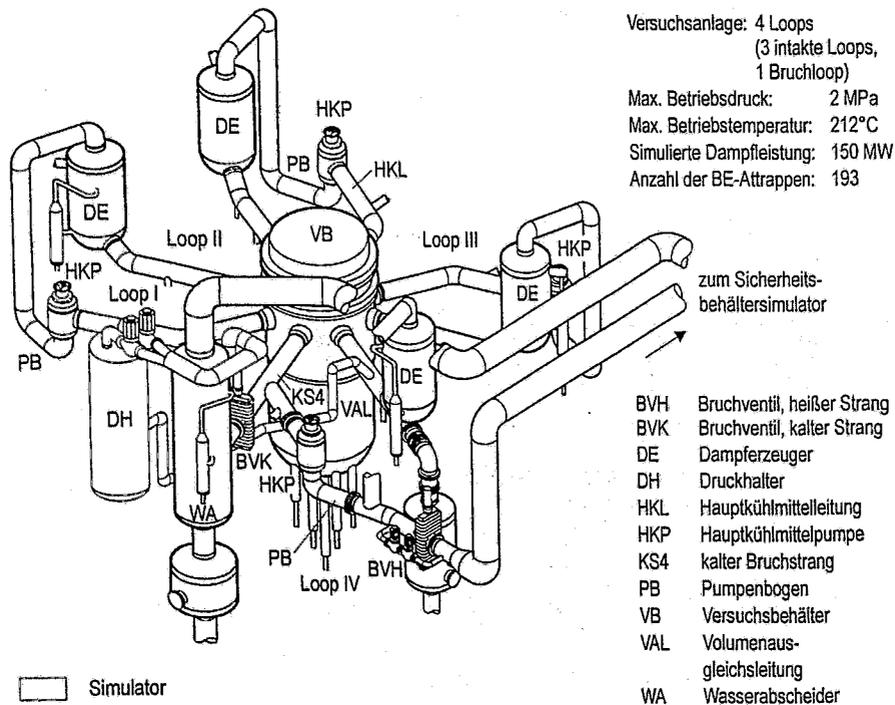


Bild 1: Upper Plenum Test Facility (UPTF)

2 Aufbau und Meßprinzip des Pipe-Flow-Meters

Das Pipe-Flow-Meter besteht aus:

- Dichtemeßsystem
- Strömungskraftaufnehmern
- Thermoelement und Absolutdruckaufnehmer.

Dichtemeßsystem

Bild 2 zeigt den Aufbau des Dichtemeßsystems. Es besteht aus einer γ -Quelle (Cäsium 137 mit $3,7 \times 10^{11}$ Becquerel) und 3 wassergekühlten Gammadetektoren (NaJ), die seitlich unterhalb am Rohr angebracht sind. Die Gammaquelle emittiert monoenergetische Photonen hoher Energie, die von Materien absorbiert werden, ohne diese zu aktivieren. Die Gammaquelle durchstrahlt das Rohr in 3 verschiedenen Winkeln. Der Grad der Abschwächung der Strahlen durch Dampf oder Wasser ist ein Maß für die mittlere Fluidichte in einem sehnenförmigen Flächenelement.

In den einzelnen Szintillationsdetektoren wird die Gammastahlung in sichtbares Licht umgewandelt. Die Lichtausbeute wird mit einem optisch stabilisierten Photomultiplier gemessen. Jedes Photon, das auf den Szintillator trifft, erzeugt einen Lichtimpuls, der dann in einen Stromimpuls umgewandelt wird. Hierbei ist die Größe des Impulses proportional der Energie des Photons (Energie der γ -Strahlung). Im Vorverstärker wird der Stromimpuls in einen Spannungswert umgesetzt.

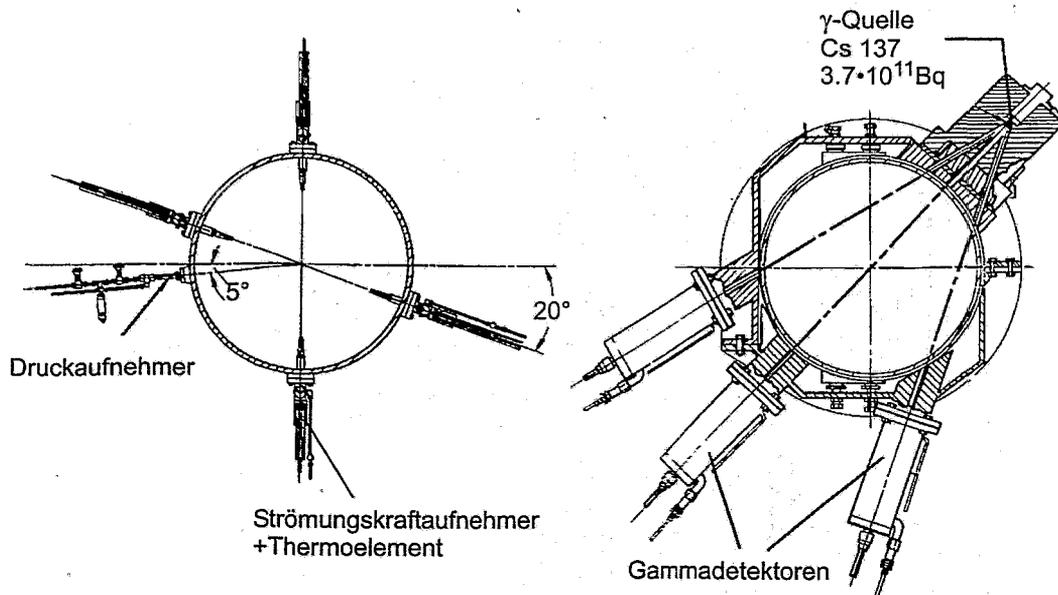


Bild 2: Pipe-Flow-Meter - Aufbau und Anordnung der Meßsysteme

Die Anzahl der im Detektor registrierten Impulse ist ein Maß für die Dichte des Mediums. Bei einem weniger dichten Medium, z. B. Dampf, erreicht eine hohe Anzahl von Strahlungsphotonen den Detektor, während bei Anwesenheit von Wasser eine Vielzahl von Photonen durch das Wasser absorbiert werden, so daß eine niedrige Impulsfrequenz detektiert wird. Die Impulsraten werden mit einer hochauflösenden, stabilen, drifffreien Elektronik gezählt, in digitale Daten umgewandelt und mit der UPTF-Datenerfassungsanlage erfaßt und gespeichert.

Genauigkeit des γ -Meßsystems in der Volumenausgleichsleitung:

Dichteauflösung	Langzeitstabilität	Temperaturstabilität
$\pm 0,5\%$ für $0,3 - 1000 \text{ kg/m}^3$ bei einer Meßzeit von 100 ms	0,2% innerhalb 10 h Betriebsdauer	$< 0,1\%$ bei $\pm 0,5^\circ\text{K/h}$ $< 0,3\%$ bei $\pm 1^\circ\text{K/h}$

In regelmäßigen Abständen erfolgte im eingebauten Zustand die Kalibrierung der γ -Dichtemessung für die Phasen Dampf und Wasser. Die Kalibrierwerte wurden abgespeichert und bei der Ermittlung des Dichteprofiles berücksichtigt. Die Quelle und die Detektoren in Verbindung mit dem Stahlrohr sind so optimiert, daß eine gute Auflösung für die stark unterschiedlichen Dichten (Dampf und Wasser) erreicht wird. Mit der gezeigten Anordnung der Strahlenwinkel gelingt es, verschiedene Strömungsformen (Dichteverteilungen) mit hoher Wahrscheinlichkeit zu bestimmen. Die Dichteverteilung ist eine wesentliche Größe bei der Bestimmung der Dampf- und Wassermassenströme.

Strömungskraftaufnehmer

Bild 2 zeigt die 4 Strömungskraft (Impuls)-Aufnehmer, die am Rohrumfang in bestimmten Winkellagen angeordnet sind. Die Positionen der Aufnehmer sind so ge-

wählt, daß bei unterschiedlichen Strömungsformen die Ermittlung der Dampf- und Wassermassenströme in der Rohrleitung, anhand der lokal gemessenen Strömungsimpulse und der Dichteverteilung, mit guter Genauigkeit gelingt.

Der Kraftaufnehmer ist als Wegaufnehmer ausgeführt. Der schaufelförmige Aufnehmer ist über einen gelagerten Waagebalken mit einem Spulenkern verbunden, der in einer elektrischen Spule untergebracht ist. Sobald der Aufnehmer angeströmt wird, erfährt er eine Auslenkung und somit eine Verschiebung des Kerns innerhalb der Spule. Die Verschiebung wird erfaßt und in eine Kraft umgerechnet. Das Gehäuse des Aufnehmers einschließlich der Spule wird mit Wasser gekühlt.

Die Strömungskraftaufnehmer des Pipe-Flow-Meters wurden bei den Herstellern und an der UPTF in regelmäßigen Abständen, sowohl statisch mit Gewichten an der Schaufel (im ausgebauten Zustand) als auch in-situ bei reiner Dampfströmung, kalibriert.

3 Meßwertverarbeitung und Strömungsmodelle

Bild 3 zeigt die Meßwertverarbeitung. Die Fluidtemperatur, der Absolutdruck, die 3 Sehnendichten und die 4 Kraftmessungen bilden die Eingangswerte in das Auswerteprogramm, während folgende Ausgangsparameter berechnet werden:

- Impulsstromdichten
- Modellart (Strömungsform)
- mittlere Dichte
- Wasser- und Dampfdichte
- Wasser-, Dampf- und mittlerer Massenstrom
- Wasser-, Dampf- und mittlere Geschwindigkeit
- volumetrischer Dampfgehalt.

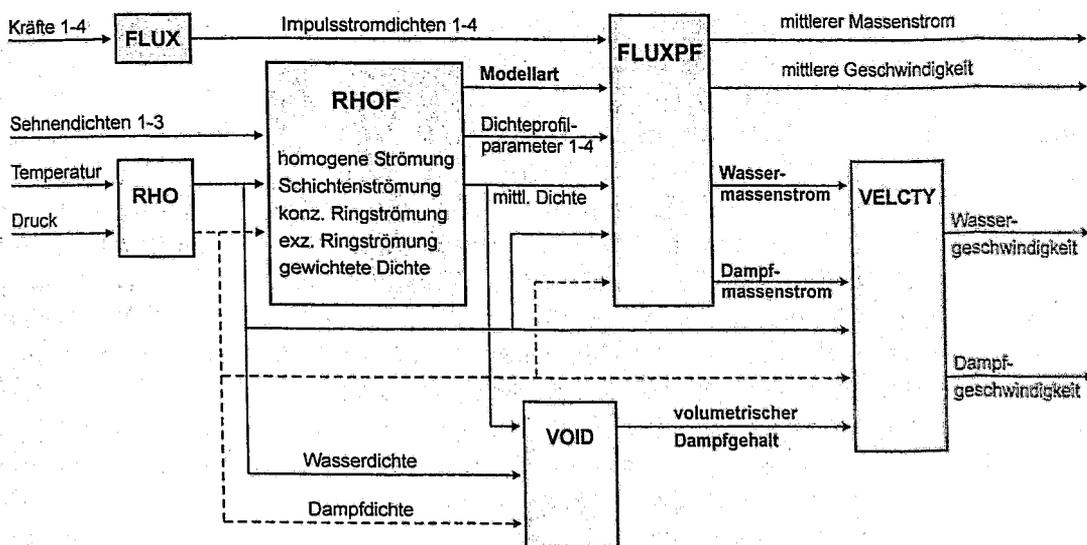


Bild 3: Pipe-Flow-Meter - Flußdiagramm der Meßwertverarbeitung

Folgende Modelle (Strömungsformen) stehen im PFM-Algorithmus zur Verfügung:

1. homogene Strömung (Dampf-, Wasser-, Tropfenströmung): Modellparameter 0
2. Schichtenströmung: Modellparameter 1
3. konzentrische Ringströmung: Modellparameter 2
4. exzentrische Ringströmung: Modellparameter 3
5. gewichtete Dichteverteilung: Modellparameter 4

Zur Bestimmung der Dichteverteilung bzw. Strömungsform werden nur die gemessenen Sehnendichten verwendet. Hierbei werden verschiedene Modellarten sukzessive - entsprechend der o. a. Reihenfolge - abgearbeitet, wobei immer nach jeder Modellbestimmung deren Güte durch ein berechnetes Fehlerkriterium beurteilt wird. Ist das Kriterium nicht erfüllt, erfolgt der Sprung zur nächsten Modellart. Versagen alle im Algorithmus vorgegebenen Modelle, wird die mittlere Dichte aus den einzelnen Sehnendichten (Modellparameter 4), die unterschiedlich gewichtet werden, ermittelt. Es wird zu jedem Zeitpunkt das Strömungsmodell bestimmt, ohne die Strömungsart vor oder nach diesem Zeitpunkt zu berücksichtigen. Folglich wird z. B. eine Schwallströmung vom Algorithmus als Schichten- oder homogene Strömung (Wasserschwall versperrt den gesamten Querschnitt) interpretiert. Wie jedoch Bild 4 zeigt, kann eine Schwallströmung aus dem zeitlichen Verlauf der Sehnendichten erkannt werden. Unter Einbeziehung aller Sehnen- und Impulsstromdichten kann die ermittelte Strömungsart (Dichteverteilung), die in Form von Modellparametern ausgegeben wird, begutachtet werden.

4 Ergebnisse und Beurteilung des Pipe-Flow-Meters

Im folgenden werden für die Experimente „Freiblasen des Pumpenbogens und primärseitige Druckentlastung“ die Meßgrößen des PFM gezeigt und bewertet. Zur Beurteilung der Güte der mit dem Pipe-Flow-Meter ermittelten Größen wurden sowohl Massenbilanzen als auch Handrechnungen mit Dummywerten herangezogen.

In Bild 4 sind verschiedene Strömungszustände, die sich im kaltseitigen Bruchstrang (KS4) beim Freiblasen von Pumpenbögen (Pumpenbögen sind mit Wasser gefüllt) während einer Störfalltransiente mit mittlerem Leck einstellen, gezeigt. Der Wasserstand befindet sich zu Versuchsbeginn oberhalb der Oberkante der Hauptkühlmittelleitung (HKL). Der UPTF-Versuch A51TRun1b wird durch Öffnen (71. s) des Bruchventils BVK (angeordnet im kalten Bruchstrang) eingeleitet. Durch Abströmen von Wasser und Dampf über den kalten Bruchstrang sinkt der Wasserstand in Kern, Ringraum und heißen bzw. kalten Strängen kontinuierlich ab. Der Vorgang des Pumpenbogenfreiblasens ist gekennzeichnet durch starke Druck- und Wasserspiegelschwankungen, die die Art des Wasseraustrages über den kalten Bruchstrang prägen. Bild 4 zeigt zu Beginn eine einphasige Wasserströmung (Bereich a) gefolgt von einer Schwallströmung (Bereich b), die dann in eine sehr wellige Schichtenströmung (Bereich c) - mit stark unterschiedlichem, schwallartigem Wasseraustrag (Bereich d) - übergeht. Sowohl die homogene Strömung als auch die Schichtenströmung werden fast durchwegs durch die Modellart (Modellparameter) des PFM richtig erkannt. Die Schwallströmung kann durch Betrachtung der einzelnen Sehnendichten ermittelt werden.

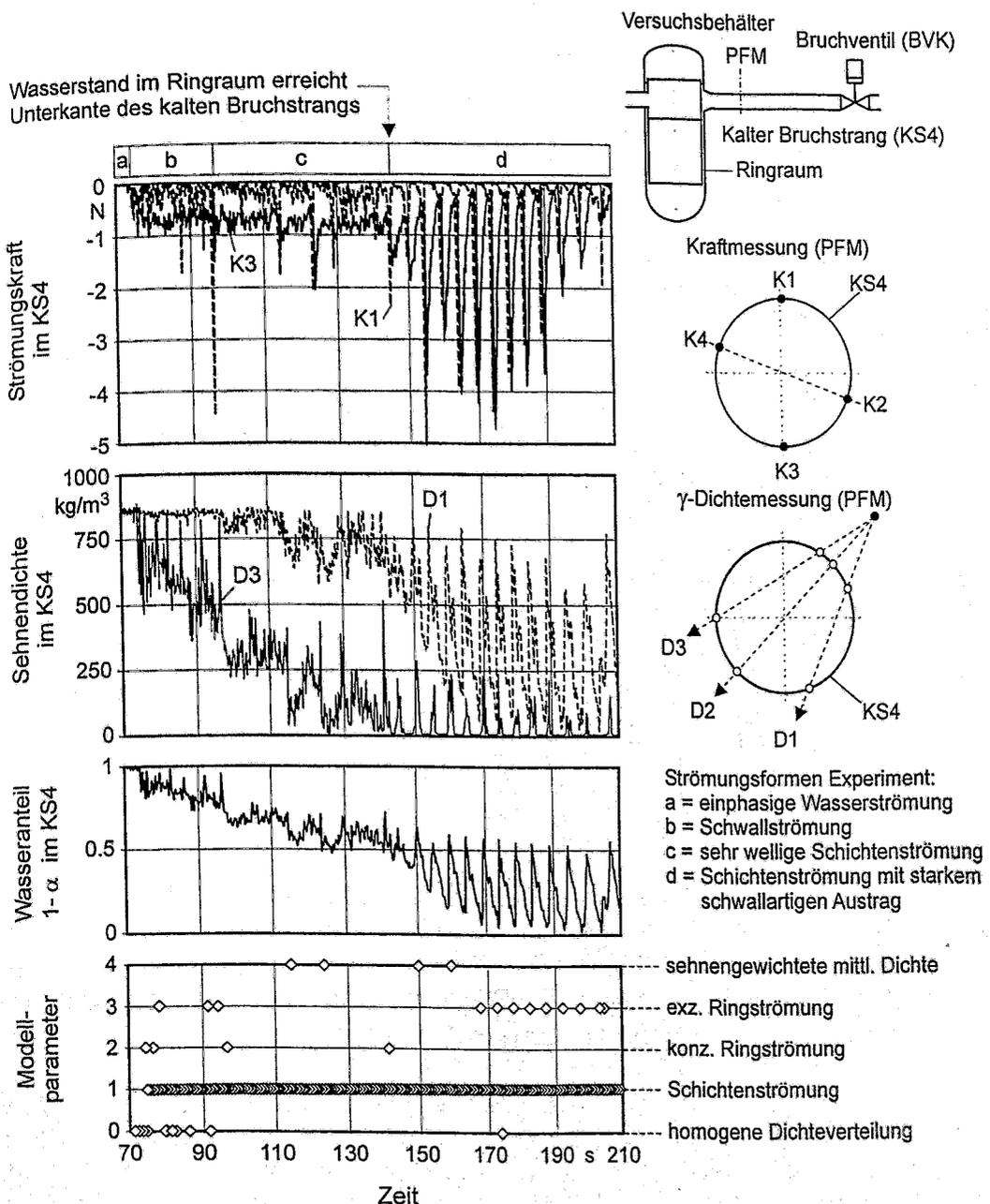


Bild 4: Strömungszustände im kalten Bruchstrang beim Freiblasen des Pumpenbogens

Bild 5 zeigt für das gleiche Experiment einen Vergleich von gemessenen und über Massenbilanzen bestimmten Dampf- und Wasserraten, die über den kalten Bruchstrang abströmen. Im Mittel ergibt sich eine gute Übereinstimmung, der doch sehr pulsierenden zweiphasigen Abströmung. Die Bilanz über die gesamte Versuchsdauer zeigt, daß die Abweichung zwischen PFM-Messung und Massenbilanz in der Gesamtmasse, die über den Bruch abströmt, maximal 5 % beträgt.

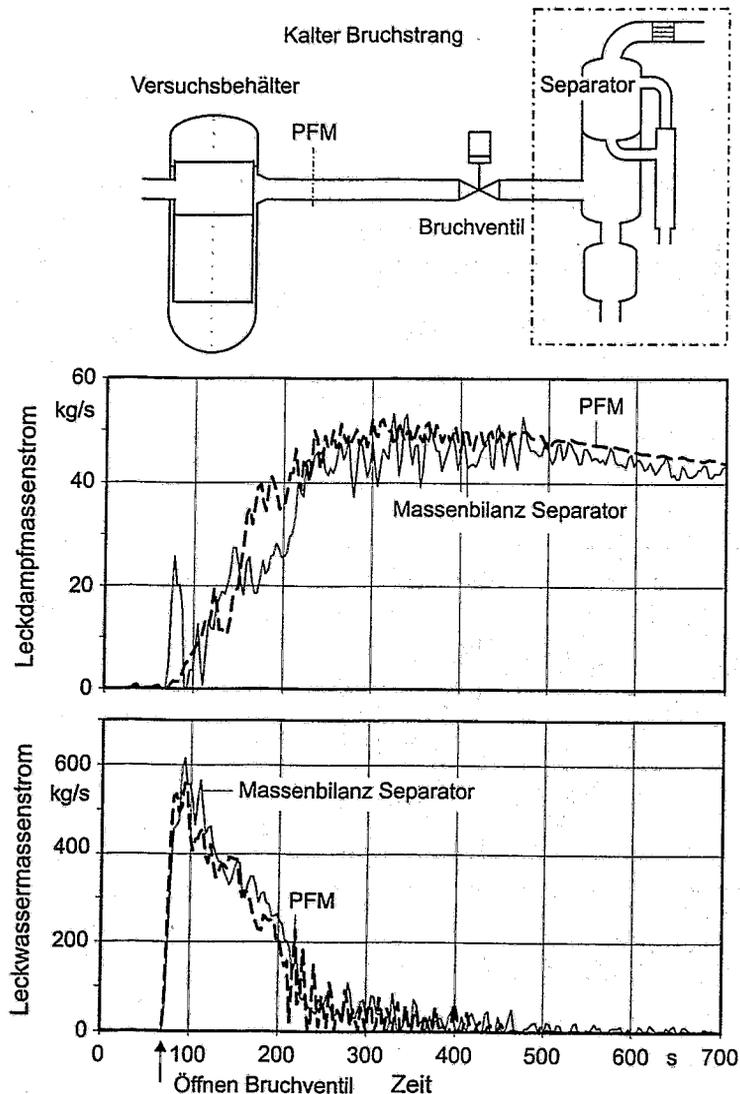


Bild 5: Vergleich von gemessenen (PFM) und berechneten (Massenbilanz) Leckmassenströmen beim Freiblasen des Pumpenbogens

Bei einer primärseitiger Druckentlastung eines DWR, die als AM-Maßnahme bei auslegungsüberschreitenden Ereignissen (Ausfall der Speisewasserzufuhr und Hochdrucksicherheitseinspeisung) vorgesehen ist, sind die Mengen von Dampf und Wasser, die vom Primärsystem über die Volumenausgleichsleitung zum Druckhalter bei transientem Abblasen strömen, von wesentlicher Bedeutung. Das nachfolgend beschriebene Experiment wird bei einem Wasserstand im Versuchsbehälter knapp unterhalb der HKL-Unterkante durch Öffnen (75. s) eines Schiebers in der Volumenausgleichsleitung eingeleitet. Unmittelbar nach Versuchsbeginn strömt Dampf aus dem Kernbereich über den heißen Strang und der Volumenausgleichsleitung zum Druckhalter. Hierbei wird Wasser aus dem oberen Plenum durch Pool-Entrainment mitgerissen, daß sich entweder im heißen Strang ablagert oder zur Volumenausgleichsleitung weiter transportiert wird. In Bild 6 sind die Dampf- und Wassermassenströme in der Volumenausgleichsleitung bei transientem Abblasen über den Druckhalter dargestellt. Wie Bild 6 zeigt, konnte eine gute Übereinstimmung zwischen PFM-Messung und Massenbilanz für die Dampfströmung erzielt werden.

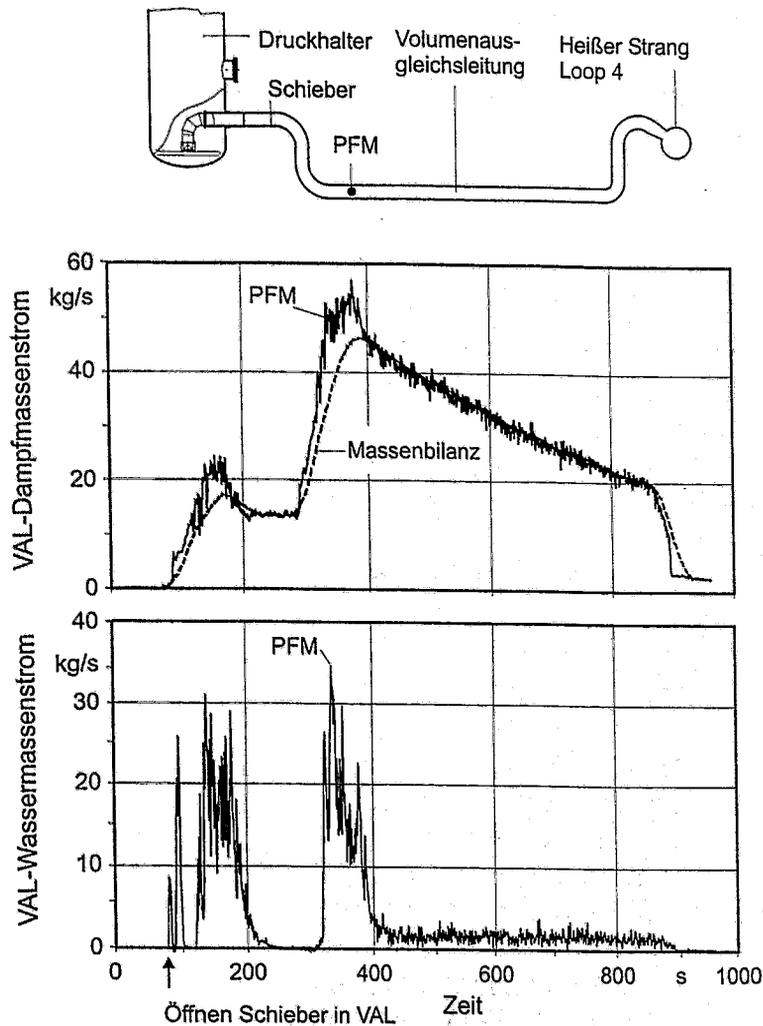


Bild 6: Massenströme in der Volumenausgleichsleitung (VAL) bei primärseitiger Druckentlastung

5 Zusammenfassung und Ausblick

Das bei UPTF eingesetzte, weiterentwickelte Pipe-Flow-Meter ist ein Meßsystem, mit dem die Dichteverteilungen und Massenströme in größeren Rohrleitungen bei transienten Vorgängen und sehr unterschiedlichen Strömungsformen mit guter Genauigkeit zuverlässig bestimmt werden können. Das Dichtemeßsystem (γ -Quelle, Detektoren, Elektronik) zeichnet sich durch große Stabilität aus. Die Software (Algorithmen) wurde an verschiedenen Stellen basierend auf UPTF-Ergebnisse modifiziert und verbessert, so daß die Wasser- und Dampfströme mit guter Genauigkeit getrennt ermittelt werden konnten.

Das Pipe-Flow-Meter ist ein kompaktes Meßsystem, das zur genauen Messung von zweiphasigen Massenströmen in großen Leitungen besonders gut geeignet ist. Die Strömungskraftaufnehmer haben sich in der ausgeführten Form bewährt, wobei mechanische Überbelastungen und hochfrequente Dauerschwingungen zu vermeiden sind. Als Teilsystem läßt sich auch die dreistrahlige γ -Dichtemessung zur Detektierung von Dichteverteilungen (Dampfgehalte) und Strömungsformen einsetzen.

LOKALE DAMPFGEHALTSMESSUNGEN IN KUGELSCHÜTTUNGEN

P. Horner, A. Zeisberger, F. Mayinger

*Lehrstuhl A für Thermodynamik, TU München, 85747 Garching
e-mail: horner@thermo-a.mw.tu-muenchen.de*

1. Einleitung

Im Zusammenhang mit dem Störfall, der sich am 28.3.1979 im Block 2 des Kernkraftwerkes von Three Mile Island ereignete, kam es zu einer teilweisen Kernschmelze mit Verlagerung der Schmelze in das untere Plenum des Reaktordruckbehälters [1]. Die Schmelze erreichte im Verlauf der Störfalles im unteren Plenum eine Temperatur von weit über 2000°C [2]. Entgegen allen Erwartungen hielt der Reaktordruckbehälter den thermischen Belastungen stand. Bei der späteren Prüfung von Materialproben wurde ermittelt, daß die maximale aufgetretene Temperatur des RDB bei ca. 1075°C lag [3]. Bei weiteren Untersuchung wurde festgestellt, daß die Schmelze zu einem großen Teil eine lose Debris bildete. Während Teile des Kernes im Verlauf des Störfalles trocken fielen war das untere Plenum immer flüssigkeitsgefüllt.

Aus den Beobachtungen von TMI-II stellt sich die Frage, in wie weit es möglich ist, solch eine lose und durchlässige Schüttung durch Siedevorgänge und durch die daraus resultierende Strömung zu kühlen [4]. Um die Wärmemenge zu bestimmen, die so abgeführt werden kann, ist eine möglichst genaue Kenntnis der Flüssigkeits- und Dampfströmung im Inneren der Schüttung und insbesondere die lokale Verteilung des Dampfgehaltes nötig. Die hier näher beschriebene Dampfgehaltssonde wird in einer Versuchsanlage eingesetzt, in der die Phänomene, die im Zusammenhang mit der Kühlung auftreten, untersucht werden. Dabei wird eine induktiv beheizte Schüttung von Stahlkugeln als Modelldebris verwendet. Diese Stahlkugelschüttung befindet sich in einer länglichen Quarzglaswanne mit Neigungen von 0°–20°. Optische Beobachtungen des Siedens und der Strömung am Boden können so durch den Boden der Glaswanne erfolgen. Die gesamte Anordnung befindet sich in einem Druckautoklaven. Als Versuchsmedium dient vorläufig das Modellfluid R134a bei Drücken von 8–18 bar. Später sollen Versuche mit Wasser bei Drücken von bis zu 100 bar durchgeführt werden, was den Bedingungen in einem Reaktor nahe kommt.

2. Entwicklung und Aufbau der Sonde

Für die Messung des lokalen Dampfgehaltes in Zweiphasenströmungen an schwer zugänglichen Stellen werden oft optische Glasfasersonden oder Koaxialsonden eingesetzt [5].

Bei den optischen Sonden handelt es sich um Glasfasern mit einer kegeligen Meßspitze. Beim Nachweis von flüssiger oder gasförmiger Phase an der Meßspitze der Sonde wird dabei der unterschiedliche Brechungsindex von Licht beim Übergang Glas/Gas beziehungsweise beim Übergang Glas/Flüssigkeit ausgenutzt. So geht der Strahlengang des von einer Leuchtdiode am Ende der Faser kommende Licht beim Eintauchen der Spitze in die Flüssigkeit. Bei Luft an der Sondenspitze kommt es zu einer Totalreflexion und das Lichtes wird durch die Glasfaser zurück an eine Photodiode reflektiert. Für eine hohe Meßgenauigkeit muß der Winkel der kegeligen Spitze so optimiert sein,

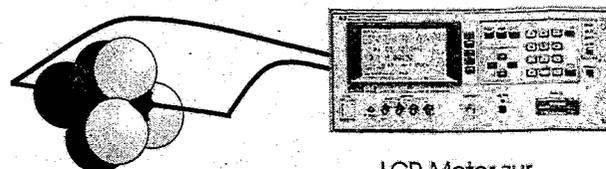
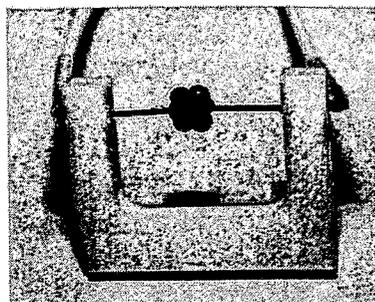
daß, abhängig vom Brechungsindex des jeweiligen Versuchsfluids, der Hub zwischen der beim Eintauchen in Flüssigkeit und bei Gas an der Spitze reflektierten Lichtmenge möglichst groß ist. Aus dem Meßsignal der Photodiode läßt sich so in Strömungen der lokale Dampfgehalt an der Spitze der Diode bestimmen. Außerdem ist von entscheidender Bedeutung, daß die Spitze der Glasfaser frei in der Strömung liegt und axial angeströmt wird.

Bei den Koaxialsonden werden unterschiedliche elektrische Eigenschaften von flüssiger und gasförmiger Phase ausgenutzt. Auch die Koaxialsonde bildet eine kegelige Meßspitze, bestehend aus einer inneren Elektrode an der Spitze des Kegels und einer am Fuß des Kegels befindlichen ringförmigen Außenelektrode. Die Anschlüsse der beiden Elektroden werden vom Kegel koaxial zu einem Meßgerät weitergeführt. Voraussetzung für den Einsatz der Koaxialsonde als Leitfähigkeissonde ist, daß Fluid und Gas eine unterschiedliche Leitfähigkeit aufweisen. So kann dann bei einer angelegten konstanten Spannung mit einem Oszilloskop aus dem Spannungsabfall an einem Referenzwiderstand der Dampfgehalt an der Spitze der Sonde bestimmt werden.

Beim Einsatz der Koaxialsonde als kapazitive Sonde wird die unterschiedliche Dielektrizität von Gasphase und Flüssigkeit ausgenutzt. Der Meßbereich zwischen den beiden Elektroden kann mit einem Kondensator verglichen werden, bei dem sich in Abhängigkeit vom Medium (Gas oder Flüssigkeit) die Kapazität ändert. Die Kapazität wird hier entweder mit Hilfe eines Schwingkreises oder mit einem LCR-Meter gemessen [6,7].

Diese konventionellen Sonden weisen für den Einsatz zur Dampfgehaltsmessung in einer Schüttung folgende Schwierigkeiten auf:

- Veränderung der Geometrie durch die Sonde (Porosität und Permeabilität) und damit der Strömung im Meßbereich
- Spitze mechanisch sehr empfindlich beim Kontakt mit Schüttungskörpern
- Meßverhalten wird durch den Kontakt mit Schüttungskörpern an der Spitze verfälscht



Teflonbeschichtete Elektroden aus je 3 Stahlkugeln

LCR-Meter zur Kapazitätsmessung

Bild 1: Kapazitive Sonde für die lokale Dampfgehaltsbestimmung in Schüttungen

Aus diesen Schwierigkeiten heraus wurde überlegt, eine lokal messende, kapazitive Sonde zu bauen, bei der die Form der Elektroden der umgebenden Schüttung entspricht. So wurde eine Sonde entwickelt, bei der die Elektroden aus denselben Stahlkugeln wie die umgebende Schüttung aufgebaut sind (Bild 1). Die beiden Elektroden sind in einem Rahmen aus Teflon fixiert, der später horizontal in der Kugelschüttung liegt. So wird die Strömung im Meßbereich der Elektroden weder durch die Halterung

noch durch die elektrischen Anschlüsse beeinflusst. Durch die Verwendung von Teflon und das Hartlöten sämtlicher elektrischer Verbindungen ist die Sonde bei Temperaturen von bis zu 230°C sowohl in R134a als auch in Wasser einsetzbar. Im vorliegenden Einsatzfall wird die Stahlkugelschüttung induktiv beheizt. Da die Elektroden in Material und Geometrie der umgebenden Schüttung entsprechen, koppeln sie mit der Umgebung an die Induktionsheizung an. Damit entspricht ihr thermisches Verhalten der Umgebung, und so finden im Meßbereich die gleichen Siedevorgänge statt wie in der umgebenden Schüttung. Das LCR-Meter wird bei einer Frequenz von 300 kHz bis 1 MHz betrieben. Die Induktionsheizung arbeitet im Bereich von 3–4 kHz. Durch diesen großen Unterschied im Arbeitsbereich ergibt sich keine Beeinflussung der Kapazitätsmessungen durch das elektromagnetische Feld der Induktionsheizung. Gegenüber den optischen Sonden und den Koaxialsonden weist diese neue Sonde den weiteren Vorteil auf, daß sie durch den elektrischen Anschluß mit BNC-Kabeln frei in der Schüttung platzierbar ist. Bei den anderen Sonden verlaufen die Zuleitungen beim Einsatz im Druckbereich durch dünne Edelstahlrohre, was die Platzierbarkeit sehr einschränkt.

Die Sonde ist so in R134a im gesamten angestrebten Bereich bis 18 bar einsetzbar. In Wasser ist die aktuelle Version mit Teflon, bedingt durch die Temperaturbeständigkeit des Materials, momentan bis 30 bar funktionstüchtig. Durch die komplette elektrische Isolation der Elektroden gegenüber dem Fluid ist auch die Leitfähigkeit des Versuchsfuid Wassers ohne Einfluß auf die Funktion der Sonde.

3. Kalibrierung der Sonde

Beim Einsatz von kapazitiven Sonden als Füllstandssensoren lassen sich die zu messenden Kapazitäten wie für eine Parallel- oder Reihenschaltung von Kondensatoren berechnen (Bild 2). Tritt zwischen den Elektroden jedoch eine Mischung der zwei Phasen auf, so ist der Zusammenhang zwischen Kapazität und Dampfgehalt nur noch durch Näherungslösungen oder numerisch mit Annahmen über die Phasenverteilung möglich. Bei der hier vorgestellten Sonde kommt hinzu, daß die aus Kugeln aufgebauten Elektroden nicht durch Platten angenähert werden können und somit Lösungen aus der Literatur für definierte Geometrien nicht einsetzbar sind.

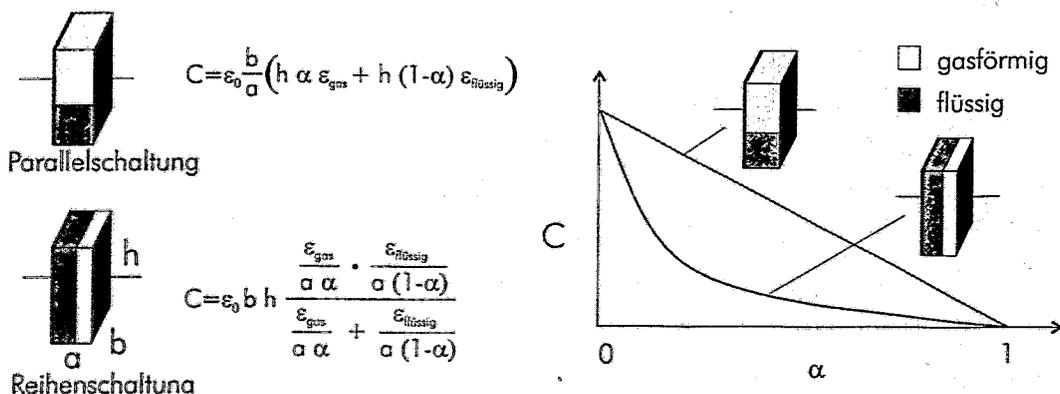


Bild 2: Verlauf der Gesamtkapazität über den Anteil α der Gasphase bei senkrechter bzw. paralleler Anordnung der Phasengrenzflächen zu den Elektroden

Um dennoch den Zusammenhang zwischen Kapazität und Dampfgehalt zu ermitteln wurden Kalibriermessungen durchgeführt. Als Referenzmeßverfahren wurde die Gammadensitometrie eingesetzt [8]. Bei der Gammadensitometrie wird die unter-

schiedliche Schwächung von Gammastrahlen in der Gas- und Flüssigphase ausgenutzt. Dabei wird das Testvolumen von einer Gammaquelle (hier Cs 137) durchstrahlt. Auf der Rückseite wird mit einem NaJ-Szintillationszähler die Intensität gemessen. Mit Hilfe eine Messung bei komplett flüssigkeitsgefülltem Testvolumen und komplett gasgefülltem Testvolumen läßt sich die Schwächung des Gammastrahles im zweiphasig durchströmten Zustand bestimmen. Aus der Schwächung wiederum kann der Dampfgehalt bestimmt werden. Der Vorteil dieses Meßverfahrens ist, daß die Messung von der Strömungsform völlig unabhängig ist. Allerdings wird hier nicht nur punktförmig der Dampfgehalt bestimmt sondern der Mittelwert entlang des Gammastrahls. Voraussetzung für eine gute Kalibrierung ist, daß die Strömung im Meßbereich des Gammastrahles stationär und der Dampfgehalt über den gesamten Meßstrahl konstant ist.

Für die Kalibriermessungen wurde der kapazitive Sensor in eine mit Glaskugeln befüllte Luft-Wasser-Blasensäule eingebettet. Glaskugeln wurden hier zur Modellierung des Schüttbettes eingesetzt, da Stahlkugeln eine zu hohe Schwächung des Gammastrahles aufweisen und die Zählraten in einem nicht mehr genau meßbaren Bereich liegen würden.

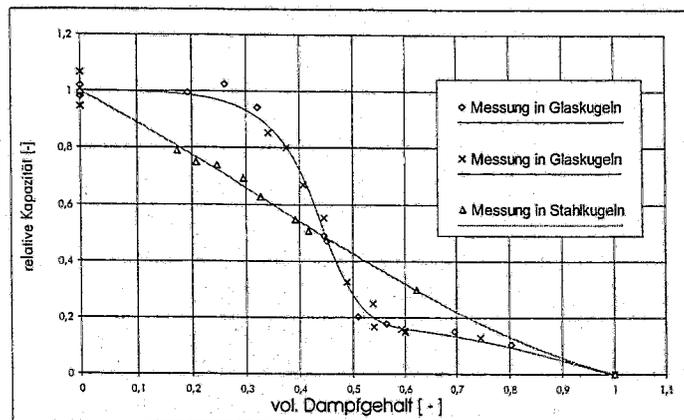


Bild 3: Kalibrierung der kapazitiven Sonde mittels Gammadensitometrie bei Einbettung in Glaskugeln und in Stahlkugeln

Bei den Kalibriermessungen mit einem in Glaskugeln eingebetteten Sensor hat sich der in Bild 3 durch die Kreuze und Rauten dargestellte Verlauf ergeben. Zur besseren Vergleichbarkeit ist hier die Kapazität auf die dimensionslose relative Kapazität umgerechnet, die sich mit Hilfe der Werte aus der Voll- und Leermessung entsprechend $C^* = \frac{C - C_{leer}}{C_{voll} - C_{leer}}$ ergibt. Im experimentellen Einsatz ist der Sensor aber in einer Stahlkugelschüttung eingesetzt und so wurde vermutet, daß die umliegenden leitfähigen Stahlkugeln zu einem anderen Verlauf der Kalibrierkurve führen könnten. Deshalb wurde der Sensor für weitere Kalibriermessungen in einer Umgebung von Stahlkugeln eingebettet. Dabei war er ca. 20 mm oberhalb der Meßebene des Gammastrahles angeordnet um die Genauigkeit der Gammadensitometrie durch die Stahlkugeln nicht zu beeinträchtigen. Hier ergab sich der in Bild 3 durch die Dreiecke dargestellte Verlauf. Diese Messungen zeigen, daß der Sensor, wenn er in Stahlkugeln eingebettet ist, anscheinend nicht nur zwischen den Elektroden sondern auch im Bereich der direkt umgebenden Stahlkugeln mißt. Um das Meßvolumen außerhalb der Sonde abschätzen zu können wurde die Größe des Umfeldes aus Stahlkugeln variiert. Dabei hat sich gezeigt, daß nur die nächsten 2 Schichten von Stahlkugeln das elektrische Feld des Sensors mit beeinflussen. Entsprechend kann das Volumen, in dem die Messung statt-

findet, bei 4 mm Stahlkugeln, mit einem Durchmesser von ca. 15 mm abgeschätzt werden. Der stark unterschiedliche Verlauf läßt sich damit erklären, daß bei niedrigem Dampfgehalt zwischen den Elektroden, die in ihrer Geometrie aus 3 Stahlkugeln doch nicht ganz der umgebenden Schüttung entsprechen, weniger Blasen aufsteigen. Bei höheren Dampfgehalten halten sich beim Sensor in Stahlkugeln noch mehr Wasserbrücken von einer Elektrode über die leitfähigen umgebenden Stahlkugeln auf die andere Elektrode, so daß hier höhere Kapazitäten gemessen werden als bei dem Sensor in Glaskugeln.

Eine weitere Testreihe wurde mit R113 als Versuchsfluid durchgeführt. Diese Reihe sollte den Einfluß der elektrischen Leitfähigkeit (R113 ist nicht elektrisch leitfähig) und der Permittivität der Flüssigphase untersuchen. Die Meßwerte zeigten eine maximale Abweichung von 0,12 bei höheren Dampfgehalten. Insbesondere bei hohen Dampfgehalten war es aus technischen Gründen schwierig, einen stationären Betriebspunkt zu halten. Die Standardabweichung von der Kalibrierkurve aus allen durchgeführten Versuchen war 0,04 vom Dampfgehalt. Durch die Umrechnung auf die relative Kapazität zeigten auch das Aus- und Einbauen des Sensors oder eine Veränderung des Elektrodenabstandes zwischen 0 und 1,5 mm keinen Einfluß auf den Verlauf der Kalibrierkurve.

4. Erfahrungen mit der Sonde

Bei den Versuchen zur Untersuchung der Wärmeabfuhr durch Sieden in den induktiv beheizten Kugelschüttungen werden insgesamt 5 kapazitive Dampfgehaltssonden eingesetzt. Um den Verlauf des Dampfgehaltes über die Höhe zu bestimmen sind an einer Stelle 3 Sonden übereinander eingebaut. Sie liegen bei 15, 60 und 110 mm, die Schüttung ist 140 mm hoch. Bild 4 zeigt die gemessenen Dampfgehalte bei unterschiedlichen Heizleistungen. Bei den Versuchen wird jeweils eine konstante Heizleistung eingestellt und gewartet, bis die in der Schüttung plazierten Thermoelemente und die Dampfgehaltssonden einen stationären Zustand in der Schüttung anzeigen. Dann wird die Aufzeichnung der Meßwerte für 1 Minute gestartet. Die dargestellten Dampfgehalte sind jeweils die Mittelwerte über die Meßdauer, die Heizleistungen sind hier auf den Querschnitt der Kugelschüttung bezogen. Messungen bei Drücken von 8 bis 18 bar sind in Bild 4 dargestellt.

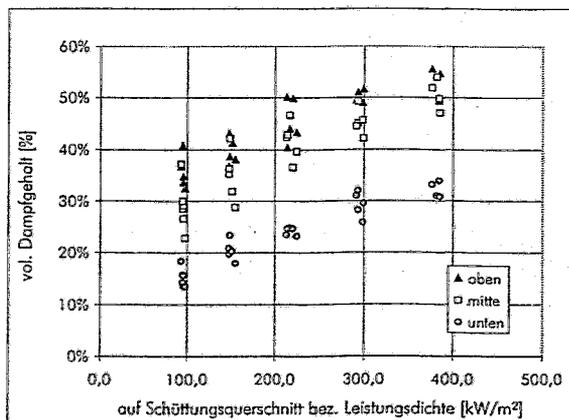


Bild 4: Vol. Dampfgehalt in der Schüttung in Abhängigkeit von der Heizleistung in unterschiedlichen Höhen bei 8, 10, 12, 15 und 18 bar

Betrachtet man die Dampfgehaltsmessungen einer einzelnen Sonde (mittlere Sonde, 60 mm) in Abhängigkeit vom Systemdruck, so wird ein Abfallen des volumetrischen Dampfgehaltes mit steigendem Druck festgestellt (Bild 5 l.). Einer der Haupteinflüsse auf dieses Verhalten ist, daß das Verhältnis von dem durch Sieden erzeugten Dampf-volumenstrom zur eingebrachten Wärme mit steigendem Druck sinkt. Der Verlauf ist durch $1/r\rho_{\text{Dampf}}$ in Bild 5 (r.) dargestellt. Dabei ist r die Verdampfungsenthalpie. Die Trendlinie durch die Meßwerte zeigt hier einen ähnlichen Verlauf wie das rechte Diagramm. Dieser tendenzielle Verlauf konnte bei allen Messungen, insbesondere an der Position des mittleren und oberen Sensors, nachgewiesen werden. Die stationären Messungen in der induktiv beheizten Schüttung weisen auch eine bessere Reproduzierbarkeit der Ergebnisse auf, als sie nach den Kalibriermessungen erwartet wurde. Wurde bei den Kalibriermessungen noch eine maximale Abweichung von 17 Volumenprozent von der Kalibrierkurve gefunden, so ist bei den Versuchen im Autoklaven die maximale Abweichung bei Reproduzierbarkeitsversuchen ca. 5 Volumenprozent.

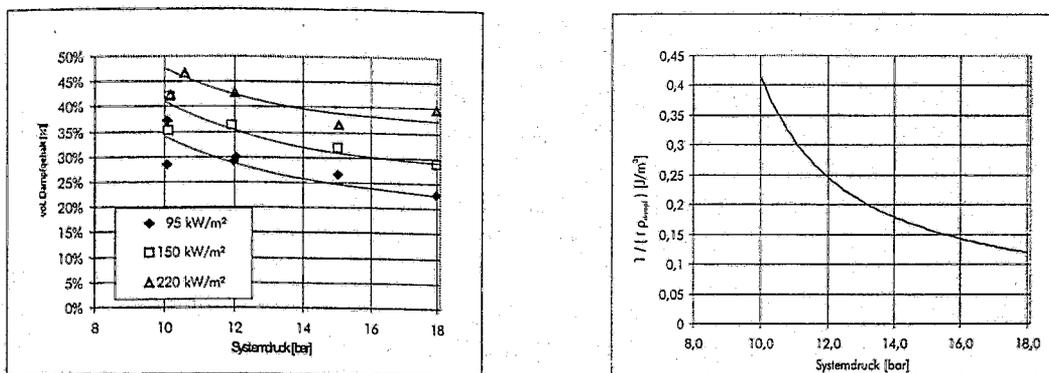


Bild 5: Volumetrischer Dampfgehalt in der Schüttung in Abhängigkeit des Systemdrucks bei unterschiedlichen Heizleistungen (l.) und Verlauf von $\frac{1}{r\rho_{\text{Dampf}}}$ in Abhängigkeit vom Druck (r.)

In einer anderen Versuchsreihe wird der Dampfgehalt beim Fluten einer überhitzten Schüttung gemessen. Dazu wird die Schüttung so lange aufgeheizt, bis die Kugeln trocken fallen und eine durchschnittliche Überhitzung von 100–130 K vorliegt. Dann wird die Schüttung mit leicht unterkühlter Flüssigkeit geflutet. An dem in Bild 6 dargestellten Dampfgehalten von 3 übereinander gelegenen Sensoren im Laufe eines solchen Flutversuches lassen sich die Strömungs- und Siedevorgänge in der Schüttung gut nachweisen.

Beim Einschalten der Heizung steigt der Dampfgehalt in der Schüttung sehr schnell an und hält sich relativ konstant. Hier sieht man auch die Schwankung des Dampfgehaltes bei stationären Bedingungen. Das Austrocknen der Schüttung erfolgt von oben nach unten, der oberste Sensor fällt zuerst trocken. Nach dem Trockenfallen steigt der Dampfgehalt relativ rasch auf 100 %. Daß hier der Anstieg nicht sprunghaft geschieht ist damit zu erklären, daß hier noch Flüssigkeit von unten durch das Meßvolumen mitgerissen wird. Während die Schüttung überhitzt wird entsteht auch Heißdampf im Meßbereich der Sensoren. Dabei hat der Heißdampf eine niedrigere Permittivität als der gesättigte Dampf, was zu gemessenen Dampfgehalten größer als 100 % führt. Beim Ausschalten der Heizung und dem gleichzeitigen Beginn des Flutens sinkt der gemessene Dampfgehalt wieder durch die einsetzende Abkühlung und die Durchströmung mit kälterem Dampf. Vor dem starken Abfall beim Benetzen sinkt

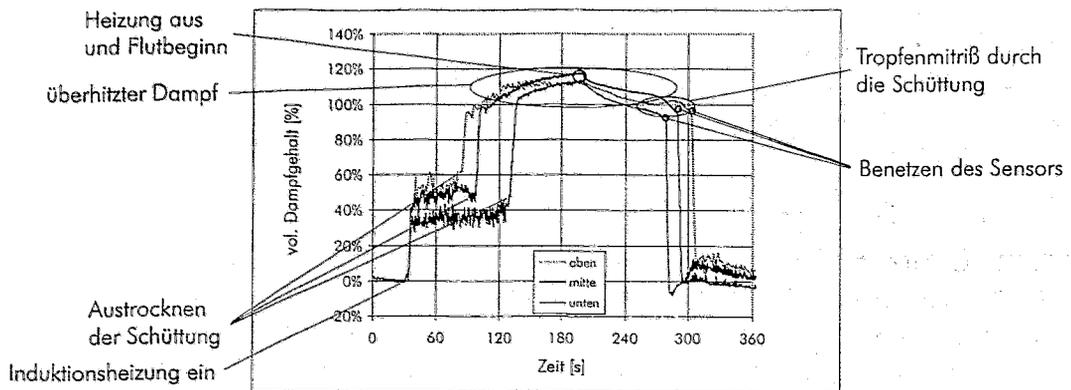


Bild 6: Verlauf des Vol. Dampfgehaltes beim Fluten einer überhitzten Schüttung

der Dampfgehalt schon unter 100 %. Dies geschieht wenn einzelne Tropfen bereits vor der Benetzungsfront von der Dampfströmung durch den Meßbereich des Sensors mitgerissen werden. Diese Tropfenmitrisse konnten auch bei Hochgeschwindigkeitsaufnahmen am Boden der Schüttung während des Flutens beobachtet werden. Im dargestellten Diagramm wurde die Schüttung von unten geflutet, weshalb der unterste Sensor zuerst benetzt wird. Beim Benetzen des Sensors kommt es zu einem steilen Abfall des Dampfgehaltes, der dann mit dem Abkühlen der Schüttung gegen 0 % geht. Diese Messungen bei Flutversuchen zeigen, daß sich mit der hier vorgestellten Dampfgehaltssonde auch transiente Vorgänge erfassen lassen. Allerdings hat es sich in der Praxis gezeigt, daß die Flutversuche eine hohe Dynamik aufweisen die zu Verschiebungen innerhalb der Schüttung führen kann. Das wirkt sich auf die Grundkapazität der Sensoren aus und führt zu Fehlern der Messungen. Der Vergleich der Vollmessungen vor und nach dem Fluten zeigt, daß hier im Laufe des Versuches eine Abweichung von bis zu 5 % vom Dampfgehalt auftreten kann.

5. Zusammenfassung

Der hier vorgestellte kapazitive lokale Dampfgehaltssensor wurde speziell für die Messungen in Kugelschüttungen entwickelt. Die Kalibriermessungen und der Einsatz in der induktiv beheizten Stahlkugelschüttung zeigen, daß der Sensor zu besseren Meßergebnissen führt, als sie bei diesen Anforderungen konventionelle Dampfgehaltssensoren erreichen würden. Insbesondere die gute Reproduzierbarkeit der Meßergebnisse bestätigt, daß kapazitive Sonden auch mit komplizierten, an die Geometrie des Meßbereiches angepaßten Elektroden, gute Meßergebnisse erreicht werden können. Diese Anpassung an die Geometrie minimiert den Einfluß des eigentlich invasiven Meßverfahrens auf die Strömung, was wiederum der Meßgenauigkeit dient. Der Einsatzbereich dieser Sonde liegt dabei nicht nur im stationären Bereich, sondern auch Dampfgehalte bei transienten Vorgängen sind meßbar. Dabei stellt die Elektronik der Kapazitätsmessung die Grenze der zeitlichen Auflösung dar.

- [1] M. Broughton, P. Kuan, D. A. Petti und E. L. Tolman
"A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident" Nuclear Technology 87 (Aug. 1989) 34-53.
- [2] D. W. Akers und B. K. Schuetz
"Physical and Radiochemical Examinations of Debris from the TMI-2 Lower Head" Nuclear Safety 35/2 (1994) 288-300

- [3] D.R. Diercks und G. E. Korth
"Results of Metallographic Examinations and Mechanical Tests of Pressure Vessel Samples from the TMI-2 Lower Head" Nuclear Safety 35/2, (1994) 301-312
- [4] P. Horner, A. Zeisberger und F. Mayinger
"Evaporation and Flow of Coolant at the bottom of a Particle Bed modelling Relocated Debris" OECD/CSNI-Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching, 3-5 March 1998 (procs. in press)
- [5] F. Mayinger
"Strömung und Wärmeübergang in Gas-Flüssigkeits-Gemischen" Springer-Verlag, Wien und New York, 1992
- [6] F. Klug
"Ein Meßverfahren zur impedanzgestützten Rekonstruktion der Gemischzusammensetzung in Mehrphasenströmungen" VDI-Berichte, Reihe 3: Verfahrenstechnik, Nr. 327, Düsseldorf, 1993
- [7] M. Nädler und A. Thies
"Mehrphasenströmungen in der Verfahrenstechnik" Teil III. 2, Meßmethoden, Skript zum Hochschulkurs, Univ. Hannover, 1991
- [8] M. Petrick und B.S. Swanson
"Radiation attenuation method of measuring density of a two-phase fluid" The Review of Scientific Instruments, 29/12 (1958), 1079-1085

Das hier vorgestellte Projekt ist Teil des vom BMBF (Bundesministerium für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie) geförderten Vorhabens mit der Nummer 1501009 „Wechselwirkung Debris/RDB-Wand – Kühlung der Druckbehälterwand nach teilweisen Kernschmelzen“.

Kapazitives Meßverfahren zur Bestimmung von Parametern einer Zweiphasenströmung und Anwendung von Neuro/Fuzzy-Methoden

**Dipl.-Ing. F. Dräger, Dipl.-Ing. S. Fleischer,
Prof. Dr.-Ing. habil. R. Hampel**

*Hochschule für Technik, Wirtschaft und Sozialwesen Zittau/Görlitz (FH)
Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik
D - 02763 Zittau, Theodor-Körner-Allee 16
Tel: +49-(0)3583-61-1543, Fax: +49-(0)3583-61-1288
E-mail: F.Dräger@htw-zittau.de
E-mail: S.Fleischer@htw-zittau.de
E-mail: R.Hampel@htw-zittau.de*

Dr.-Ing. H.-M. Prasser

*Forschungszentrum Rossendorf
Institut für Sicherheitsforschung
D - 01314 Dresden, Postfach 51 01 19
Tel: +49-(0)351-260-3460
E-mail: Prasser@fz-rossendorf.de*

1 Darstellung des Meßverfahrens

Für die Bestimmung von Parametern von Zweiphasenströmungen (z.B. Strömungsform, Volumengasgehalt, Phasenverteilung, Gasphasengeschwindigkeit) eignen sich kapazitive Meßverfahren. Ausnutzbarer physikalischer Effekt sind die unterschiedlichen Permittivitäten bzw. die unterschiedlichen Dielektrika der Phasen in einer Zweiphasenströmung. Der Vorteil des Meßverfahrens ist die mechanische Rückwirkungsfreiheit auf die Strömung, da die Sensoren außerhalb des durchströmten Querschnittes installierbar sind. Die meßbare Impedanz stellt ein Maß für die im Meßvolumen vorhandenen Phasenanteile (Volumengasgehalt) dar. Eine Aussage über die räumliche Verteilung der Phasenanteile ist durch die integrale Messung zwischen zwei Kondensatorplatten nicht möglich. Werden mehrere Kondensatorplatten um den Umfang des Strömungskanals verteilt angeordnet, ist die räumliche Phasenverteilung (tomografisches Meßverfahren) [1,2] detektierbar. Auf das tomografische Meßverfahren wird hier nicht weiter eingegangen. Alle weiteren Betrachtungen beziehen sich auf ein Kondensatorplattenpaar.

Neben den Stoffwerten (Permittivität, spezifische Leitfähigkeit) ist die Impedanz von der Meßanordnung und der Geometrie des Sensors abhängig. In Abb. 1-1 ist ein Schema eines Impedanzsensors mit zwei Kondensatorplatten und vereinfachtem Ersatzschaltbild dargestellt.

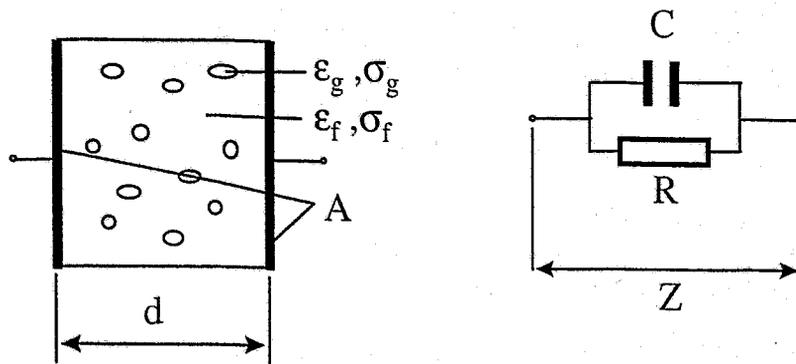


Abb. 1-1 Skizze eines Impedanzsensors (links) mit vereinfachtem Ersatzschaltbild (rechts)

Der komplexe Widerstand $Z(j\omega)$ und die Impedanz Z berechnen sich zu:

$$Z(j\omega) = \frac{R}{1 + \omega^2 \cdot R^2 \cdot C^2} - j \cdot \frac{\omega \cdot R^2 \cdot C}{1 + \omega^2 \cdot R^2 \cdot C^2} \quad \text{Gl. 1-1}$$

$$Z = \frac{R}{\sqrt{1 + \omega^2 \cdot R^2 \cdot C^2}} \quad \text{Gl. 1-2}$$

Die Impedanz setzt sich, wie in Abb. 1-1 dargestellt, aus Widerstand und Kapazität zusammen. Damit stehen zwei Größen zur Verfügung um Informationen über die Strömung zu erhalten. Im Falle linearer Abhängigkeit von Widerstand und Kapazität (lineare Abhängigkeit der Stoffwerte), nichtleitender Medien oder Isolierung der Elektroden gegenüber dem Medium liefert der Widerstand keine zusätzlichen Informationen. Die Impedanz kann dann wie folgt bestimmt werden:

$$Z(j\omega) = \frac{1}{j \cdot \omega \cdot C} \quad \text{Gl. 1-3}$$

$$Z = \frac{1}{\omega \cdot C} \quad \text{Gl. 1-4}$$

Neben den Permittivitäten des Mediums ist die Kapazität von der Sensorgeometrie abhängig.

$$C = \epsilon_0 \cdot \epsilon \cdot K \quad \text{Gl. 1-5}$$

Der Geometriefaktor K für einen Plattenkondensator mit ebenen Elektrodenplatten ergibt sich zu:

$$K = \frac{A}{d} \quad \text{Gl. 1-6}$$

Mit der gemessenen Kapazität ist der Wert für den Volumengasgehalt noch nicht bestimmt. Dazu ist der funktionelle Zusammenhang zwischen Kapazität und Volumengasgehalt in Form einer statischen Kennlinie $c=f(\alpha)$ notwendig. Es existiert jedoch für die verschiedenen Strömungsformen bzw. Phasenverteilungen keine allgemein gemeinsam gültige Kennlinie. Auf Grund des stark nichtlinearen Potentialfeldes in Abhängigkeit der Permittivitätsverteilung gelten für die jeweiligen Strömungszustände spezifische Kennlinien. Ohne Kenntnis über die Strömungsform ist aus der Kapazitätsmessung eine exakte Angabe über den Volumengasgehalt nicht möglich.

Am Beispiel des Plattenkondensators mit ebenen Elektrodenplatten soll die Messung des Volumengasanteils näher erläutert werden.

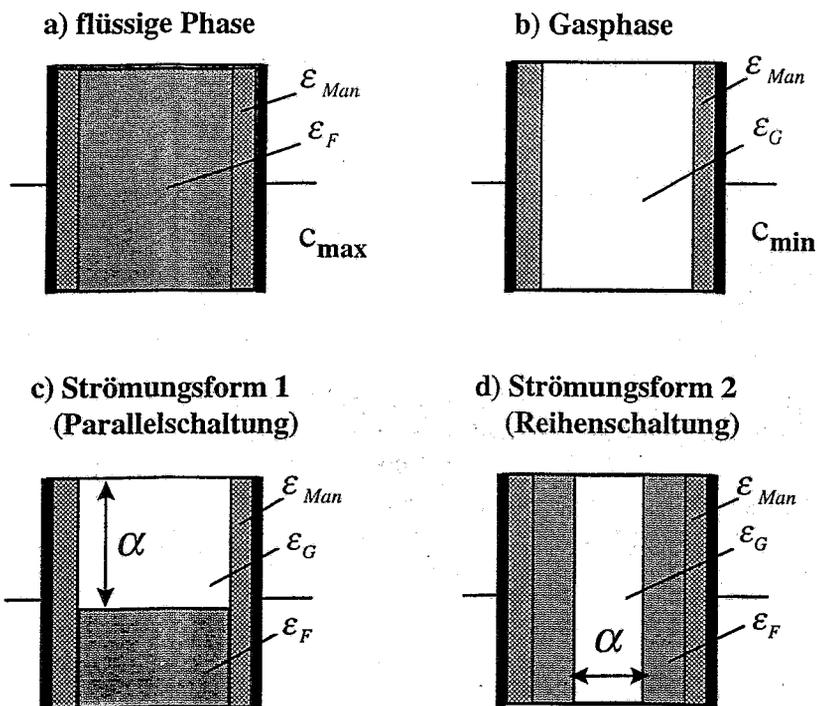


Abb. 1-2 Grenzfälle von Phasenverteilungen im Meßvolumen eines Plattenkondensators

In Abb. 1-2 sind Grenzfälle für Verteilungsformen der Phasen im Meßvolumen des Kondensators dargestellt. Im einphasigem Strömungszustand können die Zustände a) oder b) angenommen werden. Die maximale Kapazität wird im einphasigem flüssigem Zustand, die minimale Kapazität im einphasigem Gaszustand erreicht. Für alle anderen möglichen Strömungszustände liegt die Kapazität dazwischen. Die Fälle c) und d) stellen Grenzfälle der Phasenverteilung dar. Der Fall c) entspricht einer Ersatzschaltung mit parallelen Teilkapazitäten und der Fall d) einer Reihenschaltung.

Die Gemischpermittivitäten $\epsilon(\alpha)$ für die Grenzfälle c) und d) ergeben sich zu:

c) ohne Elektrodenmantel

$$\varepsilon(\alpha)_1 = \varepsilon_G \cdot \alpha + \varepsilon_W \cdot (1 - \alpha) \quad \text{Gl. 1-7}$$

mit Elektrodenmantel

$$\varepsilon(\alpha)_2 = \frac{\varepsilon_G \cdot \varepsilon_M \cdot \alpha}{K_1 \cdot \varepsilon_G + \varepsilon_M} + \frac{\varepsilon_W \cdot \varepsilon_M \cdot (1 - \alpha)}{K_1 \cdot \varepsilon_W + \varepsilon_M} \quad \text{Gl. 1-8}$$

d) ohne Elektrodenmantel

$$\varepsilon(\alpha)_1 = \frac{\varepsilon_G \cdot \varepsilon_W}{\varepsilon_G \cdot (1 - \alpha) + \varepsilon_W \cdot \alpha} \quad \text{Gl. 1-9}$$

mit Elektrodenmantel

$$\varepsilon(\alpha)_2 = \frac{\varepsilon_G \cdot \varepsilon_W \cdot \varepsilon_M}{K_1 \cdot \varepsilon_G \cdot \varepsilon_W + \varepsilon_M \cdot [\varepsilon_G \cdot (1 - \alpha) + \varepsilon_W \cdot \alpha]} \quad \text{Gl. 1-10}$$

Mit dem Faktor K_1 wird der Geometrieinfluß des Isolationsmantels um die Elektroden berücksichtigt.

$$K_1 = \frac{2 \cdot d_M}{d} \quad \text{Gl. 1-11}$$

Zur Darstellung des statischen Kennlinienverlaufes $C(\alpha)$ ist es vorteilhaft die Kapazität zu normieren. Die normierte Kapazität $C^*(\alpha)$ kann wie folgt definiert werden:

$$C^*(\alpha) = \frac{C(\alpha) - C(1)}{C(0) - C(1)} = \frac{C(\alpha) - C_{Min}}{C_{Max} - C_{Min}} \quad \text{Gl. 1-12}$$

Die statischen Kennlinienverläufe der normierten Kapazität $c^*(\alpha)$ für die Fälle c) und d) in Abhängigkeit des Volumengasgehaltes α sind in Abb. 1-3 dargestellt. Für den Grenzfall c) besteht ein linearer Kennlinienverlauf. Stark nicht linear sind die Kennlinien für den Grenzfall d). Die Nichtlinearität nimmt mit größerem Permittivitätsverhältnis der Phasenanteile zu. Das Permittivitätsverhältnis von 80 entspricht einer Wasser/Luft Strömung. In dieser Hinsicht wird auch die Grenze des Meßverfahrens zur Bestimmung der Volumengasanteile erkennbar. Das Meßverfahren erfordert ein Permittivitätsverhältnis der Phasen von größer Eins, damit die Phasen überhaupt unterscheidbar sind. Zum anderem sind bei großen Permittivitätsverhältnissen mit einer dominierender Phase die nichtdominierende Phase ebenfalls nicht oder nur äußerst schlecht erkennbar.

In der Realität existiert in Abhängigkeit der Phasenverteilung eine Kennlinienschar die zwischen den genannten Grenzfällen liegen. Für Blasenströmungen gibt es empirisch ermittelte Gemischpermittivitäten z.B. nach Maxwell, Bruggemann, Böttcher, van Beck und Ramu/Rao /1,2/. Für Ringströmungen ist der Grenzfall d) zutreffend.

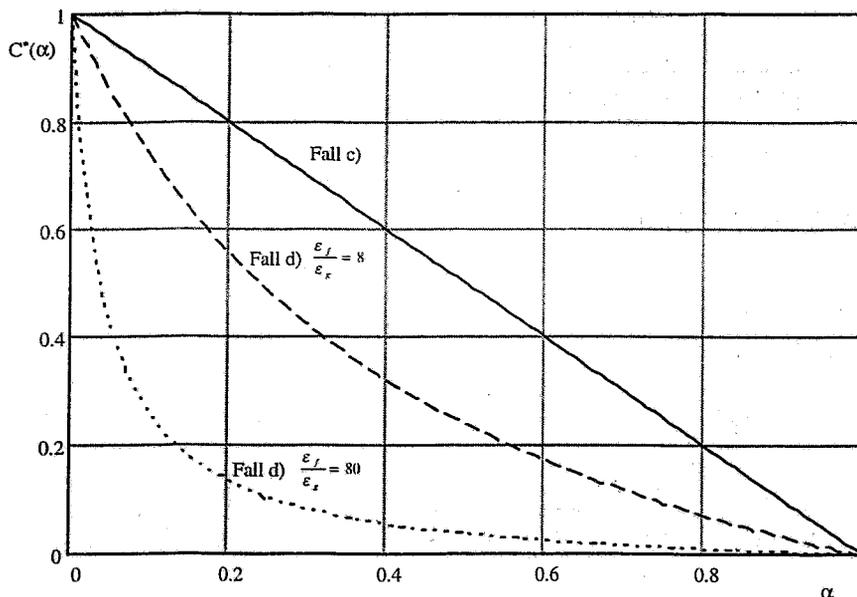
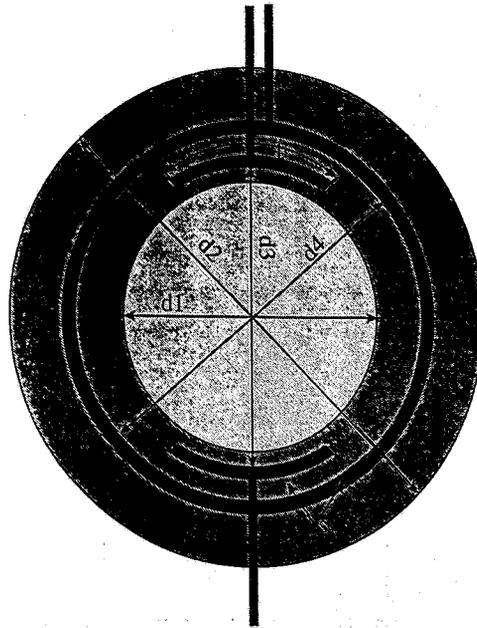


Abb. 1-3 statischer Kennlinienverlauf $C^*(\alpha)$

2 Anwendung des Meßverfahrens für kleine Rohrdurchmesser

2.1 Sensorgeometrie

Bedingt für die Anwendung der Kapazitätsmessung an Rohren mit kleinem Rohrdurchmesser sind die Elektrodenplatten als halbrunde Platten ausgeführt. In Abb. 2-1 ist ein in den Experimenten verwendeter Sensor in seinen Abmessungen dargestellt. Die Elektrodenplatten sind nach außen geschirmt und in einem Kunstharz eingebettet. Der Innendurchmesser des Sensors entspricht dem Rohrinne Durchmesser. Die Länge der Elektrodenplatten beträgt 30 mm.



d1	- Innenmanteldurchmesser	8.000 mm
d2	- Außenmanteldurchmesser	28.000 mm
d3	- Elektrodenabstand	9.400 mm
d4	- Schirmdurchmesser	16.000 mm
b	- Elektrodenlänge	8.000 mm
s	- Materialstärke	0.035 mm

Abb. 2-1 Sondengeometrie für kleine Rohrdurchmesser

2.2 Kennlinien/Messung des Volumengasgehaltes

Auf Grund des kleinen Rohrdurchmessers (8 mm) kann nur eine Gasblase die Rohrquerschnittsfläche durchströmen. Die Gasblasen, welche zu detektieren sind, können in der vertikalen Rohrleitung als runde/ellipsolide Blasen und als Kolbenblasen (Taylorblasen) auftreten. Diese Eigenschaft der Blasen wird auch in den geneigten Rohrleitungen erhalten bleiben. In horizontalen Rohrleitungen ist mit einer Schichten- oder Schwallströmung zu rechnen. In Abb. 2-2 ist ein Kapazitätssensor mit einer Taylorblase im Meßvolumen des Sensors skizziert.

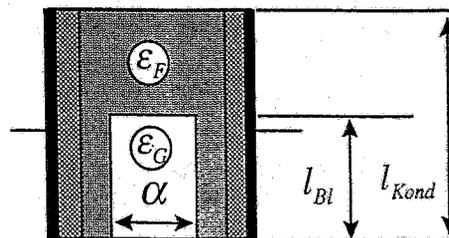


Abb. 2-2 Taylorblase im Meßvolumen des Kapazitätssensors

Entsprechend Kapitel 1 für einen ebenen Plattenkondensator kann die Gemischpermittivität für eine Taylorblase wie folgt angegeben werden:

ohne Elektrodenmantel

$$\varepsilon(\alpha, L_{Bl}) = \frac{1}{L_{Kond}} \cdot \left[\frac{\varepsilon_G \cdot \varepsilon_W \cdot L_{Bl}}{\varepsilon_G \cdot (1 - \alpha) + \varepsilon_W \cdot \alpha} + \varepsilon_W \cdot (L_{Kond} - L_{Bl}) \right] \quad \text{Gl. 2-1}$$

mit Elektrodenmantel

$$\varepsilon(\alpha, L_{Bl}) = \frac{1}{L_{Kond}} \cdot \left[\frac{\varepsilon_G \cdot \varepsilon_W \cdot \varepsilon_M \cdot L_{Bl}}{K_1 \cdot \varepsilon_G \cdot \varepsilon_W + \varepsilon_M \cdot (\varepsilon_G \cdot (1 - \alpha) + \varepsilon_W \cdot \alpha)} + \frac{\varepsilon_W \cdot \varepsilon_M \cdot (L_{Kond} - L_{Bl})}{K_1 \cdot \varepsilon_W + \varepsilon_M} \right] \quad \text{Gl. 2-2}$$

Die Kennlinien können jedoch für den runden/halbrunden Plattenkondensator nicht übernommen werden. Grund dafür ist die Sensorgeometrie und das daraus resultierende Potentialfeld. Um den Zusammenhang Volumengasgehalt und gemessener Kapazität zu erhalten muß das elektrische Potentialfeld mehrdimensional berechnet werden. Eignen würden sich FEM Programme wie z.B. Ansys.

In erster Näherung kann die Kennlinie jedoch aus einer Ersatzschaltung berechnet werden. Die gesamte Kondensatorplatte wird in N-parallele Teilplatten bzw. Teilkapazitäten aufgetrennt. Damit gelten die Beziehungen für einen ebenen Plattenkondensator.

In Abb. 2-1 ist ein in den Experimenten verwendeter kapazitiver Sensor mit seinen Abmessungen dargestellt. Für diese Geometrie wurde mittels des oben genannten Verfahrens die Kennlinie $C^*(\alpha)$ bestimmt. In Abb. 2-3 sind die ermittelten Kennlinien mit Variation der Kondensatorplattenbreite b dargestellt.

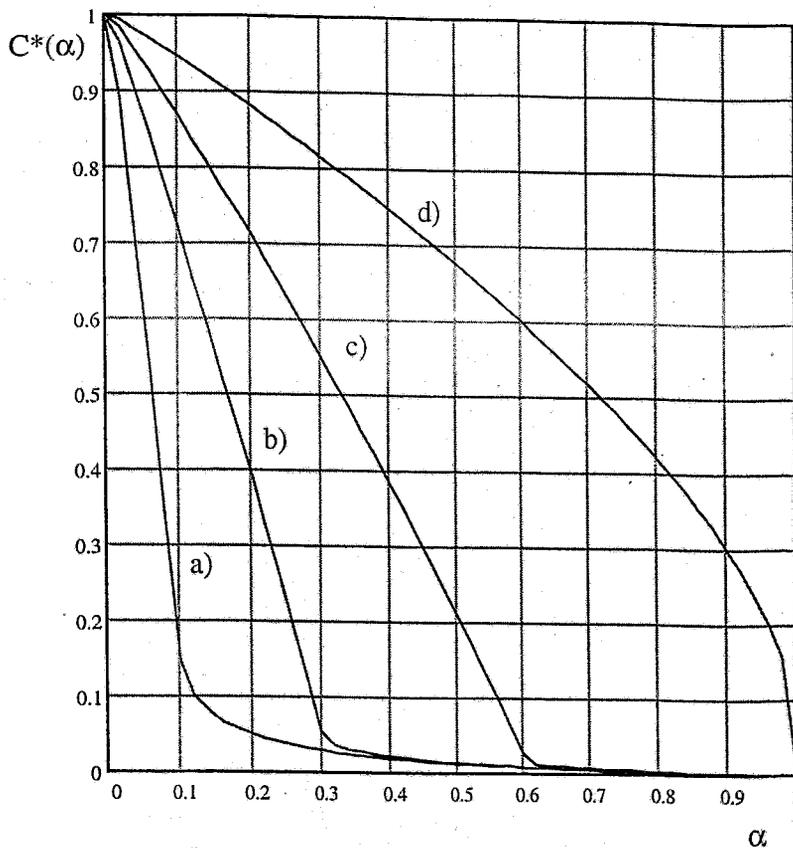


Abb. 2-3 Kennlinienverläufe für einen halbrunden Plattenkondensator mit Variation der Plattenbreite b ($b_{\text{Max}}=0.008 \text{ mm}$); a) $0.1 \cdot b$; b) $0.3 \cdot b$; c) $0.6 \cdot b$; d) $1.0 \cdot b$;

Deutlich ist zu erkennen, daß mit abnehmender Plattenbreite die Kennlinien sich der Kennlinie des ebenen Plattenkondensators annähern. Zum anderen weisen die Knickpunkte in den Kurven darauf hin, daß der Gasblasendurchmesser größer als die Plattenbreite wird und ein Teil des Gasblasenvolumen sich außerhalb des Meßvolumen befindet. Ist die Gasblase innerhalb des Meßvolumens zeigen die Kennlinien einen annähernd linearen Verlauf. Wie bereits erwähnt stellen diese Kennlinien nur eine erste Näherung dar. Der tatsächliche Kennlinienverlauf ist nur mittels einer mehrdimensionalen FEM-Analyse oder experimentellen Untersuchungen möglich. Zu konstatieren ist, daß der Gasvolumengehalt im Meßvolumen nur richtig dargestellt wird, wenn die Kennlinie bzw. die Strömungsart in Abhängigkeit der Sensorgeometrie bekannt sind.

2.3 Ermittlung von Blasengeschwindigkeit und Blasenlänge

Ausgehend davon, daß sich nur eine sphärische Blase oder Kolbenblase (Taylorblase) im Meßvolumen befindet, sollte das kapazitive Meßverfahren in der Lage sein Gasblasengeschwindigkeit, Gasblasenlänge und den Gasblasendurchmesser als Meßergebnis zu liefern. Der Gasblasendurchmesser bzw. Gasvolumengehalt wird nach dem Verfahren bestimmt, das im vorhergehenden Kapitel erläutert wurde. Dazu muß jedoch die entsprechende

Kennlinie bekannt sein. Einfacher gestaltet sich die Ermittlung der Gasblasengeschwindigkeit. Der Gasblaseneintritt in das Meßvolumen des kapazitiven Sensors wird mit einem Kapazitätsabfall, der Austritt der Blase mit einer Kapazitätserhöhung detektiert. So lange die Blase nicht vollständig ein- oder ausgetreten ist bilden sich lineare Flanken im Meßsignal aus. Der Anstieg und die Länge der Flanken werden von der Gasblasengeschwindigkeit, der Blasenlänge und dem Blasendurchmesser bestimmt. Zwischen den Flanken bildet sich ein Plateau aus, daß der Verweilzeit der Gasblase im Meßvolumen des kapazitiven Sensors entspricht. Die Lage des Plateaus entspricht der Größe des Blasendurchmessers.

In der folgenden Abb. 2-4 ist ein Meßsignalverlauf des kapazitiven Sensors und zum Vergleich die Signalverläufe von zwei Nadelsonden in einer vertikalen Rohrleitung dargestellt.

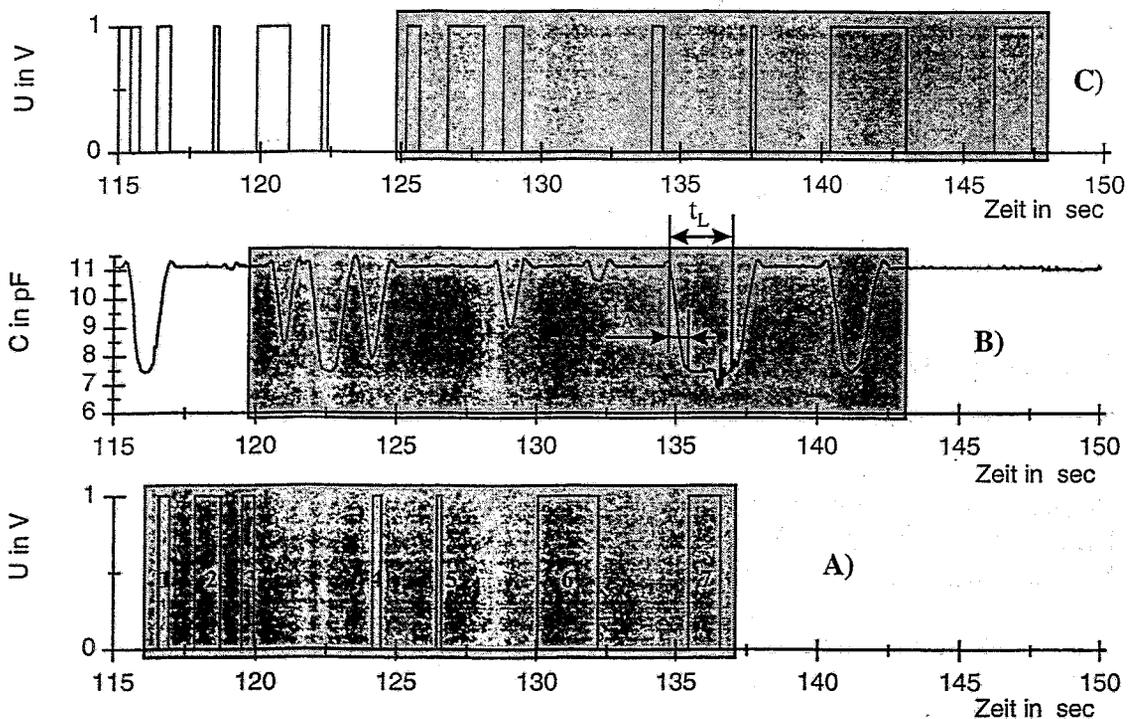


Abb. 2-4 Signalverläufe der kapazitiven Sonde und Nadelsonde

- A) Nadelsonde (Position: 25 cm vor B)
- B) kapazitive Sonde (Sondenlänge 30 mm)
- C) Nadelsonde (Position: 25 cm nach B)
- Nr. 1-7 Einzelgasblasen

Während des Durchlaufens einer Gasblase durch das Meßvolumen des kapazitiven Sensors sind aus dem Meßsignalverlauf zwei charakteristische Zeiten bestimmbar:

- t_A - Blaseneintrittszeit (Anstieg im Signal)
- t_L - Blasenverweilzeit

Die Blasenlänge kann während des Durchlaufes durch das Meßvolumen entweder kleiner oder größer als die Kondensatorplattenlänge sein. Eine Ausnahme dürfte der Zustand bilden, daß die Blasenlänge gleich der Kondensatorplattenlänge ist. Trifft der letztgenannte Fall zu, bildet sich kein Plateau im Meßsignal aus. Gasblasen deren Blasenlänge größer als die Kondensatorplattenlänge ist, erzeugen ein Plateau während des Blasendurchgangs. Unter der Annahme, daß eine Gasblase mit kleiner Blasenlänge während des Sensordurchgangs keine bzw. nur schwache Kapazitätsänderung hervorruft können auch diese Blasen ausgeprägte Plateaus während des Sensordurchganges erzeugen. Somit kann allein vom Signalverlauf nicht unterschieden werden ob große oder kleine Blasenlängen vorliegen. Die Ermittlung der Blasengeschwindigkeit und Blasenlänge ist jedoch von der Blasenlänge abhängig. Anhand dieser ermittelbaren Zeiten t_A , t_L und der bekannten Kondensatorlänge L_{kond} sind folgende Beziehungen für die Blasengeschwindigkeit und Blasenlänge ableitbar:

für $L_{Bl} < L_{kond}$

$$v_{Bl1} = \frac{L_{kond}}{t_L} \quad \text{Gl. 2-3}$$

$$L_{Bl1} = v_{Bl} \cdot t_A \quad \text{Gl. 2-4}$$

für $L_{Bl} > L_{kond}$

$$v_{Bl2} = \frac{L_{kond}}{t_A} \quad \text{Gl. 2-5}$$

$$L_{Bl2} = v_{Bl} \cdot t_L \quad \text{Gl. 2-6}$$

Die Entscheidung welche Beziehung gültig ist, kann nur unter Hinzunahme eines weiteren Sensors bzw. Merkmals erfolgen.

3 Bestimmung von Strömungsformen in Rohrleitungen größeren Querschnittes unter Anwendung von Neuro/Fuzzy-Methoden

3.1 Strömungsformidentifikation

Die Auswertung der Messungen konzentriert sich auf die Anwendung von Mustererkennungsverfahren der intelligenten Datenanalyse. Es werden Neuronale Netze mit überwachten und unüberwachten Lernverfahren als auch Fuzzy Clusterverfahren untersucht und miteinander verglichen.

Für die Entwicklung der Klassifikatoren wurden die Meßsignale eines 12 Elektroden Kapazitätstomographen verwendet. Um die Komplexität möglichst niedrig zu halten und somit eine hohe Transparenz der Signalverarbeitung zu gewährleisten wurde zur Klassifikatorbildung nur das Zeitsignal für jeweils ein gegenüberliegendes Elektrodenpaar verwendet.

Während der Versuchsreihen wurde eine Matrix von 220 Punkten stationär angefahren. Jeder dieser Meßpunkte ist durch eine Leerrohrgeschwindigkeit Wasser und Luft charakterisiert. Die einzelnen Strömungspunkte lassen sich nach Teitel & Dukler für den entsprechenden Rohrdurchmesser in 5 Strömungsformen unterteilen. Diese vorgegebene Strömungskarte konnte während der Experimente nicht bestätigt werden. Vielmehr kam es zu der in Abb. 3-1 dargestellten Verteilung der Strömungsformen über der Matrix.

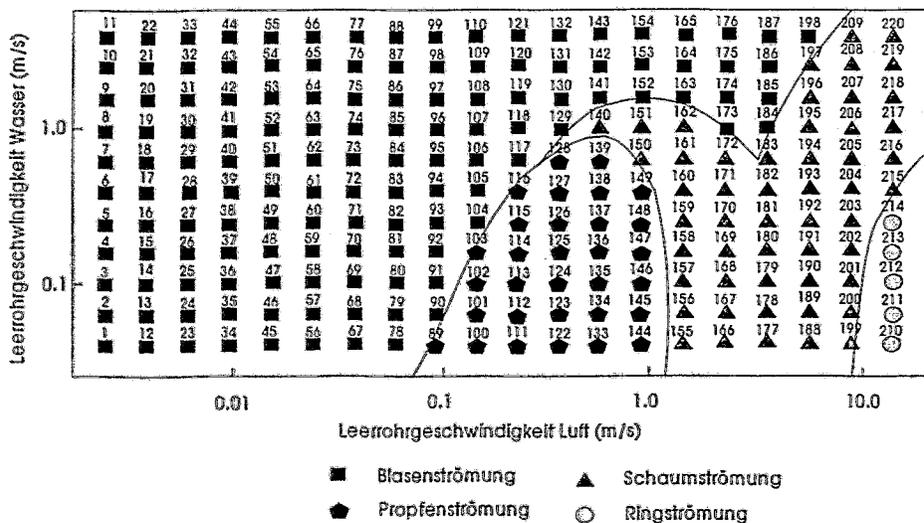


Abb. 3-1 Verteilung der Strömungsformen über der Versuchsmatrix

Die Klasse „feinstverteilte Blasenströmung“ wurde nicht berücksichtigt. Die hier dargestellte Strömungskarte bildet den physikalischen Hintergrund für alle vorzustellenden Verfahren.

3.2 Signalverarbeitung

Die Vorgehensweise bei der Signalverarbeitung ist in Abb. 3-2 dargestellt. Die verschiedenen Methoden unterscheiden sich jeweils nur in der internen Repräsentation des angelernten Wissens. Die Signalvorverarbeitung ist in allen drei Fällen die gleiche. Als die relevanten, die Strömungsformen charakterisierenden Merkmale wurden die statistischen Eigenschaften Mittelwert, Varianz und Spannweite der Zeitreihen extrahiert.

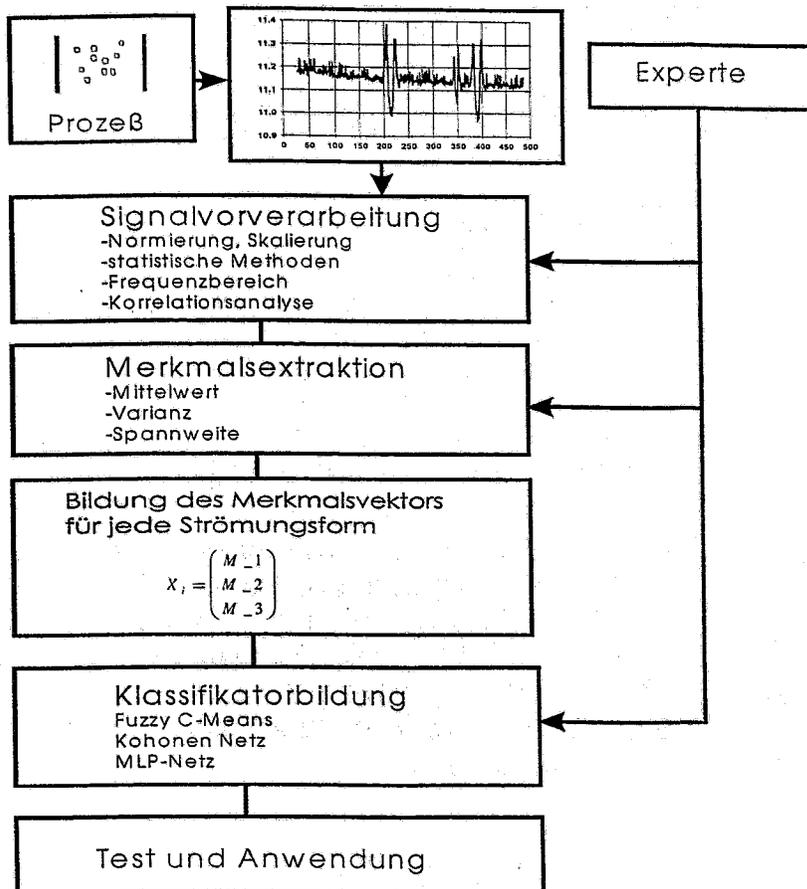


Abb. 3-2 Vorgehensweise bei der Entwicklung eines Klassifikators zur Strömungsformidentifikation

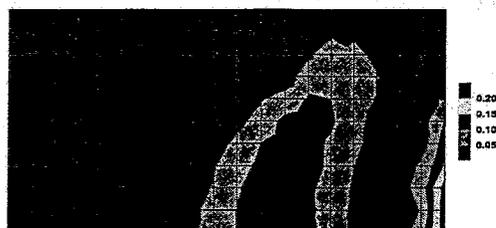
In den Abb. 3-3 sind die Verteilungen dieser Merkmale für jeden Meßpunkt über der Karte aufgetragen. Es ist deutlich zu erkennen, daß sich Strukturen herausbilden, welche denen der realen Strömungskarte ähneln. Die Klasse der Propfenströmung wird zweifelsfrei durch das Merkmal Varianz getragen. Durch sinnfällige Kombination dieser drei Merkmale wird es möglich, die komplette Strömungskarte fehlerfrei zu klassifizieren.

Diese drei Merkmale sind vom Anwender aufgrund von Erfahrungswissen ausgewählt worden. Wenn die Aufgabenstellung komplexer wird und relevante Merkmale nicht einfach zu extrahieren sind kann ein Neuronales Netz sich diese Merkmale selber extrahieren und zur internen Datenrepräsentation nutzen. Für den Anwender ist es dann nicht nachvollziehbar, auf welcher Grundlage das Neuronale

Netz seine Entscheidungen trifft. Man kann nur feststellen wo in der Struktur des neuronalen Netzes die größte Relevanz festgelegt ist. Das heißt, welche Eingangsverbindungen die größte Gewichtung tragen und somit den relevanten Einfluß auf das Ergebnis ausüben.



Verteilung des Merkmales Mittelwert über der Strömungskarte



Verteilung des Merkmales Varianz über der Strömungskarte



Verteilung des Merkmales Spannweite über der Strömungskarte

Abb. 3-3 Verteilungen der Merkmale über der Strömungskarte

Bei der Anwendung der Fuzzy Cluster Algorithmen mußte die Problemstellung der optimalen Partition der Klassen gelöst werden. Bei dieser Strukturbildung konnte kein eindeutiger Referenzvektor für die Klasse der „feinstverteilten Blasenströmung“ ermittelt werden. Daraus läßt sich ableiten, daß diese subjektiv aufgestellte Klasse keinen fundierten physikalischen Hintergrund besitzt.

Auch die Strukturbildung mittels Kohonen Netz konnte keinen eindeutigen Referenzvektor für diese Klasse festlegen.

4 Literatur

- /1/ F. Klug
Ein Meßverfahren zur impedanzgestützten Rekonstruktion der Gemischzusammensetzung in Mehrphasenströmungen
VDI Verlag Reihe 3 Nr. 327
- /2/ N. Reinecke
Kapazitive Tomographie für transiente Mehrphasenströmungen
Dissertation 1996 TU Hannover
- /3/ Nauk, Kruse, Klawonn
Neuronale Netze und Fuzzy-Systeme
Vieweg Verlag 1996
- /4/ Prasser, Schütz, Kossok
Berührungslose Detektion der Struktur und Messung ausgewählter Parameter von Zweiphasenströmungen durch Mustererkennungsverfahren unter Verwendung von Ultraschall als Meßsonde
Forschungszentrum Rossendorf e.V. 1997
- /5/ F. Dräger
Strömungsformidentifikation mittels Neuro/Fuzzy-Methoden
Arbeitsbericht Forschungszentrum Rossendorf e.V. 1998

Nadelförmige Leitfähigkeitssonden für die Charakterisierung von Schaum

Tommy Kern

Forschungszentrum Rossendorf e.V., Institut für Sicherheitsforschung, PF 510 119,
01314 Dresden

1 Einleitung

Nadelförmige Leitfähigkeitssonden werden schon seit langem erfolgreich für die Bestimmung der Parameter von Zweiphasenströmungen verwendet. Sie messen örtliche Gasgehalte und Blasenfolgefrequenzen. Ihr Einsatzgebiet lag bisher hauptsächlich in Blasenströmungen und Rohrströmungen [1], [2]. Im Schaumbereich wurden sie dagegen noch nicht getestet. Ziel war es daher, durch verbesserte Sonden und eine weiterentwickelte Meß- und Auswertetechnik Messungen im Schaum zu ermöglichen. Dies ist insofern wichtig, da es bislang an zuverlässigen Meßverfahren im Schaum mangelt und daher die Parameter von Schäumen meist unbekannt sind. Es erfolgten Experimente in einer 100 mm Blasensäule, bei der wäßrige Alkohollösungen mit Luft so begast wurden, daß sich Schaumschichten von mehreren Zentimetern Höhe über der Blasenströmung ausbildeten. Diese wurden mit nadelförmigen Leitfähigkeitssonden vertikal vermessen. Zur Kalibrierung der Sonden und Validierung der Meßergebnisse wurde die Gammadurchstrahlung verwendet.

2 Untersuchungsgegenstand

Schaum entsteht beim Begasen von Flüssigkeiten, wenn diese grenzflächenaktive Substanzen enthalten. Die aufsteigenden Gasblasen können dann an der Grenze zum Gasraum nicht so schnell zerplatzen können wie von unten neue nachkommen - es bildet sich Schaum. Der Anteil der Gasphase im Schaum beträgt dabei über 50%, wobei die Flüssigkeit immer noch die kontinuierliche Phase ist. Es gibt zum einen unterschiedliche Erscheinungsformen von Schaum wie Kugelschaum und Zellschaum (siehe Bild 1), zum anderen unterschiedliche Lebensdauer von Schäumen. So besitzen tensidstabilisierte Schäume eine hohe Lebensdauer von bis zu einigen Tagen. Die Flüssigkeitsfilme zwischen den Blasen sind sehr dünn, der Gasgehalt ist nahe 100%. Man spricht deshalb auch von „trockenem“ Schaum. Er bildet sich hier bereits beim Begasen mit sehr geringen Luftvolumenströmen, es lassen sich sehr hohe Schaumschichten realisieren. Diese Schäume waren für Messungen mit nadelförmigen Leitfähigkeitssonden ungeeignet. Vielmehr boten sich Schäume an, deren Gasgehalt und Schaumhöhe geringer sind und die eine kürzere Lebensdauer haben. Solche Schäume entstehen beim Begasen von Flüssigkeiten mit weniger grenzflächenaktiven Substanzen wie z.B. Alkoholen. Der Schaum ist „feucht und dynamisch“, d.h. nach Abschalten der Gaszufuhr zerfällt er innerhalb weniger Sekunden.

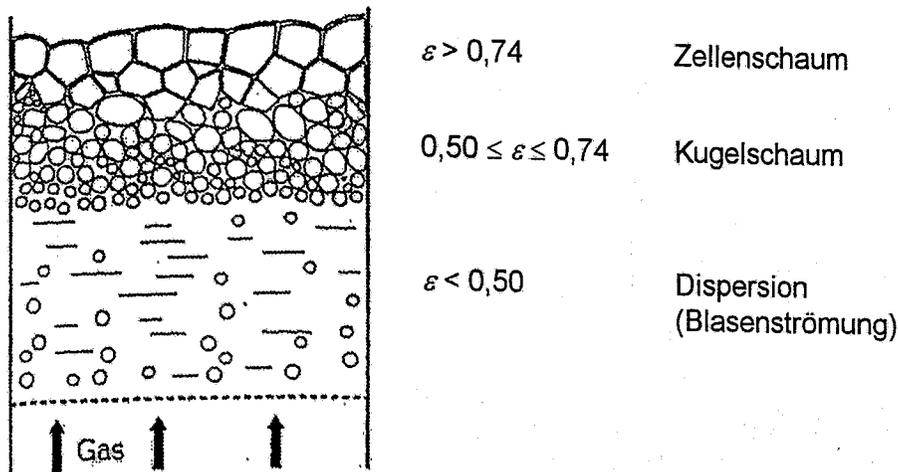


Bild 1: Beschreibung von Schaum anhand des Gasgehalts nach Pahl, Franke (1995) [3]

3 Meßprinzip

Das Meßprinzip nadelförmiger Leitfähigkeitssonden beruht auf der unterschiedlichen Leitfähigkeit von Flüssigkeit und Gas. Legt man an einer in der Strömung befindlichen Sonde eine Spannung an, so fließt ein Strom von der Sondenspitze zu einer ebenfalls in der Dispersion befindlichen Gegenelektrode. Dieser Strom ist davon abhängig, ob sich Gas oder Flüssigkeit an der Sondenspitze befindet. Mit Hilfe eines Schwellwerts wird eine Gaskontaktzeit ermittelt, die, bezogen auf die Meßzeit, den zeitlich gemittelten lokalen Gasgehalt ergibt. Die Zählung der Blasen über eine bestimmte Zeit liefert eine Blasenfolgefrequenz.

Mit Hilfe der gemessenen Größen ist eine Ableitung weiterer Größen möglich. So lassen sich beispielsweise die mittlere Gasgeschwindigkeit sowie die Blasenanzahldichte bzw. der mittlere Blasendurchmesser bestimmen. Auch Blasengrößenverteilungen können ermittelt werden, indem über eine lange Meßzeit aufgenommene Gaskontaktzeiten umgerechnet werden. Außerdem ist das Bestimmen einer Koaleszenzrate in der Dispersion möglich.

4 Versuchsanlage

Bild 2 zeigt das Schema der Versuchsanlage. Herzstück war die 1 m hohe, oben offene Blasensäule aus Plexiglas mit einem Innendurchmesser von 100 mm. Die Begasung erfolgte über den Boden der Säule, wo 91 Kanülen mit 0,3 mm Lochdurchmesser gleichmäßig über dem Querschnitt verteilt waren. Der Luftstrom konnte über ein Stellventil eingestellt werden. Über vier Gaswaschflaschen wurde die Luft mit Wasser aufgesättigt und gereinigt. Sie wurde weiter über ein Rotameter zur Blasensäule geleitet.

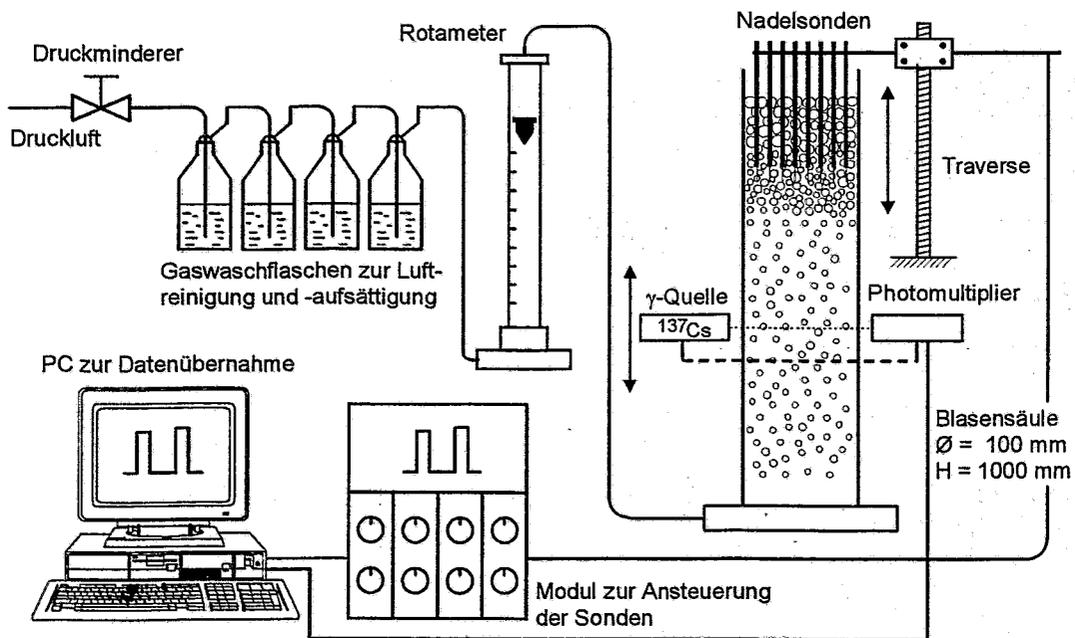


Bild 2: Schema der Versuchsanlage

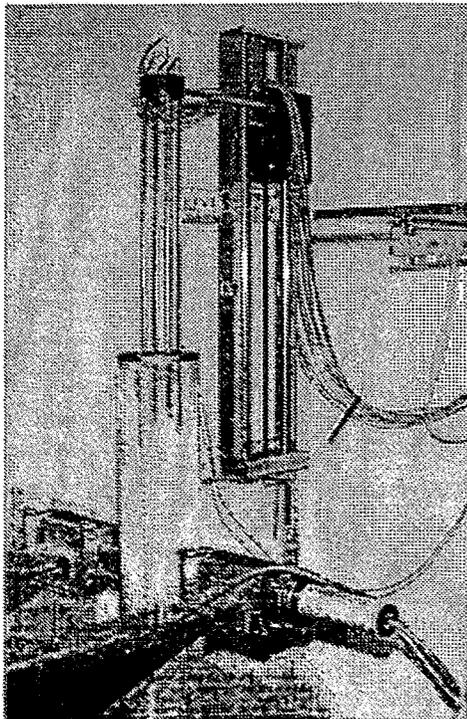


Bild 3: Blasensäule mit Nadelsonden und Gammadurchstrahlung

Über der Säule befand sich auf einer Traverse der Sondenkamm. Er trug 8 Nadelsonden, die jeweils um 4 mm in der Höhe gegeneinander versetzt waren. Die Sonden waren mit einem Steuermodul verbunden, das die Sondensignale empfing, umformte und an den PC weiterleitete. Der PC diente zur Anzeige und Speicherung der Sondensignale sowie der Steuerung der Messungen.

Auf einer zusätzlichen Traversiereinrichtung war die Apparatur für die Gammadurchstrahlung befestigt. Der Strahlengang wurde mittig durch die Blasensäule fixiert. Bild 3 zeigt ein Foto der Versuchseinrichtung.

5 Probleme bei der Messung im Schaum

In der Blasenströmung erkennt die Sonde einzelne in der Flüssigkeit aufsteigende Gasblasen. Hier gibt es feste Pegel für die Flüssigkeit und die Gasphase. Im Schaum dagegen befindet sich die Sonde die meiste Zeit innerhalb der Gasphase und registriert nur einzelne dünne Flüssigkeitsfilme zwischen den hier dichtgepacketen Blasen, die sich als kurze Impulse unterschiedlicher Amplitude im Sonden-signal wiederfinden. Einen festen Flüssigkeitspegel gibt es hier nicht mehr. Das erschwert das Erkennen von Schaumblasen. Hinzu kommt, daß die Leitfähigkeit im Schaum abnimmt und die Sonde in die Schaumstruktur selbst eingreift, da es sich um ein invasives Meßverfahren handelt. Während in der Blasenströmung die Beeinflussung der Strömung durch die Sonde vernachlässigbar gering ist, war im Schaum eine stärkere Beeinflussung zu erwarten. Allerdings konnte keine Änderung in der Schaumhöhe bei den untersuchten Schäumen durch die Sonden festgestellt werden. Dies lag vor allem an den geringen Abmessungen der Sonden (1 mm Durchmesser).

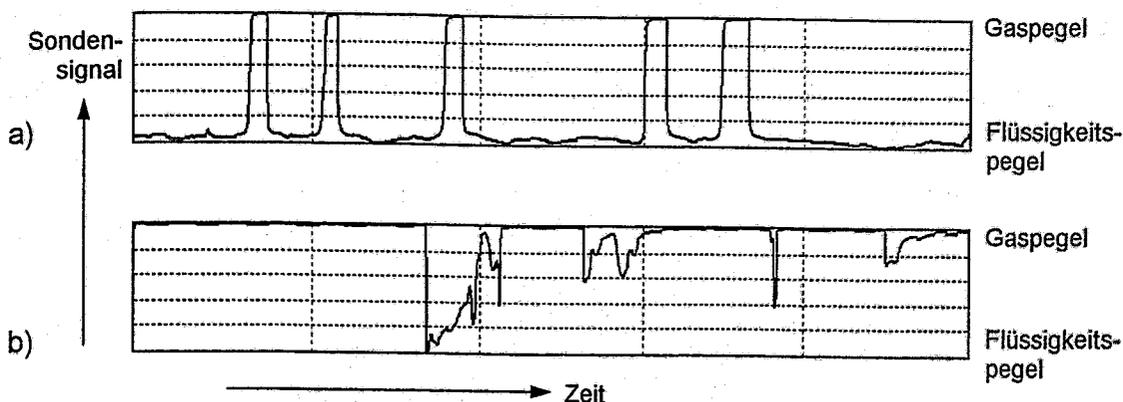


Bild 4: Signalverlauf der Nadelsonden:

- a) Blasenströmung
- b) Schaum

6 Meßergebnisse

Bild 5 zeigt gemessene Verläufe von Gasgehalt und Blasenfolgefrequenz am Beispiel des Begasens einer 5 Vol-% 1-Propanollösung. Dabei stellt die durchgezogene Linie den mit der Gammadurchstrahlung gemessenen Gasgehaltsverlauf dar, die Symbole die mit den Nadelsonden gemessenen Verläufe von Gasgehalt (\blacktriangle) und Blasenfolgefrequenz (+). Für die Kalibrierung der Nadelsonden wurde der gemessene Gasgehalt der Gammadurchstrahlung zugrunde gelegt. Es wurde daher der Schwellwertfaktor gesucht, der sowohl im Schaum als auch in der Blasenströmung die Kurve der Gammadurchstrahlung möglichst genau nachbilden konnte. Dies wurde am besten mit einem Schwellwertfaktor von 0,4 erreicht.

Der Gasgehalt hat demnach im Bereich der Blasenströmung mit steigender Höhe H einen konstanten Wert. An der Schaumunterkante kommt es zu einem steilen Anstieg im Gasgehalt. Hier werden schon im unteren Schaumbereich schnell Werte von 90% erreicht. Der Gasgehalt steigt im Schaum weiter kontinuierlich bis zur Schaumoberkante, die den Übergang zum Gasraum bildet.

Die Blasenfolgefrequenz ist in der Blasenströmung konstant. An der Schaumunterkante nimmt sie stark ab und fällt im Schaum aufgrund von Koaleszenzen weiter. In der Nähe der Schaumoberkante weisen die Meßwerte jedoch größere Streuungen auf, hier haben die Sonden aufgrund des hohen Gasgehalts und der geringen Anzahl registrierter Flüssigkeitsfilme Schwierigkeiten, die Blasen voneinander zu trennen. Außerdem wird vermutet, daß aufgrund der starken Koaleszenzen mit dem Gasraum und der Schwankungsbewegung der Schaumoberkante Blasen mehrfach erfaßt werden.

Die Blasenfolgefrequenz kann auch in einen mittleren Blasendurchmesser umgerechnet werden (siehe Bild 6). In der Blasenströmung ist der Blasendurchmesser mit ca. 3 mm konstant. Er steigt im Schaum schnell auf 6 mm und nimmt nach oben hin aufgrund von Koaleszenz weiter zu. Ob diese rasche Zunahme des Blasendurchmessers an der Schaumunterkante ein Meßfehler ist oder wirklich auftritt, konnte bislang allerdings nicht geklärt werden. Beobachtungen ergaben eine Zunahme der Blasendurchmessers eher erst im oberen Bereich der Schaumzone, wo die Flüssigkeitsfilme schon ausgedünnt waren und der Schaum einen höheren Gasgehalt aufwies.

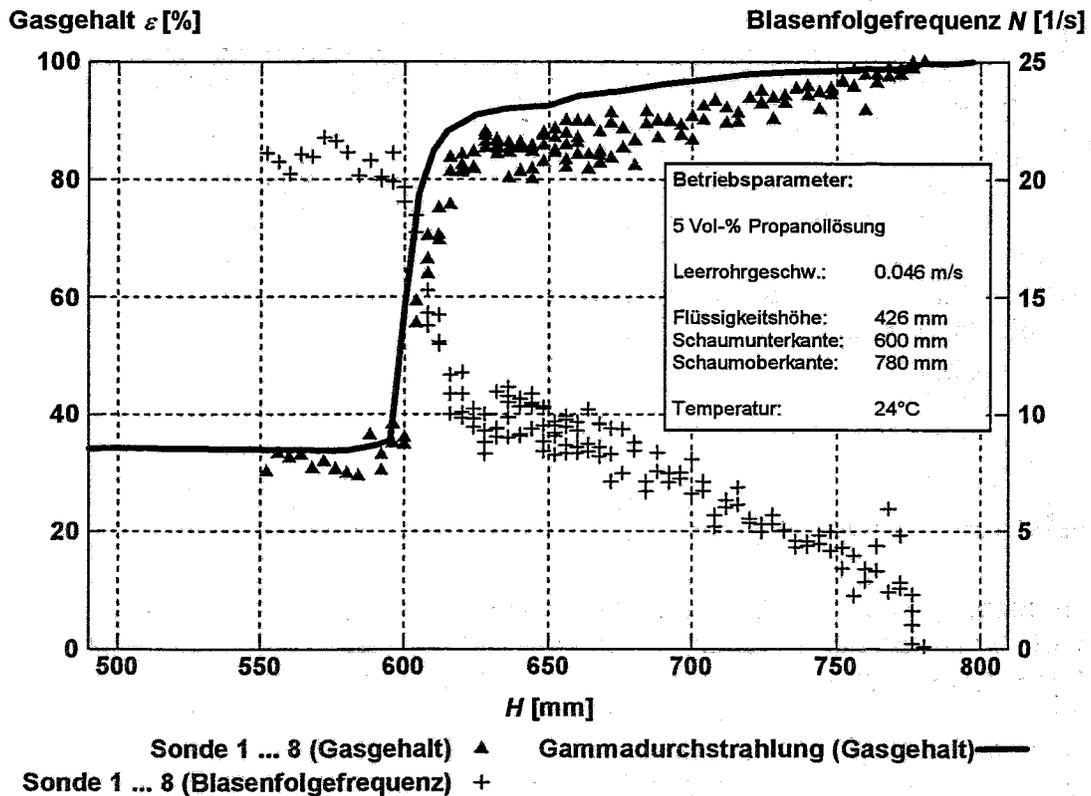


Bild 5: Gemessene Verläufe von Gasgehalt und Blasenfolgefrequenz am Beispiel des Begasens einer 5 Vol-%-Propanollösung

Eine mögliche Ursache bei der Berechnung der Blasendurchmesser aus der gemessenen Blasenfolgefrequenz könnte aber eine Veränderung der Blasenform an der Schaumunterkante sein.

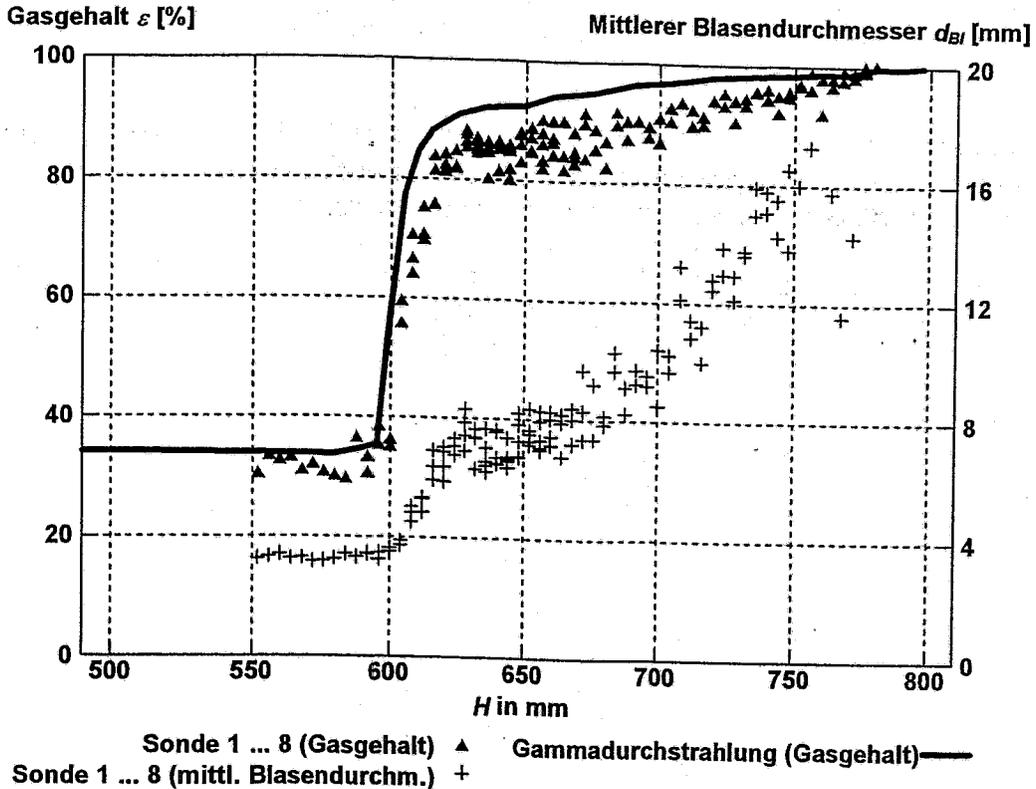


Bild 6: Verläufe von Gasgehalt und mittlerem Blasendurchmesser (Betriebsparameter siehe Bild 5)

7 Zusammenfassung und Ausblick

Nadelförmige Leitfähigkeitssonden eignen sich auch für die Erfassung der Parameter von Gas-Flüssig-Schäumen. Dazu wurden die Nadelsonden sowie die dazugehörige Meß- und Auswertetechnik verbessert und weiterentwickelt. Die Kalibrierung der Nadelsonden hinsichtlich des Gasgehalts erfolgte anhand des Vergleichs mit der Gammadurchstrahlung. Der Gasgehaltsverlauf konnte danach gut wiedergegeben werden. Gegenüber gegenüber der Gammadurchstrahlung haben die Nadelsonden sogar den Vorteil, neben dem Gasgehalt auch die Blasenfolgefrequenz zu messen, wodurch auch Aussagen zu Blasengrößen möglich sind. Hinzu kommt, daß die Meßtechnik einfach aufgebaut und überall einsetzbar ist und keinerlei spezieller Betriebserlaubnis bedarf. Durch eine weitere Verbesserung der Auswertetechnik sind auch Aussagen zur lokalen Schaumstruktur denkbar. Als einen weiteren Schritt sind Studien zum Schaumverhalten verschiedener Flüssigkeiten geplant, wobei die Meßergebnisse später für eine instationäre Modellierung von Schaum dienen sollen.

8 Literatur

- [1] Prasser, H.-M.; Schlenkrich, C.: Void Fraction Measurement in transient bubble columns by needle shaped conductivity probes, 33rd European Two Phase Flow Group Meeting, 30 May - 2 June 1995, 's Hertogenbosch, Netherlands
- [2] Ringel, H.: Experimentelle Bestimmung der axialen Dampfgehaltsverteilung im Steigrohr der Versuchsanlage DANTON, Diplomarbeit Technische Universität Dresden, 1995
- [3] Pahl, M. H.; Franke, D. (1995): Schaum und Schaumzerstörung - ein Überblick; Chem.-Ing.-Tech. 67 (1995) 3, S. 300-312

MESSUNG VON BLASENGRÖSSENVERTEILUNGEN MIT GITTERSENSOREN

H.-M. Prasser

Forschungszentrum Rossendorf e.V. (FZR), PSF 510119, D-01314 Dresden

1. Einleitung

Auf dem Workshop Zweiphasenmeßtechnik 1997 wurde ein im Forschungszentrum Rossendorf entwickelter Gittersensor vorgestellt, der die Ermittlung von momentanen Gasgehaltsverteilungen in einem Rohrleitungsquerschnitt mit einer örtlichen Auflösung von ca. 3 mm bei einer Meßfolge von 1024 Hz erlaubt [1]. Bei moderaten Strömungsgeschwindigkeiten (bis zu einigen m/s) werden dadurch die einzelnen Gasblasen in mehreren, zeitlich aufeinanderfolgenden Verteilungen abgebildet. Die Meßdaten können demzufolge für die Ermittlung von Blasengrößenverteilungen genutzt werden. Im folgenden werden Ergebnisse vorgestellt, die in einer vertikalen, mit einem Wasser-Luft-Gemisch durchströmten Rohrleitung erhalten wurden. Die Leerrohrgeschwindigkeiten wurden in einem weiten Bereich variiert, so daß der Übergang von der Blasenströmung über die Pfropfenströmung bis zur Ringströmung erfaßt wurde.

2. Aufbau und Arbeitsweise des Gittersensors

Das Funktionsprinzip des Gittersensors basiert auf der Messung der momentanen örtlichen elektrischen Leitfähigkeit des Zweiphasengemischs. Hierzu werden zwei Ebenen von Elektroden in Strömungsrichtung in einem kurzen Abstand hintereinander angeordnet. Der Winkel zwischen den Elektroden der beiden Ebenen beträgt 90° . Alle Elektroden sind gegeneinander und gegen die leitfähige Wandung des Sensors isoliert montiert. Die Elektroden der ersten Ebene (Senderebene) werden durch eine Multiplexschaltung zeitlich hintereinander mit kurzen Spannungsimpulsen versorgt. Dadurch tritt an jeder einzelnen Elektrode der zweiten Ebene (Empfängerebene) ein Strom auf, der zur mittleren Leitfähigkeit des Meßmediums in der Umgebung des Kreuzungspunkts der beiden Elektroden proportional ist. Aus dem Wert des empfangenen Stroms wird der lokale volumetrische Gasanteil ermittelt [1, 2].

Für die Messungen an der vertikalen Rohrleitung der Nennweite DN50 wurde ein Sensor mit 2 x 16 Elektroden in Form von

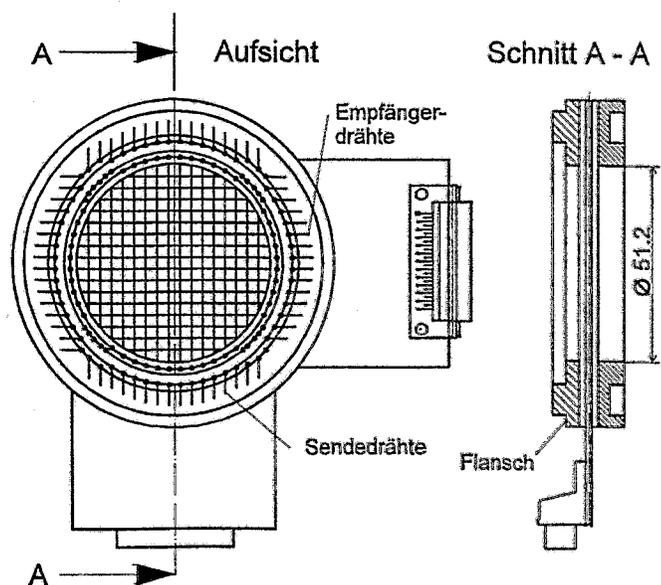


Bild 1 Drahtgittersensor DN50, 16x16 Meßpunkte

Edelstahldrähten mit einem Durchmesser von 0,12 mm verwendet. Der Abstand der beiden Gitterebenen beträgt 1,5 mm, die Schrittweite der Gitter und damit die räumliche Auflösung beträgt 3 mm (Bild 1). Die Signalerfassungseinheit ermöglicht die Aufnahme von 1024 vollständigen Gasgehaltsverteilungen im Rohrleitungsquerschnitt je Sekunde.

3. Versuchsaufbau und -durchführung

Der Versuchsaufbau ist in Bild 2 dargestellt. In einer vertikalen Rohrleitung DN50 befindet sich eine Lufteinspeisung, die aus einzelnen Kanülen besteht, deren Öffnungen gleichmäßig über den Rohrleitungsquerschnitt verteilt sind. Von unten wird Wasser mit einem vorgegebenen Volumenstrom eingeleitet. In der Einperlvorrichtung findet die Vermischung mit dem Luftstrom statt. Das Zweiphasengemisch erreicht nach einer Einlaufstrecke von ca. 70 L/D den in Bild 1 dargestellten Gittersensor.

Mit dieser Anordnung wurden 220 Meßpunkte mit stationärem Wasser- und Luftdurchsatz realisiert. Die Leerrohrgeschwindigkeiten wurden in folgenden Bereichen variiert: Luft: $0,0024 \leq J_L \leq 12$ m/s, Wasser: $0,044 \leq J_w \leq 4$ m/s. Die Leerrohrgeschwindigkeiten wurden innerhalb dieser Bereiche jeweils schrittweise um den konstanten Faktor 1,6 erhöht. Mit dem Gittersensor wurden jeweils Meßsequenzen von 10 s Dauer aufgenommen.

4. Auswertung der Signale des Gittersensors

4.1 Primäre Meßgrößen

Der Gittersensor liefert bei jeder Einzelmessung eine Matrix von Spannungswerten $U_{i,j}$, die der elektrischen Stromstärke und damit der elektrischen Leitfähigkeit des Zweiphasengemischs an der Kreuzungsstelle zwischen dem Sendedraht i und dem Empfängerdraht j proportional ist. Je Sekunde werden 1024 derartiger Verteilungen abgespeichert. Insgesamt stehen je Messung 224 Spannungswerte für die Auswertung zur Verfügung. 32 der 256 Kreuzungspunkten befinden sich in den Ecken der Meßebene. Diese Meßpunkte liegen konstruktionsbedingt außerhalb des Rohrquerschnitts und werden bei der Auswertung nicht beachtet.

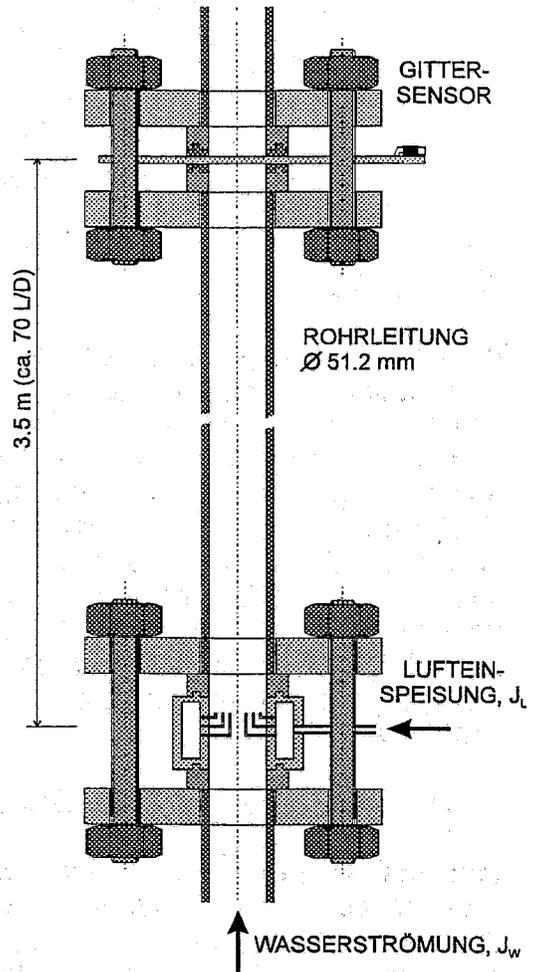


Bild 2 Schematische Darstellung der vertikalen Rohrleitung für die Strömungsuntersuchungen

4.2 Ableitung der Gasgehaltsverteilung

Für die Kalibrierung wird die Rohrleitung nacheinander einmal vollständig mit Wasser bzw. mit Luft gefüllt und die Matrizen der Spannungswerte $U_{W,i,j}$ bzw. $U_{L,i,j}$ aufgenommen. Die Umrechnung einer bei Vorliegen eines Zweiphasenmediums gemessenen Spannungsverteilung $U_{i,j}$ in Momentanwerte des lokalen Gasanteils erfolgt unter der Annahme einer Proportionalität zwischen Gasanteil und Leitfähigkeit des Zweiphasengemischs nach der folgenden Formel:

$$\varepsilon_{i,j} = 1 - \varepsilon_{W,i,j} = 1 - \frac{U_{i,j} - U_{L,i,j}}{U_{W,i,j} - U_{L,i,j}} = \frac{U_{W,i,j} - U_{i,j}}{U_{W,i,j} - U_{L,i,j}} \quad (1)$$

Der Gittersensor nimmt eine Zwischenstellung zwischen einer lokalen und einer integralen Leitfähigkeitsmessung ein (Bild 3). Wenn eine feindisperse Blasenströmung vorliegt, müßte die Leitfähigkeit des Zweiphasengemischs in der Umgebung eines Kreuzungspunktes von Sender- und Empfängerdrähten mit Hilfe von Beziehungen bestimmt werden, die die mittlere Leitfähigkeit der Dispersion möglichst genau beschreiben (z.B. nach Rayleigh oder Maxwell). Diese Beziehungen sind nichtlinear. Im Fall von großen Blasen, deren Durchmesser die Schrittweite der Drahtgitter übersteigt, entspricht der Strom an einem von der Blase erfaßten Kreuzungspunkt eher dem prozentualen Anteil des noch von der flüssigen Phase erfaßten Kontrollvolumens in Umgebung des Kreuzungspunktes. Aufgrund dieser Unschärfe konnte keine Entscheidung für ein optimales Modell der mittleren Leitfähigkeit der Dispersion getroffen werden. Deshalb wurde die lineare Umrechnung nach Gl. (1) angewandt.

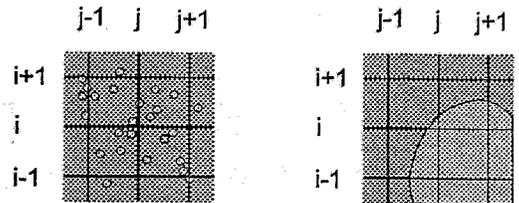


Bild 3 Wechselwirkung von Blasen verschiedener Größe mit dem Gittersensor

4.3 Bewertung der Meßgenauigkeit

Um die Anwendbarkeit von Gl. (1) zu überprüfen und eine Bewertung der Meßgenauigkeit vorzunehmen wurde eine Gamma-Durchstrahlungseinheit an der vertikalen Rohrleitung installiert. Damit wurden über den Rohrdurchmesser liniengemittelte Gasanteile für den gesamten Bereich der in Abschnitt 4.1 genannten Volumenstromdichten aufgenommen. Als Quelle fand Cs-137 mit einer Aktivität von 13 mCi Anwendung.

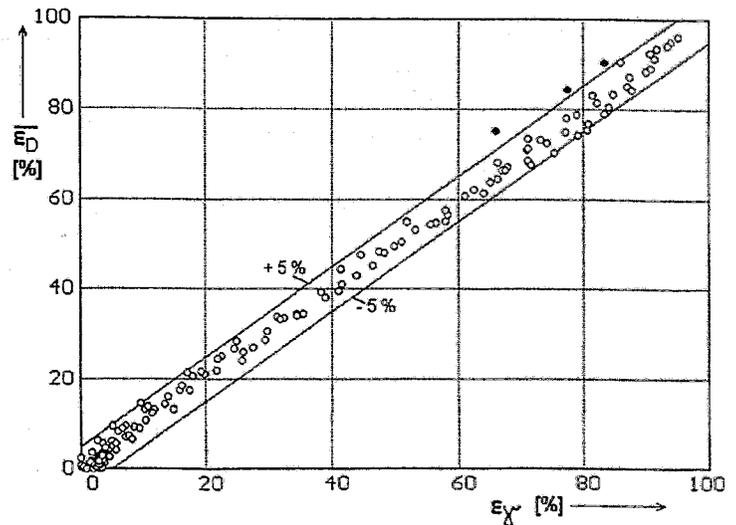


Bild 4 Vergleich Gittersensor - Gammadurchstrahlung

zufolge, daß für eine Genauigkeit der Gasgehaltsbestimmung von < 1% eine Meßzeit von 120 s erforderlich war. Für den Vergleich zwischen Gittersensor und Gamma-Durchstrahlung mußten daher die Gittersensordaten ebenfalls über die zur Verfügung stehende Meßzeit gemittelt werden. Anschließend wurde ein Linienmittelwert über den Durchmesser berechnet. Der Vergleich (Bild 4) zeigt eine gute Übereinstimmung. Die Abweichung ist kleiner als $\pm 5\%$ vom Endwert mit Ausnahme dreier Meßpunkte bei maximalen Leerrohrgeschwindigkeiten.

4.4 EULERSche Schnittbilder

Mit Hilfe der vereinfachenden Annahme, daß die Gasgeschwindigkeit im Strömungsquerschnitt gleichverteilt ist, kann eine mittlere Phasengeschwindigkeit der Luft ermittelt werden und die Abtastperiode des Gittersensors von $\Delta t = 1/1024$ s in eine axiale Schrittweite Δz umgerechnet werden:

$$\Delta z \cong \overline{v_L} \cdot \Delta t \cong \frac{J_L}{\varepsilon} \cdot \Delta t \quad (2)$$

Unter Berücksichtigung der Schrittweiten der Gitter in x- und y-Richtung von jeweils 3 mm können die gemessenen Verteilungen $\varepsilon_{i,j}$ näherungsweise als dreidimensionale Gasgehaltsverteilungen $\varepsilon_{x,y,z}$ betrachtet werden, wobei gilt:

$$x = \left(i - \frac{n_E + 1}{2} \right) \cdot \Delta x \quad \Delta x = 3 \text{ mm}$$

$$y = \left(j - \frac{n_E + 1}{2} \right) \cdot \Delta y \quad \Delta y = 3 \text{ mm} \quad (3)$$

$$t = n_{\text{sample}} \cdot \Delta t \quad \Delta t = \frac{1}{1024} \text{ s}$$

Greift man die zweidimensionale Verteilung für $y = 0$ heraus, so erhält man ein sog. EULERSches Schnittbild, das annäherungsweise einer Momentaufnahme der Gasgehaltsverteilung in einer im Zentrum der vertikalen Rohrleitung senkrecht stehenden Schnittebene entspricht. Diese Form der Darstellung wurde für die Bilder 5 und 6 gewählt. Bild 5 zeigt den Übergang von einer Blasen- zu einer Pfropfenströmung, der bei Erhöhung der Leerrohrgeschwindigkeit der Luft bei konstanter Wasserzufuhr eintritt. In Bild 6 ist der bei noch höheren Luftvolumenströmen einsetzende Übergang zur Ringströmung dargestellt.

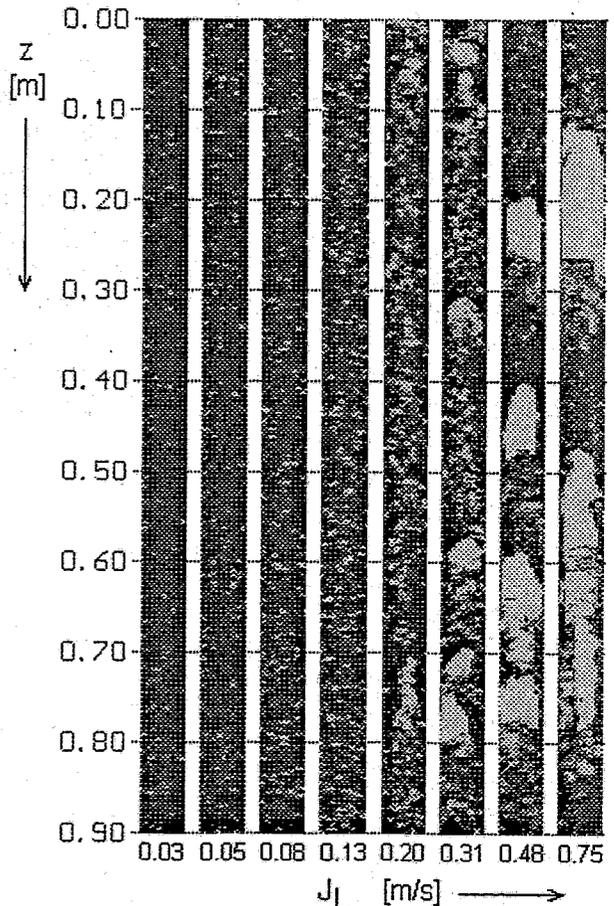


Bild 5 Übergang von der Blasen- zur Pfropfenströmung bei Erhöhung der Leerrohrgeschwindigkeit der Luft ($J_w = \text{const.} = 1 \text{ m/s}$)

5. Blasengrößenverteilungen

5.1 Blasengrößenbestimmung

Eine Blase ist ein zusammenhängendes, von der Gasphase eingenommenes Raumgebiet. An den Punkten, die zur Blase gehören, nimmt die Phasenindikatorfunktion nach Gl. (4) den Wert 1 an. Das Gebiet ist allseitig von Punkten umgeben, an denen die Phasenindikatorfunktion den Wert 0 hat.

$$\delta(x, y, z) = \begin{cases} 0 & \text{(Wasser)} \\ 1 & \text{(Luft)} \end{cases} \quad (4)$$

Die im vorigen Abschnitt eingeführte Gasgehaltsverteilung $\varepsilon_{x,y,z}$ repräsentiert die Phasenindikatorfunktion näherungsweise. Sie ist im Gegensatz zur Phasenindikatorfunktion nur auf einem Gitter von diskreten Punkten mit den Koordinaten (x,y,z) bekannt. An diesen Punkten nimmt sie jedoch auch Werte zwischen 0 und 1 an, die angeben, welcher Teil des Kontrollvolumens $\Delta V = \Delta x \Delta y \Delta z$ von der Gasphase eingenommen wird. Das Blasenvolumen kann daher näherungsweise ermittelt werden, indem die lokalen Gasanteile summiert werden, die an den zur Blase gehörenden Gitterpunkten vorliegen:

$$V_{BL} \cong \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \sum_{\text{Blase}} \varepsilon_{x,y,z} \quad (5)$$

Diese Summation wird mit Hilfe eines sog. rekursiven Füllalgorithmus vorgenommen, der an einem zur Blase gehörigen Gitterpunkt gestartet wird. In Bild 7 ist der Algorithmus in C-Notation dargestellt. Der Startpunkt wird gefunden, indem ein lokales Maximum der Gasgehaltsverteilung gesucht wird. Der Gasgehaltswert wird ausgelesen, auf eine Speichervariable aufsummiert und auf dem Gitterpunkt durch den Wert Null ersetzt. Ausgehend von diesem Punkt werden die Nachbarpunkte wiederum als neue Anfangspunkte betrachtet, wenn der dort vorliegende Gasgehalt einen vorgegebenen Schwellwert (ε_{\min}) überschreitet. Bei Unterschreitung des Schwellwerts wird der Nachbarpunkt verworfen, weil angenommen werden muß, daß der Rand der Blase erreicht wurde. Diese Abbruchbedingung in Form des Schwellwerts ε_{\min} ist erforderlich, weil der Füllalgorithmus ansonsten über Gitterpunkte, an denen sich Wasser befand, der Gasgehalt jedoch aufgrund von Meßfehlern nicht genau gleich Null ist, auf benachbarte Blasen überspringen könnte.

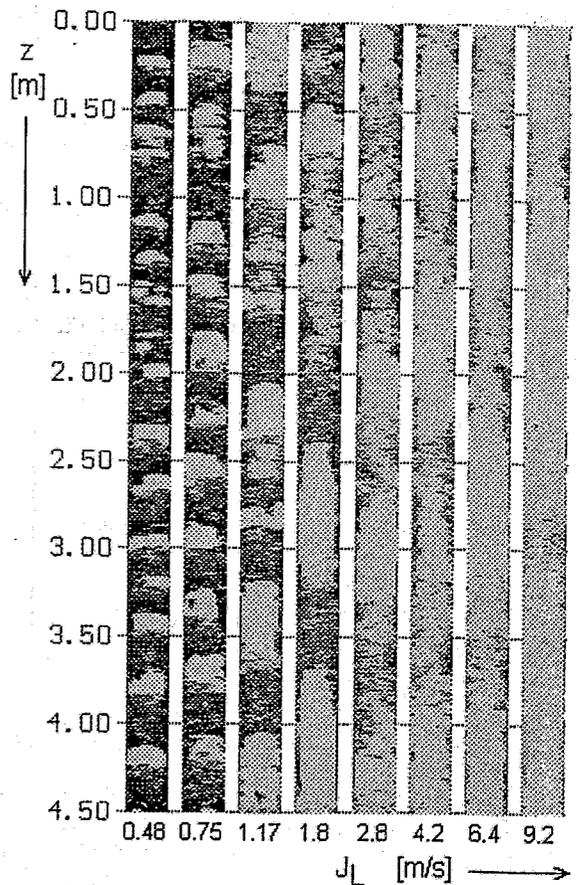


Bild 6. Übergang von der Pfropfen- zur Ringströmung ($J_w = \text{const.} = 1 \text{ m/s}$, z-Achse im Maßstab 1:10 verkürzt)

5.2 Statistische Auswertung

Die Prozedur nach Bild 7 wird solange mit neuem Startpunkt wiederholt, bis in der Gasgehaltsverteilung kein Maximum mehr gefunden werden kann, dessen Gasgehaltswert größer als der Schwellwert ε_{\min} ist. Dadurch werden für alle in der Gasgehaltsverteilung vorhandenen Blasen die Volumina bestimmt. Aus den Blasen volumina werden äquivalente Blasendurchmesser berechnet:

$$D_{BL} = \sqrt[3]{\frac{6}{\pi} V_{BL}} \quad (6)$$

Es erfolgt eine Ermittlung der Wahrscheinlichkeitsverteilung, indem der äquivalente Blasendurchmesser in Klassen einer vorgegebenen Breite unterteilt wird und die einzelnen Blasen volumina innerhalb der Durchmesser klassen aufsummiert werden. Nach Division durch das Gesamtgasvolumen ergeben sich partielle Gasgehaltsanteile $\frac{\Delta\varepsilon}{\Delta D_{BL}}$, die den einzelnen Durchmesser klassen zugeordnet sind. Die Ergebnisse werden als Funktion des Blasendurchmessers D_{BL} graphisch dargestellt.

5.3 Meßergebnisse

Mit Hilfe des beschriebenen Verfahrens wurden Blasengrößenverteilungen für weite Bereiche der Leerrohrgeschwindigkeiten berechnet. In den Bereichen Blasen- und Pfropfenströmung werden typische Blasengrößenverteilungen enthalten (Bild 8). Bei kleinen Leerrohrgeschwindigkeiten der Luft wird zunächst eine monomodale Blasengrößenverteilung festgestellt (Bei dem schmalen Minimum bei ca. 2.5 mm handelt es sich um einen Artefakt infolge der begrenzten Auflösung des Sensors). Mit Vergrößerung der Gasleerrohrgeschwindigkeit bildet sich eine bimodale Blasengrößenverteilung heraus. Dies kennzeichnet den Übergang von der homogenen zur heterogenen Blasenströmung. Bei weiterer Erhöhung der Luftzufuhr überschreitet der maximale äquivalente Blasendurchmesser die Größenordnung des Rohrleitungsdurchmessers. Bei diesen Großblasen handelt es sich um Gaspfropfen, d.h. die Bedingung $D_{BL,max} > D_{ROHR}$ kann als Kriterium für den Übergang von der Blasen- zur Pfropfenströmung dienen. In der Gegend des Übergangs zur Ringströmung versagt das Verfahren, da das zusammenhängende Gasvolumen innerhalb des Gas-kerns der Strömung für die Auswertung zu groß ist.

- Suche nach Startpunkt (x_0, y_0, z_0) , wo $\varepsilon_{x,y,z} = \max$
- rekursiver Füllalgorithmus

```

void fill(int x,int y,int z) {
float eps1;
if ((x >= 0)&&(x < 16)&&(y >= 0)&&(y < 16)) {
if ((mask[x][y] == 1)&&(z >= 0)&&(z < zmax)) {
eps1 = eps[x][y][z]; /* Auslesen eps */
eps[x][y][z] = 0; /* Löschen (Füllen) */
if (eps1 > epsmin) {
sum = sum + eps1; /* Summation Gl. (5) */
n = n + 1;
fill(x-1,y,z); /* rekursive Aufrufe */
fill(x+1,y,z); /* für alle Nachbar- */
fill(x,y-1,z); /* punkte */
fill(x,y+1,z);
fill(x,y,z-1);
fill(x,y,z+1);
}
}
}
}

```

- Aufruf

```

sum = 0;
fill(x0,y0,z0);
vbl = sum * dx * dy * dz;

```

Bild 7 Vereinfachte Darstellung des rekursiven Füllalgorithmus zur Ermittlung des Blasen volumens (C-Notation)

Die in Bild 8 dargestellten Verteilungen wurden mit der Abbruchbedingung $\varepsilon_{\min} = 10\%$ erhalten. Der Schwellwert hat jedoch einen deutlichen Einfluß auf die Gestalt der berechneten Verteilungen (Bild 9). Eine Vergrößerung von ε_{\min} zieht eine Verringerung des Anteils der Großblasen nach sich. Die Kurven in Bild 8 wurden mit $\varepsilon_{\min} = 10\%$ erhalten.

5.4 Kriterien für die Definition der Strömungsform

Wie im vorangegangenen Abschnitt gezeigt wurde, kann die maximale Blasengröße als direktes Kriterium für den Übergang von der Blasen- zur Pfropfenströmung dienen. In Bild 10 ist hierzu das Ergebnis einer Gegenüberstellung der maximalen Blasengröße mit der Strömungskarte nach TAITEL & DUKLER [3] dargestellt.

Die Grenze zwischen den Bereichen der Blasen- und der Pfropfenströmung nach TAITEL & DUKLER wird dabei durch das Kriterium $D_{BL,max} > D_{ROHR}$ gut wiedergegeben. Der Fall $D_{BL,max} > 15\text{ mm}$ korreliert mit dem Auftreten der bimodalen Blasengrößenverteilung. Wie in Bild 10 zu erkennen ist, kommt es zur Herausbildung einer heterogenen Blasenströmung mit Großblasen bereits bei Luftleerrohrgeschwindigkeiten, die weit unterhalb der Werte für den Übergang zur Pfropfenströmung liegen.

6. Zusammenfassung

Es konnte gezeigt werden, daß der Gittersensor bei der derzeit erreichten Zeitauflösung von 1024 Messungen je Sekunde bereits zur Ermittlung von Blasengrößenverteilungen verwendet werden kann. In nächster Zeit sind Messungen zur Evolution der Blasengrößenverteilung entlang der Einlaufstrecke hinter der Luftspeisung vorgesehen. Dabei soll die räumliche und die zeitliche Auflösung des Gittersensors weiter gesteigert werden.

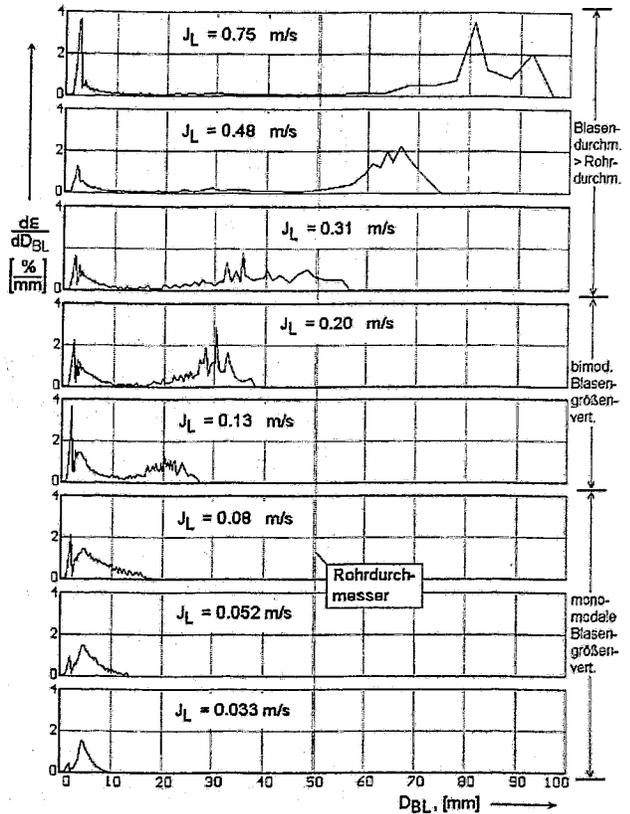


Bild 8 Blasengrößenverteilungen bei unterschiedlichen Luftleerrohrgeschwindigkeiten, $J_W = 1\text{ m/s}$

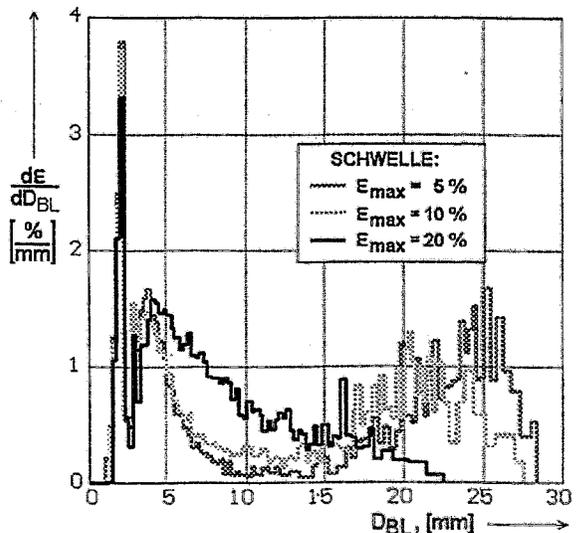


Bild 9 Blasengrößenverteilung in Abhängigkeit vom Schwellwert ε_{\min}
 $J_L = 0.13\text{ m/s}$, $J_W = 1\text{ m/s}$

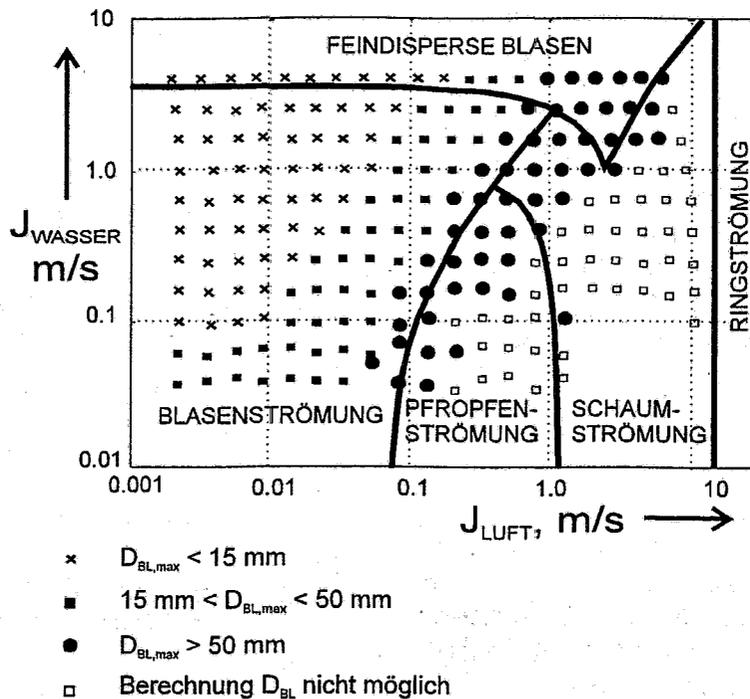


Bild 10 Gegenüberstellung der maximalen gemessenen Blasendurchmesser mit der Strömungskarte nach TAITEL & DUKLER [3]

Literatur

- [1] H.-M. Prasser: "Leitfähigkeitssensoren für die Bestimmung von Parametern einer Zweiphasenströmung", Workshop "Meßtechnik für stationäre und transiente Mehrphasenströmungen", 06.-07. Nov. 1997 in Rossendorf, Tagungsband FZR-204, Dez. 1997, S. 64-71.
- [2] H.-M. Prasser, A. Böttger, J. Zschau: "A new electrode-mesh tomograph for gas-liquid flows", Flow Measurement and Instrumentation 9 (1998) 111-119.
- [3] Y. Taitel, A. E. Dukler: Flow regime transitions for vertical upwards gas liquid flow: A preliminary approach through physical modelling. Progress Report No. 1, University of Houston, NUREG-0162, 1977.

Formelzeichen

D	Durchmesser, m
J	Leerrohrgeschwindigkeit, m/s
n	Anzahl
t	Zeit, s
U	Spannung, V
V	Volumen, m ³
v	Geschwindigkeit, m/s
x,y,z	Koordinaten, m
δ	Phasenindikatorfunktion
ε	volumetrischer Gasgehalt, %

Indizes

BL	Blase
D	Durchmesser
E	Elektroden
i,j	allgemeine Indizes
L	Luft
max	Maximalwert
min	Minimalwert
W	Wasser
γ	Gammadurchstrahlung
Δ	Differenz, Schrittweite