

Aufbau und Durchführung von Experimenten an der Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW für generische Untersuchungen von Zweiphasenströmungen und die Weiterentwicklung und Validierung von CFD-Codes

Abschlussbericht

H.-M. Prasser, D. Lucas, M. Beyer, C. Vallée,
E. Krepper, T. Höhne, A. Manera, H. Carl,
H. Pietruske, P. Schütz, A. Zaruba, S. Al Issa, J.-M. Shi, F.-P. Weiß

September 2007

Wissenschaftlich-Technische Berichte
FZD-480
September 2007

H.-M. Prasser, D. Lucas, M. Beyer, C. Vallée,
E. Krepper, T. Höhne, A. Manera, H. Carl,
H. Pietruske, P. Schütz, A. Zaruba, S. Al Issa,
J.-M. Shi, F.-P. Weiß

**Aufbau und Durchführung von Experimenten an
der Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage
TOPFLOW für generische Untersuchungen von
Zweiphasenströmungen und die Weiterentwicklung
und Validierung von CFD-Codes**

Abschlussbericht



**Forschungszentrum
Dresden** Rossendorf

Abschlussbericht

Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben-Nr./
Reactor Safety Research-project No.:

150 1265

Vorhabens-titel: **Aufbau und Durchführung von Experimenten an der Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW für generische Untersuchungen von Zweiphasenströmungen und die Weiterentwicklung und Validierung von CFD-Codes**

Project Title: **Construction and execution of experiments at the multi-purpose thermal hydraulic test facility TOPFLOW for generic investigations of two-phase flows and the development and validation of CFD codes**

Autoren / Author(s): **H.-M. Prasser, D. Lucas, M. Beyer, C. Vallée, E. Krepper, T. Höhne, A. Manera, H. Carl, H. Pietruske, P. Schütz, A. Zaruba, S. Al Issa, J.-M. Shi, F.-P. Weiß**

Dienststelle der Autoren /
Performing Organisation: **Forschungszentrum Dresden-Rossendorf e.V.
Institut für Sicherheitsforschung**

Berichtsdatum /
Publication Date: **September 2007**

Berichts-Nr. / Report-No.: **FZD-480**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1265 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Berichtsblatt

| | | |
|---|------------------------------------|--|
| 1. ISBN oder ISSN | 2. Berichtsart Abschlussbericht | |
| 3a. Titel des Berichts Aufbau und Durchführung von Experimenten an der Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW für generische Untersuchungen von Zweiphasenströmungen und die Weiterentwicklung und Validierung von CFD-Codes | | |
| 3b. Titel der Publikation | | |
| 4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) H.-M. Prasser, D. Lucas, M. Beyer, C. Vallée, E. Krepper, T. Höhne, A. Manera, H. Carl, H. Pietruske, P. Schütz, A. Zaruba, S. Al Issa, J.-M. Shi, F.-P. Weiß | | 5. Abschlussdatum des Vorhabens 30.09.2006 |
| 4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n)) | | 6. Veröffentlichungsdatum September 2007 |
| | | 7. Form der Publikation Broschüre |
| 8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Forschungszentrum Dresden-Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden | | 9. Ber.Nr. Durchführende Institution |
| | | 10. Förderkennzeichen ^{*)} 150 1265 |
| | | 11a. Seitenzahl Bericht 111 |
| | | 11b. Seitenzahl Publikation |
| 13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 11019 Berlin | | 12. Literaturangaben 62 |
| | | 14. Tabellen 3 |
| | | 15. Abbildungen 74 |
| 16. Zusätzliche Angaben | | |
| 17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) | | |
| 18. Kurzzusammenfassung Ziel der Arbeiten war die Weiterentwicklung und Validierung von Modellen in CFD-Codes. Hierzu wurde am FZD die thermohydraulische Versuchsanlage TOPFLOW aufgebaut und mit räumlich und zeitlich hochauflösenden Gittersensoren ausgestattet. Vertikale Teststrecken mit Nenndurchmessern von DN50 bzw. DN200 für Luft/Wasser- sowie Dampf/Wasser-Strömungen lieferten Ergebnisse zur Entwicklung von Strömungsformen, zum Verhalten der Zwischenphasengrenzfläche sowie zum Wärme- und Impulsaustausch zwischen den Phasen. Die Validierung des CFD-Codes in komplexen Geometrien erfolgte anhand von 3D Gasgehalts- und Geschwindigkeitsfeldern, die bei Umströmung eines asymmetrischen Hindernisses auftreten, das in der Teststrecke DN200 eingebaut war. Im Hinblick auf Strömungen mit freier Oberfläche untersuchte das FZD in zwei horizontalen Acrylglas-Kanälen geschichtete Zweiphasenströmungen im Gleich- bzw. Gegenstrom sowie Schwallströmungen. Bei den Nachrechnungen dieser Versuche gelang die Simulation der Schwallentstehung. Entsprechend des Projektziels wurden die experimentellen Ergebnisse zur Modellentwicklung genutzt. Bei vertikalen Strömungen stand die Wirkung der lateralen Blasenkräfte (z.B. Liftkraft) im Vordergrund. Zum Test unterschiedlicher Modellansätze wurde hierzu ein Mehrblasenklassen-Test-solver entwickelt und genutzt. Darauf aufbauend wurde ein neues Konzept für ein Mehrblasenklassenmodell, das Inhomogene MUSIG Modell erarbeitet und in den kommerziellen CFD Code CFX (ANSYS) implementiert. Bei Validierungsrechnungen zeigte sich, dass vor allem die Blasenkoaleszenz- und -zerfallsmodelle weiter optimiert werden müssen. Untersuchungen zu Einzeleffekten, wie z.B. die Abschätzung von Turbulenzkoeffizienten und die Analyse der Trajektorien von Einzelblasen in unmittelbarer Wandnähe, lieferten weitere wichtige Ergebnisse des Projekts. | | |
| 19. Schlagwörter Zweiphasenströmung, 3D-Gasgehaltsverteilung, 3D-Geschwindigkeitsfeld, CFD-Simulationen | | |
| 20. Verlag | | 21. Preis |

Document Control Sheet

| | |
|---|---|
| 1. ISBN or ISSN | 2. Type of Report Final Report |
| 3a. Report Title Construction and execution of experiments at the multi-purpose thermal hydraulic test facility TOPFLOW for generic investigations of two-phase flows and the development and validation of CFD codes | |
| 3b. Title of Publication | |
| 4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) H.-M. Prasser, D. Lucas, M. Beyer, C. Vallée, E. Krepper, T. Höhne, A. Manera, H. Carl, H. Pietruske, P. Schütz, A. Zaruba S. Al Issa, J.-M. Shi, F.-P. Weiß | 5. End of Project 30.09.2006 |
| 4b. Author(s) of the Publication (Family Name, First Name(s)) | 6. Publication Date September 2007 |
| 8. Performing Organisation(s) (Name, Address) Forschungszentrum Dresden-Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden | 7. Form of Publication Booklet |
| 13. Sponsoring Agency (Name, Address) Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 11019 Berlin | 9. Originator's Report No. |
| | 10. Reference No. ¹⁾ 150 1265 |
| | 11a. No. of Pages Report 111 |
| | 11b. No. of Pages Publication |
| | 12. No. of References 62 |
| | 14. No. of Tables 3 |
| | 15. No. of Figures 74 |
| 16. Supplementary Notes | |
| 17. Presented at (Title, Place, Date) | |
| 18. Abstract The works aimed at the further development and validation of models for CFD codes. For this reason, the new thermal-hydraulic test facility TOPFLOW was erected and equipped with wire-mesh sensors with high spatial and time resolution. Vertical test sections with nominal diameters of DN50 and DN200 operating with air-water as well as steam-water two-phase flows provided results on the evaluation of flow patterns, on the behaviour of the interfacial area as well as on interfacial momentum and heat transfer. The validation of the CFD-code for complex geometries was carried out using 3D void fraction and velocity distributions obtained in an experiment with an asymmetric obstacle in the large DN200 test section. With respect to free surface flows, stratified co- and counter-current flows as well as slug flows were studied in two horizontal test channels made from acrylic glass. Post-test calculations of these experiments succeeded in predicting the slug formation process. Corresponding to the main goal of the project, the experimental data was used for the model development. For vertical flows, the emphasis was put on lateral bubble forces (e.g. lift force). Different constitutive laws were tested using a Multi Bubble Size Class Test Solver that has been developed for this purpose. Basing on the results a generalized inhomogeneous Multiple Size Group (MUSIG) Model has been proposed and implemented into the CFD code CFX (ANSYS). Validation calculations with the new code resulted in the conclusion that particularly the models for bubble coalescence and fragmentation need further optimisation. Studies of single effects, like the assessment of turbulent dissipation in a bubbly flow and the analysis of trajectories of single bubbles near the wall, supplied other important results of the project. | |
| 19. Keywords Two-phase flow, 3D-void fraction distribution, 3D-velocity distribution, CFD-simulation | |
| 20. Publisher | 21. Price |

This report is part of a series, which comprise following reports:

- Construction and execution of experiments at the multi-purpose thermal hydraulic test facility TOPFLOW for generic investigations of two-phase flows and the development and validation of CFD codes (Final project report), FZD-481,
- Experiments on upwards gas-liquid flow in vertical pipes, FZD-482,
- Experiments on two-phase flow in a vertical tube with a moveable obstacle, FZD-483,
- Experimental investigation of stratified air/water flows in a horizontal channel, FZD-484,
- Experimental investigation and CFD simulation of slug flow in horizontal channels, FZD-485,
- CFD models for polydispersed bubbly flows, FZD-486,
- Turbulent Dispersion of Bubbles in Poly-dispersed Gas-Liquid Flows in a Vertical Pipe, FZD-487,
- Validation of the Multiple Velocity Multiple Size Group (CFX10.0 N x M MUSIG) Model for Poly-dispersed Multiphase Flows, FZD-487.

All these reports are published as reports of the Forschungszentrum Dresden-Rossendorf.

Dieser Bericht ist Teil einer Serie, die folgende Einzelberichte umfasst:

- Aufbau und Durchführung von Experimenten an der Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW für generische Untersuchungen von Zweiphasenströmungen und die Weiterentwicklung und Validierung von CFD-Codes (Abschlussbericht), FZD-480,
- Experimente zu aufwärtsgerichteten Gas-Flüssig Strömungen in vertikalen Röhren, FZD-482,
- Experimente zur Zweiphasenströmung in einem vertikalen Rohr mit verschiebbarem Hindernis, FZD-483,
- Experimentelle Untersuchung von geschichteten Luft/Wasser Strömungen in einem horizontalen Kanal, FZD-484,
- Experimentelle Untersuchung und CFD-Simulation von Schwallströmung in horizontalen Kanälen, FZD-485,
- CFD Modelle für polydisperse Blasenströmungen, FZD-486,
- Turbulente Blasendispersion in einer polydispersen Rohrströmung, FZD-487,
- Validierung des N x M MUSIG Modells für polydisperse Mehrphasenströmungen, FZD-487.

Alle Berichte sind als Berichte des Forschungszentrums Dresden-Rossendorf veröffentlicht.

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|------------|--|-----------|
| 1. | Einleitung | 13 |
| 1.1 | Hintergrund | 13 |
| 1.2 | Experimentelle Arbeiten | 14 |
| 1.3 | Theoretische Arbeiten | 17 |
| 2. | Versuchs- und messtechnische sowie analytische Innovationen..... | 19 |
| 2.1 | Vertikale Teststrecke mit variabler Gaseinspeisung | 19 |
| 2.2 | Entwicklung von Hochtemperaturgittersensoren..... | 23 |
| 2.3 | Messung von komplexen dreidimensionalen Zweiphasenströmungs- feldern | 26 |
| 2.4 | Messung der turbulenten Dispersion der Gasphase | 29 |
| 2.4.1 | Verwendung von Gittersensorsignalen | 29 |
| 2.4.2 | Auswertung von Daten zur optischen Blasenverfolgung | 31 |
| 2.5 | Validierung der Blasenkräfte durch Analyse von Blasenbahnen..... | 34 |
| 2.6 | Messung der Zwischenphasengrenzfläche in einer Gas/Flüssigkeits- Strömung mit Gittersensoren | 35 |
| 2.7 | Die Methode des Druckausgleichs für fluiddynamische Hochdruck- experimente | 39 |
| 3. | Einfluss der Skalierung und der Fluideigenschaften auf das Strömungsregime | 41 |
| 4. | Impulsaustausch zwischen Gas- und Flüssigphase | 50 |
| 4.1 | Experimentelle Grundlagen | 50 |
| 4.2 | Analytische Untersuchungen | 53 |
| 4.3 | Liftkraftumkehr in einer polydispersen Blasenströmung..... | 54 |
| 4.4 | Wand- und Deformationskraft | 56 |
| 4.5 | Turbulente Dispersionskraft | 56 |
| 5. | Dynamik der Gas/Flüssigkeits-Grenzfläche | 57 |
| 5.1 | Entwicklung der Blasengrößenverteilung, der Blasenkoaleszenz und -fragmentation..... | 57 |
| 5.2 | Zwischenphasen-Grenzflächendichte | 58 |
| 6. | Inhomogenes MUSIG-Modell | 61 |
| 7. | Evolution einer Zweiphasenströmung mit Phasenübergang..... | 65 |
| 8. | CFD Validierung anhand eines ausgeprägten dreidimensionalen Strömungsfeldes - Experiment mit beweglichem Hindernis..... | 72 |
| 9. | Dynamik freier Oberflächenströmungen | 79 |
| 10. | Erfahrungen beim Aufbau und bei der Inbetriebnahme des Heißstrangmodells..... | 85 |

| | | |
|------------|---|------------|
| 11. | Literatur | 91 |
| 12. | Verzeichnisse und Abkürzungen..... | 95 |
| 12.1 | Formelzeichen | 95 |
| 12.2 | Indizes | 96 |
| 12.3 | Abkürzungen..... | 97 |
| 12.4 | Abbildungsverzeichnis | 98 |
| 12.5 | Tabellenverzeichnis | 103 |
| | Anhang A: Kurzreferate der technischen Berichte..... | 104 |

1. Einleitung

1.1 Hintergrund

Der vorliegende Bericht fasst die wichtigsten wissenschaftlichen Ergebnisse des Forschungsprojekts "Aufbau und Durchführung von Experimenten an der Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW (Transient two Phase FLOW) für generische Untersuchungen von Zweiphasenströmungen und die Weiterentwicklung und Validierung von CFD-Codes" zusammen. Dieses Projekt wurde vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung gefördert. Es ist eingebettet in den deutschen CFD-Verbund, der Forschungszentren, universitäre Forschergruppen, Programmentwickler und Reaktorbetreiber unter der Führung der GRS vereint. Die koordinierten Forschungsaktivitäten werden mit dem Ziel durchgeführt, CFD-Programme für die Modellierung sicherheitsrelevanter dreidimensionaler Ein- und Zweiphasenströmungen in Kernreaktoren zu ertüchtigen. Längerfristig sollen die thermohydraulischen Anlagenprogramme durch fortgeschrittene CFD-Programme ersetzt werden. Dabei konzentrieren sich die Beiträge des Forschungszentrums Dresden-Rossendorf e.V. (FZD) auf die Thermofluidodynamik des Primärkreislaufs. Der allgemeine Hintergrund für die vorgestellten Arbeiten ist die Forschung zur Sicherheit existierender Kernkraftanlagen.

Das wachsende Interesse an den CFD-Programmen im Bereich der Reaktorsicherheit kann durch die Notwendigkeit erklärt werden, Transienten- und Störfallanalysen weiter von empirischen Korrelationen, Skalierungseffekten und dem Einfluss von Geometriefaktoren zu entkoppeln. CFD-Programme basieren auf der numerischen Lösung von Erhaltungsgleichungen für die Phasen und Komponenten der Strömung auf einem Rechengitter, das die diskretisierte Geometrie des Strömungsraums charakterisiert. Für die Beschreibung einer Zweiphasenströmung mit Hilfe von CFD (außer bei direkter numerischer Simulation) ist es unerlässlich, empirische Schließungsbeziehungen für die folgenden Effekte einzubeziehen:

- die Dynamik der Turbulenzparameter (auch für einphasige Strömungen),
- die Wechselwirkung zwischen den einzelnen Phasen (Masse-, Impuls- und Energieaustausch an der Grenzfläche zwischen gasförmiger und flüssiger Phase),
- die Dynamik der Grenzfläche zwischen gasförmiger und flüssiger Phase (d.h. Blasenkoaleszenz und -zerfall, freie Oberflächen usw.) sowie
- die Veränderung der Turbulenz aufgrund des Vorhandenseins der zwei Phasen (im Fall einer kontinuierlichen flüssigen Phase die Erhöhung oder Dämpfung der Turbulenz der Flüssigkeit durch die Anwesenheit von Gasblasen).

Im Vergleich zu der 1D-Thermohydraulik ergibt sich die neue Qualität aus der Geometrieunabhängigkeit der empirischen Beziehungen in den CFD-Programmen. Diese Schließungsbeziehungen werden für die Rechenzelle formuliert und nicht länger für eine spezifische Komponente mit einer festgelegten Geometrie, wie T-Stücke, Ventile, Brennelementbündel, Pumpen usw.

Neben der Tatsache, dass diese mikroskopischen Prozesse eine sehr spezielle Instrumentierung erfordern, beeinflussen diese Besonderheiten der CFD-Programme

auch die Planung und Durchführung der Experimente. Eine strikte Einhaltung der geometrischen Ähnlichkeit mit den Anlagenkomponenten ist nicht mehr notwendig, da die Gittergenerierung eine flexible Anpassung der Geometrie erlaubt. Aus diesem Grund kann sich die Planung der Experimente viel mehr an den zu untersuchenden Phänomenen orientieren. Dabei können die Vorteile der verfügbaren Messtechnik zielgerichteter eingesetzt werden. Folglich erhöht sich die Qualität der gewonnenen experimentellen Ergebnisse. Es ist selbstverständlich notwendig, dass die zu untersuchenden Phänomene im Experiment auftreten, aber unabhängig davon ergeben sich mehr Freiheitsgrade bei der Auswahl der Versuche. Szenarien können helfen, die interessanten Phänomene in einer deutlicher ausgeprägten und speziellen Form darzustellen. Auf diesen Überlegungen basiert die Auswahl der Experimente, die im Rahmen des aktuellen Projekts durchgeführt wurden.

Die Versuchsanlage TOPFLOW des FZD spielt innerhalb der CFD-Initiative als Mehrzweckversuchseinrichtung für Experimente zur Modellentwicklung und Programmvalidierung eine zentrale Rolle. Sie bietet die Möglichkeit, Zweiphasenströmungen von Gasen und Flüssigkeiten im Großmaßstab in einem weiten Bereich von Gasgehalten und Strömungsparametern unter kraftwerksähnlichen Bedingungen zu untersuchen. Das im FZD durchgeführte Projekt beschäftigte sich hauptsächlich mit der Modellierung von Gas/Flüssigkeits-Strömungen unter Bedingungen, bei denen die flüssige Phase als kontinuierlich betrachtet werden kann. Die Erfassung dieser Strömungen erfolgt mit hochauflösender Messtechnik, speziellen Hochdruckgittersensoren, die maßgeblich im Rahmen dieses Projekts im FZD weiterentwickelt wurden.

Das TOPFLOW-Projekt hatte sowohl eine theoretische als auch eine experimentelle Ausrichtung. Das Arbeitsprogramm beinhaltete Experimente für die Entwicklung und Validierung der oben genannten geometrieunabhängigen Schließungsbeziehungen, die für die Ertüchtigung der CFD-Programme erforderlich sind, und Validierungsexperimente sowohl für Zweifluidmodelle als auch für dynamische freie Oberflächen. Hinzu kamen Experimente zur Ableitung der Modellgleichungen selbst und die Validierung des Programms nach der Implementierung dieser Modelle. Das Rechenprogramm, das durch den CFD-Verbund für Anwendungen in der Reaktorsicherheit ausgewählt wurde, ist das von der Firma ANSYS entwickelte und vertriebene kommerzielle Programm CFX. Für eine effiziente Projektabwicklung hat das FZD mit ANSYS eine bilaterale Kooperationsvereinbarung abgeschlossen, die den gegenseitigen Informationsaustausch, Programmlicenzierungsfragen und die Koordination der gemeinsamen Validierungsbemühungen reguliert. Diese parallel zur Koordination innerhalb des CFD-Verbundes aufgebaute Kooperation war eine wesentliche Grundlage für die erfolgreiche Durchführung des aktuellen Projekts.

Der hier vorgestellte zusammenfassende Bericht gibt einen Überblick über die wichtigsten im Projekt erzielten Ergebnisse. Viele im Bericht enthaltene Resultate wurden bereits in wissenschaftlichen Journalen und auf Konferenzen publiziert.

1.2 Experimentelle Arbeiten

Die oben erwähnten Aktivitäten zur Modellentwicklung und Validierung erfordern unabdingbar neue Experimente unter Verwendung fortschrittlicher Messtechnik mit hoher zeitlicher und räumlicher Auflösung. Aus diesem Grund wurde bis Mitte 2002 die neue thermohydraulische Mehrzweckversuchsanlage TOPFLOW durch das Institut für Sicherheitsforschung errichtet und in Betrieb genommen (Schaffrath et al., 2001, 2002). TOPFLOW erlaubt Zweiphasenströmungsexperimente bis maximal

286 °C und 7 MPa mit einem Dampfmassenstrom von bis zu 1,4 kg/s (4 MW Heizleistung). Ein Übersichtsschema der TOPFLOW-Anlage ist im Bild 1.1 dargestellt, einen Überblick enthält Prasser et al. (2005a und 2005d). Eine wichtige Eigenschaft der TOPFLOW-Anlage ist die Verfügbarkeit von Sensoren und Messtechnik, die eine hochauflösende Bestimmung von Form und Größe der Zwischenphasengrenzfläche erlaubt.

Der erste Teil der experimentellen Arbeiten enthält Zweiphasenströmungsversuche in vertikalen Rohren. Diese Geometrie wurde ausgewählt, da sie sehr gut für die Untersuchung der Wirkung verschiedener Schließungsbeziehungen geeignet ist, die sowohl den Impulsaustausch an der Phasengrenzfläche als auch das dynamische Verhalten der Phasengrenzfläche selbst charakterisieren. Die Strömung kann in ihrer Bewegung entlang des Rohres und im speziellen auch im Geschwindigkeitsgradienten in der Nähe der Rohrwand über eine beträchtliche vertikale Strecke und konsequenterweise über einen vergleichsweise langen Zeitraum ohne die sofortige Separation von Flüssigkeit und Gas (typisch für horizontale Strömungen) beobachtet werden.

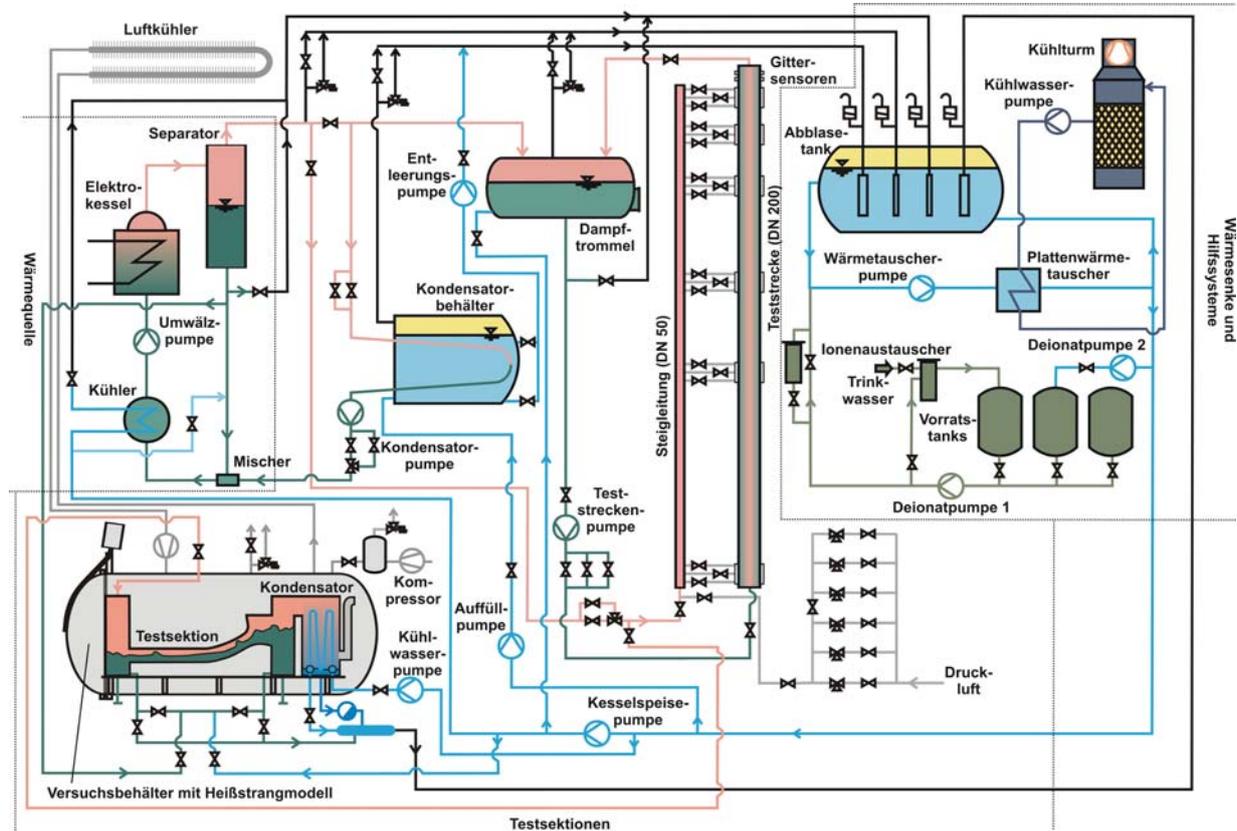


Bild 1.1 Übersichtsschema der Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW

Die wichtigsten Strömungsarten, die betrachtet werden, sind Blasenströmung, Pfropfenströmung und der Übergang zur aufgewühlten Strömung. Diese Strömungsformen werden durch eine Gasphase beschrieben, die durch Blasen verschiedener Größe und Form repräsentiert ist. Der Impulsaustausch zwischen Gas und Flüssigkeit wird dabei durch so genannte Blasenkräfte definiert, die entweder wie die Drag-Kraft in der Hauptströmungsrichtung oder bei Vorhandensein von einem Gradienten im Geschwindigkeitsfeld der Flüssigkeit, der durch die Haftbedingung an der Rohrwand hervorgerufen wird, senkrecht zur ihr wirken. Die letzteren Blasenkräfte werden als so genannte Non-Drag-Kräfte bezeichnet. Korrelationen für die

Blasenkräfte werden durch Messung der Veränderung der radialen Gasgehaltsprofile entlang des Strömungspfades und durch den Vergleich mit Vorhersagen fluid-dynamischer Modelle, die diese zu testenden Korrelationen für die Blasenkräfte enthalten, überprüft.

Gleichzeitig ändert sich die Zwischenphasengrenzfläche entlang der Strömungsrichtung. Im Falle der oben genannten Strömungsregime wird die Dynamik der Grenzfläche durch Blasenkoaleszenz und -zerfall verursacht. Die Zwischenphasengrenzfläche wird durch die Blasengrößenverteilung charakterisiert; deren Evolution wird gemessen, um eine Grundlage für die Validierung der Blasenkoaleszenz- und -zerfallsmodelle bereitzustellen.

Eine zweite Versuchsserie war auf ein ausgeprägtes dreidimensionales Strömungsfeld um ein asymmetrisches Hindernis ausgerichtet, das in ein vertikales Rohr eingebracht wurde. Die Zielstellung dieser Experimente war die Validierung des CFD-Programms nach der Implementierung der neuen Modelle als Ganzes an Hand von Daten eines komplexen Strömungszustandes. An diesem Hindernis wird eine Reihe von Phänomenen beobachtet, die typisch für Strömungen in Komponenten von industriellen Anlagen sind: Stagnationspunkte, Strömungsseparation, Rezirkulationsgebiete, Strahlbildung usw. Das Zweiphasengemisch zeigt in diesen Strömungszuständen starke räumliche Ungleichmäßigkeiten nahezu aller interessierenden Parameter. Dies schließt die Charakterisierung der Struktur der Zwischenphasengrenzfläche und der Turbulenz ein. All das sind ideale Voraussetzungen für eine genaue Programmvalidierung. Dabei wurde eine neuartige Technologie für die räumliche Erfassung dieser Parameter angewandt. Das wurde dadurch erreicht, dass das Hindernis entlang der Rohrachse zu den entsprechenden Höhenpositionen bewegt wurde, während der in den Messungen eingesetzte Gittersensor immer an derselben Position verblieb.

Ein weiteres Versuchsziel im Rahmen dieses Projekts waren Experimente, die sich mit der Entstehung und dem Verhalten von freien Oberflächen zwischen Gas und Flüssigkeit befassen. Derartige Effekte treten auf, wenn die Zeit für eine Trennung von Gas- und Flüssigkeitsphase ausreichend ist. Freie Oberflächen können eine Reihe von verschiedenen Strömungsformen wie stratifizierte-, Wellen- oder horizontale Schwallströmung aufweisen. Die Anwendung, die für diese Strömung ausgewählt wurde, war der Heißstrang des Primärkreislaufes von Druckwasserreaktoren unter Gegenstrombedingungen während der Reflux-Condenser-Phase. Für die experimentellen Untersuchungen der Dynamik der freien Oberfläche wurde eine Teststrecke konzipiert, die die Geometrie des Heißstrangs eines Druckwasserreaktors vom Typ KONVOI im Maßstab 1:3 annähernd nachbildet. Um einen ausgedehnten optischen Zugang zur Strömung zu bekommen, wurde die Teststrecke als rechteckiger Kanal mit flachen Glaswänden konstruiert, die als große Beobachtungsfenster dienen. Die Geometrie modelliert den Reaktoraustritt, den horizontalen Teil der Hauptumwälzleitung, den Krümmer in die Eintrittskammer des Dampferzeugers und mit gewissen Vereinfachungen die Eintrittskammer selbst. Es war geplant, Experimente bei Sättigungsbedingungen bis zu einem Druck von 5 MPa durchzuführen.

Für die Heißstrangexperimente wurden ausführliche Vorausrechnungen durchgeführt. Die Experimente selbst konnten aufgrund später beschriebener Probleme bei der Inbetriebnahme des Testkanals im zum Druckausgleich dienenden Drucktank nicht durchgeführt werden.

Parallel zur Vorbereitung der Heißstrangtests wurden horizontale Strömungsexperimente mit einer Luft/Wasser-Strömung bei Raumtemperatur und Umgebungsdruck in zwei verschiedenen transparenten Strömungskanälen durchgeführt. Beide hatten eine rechteckige Form, die Höhenausdehnung war jeweils größer als die Kanalbreite. Derartige Strömungskanäle sind hervorragend für die Untersuchung von Wellen und Schwallstrukturen mit Hilfe von optischen Hochgeschwindigkeitsmessungen durch die Seitenwand geeignet. An diesen Versuchsanlagen wurden auch PIV-Messungen zur Erfassung der Geschwindigkeitsverteilung des durchströmenden Schwall durchgeführt. Diese Experimente wurden vor allem zur Validierung der Modelle der freien Oberfläche in CFX genutzt.

Die vorgenannten Experimente waren nicht Bestandteil der ursprünglichen Projektplanung. Sie wurden aufgrund ihrer guten Eignung zur Programmvalidierung aufgenommen. Dank dieser Experimente wurden trotz der Nichtverfügbarkeit der Heißstrangversuchsanlage die meisten der theoretischen Projektziele der Modellierung der freien Oberfläche erreicht.

Weitere zwei experimentelle Aktivitäten wurden dem Arbeitsplan hinzugefügt. In der vertikalen Teststrecke wurde eine Serie von Kontaktkondensationsexperimenten durchgeführt. Es wurde die Möglichkeit genutzt, eine geringe Unterkühlung der flüssigen Phase durch die Drosselung des Durchflusses stromabwärts des Austritts aus der vertikalen Teststrecke von TOPFLOW einzustellen. Im Ergebnis kondensierte der eingespeiste Dampf auf dem Strömungsweg. Dieser Prozess wurde durch die Gittersensoren aufgezeichnet, die die Erfassung der Blasengrößenverteilungen ermöglichten, die sich aus der Kombination der Blasenwechselwirkungen und dem Blasenschrumpfen aufgrund der durch den Wärmetransport an der Zwischenphasengrenzfläche verursachten Kondensation ergeben. Weiterhin wurden einige kleinskalige Luft/Wasser-Experimente in transparenten vertikalen Kanälen mit und ohne erzwungene Konvektion der flüssigen Phase durchgeführt. Die Aufzeichnung der Strömungsstruktur der gasförmigen Phase erfolgte dabei mit einem Hochgeschwindigkeitsvideosystem.

1.3 Theoretische Arbeiten

Das Ziel der Versuche in den vertikalen Teststrecken bestand darin, eine experimentelle Basis für das theoretische Arbeitsprogramm bereitzustellen, das auf ein polydisperses Zweifluidmodell für adiabatische Gas/Flüssigkeits-Strömungen in einem weiten Bereich des Gasanteils ausgerichtet war. Als Ergebnis dieser Arbeiten wurde eine Erweiterung des so genannten MUSIG-Modells in CFX implementiert. In seiner früheren Version beschrieb das MUSIG-Modell die Entwicklung der Blasengrößenverteilung aufgrund von Blasenkoaleszenz und -zerfall, ohne dabei die Abhängigkeit der meisten Zwischenphasenkräfte, speziell der so genannten Non-Drag-Kräfte, vom Blasendurchmesser zu berücksichtigen. Der letztere Effekt führt zu einer Auftrennung der Blasen in Abhängigkeit von ihrem Durchmesser, der nur beschrieben werden kann, wenn Blasen unterschiedlicher Größenklassen sich mit verschiedenen Geschwindigkeiten und in unterschiedlichen Richtungen ausbreiten können. Die Lösung war die Implementierung des inhomogenen MUSIG-Modells, das die Blasengrößengruppen in Klassen vereinigt, die über eine eigene Impulsgleichung verfügen. Dieses Modell bildet einen nahezu idealen Kompromiss zwischen der Bereitstellung der notwendigen Freiheitsgrade, um die Bewegung von Blasen mit unterschiedlichen Formen widerzuspiegeln und den Begrenzungen, die sich aus dem Rechenaufwand ergeben, der in praktikablen Grenzen zu halten ist. Das gemeinsam durch ANSYS

und FZD vorgeschlagene und entwickelte Inhomogene MUSIG-Modell wurde den Anwendern als Teil des Programms CFX beginnend mit der Version 10 zur Verfügung gestellt. Es ist eines der wichtigsten Ergebnisse des TOPFLOW-Projekts.

Im Rahmen des abgeschlossenen Projekts wurden durch das FZD die folgenden theoretischen Arbeiten ausgeführt, um das oben genannte Ziel zu erreichen:

Impulsaustausch an der Zwischenphasengrenzfläche

Verschiedene Korrelationen für die Blasenkräfte sowohl für die Drag- als auch für die Non-Drag-Kräfte wurden an Hand von TOPFLOW-Versuchsdaten getestet, sowohl um die Modelle auszuwählen, die die radialen Gasgehaltsprofile und deren Entwicklung entlang des Strömungspfades mit der besten Übereinstimmung beschreiben, als auch um eventuell notwendige Modellkoeffizienten anzupassen. Diese Arbeiten wurden mit dem so genannten vereinfachten Testsolver durchgeführt, der die Vorhersage der radialen Gasverteilung zum Vergleich mit dem Experiment im Gegensatz zu vollständigen CFD-Simulationen in einer sehr effizienten Weise erlaubt. Signifikante Verbesserungen wurden erreicht, die sich dadurch ergeben, dass der Satz der validierten Schließungsbeziehungen den Übergang von einer Gasgehaltsverteilung mit Wandmaximum zu einer mit Mittenmaximum reproduzieren kann, wenn die Blasengrößenverteilung gegeben ist. Weiterhin wurde die Skalierungsunabhängigkeit der Modellierung innerhalb der in TOPFLOW verfügbaren Rohrdurchmesser von 50 mm bis zu 200 mm nachgewiesen.

Dynamik der Zwischenphasengrenzfläche

In der Literatur vorhandene Modellgleichungen zur Beschreibung von Blasenkoaleszenz und -zerfall wurden an Hand von gemessenen Blasengrößenverteilungen überprüft. Zu diesem Zweck wurde der vereinfachte Testsolver um die Lösung der Populationsbilanz erweitert. Die daraus folgenden vorvalidierten Schließungsbeziehungen wurden in das Inhomogene MUSIG-Modell von CFX-10 implementiert. Im nächsten Schritt wurden Nachrechnungen von Experimenten an der vertikalen Teststrecke durchgeführt, die zur weiteren Anpassung der Modellkoeffizienten dienten.

Wärmeaustausch an der Zwischenphasengrenzfläche

Ein wichtiges Element ist die Modellierung des durch eine Änderung des Blasendurchmessers aufgrund von Kondensation oder Verdampfung verursachten Transfers zwischen den Blasenklassen. Dies erfordert die Kopplung der Gleichungen für die Populationsbilanz mit dem Modell für den Wärmetransport an der Zwischenphasengrenzfläche. In einem ersten Schritt wurden die Kontaktkondensationsexperimente an der großen vertikalen Teststrecke mit Hilfe des vereinfachten Testsolvers analysiert. Die gemessenen Dampfgehalts- und Blasengrößenprofile wurden mit in der Literatur verfügbaren Wärmetransportmodellen verglichen und ein geeigneter Algorithmus ausgewählt.

Programmvalidierung

Sowohl die Experimente zur Entwicklung der Strömung entlang der vertikalen Teststrecken als auch die Messungen der Strömung um das asymmetrische verschiebbare Hindernis wurden zur Programmvalidierung eingesetzt. Die Validierung des Zweifluid-Modells in CFX begann mit einem monodispersen Modell, das das globale dreidimensionale Geschwindigkeits- und Gasgehaltsprofil im Bereich um das Hindernis erfolgreich vorhersagen konnte. Die verfügbaren Experimente wurden

später verwendet, um CFX mit dem neu implementierten Inhomogenen MUSIG-Modell zu validieren.

Ein zweiter Schwerpunkt bestand in der Validierung von CFX für die Anwendung auf Strömungen mit freien Oberflächen. Die Rechnungen wurden für horizontale Kanäle durchgeführt, wobei die Option des so genannten „kompressiven Advektions-schemas“ als ein inhärenter Oberflächenschärfungsalgorithmus angewandt wurde. Es konnte gezeigt werden, dass das Programm in der Lage ist, die spontane Schwallbildung in einem geraden horizontalen Kanal abzubilden. Darüber hinaus haben Vorausrechnungen der transienten Strömung mit freier Oberfläche in der Geometrie des Heißstrangmodells periodische Schwallstrukturen während der Gegenstrombegrenzung am Eintritt in den Dampferzeuger gezeigt.

Der Erfolg des TOPFLOW-Projekts basiert im Wesentlichen auf einer Anzahl von methodischen Innovationen über die in Kapitel 2 berichtet wird. Die Mehrzahl dieser neuartigen Ansätze hat eine weitreichende Relevanz für die wissenschaftliche Arbeit im Bereich der Zweiphasenströmungsmodellierung und deren experimenteller Untersuchung und kann in zukünftigen Projekten weiter verwendet werden.

Das Hauptergebnis des TOPFLOW-Projekts ist in dem Fortschritt zu sehen, der bei der Entwicklung des CFD-Programms CFX-10 durch die Implementierung neuer oder ertüchtigter Modelle und die Validierung an Hand von Messdaten mit einer hohen Sensibilität zu den relevanten fluiddynamischen Phänomenen erreicht wurde.

2. Versuchs- und messtechnische sowie analytische Innovationen

2.1 Vertikale Teststrecke mit variabler Gaseinspeisung

Das Studium von Zweiphasenströmungen in vertikalen Rohren bietet den Vorteil, dass die Entwicklung der Struktur einer Gas/Flüssigkeits-Strömung mit einer dispersen Gas- und einer kontinuierlichen Wasserphase über einen relativ langen Zeitraum beobachtet werden kann, ohne dass die Strömungsstruktur durch eine zu zeitige Phasenseparation verändert wird. In diesen geraden vertikalen Rohren können Blasen in ihrer axialen und radialen Bewegung im Schwarm und im Scherfeld in Wandnähe untersucht werden. Weiterhin können Blasenkoaleszenz und -zerfall auf der Basis der Entwicklung der Blasengrößenverteilungen entlang des Strömungspfadens charakterisiert werden. Die Strömungszustände, die in vertikalen Rohren untersucht werden können, sind Blasenströmung, Pfropfenströmung, turbulent-aufgewühlte Strömung, wellige Ringströmung, Ringströmung und feindisperse Strömung. Alle diese Strömungsformen waren Teil der Experimente, die im Rahmen des Projekts durchgeführt wurden.

Aus diesen Gründen steht die vertikale Rohrströmung immer im Mittelpunkt der Aufmerksamkeit der thermohydraulischen Forschung zu Zweiphasenströmungen. Die Experimente an den vertikalen Teststrecken von TOPFLOW zeichnen sich allerdings noch durch eine Reihe von Neuerungen aus.

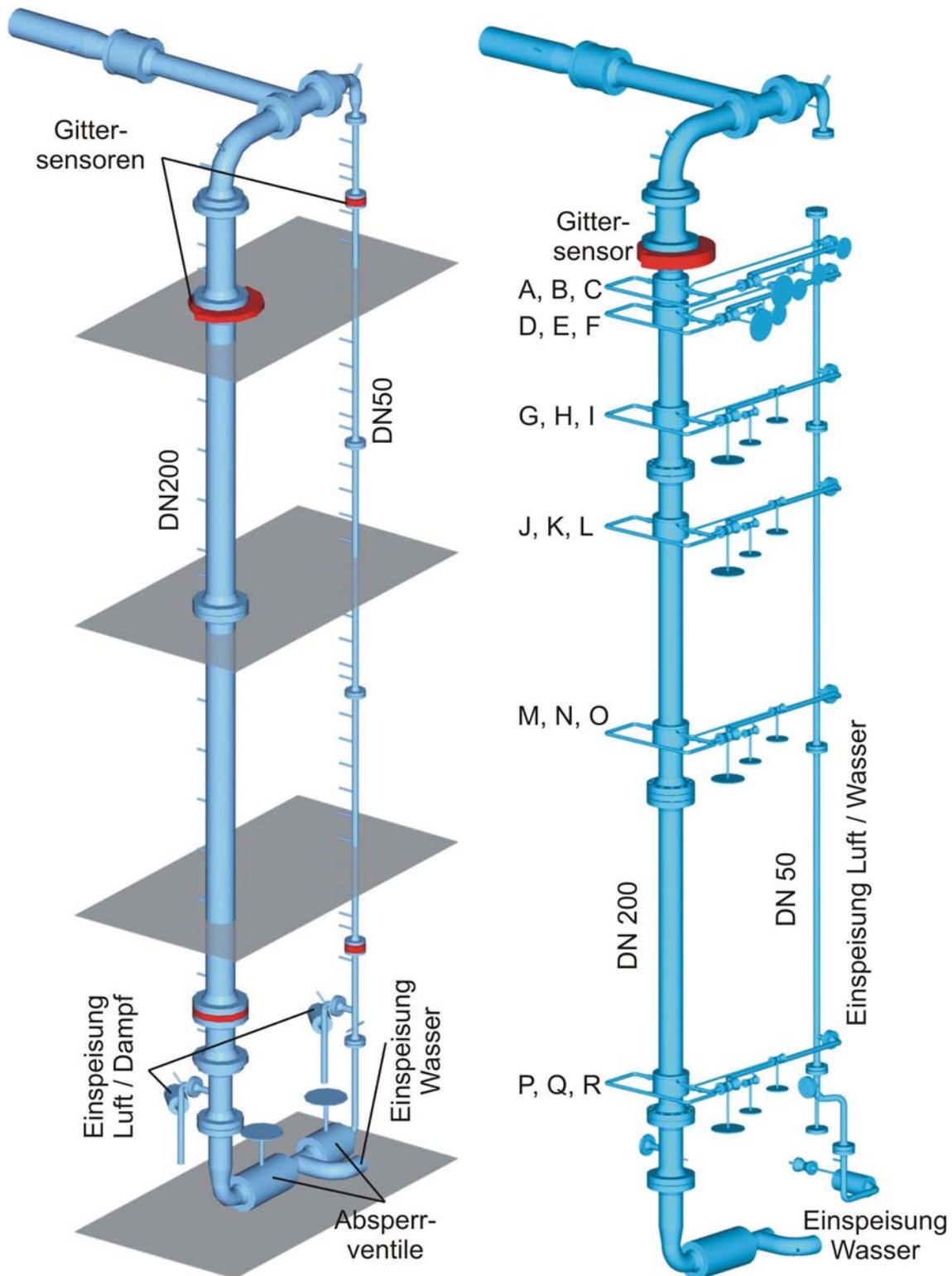


Bild 2.1 Vertikale Teststrecken der TOPFLOW-Anlage;
 linkes Bild: Rohre mit zentraler Gaseinspeisung am Eintritt, DN50 (Innendurchmesser 52,3 mm), DN200 (Innendurchmesser 193,7 mm);
 rechtes Bild: DN200 mit variabler Gaseinspeisung, Innendurchmesser 195,3 mm,
 beide Systeme: max. Druck: 7 MPa, max. Temperatur: 286 °C

Erstmals wurden Gas/Flüssigkeits-Strömungen in Rohren mit großem Durchmesser bei Strömungsbedingungen, die denen in Kernreaktoren bei Leckstörfällen sehr nahe kommen, mit einer Messtechnik untersucht, die die Strömung im gesamten Querschnitt mit einer Auflösung im Bereich von Millimetern und mit einer Aufzeichnungsfrequenz von einigen kHz erfasst. Die Kombination von Dampf/Wasser-Gemischen in einer Rohrleitung DN200 bei Drücken bis 7 MPa mit der weltweit führenden Auflösung des Gittersensors ist unikal in diesem Bereich. Ein weiterer Vorteil der Experimente ist die Möglichkeit, alle Versuche zu Vergleichszwecken auch mit einem Luft/Wasser-Gemisch bei Umgebungsbedingungen durchzuführen, um den Einfluss der physikalischen Stoffeigenschaften zu untersuchen. Des Weiteren gestattet ein Vergleich der Ergebnisse aus beiden verfügbaren vertikalen Teststrecken (DN 50 und DN200) das Ableiten von Aussagen zum Einfluss von Skalierungseffekten (Bild 2.1, linke Seite).

Aus der Literatur ist bekannt, dass es einen begrenzenden Durchmesser gibt, bei dessen Unterschreitung der mittlere Gasanteil durchmesserabhängig wird. Dagegen führt eine Überschreitung dieses Durchmessers zu keiner weiteren Veränderung der Strömungsstruktur, wenn die Leerrohrgeschwindigkeiten konstant bleiben. Die Querschnitte der beiden vertikalen Teststrecken wurden so ausgewählt, dass Experimente sowohl oberhalb als auch unterhalb dieses Grenzdurchmessers möglich sind.

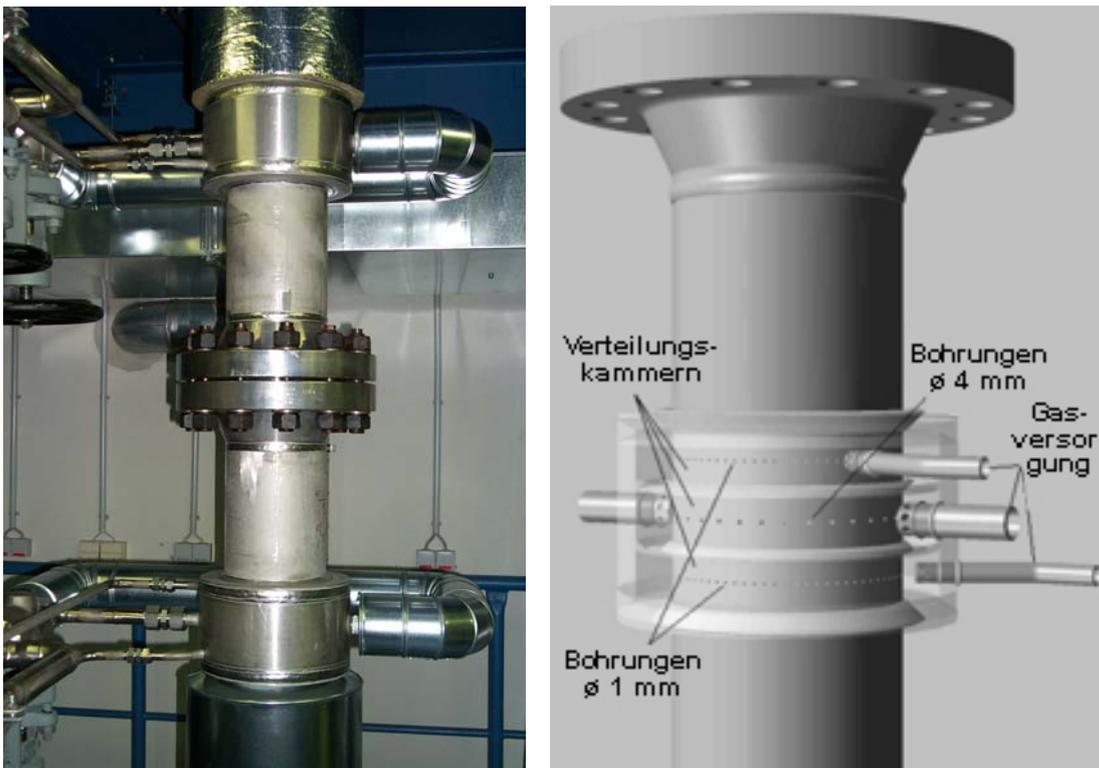


Bild 2.2 Einspeisevorrichtung des variablen Gaseinspeisesystems an der vertikalen Teststrecke DN200 von TOPFLOW

Neben Versuchen an den einfachen Teststrecken mit zentraler Gaseinspeisung (Bild 2.1, linke Seite) wurden auch Experimente an einer speziell konstruierten Form der DN200 Teststrecke durchgeführt, bei der an 6 verschiedenen Höhenpositionen eine Gaseinspeisung möglich ist. Diese neue in Prasser et al. (2005d) beschriebene Konstruktionsform wird aufgrund ihrer Ausführung als variable Gaseinspeisung bezeichnet (Bild 2.1, rechte Seite). Sie erlaubt das Studium der Entwicklung der

Strömungsstruktur über der Höhe der Teststrecke ohne aufwendige Montagearbeiten.

Jedes Modul hat drei ringförmige Einspeisekammern, aus denen Gas oder Dampf über eine bestimmte Anzahl von Bohrungen in der Rohrwand in die Teststrecke strömt. Es gibt keine Alternative zu Bohrungen durch die Rohrwand, wenn man eine Querschnittsbeeinflussung für die Strömung von einer stromaufwärts gelegenen Einspeisevorrichtung ausschließen will.

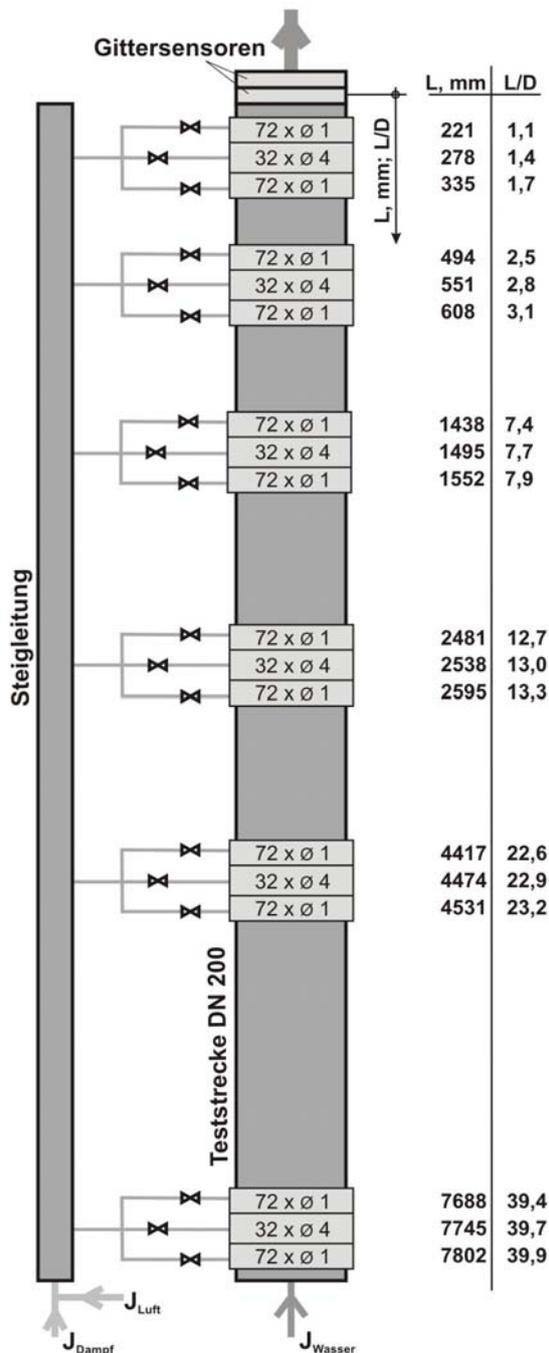


Bild 2.3 Geometrieparameter des variablen Gaseinspeisesystems an der DN200 Teststrecke von TOPFLOW

Zwei unterschiedliche Einspeisedurchmesser erlauben die Änderung der Größe der Primärblasen und damit die Untersuchung ihres Einflusses auf die Struktur der Strömung. Die obere und die untere Kammer haben jeweils 72 Öffnungen mit einem Durchmesser von 1 mm, die mittlere Kammer hat 32 Düsen der Größe 4 mm (Bild 2.2). Die Anordnung der 6 Einspeisemodule erlaubt es, die Entfernung zwischen Gaseinspeisung und Messposition, die so genannte „Einlauflänge“, in sechs Schritten für die 4 mm-Öffnungen und in zwölf Schritten für die kleineren Öffnungen zu variieren. Da sich die Strömungsform unmittelbar nach der Gaseinspeisung wesentlich verändert, ist es notwendig, direkt unterhalb der Messebene möglichst viele Einspeisepositionen vorzusehen. Aus diesem Grund sind die beiden 1 mm Kammern in den oberen Modulen als separate Einspeisepositionen zu betrachten. Schaltet man die Gaseinspeisung zwischen den oberen 1 mm Kammern um, so ergibt sich eine signifikante Änderung der Einlauflänge. Dieser Effekt ist für die unteren Einspeisekammern vernachlässigbar.

Der Abstand zwischen den Modulen folgt annähernd einer Logarithmusfunktion, so dass sich die Entfernung zwischen benachbarten Gaseinspeisungen mit wachsendem Abstand vom Sensor erhöht (Bild 2.3). Das Design der variablen Gaseinspeisung berücksichtigt den Sachverhalt, dass die Intensität der Änderung der Strömungsstruktur mit wachsendem Abstand stromabwärts von der Einspeisung zurückgeht. Eine weitere wichtige Option ergibt sich durch das Vorhandensein von zwei Ringen mit 1 mm-Öff-

nungen: Wenn die Volumenstromrate des Gases die Kapazität für einen Ring überschreitet, kann sie durch das Hinzuschalten des zweiten Ringes erweitert werden.

Die Dampfbzuspeisung erfolgt über eine Steigleitung mit einem Durchmesser von 50 mm, die an Stelle der kleinen Teststrecke installiert wurde. Experimente an der DN50 Teststrecke sind deshalb parallel zur Verwendung der variablen Gaseinspeisung nicht möglich. Vertiefende Angaben zur Konstruktion und zu den Experimenten an der variablen Gaseinspeisung sind im separaten Bericht: „Experimente zu aufwärtsgerichteten Gas/Flüssigkeits-Strömungen in vertikalen Rohren“ aufgeführt (siehe Anhang A1).

2.2 Entwicklung von Hochtemperaturgittersensoren

Am Beginn des Projekts waren Gittersensoren nur für moderate thermodynamische Strömungsparameter verfügbar (Prasser et al., 1998). Der Großteil der Experimente im Vorläuferprojekt (Prasser et al., 2003a) waren mit einem Luft/Wasser-Gemisch bei Raumtemperatur und Umgebungsdruck durchgeführt worden. Für andere Projekte, wie das national geförderte Wasserhammerprojekt, das in Kooperation mit Fraunhofer UMSICHT Oberhausen (Prasser et al., 1999) durchgeführt wurde, oder die EU FP5 Projekte NACUSP (Stability of boiling water reactors) und WAHALoads (Giot & Seynhaeve, 2004), wurden die Gittersensoren schrittweise ertüchtigt, um höheren Druck- und Temperaturbelastungen standzuhalten. Für die Wasserhammerexperimente wurde die Arbeitstemperatur in einem ersten Schritt auf 180 °C erhöht. Später, im WAHALoads-Projekt, wurde der erste Sensor für reaktornahe Bedingungen hergestellt, der in den Experimenten zum spontanen Wasserhammer an der Versuchsanlage PMK-2 des KFKI Budapest zum Einsatz kam. Beide Sensoren sind mit vorgespannten Stabelektroden anstelle der dünnen Drähte ausgerüstet. Diese konstruktiven Randbedingungen schränkten ihre Anwendbarkeit für hoch aufgelöste Messungen der Strömungsformen ein, die im TOPFLOW-Projekt gefordert waren. Gittergrößen von 16x16 bei Sensordurchmessern bis DN100 waren typisch für die Anwendungen in den vorgenannten Projekten.

Dieser Entwicklungsstand war die Motivation für die weitere Qualifizierung der Messtechnik im Rahmen des TOPFLOW-Projekts. Für erste Experimente mit einer Luft/Wasser-Strömung in der großen vertikalen Teststrecke wurde die Anzahl der Gitterpunkte erhöht, ohne dabei die mechanischen Eigenschaften der Sensoren zu verändern. Diese Sensoren mit einer Matrix von 64x64 Kreuzungspunkten (Bild 2.4) erreichen eine Auflösung des Messquerschnitts des DN200-Rohres von 3 x 3 mm. Diese Steigerung der Messqualität erforderte die Entwicklung eines neuen Aufzeichnungssystems für die Gittersensorsignale, das eine genügend hohe Messfrequenz für solch große Sensormatrizen garantiert. Die elektronischen Arbeiten dazu wurden in enger Kooperation mit der TELETRONIC GmbH durchgeführt (Prasser et al., 2002b).

Im TOPFLOW-Projekt war vorgesehen, die Gittersensortechnologie für Dampf/Wasser-Strömung bei Sättigungsbedingungen von bis zu 7 MPa einzusetzen. Zu Projektbeginn schien es durchaus erfolgversprechend zu sein, der in den erwähnten Wasserhammerprojekten entwickelten Designlinie für die Sensoren zu folgen. Daraus folgt, dass Kompromisse bei der räumlichen Auflösung hätten akzeptiert werden müssen. Die Verwendung von vorgespannten Stabelektroden – offensichtlich die einzige Möglichkeit, eine mechanische Stabilität der Sensorelektroden zu erreichen – würde die Auflösung auf 6 x 6 mm und die Größe der Messmatrix auf 32x32 Punkte für die DN200 Teststrecke begrenzen. Um die gemessenen Strömungsinformationen

zur CFD Modellentwicklung und -validierung nutzen zu können, war es jedoch erforderlich, die räumliche Auflösung der Gittersensoren deutlich zu erhöhen.

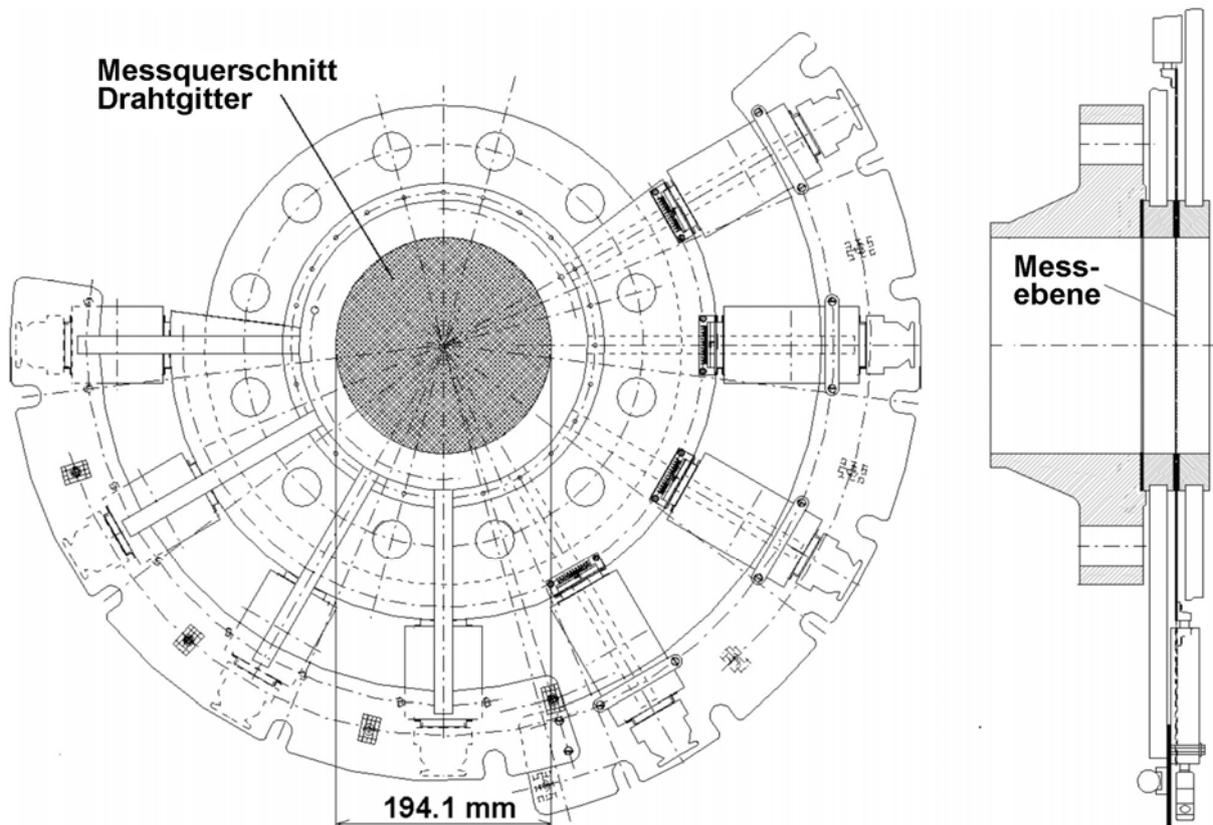


Bild 2.4 Gittersensor für Luft/Wasser-Experimente in der DN200 Teststrecke mit einer Matrix von 64x64 Messpunkten

Aus dem vorgenannten Grund wurden mehrere neue Designlösungen entwickelt, um die Leistungsfähigkeit der Zweiphasen-Messtechnik wesentlich zu verbessern. Diese Lösungen, die Gegenstand eines entsprechenden Patents (Pietruske et al., 2006) sind, gestatten den Einsatz von Edelstahldrähten an Stelle der vorgespannten Stabelektroden. Die neue Technologie erlaubte die Verkürzung des Gitterabstands auf 3 mm, wodurch die gleiche Qualität wie bei den früheren Luft/Wasser-Experimenten erreicht werden konnte. Mehrere Hochdrucksensoren dieser Art wurden bisher gefertigt und bei den Messungen eingesetzt. Die Fertigung der Sensoren für die Nennweite 50 verlief problemlos. Anfängliche technologische Schwierigkeiten bei den druckfesten Durchführungen der Elektrodenröhren an den DN200-Sensoren konnten behoben werden.

Der Hochdrucksensor für DN200 (Bild 2.5) besteht aus 64 Empfänger- und 64 Senderdrähten mit einem Durchmesser von 250 μm . Die Elektronikeinheit in ihrer derzeitigen Ausführung kann 2500 Abfragen pro Sekunde realisieren. Da die Messzeit auf 10 s festgelegt wurde, ergeben sich bei jedem Experiment 25000 zweidimensionale Gasgehaltsverteilungen, die jede aus 64x64 Einzelwerten besteht. Das bedeutet, dass das Ergebnisfile jedes Experiments eine Größe von 25000*64*64 Werten hat. Der innere Sensordurchmesser stimmt mit dem der Teststrecke überein. Der Abstand der Drähte untereinander sowie die Entfernung der beiden Ebenen voneinander betragen jeweils 3 mm.

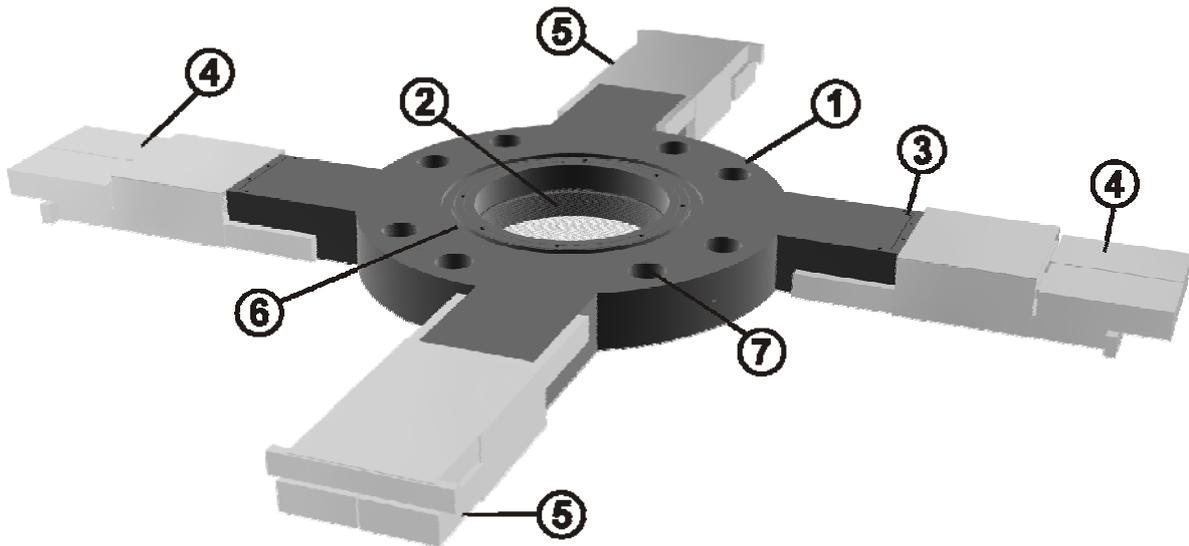


Bild 2.5 CAD-Darstellung des kompletten Sensors für das DN200 Rohr:
 1 – Sensorkörper, 2 – Messebene mit Drähten, 3 – versiegelte druckdichte Drahtdurchführung, 4 – Steuereinheit, 5 – Empfänger/Vorverstärker, 6 – Abdeckring, 7 – Schraubenloch für die Flanschverbindung

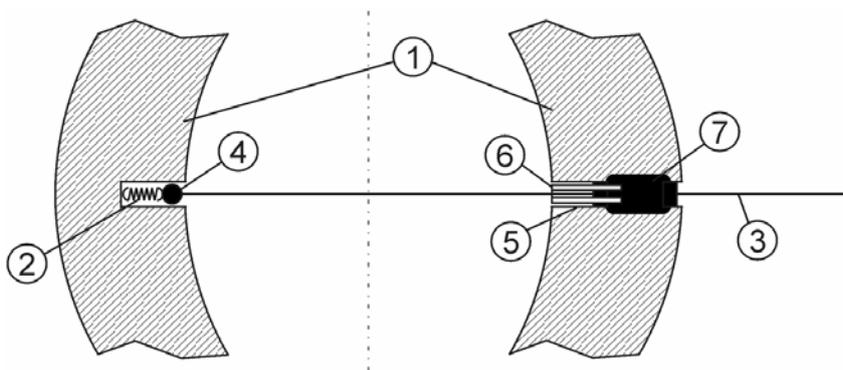


Bild 2.6 Befestigung der Drahtelektroden im Sensor:
 1 – Sensorkörper, 2 – Feder, 3 – Drahtelektrode, 4 – keramischer Isolationskörper, 5 – Kanal, 6 – Keramikröhrchen, 7 – Kaverne mit Epoxidharz

Die Auslegung der druck- und temperaturdichten Hülsen für 128 Drahtelektroden war eine weitere technologische Herausforderung. Zur Kompensation der thermischen Ausdehnung der Drähte sind diese mit Stahlfedern am Sensorgrundkörper außerhalb des Messquerschnitts befestigt. Dafür waren bei der Konstruktion Kaverne

im Grundkörper vorzusehen (Bild 2.6). Um diese Vertiefungen fertigen zu können, musste der Sensorkörper in der Mitte geteilt werden. Nach Abschluss der mechanischen Fertigung wurden beide Hälften durch Vakuumlöten zusammengefügt. Danach erfolgte die Montage und elektrische Isolierung jedes einzelnen Elektroden drahts.

Ein identisches Design wurde für die DN50-Sensoren entwickelt, die aus einer Matrix von 16x16 Messpunkten bestehen (Bild 2.7). Beide Sensoren sind in Pietruske & Prasser (2005) ausführlich beschrieben.

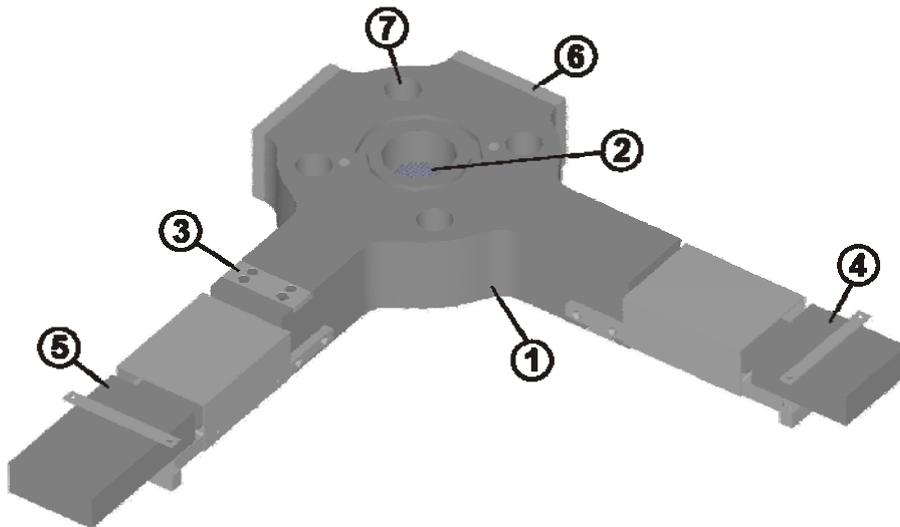


Bild 2.7 CAD-Darstellung des kompletten Sensors für das DN50 Rohr:
 1 – Sensorkörper, 2 – Messebene mit Drähten, 3 – versiegelte druckdichte Drahtdurchführung, 4 – Steuereinheit, 5 – Empfänger/Vorverstärker, 6 – Abdeckring, 7 – Schraubenloch für die Flanschverbindung

2.3 Messung von komplexen dreidimensionalen Zweiphasenströmungsfeldern

Zur dreidimensionalen Messung einer Zweiphasenströmung in komplizierter Geometrie unter Verwendung des Gittersensors wurde ein asymmetrisches bewegliches Hindernis konstruiert, gefertigt und in die DN200 Teststrecke montiert. Die wesentlichen Unterschiede im Vergleich zu früheren derartigen Experimenten sind:

- komplexes Strömungsfeld mit relativ großer Ausdehnung,
- hohe zeitliche und räumliche Auflösung der Zweiphaseninstrumentierung,
- weiter Bereich von Strömungsbedingungen,
- Verfügbarkeit von Experimentaldaten für verschiedene Stoffeigenschaften durch Luft/Wasser-Versuche unter Umgebungsbedingungen bzw. Dampf/Wasser-Experimente bei hohem Druck,
- Erfassung des Gasanteils und der Geschwindigkeit der flüssigen Phase in einem großen dreidimensionalen Bereich stromauf- und -abwärts eines komplexen Strömungshindernisses.

Als Hindernis wurde eine halbkreisförmige Scheibe eingesetzt, deren gerade Seite in der Mitte des Rohrdurchmessers angeordnet ist, während sich der Halbkreis in einem Abstand von 10 mm von der Innenwand des Rohres befindet (Bild 2.8). Zur Veränderung der axialen Position ist die Blende auf einer Zahnstange montiert, die sich mit Hilfe einer Antriebsvorrichtung verschieben lässt. Sowohl Hindernis als auch Antrieb können umgedreht werden und somit oberhalb bzw. unterhalb des in Bild 2.5 dargestellten Gittersensors eingebaut werden.

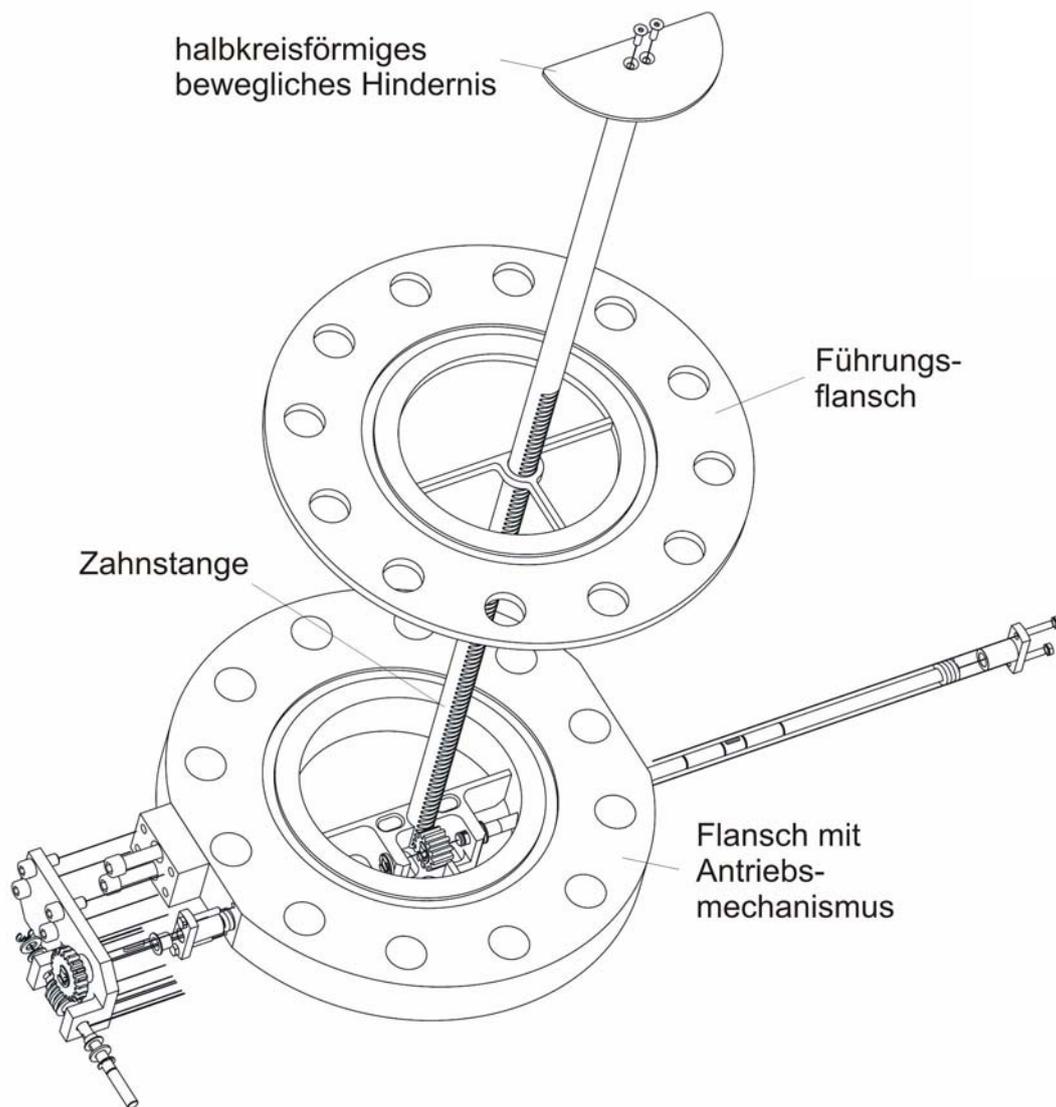


Bild 2.8 Bewegliches Hindernis für die vertikale DN200 Teststrecke

Die beschriebene Anordnung (Bild 2.9) erlaubt die Erfassung des lokalen momentanen Gasgehalts im gesamten Rohrquerschnitt mit einer räumlichen Auflösung von 3 mm und einer Messfrequenz von 2,5 kHz im dreidimensionalen Strömungsfeld um die Blende. Der Abstand zwischen Sensor und Blende kann zwischen 10 mm und dem Maximalwert von 520 mm ohne Veränderung der Sensorposition variiert werden. Diese Besonderheit ermöglicht einen durchgängigen Experimentalbetrieb ohne aufwendige Montagearbeiten für eine Einbaulage des Hindernisses (stromauf- bzw. stromabwärts).

Einzelheiten zur Konstruktion des Hindernisses und zu den bei der Messung von komplexen dreidimensionalen Strömungsvorgängen auftretenden Effekten sind in Prasser et al. (2006a) sowie im technischen Bericht: „Experimente zur Zweiphasenströmung in einem vertikalen Rohr mit verschiebbarem Hindernis“ (siehe Anhang: A2) erläutert.

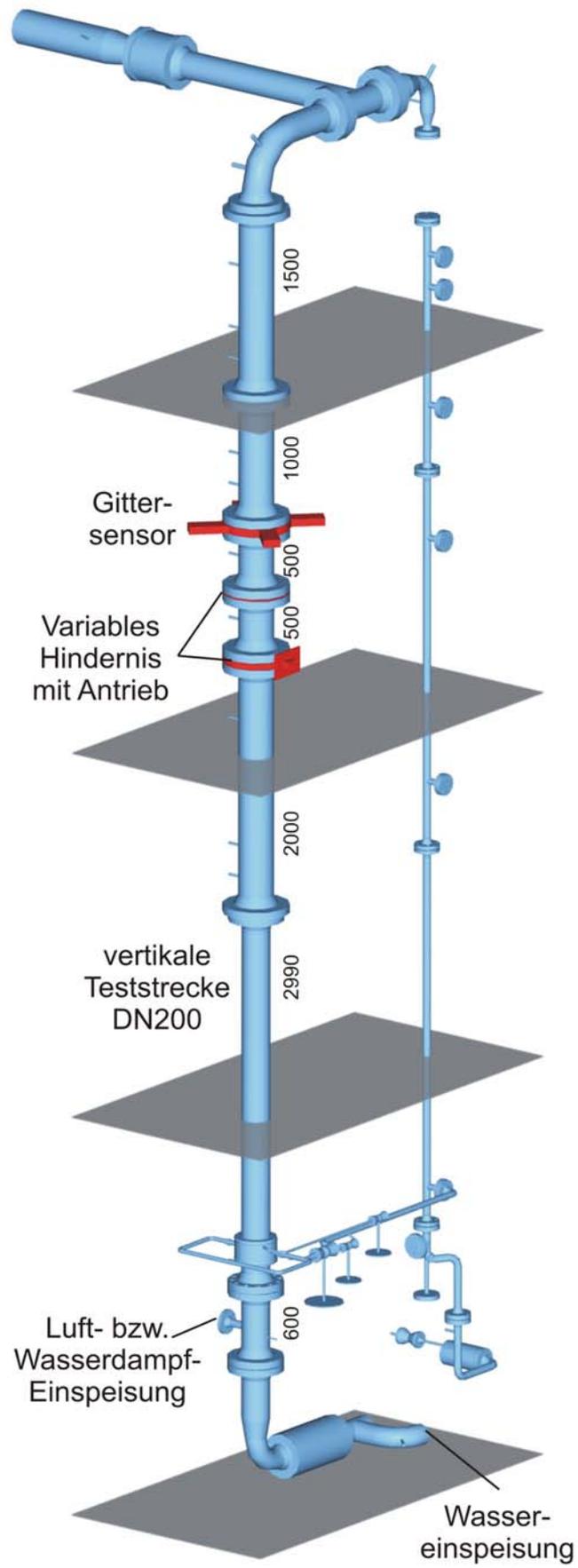


Bild 2.9 Teststrecke DN200 mit Sensor und Hindernis

2.4 Messung der turbulenten Dispersion der Gasphase

2.4.1 Verwendung von Gittersensorsignalen

Im Rahmen früherer Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass ein in kurzem Abstand hintereinander montiertes Gittersensorpaar für die Bestimmung der zeitgemittelten lokalen Geschwindigkeit der Gasphase geeignet ist. Dies erfolgt durch die Berechnung der Kreuzkorrelationsfunktionen aus den Zeitverläufen der lokalen momentanen Gasgehaltsanteile an gleichen Gitterpunkten in der Messebene beider Sensoren. Das Maximum der Kreuzkorrelationsfunktionen entspricht dem wahrscheinlichsten zeitlichen Abstand zwischen den Signalen beider Sensoren. Dieser Wert wird auch als mittlere Transportzeit der Gasblasen interpretiert. Die momentane Geschwindigkeit der Gasphase wird durch Division des Abstands zwischen den Sensoren durch diese Zeitspanne ermittelt (Prasser, 2000; Prasser et al., 2005a).

Die Wirkung der Turbulenz auf die Bewegung der Blasen entlang des Strömungspfad es verursacht eine stochastische seitliche Verschiebung. Statistische Informationen über diese Verschiebungen liefert eine verallgemeinerte Kreuzkorrelations-technik. Anstelle der Auswertung der Messsignale ausschließlich an übereinanderliegenden Messpunkten beider Sensoren stellt diese erweiterte Methode Kreuzkorrelationsfunktionen auch für die umgebenden Gitterpunkte des stromabwärts angeordneten Sensors bereit (Manera et al., 2005).

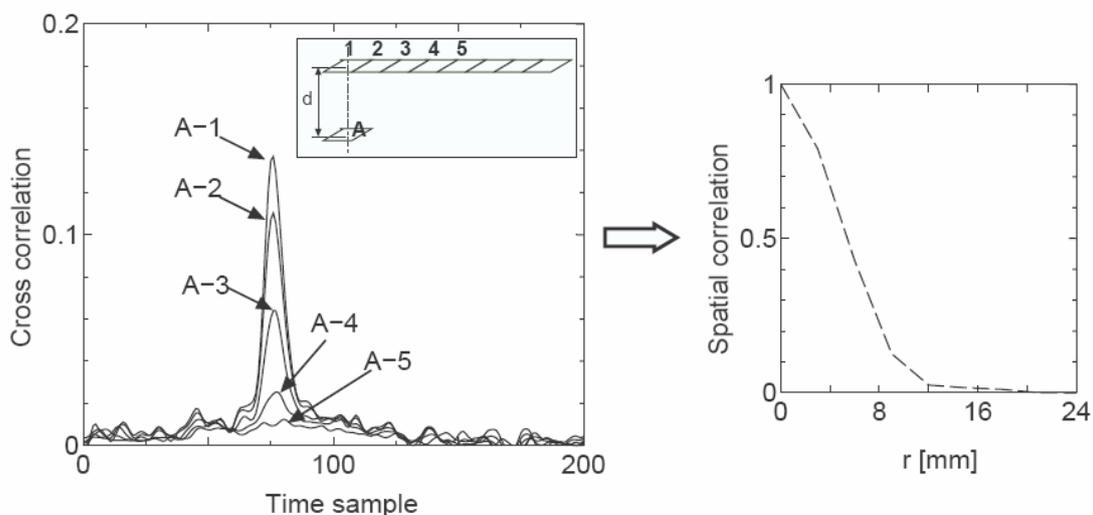


Bild 2.10 Kreuzkorrelation mit einer zusätzlichen lateralen Verschiebung zwischen zwei aufeinander folgenden Gittersensoren;
links: zeitabhängige Kreuzkorrelationsfunktionen,
rechts: Abnahme des Maximums mit wachsendem lateralem Abstand

Bei einem konstanten axialen Abstand beider Sensoren werden die für mehrere Positionen mit Zunahme der seitlichen Verschiebung vom Ausgangspunkt berechneten Kreuzkorrelationsfunktionen kleiner. Sie reduzieren sich letztendlich auf ein minimales Grundniveau, wenn im zweiten Sensor eine seitliche Abweichung erreicht wird, bei der die im ersten Sensor detektierten Blasen, im Zweiten nicht mehr nachweisbar sind (Bild 2.10). Im Rohrzentrum dominiert die turbulente Dispersion gegenüber den anderen Non-Drage-Kräften. Folglich charakterisiert die räumliche Ausdehnung der Korrelationen die durch Turbulenz verursachte statistische Bewegung der Blasen quer zur Strömungsrichtung. Da die Blasen eine begrenzte Ausdehnung haben, muss eine Kreuzkorrelation der Signale von einem gegebenen

Messpunkt im ersten Sensor mit einem zweiten seitlich verschobenen Punkt im selben Sensor auch eine endliche Breite ergeben, die durch die mittlere Blasengröße charakterisiert ist (ACF in Bild 2.11).

Dieser Effekt wird von der Wirkung der Turbulenz überlagert. Diese kann durch eine Entfaltung der Kreuzkorrelationsfunktion mit der Autokorrelationsfunktion separiert werden, d.h. es wird eine Übertragungsfunktion gesucht, die die Autokorrelationsfunktion in die Kreuzkorrelationsfunktion umwandelt. Dafür lässt sich eine Gaußverteilung der Übertragungsfunktion finden und die Dispersionskoeffizienten so lange variieren, bis die berechnete Kreuzkorrelationsfunktion durch die Faltung der Autokorrelationsfunktion mit der Übertragungsfunktion erhalten wird. Die Breite der Gaußschen Übertragungsfunktion enthält Informationen über die turbulente Diffusion (Bild 2.11).

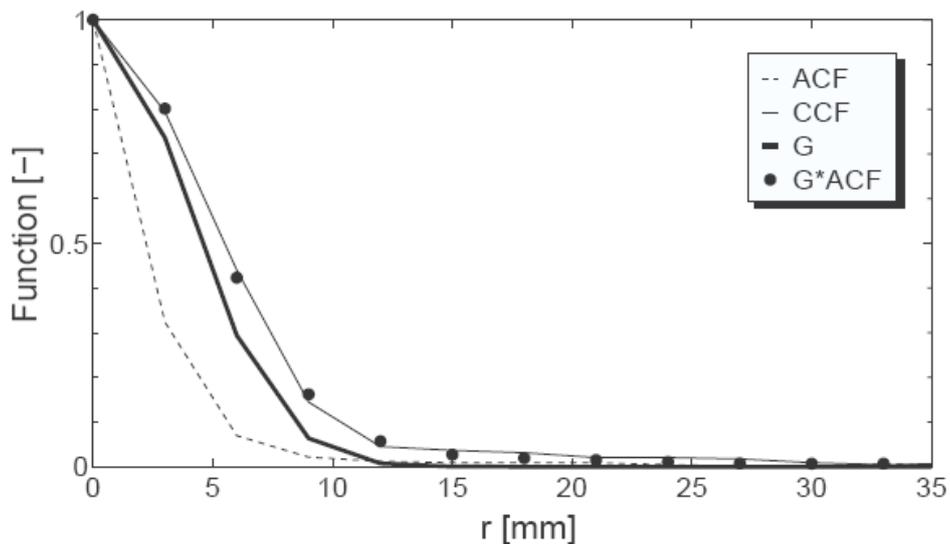


Bild 2.11 Beispiel für eine räumliche Kreuzkorrelationsfunktion (CCF) und die zugehörige Autokorrelationsfunktion (ACF), ein Ergebnis der Entfaltung (G) und eine Testfaltung ($G*ACF$), um die Genauigkeit der Gaußschen Anpassung zu demonstrieren

Die mit dieser Kreuzkorrelationsmethode erzielten Ergebnisse zeigen, dass eine Zunahme der Turbulenz nachweisbar ist, deren Größenordnung mit Modellrechnungen unter Verwendung der algebraischen Gleichungen von Sato & Sekoguchi (1975 und 1981) sehr gut übereinstimmt. Dieser Sachverhalt gilt ebenfalls für turbulent-aufgewühlte Strömungen, für die die Sato-Gleichung bis dahin nicht validiert war (Bild 2.12).

Die Sato-Gleichung ist jedoch zur Anwendung in CFD-Codes wenig geeignet, da diese Programme Transportgleichungen für turbulente Größen verwenden. Die oben genannten Effekte sollten sich daher eher als zusätzliche Quellterme im Turbulenzmodell widerspiegeln. Die Anwendung der oben beschriebenen Methode auf TOPFLOW Messdaten ergab, dass ein starker Anstieg der turbulenten Diffusion bei einer bestimmten Gas-Leerrohrgeschwindigkeit mit dem Auftreten von sehr großen Blasen korrespondiert.

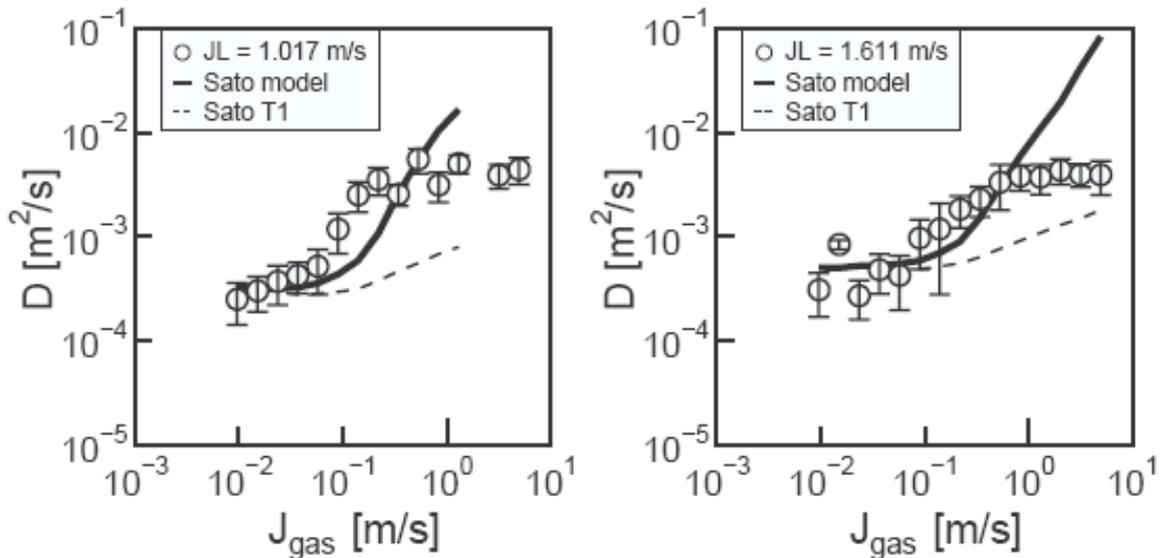


Bild 2.12 Ausgewählte Ergebnisse des turbulenten Diffusionskoeffizienten als Funktion der Leerrohrgeschwindigkeit, Vergleich mit dem Sato-Modell (Sato et al., 1975 und 1981)

2.4.2 Auswertung von Daten zur optischen Blasenverfolgung

Zusätzlich zu den experimentellen Arbeiten an TOPFLOW wurde eine Reihe von Versuchsständen für Einzeleffektuntersuchungen (z.B. eine Blasensäule) aufgebaut. Einer davon dient zum Studium der Bewegung von Luftblasen in einer Flüssigkeitssäule mit einer Hochgeschwindigkeitsvideokamera bei Raumtemperatur und Umgebungsdruck. Zur Auswertung der mit der Kamera aufgenommenen Bitmap-Sequenzen wurden Blasenverfolgungsalgorithmen angewandt. Sie liefern die Koordinaten zahlreicher Blasen, projiziert auf die Ebene senkrecht zur Blickrichtung (Bild 2.13). Später wurde mit Hilfe eines Spiegelsystems eine Stereo-Beobachtung möglich gemacht. Das Spiegelsystem projizierte beide Seitenansichten eines rechteckigen Kanals auf das Objektiv einer Kamera. Bei Blasenströmungen mit einer geringen Blasendichte konnten so die drei Koordinaten als Zeitfunktionen extrahiert werden.

Die so bestimmte große Datenmenge von Blasenbahnen diente zur statistischen Auswertung der seitlichen Verschiebung der Blasen aufgrund der Wirkung der Turbulenz. Dies geschah in folgender Art und Weise: Die seitliche Position einer Blase wird erfasst, wenn sie eine horizontale Kontrollebene durchquert. Erreicht diese Blase nach einer definierten Zeitspanne eine zweite Kontrollebene in einem bestimmten Abstand, hat sie aufgrund der Dissipation eine andere seitliche Lage. Der Unterschied zwischen beiden Positionen wird statistisch analysiert, indem eine große Anzahl von Ereignissen in einem Histogramm für die Verschiebung quer zur Strömungsrichtung zusammengefasst wird (Bild 2.14).

Die Verschiebung der Blasen kann gut durch eine Gaußverteilung beschrieben werden. Die Breite dieser Verteilung erhöht sich mit wachsendem Abstand zwischen den Kontrollebenen. Dies ist in Bild 2.14 dargestellt. Ein rein diffuser Dispersionsprozess würde zu einem Anstieg der Standardabweichung proportional zum vertikalen Abstand führen.

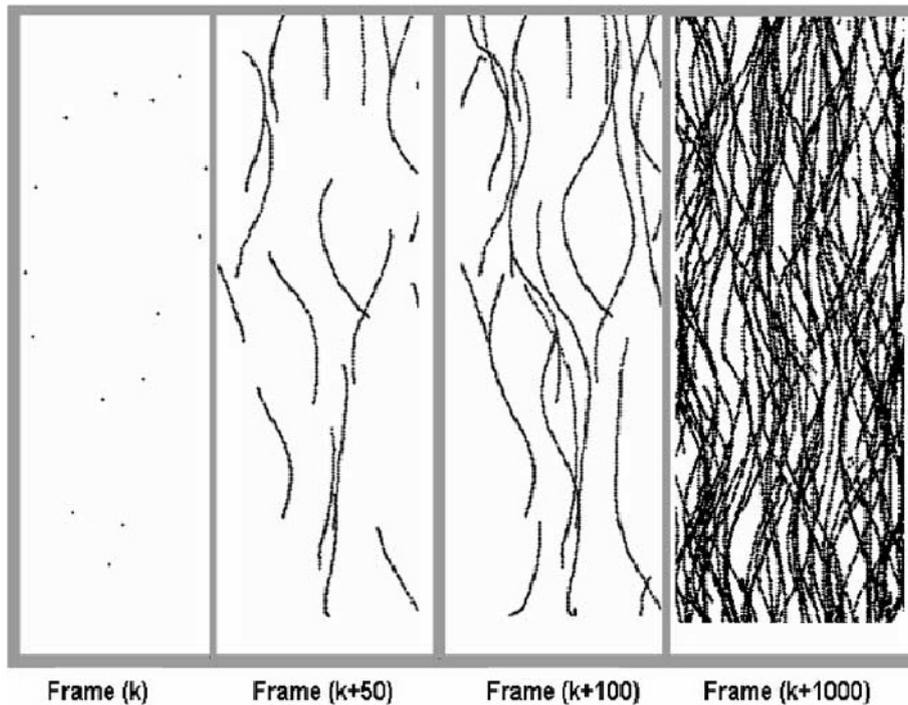


Bild 2.13 Blasenbahnen in einer Blasensäule von 100x20 mm Grundfläche aus Sequenzen von Bildern einer Hochgeschwindigkeitskamera

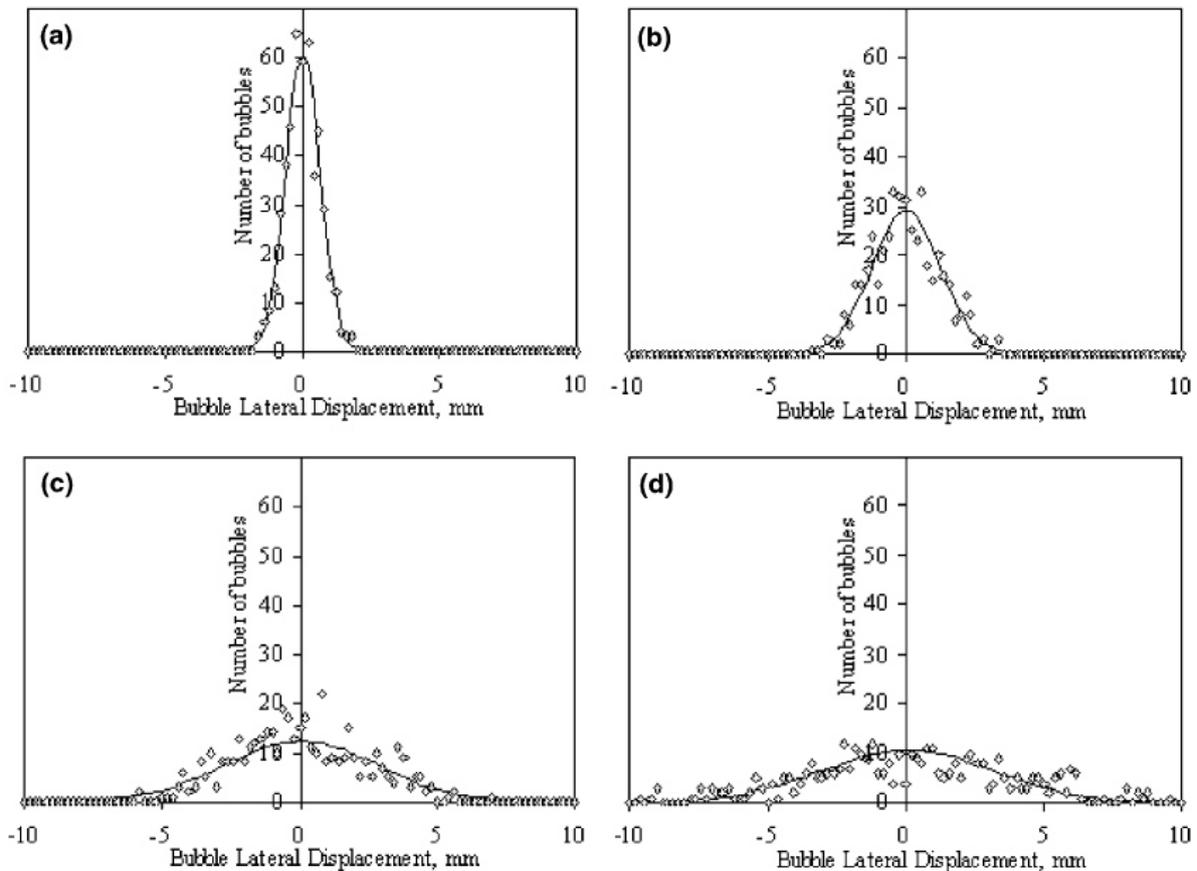


Bild 2.14 Statistik der seitlichen Verschiebung von Blasen (Punkte) und Standard-Gaußverteilung (Linien); vertikaler Abstand der Kontrollebenen: (a) 5 mm, (b) 8 mm, (c) 12 mm, (d) 16 mm

Eine im Bild 2.15 aufgetragene lineare Anpassung liefert den Anstieg, aus dem der turbulente Dispersionskoeffizient bestimmt werden kann. Oszillierende Abweichungen werden durch die seitlichen Bewegungen der Blasen hervorgerufen. Zur Ermittlung der Fehlergrenzen für den Dispersionskoeffizienten dienen die lokalen Maxima und Minima des Anstiegs (Zaruba et al., 2005a, 2005b).

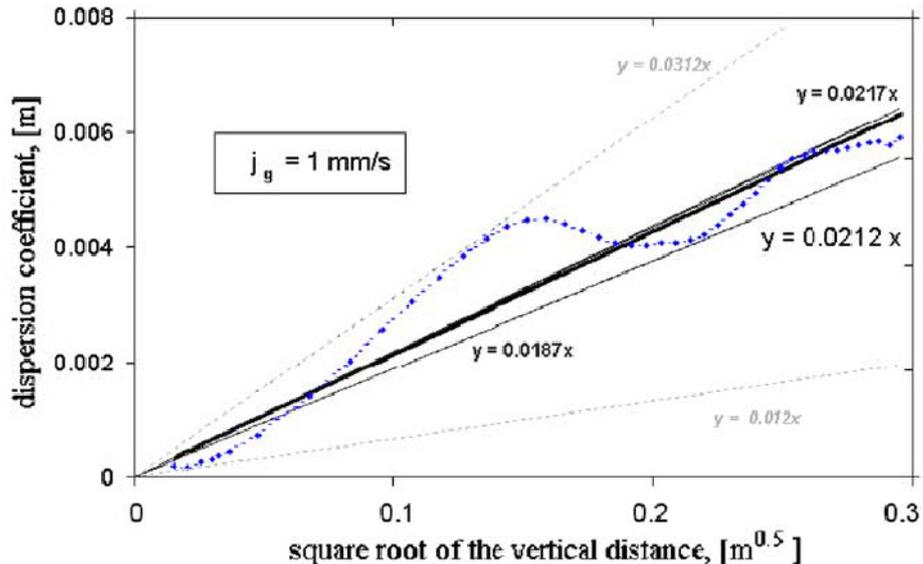


Bild 2.15 Dispersionskoeffizient der Gaußschen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion in Abhängigkeit von der Wurzel des vertikalen Abstands (dicke durchgezogene Linie - lineare Ausgleichsgerade; gepunktete Linie - Tangente der Punkte mit dem maximalen Abstand von der Ausgleichsgeraden; dünne durchgezogene Linien – Tangente der letzten zwei Punkte der maximalen Abweichung; Gas-Leerrohrgeschwindigkeit $J_G = 1 \text{ mm/s}$)

Später wurde diese Methode verallgemeinert, um sowohl die axiale als auch die laterale Dispersion bestimmen zu können. Dazu werden in einem bestimmten Moment von allen im Kameraschnitt befindlichen Blasen die Anfangspositionen fixiert. Im Verlauf des Experiments wird die Bewegung der Blasen aufgezeichnet und der seitliche und axiale Abstand vom Ausgangspunkt statistisch durch Berechnung der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen (PDF) ausgewertet. Die sich für die seitliche und vertikale Abweichung ergebenden Verteilungen weiten sich mit wachsender Zeit auf. Dabei ist die Standardabweichung dieser Verteilungen nahezu proportional zur Wurzel der Zeit. Dieses Ergebnis bestätigt die Hypothese, dass es sich um einen stochastischen Dispersionsprozess handelt, der sich näherungsweise mit einer Diffusionsgleichung beschreiben lässt.

Eine Analyse der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen ergab turbulente Diffusionskoeffizienten, die die Modellvorhersagen aus der Literatur bestätigen. Einige Abweichungen bei der Aufweitung der Funktionen in Abhängigkeit von der Wurzel der Zeit können mit den kohärenten Schwingung der Blasen in seitlicher Richtung und den Unterschieden in der Aufstiegs geschwindigkeit aufgrund der variierenden Blasengrößen erklärt werden.

Die hier beschriebene optische Methode ergänzt die Bestimmung der turbulenten Dispersionskoeffizienten durch die Kreuzkorrelation der Gittersensorsignale (siehe Abschnitt 2.4.1).

2.5 Validierung der Blasenkräfte durch Analyse von Blasenbahnen

Die Anwendung der dreidimensionalen (stereoskopischen) Blasenverfolgungsmethode wurde dazu verwendet, die Spur von Einzelblasen in einem senkrecht aufgestellten rechteckigen Kanal mit erzwungener Flüssigkeitszirkulation zu untersuchen. Der Gasgehalt war dabei so gering, dass die Blasen sich vorrangig ohne gegenseitige Beeinflussung bewegen konnten. Es wurde festgestellt, dass kleine Blasen der Größe 2-3 mm eine Abprallbewegung an der Wand ausführen (Bild 2.16).



Bild 2.16 Beispiele von gleitenden und abprallenden Blasen entlang einer vertikalen Wand (im Bild um 90° gedreht), aneinander gereihte Bilder einer Hochgeschwindigkeitskamera:

(a): $D_{eq} = 2,7 \text{ mm}$, $J_L = 0,35 \text{ m/s}$; (b): $D_{eq} = 2,4 \text{ mm}$, $J_L = 0,4 \text{ m/s}$;

(c): $D_{eq} = 2,4 \text{ mm}$, $J_L = 0,5 \text{ m/s}$

Zwischen zwei aufeinander folgenden Berührungen an der Wand bewegen sich die Blasen auf einer annähernd parabolischen Bahn. Sowohl der maximale Abstand von der Wand als auch der vertikale Abstand zwischen zwei Wandkontakten verringert sich aufgrund der Energiedissipation. Letztendlich erreichen die meisten Blasen einen Gleichgewichtszustand, in dem sie parallel zur Wand nach oben gleiten. Unter bestimmten Strömungsbedingungen können die Blasen ihre Abprallbewegung wieder aufnehmen. Dies wird entweder durch die Wechselwirkung mit einem Wirbel oder mit einer anderen nahe vorbeiströmenden Blase ausgelöst. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass diese Wiederaufnahme der Abprallbewegungen bei höheren Gasgehalten häufiger auftritt.

Die bei der Abprallbewegung festgestellten Blasenbahnen wurden mit Hilfe einer Impulsgleichung modelliert, die alle bekannten auf eine Blase wirkenden Kräfte berücksichtigt. Die Gleichung für die „ballistische Flugbahn“ der Blase wurde in Lagrange-Koordinaten gelöst. Bild 2.17 zeigt die Rechenergebnisse im Vergleich zu den gemessenen Bahnen.

Es konnte gezeigt werden, dass die verschiedenen Eigenschaften der Blasenbahnen in ganz charakteristischer Weise von den Koeffizienten der einzelnen Blasenkräfte abhängen. Hierbei wurde festgestellt, dass einige aus der Literatur bekannte Modelle für Blasenkräfte die wesentlichen Verläufe der Blasenbahnen nur unvollständig oder überhaupt nicht reproduzieren können. Nach Auswahl geeigneter Modelle konnte auf der Grundlage eines Vergleichs mit den durchgeführten Experimenten ein relevanter Satz von Modellparametern bestimmt werden. Die Ergebnisse aus diesem Abschnitt sind in Zaruba et al. (2007) zusammengefasst. Darin ist diejenige Modellkombination beschrieben, die die beste Übereinstimmung mit den Experimenten ergab.

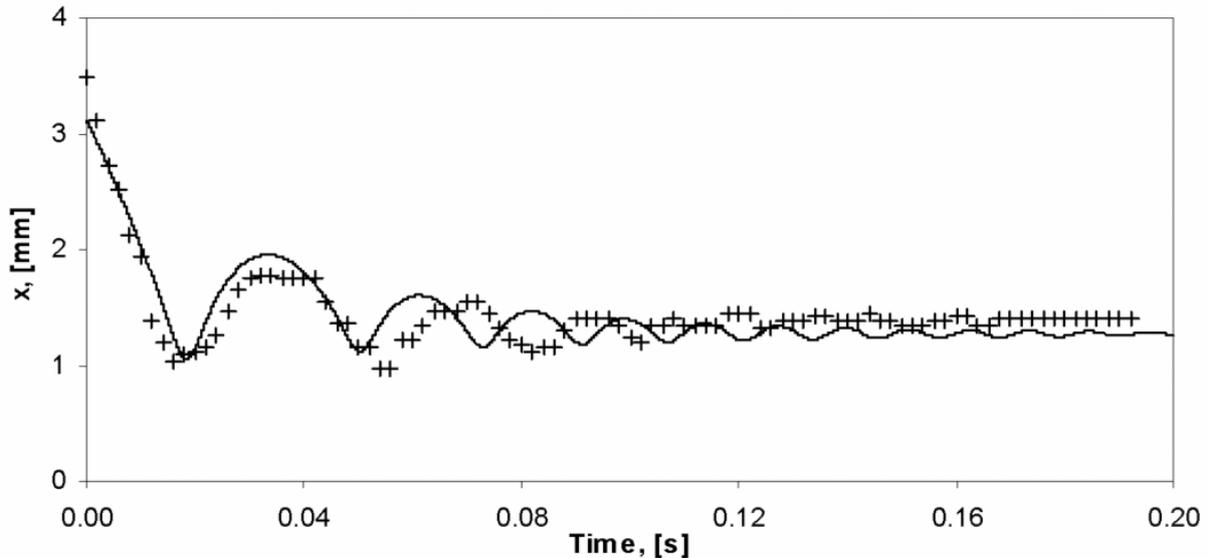


Bild 2.17 Berechnete (durchgezogene Linie) und gemessene (Kreuze) Bahnen einer Einzelblase; $D_{eq} = 2,6 \text{ mm}$, $J_L = 0,4 \text{ m/s}$

2.6 Messung der Zwischenphasengrenzfläche in einer Gas/Flüssigkeits-Strömung mit Gittersensoren

Zur Quantifizierung des Wärme- und Stoffaustausches zwischen den Phasen ist eine möglichst exakte Bestimmung der Zwischenphasengrenzfläche erforderlich. Aus diesem Grund wurde ein Algorithmus zur Extraktion der Konzentration der Zwischenphasengrenzfläche aus Gittersensordaten entwickelt (Prasser & Gregor, 2005c).

Der aktuelle Stand der Wissenschaft zu Projektbeginn war im Wesentlichen durch die Verwendung von lokalen Gasgehaltssonden mit Mehrfachspitzen zur Messung der Zwischenphasen-Grenzflächendichte in Gas/Flüssigkeits-Strömungen definiert. Die theoretischen Grundlagen zur Verwendung von nadelförmigen Gasgehaltssonden wurden durch Ishii (1975) gelegt. Weitere wissenschaftliche Beiträge zu diesem Thema lieferten Ishii und seine Mitarbeiter (z.B. Fu & Ishii, 2002a, 2002b, Hibiki & Ishii, 1999, 2000, Kataoka et al., 1986, 1987, Kim et al., 2001, Kim & Ishii, 2001) in den folgenden Jahren.

Um die neue Methode mit erprobten Messverfahren zu vergleichen, wurde ein Benchmarkexperiment mit einer elektrischen Vierpunktsonde in einer Luft/Wasser-Strömung an einer $\varnothing 50 \text{ mm}$ vertikalen Teststrecke im Labor von Prof. Ishii an der Purdue Universität durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen eine gute Konvergenz zwischen den mit Nadelsonden und Gittersensoren bestimmten Grenzflächen. Die Ergebnisse sind in Manera et al. (2007) publiziert.

Im Vergleich zu den lokalen Sonden hat die Verwendung des Gittersensors den Vorteil, dass sowohl die gesamte Zwischenphasengrenzfläche als auch ihr Profil in einem Durchgang ohne das zeitaufwendige Verschieben der Sonde über dem Rohrradius bestimmt werden kann. Dieser Vorteil der Gittersensoren ermöglicht einen wesentlich effektiveren Versuchsbetrieb, bei dem Experimente in einem größeren Parameterbereich durchgeführt werden können.

Die neue Methode basiert auf einer vollständigen Rekonstruktion der Gas/Flüssigkeits-Zwischenphasengrenzfläche aus den Messdaten, die eine dreidimensionale

Matrix von lokalen momentanen Gasgehaltsanteilen enthält, aufgezeichnet als Zeitsequenzen der zweidimensionalen Verteilungen. Die Zwischenphasengrenzfläche der Strömung wird als Summe aller zur jeweiligen Blase gehörenden Oberflächenelemente bestimmt, die nachfolgend für alle Blasen zusammengefasst werden.

Bevor die Rekonstruktion der Grenzfläche beginnt, wird ein Blasenerkennungsalgorithmus ausgeführt. Dabei wird jedes durch den Gittersensor gemessene Element des lokalen momentanen Gasgehalts unter Verwendung einer Blasenidentifikationsnummer zu einer individuellen Blase zugeordnet. Diese Methode erlaubt es, die Zwischenphasengrenzfläche für jede Blase einzeln zu rekonstruieren, da nur die zur jeweiligen Blase gehörenden Gasanteile Berücksichtigung finden.

Die vollständige Rekonstruktion geschieht in zwei Schritten. Zuerst wird für jeden Zeitschritt der Umriss der Blase in der Messebene ermittelt. Dieser ist als ein Vieleck definiert, das alle Punkte vereinigt, an denen der interpolierte momentane Gasgehalt einem die Grenze der Blase charakterisierenden Schwellwert entspricht. Die Interpolation erfolgt auf dem rechteckigen Gitter, das durch die Sensordrähte aufgespannt wird (Bild 2.18).

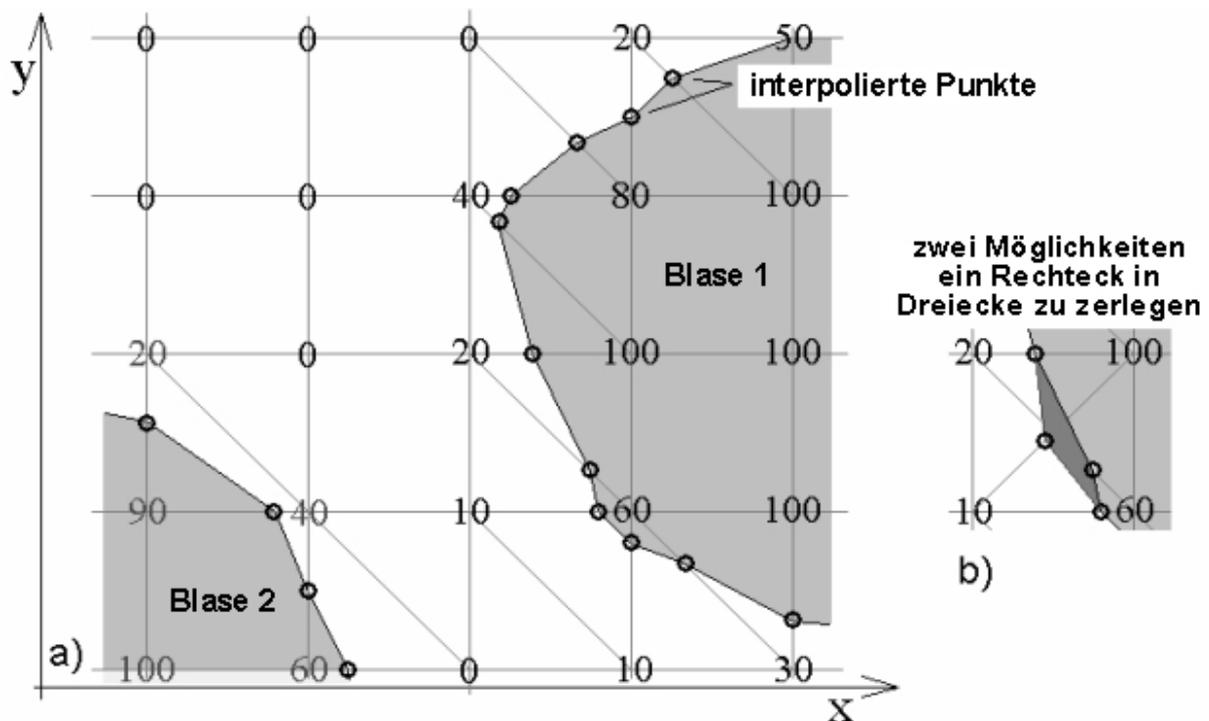


Bild 2.18 Interpolation der Blasengrenze im Messgitter für einen gegebenen Schwellwert

Um mehrdeutige Fälle zu vermeiden, wird jedes der Gitterquadrate in zwei Dreiecke unterteilt und eine Interpolation auch entlang der Diagonalen durchgeführt. Da es zwei Möglichkeiten für die Definition einer Diagonalen gibt (Bild 2.18, rechte Seite), wird diejenige mit der geringeren Länge für den Umriss der Blase ausgewählt. Dieser Ansatz lieferte die besten Ergebnisse. In Gittermaschen mit einem Gasgehalt an allen vier Eckpunkten, der entweder größer oder kleiner als der Schwellwert ist, ist der entsprechende Beitrag zum Umriss gleich Null.

Der zweite Schritt umfasst die Bestimmung der Oberflächenelemente der Blasen. Hierzu werden quaderförmige Kontrollelemente genutzt, deren Grundfläche durch das quadratische Gitternetz der Messebene des Sensors vorgegeben ist. Die Aus-

dehnung in Strömungsrichtung (senkrecht zur Messebene) errechnet sich aus der Transportzeit der Strömung zwischen zwei Messtakten der Sensorelektronik. Die axiale Ausdehnung des Kontrollquaders ist als Quotient der Blasengeschwindigkeit durch die Aufzeichnungsrate definiert. Mit Hilfe dieses Kontrollquaders wird die Fläche jedes Oberflächenelements berechnet, das die in der Messebene gefundenen linearen Blasengrenzen von zwei aufeinander folgenden Frames verbindet. Die so gebildete Fläche wird einer Ebene angenähert. Die Blasenoberfläche ergibt sich demzufolge als Summe der auf diese Weise bestimmten Flächenelemente.

Zur Volumenbestimmung der Blase ist die Abschätzung ihrer Querschnittsflächen in Sensorebene erforderlich. Dazu wird der Anteil der Fläche des rechteckigen Gitters berechnet, der zu der entsprechenden Blase gehört. Die durch die rekonstruierte Blase entstehende Gesamtfläche, multipliziert mit der effektiven Höhe des Kontrollquaders, ergibt einzelne Volumensegmente, deren Summe das Gesamtvolumen der betrachteten Blase darstellt. Diese Herangehensweise ist zur individuellen Anpassung des Schwellwerts des Gasanteils für jede Blase notwendig.

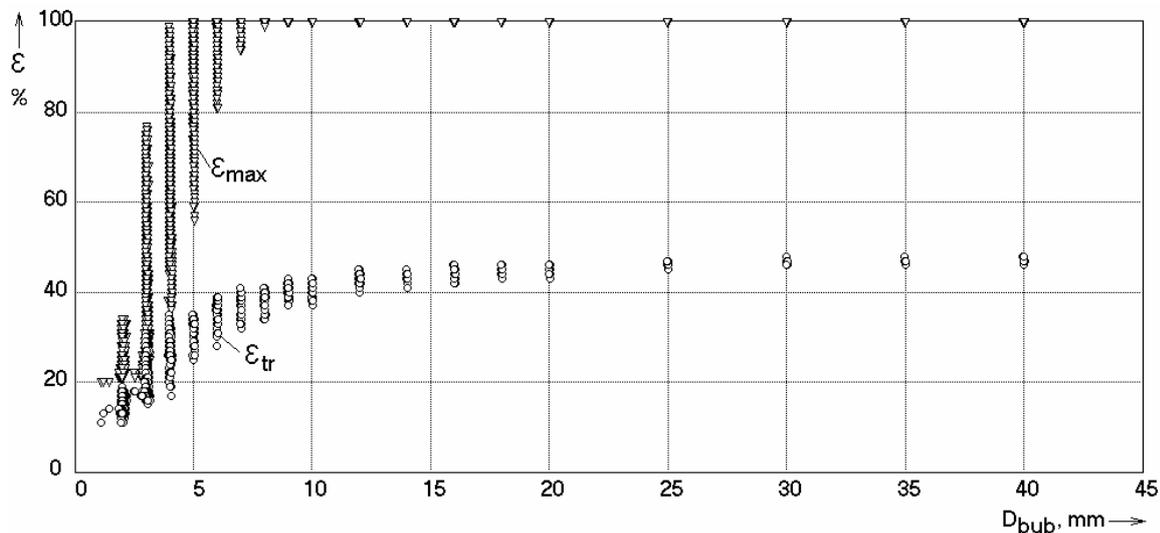


Bild 2.19 Maximale lokale momentane Gasgehalte ϵ_{max} in synthetischen Blasen ausgewählter Durchmesser und optimale Schwellwerte ϵ_{tr} für die Bestimmung der Zwischenphasengrenzfläche

Bereits in früheren Publikationen (Prasser et al., 2001) wurde beschrieben, dass der lokale momentane Gasgehalt in einer Blase während des Passierens der Messebene nicht notwendigerweise 100 % erreichen muss. Kleine Blasen füllen das Kontrollelement nicht komplett aus, wobei der erreichte Maximalwert deutlich unter 100 % bleibt. In diesem Fall kann ein vorher festgelegter Schwellwert größer als das Maximum des Gasanteils innerhalb dieser kleinen Blase sein. Dabei würden sowohl die sich ergebende Zwischenphasengrenzfläche als auch das Volumen der rekonstruierten Blase einen Wert von Null annehmen. Die Integration über die momentanen Gasanteile in den durch den Blasenerkennungsalgorithmus als zur Blase gehörig identifizierten Elementen ergibt jedoch einen Wert, der größer als Null ist. Zur Lösung dieses Problems wurde der Schwellwert für die Rekonstruktion jeder einzelnen Blase so lange iteriert, bis das rekonstruierte Volumen genauso groß ist wie das durch die Blasenerkennung ermittelte. Bei der Validierung dieser Methode zeigte sich, dass für große Blasen der resultierende Schwellwert in der Größenordnung von 50 % liegt, während er bei Verringerung der Blasengröße fällt (Bild 2.19).

Letztendlich kann die Zwischenphasengrenzfläche durch Bezugnahme auf das gesamte gemessene Volumen der Zweiphasenströmung in eine Flächendichte umgerechnet werden. Bei bekannten Werten für die Leerrohrgeschwindigkeiten der gasförmigen und flüssigen Phase lässt sich das Gesamtvolumen des Zweiphasengemisches, das die Messebene passiert hat, durch Multiplikation der Summe der Leerrohrgeschwindigkeiten mit der Querschnittsfläche des Rohres und der kompletten Messzeit bestimmen. Eine Kombination mit den ermittelten Blasengrößenverteilungen erlaubt es, die Zwischenphasen-Grenzflächendichte in Klassen nach den verschiedenen Blasengrößen zu unterteilen.

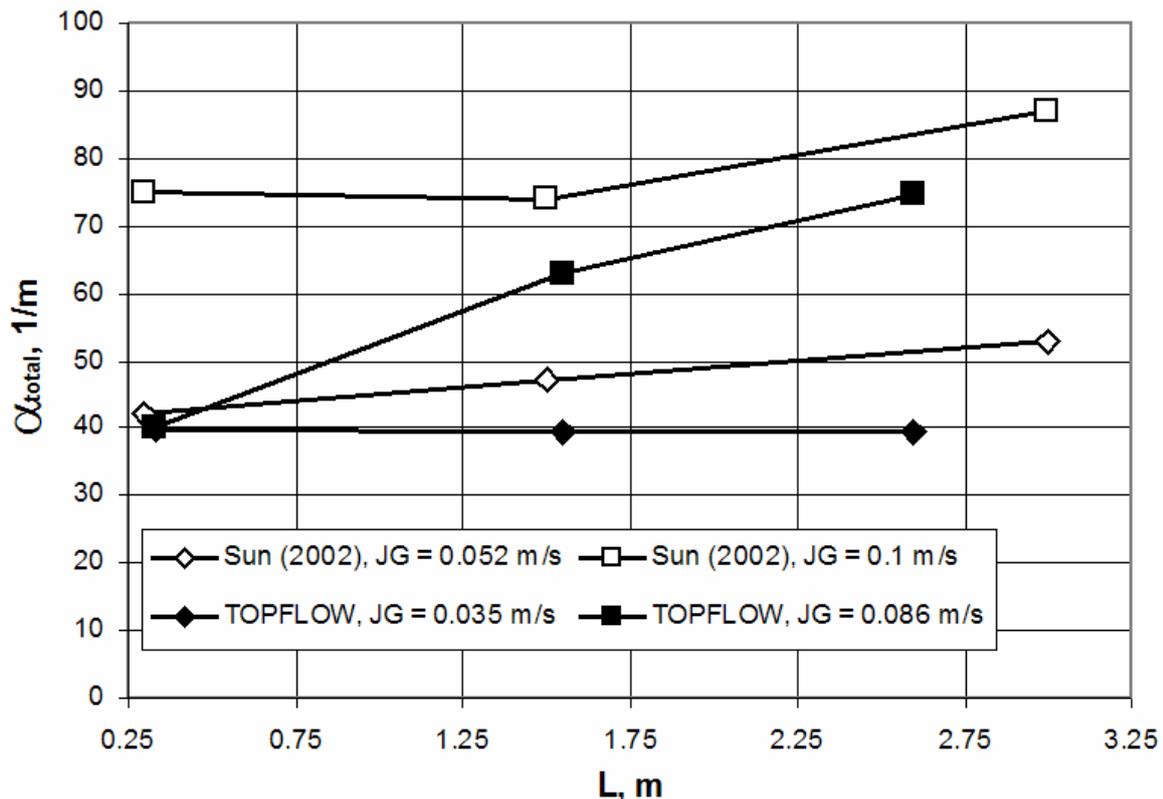


Bild 2.20 Vergleich der integralen Zwischenphasen-Grenzflächendichte, gemessen im 195,3 mm Rohr (TOPFLOW), mit Ergebnissen von Sun et al. (2002), bestimmt in einem 101,6 mm Rohr unter Verwendung einer Vierpunktleitfähigkeitssonde, $J_L = 1 \text{ m/s}$

Die oben beschriebene Methode wurde auf eine vertikale Luft/Wasser-Strömung an der variablen Gaseinspeisung angewandt (siehe Kapitel 2.1 und 5.2). Bei diesen Versuchen lässt sich die Einlaufänge variieren, wodurch die Änderung der Zwischenphasen-Grenzflächendichte entlang des Rohres bestimmbar war. Bild 2.20 zeigt einen Vergleich von TOPFLOW Ergebnissen mit den Messungen von Sun et al. (2002). Diese Publikation ist die einzige, in der über Messungen der Zwischenphasengrenzfläche in einem Rohr mit größerem Innendurchmesser (101,6 mm) informiert wird. Aus Bild 2.20 lässt sich erkennen, dass die Messungen von Sun et al. (2002) größere Werte für die Zwischenphasengrenzfläche liefern, was einerseits teilweise mit geringfügig höheren Leerrohrgeschwindigkeiten für die Gasphase erklärt werden kann. Andererseits könnte ein Grund für die Abweichungen der Kurven der nur halb so große Rohrdurchmesser im Vergleich zur vertikalen Teststrecke von TOPFLOW (195,3 mm) sein. Außerdem wurden unterschiedliche Konstruktionen zur

Gaseinspeisung benutzt. Aus diesen Gründen muss der vorgenannte Vergleich qualitativ bleiben.

Alternativ zur hier beschriebenen Methode schien es erfolgversprechend zu sein, die Zwischenphasengrenzfläche in dreieckige Elemente zu zerlegen, indem die quaderförmigen Kontrollelemente der Messmatrix des Gittersensors in tetraederförmige Volumina aufgeteilt werden. Dabei ist zu beachten, dass die Eckpunkte der Tetraeder mit den Gitterpunkten des Sensors übereinstimmen, an denen der lokale momentane Gasgehalt bekannt ist. Diese Methode wurde nicht angewandt, da sie zu einer signifikanten Überschätzung der Oberfläche von synthetischen Blasen führte. Ein Hauptgrund für die unbefriedigenden Ergebnisse ist die wesentlich größere Grundfläche ($3 \times 3 \text{ mm}$) im Vergleich zur geringen Höhe ($0,04 - 0,64 \text{ mm}$) des Kontrollelements. Diese Höhe ist indirekt proportional zur Messfrequenz. Damit wird verständlich, dass diese Methode zur Auswertung der mit $2,5 \text{ kHz}$ durchgeführten TOPFLOW Messungen wenig geeignet ist.

2.7 Die Methode des Druckausgleichs für fluiddynamische Hochdruckexperimente

Beim Studium von angenommenen Leckstörfallszenarien in Druckwasserreaktoren wird u. a. das Auftreten von stratifizierten Strömungen im heißen oder kalten Strang des Primärkreislaufs unterstellt. Ein Beispiel hierfür ist der Reflux-Condenser-Betrieb bei kleinen Leckstörfällen. Demzufolge ist die Modellierung der Dynamik der freien Oberfläche bei horizontalen Strömungen (stratifizierte, Wellen- oder Pfropfenströmung) ein wichtiger Anwendungsbereich für die CFD-Programme innerhalb der Reaktorsicherheitsforschung. Zur Entwicklung und Validierung von Modellen zur Simulation der freien Oberfläche zwischen den Phasen im CFD Code CFX waren Experimente bei reaktornahen Strömungsparametern in vereinfachter Geometrie geplant. Trotz der geometrischen Vereinfachungen müssen die horizontalen Testsektionen jedoch immer noch die wichtigsten Eigenschaften des Heißstrangs eines Primärkreislaufs nachbilden, wobei die Zugänglichkeit für hoch auflösende Messtechnik (z.B. Hochgeschwindigkeitsvideosysteme) gegeben sein muss.

Zur Versuchsdurchführung wurde eine horizontale Testsektion konstruiert, die die Geometrie des Heißstranges eines DWR vom Typ KONVOI im Maßstab von 1:3 modelliert. Die Testsektion ist ein Kanal mit rechteckigem Querschnitt (Tiefe: 50 mm) und flachen Glaswänden, die als große Beobachtungsfenster dienen sollen (Bild 2.21). Das Design der Testsektion umfasst den Reaktoraustritt, den horizontalen Teil des heißen Strangs, den Krümmer zur Eintrittskammer in den Dampferzeuger und mit gewissen Vereinfachungen die Eintrittskammer (Bild 2.22).

Ein derart flaches Modell mit einer Tiefe von lediglich 50 mm lässt eine exakte Reproduzierung der in früheren Experimenten ermittelten Strömungskarten für die Gegenstrombegrenzung nicht zu. Die Aufgabe der TOPFLOW Experimente am

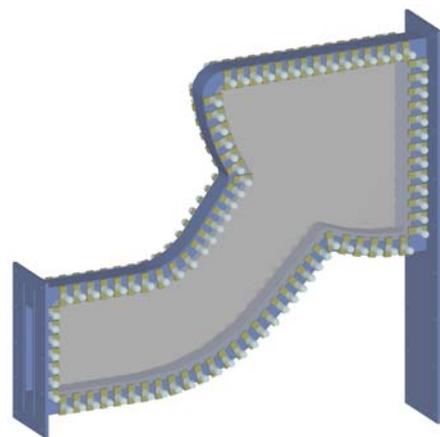


Bild 2.21 Flaches Modell des Heißstrangmoduls des Primärkreislaufs eines DWR mit der Eintrittskammer des Dampferzeugers, ausgestattet mit Glaswänden zur Videobeobachtung

Heißstrangmodell besteht daher schwerpunktmäßig in der Charakterisierung der dynamischen freien Oberflächen während der Gegenstrombegrenzung, um Messdaten für die Programmvalidierung bereitzustellen.

Bild 2.21 zeigt einen Ausschnitt aus dem horizontalen Testkanal mit großen Beobachtungsfenstern. Derartige Glasfenster sind nicht in der Lage, den bei Hochdruckexperimenten auftretenden Belastungen ohne spezielle Schutzmaßnahmen zu widerstehen. Folglich war es nötig, eine komplett neuartige Experimentiertechnologie zu entwickeln (Bild 2.22). Dabei wird die Testsektion in einen Drucktank von 7 m Länge und 2,5 m Durchmesser montiert, der mit Luft bzw. Stickstoff bis zu einem Druck von 5 MPa zur Herstellung des Druckgleichgewichts zum Innenraum der Testsektion aufgelastet werden kann. Dafür ist die Versuchsanlage mit einer Kompressorstation und einem Stickstofflager ausgerüstet. Die Temperatur innerhalb des Drucktanks muss mit einem Umluftkühlsystem, das mit einem auf dem Dach eines Nebengebäudes installierten Kühler verbunden ist, wegen der zum Einsatz kommenden Spezialmesstechnik unterhalb von 50 °C gehalten werden. Um eine Überschreitung dieser Grenztemperatur zu vermeiden, ist die Testsektion mit einer wirksamen thermischen Isolation auszustatten. Die Auswahl dieses Isolationsmaterials erwies sich als das Hauptproblem, das nicht innerhalb der Laufzeit des Projekts gelöst werden konnte (siehe Kapitel 10). Ein Vorfall während der Isolationstests verursachte signifikante Schäden an der Versuchsanlage. Daraufhin wurde die Durchführung der Heißstrangtests verschoben.

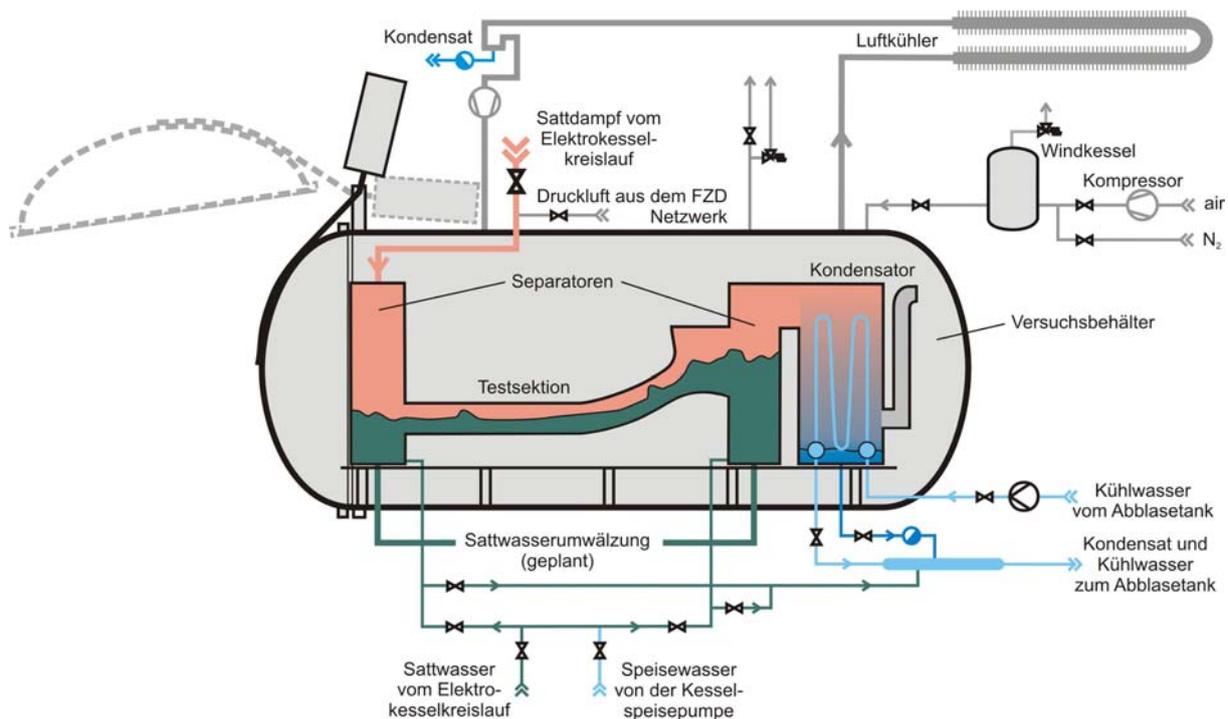


Bild 2.22 Heißstrangtestsektion umgeben von einem Druckkessel für den Betrieb von Testsektionen im Druckausgleich von bis zu 5 MPa, in Verbindung mit den Zusatzsystemen für Druckaufbau und Kühlung

Eine wichtige Komponente für den Dampfbetrieb der Testsektion im Druckgleichgewicht ist der im Druckbehälter eingebaute Kondensator, der über einen großen Querschnitt mit dem Innenraum der Testsektion verbunden ist. Der aus der Testsektion austretende Dampf strömt im Kondensator von oben nach unten und wird dabei an einem Bündel aus senkrechten Wärmetauscherrohren kondensiert. Nach

vollständiger Kondensation des Dampfes sammeln sich die nichtkondensierbaren Gase im unteren Bereich des Kondensators an und entweichen über einen Entlüftungsschacht. Dieser unabsperzbare Schacht garantiert ein ständiges Druckgleichgewicht zwischen Testsektion und Behälteratmosphäre.

Während der Inbetriebnahmeexperimente und der Isolationstests wurden die Funktionalität des Druckausgleichs, des eingebauten Kondensators und des Wärmeabfuhrsystems erfolgreich demonstriert. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass bei den verfügbaren Dampfmassenströmen eine Gegenstrombegrenzung auftritt (Prasser et al., 2006b).

3. Einfluss der Skalierung und der Fluideigenschaften auf das Strömungsregime

Die Verfügbarkeit von 2 vertikalen Teststrecken mit unterschiedlichen Nenndurchmessern gestattet die Untersuchung des Einflusses der Skalierung auf das Strömungsregime. Es ist bekannt, dass bei einer vertikalen Rohrströmung die Abhängigkeit des Gasgehalts vom Rohrdurchmesser bei einem kritischen Durchmesser verschwindet, der mit der Kapillaritätskonstante korreliert ist:

$$D_c = \sqrt{\frac{\sigma}{g \cdot (\rho_L - \rho_G)}} \quad (1)$$

Demzufolge war zu erwarten, dass beim kritischen Durchmesser, der proportional zu D_c ist, ein Umschlag der Strömungsform stattfindet. Ohnuki et al. (1996) und (2000) haben in der Tat beobachtet, dass bei ausreichend großem Rohrdurchmesser keine Pfropfenströmung mehr auftritt. So konnte bei Luft/Wasser-Experimenten in 24 m langen Rohren mit 200 mm Innendurchmesser mit steigendem Gasgehalt ein unmittelbarer Übergang von der Blasen- zur turbulent-aufgewühlten Strömung nachgewiesen werden.

Bei den im FZD durchgeführten Experimenten in vertikalen Teststrecken DN50 und DN200 der TOPFLOW-Anlage sowie im Vergleich zu früheren Versuchen an MTLLoop (DN50) konnten diese Tendenzen bestätigt werden. Große Taylorblasen, die für Pfropfenströmungen im Rohr DN50 typisch sind (s. Bild 3.1) treten im großen Rohr DN200 nicht auf (Bilder 3.2 und 3.3). Dennoch führt die Erhöhung der Gas-Leerrohrgeschwindigkeit auch in der großen Teststrecke zur Bildung größerer Blasen. Die entsprechende Blasengrößenverteilung wird bimodal (Bild 3.4). Im Gegensatz zu den Verhältnissen bei kleinen Rohrdurchmessern sind die Blasen in der DN200 Teststrecke unter dem Einfluss stärkerer Turbulenz und durch die schwächere Begrenzungswirkung der Rohrwände stärker deformiert. In der Blasengrößenverteilung ist im großen Rohr ($D = 194,1$ mm) das obere Maximum breiter und weniger ausgeprägt als im kleinen Rohr ($D = 51,2$ mm). Jedoch auch das Maximum kleiner Blasen ist im großen Rohr etwas breiter. Alles in allem scheint im großen Rohr die Blasengrößenverteilung näher einer Gleichgewichtsverteilung zu sein als im kleinen Rohr, in dem die Bewegung großer Blasen stark durch den Begrenzungseffekt der Rohrwände eingeschränkt ist.

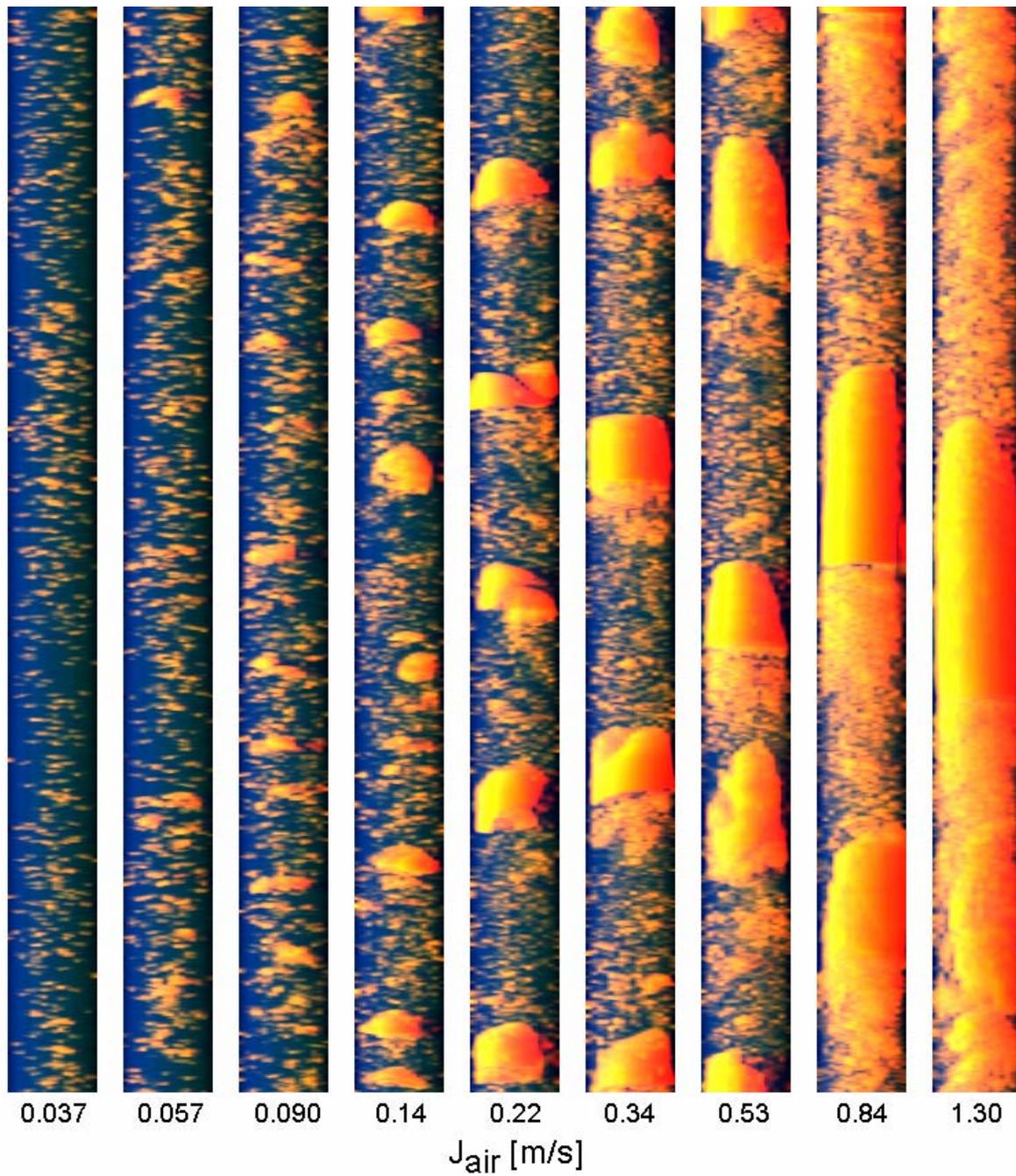


Bild 3.1 Virtuelle Seitenansichten der Gasverteilung im Rohr DN50, $J_L = 1,017$ m/s, vertikaler zu horizontalem Maßstab = 1:1, Höhe entsprechend der mittleren Gasgeschwindigkeit skaliert

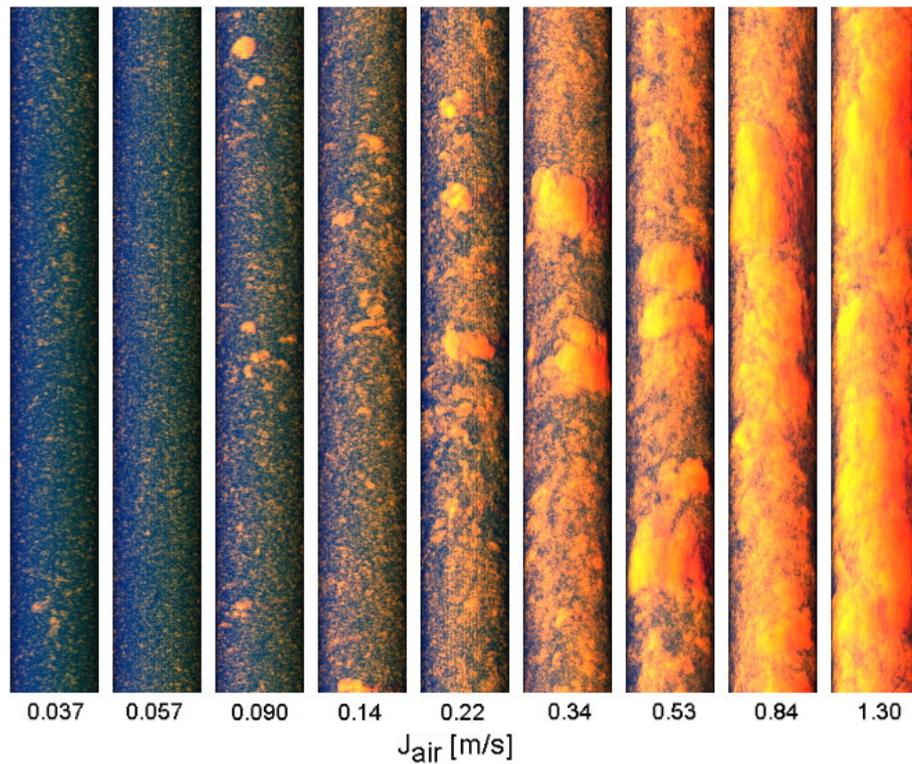


Bild 3.2 Virtuelle Seitenansicht der Gasverteilung im Rohr DN200 (Farbskala von Rot nach Gelb), $J_L = 1,017$ m/s, vertikaler zu horizontalem Maßstab = 1:1, Höhe entsprechend der mittleren Gasgeschwindigkeit skaliert

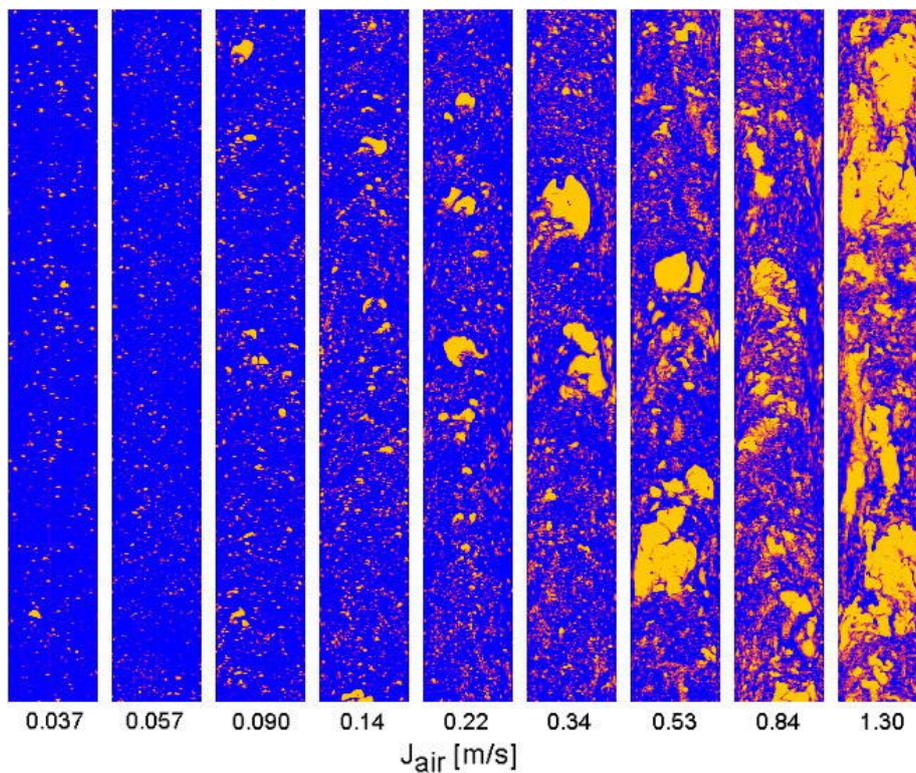


Bild 3.3 Virtuelle Ansicht eines Zentralschnittes des Rohres DN200, $J_L = 1,017$ m/s, vertikaler zu horizontalem Maßstab = 1:1, Höhe entsprechend der mittleren Gasgeschwindigkeit skaliert, Farben: Luft = Gelb, Wasser = Blau

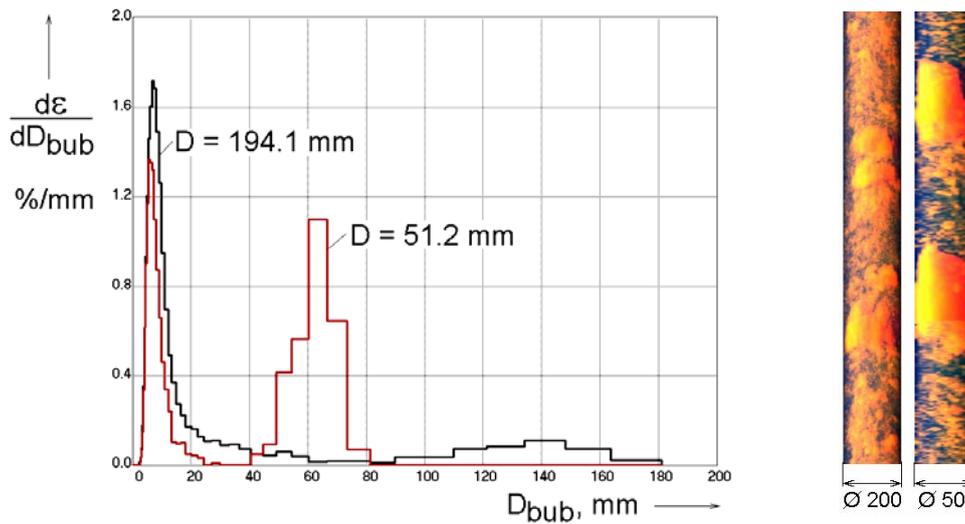


Bild 3.4 Vergleich der Blasengrößenverteilung in den Teststrecken DN50 und DN200 bei einer Gasströmung typisch für Pfropfenströmungen in kleinen Rohren; $J_G = 0,534 \text{ m/s}$, $J_L = 1,017 \text{ m/s}$

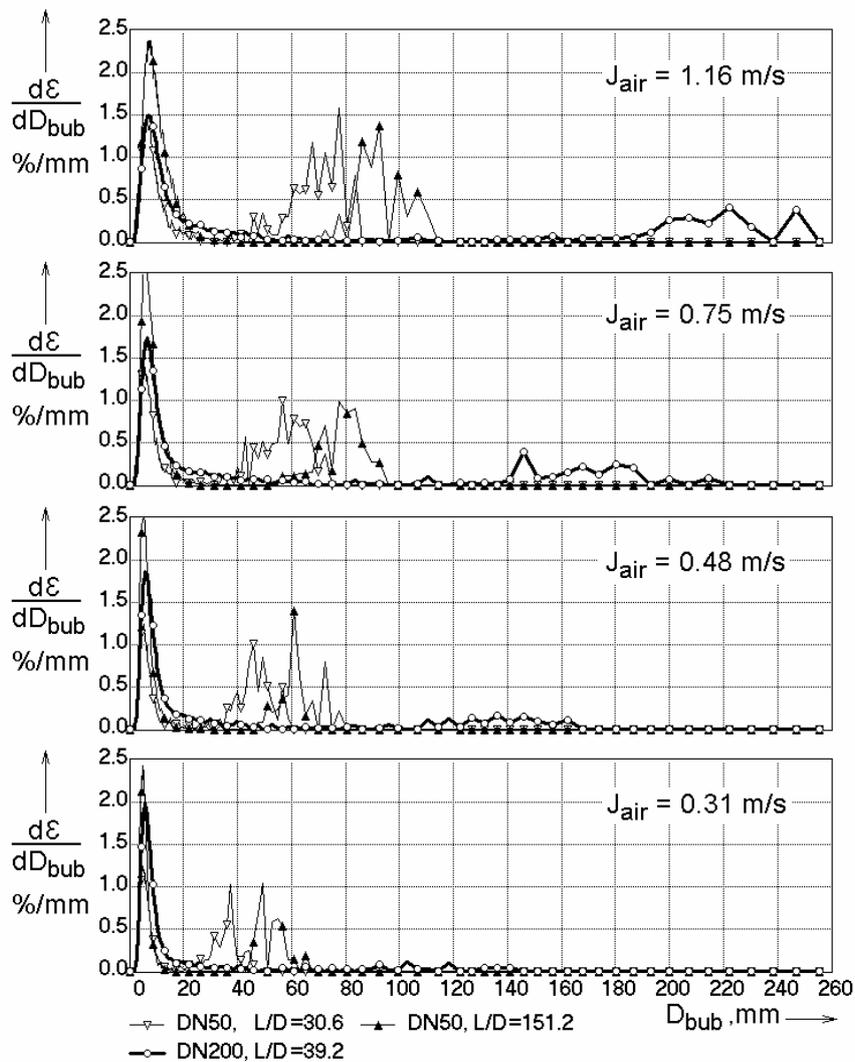


Bild 3.5 Blasengrößenverteilungen in den Rohren DN50 und DN200; $J_L = 1,017 \text{ m/s}$, $J_G > 0,2 \text{ m/s}$

Dieser Effekt wurde ausführlich untersucht, um ausschließen zu können, dass die gefundenen Tendenzen Folge der unterschiedlichen Einlauf­längen sind. Es musste aufgeklärt werden, ob die relative Einlauf­länge L/D oder die absolute Einlauf­länge L die Herausbildung einer bestimmten Strömungsform bewirkt. Die absolute Einlauf­länge bestimmt die Laufzeit eines Fluidelements, innerhalb derer sich die Strömungsform herausbildet. Die Entwicklung der radialen Profile dagegen hängt von L/D ab. Bild 3.5 zeigt, dass der Geometrie­einfluss auf die Blasengrößenverteilung unabhängig davon ist, ob bei variiertem Rohrdurchmesser L/D oder L konstant gehalten wurde.

In Rohren mit großen Durchmessern sind die großen Blasen freier über dem Rohrquerschnitt verteilt und die turbulente Fluidströmung kann die Blasen intensiver verformen. Die sich ergebenden Blasengrößen und -formen weichen von den klassischen Taylorblasen stark ab (Bilder 3.6 bis 3.8, s. Prasser et al., 2005a).

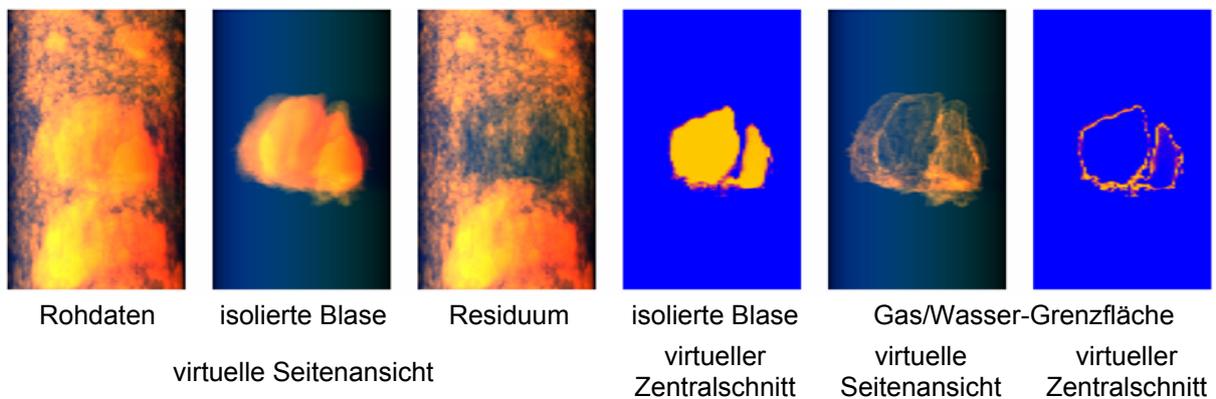


Bild 3.6 Analyse einer großen Einzelblase mittels der Signale des Gittersensors (Strömungsform s. Bild 3.2); Leerrohrgeschwindigkeiten: $J_G = 0,534$ m/s und $J_L = 1,017$ m/s

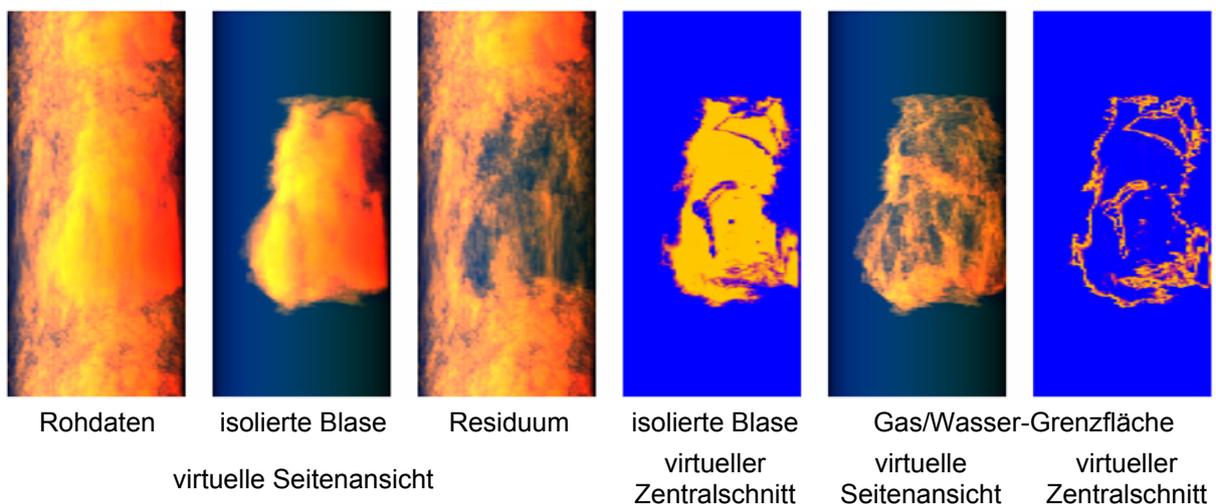


Bild 3.7 Analyse einer großen Einzelblase mittels der Signale des Gittersensors (Strömungsform s. Bild 3.2); Leerrohrgeschwindigkeiten: $J_G = 0,835$ m/s und $J_L = 1,017$ m/s

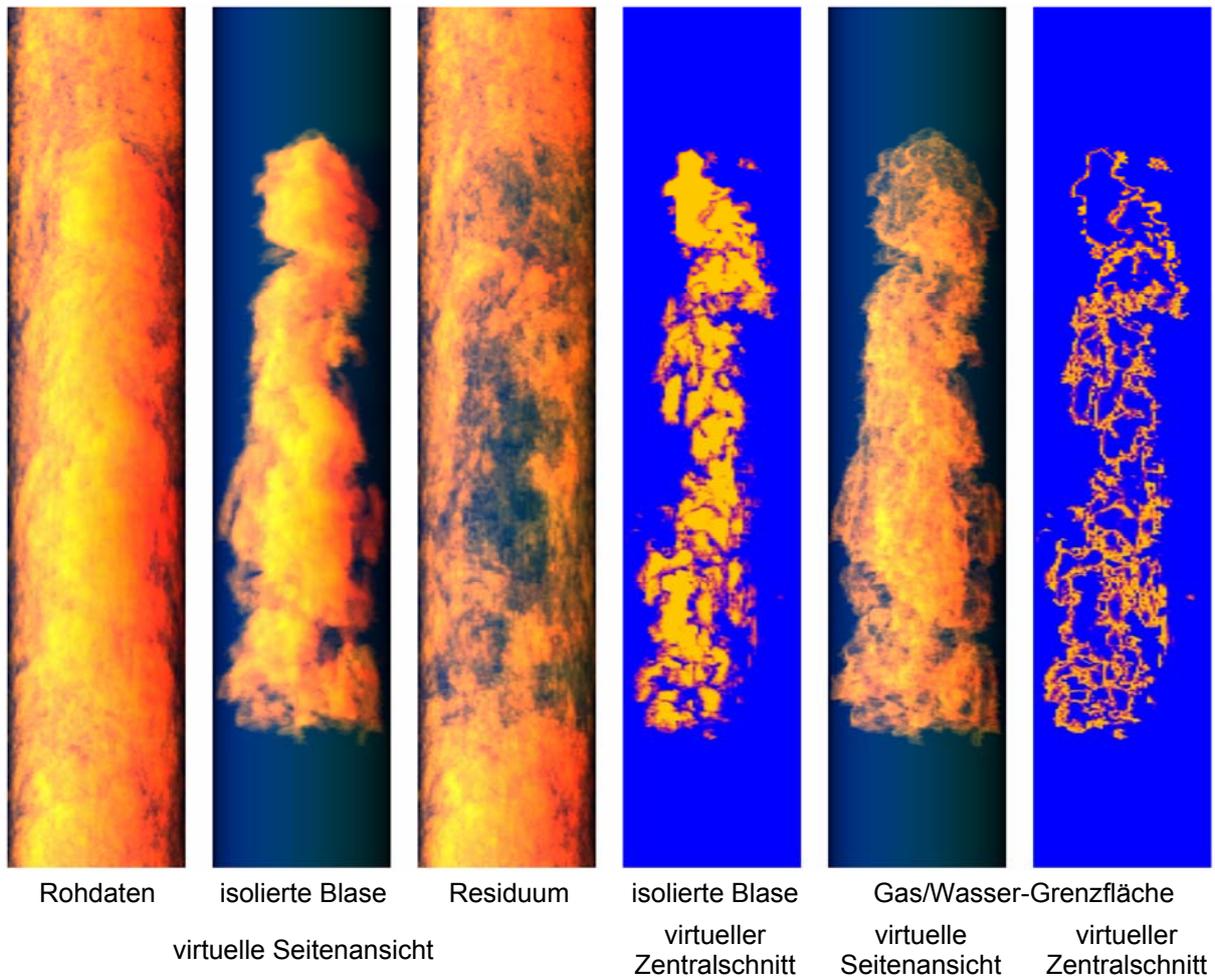


Bild 3.8 Analyse einer großen Einzelblase mittels der Signale des Gittersensors (Strömungsform s. Bild 3.2); Leerrohrgeschwindigkeiten: $J_G = 1,305 \text{ m/s}$ und $J_L = 1,017 \text{ m/s}$

Es ist leicht zu erkennen, dass die in Bild 3.8 dargestellte Großblase eine ausgeprägte innere Struktur aufweist, die sich bei der Bestimmung der virtuellen Seitenansichten der Gas/Wasser-Grenzfläche zeigt (s. Bild 3.8 in den beiden rechten Spalten). Zur Visualisierung dieser Grenzfläche wurde anstelle des lokalen instationären Gasgehaltes die Funktion $\varepsilon' = (1-\varepsilon)\varepsilon$ ausgewertet. Diese Funktion hat ihr Maximum bei einem Gasgehalt von 50 %, d.h. diejenigen Punkte werden dargestellt, die halb mit Gas gefüllt sind. Die Blase enthält große Mengen an Flüssigkeit, die in Lamellenform angeordnet ist. Die Gaseinschlüsse sind jeweils durch Löcher in den Wasserlamellen miteinander verbunden, wodurch sie vom Blasenerkennungsalgorithmus zusammengefasst werden. Dieser Effekt ist noch deutlicher zu sehen, wenn die virtuelle Schnittebene rotiert. Hierbei bleibt jedoch offen, ob die Gaslöcher in den Wasserlamellen real sind oder ob an diesen Stellen die Lamellendicke unterhalb der Auflösungsgrenze des Sensors liegt, der somit den Wasserfilm nicht erkennen könnte. Eine endgültige Antwort auf diese Frage kann nur durch Erhöhung der Auflösung der Gasgehaltsmessung gegeben werden.

Mit wachsender Gas-Leerrohrgeschwindigkeit erhöht sich die Flüssigkeitsmenge innerhalb großer Blasen. Diese Beobachtung unterstützt die Hypothese, dass die zunehmende Deformation der Gas/Wasser-Grenzfläche eine Ursache für die komplexe innere Struktur ist. Die bei $J_G = 0,534 \text{ m/s}$ gefundene Blase in Bild 3.6 besteht

beispielsweise aus zwei Teilen, die durch einen Flüssigkeitsfilm voneinander getrennt sind, am Fuß der Blase jedoch über eine Gasbrücke miteinander verschmelzen. In den Bildern 3.6 bis 3.8 zeigt sich eindeutig die Zunahme der Komplexität innerhalb von Großblasen bei wachsender Gas-Leerrohrgeschwindigkeit.

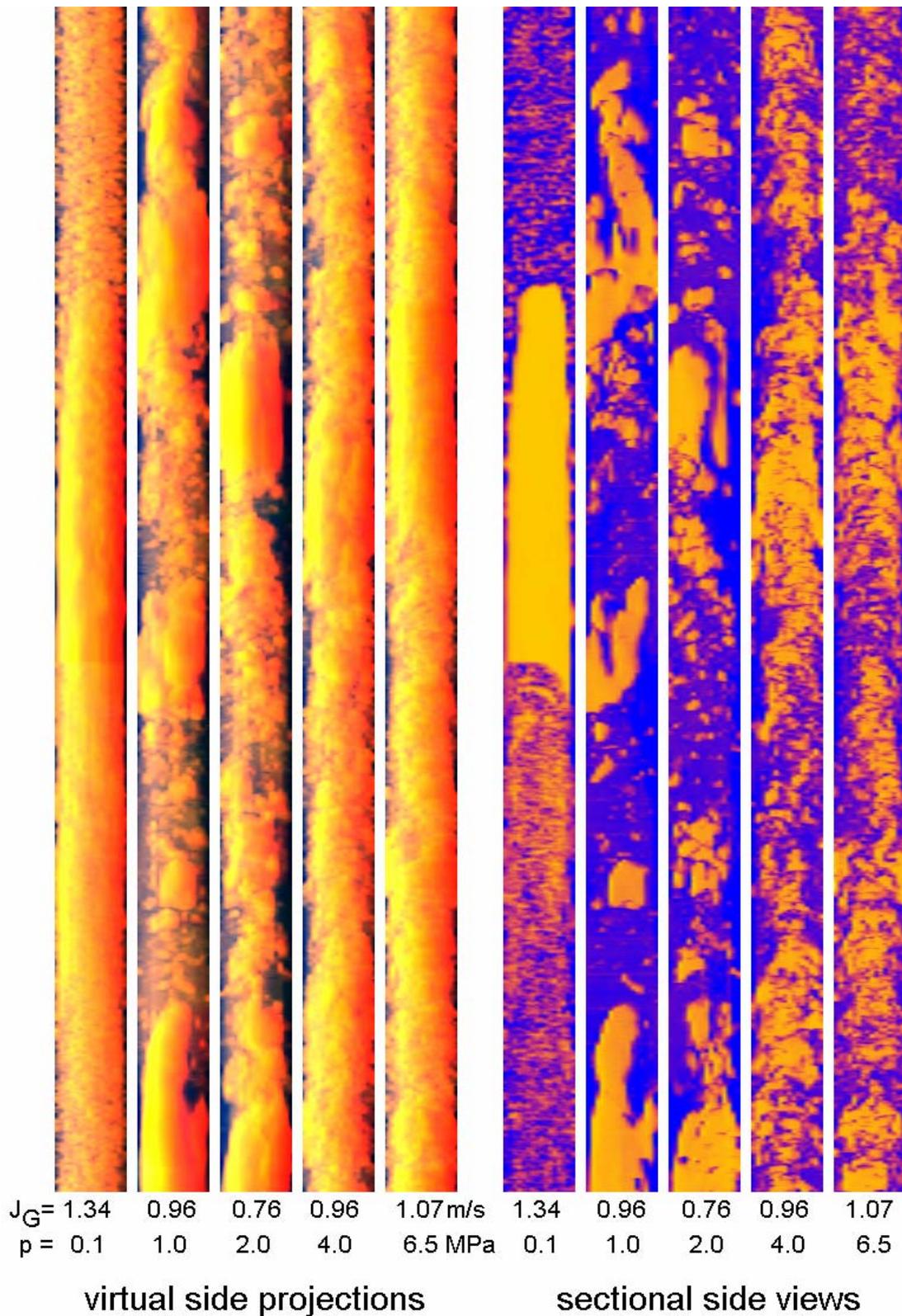


Bild 3.9 Visualisierung von Gittersensordaten, gemessen in der vertikalen Teststrecke DN50, $J_L = 1,017$ m/s, $L/D = 151,2$

Die Eigenschaften des Fluids haben großen Einfluss auf das sich herausbildende Strömungsregime und auf die oben beschriebenen Phänomene (Prasser et al., 2005 d). Beim Anstieg der thermodynamischen Parameter ist sogar im Rohr DN50 die turbulent-aufgewühlte Strömung zeitiger vorzufinden (Bild 3.9), während bei Normaldruck und Umgebungstemperaturen die Strömung noch durch Taylorblasen dominiert wird. In der Teststrecke DN200 zeigen sich in der aufgewühlten Strömung kleinere und gleichmäßiger verteilte Grenzflächenstrukturen (Bild 3.10). Beide Effekte sind die Folge einer kleineren Oberflächenspannung in Gl. (1) und einer verringerten Viskosität, wodurch sich die Reynoldszahl erhöht.

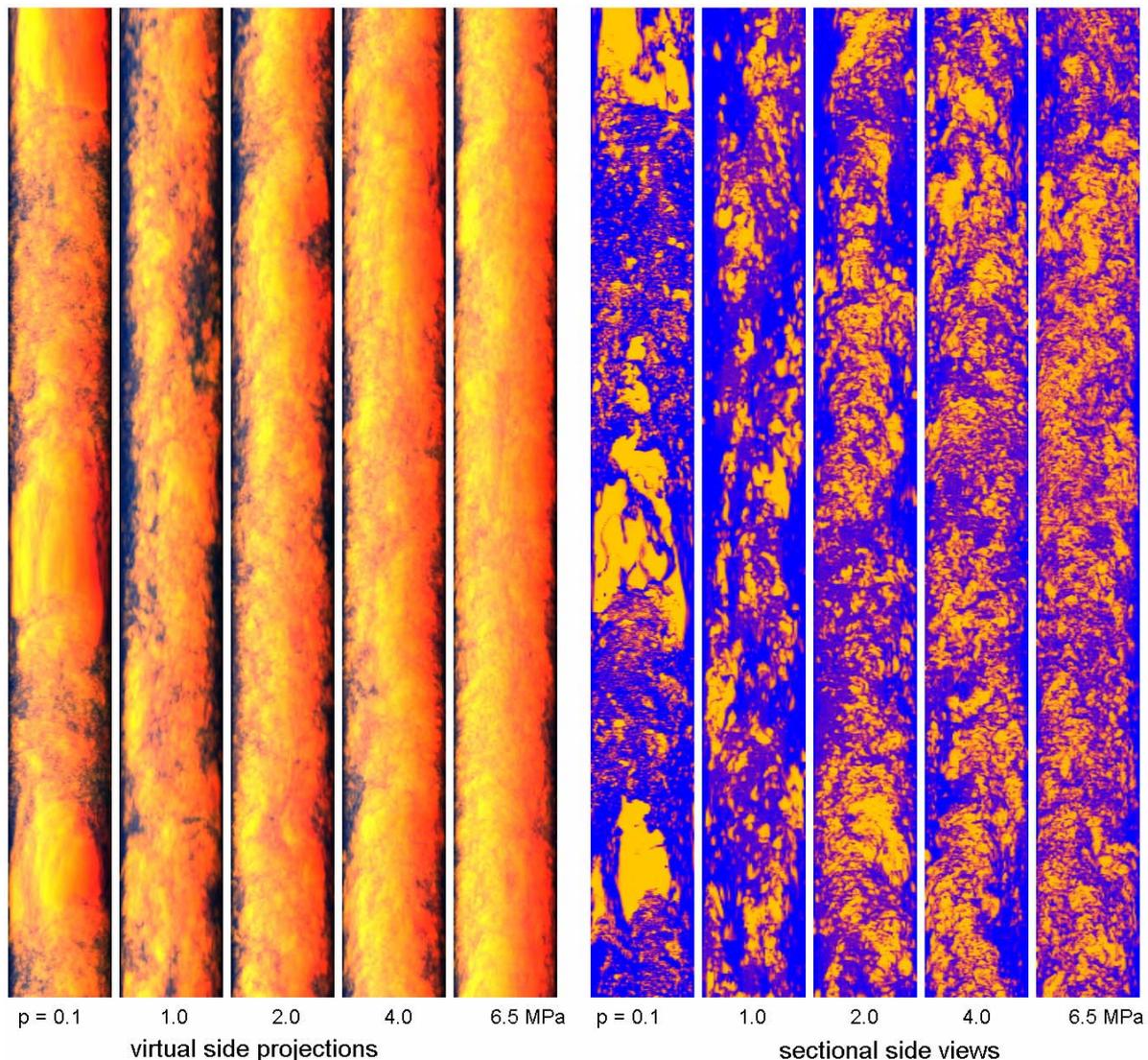


Bild 3.10 Visualisierung von Gittersensordaten, gemessen in der vertikalen Teststrecke DN200, $J_L = 1,017$ m/s, $J_G \cong 0,84$ m/s, $L/D = 39,7$

Eine weitere Folge der oben diskutierten Änderungen der Fluideigenschaften besteht darin, dass sich das Gleichgewicht der Blasengrößenverteilung mit wachsenden Temperaturen schneller einstellt. Während im Rohr DN200 bei einer Luft/Wasser-Strömung unter Umgebungsbedingungen der Einfluss der Gaseinspeisung noch an der größten an der TOPFLOW Anlage verfügbaren Einlauflänge von $L/D = 39,7$ nachgewiesen werden kann, zeigt der Vergleich mit einer Dampf/Wasser-Strömung unter Sättigungsbedingungen bei 6,5 MPa, dass das Gleichgewicht schon bei einem L/D von 7,7 erreicht wird (s. Bild 3.11).

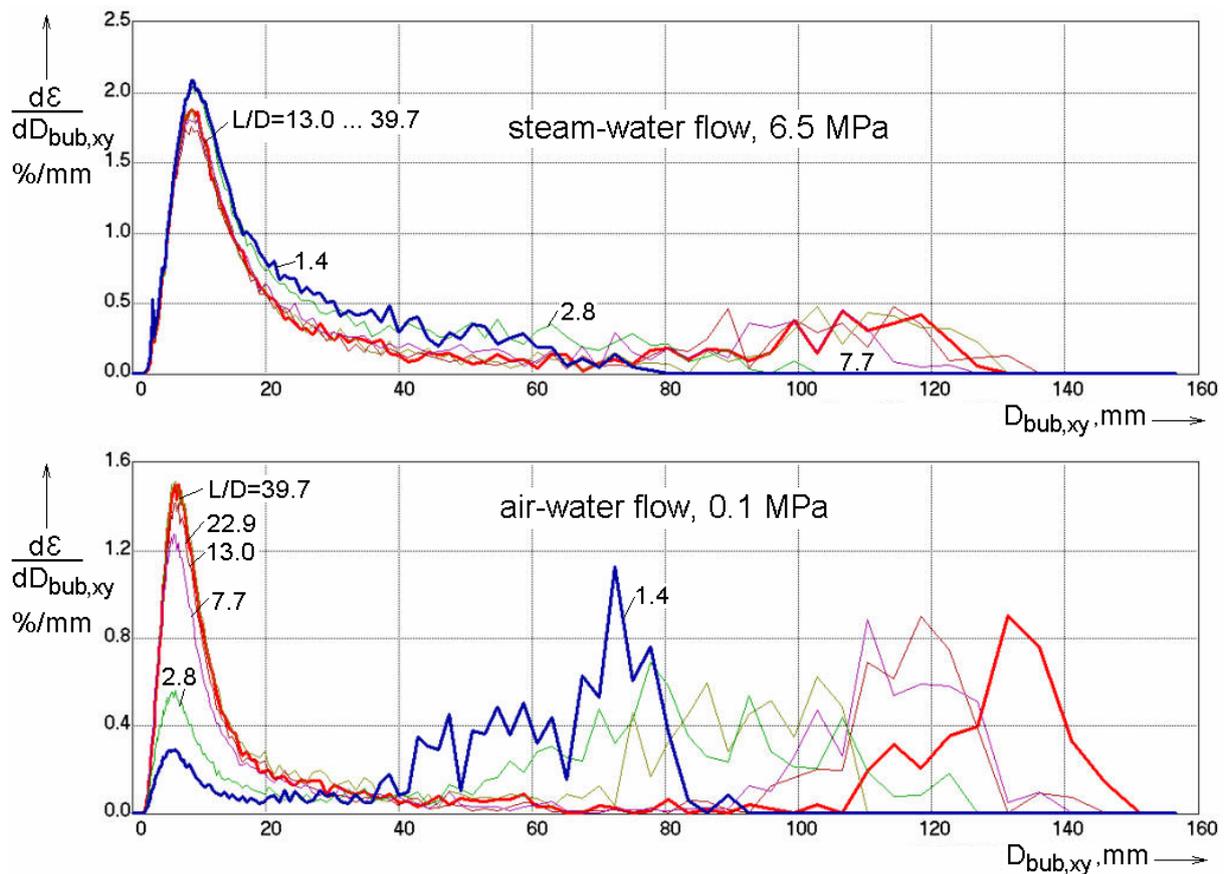


Bild 3.11 Blasengrößenverteilungen in der Teststrecke DN200 bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,835$ m/s, Gaseinperldüsen: $D_{inj} = 4$ mm

Neben den Fluideigenschaften hat auch die Gas-Leerrohrgeschwindigkeit einen wesentlichen Einfluss auf die zum Erreichen des Gleichgewichts der Blasengrößenverteilung notwendige Einlaufänge. Wie in Prasser (2004) gezeigt wurde, ist bei $L/D \cong 40$ der Einfluss der Gaseinspeisevorrichtung bei niedrigen Gasgeschwindigkeiten noch eindeutig zu erkennen. Bei höheren Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten gleichen sich die Strömungsbilder an. Bei einer Blasenströmung führte die Gaseinspeisung mit einem Düsendurchmesser von 0,8 mm in einem DN200 Rohr bei $L/D = 39,3$ zu einer radialen Gasgehaltsverteilung mit Wandmaximum, während die Einspeisung durch 6 mm Düsen ein zentrales Maximum des Gasgehaltes ergab. Bei einer turbulent-aufgewühlten Strömung waren sowohl die radialen Gasgehaltsprofile als auch die Blasengrößenverteilung bereits konvergiert.

Die in diesem Kapitel diskutierten Ergebnisse erweitern den Wissensstand über Skalierungseffekte bei Zweiphasenströmungen. Erstmals wurden die qualitativen Beobachtungen von Ohnuki zum direkten Übergang von der Blasen- zur turbulent-aufgewühlten Strömung durch Messungen bestätigt. Außerdem konnte die Struktur großer Blasen bei derartigen Strömungszuständen hoch aufgelöst untersucht werden. Die Vergleichsmöglichkeit von Luft/Wasser- und Dampf/Wasser-Experimenten, letztere bei Drücken und Temperaturen typisch für Kernreaktoren, ist für die Untersuchungen von Zweiphasenströmungen in der Reaktor-Sicherheitsforschung von besonderem Wert. Nähere Details sind im separaten technischen Bericht: "Experimente an aufwärtsgerichteten Gas/Flüssigkeits-Strömungen in senkrechten Rohrleitungen" (s. Anhang: A1) zu finden.

4. Impulsaustausch zwischen Gas- und Flüssigphase

4.1 Experimentelle Grundlagen

Messungen zur Entwicklung der Strömungsstruktur entlang von vertikalen Röhren bilden eine gute experimentelle Basis für die durchgeführten analytischen Arbeiten zur Modellierung des Impulsaustauschs zwischen der Gas- und der Flüssigphase. Dabei wird der Spezialfall betrachtet, dass die Flüssigphase kontinuierlich ist. Die Arbeiten begannen bereits im Rahmen des FLOWMAP-Projekts an der MTL Loop Testschleife (Prasser et al., 2003a). Dieses Projekt beinhaltete Untersuchungen an einem vertikalen Rohr mit einem Innendurchmesser von 51,2 mm und einer variablen Einlaufflänge, d.h. einem veränderbaren Abstand zwischen Gaseinspeisung und Messebene (maximal 3,5 m). Der Aufbau der TOPFLOW Versuchsanlage erweiterte diese experimentellen Möglichkeiten mit den beiden im Abschnitt 2.1 beschriebenen Teststrecken DN50 (52,3 mm Innendurchmesser) und DN200 (195,3 mm Innendurchmesser). Weitere wesentliche Vorteile der TOPFLOW-Teststrecken sind:

- eine größere Einlaufflänge für die kleinere Teststrecke (L/D bis zu 151,2, beide Teststrecken sind gleich lang, ihre nutzbare Höhe beträgt ca. 9 m),
- weit größere Variationsmöglichkeiten bzgl. der Fluideigenschaften durch den Dampf/Wasser-Betrieb für Drücke bis zu 7 MPa,
- die Möglichkeit der Untersuchung von Strömungen mit Phasenübergang (s. Kapitel 7).

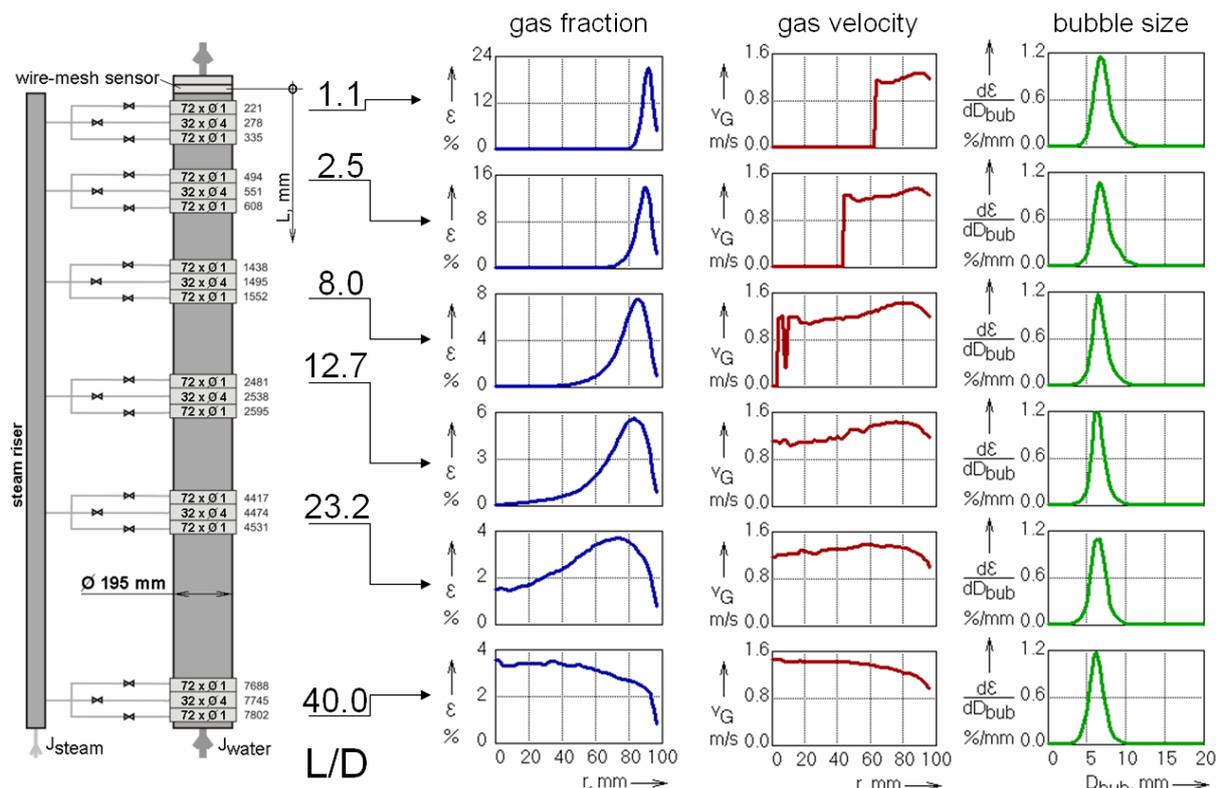


Bild 4.1 Gasgehalts- und Gasgeschwindigkeitsprofile sowie Blasengrößenverteilungen für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,037$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen

Bei den kleinen Teststrecken von MTLoop und TOPFLOW wurde der Abstand zwischen Gaseinspeisung und Messposition durch einen Umbau der Teststrecke realisiert, bei dem die einzelnen Rohrsegmente so angeordnet wurden, dass sich die jeweils gewünschte Einlauflänge ergibt. Die große DN200 Teststrecke verfügt über ein variables Gaseinspeisesystem, welches eine Variation der Einlauflänge durch Veränderung der Einspeiseposition ohne aufwendigen Umbau erlaubt (siehe Abschnitt 2.1).

Gittersensoren waren sowohl für Luft/Wasser- als auch Dampf/Wasser-Experimente verfügbar, wobei sie in allen Experimenten an der DN50 Teststrecke stets paarweise eingesetzt wurden. Für das DN200 Rohr war ein Sensorpaar nur für die kalten Luft/Wasser-Experimente nutzbar, wogegen für die Dampf/Wasser-Experimente unter Druck lediglich ein großer Sensor zur Verfügung stand. Die Auflösung der Sensoren war für kalte und heiße Tests gleich, d.h. alle Sensoren wurden mit einem seitlichen Abstand der Elektrodendrähte von 3 mm gefertigt (siehe Abschnitt 2.2).

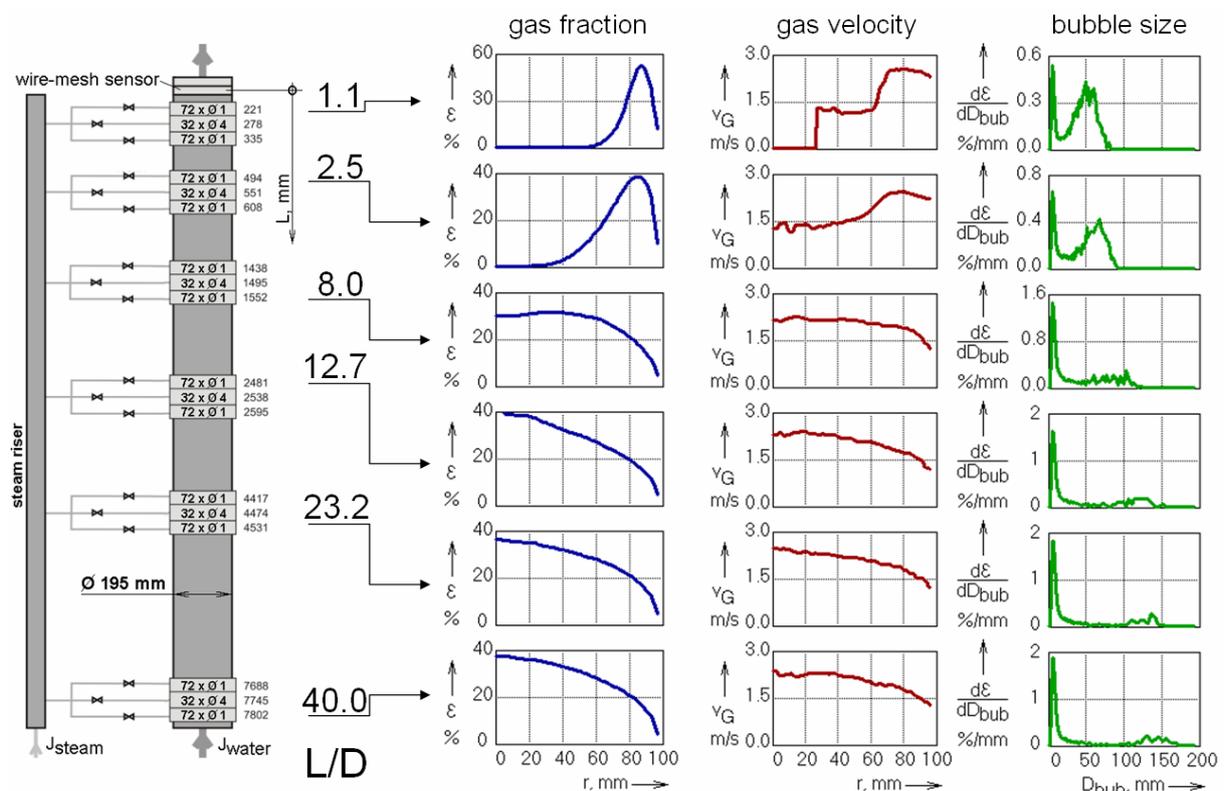


Bild 4.2 Gasgehalts- und Gasgeschwindigkeitsprofile sowie Blasengrößenverteilungen für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,534$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen

Die experimentelle Datenbasis für die Entwicklung und Validierung von Schließungsbeziehungen für den Impulsaustausch zwischen den Phasen besteht aus zeitgemittelten radialen Profilen der Strömungsparameter als Funktion der Einlauflänge. Das sind insbesondere Profile für den volumetrischen Gasgehalt (gas fraction) und die Geschwindigkeit der Gasphase (gas velocity). Letztere wird über eine Kreuzkorrelation zwischen beiden übereinanderliegenden Sensoren bestimmt. Typische Ergebnisse sind in den Bildern 4.1 und 4.2 dargestellt. Die Strömung in Bild 4.1 ist durch eine nahezu konstante Blasengrößenverteilung charakterisiert. Nahe der Einspeisung hat das Gasgehaltsprofil ein erzwungenes Randmaximum, welches dann

aufgrund der seitlichen Blasenbewegung in Richtung Rohrmittle in ein Zentrumsmaximum übergeht. Bei höheren Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten sind Blasenkoaleszenzen und –fragmentationen zu beobachten (Bild 4.2).

In beiden Fällen haben die Gasgeschwindigkeiten zuerst ein Maximum in Wandnähe, das durch den lokalen Auftrieb im Gasgehaltsmaximum verursacht wird. Später zeigen auch die Geschwindigkeitsprofile ein Zentrumsmaximum.

Auf Grundlage der für die Gittersensorsignale entwickelten Blasenerkennungsmethoden (Prasser et al., 2002a) können die Gasgehaltsprofile nach Blasengrößenklassen zerlegt werden. Entsprechend der Variation der Einlauflänge liefern diese zerlegten Profile Informationen über die seitliche Blasenbewegung in Abhängigkeit von der Blasengröße. Das erlaubt einen sensiblen Test der Modelle für die Blasenkräfte, die im Allgemeinen von der Blasengröße abhängen.

Auch wenn das gesamte Gasgehaltsprofil ein Zentrumsmaximum ausbildet, zeigen die zerlegten radialen Gasgehaltsprofile für Blasen, die kleiner als der kritische Durchmesser bzgl. der Umkehr der Liftkraft sind, ein Wandmaximum (siehe Bilder 4.3 und 4.4). Große Blasen tendieren hingegen immer zu einer Bewegung in Richtung Rohrmittle. Details zum variablen Gaseinspeisesystem und den durchgeführten Experimenten sind in einem separaten technischen Bericht: "Experimente an aufwärtsgerichteten Gas/Flüssigkeits-Strömungen in senkrechten Rohrleitungen" (siehe Anhang A1) zu finden.

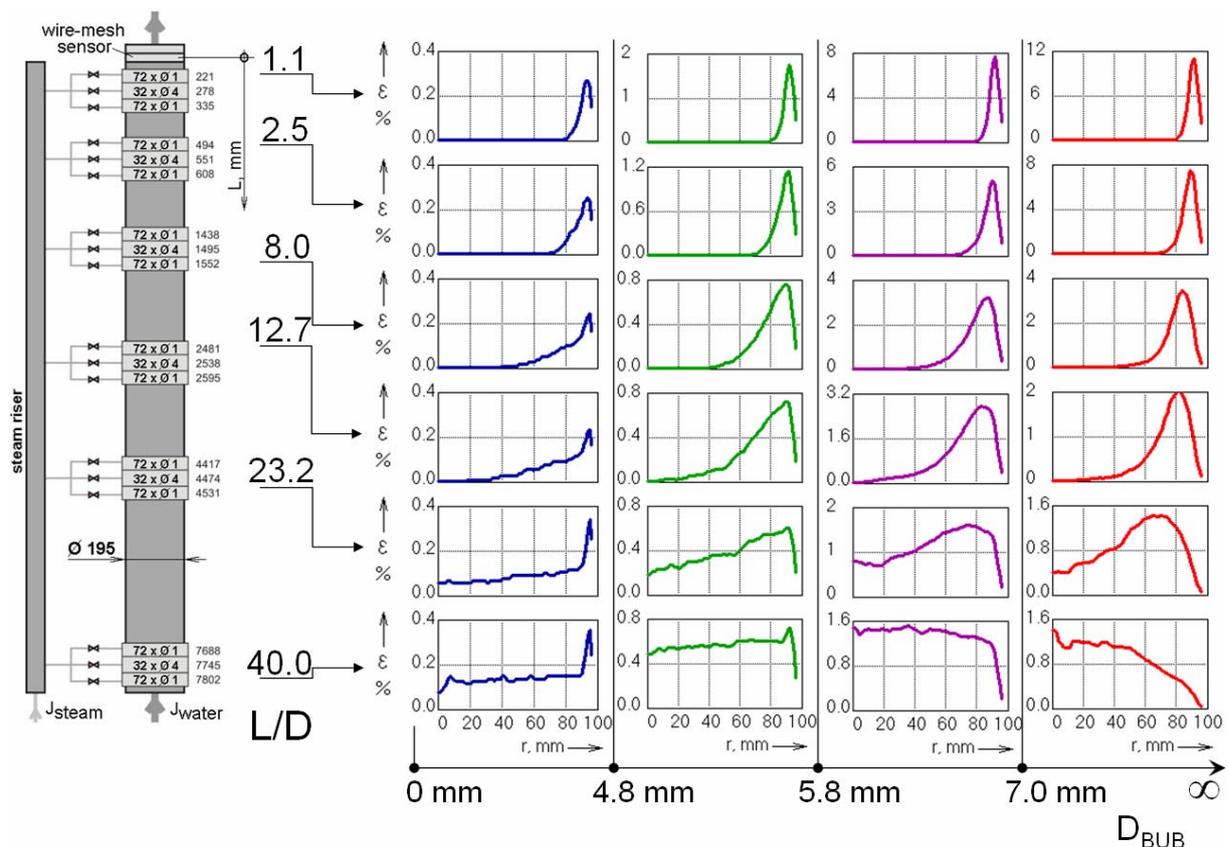


Bild 4.3 Nach Blasengrößenklassen zerlegte Gasgehaltsprofile für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,037$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen

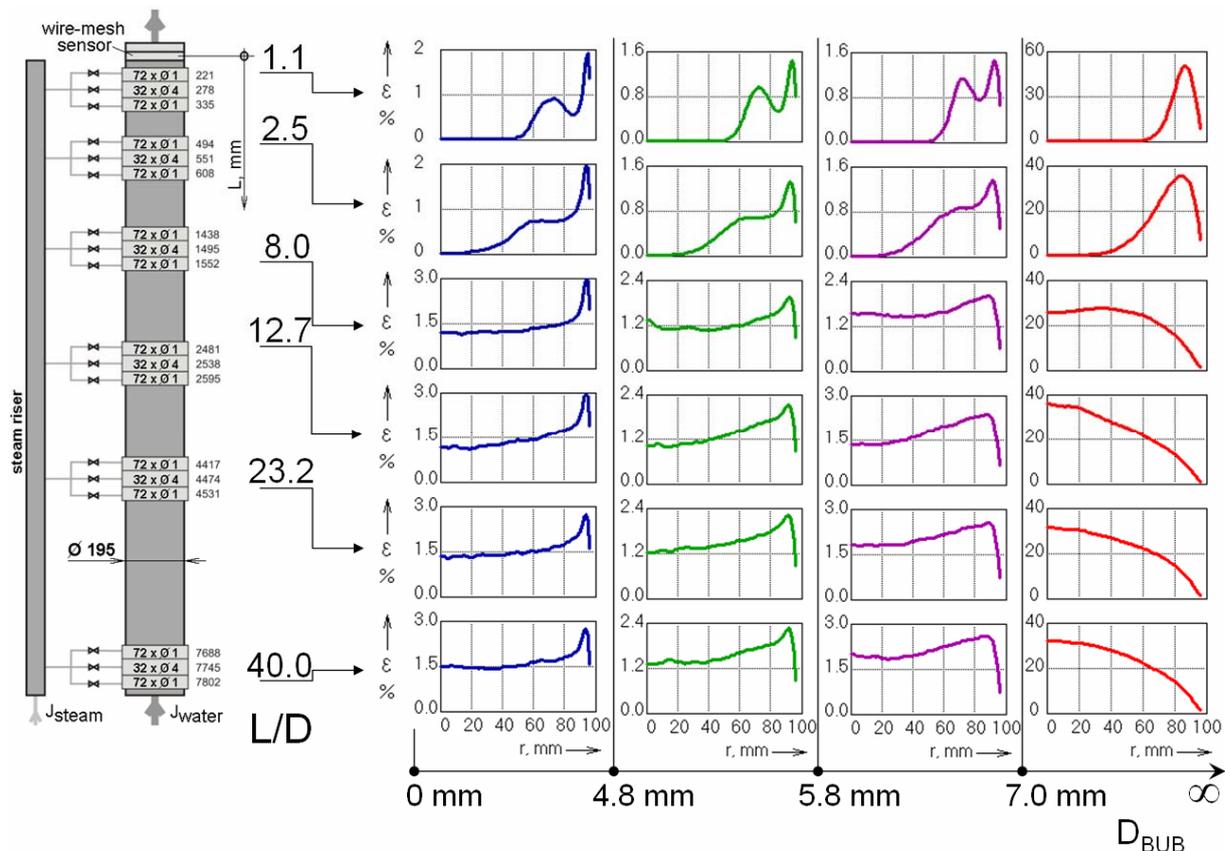


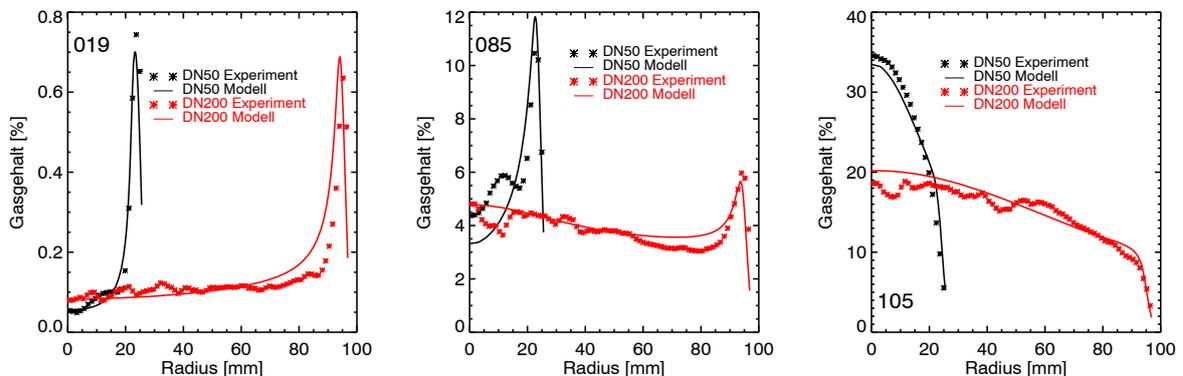
Bild 4.4 Nach Blasengrößenklassen zerlegte Gasgehaltsprofile für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,534$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen

4.2 Analytische Untersuchungen

Zur effizienten Analyse der Modelle für Blasenkräfte wurde der so genannte Mehrblasenklassen-Testsolver entwickelt (Lucas et al., 2001a). Er berücksichtigt eine große Anzahl von Blasenklassen, wobei die Variablen bzgl. der radialen Koordinate aufgelöst werden. Die Grundversion des Solvers ging von einem Gleichgewicht der Non-Drag-Kräfte (Lift-, Wand-, Deformations- und turbulente Dispersionskraft) separat für jede Blasenklasse aus. Als Ergebnis der Berechnungen erhält man nach den Blasenklassen aufgelöste radiale Profile des jeweiligen Volumenanteils, die mit den oben diskutierten experimentell ermittelten Werten verglichen werden können. Eine mit der Blasengrößenverteilung gewichtete Summation dieser Profile führt dann zum integralen radialen Gasgehaltsprofil. Die Annahme des Kräftegleichgewichts gilt für eine voll entwickelte Strömung. Daher wurden die Blasengrößenverteilungen für das jeweils größte gemessene L/D-Verhältnis als Input für den Testsolver genommen und radiale Gasgehaltsprofile auf dieser Basis berechnet. Ein Vergleich mit den entsprechenden gemessenen Profilen erlaubt die Einschätzung der Qualität und des Gültigkeitsbereichs der verwendeten Modelle für die Non-Drag-Kräfte (siehe Bild 4.5, Lucas et al., 2004b).

Ein zweiter Schwerpunkt der analytischen Arbeiten bestand in der Erweiterung des Testsolvers, um die Strömungsentwicklung entlang des Rohres näherungsweise nachbilden zu können. Eine wesentliche Vereinfachung dabei war die Annahme, dass die vertikale Gasgeschwindigkeit unabhängig von der radialen Position und der Blasengröße ist (Lucas et al., 2007b). Die Annahme des Gleichgewichts der Non-

Drag-Kräfte wurde durch die separate Lösung der Impulsbilanz in radialer Richtung für jede Blasenklasse ersetzt, die neben den Non-Drag-Kräften auch die Drag-Kraft und virtuelle Massenkraft mit berücksichtigt. Dieser Ansatz erlaubt eine Simulation



der seitlichen Blasenbewegung, die wiederum mit experimentellen Ergebnissen verglichen werden kann.

Bild 4.5 Vergleich berechneter und gemessener volumetrischer Gasgehaltsprofile (019: $J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,004$ m/s; 085: $J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s; 105: $J_L = 0,405$ m/s, $J_G = 0,140$ m/s)

Die radialen Gasgehaltprofile, welche sich infolge der Wirkung der Blasenkräfte herausbilden, können in 3 Gruppen unterteilt werden: Profile mit Zentrumsmaximum, mit Wandmaximum und mit einem Maximum bei ca. dem halben Rohrradius. Während die Ursache des dritten Profils, das nur bei großen Flüssigkeitsvolumenstromdichten (~ 4 m/s) auftritt, bisher ungeklärt ist, können die anderen beiden eindeutig mit dem Vorzeichenwechsel der Liftkraft begründet werden, der im nächsten Abschnitt diskutiert wird. Wand- und Deformationskraft wirken nur in unmittelbarer Wandnähe und die turbulente Dispersionskraft vergleichmäßigt die Profile infolge der Vermischung der Blasen durch die Turbulenz. Skalierungsbetrachtungen werden in Lucas et al. (2004b) auf Grundlage der Ergebnisse für die DN50 und DN200 Teststrecken diskutiert.

Eine detaillierte Beschreibung des Testsolvers und seiner Anwendung für verschiedene Rohrströmungen sind im separaten technischen Bericht: "CFD Modelle für polydisperse Blasenströmungen" (siehe Anhang A5) zu finden.

4.3 Liftkraftumkehr in einer polydispersen Blasenströmung

Die Liftkraft ist eine Non-Drag-Kraft, die auf eine Blase wirkt, welche sich mit einer bestimmten Relativgeschwindigkeit zur Flüssigkeit in einem gradientenbehafteten Feld der Flüssigkeitgeschwindigkeit bewegt. Die Kraft ist ungleich Null, wenn die Relativbewegung nicht parallel zum Gradienten des Feldes der Flüssigkeitgeschwindigkeit verläuft. Eine solche Situation ist typisch für Blasen, die in dem Scherfeld nahe der Rohrwand aufsteigen. Für kugelförmige Gasblasen ist diese Kraft dem Geschwindigkeitsgradienten entgegengerichtet. Tomiyama (1998, siehe auch Tomiyama et al., 2002) hat gezeigt, dass die Liftkraft ihr Vorzeichen wechselt, wenn die Blasengröße einen bestimmten kritischen Äquivalenzdurchmesser überschreitet. Hierfür untersuchte er Einzelblasen in einer gut definierten Scherströmung, die durch bewegte Seitenwände in einem vertikalen Kanal erzeugt wurde.

Im Rahmen der MTLoop Experimente (Prasser et al., 2003a) wurde erstmals nachgewiesen, dass die Umkehr der Liftkraft auch in polydispersen Blasenströmungen

auftritt. Die nach Blasenklassen zerlegten radialen Volumenanteilsprofile haben ein Wandmaximum für Blasen, die kleiner als der kritische Durchmesser sind und ein Zentrumsmaximum für größere Blasen. Diese Beobachtung ist unabhängig vom integralen radialen Gasgehaltsprofil, d.h. auch in Strömungen mit einem ausgeprägten Zentrumsmaximum des integralen Gasgehalts haben die Profile für kleine Blasen ein Wandmaximum.

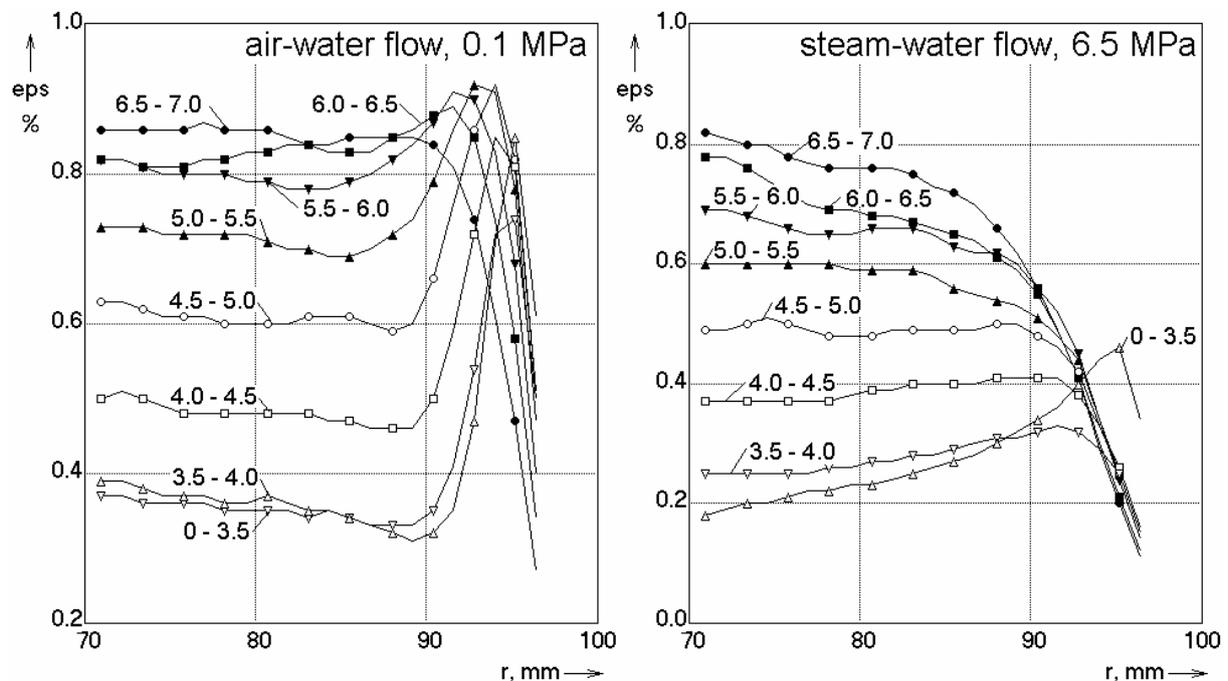


Bild 4.6 Nach Blasengrößenklassen aufgelöste Gasgehaltsprofile in der Teststrecke DN200 bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,219$ m/s, $L/D = 39,7$; Gaseinspeisung über 4 mm Bohrungen

Mit der TOPFLOW-Anlage wurden die Möglichkeiten zur Untersuchung dieses Effekts deutlich erweitert. So konnte gezeigt werden, dass er auch bei großen Rohrdurchmessern auftritt. Bei den dazu durchgeführten Experimenten verschwand das Wandmaximum des Gasgehaltes, der zur genauen Analyse in relativ schmale Blasengrößenklassen von 0,5 mm Klassenbreite aufgeteilt worden war, bei dem von Tomiyama vorhergesagten kritischen Äquivalenzdurchmesser. Für Luft/Wasser-Strömungen unter Umgebungsbedingungen liegt dieser Wert bei 5,8 mm. Wie in Bild 4.6 dargestellt, haben die Profile für kleine Blasendurchmesser noch ausgeprägte Wandmaxima, die sich dann bei Durchmessern von 6 bis 6,5 mm umstellen. Die Tatsache, dass das Wandmaximum auch noch bei etwas größeren Blasendurchmessern auftritt, resultiert aus der fortlaufenden Generierung großer Blasen durch Koaleszenz von Blasen unterhalb des kritischen Durchmessers im Bereich des Wandmaximums.

Ein entscheidender Vorteil der TOPFLOW-Experimente besteht in der Möglichkeit, die Gültigkeit des Tomiyama-Modells auch für hohe Drücke und Temperaturen zu überprüfen. Der kritische Blasendurchmesser ist mit der modifizierten Eötvös-Zahl:

$$Eo_d = \frac{g(\rho_l - \rho_g)d_h^2}{\sigma} \quad (2)$$

skaliert, die auf dem Blasendurchmesser in der horizontalen Ebene d_h basiert.

Beachtet man, dass die Oberflächenspannung mit wachsender Sättigungstemperatur abnimmt, kann man einen kleineren kritischen Blasendurchmesser für Dampf/Wasser-Experimente erwarten. Diese Abhängigkeit ist im Bild 4.7 dargestellt. Sie wurde durch die im Bild 4.6 (rechte Seite) gezeigten experimentellen Ergebnisse bestätigt, die nach Blasenklassen aufgelöste Volumenanteilsprofile in Wandnähe für einen Sättigungsdruck von 6,5 MPa zeigen. In diesem Fall tritt ein Wandmaximum nur für Blasen kleiner 3,5 mm auf, was mit der im Bild 4.7 dargestellten Abhängigkeit des kritischen Blasendurchmessers vom Druck übereinstimmt.

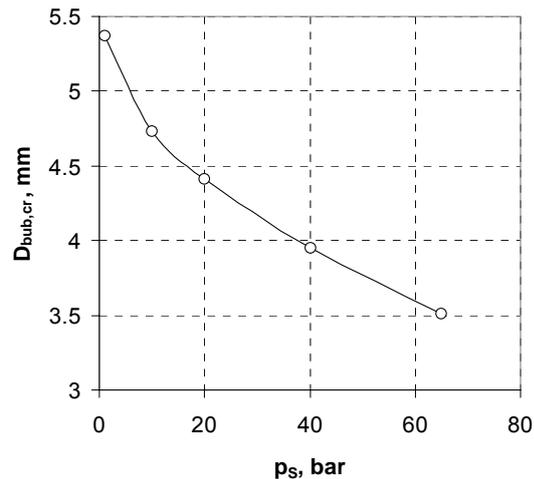


Bild 4.7 Abnahme des kritischen Äquivalenzdurchmessers für die Liftkraftumkehr mit wachsendem Sättigungsdruck

4.4 Wand- und Deformationskraft

Die Wandkraft simuliert den Abstoßungseffekt von der Rohrwand. Aus Sicht der Modellierung verhindert diese Kraft eine Bewegung der Blasen in die Wand hinein. Die physikalische Ursache der Wandabstoßung liegt in der Druckverteilung an der Blasenoberfläche, die aus dem komplizierten Strömungsfeld um die Blase herum resultiert.

Eine weitere Kraft tritt bei direktem Kontakt zwischen Blase und Wand auf. In der Literatur findet man verschiedene Modelle für relativ weitreichende Wandkräfte, aber keine Modelle, die für den Kontakt zwischen Blase und Wand gültig sind. Deshalb wurde im Rahmen dieses Projekts ein einfaches Modell für eine Deformationskraft entwickelt. Es geht davon aus, dass sich eine Blase, bei der der Abstand zwischen Blasenmittelpunkt und Wand kleiner als der Äquivalenzradius der Blase ist, in ein lang gestrecktes Ellipsoid verformt. Aus der daraus resultierenden Zunahme der Oberfläche wurde eine Abstoßungskraft abgeleitet. Die Wirkung dieser Kraft ist bei den Experimenten zu den an der Wand abprallenden Blasen (Abschnitte 2.4.2 und 2.5) klar zu erkennen.

4.5 Turbulente Dispersionskraft

Die turbulente Dispersion der Blasen ist ein Ergebnis der Wechselwirkung der einzelnen Partikel der dispersen Phase mit den turbulenten Wirbeln der kontinuierlichen Phase. Im Eulerschen System wird der Effekt der turbulenten Dispersion durch einen turbulenten Diffusionsterm in den skalaren Transportgleichungen und durch eine sogenannte Dispersionskraft in den Impulserhaltungsgleichungen wiedergegeben. Der Term verschwindet, wenn eine massengewichtete Mittelung (Favre-Mittelung) für das System der Transportgleichungen angewendet wird. Die Kraft berücksichtigt die Gesamtwirkung der Turbulenz der Flüssigphase auf die Blasen.

Im Rahmen des Projekts wurde eine neue mathematische Ableitung des Modells der turbulenten Dispersionskraft für Mehrphasenströmungen in Eulerscher Betrachtungsweise durchgeführt. Ausgangspunkt war dabei der Lagrange'sche Ansatz, der die

zugrunde liegenden physikalischen Vorgänge direkt wiedergibt. Die turbulente Dispersionskraft konnte dabei unmittelbar aus den Schwankungsanteilen der Drag-Kraft abgeleitet werden. Ausführliche Validierungen des Modells wurden mit Hilfe der experimentellen Daten für Blasenströmungen in vertikalen Rohren bei verschiedenen Strömungsbedingungen durchgeführt. Dabei wurden für die Rechnungen polydisperse Modelle verwendet. Eine ausführliche Beschreibung zu dieser neuen Ableitung des Modells sowie zu dessen Validierung ist in dem separaten technischen Bericht: "Turbulente Blasendispersion in einer polydispersen Rohrströmung" (siehe Anhang A6) zu finden.

5. Dynamik der Gas/Flüssigkeits-Grenzfläche

5.1 Entwicklung der Blasengrößenverteilung, der Blasenkoaleszenz und -fragmentation

Dieselben Experimente, die bereits für die Entwicklung und Validierung der Impulsaustauschbeziehungen zwischen den Phasen genutzt wurden, dienen auch als Datenbasis für die Modellierung von Blasenkoaleszenz und -fragmentation (vgl. Abschnitt 4.1). Abhängig von den Liquid- bzw. Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten zeigen die Messdaten bei unterschiedlichem Abstand zwischen der Gaseinspeisung und den Gittersensoren eine mehr oder weniger starke Änderung der Blasengrößenverteilung. Anhand dieser Informationen (s. Bilder 4.1 bis 4.4) besteht die Möglichkeit, die in den CFD-Code implementierten Koaleszenz- und Fragmentationsmodelle zu validieren. Der hierbei zu berücksichtigende Einfluss der Fluideigenschaften wurde durch den Vergleich von Luft/Wasser- und Dampf/Wasser-Versuchen in Abschnitt 3 bereits diskutiert (s. Bild 3.11).

Wie im vorigen Kapitel bereits beschrieben, wurde der Mehrblasenklassen-Test-solver für die Simulation der Entwicklung einer Strömung entlang eines vertikalen Rohres erweitert. Diese Arbeiten beinhalteten sowohl die Lösung der Impulsgleichung in radialer Richtung für jede Blasenklasse einzeln, um die Blasenbewegung in lateraler Richtung zu beschreiben, als auch die Berücksichtigung von Blasenkoaleszenz und -fragmentation (Lucas et al. 2007b). Es ist bekannt, dass die Entwicklung der Strömung durch eine intensive Wechselwirkung lokaler Effekte (räumliche Separation von Blasen abhängig von ihrer Größe, starke radiale Abhängigkeit der Turbulenzparameter und der Scherspannungen) bestimmt wird, die ihrerseits die Blasenkoaleszenz und -fragmentation beeinflussen (Lucas et al., 2003).

Blasenkoaleszenz und -fragmentation werden durch Quellterme für die einzelnen Blasenklassen beschrieben. Die Koaleszenzrate und die Fragmentationsfrequenz hängen von der lokalen Blasendichte n_i für jede Blasenklasse i und j sowie von der Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie ε ab:

$$\text{Koaleszenzrate:} \quad \Gamma_{i,j} = K_c(d_i, d_j, \varepsilon) * n_i * n_j$$

$$\text{Fragmentationsfrequenz:} \quad \Omega_i = K_b(d_i, d_j, \varepsilon) * n_i$$

mit den Kernfunktionen K_c für Koaleszenz bzw. K_b für Fragmentation. In der Literatur wurden bisher verschiedene Modelle für diese Kernfunktionen veröffentlicht, deren Gültigkeit jedoch auf definierte Strömungssituationen begrenzt zu sein scheint. Verursacht durch Schwächen dieser Schließungsbeziehungen, verläuft die Modellierung der Strömungsentwicklung noch nicht zufriedenstellend. Das konnte sowohl

durch Rechnungen mit dem Testsolver (s. Bild 5.1) als auch durch CFX-Simulationen (vgl. Kapitel 6) nachgewiesen werden. Neben den Modellschwächen können auch Unsicherheiten bezüglich der Bestimmung der Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie einen Einfluss auf die Ergebnisse haben, da sie ein notwendiger Eingangsparameter für die Modelle ist. Aus diesem Grund ist ebenfalls die Verbesserung der Zweiphasen-Turbulenzmodellierung erforderlich, um eine zuverlässige Simulation von Blasenkoaleszenz und -fragmentation zu erreichen.

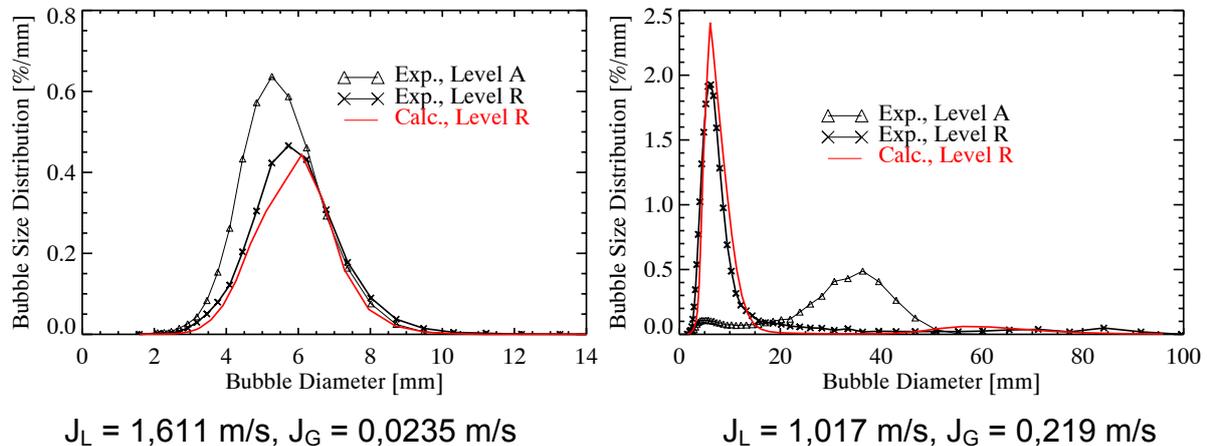


Bild 5.1 Vergleich von gemessenen und mit dem Testsolver berechneten Blasengrößenverteilungen für die Höhe R (7,8 m)

Ein weiterer Effekt, der bei der Untersuchung von vertikalen Rohrströmungen berücksichtigt werden muss, ist die Expansion der Gasblasen infolge Druckabfalls bei wachsender Höhe in der Teststrecke. Für geringere Gasgehalte könnte dieser Effekt bedeutender sein, als der Einfluss von Koaleszenz und Fragmentation (s. Bild 5.2).

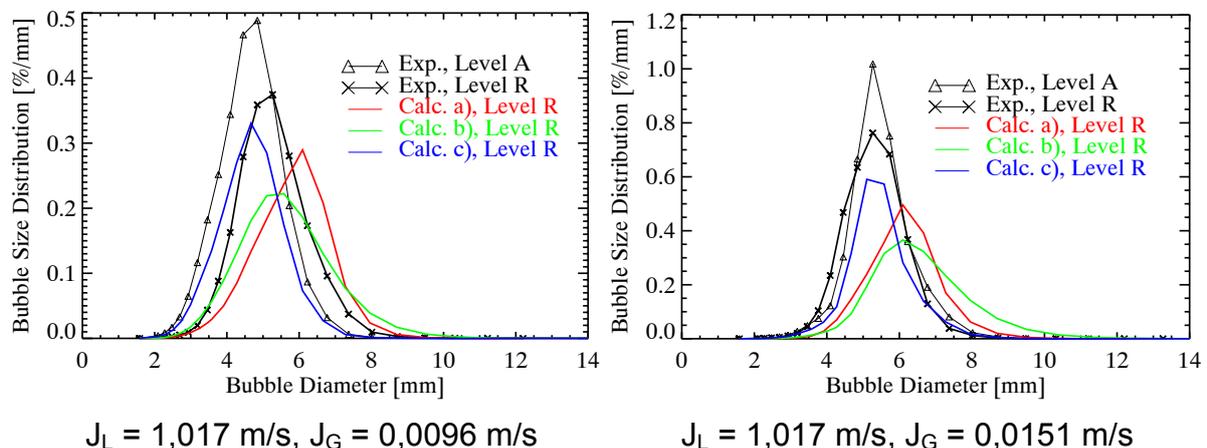


Bild 5.2 Vergleich von gemessenen und mit dem Testsolver berechneten Blasengrößenverteilungen für Höhe R (7,8 m):
a) mit Koaleszenz und Fragmentation,
b) Koaleszenz und Fragmentation ausgeschlossen und
c) zusätzlich zu b) wurde die Blasenexpansion infolge Druckverringerng ausgeschlossen

5.2 Zwischenphasen-Grenzflächendichte

Während der Projektbearbeitung wurde eine neuartige Methode zur Bestimmung der Zwischenphasengrenzfläche aus den Messdaten des Gittersensors entwickelt und

auf eine Versuchsserie angewendet. Die Ergebnisse dieser Rechnungen wurden der GRS zur Validierung der Modelle der Erhaltungsgleichungen der Zwischenphasengrenzfläche in ATHLET und in FLUBOX (Graf & Papadimitriou, 2006) zur Verfügung gestellt. Eine eigene theoretische Analyse der Ergebnisse im FZD erfolgte bisher nicht.

Die übergebenen Daten stammen von Messungen an der vertikalen Teststrecke DN200 der Versuchsanlage TOPFLOW mit variabler Gaseinspeisung (s. Abschnitt 2.6). Die Einlaufänge zwischen Gaseinspeisung und Sensor L/D variierte dabei zwischen 1,1 und 39,9. Beide verfügbaren Düsendurchmesser wurden genutzt, d.h. die Luft wurde entweder durch einen Ring von 72 Düsen mit einem Durchmesser von 1 mm oder 32 Düsen mit 4 mm Durchmesser jeweils von der Seitenwand her eingespeist. Das Wasser hatte eine Temperatur von ca. 20 °C bei Umgebungsdruck. Die hier vorgestellten Tests erfolgten bei einer Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit von $J_L = 1,017$ m/s, wobei die Gas-Leerrohrgeschwindigkeit zwischen: $J_G = 0,0094, 0,035, 0,086, 0,22, 0,53$ m/s variierte.

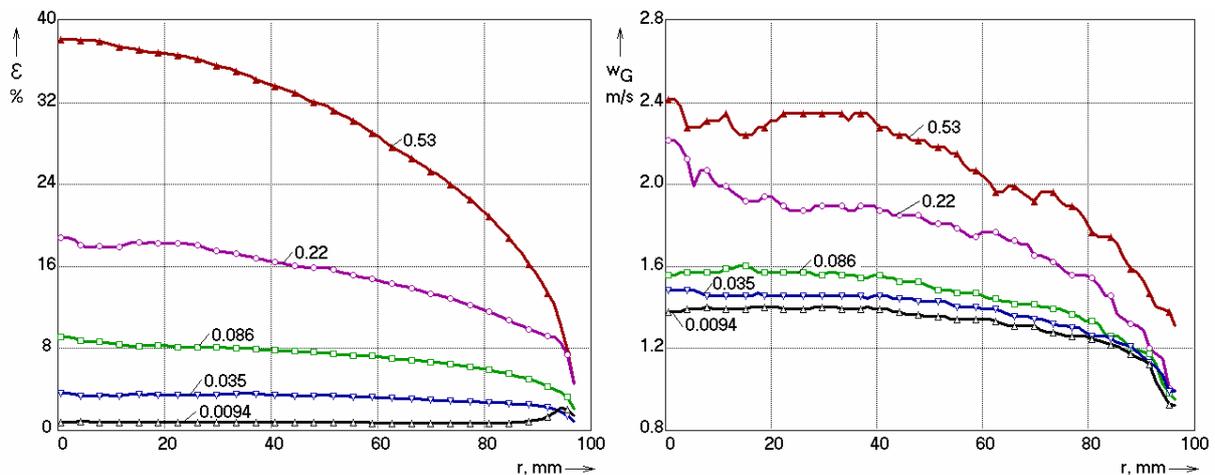


Bild 5.3 Gasgehalts- und Gasgeschwindigkeitsprofile gemessen mit Gittersensoren in der Teststrecke DN200 bei $L/D \cong 40$ und $J_L = 1,017$ m/s bei unterschiedlichen J_G ; Gaseinspeisung: 72 Düsen mit 1 mm Durchmesser

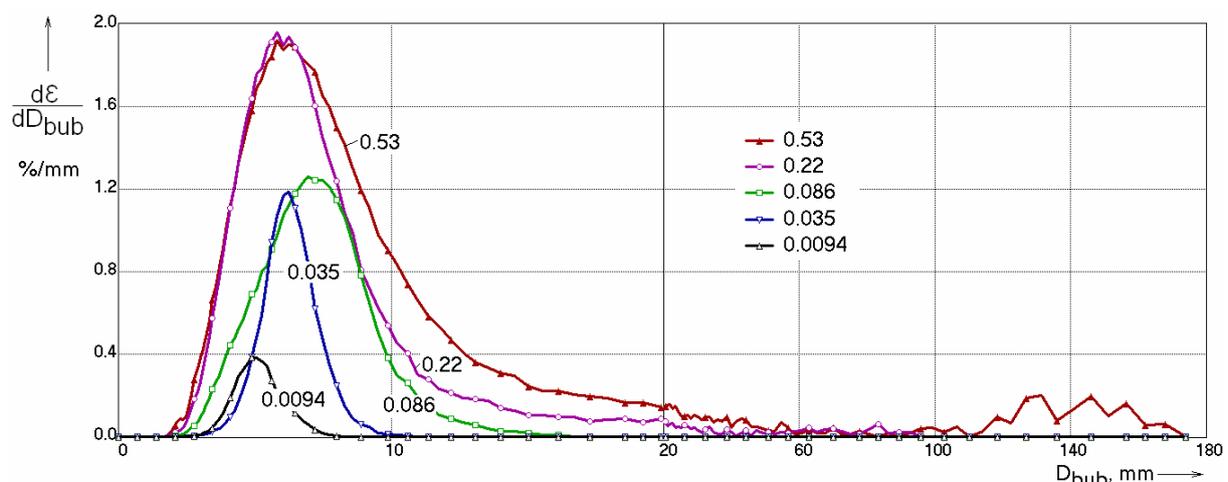


Bild 5.4 Blasengrößenverteilungen gemessen mit Gittersensoren in der Teststrecke DN200 bei $L/D \cong 40$ und $J_L = 1,017$ m/s bei unterschiedlichen J_G

Da zur Messung zwei Sensoren mit 64x64 Messpunkten eingesetzt wurden, sind sowohl Querschnittsverteilung des Gasgehalts als auch Gasgeschwindigkeitsprofile

verfügbar. Die ausgewählten Experimente überstreichen einen Bereich von Blasenströmungen mit Wandmaximum der Gasgehaltsprofile bis hin zu Pfropfenströmungen mit Zentrummaximum (Bild 5.3). Die bei $L/D \cong 40$ gemessenen und in Bild 5.4 dargestellten Blasengrößenverteilungen zeigen das Auftreten von sehr großen Blasen bei $J_G = 0,53$ m/s.

Die Entwicklung der Zwischenphasen-Grenzflächendichte ist in Bild 5.5 dargestellt, wobei hier die Ergebnisse für beide Gaseinspeisedüsenarten miteinander verglichen werden. In der Tendenz ist eine Annäherung der Kurven für beide Durchmesser (1 mm und 4 mm) mit wachsender Rohrlänge zu beobachten.

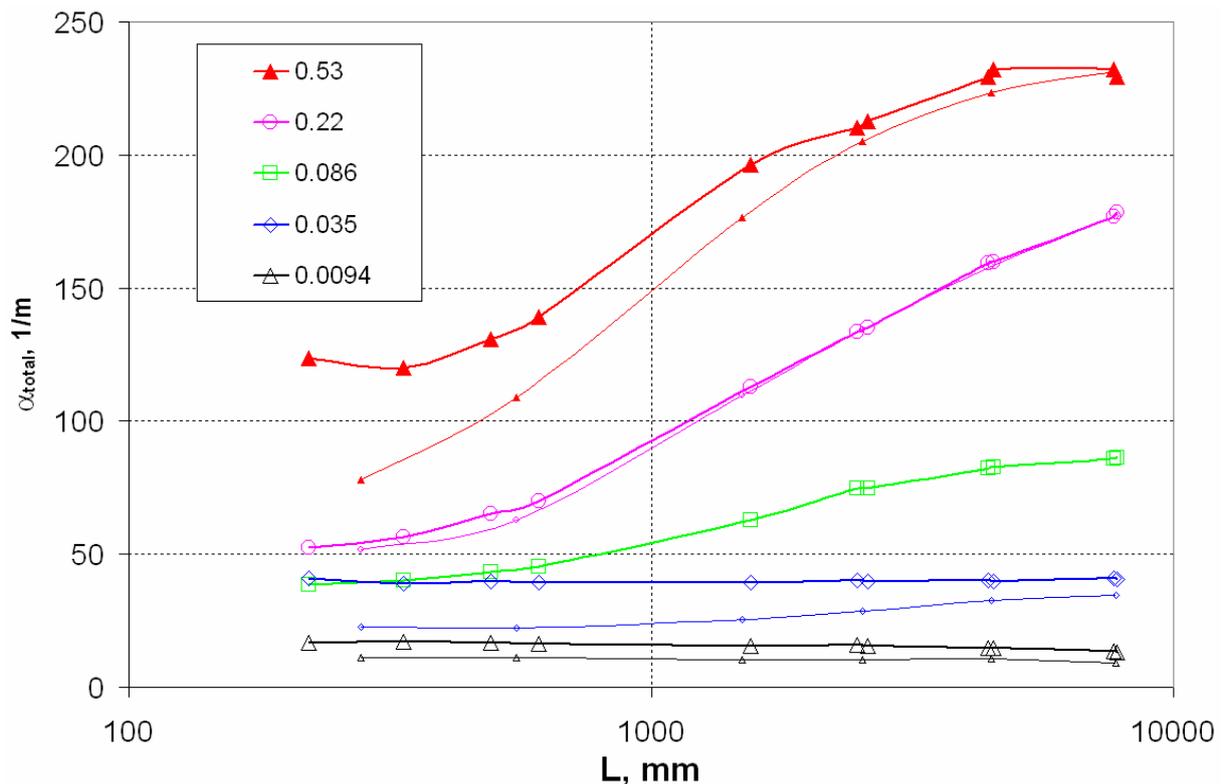


Bild 5.5 Zwischenphasen-Grenzflächendichte in der Teststrecke DN200 in Abhängigkeit vom Abstand L der Gaseinspeisung zum Messpunkt bei $J_L = 1,017$ m/s für unterschiedliche J_G , Gaseinspeisedüsen: dicke Linien: 1 mm, dünne Linien: 4 mm

Für Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten in den Bereichen $J_G = 0,086, 0,22, 0,53$ m/s für beide Düsenarten und bei $J_G = 0,035$ m/s für 4 mm Düsen ist ein Anwachsen der Zwischenphasen-Grenzflächendichte zu beobachten, was darauf hinweist, dass die Fragmentationsprozesse unter diesen Bedingungen dominieren. Bei geringen Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten ($J_G = 0,0094$ m/s) ist ein leichtes Abfallen der Kurven festzustellen, dass durch überwiegende Koaleszenz der Blasen hervorgerufen wird. Bei $J_G = 0,035$ m/s und Einspeisung durch 1 mm Düsen bleibt die Grenzflächendichte nahezu konstant.

6. Inhomogenes MUSIG-Modell

Wie bereits in den vorhergehenden Kapiteln diskutiert, hängen die Austauschbeziehungen zwischen den Gasblasen und der Flüssigkeit wesentlich von der Blasengröße ab. Aus diesem Grund verlangt eine adäquate Euler/Euler-Simulation polydisperser Zweiphasenströmungen die Modellierung mehrerer Blasenklassen. Die Struktur des Euler/Euler-Ansatzes lässt prinzipiell die Modellierung mehrerer Blasenklassen in der Form mehrerer Phasen zu. Diese Herangehensweise erhöht jedoch den numerischen Aufwand beträchtlich, weshalb Vereinfachungen notwendig sind. Zur genaueren Berechnung der Zwischenphasengrenzfläche, die für den Massen- und Wärmeaustausch zwischen den Phasen wichtig ist, wurde das so genannte MUSIG-Modell (**MU**lti **bubbe** **SI**ze **G**roup) durch Lo entwickelt und in CFX-4 implementiert (Lo 1996). Bei diesem Ansatz wird nur in der Massenbilanzgleichung der Gasphase zwischen einer bestimmten Zahl von unterschiedliche Blasengrößen repräsentierenden Subgruppen unterschieden. Ein Zweifluid-Modellansatz wird mit einer Populationsbilanz ergänzt. Blasenkoaleszenz und –fragmentation wird durch entsprechende Quell- und Senkenterme in der Massenbilanz berücksichtigt.

Die durch die blasengrößenabhängige Liftkraft hervorgerufene Separation kleiner und großer Blasen (s.o.) kann dadurch jedoch nicht berücksichtigt werden, da für die Gasphase nur eine einzige Impulsgleichung gelöst, d.h. die Gasphase nur durch ein einziges Geschwindigkeitsfeld repräsentiert wird. In der Folge bewegen sich alle Gasblasen mit derselben Geschwindigkeit, obwohl in der Realität sowohl der Betrag als auch die Richtung von der Blasengröße abhängen. Die Untersuchungen mit dem Mehrblasenklassen-Testsolver haben jedoch gezeigt, dass zur Simulation polydisperser Strömungen die Beschreibung mehrerer Phasen mit unterschiedlichem Geschwindigkeitsfeld erforderlich ist (vgl. separaten technischen Bericht: "CFD Modelle für polydisperse Blasenströmungen", Anhang A5). Auch in den oben diskutierten Versuchen an vertikalen Rohrströmungen konnte die radiale Separation kleiner und großer Blasen beobachtet werden. Dieser Effekt kann nur durch Modellierung der dispersen Phase durch mehrere Impulsgleichungen beschrieben werden, wobei die Darstellung von mindestens zwei Geschwindigkeitsgruppen erforderlich ist. Die Untersuchungen mit dem Mehrblasenklassen-Testsolver haben weiterhin gezeigt, dass zur hinreichenden Beschreibung von Blasenkoaleszenz und Blasenfragmentation die Simulation von Dekaden von Blasenklassen erforderlich wäre, deren Anzahl die numerischen Möglichkeiten eines CFD-Codes überschreitet.

Aus diesem Grund wurde ein neues Modellkonzept entwickelt. Beim inhomogenen MUSIG-Modell (auch $N * M$ MUSIG Modell genannt) wird die Gasphase durch N Geschwindigkeitsgruppen repräsentiert. Jede Geschwindigkeitsgruppe kann wiederum in eine Anzahl M_J von Subgruppen unterteilt werden. Die Massenerhaltung wird dann unter Berücksichtigung von Koaleszenz und Fragmentation über allen Subgruppen M_J berücksichtigt. Prinzipiell kann jede Geschwindigkeitsgruppe J in eine unterschiedliche Anzahl M_J von Subgruppen unterteilt werden, weshalb die Bezeichnung „ $N * M$ MUSIG-Modell“ irreführend sein könnte. Bild 6.1 erläutert dieses Modellkonzept. Die Begründung des Modellansatzes und weitere Details des Modellkonzepts wurden in Krepper et al. (2005) beschrieben. Das inhomogene MUSIG-Modell wurde in Kooperation mit ANSYS/CFX entwickelt und in die Code-Version CFX-10 implementiert (s. z.B. Shi et al. 2004, Frank et al., 2006).

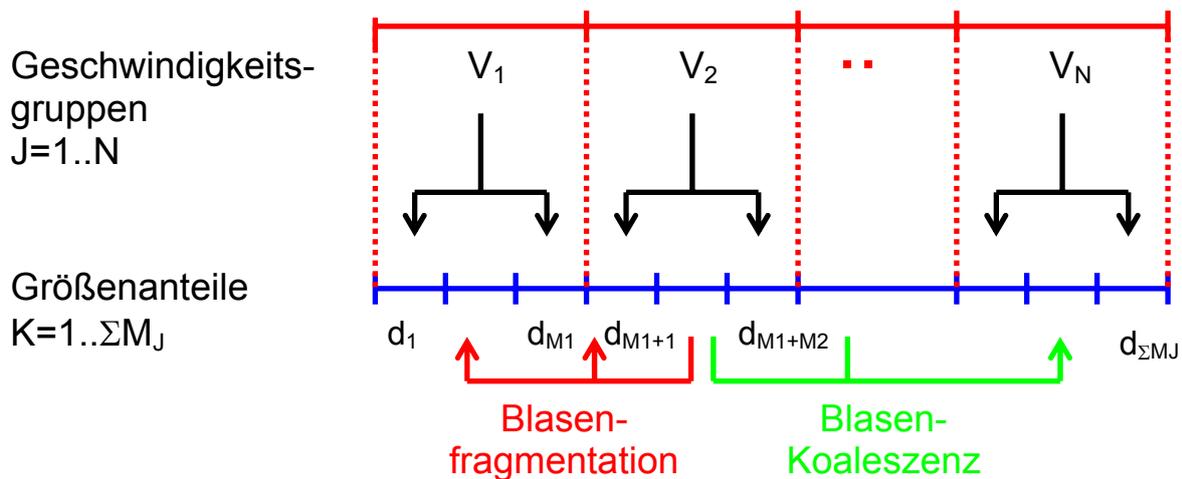


Bild 6.1 Verbesserung des polydispersen Ansatzes: Die Größenanteile M_J werden jeweils dem Geschwindigkeitsfeld V_J zugeordnet (s. Text)

In der Massenerhaltungsgleichung sind Übergänge zwischen den Blasengrößenklassen aufgrund von Blasenkoaleszenz und -fragmentation, durch Expansion der Gasphase infolge von Druckänderungen und durch Verdampfung und Kondensation zu berücksichtigen. In der aktuellen Codeversion sind nur Quell- und Senkterme zur Beschreibung von Koaleszenz und Fragmentation enthalten. Als Standardmodelle sind hierfür das Koaleszenzmodell von Prince und Blanch (1990) und das Fragmentationsmodell von Luo und Svendsen (1996) in CFX-10 implementiert.

Zunächst wurde das Konzept einer Mehrblasenklassenmodellierung unter Anwendung des Mehrblasenklassen-Testsolvers ausführlich getestet (s. Abschnitt 4.2). Die Berechnungen einer voll entwickelten Strömung (Gleichgewicht von Lift-, Wand-, Deformations- und turbulenter Dispersionskraft) zeigten, dass die Anwendung der Ansätze von Tomiyama für die Lift- und die Wandkraft (Tomiyama 1998, Tomiyama et al., 2002) kombiniert mit dem FAD-Ansatz für die turbulente Dispersion zu befriedigenden Ergebnissen führt. Ähnlich gute Ergebnisse liefert der Einsatz der Hosokawa (2002) Wandkraft sowie der Deformationskraft anstelle der Tomiyama-Wandkraft. In diesen Tests mit entwickelter Strömung wird jedoch nur die Relation dieser Lift-, Wand- und Dispersionskraft, nicht jedoch das Verhältnis zur Drag- und zur virtuellen Massenkraft überprüft. Letztere gewinnen bei sich entwickelnden Strömungen an Bedeutung. Die Simulationen mit dem Mehrblasenklassen-Testsolver zeigten, dass die radiale Bewegung der Blasen gegenüber dem Experiment überschätzt wird (Lucas et al., 2007b). Das konnte in entsprechenden CFX-Rechnungen bestätigt werden. Die turbulente Dispersionskraft wurde als Hauptfehlerquelle ausgemacht. Sie scheint überschätzt zu werden. Genauere Untersuchungen hierzu stehen noch bevor.

Der Mehrblasenklassen-Testsolver wurde auch zur Berechnung der Strömungsentwicklung einschließlich Blasenkoaleszenz und -fragmentation angewendet. Für diese Phänomene konnte jedoch kein Modellansatz gefunden werden, der mit ein und denselben Modellkonstanten für einen Bereich von Strömungsbedingungen gültig wäre. Anstelle dessen waren für jede Strömungssituation (vertikale adiabatische Luft/Wasser-Strömung, vertikale Dampf/Wasser-Strömung sowie komplexe Strömung um ein Hindernis) die Modellkonstanten neu zu justieren, um befriedigende Übereinstimmung mit den experimentellen Daten zu erzielen.

Zur Validierung des inhomogenen MUSIG-Modells wurden die experimentellen Daten von Zweiphasen-Strömungen in vertikalen Röhren (Luft/Wasser: MTLLoop DN50, TOPFLOW DN200; Dampf/Wasser: TOPFLOW DN200) sowie die Strömung um ein Hindernis (s. Kapitel 8) herangezogen. Die Parameter der ausgewählten Tests sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst. Die Simulationen werden in den technischen Berichten: “CFD Modelle für polydisperse Blasenströmungen” (s. Anhang A5) und “Validierung des N x M MUSIG Modells für polydisperse Mehrphasenströmungen” (s. Anhang A7) beschrieben und diskutiert.

Tab. 6.1 Wasser- und Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten J_L und J_G , der zur Validierung des inhomogenen MUSIG-Modells herangezogenen Tests

| | J_G [m/s] | | | | |
|-------------|--------------|---------------|---------------|--------------|--------------|
| | | 0,0368 | 0,0898 | 0,140 | 0,219 |
| J_L [m/s] | 1,611 | | 097 | | |
| | 1,017 | 074 | 096 | 107 | 118 |

Die erste zu beantwortende Frage stellt sich nach der für eine befriedigende Simulation erforderlichen Anzahl von Geschwindigkeitsfeldern. Vom numerischen Gesichtspunkt konnte gezeigt werden, dass der CFX-Solver in der Lage ist, eine relativ große Anzahl unterschiedlicher Phasen zu behandeln (es wurden Beispiele von bis zu 8 Phasen gelöst), allerdings mit anwachsenden Stabilitäts- und Konvergenzproblemen. Im Bericht “CFD Modelle für polydisperse Blasenströmungen” - Kapitel 6.1 (s. Anhang A5) - werden Simulationen unter Anwendung von 2, 3 und 4 dispersen Gasphasen für dasselbe Experiment MTLLoop 118 vorgestellt. Die Anteile der einzelnen dispersen Phasen wurden den Messungen am Rohreintritt angepasst. Unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Impulsaustauschbeziehungen wurde die Querschnittsverteilung des Gasgehaltes am oberen Ende des Rohres berechnet und mit den Messwerten verglichen. Zwischen den 3 untersuchten Varianten konnten keine wesentlichen Unterschiede in den Gasgehaltsprofilen gefunden werden. In den weiteren Simulationen hat sich die Berücksichtigung von nur zwei Geschwindigkeitsfeldern als ausreichend erwiesen. Die Simulationen mit 3 oder 4 anstelle von 2 dispersen Phasen führten zu keiner weiteren Verbesserung der Übereinstimmung mit den Messwerten.

Der nächste Schritt bestand in der Simulation der Entwicklung der Blasengrößenverteilung, beginnend vom Eintritt über die gesamte Rohrlänge, die durch Koaleszenz und Fragmentation beeinflusst wird. 20 bis 34 Subgruppen mit äquidistant wachsendem Blasendurchmesser wurden zwei Gas-Geschwindigkeitsklassen zugeordnet. Die Blasengrößenverteilung am Eintritt wurde den Messungen entnommen. Bei den MTLLoop-Tests 107 und 118 ($J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,140$ m/s bzw. $J_G = 0,219$ m/s) wurde beginnend mit einer relativ engen Blasengrößenverteilung am Rohreintritt eine Aufweitung der Verteilung am Rohrende gefunden. Bei diesen Tests lieferte die Anpassung des Koeffizienten für Fragmentation bzw. Koaleszenz von 0,25 bzw. 0,05 die beste Übereinstimmung mit den Messungen. Sowohl die Entwicklung der Blasengrößenverteilung als auch des radialen Gasgehaltsprofils konnte im Vergleich zum Experiment reproduziert werden (s. Bild 6.2).

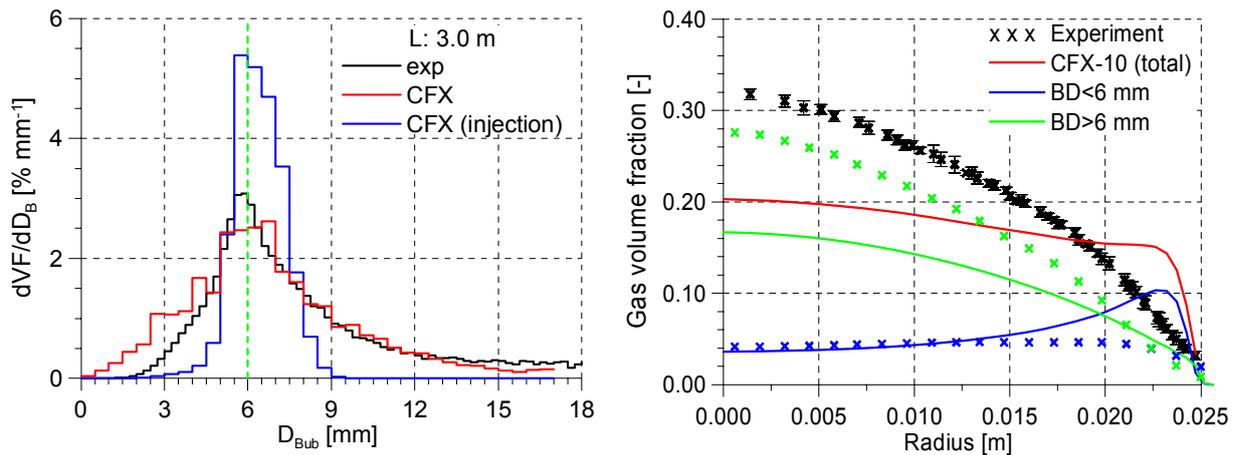


Bild 6.2 Entwicklung der Blasengrößenverteilung (links) und des radialen Gasgehaltsprofils (rechts) für den Versuch MTL00118 ($J_L = 1,017$ m/s; $J_G = 0,219$ m/s); $FB = 0,25$, $FC = 0,05$

Diese Parameter erwiesen sich auch für die Versuche TOPFLOW 074, 107 und 118 als geeignet. Bei diesen Experimenten wurde die Luft von der Seite durch relativ große Düsen eingespeist. Entsprechend umspannte die Blasengrößenverteilung am Eintritt einen relativ weiten Bereich. Im Verlauf der aufwärtsgerichteten Strömung wurde die Verteilung in Richtung kleinerer Blasen verschoben, d.h. bei diesen Tests wurde die Entwicklung der Verteilung weitgehend durch Fragmentation von Blasen bestimmt (s. Bild 6.3). Für die Tests 074 und 107 wurden auch Rechnungen mit um 50% reduzierter turbulenter Dispersion durchgeführt, die zu einer verbesserten Übereinstimmung der berechneten Gasgehaltsprofile mit den Messwerten in den unteren Gaseinspeiseebenen führte.

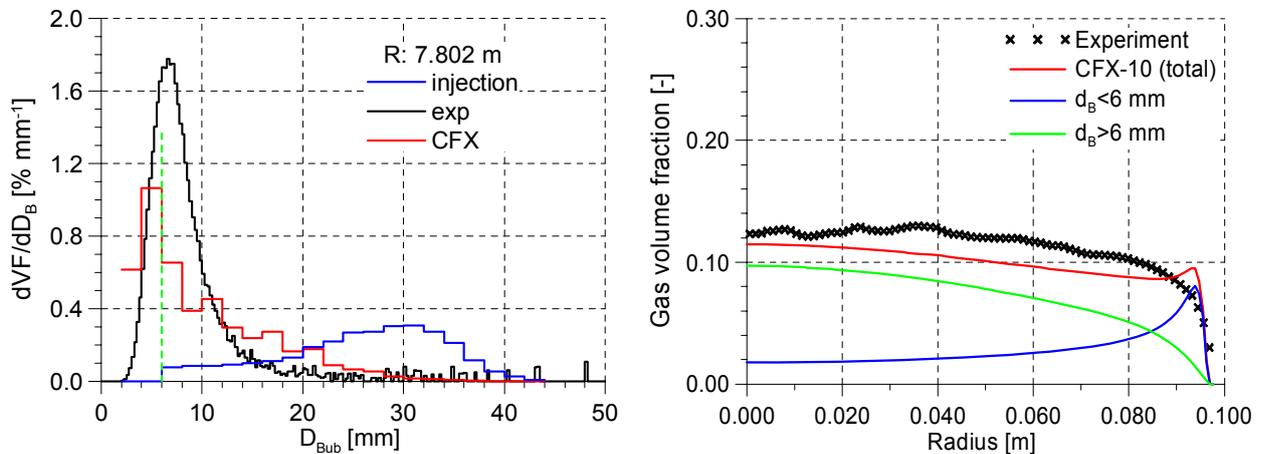


Bild 6.3 Entwicklung der Blasengrößenverteilung (links) und des radialen Gasgehaltsprofils (rechts) für den Test TOPFLOW 107 ($J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,140$ m/s); $FB = 0,25$, $FC = 0,05$

Die Anwendung desselben Parametersatzes für Koaleszenz und Fragmentation auf Dampf/Wasser-Experimente bei Sättigungsbedingungen, d.h. mit stark eingeschränkter Kondensation führte zu einer extremen Überschätzung der Fragmentation. Für den Vergleich wurden Tests bei 6,5 MPa ausgewählt, bei denen der Einfluss des sich entlang der Rohrhöhe ändernden hydrostatischen Drucks auf die Sättigungstemperatur am geringsten war. Nur durch eine Verringerung des Fragmentationskoeffizienten auf 0,05 konnte für die Tests 107 und 118 eine befriedigende Übereinstimmung mit den Messwerten erreicht werden.

Das inhomogene MUSIG Modell wurde zur Simulation eines komplexen 3D-Strömungsfeldes genutzt (s. Kapitel 8). Beim aktuellen Stand der Modellentwicklung sind noch keine Vorausrechnungen möglich. Es zeigte sich jedoch, dass die Rechnung mit angepassten Koeffizienten ein tieferes Verständnis der Strömungsstruktur ermöglicht.

7. Evolution einer Zweiphasenströmung mit Phasenübergang

Während der Projektrealisierung wurde die Kondensation von gesättigtem Dampf bei Einspeisung in eine leicht unterkühlte Wasserströmung und Drücken von ca. 1 – 2 MPa untersucht (Versuche siehe Tab. 7.1). Die Messungen basieren auf dem eigens für Dampf/Wasser-Strömungen bei hohen Drücken entwickelten Gittersensor (Abschnitt 2.2). Er wurde zur Erfassung der Entwicklung der Strömungsstruktur über die Rohrhöhe eingesetzt, bei der sich Blasenkoaleszenz- und -zerfallsvorgänge sowie das Schrumpfen der Blasen infolge von Kondensation überlagern. Die Variation der Einlaufhöhe erfolgte dabei, wie bereits im Abschnitt 2.1 beschrieben, mit Hilfe der variablen Gaseinspeisung.

Tab. 7.1 Versuchsbedingungen der Tests mit Unterkühlung sowie der Referenzexperimente

| Test | Druck | | | Leerrohrgeschw. | | Temperatur | | Unterkühlung |
|-------|--------------|--------------------|---------------|-----------------|-------------|-------------|------------|--------------|
| | Sensor [MPa] | Dampftrommel [MPa] | Drossel [kPa] | Wasser [m/s] | Dampf [m/s] | Wasser [°C] | Dampf [°C] | Wasser [K] |
| 1 | 1,07 | 1,00 | 70 | 1,017 | 0,534 | 177,8 | 182,8 | 5,0 |
| 2 | 1,10 | 1,00 | 100 | 1,017 | 0,534 | 177,8 | 184,0 | 6,2 |
| 3 | 2,08 | 2,00 | 80 | 1,017 | 0,534 | 210,5 | 214,4 | 3,9 |
| 4 | 2,16 | 2,00 | 160 | 1,017 | 0,534 | 210,5 | 216,3 | 5,8 |
| Ref 1 | 1,00 | 1,00 | 0 | 1,017 | 0,534 | 177,8 | 179,2 | 1,4 |
| Ref 2 | 2,00 | 2,00 | 0 | 1,017 | 0,534 | 210,5 | 211,2 | 0,7 |

Die so gemessenen neuen Daten gestatten, die komplexen Wechselwirkungen zwischen den Änderungen der lokalen Gasgehalts- und Blasengrößenverteilungen einerseits mit dem lokalen Massen- und Wärmeübergang andererseits zu prüfen. Für diese Aufgabe wurde der Mehrblasenklassen-Testsolver (Lucas et al., 2001a, 2005b) erweitert, der nun den Phasenübergang separat für jede einzelne Blasenklasse berücksichtigt.

Die Kondensationsexperimente waren Bestandteil einer Dampf/Wasser-Versuchsserie in der Teststrecke DN200. Hierbei wurde Sattwasser aus der Dampftrommel mittels der Teststreckenpumpe in die Teststrecke gefördert. Die notwendige Unterkühlung (max. 6 K) kam durch Drosselung der Strömung mit einem Kugelhahn zwischen der Teststrecke und der Dampftrommel zustande (Bild 7.1). Nach dieser Armatur werden durch die Entspannung der Flüssigkeit wieder Sättigungsbedingungen erreicht. Die Dampfzufuhr erfolgte vom elektrischen Dampferzeuger der TOPFLOW-Anlage, wie im Bild 1.1 dargestellt.

Zur Auswertung der Experimente wurden die Gittersensordaten mit Hilfe von virtuellen Seitenprojektionen und Seitenansichten von zentralen Schnitten über den Rohrdurchmesser visualisiert. Bild 7.2 zeigt beide Darstellungsvarianten für jeden einzelnen Datensatz nebeneinander. Es ist klar zu erkennen, wie sich im Fall des Referenzexperiments die über die Rohrwand eingespeisten Blasen in Richtung der Rohrmitte bewegen, während bei den Experimenten mit Unterkühlung die Blasenanzahldichte mit zunehmender Distanz von der Einspeisestelle abnimmt.

Da für die Dampf/Wasser-Versuche leider nur ein Gittersensor zur Verfügung stand, sind für diese Messungen keine Informationen über Geschwindigkeitsverteilungen der Gasphase verfügbar. Aus diesem Grund war es auch nicht möglich, volumen-äquivalente Blasendurchmesser zu bestimmen. Um trotzdem Blasengrößenverteilungen auswerten zu können, wurde in diesem Fall die maximale Fläche der Blase beim Durchgang durch den Gittersensor in der horizontalen Messenebene (x-y-Ebene) verwendet. Ohne Unterkühlung konvergiert die Blasengrößenverteilung schnell zu einer Gleichgewichtsverteilung (Bild 7.3, oben), während Kondensation dieses Gleichgewicht stört, das sich solange die Unterkühlung nicht

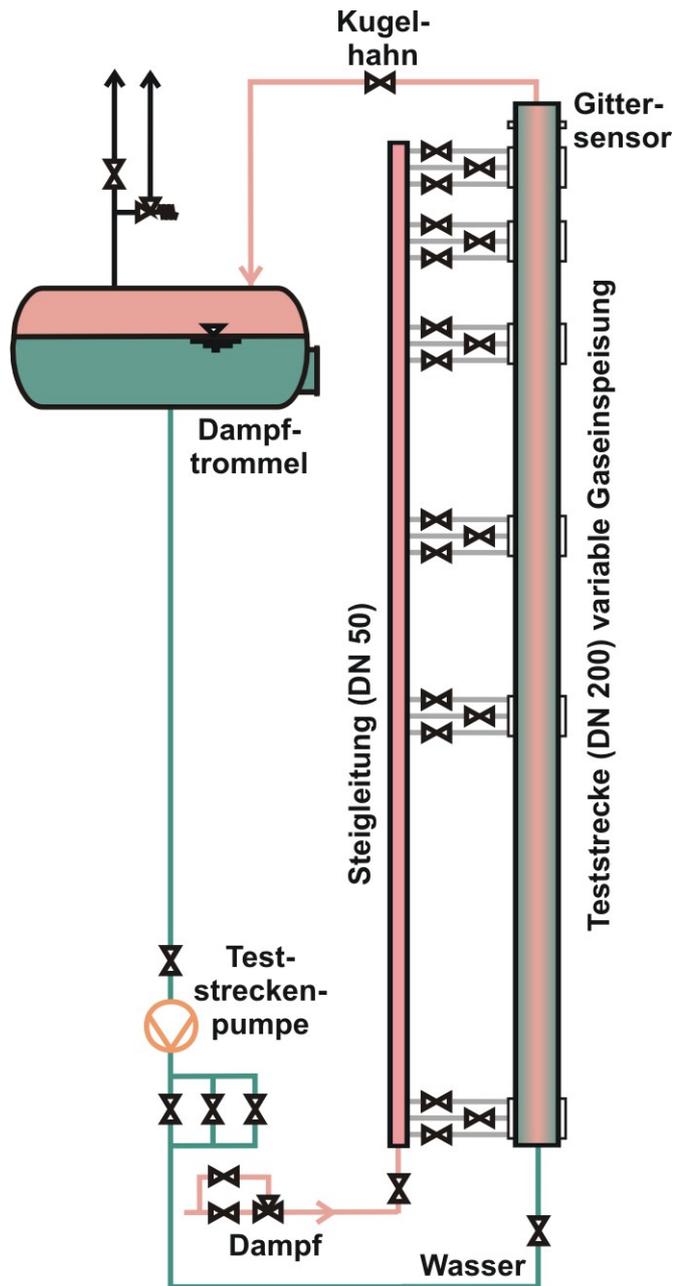


Bild 7.1 Erzeugung der Unterkühlung in der vertikalen Teststrecke mit variabler Gaseinspeisung durch Drosselung mit dem Kugelhahn oberhalb der Testsektion

kompensiert ist auch nicht herausbilden kann (Bild 7.3, Mitte und unten). Damit konnte experimentell nachgewiesen werden, dass Blasengrößen bei gleichen Einlauf­längen in unterkühlten Strömungen erheblich kleiner sind als unter Sättigungs­bedingungen.

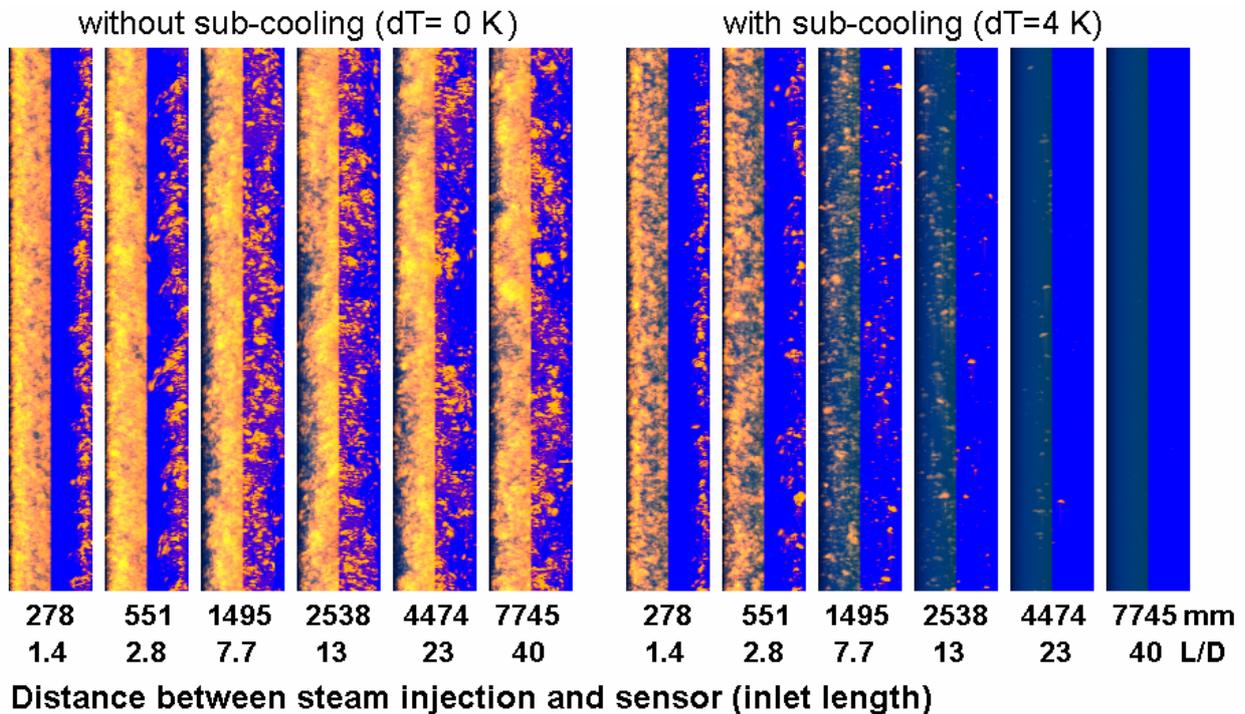


Bild 7.2 Virtuelle Seitenprojektionen (linke Teile der Säulen) und Seitenansichten eines zentralen Schnitts (rechte Teile der Säulen) für Gittersensordaten, Test 4; Einspeisung über 4 mm Bohrungen

Zur Simulation der Entwicklung von radialen Gasgehaltsprofilen und Blasengrößen­verteilungen über die Rohrhöhe kann wiederum der Mehrblasenklassen-Testsolver (Lucas et al., 2001a, 2001b und 2005b) verwendet werden. Das vereinfachte, eindimensionale Modell, das die Parameter bzgl. der radialen Koordinate auflöst und dabei eine große Anzahl von Blasengrößenklassen berücksichtigt, wurde für die Simulation des transienten Massen- und Wärmeübergangs zwischen den Phasen qualifiziert (Lucas & Prasser, 2005a).

Die Dynamik des Phasenübergangs definiert sich durch die Wärmestromdichten zur bzw. von der Phasengrenzfläche. Es wird üblicherweise angenommen, dass an der Grenzfläche selbst Sättigungstemperatur vorliegt, die vom lokalen Druck bestimmt wird, während sich die Temperatur der Flüssigphase in einiger Entfernung von der Grenzfläche davon unterscheidet. Für die Gasphase wird im vorliegenden Modell von einem thermodynamischen Gleichgewicht ausgegangen. Die Wärmestromdichte zur Phasengrenzfläche berechnet sich nach der Hughmark-Korrelation (Hughmark, 1967), bei der die jeweilige Blasengröße ein Eingangsparameter ist. Da diese Korrelation auf Gleichungen für erzwungene Konvektion um eine feste Kugel basiert, unterschätzt sie möglicherweise den Wärmeübergang für den speziellen Fall von Gas/Flüssigkeitsströmungen.

Der Testsolver bestimmt die Zwischenphasen-Grenzflächendichte für jede Blasen­klasse separat, wobei er eine elliptische Blasenform unterstellt, bei der das Ver­hältnis zwischen vertikaler und horizontaler Achse entsprechend der Korrelation von

Wellek (1966) berechnet wird. Die Extrapolation dieser Korrelation für sehr große Blasen ist zwar fragwürdig, da solche Blasen nicht mehr elliptisch sind, wurde sie dennoch mangels besserer quantitativer Informationen über die Phasengrenzfläche, als eine erste Näherung genutzt.

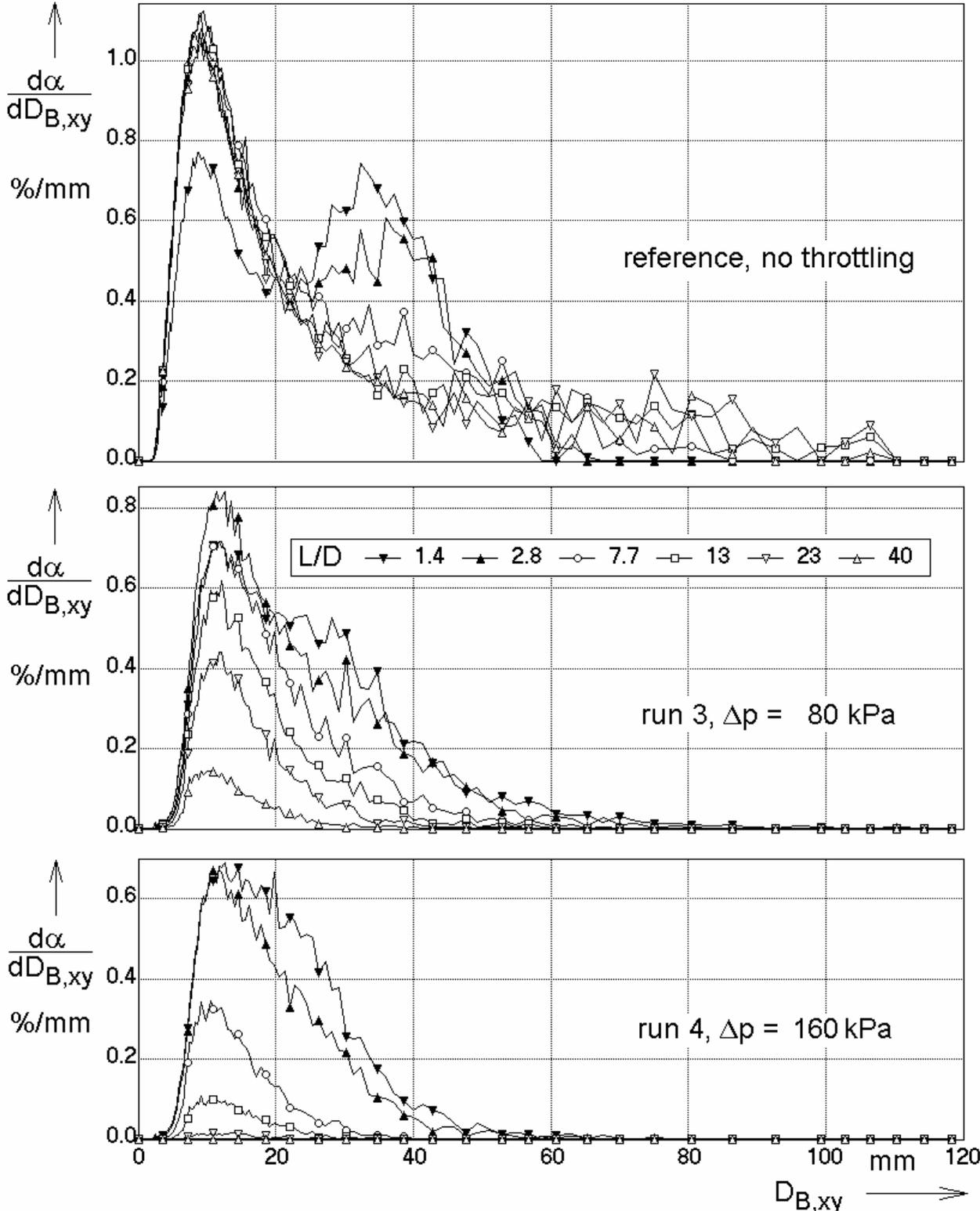


Bild 7.3 Blasengrößenverteilungen für die Tests 3 und 4; Einspeisung über 4 mm Bohrungen

Der Massenübergang zwischen den Phasen wird ebenfalls separat für jede Blasenklasse und auch für jedes radiale Node bestimmt. Auf der Basis der Energieerhaltung können dann die Änderungen der lokalen Flüssigkeitstemperatur berechnet werden. Darauf aufbauend wird der Dampfvolumenteil für jede Blasenklasse und jedes Node entsprechend der Massenerhaltung ermittelt.

Eine wesentliche Änderung bei der Modellierung bezüglich des Phasenübergangs besteht darin, dass neben der Abnahme des Gasvolumenanteils durch die Kondensation auch noch die Verschiebung der Blasengrößenverteilungen hin zu kleineren Durchmessern berücksichtigt werden muss. Entsprechend den Änderungen in der Blasengröße ergeben sich Quell- und Senkenterme in den Massenerhaltungsgleichungen für die einzelnen Blasenklassen. Die Verschiebung des Gasvolumenanteils von einer Blasengrößengruppe in eine kleinere ist schematisch in Bild 7.4 dargestellt.

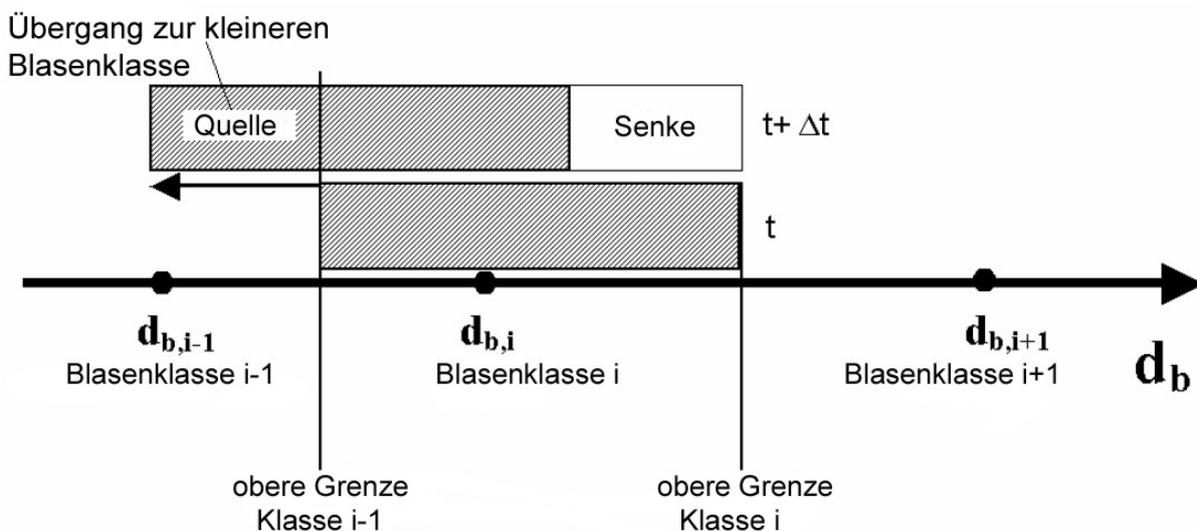


Bild 7.4 Verschiebung des Volumenanteils einer Blasengrößengruppe zu einer kleineren Klasse aufgrund des Schrumpfens der Blasen

Um das Modell einfach zu gestalten, wurde eine gleichförmige Aufstiegs geschwindigkeit der Blasen angenommen, die sich aus der über alle Blasenklassen und alle radialen Positionen gemittelten Blasengeschwindigkeit ergibt. In stationären Strömungen erlaubt diese Vereinfachung die Annahme einer Proportionalität zwischen der Aufstiegszeit und der Höhenposition im Rohr. In vollständigen CFD Simulationen berücksichtigt das Inhomogene MUSIG-Modell (s. Kapitel 6) die Unterschiede in den Aufstiegs geschwindigkeiten für Blasen unterschiedlicher Größe. Für den hier diskutierten Test der Modelle zum dynamischen Phasenübergang durch Kondensation sowie der Korrelationen für die Phasengrenzflächendichte ist diese Vereinfachung eine gute Näherung, da erzwungene Strömungen betrachtet werden, bei denen die Unterschiede in den Aufstiegs geschwindigkeiten für die einzelnen Blasenklassen viel kleiner sind, als die dominierende Flüssigkeit geschwindigkeit selbst.

Das Modell benötigt zum Vergleich von rechnerischen und experimentellen Ergebnissen eine Anfangsblasengrößenverteilung, ein radiales Anfangsprofil für den Gasvolumenanteil und den flächengemittelten Gesamtgasgehalt. Dafür werden die Messdaten für den geringsten Abstand zwischen Gaseinspeisung und Messebene ($L/D = 1,1$ für die Einperlung über die 1 mm Bohrungen, $L/D = 1,4$ für die 4 mm Düsen) genutzt. Hierbei ist zu beachten, dass die gemessenen Blasengrößenver-

teilungen auf den kreisäquivalenten Durchmessern der jeweils größten während des Durchgangs der Blase durch den Gittersensor gemessenen Querschnittsfläche der Blase beruhen. Das Modell hingegen benötigt volumenäquivalente Blasendurchmesser. Die Nutzung der gemessenen Blasengrößenverteilungen als Anfangsverteilung stellt somit einen Kompromiss dar, der aufgrund fehlender anderer Daten notwendig war.

Da keine direkte Temperaturmessung am Teststreckeneintritt vorhanden war, wurde hierfür als Eingabeparameter für die Rechnung die Flüssigkeitstemperatur am Austritt der Dampftrommel verwendet. Der Druck ergibt sich aus der Summe des Nenndrucks in der Dampftrommel und der Druckdifferenz über den teilweise geschlossenen Kugelhahn. Außerdem berücksichtigt die Simulation den in der Teststrecke nach unten hin zunehmenden hydrostatischen Druck und den daraus resultierenden Anstieg der Sättigungstemperatur. Mit diesen Eingangsparametern wurde die Entwicklung der Strömung für die verschiedenen Abstände zwischen Gaseinperlung und Gittersensor berechnet, die für die variable Gaseinspeisung verfügbar sind (Bild 2.3).

Der Vergleich von berechneten und gemessenen Gasgehaltsprofilen und Blasengrößenverteilungen entlang des Rohrs lässt die Schlussfolgerung zu, dass die vorgeschlagenen Erweiterungen des Mehrblasenklassenmodells erfolgreich für die Simulation der vorliegenden Kondensationsexperimente angewendet werden können. Einige Beispiele für den Vergleich gemessener und berechneter axialer Gasgehalts- und Blasengrößenverteilungen sind in den Bildern 7.5 und 7.6 dargestellt.

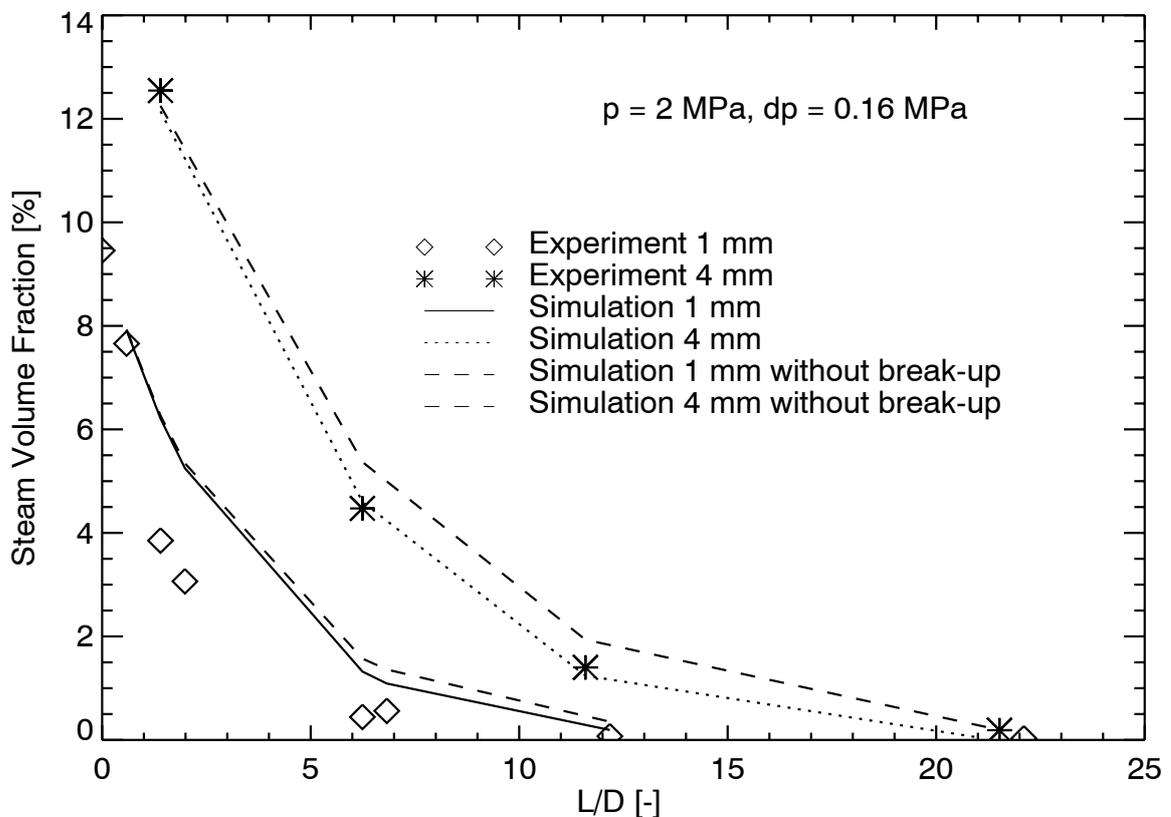


Bild 7.5 Vergleich zwischen Messung und Simulation für den über den Rohrquerschnitt gemittelten Dampfvolumenteil (mit und ohne Berücksichtigung von Blasenzerfall) in Abhängigkeit von der Einlaufänge

Die Rechnungen zeigen im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Abweichungen resultieren hauptsächlich aus den Schwächen der verfügbaren Modelle für Blasenkoaleszenz und -zerfall sowie aus Ungenauigkeiten der angewendeten Korrelationen für den Wärmestrom zur Phasengrenzfläche. Die unterschiedlichen Anfangsblasengrößen, die sich aus der Einspeisung über Bohrungen mit verschiedenen Durchmessern ergeben, werden von den Simulationen eindeutig reproduziert. Eine ausführliche Beschreibung der Simulationen ist in Lucas & Prasser (2007a) zu finden.

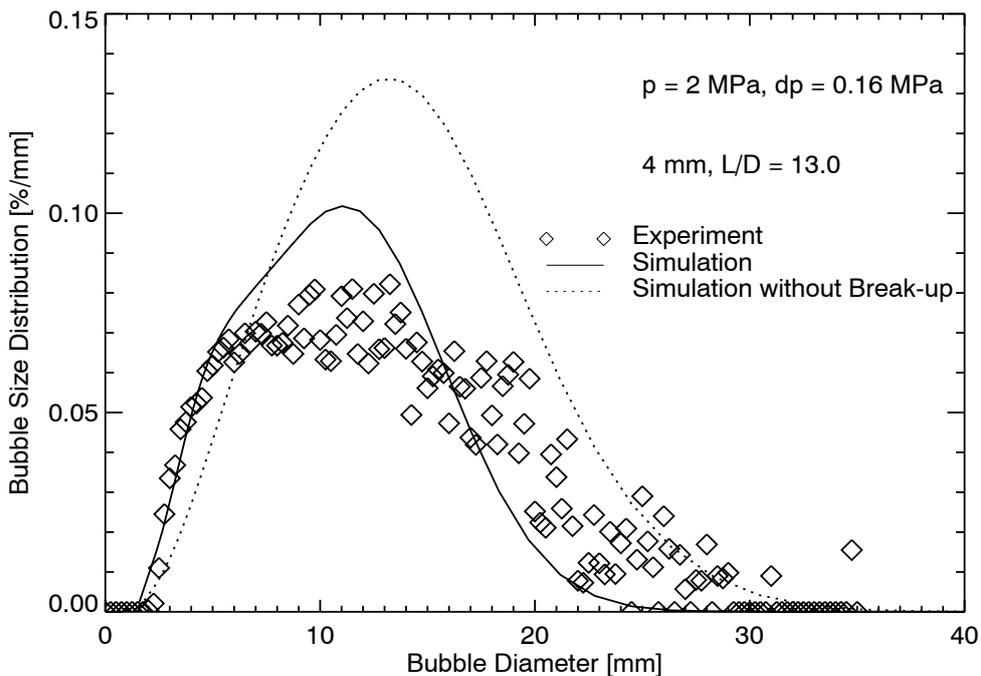
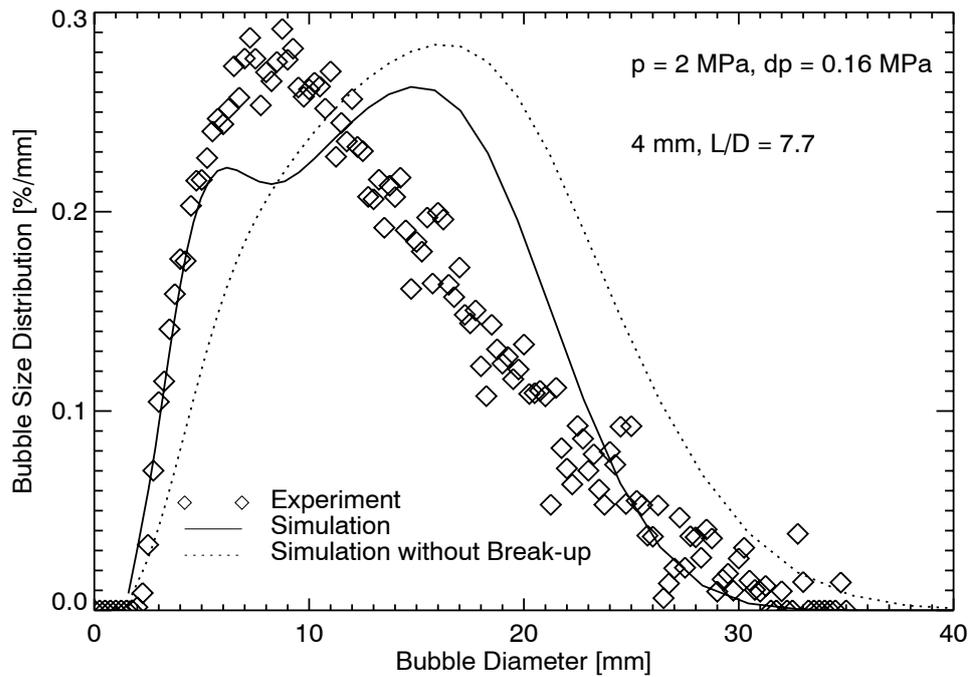


Bild 7.6 Vergleich berechneter und gemessener Blasengrößenverteilungen für 2 verschiedene Einlaufängen

Aufgrund der erzielten Ergebnisse wird empfohlen, die getesteten Modellgleichungen in das Inhomogene MUSIG-Modell zu implementieren. Eine weitere Verbesserung der Qualität der Simulationen kann insbesondere durch Optimierung der Modelle für Blasenkoaleszenz und -zerfall sowie der Algorithmen zur Beschreibung des Wärmestroms über die Phasengrenzfläche erreicht werden. Aus dieser Tatsache ergeben sich neue Aufgabenstellungen für zukünftige Projekte, da das bisher verfügbare experimentelle Material für unterkühlte Zweiphasenströmungen sehr beschränkt ist. Es beinhaltet lediglich wenige Parametervariationen mit nur geringer Unterkühlung der Flüssigphase. Experimente mit höheren Unterkühlungen, die für eine umfassende Validierung der neu entwickelten Modellgleichungen notwendig sind, erfordern die gezielte Vermischung von kaltem Speisewasser mit dem Sattwasser aus der Dampftrommel noch vor Eintritt in die Testsektion. Damit erfordert diese Aufgabenstellung eine technische Erweiterung der TOPFLOW-Anlage, die, zusammen mit den entsprechenden Experimenten, bei der Antragstellung für das Nachfolgeprojekt bereits berücksichtigt wurde.

8. CFD Validierung anhand eines ausgeprägten dreidimensionalen Strömungsfeldes - Experiment mit beweglichem Hindernis

Die Annahme der Unabhängigkeit von der Geometrie der neu formulierten und in den CFD Code implementierten Schließungsbeziehungen sowie die postulierte Übertragbarkeit der CFD-Modelle auf unterschiedliche komplexe Geometrien sollte durch geeignete Experimente bestätigt werden. Zu diesem Zweck wurde die große Teststrecke der TOPFLOW Anlage mit der Nennweite DN200 dazu verwendet, die Strömung um ein asymmetrisches Hindernis zu beobachten. Damit liegt ein idealer Testfall für die CFD-Codevalidierung vor, da das Hindernis ein ausgeprägtes dreidimensionales Strömungsfeld hervorruft. Gekrümmte Stromlinien mit deutlicher Abweichung der Richtung von der Schwerkraft, ein Rezirkulationsgebiet im Nachlauf des Hindernisses und eine Strömungsablösung an der Kante des Hindernisses sind Phänomene, die in realen industriellen Komponenten anzutreffen sind. Es sollte gezeigt werden, dass die CFD-Codes, die derzeit mit an einfachen Geometrien entwickelten Modellen ausgerüstet sind, diese Phänomene vorhersagen können.

Eine der Versuchsserien an der großen vertikalen Teststrecke der TOPFLOW-Anlage war speziell auf diese Art der Codevalidierung für komplexe Geometrien ausgerichtet. Dabei kam das in Abschnitt 2.3 beschriebene bewegliche Hindernis zum Einsatz. Die Testserie wurde sowohl mit Luft/Wasser-Strömungen unter Umgebungsbedingungen (Temperatur ca. 30 °C) als auch mit Dampf/Was-

Tab. 8.1 Testmatrix für die Experimente mit beweglichem Hindernis, die Zahlen dienen zur Bezeichnung der Versuche

| | | Gas – Leerrohrgeschwindigkeit | | | | | | | |
|----------------------------------|-------|-------------------------------|--------|--------|------|-------|-------|-------|-------|
| m/s | | 0,0368 | 0,0574 | 0,0898 | 0,14 | 0,219 | 0,342 | 0,534 | 0,835 |
| Wasser – Leerrohrgeschwindigkeit | 1,611 | 75 | 86 | 97 | 108 | 119 | 130 | 141 | 152 |
| | 1,017 | 74 | 85 | 96 | 107 | 118 | 129 | 140 | 151 |
| | 0,405 | 72 | 83 | 94 | 105 | 116 | 127 | 138 | 149 |
| | 0,102 | 69 | 80 | 91 | 102 | 113 | 124 | 135 | 146 |

ser-Strömungen unter Sättigungsbedingungen bei 6,5 MPa und 281 °C durchgeführt. Tabelle 8.1 enthält einen Ausschnitt der allgemeinen FZD-Testmatrix. Die grau markierten Experimente wurden mit dem Hindernis durchgeführt. Vor Beginn der Messungen erfolgte eine ANSYS/CFX-10 Vorausrechnung für einen der Luft/Wasser-Versuche (Prasser et al., 2006a).

Die Blende (Bild 2.8) ist eine halbkreisförmige Scheibe, deren gerade Kante entlang des Rohrdurchmessers verläuft. Die gebogene Kante verläuft bei einem geringen Abstand von 10 mm zur Innenwand des Rohres. Der Abstand zwischen Gittersensor und Blende wurde von 10 mm bis 520 mm sowohl mit dem Sensor im Strömungsvorlauf als auch im -nachlauf variiert.

Die Sensordaten wurden benutzt, um zweidimensionale zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen in der Messebene zu berechnen. Durch die Kombination der bei unterschiedlichem Abstand zwischen Sensor und Blende gewonnenen Daten konnte eine vollständige dreidimensionale Gasgehaltsverteilung in der Umgebung des Hindernisses bestimmt werden. Zur Darstellung, z.B. in Bild 8.1, wurde ein Zentralschnitt vertikal durch das Rohr senkrecht zur geraden Kante der Blende gelegt. Außer den Gasgehalten kann man aus den Messdaten Wassergeschwindigkeiten abschätzen, die durch Auswertung der Durchgangszeiten von Blasen eines bestimmten Größenbereichs durch die Messebene des Gittersensors bestimmt wurden. Dabei ist die laterale Ausdehnung einer Einzelblase, bezogen auf ihre Durchgangszeit, proportional zur Blasengeschwindigkeit. Nach Abzug der Blasenaufstiegsgeschwindigkeit erhält man die lokale momentane Fluidgeschwindigkeit. Der Proportionalitätsfaktor wurde bestimmt, indem man die so ermittelten Fluidgeschwindigkeiten integriert und diesen Wert danach mit der Leerrohr-Nenngeschwindigkeit des Wassers vergleicht. Durch Mittelung der Einzelwerte von zahlreichen analysierten Blasen wurden so zeitlich gemittelte Profile der axialen Fluidgeschwindigkeit berechnet.

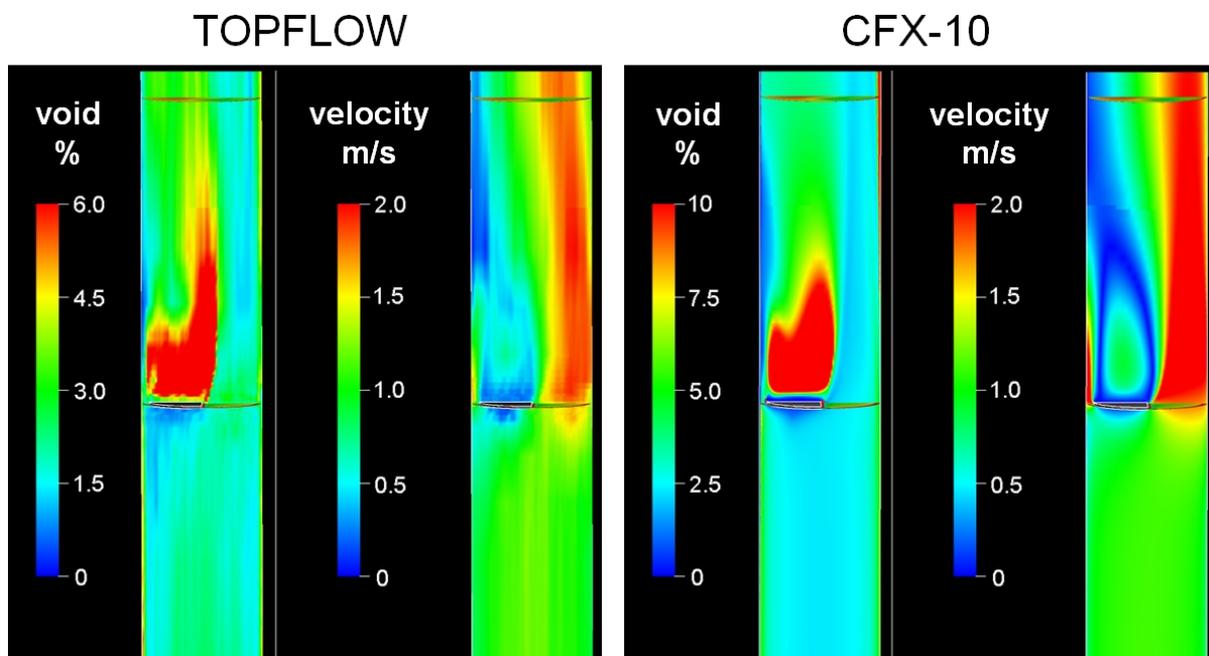


Bild 8.1 Gegenüberstellung experimenteller und vorausberechneter zeitlich gemittelter Verteilungen von Gasgehalt und Fluidgeschwindigkeiten im Vor- und Nachlaufgebiet des Hindernisses für den Luft/Wasser-Test 074, $J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,0368$ m/s

Die Verteilungen von Gasgehalt und Fluidgeschwindigkeit für einen Luft/Wasser-Test bei $J_L = 1,017 \text{ m/s}$ und $J_G = 0,0368 \text{ m/s}$ sind in Bild 8.1 zusammen mit den Ergebnissen einer stationären CFX-10 Vorausschätzung dargestellt. Letztere wurde mit dem Zweifluidmodell bei einer monodispersen Blasengrößenverteilung von 5 mm und einem Zweigleichungs-Turbulenzmodell (SST) auf einem Gitter von 473000 hexaedrischen Nodes durchgeführt. Rechnung und Experiment zeigen die gleichen globalen Strukturen. Direkt vor der Blende bildet sich ein gasfreier Stagnationspunkt heraus, um den die Blasen aufgrund der Richtungsänderung der Geschwindigkeit der Strömung herumgeleitet werden. An der Kante des Hindernisses wird die Strömung aufgetrennt. Hinter der Blende ist ein Rezirkulationsgebiet zu finden, in dem sich das Gas ansammelt. Das lokale Maximum der Fluidgeschwindigkeit im Zentrum dieses Gebietes entspricht einer Abwärtsbewegung der flüssigen Phase. Im Experiment kann das Vorzeichen der Fluidgeschwindigkeit leider nicht ermittelt werden, da sich mit der oben beschriebenen Geschwindigkeits-Messmethode die Strömungsrichtung des Fluids durch die Sensor-Messebene nicht bestimmen lässt. Des Weiteren bildet sich im von der Blende unversperrten Querschnittsbereich des Rohres ein Jet heraus. Weitere Informationen zum Versuchsaufbau und zur Messtechnik sind im technischen Bericht: "Experimente zur Zweiphasenströmung in einem vertikalen Rohr mit verschiebbarem Hindernis", Anhang A2, zu finden.

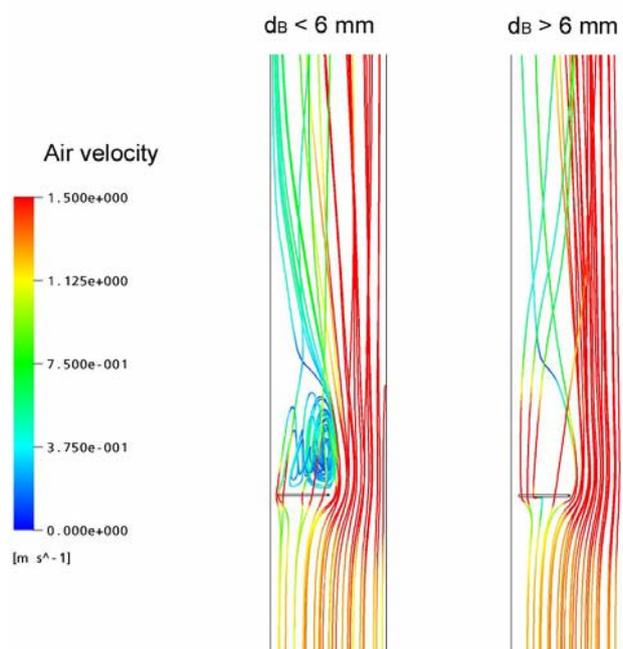


Bild 8.2 Stromlinien für kleine (links) und große (rechts) Blasen, Versuch 096:
 $J_L = 1,017 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0898 \text{ m/s}$

Mit dem aktuellen Entwicklungsstand des inhomogenen MUSIG-Modells sind derzeit noch keine befriedigenden Vorausschätzungen möglich. Bei Anpassung der implementierten Blasenfragmentations- und -koaleszenzmodelle liefert die Anwendung des inhomogenen MUSIG-Modells jedoch genauere Informationen über die Strömungsphänomene. Somit konnte die prinzipielle Eignung des Modellansatzes für die vorgestellte Art von Strömungen gezeigt werden. Abweichungen wurden im Rezirkulationsgebiet festgestellt. In der Rechnung besteht das hinter der Blende angesammelte Gas überwiegend aus kleinen Blasen (s. Bild 8.2) während im Experiment an dieser Stelle vorwiegend große Blasen zu finden sind (s. Bild 8.3).

Offensichtlich dominiert die durch die Gasansammlung hervorgerufene Blasenkoaleszenz über die durch Turbulenzeffekte verursachte Blasenfragmentation. In der Rechnung wird dagegen die Blasenfragmentation überschätzt.

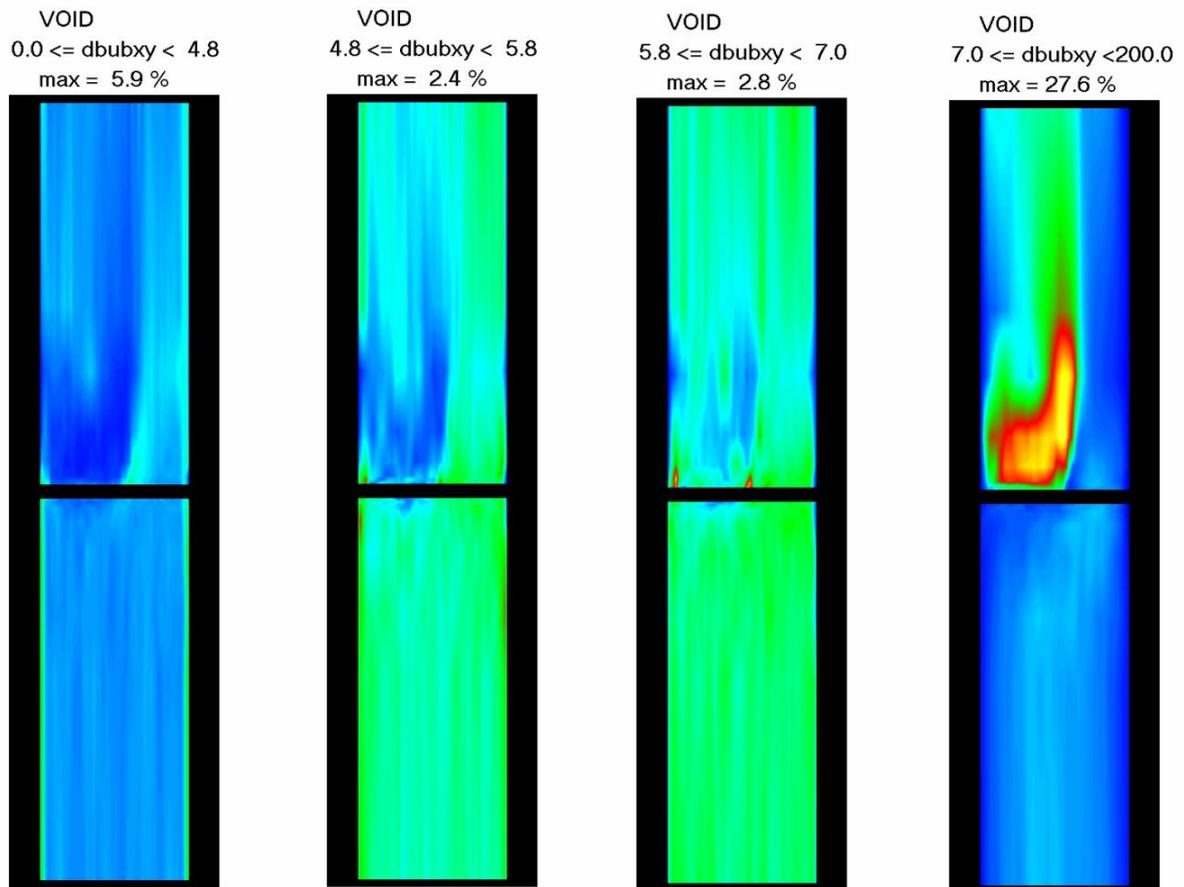


Bild 8.3 Gemessene Gasgehaltsverteilungen aufgelöst nach Blasengrößenklassen; Versuch 096: $J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,0898$ m/s

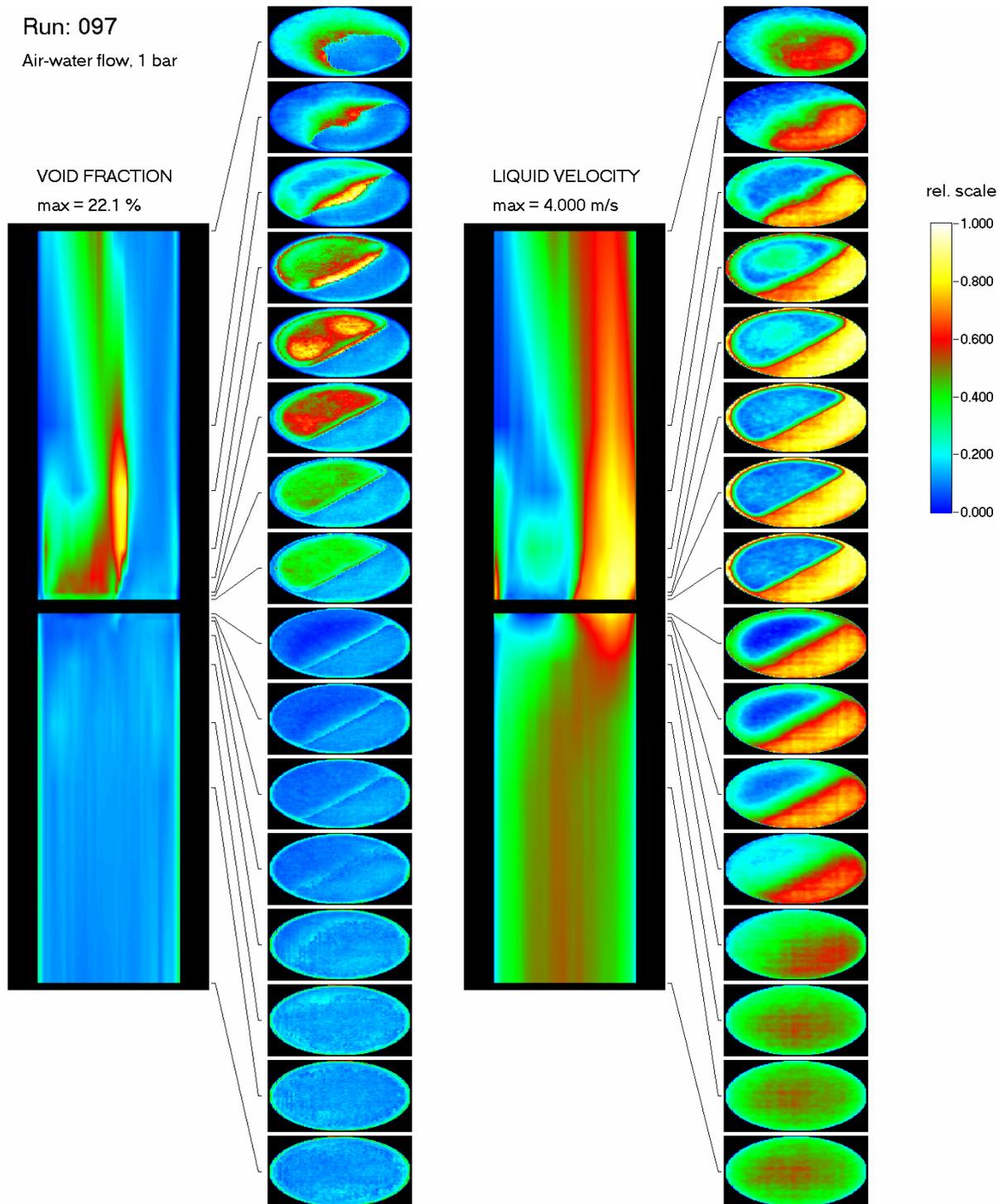


Bild 8.4 Verteilung des Gasgehalts und der Fluidgeschwindigkeit vor und nach der halbkreisförmigen Blende; Luft/Wasser-Versuch 097;
 $J_L = 1,611 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0898 \text{ m/s}$

Eine detaillierte Betrachtung der Gasgehaltsverteilung im Nachlauf der Blende zeigt ein deutliches Gebiet mit stark reduziertem Gasgehalt im Jet, der sich durch den unversperrten Rohrquerschnitt herausbildet (Bild 8.4). Dieser Effekt wurde bei Luft/Wasser-Versuchen bei Umgebungsdruck und einer Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit größer als 0,4 m/s beobachtet. Offensichtlich werden Gasblasen durch die Liftkraft am Eintritt in den Jet gehindert. Sie sammeln sich an der Grenze des Jets, wo lokale Gasgehaltsmaxima auftreten. Auch in der Rechnung kann dieser Effekt nachge-

wiesen werden – jedoch nur für kleine Blasen (s. Bild 8.5). Im integralen Gasgehalt wird dieses Phänomen durch große Blasen, die durch die Liftkraft in den Jet hinein gezogen werden, zum Teil kompensiert (vgl. Bild 8.6). Die integrale Gasgehaltsverteilung wird sehr stark durch die Blasengrößenverteilung beeinflusst.

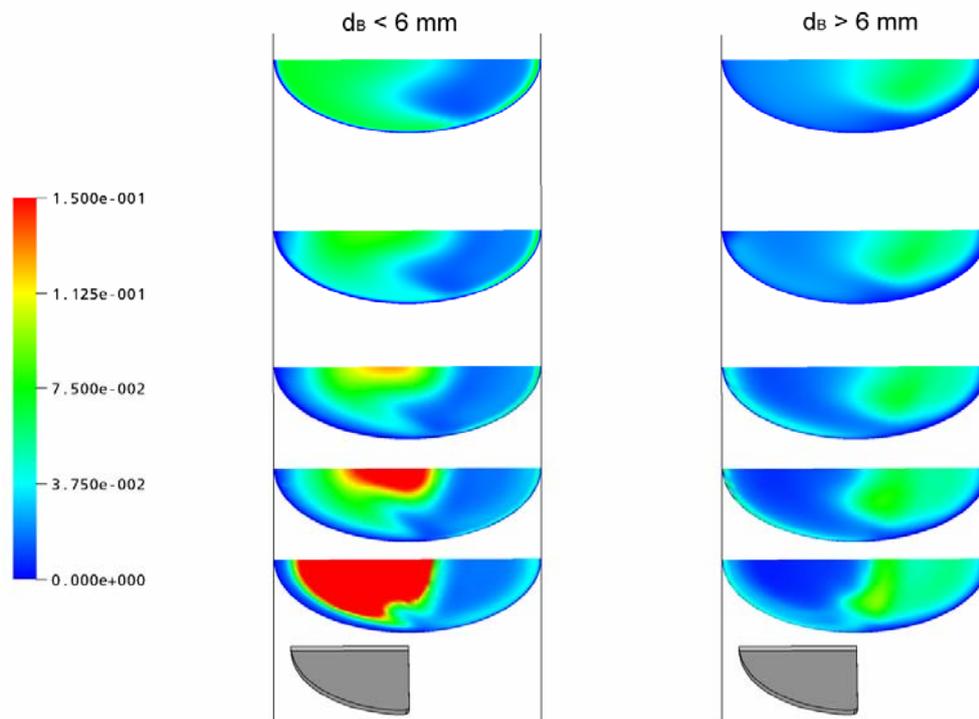


Bild 8.5 Berechnete Gasgehaltsverteilungen für kleine und große Blasen 0,08 m, 0,16 m, 0,25 m, 0,37 m und 0,52 m hinter der Blende; Test 096

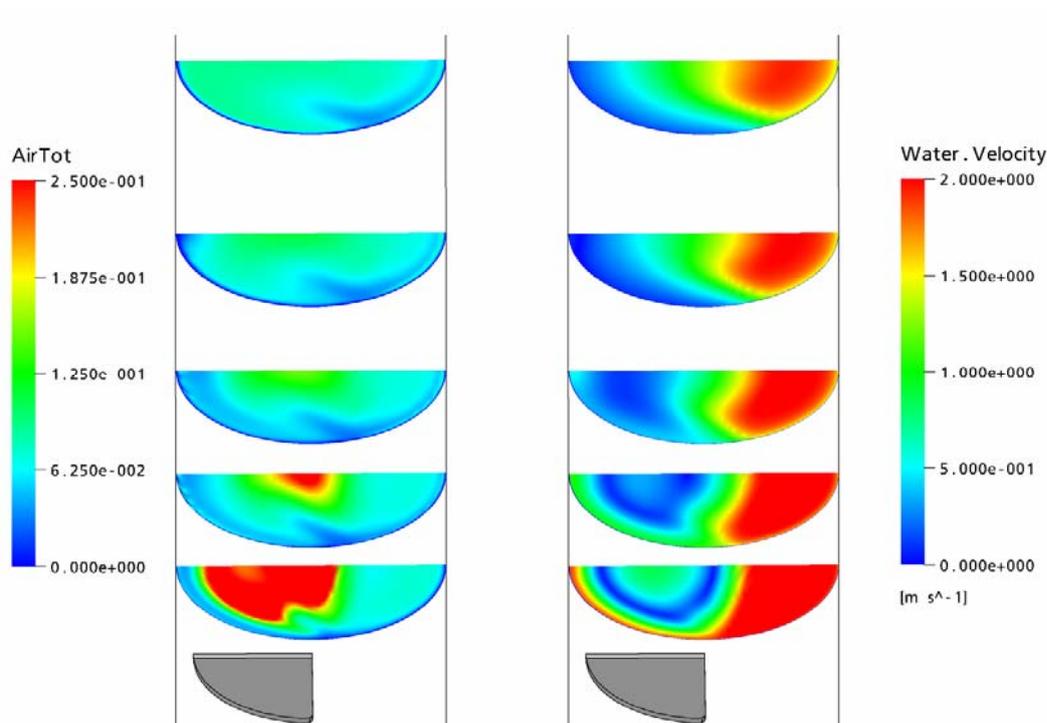


Bild 8.6 Berechnete integrale Verteilung des Gasgehalts und der Fluidgeschwindigkeit; Test 096

Der Jet verschwindet bei gesättigten Dampf/Wasser-Strömungen unter hohem Druck, bei denen die oben beschriebenen deutlichen Strukturen nicht beobachtet werden konnten (Bild 8.7).

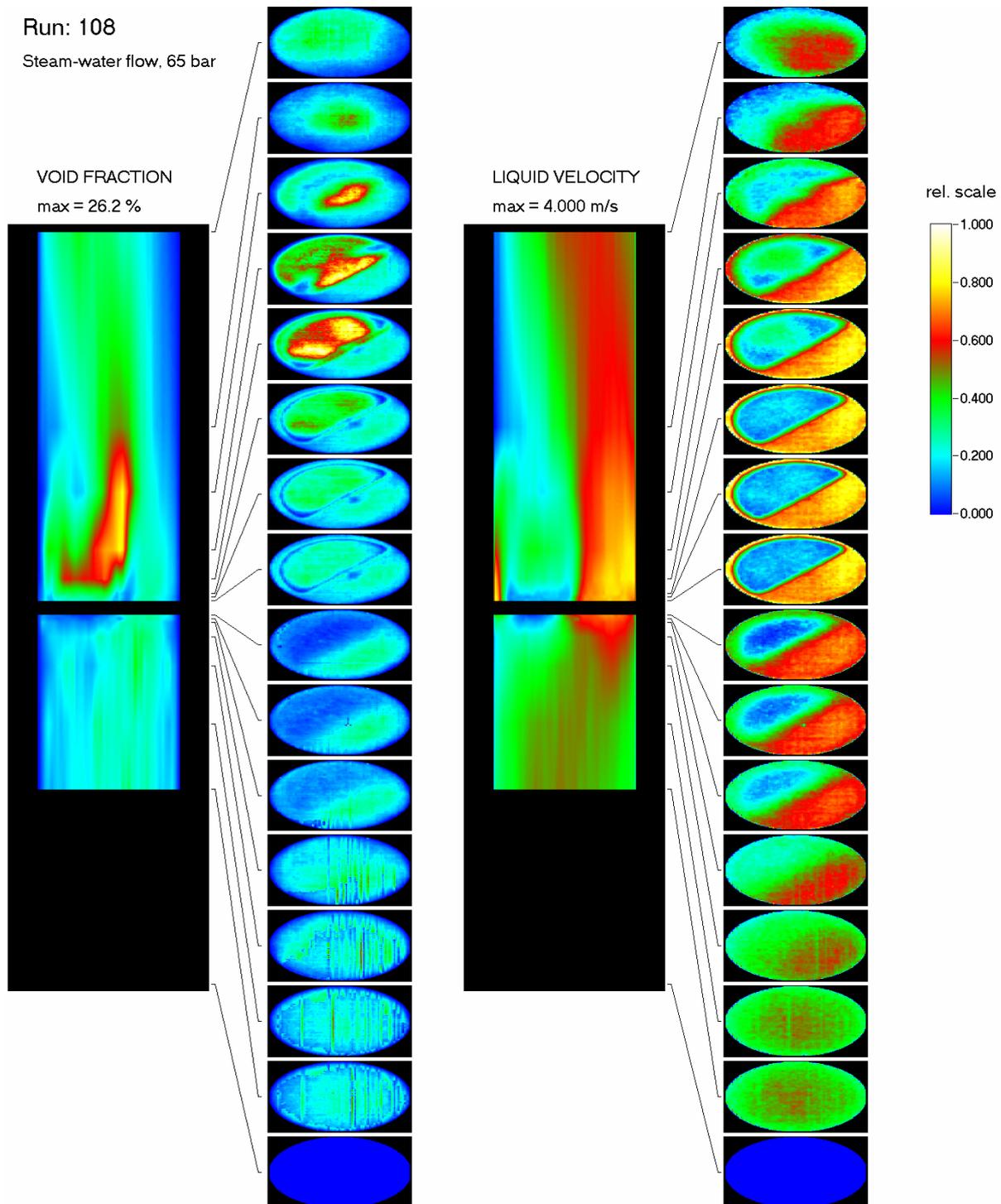


Bild 8.7 Gemessene Verteilung des Gasgehalts und der Fluidgeschwindigkeit vor und nach der Blende, Dampf/Wasser-Versuch 108 bei 6,5 MPa, $J_L = 1,611$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s (Der Gasgehalt am Sensor entspricht infolge geringfügiger Kondensation annähernd dem in Bild 8.4 gezeigten Luft/Wasser-Experiment)

Die Analyse dieses Strömungseffekts mit einem CFD-Code stellt eine zukünftige Arbeitsaufgabe dar. Es ist zu erwarten, dass der kleinere kritische Blasendurchmesser für die Umkehr der Liftkraft bei Dampf/Wasser-Strömungen mit hohen Drücken die Ursache für die beobachteten Phänomene darstellt. Damit eignet sich dieser Versuch als idealer Testfall zur Validierung des inhomogenen MUSIG-Modells.

Der Vergleich mit der CFD-Berechnung eines Sicherheitsventils verdeutlicht, dass alle im Ventil auftretenden Phänomene auch in der Testgeometrie zu finden sind (Bild 8.8). Es besteht eine topologische Ähnlichkeit zwischen beiden Anordnungen, obwohl die Geometrien selbst unterschiedlich sind.

Das zeigt, dass die Codevalidierung anhand von Experimenten dieser Art zur Lösung industriell relevanter Probleme beiträgt, ungeachtet der Vereinfachungen die ihrerseits eine sehr umfassende Datenerfassung möglich machen.

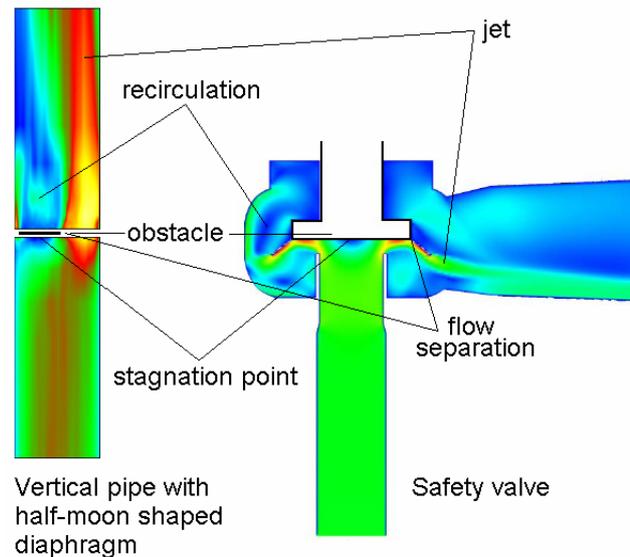


Bild 8.8 Ähnlichkeiten der Strömung um das Hindernis in der Versuchsanlage und einem industriellen Sicherheitsventil

9. Dynamik freier Oberflächenströmungen

Die Schwallströmung als stratifiziertes Mehrphasenströmungsregime kann in den Hauptkühlmittelleitungen des Primärkreislaufs eines Druckwasserreaktors zum Beispiel nach einem Störfall mit kleinem Leck auftreten. Auch bei Mehrphasensystemen in der chemischen Industrie oder in Ölpipelines können Schwallströmungen entstehen. Die hier untersuchte Strömungsform beruht auf der Kelvin-Helmholtz-Instabilität. Hierbei wachsen spontan erzeugte Wellen durch den aufgrund der Beschleunigung der Gasphase über ihnen entstehenden Unterdruck weiter an. Im Verlauf dieses Prozesses können sich Wasserpfropfen bilden, die den Leitungsquerschnitt vollständig verschließen. Dadurch baut sich hinter dem Pfropfen ein Überdruck auf, der ihn dann mit hoher kinetischer Energie im Rohr transportiert. Dieser Vorgang kann die mechanische Integrität von Rohrleitungssystemen durch starke Druckschwankungen gefährden. Außerdem erzeugen die Wasserpfropfen hohe mechanische Impulse, die vor allem Rohrbögen, Einbauten und andere Formteile beschädigen können.

Für die Durchführung der erforderlichen Experimente zum Studium der stratifizierten Zweiphasenströmungen wurden zwei horizontale Kanäle mit rechteckigem Querschnitt konstruiert und aufgebaut. Diese Kanäle gestatten die Untersuchung von gleichgerichteten Luft/Wasser-Strömungen, insbesondere der Schwallströmung unter atmosphärischen Bedingungen und bei Raumtemperatur. Die aus Acrylglas gefertigten Kanalsegmente gestatten den Einsatz von optischen Messmethoden, wie Hochgeschwindigkeitsvideometrie oder Particle Image Velocimetry (PIV). Der rechteckige Kanalquerschnitt wurde ausgewählt, weil dieser bessere Beobachtungsmöglichkeiten bietet.

Der erste Kanal wurde genutzt, um Voruntersuchungen zum geplanten Heißstrangmodell durchzuführen. In der ca. 2,3 m langen horizontalen Teststrecke, die zwischen Ein- und Austrittsbehälter montiert ist (Bild 9.1), sind neben den bereits erwähnten gleichgerichteten Fluidströmungen auch Gegenstromversuche einstellbar, die mittels einer Hochgeschwindigkeitskamera optisch erfasst wurden. Zur Analyse der aufgezeichneten Videosequenzen wurde eine numerische Methode zur Erfassung der Phasengrenze entwickelt und erprobt, die ausführlich im technischen Bericht: „Experimentelle Untersuchung von geschichteten Luft/Wasser-Strömungen in einem horizontalen Kanal“, siehe Anhang A3 bzw. in Vallée et al. (2006) beschrieben ist. Den so aufbereiteten Bildfolgen können neben qualitativen auch quantitative Informationen entnommen werden, so zum Beispiel der zeitabhängige Füllstand im Kanal an beliebigen Längenpositionen z (Bilder 9.1 und 9.2).

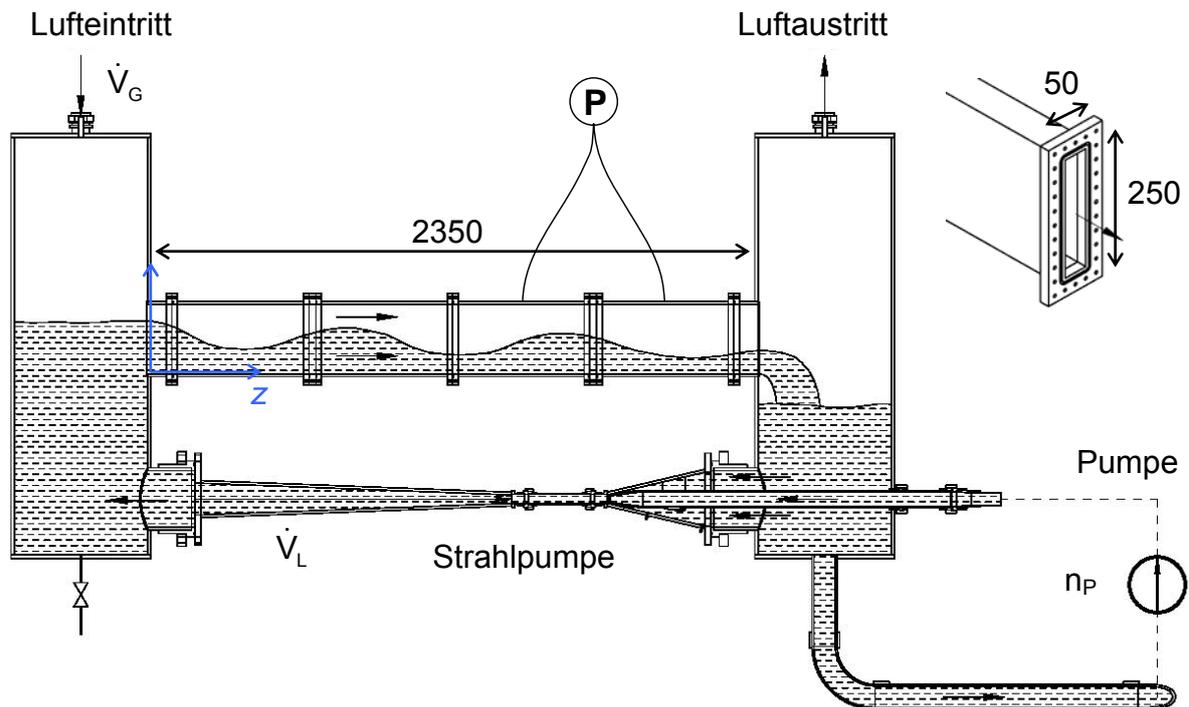


Bild 9.1 Schema des horizontalen Kanals mit Eintritts- und Austrittsbehälter

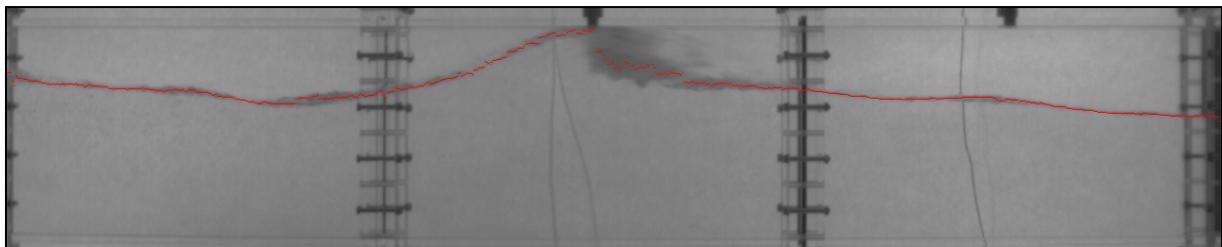


Bild 9.2 Numerisch bestimmte Zwischenphasengrenzfläche (rote Linie), die der originalen Hochgeschwindigkeitsaufnahme eines Schwall überlagert ist

Synchron zu diesen Videoaufnahmen wurden dynamische Drucksignale erfasst, die zeigen, dass sich der Druck hinter einem Schwall in der Größenordnung von mehreren Kilopascal erhöhen kann. Das Drucksignal steigt sehr schnell an (2 bis 10 ms) und fällt wieder ab, sobald der Schwall aus dem Kanal austritt. Außerdem wurde zur detaillierten Untersuchung der Vorgänge im Schwall das Geschwindigkeitsfeld mittels PIV gemessen. Zum besseren Verständnis der Strömungs-

phänomene wird von den so gemessenen lokalen Absolutgeschwindigkeiten die Eigengeschwindigkeit des Schwall subtrahiert. In Bild 9.3 ist beispielhaft ein Vektorfeld aus Relativgeschwindigkeiten dargestellt, das eindeutig die Zirkulationsvorgänge im Schwall visualisiert.

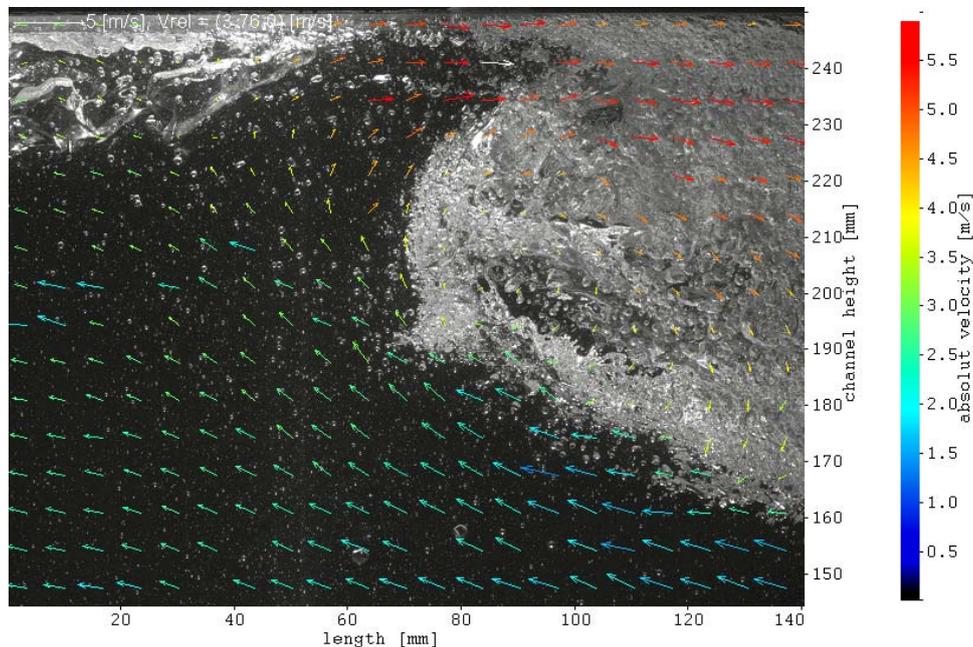


Bild 9.3 Geschwindigkeitsfeld der Sekundärströmung in einem Schwall (die Farbe der Vektoren zeigt die absolute Geschwindigkeit, wogegen die Richtung und Länge der Vektoren der Relativgeschwindigkeit entspricht, die nach Subtraktion der Eigengeschwindigkeit des Schwall verbleibt)

Unter Berücksichtigung der guten Ergebnisse am ersten Kanal wurde ein zweiter verbesserter horizontaler Luft/Wasser-Versuchsstand (HAWAC - **H**orizontal **A**ir/**W**ater **C**hannel) konzipiert, der speziell für gleichgerichtete Strömungen ausgelegt ist (Bild 9.4). Die Höhe der Teststrecke wurde gegenüber der Höhe des ursprünglichen Kanals reduziert, um Geschwindigkeitsmessungen mittels PIV Technik über die gesamte Kanalhöhe zu ermöglichen. Der Teststreckeneintritt ist mit einer speziellen Einspeisevorrichtung ausgerüstet, die definierte Eintrittsrandbedingungen durch die getrennte Einspeisung von Wasser und Luft in die Testsektion erzeugt. Die Teilung der Phasen bei der Einspeisung erfolgt mit Hilfe einer Trennplatte (Bild 9.5), die geneigt werden kann, um die Eintrittsquerschnitte der Phasen zu verändern. Diese definierten und dennoch variablen Randbedingungen eignen sich hervorragend zur CFD Code Validierung. Die gegenüber dem ersten Versuchsstand auf 8 m verlängerte Teststrecke mit einem Länge/Höhe-Verhältnis von 80 ist ausreichend, um die Entstehung und Entwicklung der horizontalen Zweiphasenströmungen zu untersuchen.

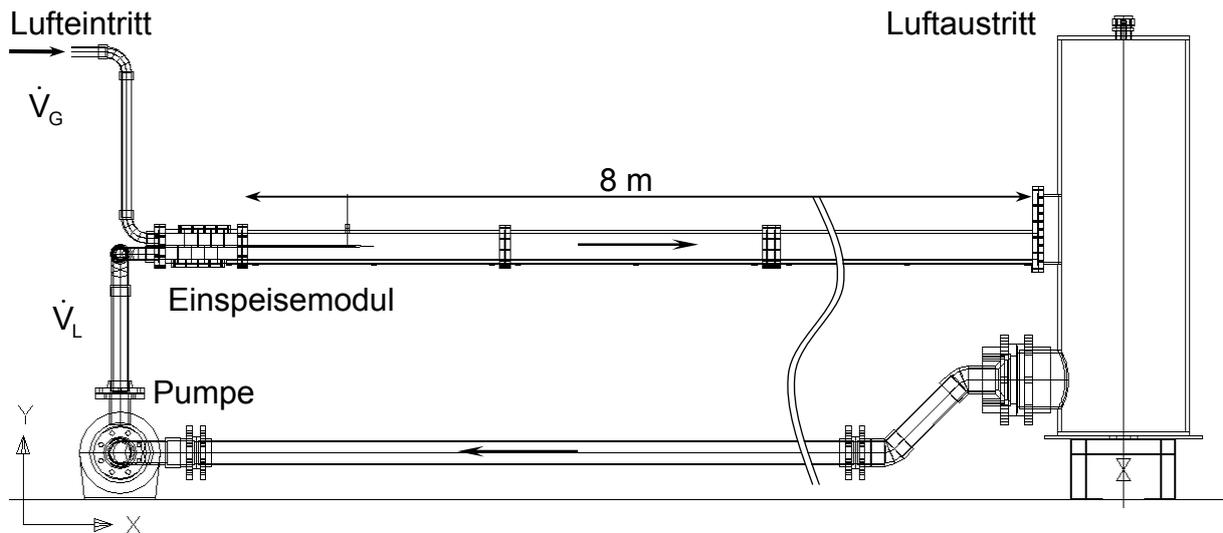


Bild 9.4 Schematische Ansicht des horizontalen Luft/Wasser-Kanals HAWAC

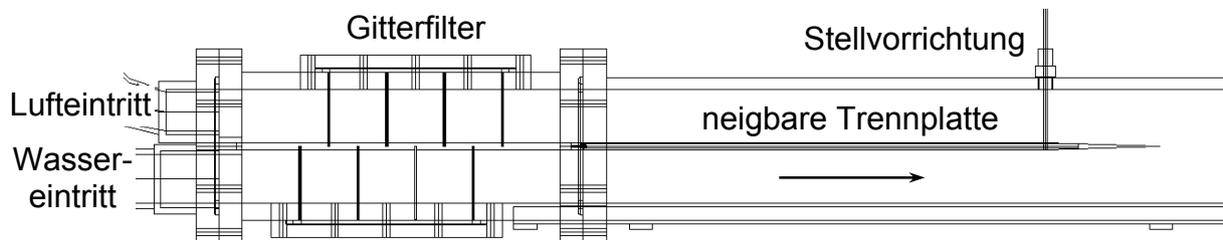


Bild 9.5 HAWAC Einspeisemodul

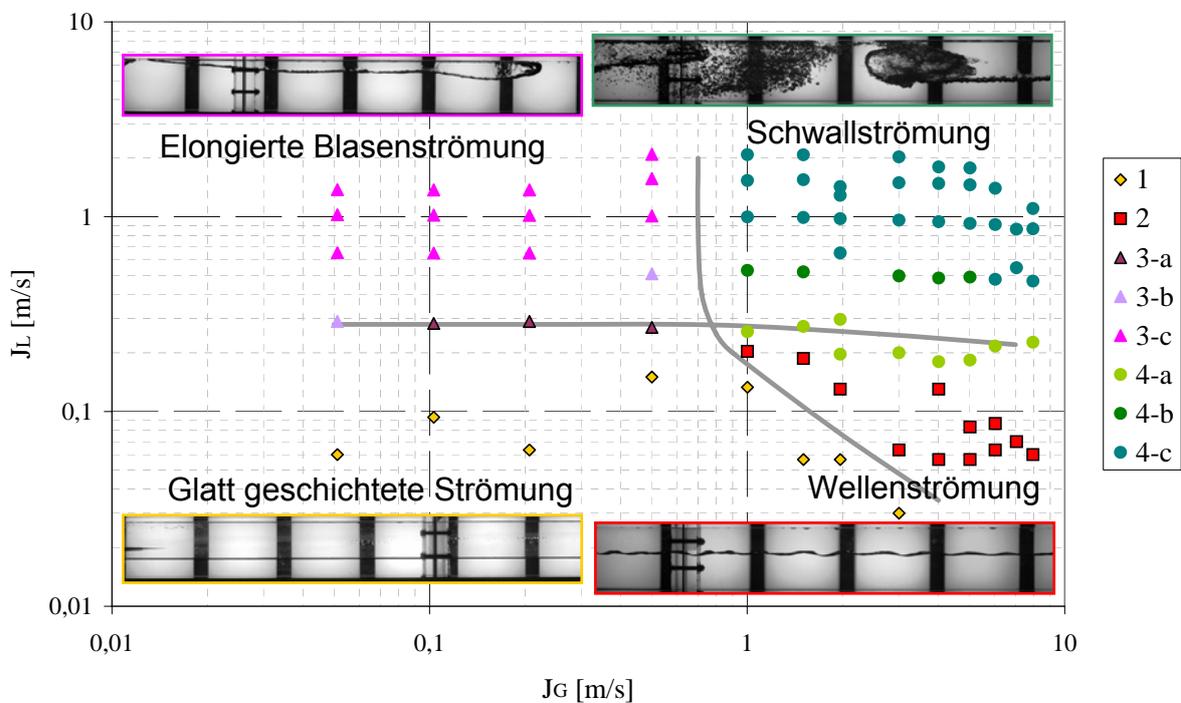


Bild 9.6 Strömungskarte für den rechteckigen Kanal HAWAC (Trennplatte in horizontaler Lage)

Um die Versuchsmöglichkeiten am HAWAC zu ermitteln, wurden eine Vielzahl von visuellen Beobachtungen von Strömungsformen mit variablem Verhältnis aus Luft- und Wasser-Leerrohrgeschwindigkeiten durchgeführt. Als Ergebnis dieser Versuche entstand eine Strömungskarte des Kanals, die in Bild 9.6 dargestellt ist. Die Karte zeigt die typischen Strömungsformen, wie die glatt geschichtete Strömung, die Wellenströmung sowie die elongierte Blasen- und Schwallströmung und die dazugehörigen Geschwindigkeitsbereiche, in denen sie nachgewiesen wurden. Zusätzlich konnte demonstriert werden, dass die Veränderung der Trennplattenneigung die Zweiphasenströmung beeinflusst. Besonders wenn bei hohem Wasserdurchsatz die Platte abwärtsgerichtet wird, kann ein hydraulischer Sprung im Kanal entstehen. Dieser Effekt stellt ein zusätzliches interessantes Phänomen für die CFD Code Validierung dar.

Parallel zu den Experimenten wurden CFD Rechnungen mit dem kommerziellen Code ANSYS CFX durchgeführt. Die numerischen Simulationen hatten zum Ziel, die im Code ANSYS-CFX existierenden Mehrphasenmodelle bei Schwallströmung zu validieren. Weiterhin können mit diesen Nachrechnungen die Kenntnisse über die zu einer Schwallströmung führenden fluiddynamischen Mechanismen verbessert sowie die wichtigsten Parameter identifiziert werden, die die Schwalleigenschaften (wie z.B. Schwalllänge, -frequenz, -geschwindigkeit oder Druckverluste) beeinflussen.

Für die Simulationen wurde das Euler-Euler Zweifluid Modell mit der "free surface" Option auf einem Gitter von mindestens $4 \cdot 10^5$ Kontrollvolumina angewandt. Die Berechnung der Turbulenz erfolgte separat für jede Phase mit dem Shear Stress Transport (SST) Turbulenzmodell. Um die Rechenzeiten in einem akzeptablen Rahmen zu halten, wurde zunächst nur die horizontale Teststrecke modelliert.

In der CFD-Nachrechnung der HAWAC Experimente kam ebenfalls das Euler-Euler Zweifluid Modell zum Einsatz, hier jedoch mit einer speziellen Behandlung der turbulenten Mechanismen an der freien Oberfläche. Eine der mit ANSYS CFX berechneten Sequenzen des Gasvolumenanteils (Bild 9.7 und Vallée et al., 2007) wurde mit experimentellen Daten (Bild 9.8) verglichen, die bei gleichen Randbedingungen aufgenommenen worden waren. Das Verhalten der sich einstellenden Schwallströmung konnte qualitativ gut wiedergegeben werden. Instabilitäten und kleine Wellenformationen wurden durch den Zwischenphasenimpulsaustausch zufällig generiert. Daraus entstehen größere Wellen und einige entwickeln sich wie im Experiment zu einem Schwall. Auch das Zusammenwachsen von mehreren Wellen konnte mit der CFD Simulation reproduziert werden. Es ergaben sich jedoch bei einem quantitativen Vergleich Unterschiede zu den experimentellen Daten, so zum Beispiel bei der für die Schwallentstehung benötigten Einlauflänge. Diese Länge definiert sich als Abstand zwischen dem Eintritt und der dem Eintritt nächstgelegenen Welle, sobald diese den Querschnitt nahezu vollständig versperrt. Sie beträgt ca. 1,5 m im Experiment und 2,5 m in der Rechnung. Diese Abweichungen zeigen, dass weiterführende Untersuchungen zu den Zweiphasenmodellen im CFD Code notwendig sind.

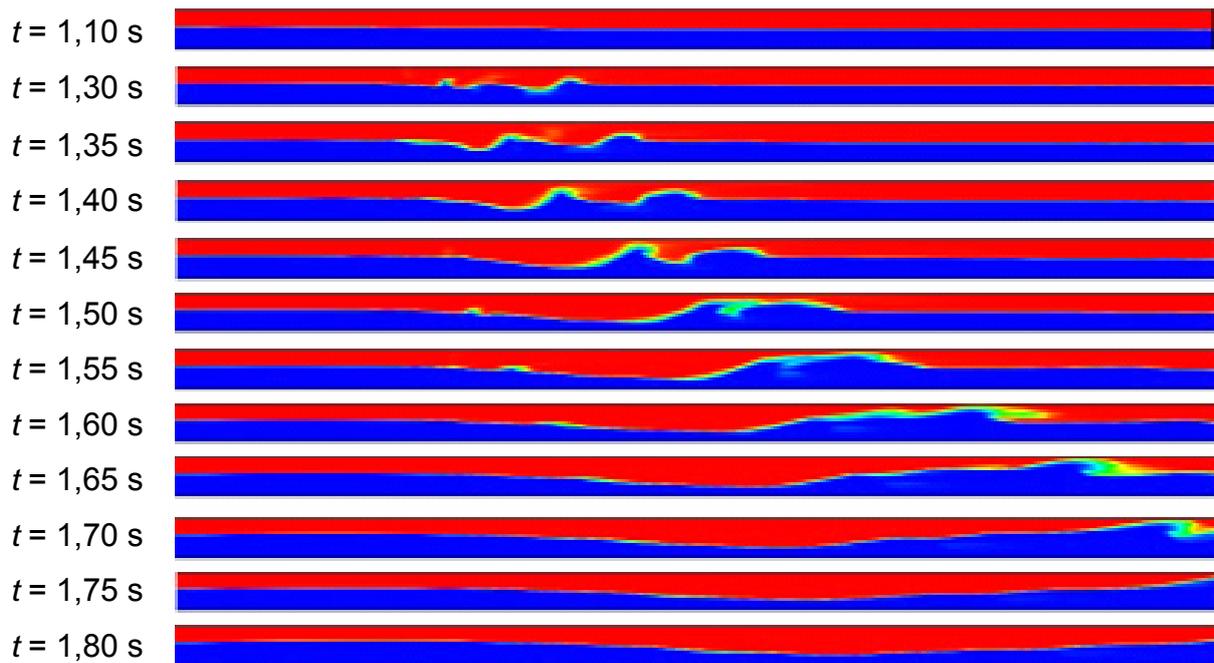


Bild 9.7 Berechnete Bildsequenz bei $J_L = 1,0 \text{ m/s}$ und $J_G = 5,0 \text{ m/s}$ (Zoom 1,4 bis 4 m nach dem Eintritt)

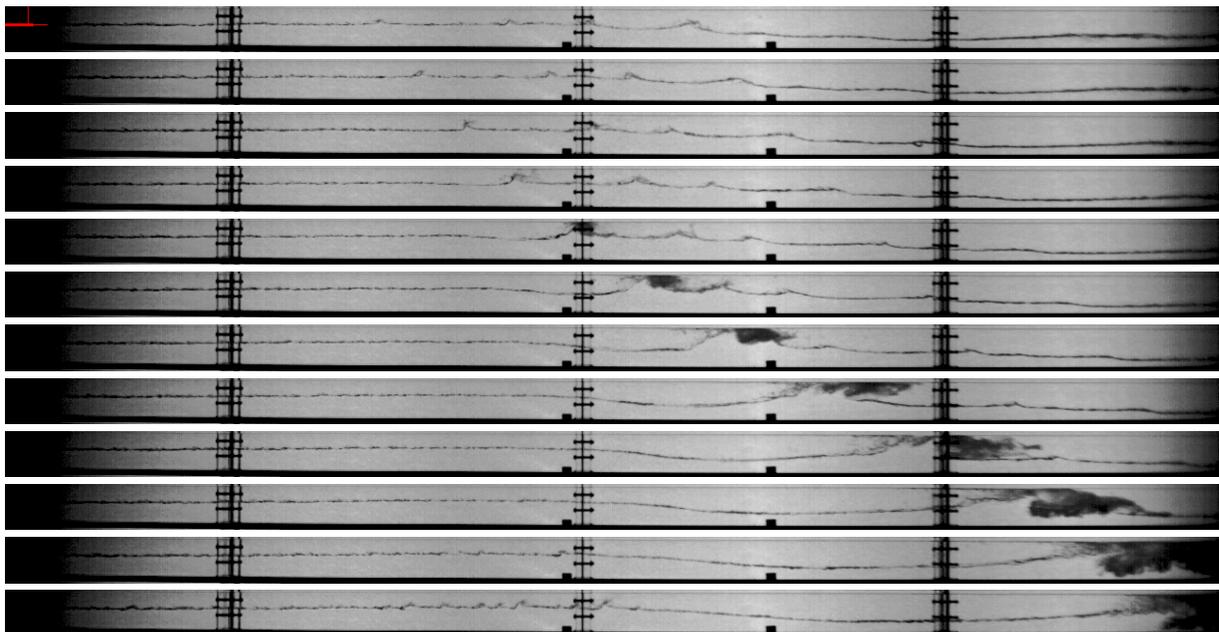


Bild 9.8 Experimentell bestimmte Bildsequenz bei $J_L = 1,0 \text{ m/s}$ und $J_G = 5,0 \text{ m/s}$ (Zoom 0 bis 3,2 m nach dem Eintritt)

Weiterhin zielten CFD Vorrausrechnungen darauf ab, eine Schwallströmung in einer realen Geometrie und unter für die Reaktorsicherheit relevanten Parametern zu simulieren.

Diese Rechnungen erfolgten für ein flaches Modell des heißen Strangs, das die Geometrie eines KONVOI-Reaktors im Maßstab von 1:3 nachbildet. Als Modellfluide wurden Dampf und Wasser bei einem Druck von 5 MPa und der zugehörigen Sättigungstemperatur von 264 °C betrachtet. Die CFD Vorrausrechnungen begannen mit einem teilweise wassergefüllten Kanal und ruhender Gasphase. Mit Beginn der Dampfzuführung steigt die Oberfläche der noch stehenden Wasserphase in Richtung des Dampferzeugersimulators an. Dieser Effekt wird durch den Impulsaustausch zwischen strömendem Dampf und ruhendem Wasser hervorgerufen. Im weiteren Verlauf der Rechnung entstehen im horizontalen Teil des Heißstrangmodells spontane Wellen, die im Krümmer zu Schwallen anwachsen. Bild 9.9 zeigt diesen Zustand als Momentaufnahme der Ergebnisse der Rechnungen. Weitere ausführliche Informationen zu den CFD-Rechnungen sind im technischen Bericht: „Experimentelle Untersuchung und CFD-Simulation von Schwallströmungen in horizontalen Kanälen“, Anhang A4, erläutert.

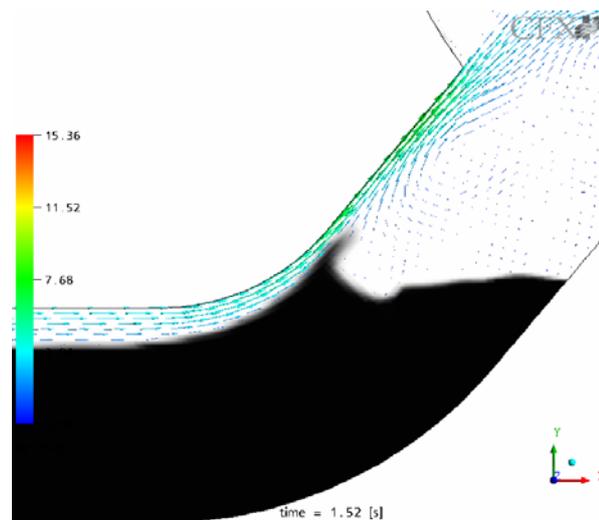


Bild 9.9 Geschwindigkeitsverteilung der Dampfströmung im Krümmer des Heißstrangmodells, ANSYS CFX Berechnung (flüssige Phase schwarz dargestellt)

10. Erfahrungen beim Aufbau und bei der Inbetriebnahme des Heißstrangmodells

Die wichtigste Infrastrukturmaßnahme für den geplanten Heißstrangtest war die Installation eines Drucktanks zur Gewährleistung des Druckgleichgewichtes zwischen der Testsektion und der Behälteratmosphäre. Dazu entstand am TOPFLOW Gebäude ein zusätzlicher Anbau, in dem der Drucktank (siehe Abschnitt 2.7) und wichtige Hilfssysteme zur Druckerzeugung, Kühlung, Dampfzuführung sowie zum Betrieb der Testsektion angeordnet sind. Die Inbetriebsetzung begann im März 2005 mit der Erprobung der Kompressorenanlage zur Druckauflastung des Tanks, die nach einigen Anpassungsarbeiten ihre volle Leistungsfähigkeit erreichte.

Parallel zur Montage und Inbetriebnahme des Drucktanks wurden die Einbauten und die Einzelkomponenten der Testsektion konstruiert und gefertigt. Weitere Baugruppen des Heißstrangversuchs, die ebenfalls zur Durchführung zukünftiger Dampf/Wasser-Versuche im Tank erforderlich sind, sind die fahrbare Plattform, eine Arbeitsbühne und ein spezieller Kondensator. Die Arbeitsbühne, die vor dem Behälter angeordnet ist, ermöglicht das Ausfahren der Plattform, um Montage- bzw. Wartungsarbeiten an der Testsektion ausführen zu können. Der Kondensator, der auf einer separaten Plattform steht, kondensiert den Dampf aus der Testsektion. Der untere Bereich des Kondensators ist über den Entlüftungsschacht unabsperbar mit dem Innenvolumen des Tanks verbunden, so dass ein ideales Druckgleichgewicht inner- und außerhalb der Testsektion gewährleistet ist.

Für die Inbetriebnahmeexperimente wurde die Teststrecke ohne das Modell der Dampferzeugereintrittskammer aufgebaut. Anstelle dieses Modells kam ein gerader horizontaler Kanal mit rechteckigem Querschnitt (0,25 x 0,05 m, Länge: ca. 3 m) zum Einsatz. Die Installation der Glasscheiben und der Spezialmesstechnik war während einer Umbauphase nach erfolgreichem Abschluss der Vorversuche geplant. Die Kontrolle der Temperaturverhältnisse im Kondensator und am Testkanal sowie den peripheren Komponenten erfolgte mit 8 an verschiedenen Positionen befestigten Thermoelementen.

Da sich das gesamte dampfdurchströmte Inventar der Versuchsaufbauten bis auf die Sättigungstemperatur bei 5 MPa (264 °C) aufwärmt, die Betriebstemperatur des Behälters von 50 °C aber wegen der zum Einsatz kommenden Spezialmesstechnik nicht überschritten werden darf, ist eine effektive thermische Isolation auf den Oberflächen der Testsektion und des Kondensators zwingend erforderlich. Überschreitet die Temperatur im Innenraum des Drucktanks 70 °C, sperrt eine Not-Aus-Schaltung die Dampfzufuhr zum Testkanal und schaltet die Kompressorenanlage ab. Die unvermeidlichen Wärmeverluste aus der Versuchsanordnung werden mittels einer Umluftkühlung über einen Luft/Luft-Kühler an die Umgebung abgeführt. Dieser Kühler ist auf dem Dach eines Nebengebäudes der TOPFLOW Halle installiert. Zur Luftzirkulation in diesem Kühlsystem dient ein druckfestes elektrisch angetriebenes Gebläse.

Die ersten durchgeführten Dampfversuche zeigten relativ schnell, dass das ursprünglich ausgewählte Isolationsmaterial ungeeignet war. Dies gilt gleichermaßen sowohl für Glas- als auch für Steinwolle. Die dynamische Viskosität von Luft als annähernd ideales Gas ist fast unabhängig vom Druck. Mit steigendem Systemdruck erhöht sich jedoch die Luftdichte, so dass die kinematische Viskosität stark abfällt. Aufgrund dieser Veränderung der Stoffeigenschaften kann sich in der Luft eine starke Naturzirkulation innerhalb der Isolationspackungen bzw. -matten ausbilden. Dadurch war es unmöglich, die Auslegungsparameter im Drucktank mit diesen Isolationsmaterialien zu erreichen. Folglich musste der erste Dampftest bei einem Systemdruck von ca. 0,8 MPa (Temperatur innerhalb der Testsektion ca. 160 °C) bei einer Innentemperatur im Druckbehälter von ca. 50 °C abgebrochen werden.

Die Analyse des Versuchsablaufs verdeutlichte, dass sowohl die Isolationswirkung der Mineralwolle als auch die Leistung des Luft/Luft-Wärmetauschers unzureichend waren. In der ersten Ausführung bestand der Wärmetauscher aus zwei gerippten U-Rohren, die auf der Sekundärseite durch natürlich zirkulierende Luft gekühlt wurden. Dadurch ergab sich in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen lediglich eine Wärmeleistung von 0 bis zu 4 kW. Um die Kühlwirkung zu erhöhen, wurde unmittelbar nach den ersten Tests eine Zwangsanzströmung der Sekundärseite mittels eines Radiallüfters eingerichtet, der im Saugbetrieb arbeitete. Diese Verbesserung bewirkte eine Erhöhung des Wärmeaustausches um ca. den Faktor 3.

Trotzdem blieben die Kühlprobleme bestehen. Zur Verbesserung der Wärmedämmung wurde versucht, die Mineralwollisolierung durch zusätzliche Schichten bzw. durch die Beseitigung von Wärmebrücken zu ertüchtigen. Nach diesen Maßnahmen konnten während eines Inbetriebsetzungstests erstmals nominale Parameter erreicht werden, wobei es aber nicht möglich war, die Temperatur im Drucktank unter 50 °C zu halten. Bei einem Versuch im September 2005 konnte bei einem Dampfmassenstrom bis zu 1,3 kg/s und einem Druck von 5 MPa die Temperatur im Behälter erstmals auf 70 °C begrenzt werden.

Bei diesem Experiment zeigte sich, dass der Heißstrangversuch prinzipiell thermodynamisch möglich ist, wenn ein geeignetes Material zur Wärmedämmung zur Verfügung steht. Im Detail konnte damit gezeigt werden, dass:

- Die Druckausgleichstechnologie voll funktionsfähig ist, speziell der eingebaute Kondensator ausreichend ist, um den maximalen Dampfmassenstrom zu kondensieren, ohne dass dabei ein Dampfdurchbruch zum Behältervolumen über das „kalte Ende“ der Primärseite des Kondensators erfolgt. Es stellte sich heraus, dass die Wärmetauscherfläche des Kondensators überdimensioniert ist. Die Prüfung der Funktion des Kondensators erfolgte mit Thermoelementen, mit deren Hilfe die Dichteschichtung zwischen heißem Dampf und kalter Luft im Kondensatorraum erfasst wurde. Diese Tests bestätigten, dass der Dampf nie mehr als 75 % der verfügbaren Wärmetauscherfläche zur vollständigen Kondensation benötigte.
- Mit dem zur Verfügung stehenden Dampfmassenstrom ist es möglich, eine Gegenstrombegrenzung in dem untersuchten geraden Testkanal einzustellen. Folgende Versuchsbedingungen waren dazu erforderlich: Druck: 2,36 MPa, vollständige Gegenstrombegrenzung bei einem Dampfmassenstrom von: 0,55 kg/s (Bilder 10.1 und 10.2). Eine ausführliche Beschreibung dieses Experiments enthält (Prasser et al., 2006b).

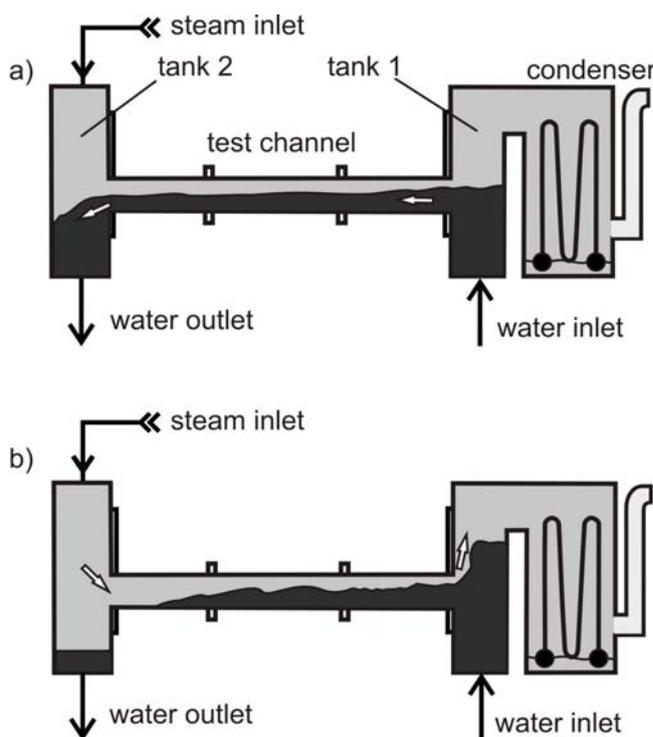


Bild 10.1 Schematische Darstellung des Vorversuchs:
a) freie Wasserströmung;
b) Gegenstrombegrenzung

bei gleichzeitiger mechanischer Stabilität unter Einsatzbedingungen (5 MPa und 280 – 300 °C).

Gleichzeitig wurde die Dichtungstechnologie für die Beobachtungsfenster weiterentwickelt. Speziell für diese Arbeiten wurde eine kleine Testanordnung gebaut, mit der sich die Dichtungen und Befestigungselemente, wie Pratten, Schrauben und Federn, erfolgreich testen ließen.

Um die Eignung weiterer Isolationsmaterialien unter realistischen Einsatzbedingungen prüfen zu können, wurde ein spezieller Testautoklav aufgebaut und mit einer Heizung ausgerüstet. Erste Versuche in diesem Gerät bestätigten die unzureichenden thermophysikalischen Eigenschaften der Mineralwolle unter Druck. Nach zahlreichen weiteren Tests mit unterschiedlichen Hochtemperatur-Dämmstoffen und Brandschutzmaterialien erwies sich Schaumglas als ein durchaus geeigneter Werkstoff. Es zeigte eine ausgezeichnete Wärmedämmung unter Einsatzbedingungen (5 MPa und 280 – 300 °C).

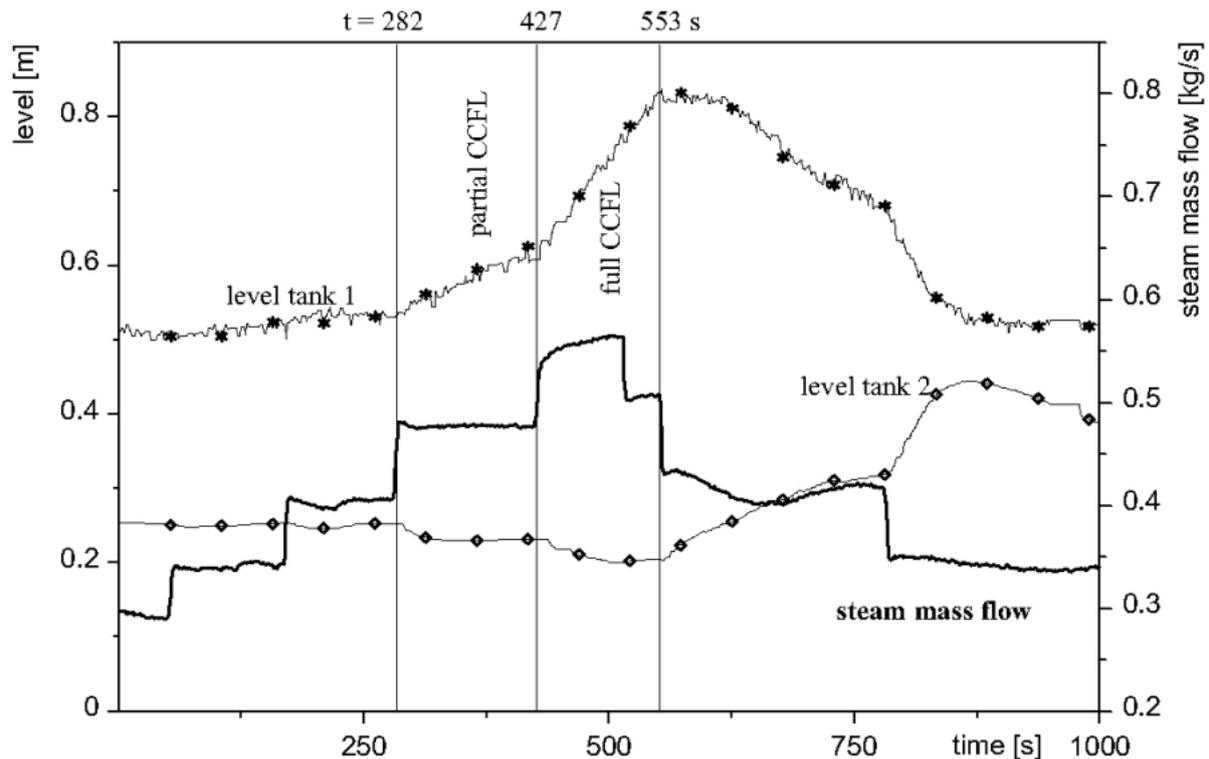


Bild 10.2 Ausgewählte experimentelle Ergebnisse der Vorversuche, die die Entwicklung einer Gegenstrombegrenzung verdeutlichen

Aufgrund der vorgenannten positiven Eigenschaften wurden der Rechteckkanal und die zugehörigen Komponenten mit Schaumglaskacheln isoliert, wobei die Kacheln mittels eines Hochtemperatursilicons auf die Oberfläche der Testsektion geklebt wurden. Trotz mehrerer Vorversuche im Autoklav mit positiven Ergebnissen löste sich ein großer Teil der Schaumglasisolierung beim ersten heißen Test im Druckbehälter (Druck: 2,2 MPa und entsprechende Sättigungstemperatur innerhalb des Kanals) ab und zerfiel teilweise zu Kohlenstaub. Die Ursache für diese Reaktion des Dämmmaterials ließ sich bisher nicht ermitteln und auch im Testautoklav nicht reproduzieren. Am zur Befestigung der Isolierkacheln verwendeten Silicon waren keine Verschleißerscheinungen nachweisbar.

Dieses Ereignis erforderte die Fortsetzung der Suche nach einem geeigneten Isoliermaterial. Aufgrund der positiven Erfahrungen mit Hochtemperatursiliconen wurde unter anderem auch ein Zweikomponenten-Siliconschaum überprüft, der nach dem Aushärten bei Einsatzbedingungen sowohl sehr gute Isolationseigenschaften besitzt als auch aufgrund seiner Porosität mechanisch stabil bleibt. Außerdem hat das Material den Vorteil, dass bei der Dämmung von Bauteilen mit komplexen Geometrien das hochviskose Gemisch aus beiden Komponenten in einer Form um die zu isolierenden Flächen aufschäumt und dabei selbst haftet. Auf diese Art und Weise wurde erneut der gesamte Testaufbau für den Vorversuch inklusive Kondensator mit insgesamt ca. 350 kg Silikonschaum beschichtet.

Der Test der fertigen Dämmung verlief in drei Schritten: Zuerst wurde die isolierte Testsektion bei Atmosphärendruck aufgeheizt, um zu gewährleisten, dass der gesamte Zweikomponenten-Schaum vollständig polymerisiert und keine Reste an organischen Einzelkomponenten mehr enthält. Während der zweiten Etappe erfolgte die Erhöhung des Drucks im Behälter ohne Wärmezufuhr, um das Verhalten des

Isolationsmaterials bei Druck zu untersuchen. Beide Prüfungen ergaben keine Funktionsbeeinträchtigungen.

Der dritte Versuch umfasste einen heißen Test mit Dampfeinspeisung und kontinuierlicher Erhöhung des Behälterinnendrucks. Bei diesem Test war geplant, sowohl für den Druck als auch für die Temperatur nominale Parameter zu erreichen. Bis zu einem Systemdruck von 4,7 MPa zeigte der Siliconschaum sehr gute Isolationseigenschaften, wodurch sich die Temperatur im Druckbehälter lediglich bis auf 44 °C erhöhte. Allerdings kam es nach Überschreiten dieser Parameter zu einem unerwarteten Temperatur- und Druckanstieg, der durch eine schnelle Oxidation und den Zerfall der Siliconisolation hervorgerufen wurde. Der Brand im Behälter dauerte annähernd 4 Minuten und führte zu einer fast vollständigen Zerstörung der Wärmedämmung. Nach automatischer Abschaltung der Dampfzufuhr und der Kompressoren öffnete das Sicherheitsventil am Druckbehälter bei einem Druck von 5,5 MPa. Es war jedoch nicht in der Lage, den Druckanstieg auf diesen Wert zu begrenzen. Kurze Zeit danach riss die Verbindungsleitung zwischen Behälter und Ventil. Der dabei ausströmende Gasjet beschädigte einen Teil des Gebäudedachs.

Die anschließende Inspektion der Versuchsanlage ergab, dass der Siliconschaum sich in fein verteiltes weißes Siliziumoxidpulver umgewandelt hatte, das die gesamte Oberfläche der Testsektion und die Innenfläche des Druckbehälters bedeckte. Bis zur Abschaltung der Anlage wurde dieses Pulver auch in das Umluftkühlsystem transportiert, so dass es dort ebenfalls den Axilgebläse und den Luft/Luft-Wärmetauscher verunreinigte. Nach dem Ereignis folgte zusammen mit dem Technischen Überwachungsverein (TÜV) Süddeutschland eine sorgfältige Analyse der Vorgänge im Druckbehälter. Hierbei wurden unter anderem Stahlproben aus dem Reduzierstück zwischen Druckbehälter und Sicherheitsventil und von thermisch stark belasteten Bereichen aus dem Mantelring des Druckbehälters metallografisch untersucht. Außerdem wurde anhand der aufgezeichneten Temperaturverläufe die thermische Belastung der Behälterwand abgeschätzt. Das Ergebnis dieser Prüfung bestätigte, dass der Drucktank und die Hilfs- und Versorgungssysteme keine Beschädigungen aufweisen, die einen Weiterbetrieb beeinträchtigen. Folgende Auflagen waren hierbei zu erfüllen:

- Reparatur der beschädigten Druckentlastungsleitung,
- Austausch des Reduzierstücks zwischen Behälter und Sicherheitsventil,
- Installation eines größeren Sicherheitsventils (DN80-DN125),
- Erweiterung der Abblaseleitung auf die Nennweite DN125 und
- Wasserdruckprobe des Behälters bei einem Prüfdruck von 8,1 MPa.

Die Reparaturarbeiten zur Wiederherstellung der Betriebsbereitschaft dieses Anlagenteils schlossen die Beseitigung der Reste des Siliconschaums, die Reinigung der Einbauten und des Tanks sowie des Umluftkühlsystems und die Dachreparatur am Anbau der TOPFLOW Halle ein. Parallel dazu wurde der Wärmetauscher des Umluftkühlsystems auf 8 gerippte U-Rohre erweitert. Mit dieser Maßnahme besteht jetzt die Möglichkeit, bis zu 25 kW Abwärme aus dem Behälter abzuführen. Zusätzlich zu den vom TÜV geforderten Auflagen installiert das FZD ein Stickstoffsystem zur Inertisierung der Behälteratmosphäre. Zwischenzeitlich konnten neue, rein anorganische und vollständig oxidische Isolationsmaterialien gefunden werden. Für den Test dieser neuen Dämmstoffe wurde ein umfangreiches Programm vereinbart.

Aufgrund der Zeitverzögerungen in Zusammenhang mit dem Brand im Druckbehälter war eine fristgerechte Durchführung der Heißstrangversuche innerhalb der Projektlaufzeit leider nicht mehr möglich. Bis Februar 2007 konnten jedoch die Isolations-tests an zwei neuen Materialien zusammen mit dem Test des erweiterten Umluftkühlers mit sehr guten Ergebnissen abgeschlossen werden. Während des dritten Tests bei einem Druck im Behälter bis zu 5 MPa stieg die Temperatur im Tank lediglich auf maximal 38 °C an. Auch eine Analyse der chemischen Eigenschaften der neuen Dämmstoffe durch ein externes Labor ergab keine Beanstandungen.

11. Literatur

- Frank, Th., Zwart, P.J., Krepper, E., Prasser, H.-M., Lucas, D., (2006). Validation of CFD models for mono- and polydisperse air-water two-phase flows in pipes. International OECD/IAEA workshop CFD4NRS in Garching at 5 – 7 September 2006, Session B6, paper 32.
- Fu, X. Y., Ishii, M., (2002a). Two-group interfacial area transport in vertical air/water flow, I. Mechanistic model. Nuclear Engineering and Design, 219(2002a) 143-168.
- Fu, X. Y., Ishii, M., (2002b). Two-group interfacial area transport in vertical air/water flow, II. Model evaluation. Nuclear Engineering and Design 219, 169-190.
- Giot, M., Seynhaeve, J.-M., (2004). Two-phase flow water hammer transients and induced loads on materials and structures of nuclear power plants. EU project WAHALoads, FIKS-CT-2000-00106, final report, May 2004.
- Graf, U., Papadimitriou, P., (2006). Simulation of Two-Phase Flows in Vertical Tubes with the CFD Code FLUBOX. International OECD/IAEA workshop CFD4NRS in Garching at 5 – 7 September 2006, technical session A3, paper 13.
- Hibiki, T., Ishii, M., (1999). Experimental study on interfacial area transport in bubbly two-phase flows. International Journal of Heat and Mass Transfer, 42(1999) 3019-3035.
- Hibiki, T., Ishii, M., (2000). Two-group interfacial area transport equations at bubbly-to-slug flow transition. Nuclear Engineering and Design, 202(2000) 39-76.
- Hosokawa, S., Tomiyama, A., Misaki, S., Hamada, T., (2002). Lateral migration of single bubbles due to the presence of wall. Proceedings of ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, Montreal, Quebec, Canada.
- Hughmark, G.A, (1967). Mass and heat transfer from a rigid sphere. AIChE Journal 13, 1219-1221.
- Ishii, M., (1975). Thermo-Fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow. Eyrolles, Paris, 1975.
- Kataoka I., Ishii M. and Serizawa A., (1986). Local formulation and measurements of interfacial area concentration in two-phase flow. Int. J. Multiphase Flow, Vol. 12, 1986, No. 4, pp. 505-529.
- Kataoka, I., Ishii, M., (1987). Drift flux model for large diameter pipe and new correlation for pool void fraction. International Journal of Heat and Mass Transfer 30(1987), pp. 1927-1939.
- Kim, S. et al., (2001). Bubble transport in small diameter pipe flow. 4th International Conference on Multiphase Flow, ICMF-200, New Orleans, La, USA, May 27 - June 1, 2001.
- Kim, S., Ishii, M., (2001). Micro four-sensor probe measurement of interfacial area transport for bubbly flow in round pipes. Nuclear Engineering and Design, 205 (2001) 123–131.
- Krepper, E., Lucas, D., Prasser, H.-M., (2005). On the modelling of bubbly flow in vertical pipes. Nuclear Engineering and Design 235, pp. 597-611.

- Lo, S., (1996). Application of the MUSIG model to bubbly flows. AEAT-1096, AEA Technology, June 1996.
- Lucas, D., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2001a). Prediction of radial gas profiles in vertical pipe flow on basis of the bubble size distribution. *International Journal of Thermal Sciences*, 40(2001)217-225.
- Lucas, D., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2001b). Development of bubble size distributions in vertical pipe flow by consideration of radial gas fraction profiles. 4th International Conference on Multiphase Flow, New Orleans, May 27 - June 1, 2001, Conference-CD, Paper 378.
- Lucas, D., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2002). Experimental investigations and modelling on the transition from bubble to slug flow in vertical pipes. German-Japanese Workshop on Multiphase Flow, Karlsruhe, August 25-27, 2002.
- Lucas, D., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2003). Evolution of flow patterns, gas fraction profiles and bubble size distributions in gas-liquid flows in vertical tubes. *Transactions of the Institute of Fluid-Flow Machinery* 112(2003)37-46.
- Lucas, D., Prasser, H.-M., (2004a). Scaling effects in vertical bubbly pipe flow. 5th International Conference on Multiphase Flow, ICMF'04, Yokohama, Japan, May 30–June 4, 2004, Paper No. 187.
- Lucas, D., Shi, J.-M., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2004b). Models for the forces acting on bubbles in comparison with experimental data for vertical pipe flow. 3rd International Symposium on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Pisa, Italy, September 22-24, 2004, Paper ha04.
- Lucas, D., Prasser, H.-M., (2005a). Simulation of condensation in a sub-cooled bubbly steam-water flow along a large vertical pipe. *Archives of Thermodynamics* 26(2005)49-59.
- Lucas, D., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2005b). Modelling of the evolution of bubbly flow along a large vertical pipe. The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11) Avignon, France, October 2-6, 2005, Paper: 051.
- Lucas, D., Prasser, H.-M., (2007a). Steam bubble condensation in sub-cooled water in case of co-current vertical pipe flow. *Nuclear Engineering and Design* 237 (2007)497-508.
- Lucas, D., Krepper, E., Prasser, H.-M., (2007b). Modelling of the evolution of bubbly flow along a large vertical pipe. *Nuclear Technology* (May 2007).
- Luo, H., Svendsen, H.F., (1996). Theoretical model for drop and bubble breakup in turbulent flows. *AIChEJ*, 42, 5, pp. 1225-1233.
- Manera, A., Prasser, H.-M., Lucas, D., (2005). Experimental investigations on bubble turbulent diffusion in a vertical large-diameter pipe by means of wire-mesh sensors and correlation techniques. NURETH-11, Avignon, France, October 2-6, 2005, Paper: 091.
- Manera, A., Ozar, B., Paranjape, S., Ishii, M., Prasser, H.-M., (2007). Comparison between wire-mesh sensors and conductive needle-probes for measurements of two-phase flow parameters. ICONE15-10312.

- Ohnuki, A., Akimoto, H., (1996). An experimental study on developing air-water two-phase flow along a large vertical pipe: effect of air injection method. *Int. J. Multiphase Flow* 22(1996), 1143-1154.
- Ohnuki, A., Akimoto, H., (2000). Experimental study on transition of flow pattern and phase distribution in upward air-water two-phase flow along a large vertical pipe. *International Journal of Multiphase Flow*, 26(2000)367-386.
- Pietruske, H., Prasser, H.-M., (2005). Wire-mesh sensors for high-resolving two-phase flow studies at high pressures and temperatures. NURETH-11, 02.-06.10.2005, Avignon, France, CD-ROM, Paper 533.
- Pietruske, H., Sühnel, T., Prasser, H.-M., (2006). Gittersensor. Patent DE 10 2005 019 739 B3 2006.10.26.
- Prasser, H.-M., Böttger, A., Zschau, J., (1998). A new electrode-mesh tomograph for gas-liquid flows. *Flow Measurement and Instrumentation*, 9 (1998), 111-119.
- Prasser, H.-M., Böttger, A., Zschau, J., (1999). Entwicklung von Zweiphasenmess-technik für vergleichende Untersuchungen zur Beschreibung von transienten Strömungen in Rohrleitungen. Forschungszentrum Rossendorf, FZR-233 Februar 1999, ISSN 1437-322X, Abschlußbericht zum Vorhaben 11ZF9504/1.
- Prasser, H.-M., (2000). High-speed measurement of the void fraction distribution in ducts by wire-mesh sensors. *International Meeting on Reactor Noise*, Oct. 11-13, 2000, Athens, Greece, proc. on CD-ROM, paper_7_1.
- Prasser, H.-M., Scholz, D., Zippe, C., (2001). Bubble size measurement using wire-mesh sensors. *Flow Measurement and Instrumentation*, 12 (2001), 299-312.
- Prasser, H.-M., Krepper, E., Lucas, D., (2002a). Evolution of the two-phase flow in a vertical tube - decomposition of gas fraction profiles according to bubble size classes using wire-mesh sensors. *International Journal of Thermal Sciences*, 41 (2002) 17-28.
- Prasser, H.-M., Zschau, J., Peters, D., Pietzsch, G., Taubert, W., Trepte, M., (2002b). Fast wire-mesh sensors for gas-liquid flows - visualization with up to 10 000 frames per second. ICAPP 2002, Hollywood, Florida, paper #1055.
- Prasser, H.-M., Lucas, D., Krepper, E., Baldauf, D., Böttger, A., Rohde, U., Schütz, P., Weiß, F.-P., Zippe, C., Zippe, W., Zschau, J., (2003a). Strömungskarten und Modelle für transiente Zweiphasenströmungen. *Wissenschaftlich-Technische Berichte / Forschungszentrum Rossendorf*, FZR-379, Juni 2003.
- Prasser, H.-M., (2004). Influence of the Gas Injection on the Void Fraction Profiles and Bubble Size Distributions of an Air-Water Flow in Vertical Pipes. 5th International Conference on Multiphase Flow, ICMF'04, Yokohama, Japan, May 30-June 4, 2004, Paper No. 366.
- Prasser, H.-M., Beyer, M., Böttger, A., Carl, H., Lucas, D., Schaffrath, A., Schütz, P., Weiß, F.-P., Zschau, J., (2005a). Influence of the pipe diameter on the structure of the gas-liquid interface in a vertical two-phase pipe flow. *Nuclear Technology* 152(2005)Oct, 3-22.
- Prasser, H.-M., Misawa, M., Tiseanu, I., (2005b). Comparison between wire-mesh sensor and ultra-fast X-ray tomograph for an air-water flow in a vertical pipe. *Flow Measurement and Instrumentation* 16 (2005), 73-83.

- Prasser, H.-M., Gregor, S., (2005c). Evolution of interfacial area concentration in a vertical air-water flow measured by wire-mesh sensors. NURETH-11, 2005, Avignon, France, October 2-6, 2005, paper 398.
- Prasser, H.-M., Beyer, M., Carl, H., Gregor, S., Lucas, D., Pietruske, H., Schütz, P., Weiss, F.-P., (2005d). Evolution of the structure of a gas-liquid two-phase flow in a large vertical pipe. NURETH-11, 2005, Avignon, France, October 2-6, 2005, paper 399.
- Prasser, H.-M., Frank, T., Beyer, M., Carl, H., Pietruske, H., Schütz P., (2006a). Gas-liquid flow around an obstacle in a vertical pipe - experiments and CFD simulation. JAHRESTAGUNG KERntechnik 2006, Aachen, May 16 - 18, 2006, paper 218, proceedings 93-98.
- Prasser, H.-M., Beyer, M., Carl, H., Manera, A., Pietruske, H., Schütz, P., Weiß, F.-P., (2006b). The multipurpose thermal-hydraulic test facility TOPFLOW: an overview on experimental capabilities, instrumentation and results. *Kerntechnik* 71(2006)4, 163-173.
- Prince, M.J., Blanch, H.W., (1990). Bubble coalescence and breakup in air-sparged bubble columns, *AIChEJ*, 36, No 10, pp. 1485-1499.
- Sato, Y., Sekoguchi, K., (1975). Liquid velocity distribution in two-phase bubble flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 2, 79-95 (1975).
- Sato, Y., Sadatomi, M., Sekoguchi, K., (1981). Momentum and heat transfer in two-phase bubble flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 7, 167-177 (1981).
- Schaffrath, A., Krüssenberg, A.-K., Weiss, F.-P., Hicken, E. F., Beyer, M., Carl, H., Schuster, J., Schütz, P., Tammé, M., (2001). TOPFLOW - a new multipurpose thermalhydraulic test facility for the investigation of steady state and transient two-phase flow phenomena. *Kerntechnik*, 66(2001)4, pp. 209-212.
- Schaffrath, A., Krüssenberg, A.-K., Weiss, F.-P., Prasser, H.-M., (2002). Die Mehrzweck-Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW des Forschungszentrums Rossendorf e.V. - Aufbau, Ziele und Perspektiven. *Atomwirtschaft - Atomtechnik*, 47(2002)6, pp. 383-388.
- Shi, J.-M., Frank, T., Krepper, E., Lucas, D., Rohde, U., Prasser, H.-M., (2004). Implementation and validation of non-drag interfacial forces in CFX-5.6. 5th Int. Conf. on Multiphase Flow, ICMF'2004, Yokohama, Japan, Paper No. 400.
- Sun, X., Smith T., Kim, S., Ishii, M., Uhle, J., (2002). Interfacial area of bubbly flow in a relatively large diameter pipe. *Experimental Thermal and Fluid Science* 27, 97-109.
- Tomiyaama, A., (1998). Struggle with computational bubble dynamics. Proceedings of Third International Conference on Multiphase Flow, ICMF 98, Lyon, France, June 8-12, 1998.
- Tomiyaama, A., Tamai, H., Zun, I., Hosokawa, S., (2002). Transverse migration of single bubbles in simple shear flows. *Chemical Engineering Science* 57 (2002) 1849-1858.
- Vallée, C., Höhne, T., Prasser, H.-M., Sühnel, T., (2006). Experimental investigation and CFD simulation of horizontal air/water slug flow. *Kerntechnik* 71/3 (2006), 95-103.

- Vallée, C., Höhne, T., Prasser, H.-M., Sühnel, T., (2007). Experimental investigation and CFD simulation of horizontal stratified two-phase flow phenomena. Nuclear Engineering and Design (accepted).
- Wellek, R.M., Agrawal A.K., Skelland A.H.P, (1966). Shapes of liquid drops moving in liquid media. AIChE Journal 12, 854-860.
- Zaruba, A., Krepper, E., Prasser, H.-M., Reddy Vanga, B.N., (2005a). Experimental study on bubble motion in a rectangular bubble column using high-speed video observation. Flow Measurement and Instrumentation 16(2005) 277–287.
- Zaruba, A., Krepper, E., Prasser, H.-M., Schleicher, E., (2005b). Measurement of bubble velocity profiles and turbulent diffusion coefficients of the gaseous phase in a rectangular bubble column using image processing. Experimental Thermal and Fluid Science 29(2005)851–860.
- Zaruba, A., Lucas, D., Prasser, H.-M., Höhne, Th., (2007). Bubble-wall interactions in a vertical gas-liquid flow: Bouncing, sliding and bubble deformations. Chemical Engineering Science 62(2007)1591-1605.

Danksagung

Die in diesem Bericht vorgestellten Arbeiten wurden vom BMWi (Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie) im Rahmen des Projektes Nr. 150 1265 gefördert. Die elektronischen Geräte für die Gittersensoren wurden in enger Kooperation mit der Firma TELETRONIC GmbH(www.tz-rotech.de/teletronic/) entwickelt. Die Autoren danken Sören Kliem für seine tatkräftige Unterstützung bei der Anfertigung dieses Berichts und dem technischen Team der TOPFLOW-Versuchsanlage, vor allem Klaus Lindner, Heiko Rußig, Marko Tamme und Steffen Weichert für die Vorbereitung der Experimente.

12. Verzeichnisse und Abkürzungen

12.1 Formelzeichen

| Zeichen | Einheit | Bezeichnung |
|----------------|-------------------|--|
| a | 1/m | Zwischenphasen-Grenzflächendichte |
| D, d | m | Durchmesser |
| D | m ² /s | Turbulente Dispersion |
| D _c | m | Kapillarkonstante |
| E _o | - | Eötvös-Zahl |
| F | - | Koeffizient |
| g | m/s ² | Gravitationsbeschleunigung |
| h | m | Höhe |
| i | - | Index |
| J, j | m/s | Leerrohrgeschwindigkeit |
| K | - | Kern |
| k- ω | - | Zweigleichungsmodell, das auf der turbulenten kinetischen Energie (k) und der spezifischen Dissipation |

| | | |
|---------------|--------------------------------|--|
| | | (ω) basiert und die Reynoldsmittlung nutzt |
| L | m | Länge |
| n | - | Blasendichte |
| p | MPa | Druck |
| r | m | Radius |
| t | s | Zeit |
| VF | % | Gasgehalt |
| w | m/s | Geschwindigkeit |
| x | m | Koordinate |
| y | m | Koordinate |
| z | m | Koordinate |
| α | % | Gasgehalt |
| α | 1/m | Zwischenphasen-Grenzflächendichte |
| Δ | - | Differenz |
| ε | % | Gasgehalt |
| ε | m ² /s ³ | Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie |
| Γ | 1/(m ³ s) | Koaleszenzrate |
| ρ | kg/m ³ | Dichte |
| σ | N/m | Oberflächenspannung |
| Ω | 1/s | Fragmentationshäufigkeit |

12.2 Indizes

| Zeichen | Bezeichnung |
|---------|--|
| air | Luft |
| B, b | Zerfall, Blase |
| bub | Blase |
| bub,xy | Blase, bezogen auf die Querschnittsfläche (xy-Ebene) |
| c | Koaleszenz |
| cr | kritisch |
| eq | äquivalent |
| G, g | Gas |
| h | horizontal, bezogen auf die Querschnittsfläche |
| i, j | Blasengrößenklasse |
| inj | Einperlung |
| max | maximal |
| s | Sättigung |
| total | total |
| tr | Grenzwert |

| | |
|------|---------|
| L, I | flüssig |
| Luft | Luft |

12.3 Abkürzungen

| Abkürzung | Bedeutung |
|-----------|---|
| ACF | A uto C orrelation F unction – Autokorrelationsfunktion |
| ANSYS | Programmentwickler für CFX |
| ATHLET | thermohydraulisches Rechenprogramm (GRS) |
| BMWi | Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie |
| CCF | C ross C orrelation F unction – Kreuzkorrelationsfunktion |
| CCFL | C ounter- C urrent F low L imitation – Gegenstrombegrenzung |
| CFD | C omputational F luid D ynamics |
| CFX | kommerzielles CFD Programm |
| DN | Nenndurchmesser |
| DNS | D irekte N umerische S imulation |
| FAD | F avre A veraged D rag |
| FLOWMAP | Forschungsprojekt zur Untersuchung von Zweiphasenströmungen |
| FLUBOX | thermohydraulisches Rechenprogramm (GRS) |
| FZD | F orschungs Z entrum D resden-Rossendorf e.V. |
| GRS | G esellschaft für R eaktor S icherheit mbH |
| HAWAC | H orizontal A ir/ W ater C hannel, Versuchsstand im FZD |
| KFKI | ungarisches atomenergetisches Forschungsinstitut |
| KONVOI | deutscher Druckwasserreaktor |
| LOCA | L oss O f C oolant A ccident – Kühlmittelverlust-Störfall |
| MTLoop | M easurement T echnique L oop, frühere Versuchsanlage im FZD |
| MUSIG | M Ulti bubbe S ize G roup |
| PDF | P robability D ensity F unction, Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion |
| PIV | P article I mage V elocimetry |
| PMK-2 | Versuchsanlage im KFKI Budapest |
| PWR | P ressurized W ater R eactor – Druckwasserreaktor |
| SST | S hear S tress T ransport |
| TOPFLOW | T ransient t wO P hase F LOW test facility |
| TÜV | Technischer Überwachungsverein |
| WAHALoads | W ATER H AMMER L oads (internationales Forschungsprojekt) |

12.4 Abbildungsverzeichnis

| | | |
|-----------|---|----|
| Bild 1.1 | Übersichtsschema der Thermohydraulikversuchsanlage TOPFLOW..... | 15 |
| Bild 2.1 | Vertikale Teststrecken der TOPFLOW-Anlage; linkes Bild: glatte Rohre mit zentraler Gaseinspeisung am Eintritt, DN50 (Innendurchmesser 52,3 mm), DN200 (Innendurchmesser 193,7 mm); rechtes Bild: DN200 mit variabler Gaseinspeisung, Innendurchmesser 195,3 mm, beide Systeme: max. Druck: 7 MPa, max. Temperatur: 286 °C | 20 |
| Bild 2.2 | Einspeisevorrichtung des variablen Gaseinspeisesystems an der vertikalen Teststrecke DN200 von TOPFLOW | 21 |
| Bild 2.3 | Geometrieparameter des variablen Gaseinspeisesystems an der DN200 Teststrecke von TOPFLOW | 22 |
| Bild 2.4 | Gittersensor für Luft/Wasser-Experimente in der DN200 Teststrecke mit einer Matrix von 64x64 Messpunkten..... | 24 |
| Bild 2.5 | CAD-Darstellung des kompletten Sensors für das DN200 Rohr: 1 – Sensorkörper, 2 – Messebene mit Drähten, 3 – versiegelte druckdichte Drahtdurchführung, 4 – Steuereinheit, 5 – Empfänger/Vorverstärker, 6 – Abdeckring, 7 – Schraubenloch für die Flanschverbindung | 25 |
| Bild 2.6 | Befestigung der Drahtelektroden im Sensor: 1 – Sensorkörper, 2 – Feder, 3 – Drahtelektrode, 4 – keramischer Isolationskörper, 5 – Kanal, 6 – Keramikröhrchen, 7 – Kaverne mit Epoxidharz | 25 |
| Bild 2.7 | CAD-Darstellung des kompletten Sensors für das DN50 Rohr: 1 – Sensorkörper, 2 – Messebene mit Drähten, 3 – versiegelte druckdichte Drahtdurchführung, 4 – Steuereinheit, 5 – Empfänger/Vorverstärker, 6 – Abdeckring, 7 – Schraubenloch für die Flanschverbindung | 26 |
| Bild 2.8 | Bewegliches Hindernis für die vertikale DN200 Teststrecke | 27 |
| Bild 2.9 | Teststrecke DN200 mit Sensor und Hindernis..... | 28 |
| Bild 2.10 | Kreuzkorrelation mit einer zusätzlichen lateralen Verschiebung zwischen zwei aufeinander folgenden Gittersensoren; links: zeitabhängige Kreuzkorrelationsfunktionen, rechts: Abnahme des Maximums mit wachsendem lateralen Abstand | 29 |
| Bild 2.11 | Beispiel für eine räumliche Kreuzkorrelationsfunktion (CCF) und die zugehörige Autokorrelationsfunktion (ACF), ein Ergebnis der Entfaltung (G) und eine Testfaltung (G*ACF), um die Genauigkeit der Gaußschen Anpassung zu demonstrieren | 30 |
| Bild 2.12 | Ausgewählte Ergebnisse des turbulenten Diffusionskoeffizienten als Funktion der Leerrohrgeschwindigkeit, Vergleich mit dem Sato-Modell (Sato et al., 1975 und 1981)..... | 31 |
| Bild 2.13 | Blasenbahnen in einer Blasensäule von 100x20 mm Grundfläche aus Sequenzen von Bildern einer Hochgeschwindigkeitskamera | 32 |

| | | |
|-----------|---|----|
| Bild 2.14 | Statistik der seitlichen Verschiebung von Blasen (Punkte) und Standard-Gaußverteilung (Linien); vertikaler Abstand der Kontrollebenen: (a) 5 mm, (b) 8 mm, (c) 12 mm, (d) 16 mm | 32 |
| Bild 2.15 | Dispersionskoeffizient der Gaußschen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion in Abhängigkeit von der Wurzel des vertikalen Abstands (dicke durchgezogene Linie - lineare Ausgleichsgerade; gepunktete Linie - Tangens der Punkte mit dem maximalen Abstand von der Ausgleichsgeraden; dünne durchgezogene Linien – Tangens der letzten zwei Punkte der maximalen Abweichung; Gas-Leerrohrgeschwindigkeit $J_G = 1$ mm/s)..... | 33 |
| Bild 2.16 | Beispiele von gleitenden und abprallenden Blasen entlang einer vertikalen Wand (im Bild um 90° gedreht), aneinander gereihete Bilder einer Hochgeschwindigkeitskamera: (a): $D_{eq} = 2,7$ mm, $J_L = 0,35$ m/s; (b): $D_{eq} = 2,4$ mm, $J_L = 0,4$ m/s; (c): $D_{eq} = 2,4$ mm, $J_L = 0,5$ m/s | 34 |
| Bild 2.17 | Berechnete (durchgezogene Linie) und gemessene (Kreuze) Bahnen einer Einzelblase; $D_{eq} = 2,6$ mm, $J_L = 0,4$ m/s..... | 35 |
| Bild 2.18 | Interpolation der Blasengrenze im Messgitter für einen gegebenen Schwellwert | 36 |
| Bild 2.19 | Maximale lokale momentane Gasgehalte ϵ_{max} in synthetischen Blasen ausgewählter Durchmesser und optimale Schwellwerte ϵ_{tr} für die Bestimmung der Zwischenphasengrenzfläche | 37 |
| Bild 2.20 | Vergleich der integralen Zwischenphasengrenzflächendichte, gemessen im 195,3 mm Rohr (TOPFLOW), mit Ergebnissen von Sun et al. (2002), bestimmt in einem 101,6 mm Rohr unter Verwendung einer Vierpunktleitfähigkeitssonde, $J_L = 1$ m/s..... | 38 |
| Bild 2.21 | Flaches Modell des Heißstrangmoduls des Primärkreislaufs eines DWR mit der Eintrittskammer des Dampferzeugers, ausgestattet mit Glaswänden zur Videobeobachtung | 39 |
| Bild 2.22 | Heißstrangtestsektion umgeben von einem Druckkessel für den Betrieb von Testsektionen im Druckausgleich von bis zu 5 MPa, in Verbindung mit den Zusatzsystemen für Druckaufbau und Kühlung... | 40 |
| Bild 3.1 | Virtuelle Seitenansichten der Gasverteilung im Rohr DN50, $J_L = 1,017$ m/s, vertikaler zu horizontalem Maßstab = 1:1, Höhe entsprechend der mittleren Gasgeschwindigkeit skaliert..... | 42 |
| Bild 3.2 | Virtuelle Seitenansicht der Gasverteilung im Rohr DN200 (Farbskala von Rot nach Gelb), $J_L = 1,017$ m/s, vertikaler zu horizontalem Maßstab = 1:1, Höhe entsprechend der mittleren Gasgeschwindigkeit skaliert | 43 |
| Bild 3.3 | Virtuelle Ansicht eines Zentralschnittes des Rohres DN200, $J_L = 1,017$ m/s, vertikaler zu horizontalem Maßstab = 1:1, Höhe entsprechend der mittleren Gasgeschwindigkeit skaliert, Farben: Luft = Gelb, Wasser = Blau | 43 |

| | | |
|-----------|--|----|
| Bild 3.4 | Vergleich der Blasengrößenverteilung in den Teststrecken DN50 und DN200 bei einer Gasströmung typisch für Pfropfenströmungen in kleinen Rohren; $J_G = 0,534$ m/s, $J_L = 1,017$ m/s..... | 44 |
| Bild 3.5 | Blasengrößenverteilungen in den Rohren DN50 und DN200; $J_L = 1,017$ m/s, $J_G > 0,2$ m/s | 44 |
| Bild 3.6 | Analyse einer großen Einzelblase mittels der Signale des Gittersensors (Strömungsform s. Bild 3.2); Leerrohrgeschwindigkeiten: $J_G = 0,534$ m/s und $J_L = 1,017$ m/s | 45 |
| Bild 3.7 | Analyse einer großen Einzelblase mittels der Signale des Gittersensors (Strömungsform s. Bild 3.2); Leerrohrgeschwindigkeiten: $J_G = 0,835$ m/s und $J_L = 1,017$ m/s | 45 |
| Bild 3.8 | Analyse einer großen Einzelblase mittels der Signale des Gittersensors (Strömungsform s. Bild 3.2); Leerrohrgeschwindigkeiten: $J_G = 1,305$ m/s und $J_L = 1,017$ m/s | 46 |
| Bild 3.9 | Visualisierung von Gittersensordaten, gemessen in der vertikalen Teststrecke DN50, $J_L = 1,017$ m/s, $L/D = 151,2$ | 47 |
| Bild 3.10 | Visualisierung von Gittersensordaten, gemessen in der vertikalen Teststrecke DN200, $J_L = 1,017$ m/s, $J_G \cong 0,84$ m/s, $L/D = 39,7$ | 48 |
| Bild 3.11 | Blasengrößenverteilungen in der Teststrecke DN200 bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,835$ m/s, Gaseinperldüsen: $D_{inj} = 4$ mm | 49 |
| Bild 4.1 | Gasgehalts- und Gasgeschwindigkeitsprofile sowie Blasengrößenverteilungen für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,037$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen..... | 50 |
| Bild 4.2 | Gasgehalts- und Gasgeschwindigkeitsprofile sowie Blasengrößenverteilungen für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,534$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen..... | 51 |
| Bild 4.3 | Nach Blasengrößenklassen zerlegte Gasgehaltsprofile für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,037$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen | 52 |
| Bild 4.4 | Nach Blasengrößenklassen zerlegte Gasgehaltsprofile für ein Luft/Wasser-Experiment im DN200 Rohr bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,534$ m/s, $T = 30$ °C, $p = 0,12$ MPa an der Sensorposition; Gaseinspeisung über 1 mm Bohrungen | 53 |
| Bild 4.5 | Vergleich berechneter und gemessener volumetrischer Gasgehaltsprofile (019: $J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,004$ m/s; 085: $J_L = 1,017$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s; 105: $J_L = 0,405$ m/s, $J_G = 0,140$ m/s)..... | 54 |
| Bild 4.6 | Nach Blasengrößenklassen aufgelöste Gasgehaltsprofile in der Teststrecke DN200 bei $J_L = 1,017$ m/s und $J_G = 0,219$ m/s, $L/D = 39,7$; Gaseinspeisung über 4 mm Bohrungen | 55 |

| | | |
|----------|--|----|
| Bild 4.7 | Abnahme des kritischen Äquivalenzdurchmessers für die Lifftkraftumkehr mit wachsendem Sättigungsdruck | 56 |
| Bild 5.1 | Vergleich von gemessenen und mit dem Testsolver berechneten Blasengrößenverteilungen für die Höhe R (7,8 m) | 58 |
| Bild 5.2 | Vergleich von gemessenen und mit dem Testsolver berechneten Blasengrößenverteilungen für Höhe R (7,8 m): | 58 |
| Bild 5.3 | Gasgehalts- und Gasgeschwindigkeitsprofile gemessen mit Gittersensoren in der Teststrecke DN200 bei $L/D \cong 40$ und $J_L =$ $1,017$ m/s bei unterschiedlichen J_G ; Gaseinspeisung: 72 Düsen mit 1 mm Durchmesser | 59 |
| Bild 5.4 | Blasengrößenverteilungen gemessen mit Gittersensoren in der Teststrecke DN200 bei $L/D \cong 40$ und $J_L = 1,017$ m/s bei unterschiedlichen J_G | 59 |
| Bild 5.5 | Zwischenphasen-Grenzflächendichte in der Teststrecke DN200 in Abhängigkeit vom Abstand L der Gaseinspeisung zum Messpunkt bei $J_L = 1,017$ m/s für unterschiedliche J_G , Gaseinspeisedüsen: dicke Linien: 1mm, dünne Linien: 4 mm | 60 |
| Bild 6.1 | Verbesserung des polydispersen Ansatzes: Die Größenanteile M_j werden jeweils dem Geschwindigkeitsfeld V_j zugeordnet (s. Text) | 62 |
| Bild 6.2 | Entwicklung der Blasengrößenverteilung (links) und des radialen Gasgehaltsprofils (rechts) für den Versuch MTLLoop 118 ($J_L =$ $1,017$ m/s; $J_G = 0,219$ m/s); $FB = 0,25$, $FC = 0,05$ | 64 |
| Bild 6.3 | Entwicklung der Blasengrößenverteilung (links) und des radialen Gasgehaltsprofils (rechts) für den Test TOPFLOW 107 ($J_L =$ $1,017$ m/s, $J_G = 0,140$ m/s); $FB = 0,25$, $FC = 0,05$ | 64 |
| Bild 7.1 | Erzeugung der Unterkühlung in der vertikalen Teststrecke mit variabler Gaseinspeisung durch Drosselung mit dem Kugelhahn oberhalb der Testsektion | 66 |
| Bild 7.2 | Virtuelle Seitenprojektionen (linke Teile der Säulen) und Seitenansichten eines zentralen Schnitts (rechte Teile der Säulen) für Gittersensordaten, Test 4; Einspeisung über 4 mm Bohrungen | 67 |
| Bild 7.3 | Blasengrößenverteilungen für die Tests 3 und 4; Einspeisung über 4 mm Bohrungen | 68 |
| Bild 7.4 | Verschiebung des Volumenanteils einer Blasengrößenklasse zu einer kleineren Klasse aufgrund des Schrumpfens der Blasen | 69 |
| Bild 7.5 | Vergleich zwischen Messung und Simulation für den über den Rohrquerschnitt gemittelten Dampfvolumenanteil (mit und ohne Berücksichtigung von Blasenzerfall) in Abhängigkeit von der Einlauflänge | 70 |
| Bild 7.6 | Vergleich berechneter und gemessener Blasengrößenverteilungen für 2 verschiedene Einlaufängen | 71 |
| Bild 8.1 | Gegenüberstellung experimenteller und vorausberechneter zeitlich gemittelter Verteilungen von Gasgehalt und Fluidgeschwindigkeiten im Vor- und Nachlaufgebiet des | |

| | | |
|----------|--|----|
| | Hindernisses für den Luft/Wasser-Test 074, $J_L = 1,017 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0368 \text{ m/s}$ | 73 |
| Bild 8.2 | Stromlinien für kleine (links) und große (rechts) Blasen, Versuch 096: $J_L = 1,017 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0898 \text{ m/s}$ | 74 |
| Bild 8.3 | Gemessene Gasgehaltsverteilungen aufgelöst nach Blasengrößenklassen; Versuch 096: $J_L = 1,017 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0898 \text{ m/s}$ | 75 |
| Bild 8.4 | Verteilung des Gasgehalts und der Fluidgeschwindigkeit vor und nach der halbkreisförmigen Blende; Luft/Wasser-Versuch 097; $J_L = 1,611 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0898 \text{ m/s}$ | 76 |
| Bild 8.5 | Berechnete Gasgehaltsverteilungen für kleine und große Blasen 0,08 m, 0,16 m, 0,25 m, 0,37 m und 0,52 m hinter der Blende; Test 096 | 77 |
| Bild 8.6 | Berechnete integrale Verteilung des Gasgehalts und der Fluidgeschwindigkeit; Test 096 | 77 |
| Bild 8.7 | Gemessene Verteilung des Gasgehalts und der Fluidgeschwindigkeit vor und nach der Blende, Dampf/Wasser-Versuch 108 bei 6,5 MPa, $J_L = 1,611 \text{ m/s}$, $J_G = 0,14 \text{ m/s}$ (Der Gasgehalt am Sensor entspricht infolge geringfügiger Kondensation annähernd dem in Bild 8.4 gezeigten Luft/ Wasser-Experiment) | 78 |
| Bild 8.8 | Ähnlichkeiten der Strömung um das Hindernis in der Versuchsanlage und einem industriellen Sicherheitsventil | 79 |
| Bild 9.1 | Schema des horizontalen Kanals mit Eintritts- und Austrittsbehälter | 80 |
| Bild 9.2 | Numerisch bestimmte Zwischenphasengrenzfläche (rote Linie), die der originalen Hochgeschwindigkeitsaufnahme eines Schwall überlagert ist..... | 80 |
| Bild 9.3 | Geschwindigkeitsfeld der Sekundärströmung in einem Schwall (die Farbe der Vektoren zeigt die absolute Geschwindigkeit, wogegen die Richtung und Länge der Vektoren der Relativgeschwindigkeit entspricht, die nach Subtraktion der Eigengeschwindigkeit des Schwall verbleibt) | 81 |
| Bild 9.4 | Schematische Ansicht des horizontalen Luft/Wasser-Kanals HAWAC | 82 |
| Bild 9.5 | HAWAC Einspeisemodul..... | 82 |
| Bild 9.6 | Strömungskarte für den rechteckigen Kanal HAWAC (Trennplatte in horizontaler Lage)..... | 82 |
| Bild 9.7 | Berechnete Bildsequenz bei $J_L = 1,0 \text{ m/s}$ und $J_G = 5,0 \text{ m/s}$ (Zoom 1,4 bis 4 m nach dem Eintritt)..... | 84 |
| Bild 9.8 | Experimentell bestimmte Bildsequenz bei $J_L = 1,0 \text{ m/s}$ und $J_G = 5,0 \text{ m/s}$ (Zoom 0 bis 3,2 m nach dem Eintritt)..... | 84 |

| | | |
|-----------|---|----|
| Bild 9.9 | Geschwindigkeitsverteilung der Dampfströmung im Krümmer des Heißstrangmodells, ANSYS CFX Berechnung (flüssige Phase schwarz dargestellt)..... | 85 |
| Bild 10.1 | Schematische Darstellung des Vorversuchs: a) freie Wasserströmung; b) Gegenstrombegrenzung..... | 87 |
| Bild 10.2 | Ausgewählte experimentelle Ergebnisse der Vorversuche, die die Entwicklung einer Gegenstrombegrenzung verdeutlichen..... | 88 |

12.5 Tabellenverzeichnis

| | | |
|----------|---|----|
| Tab. 6.1 | Wasser- und Gas-Leerrohrgeschwindigkeiten J_L und J_G , der zur Validierung des inhomogenen MUSIG-Modells herangezogenen Tests..... | 63 |
| Tab. 7.1 | Versuchsbedingungen der Tests mit Unterkühlung sowie der Referenzexperimente | 65 |
| Tab. 8.1 | Testmatrix für die Experimente mit beweglichem Hindernis, die Zahlen dienen zur Bezeichnung der Versuche..... | 72 |

Anhang A: Kurzreferate der technischen Berichte:

A 1: Experiments on upwards gas/liquid flow in vertical pipes

Two-phase flow experiments at vertical pipes are much suitable for studying the action of different constitutive relations characterizing the momentum exchange at the gas/liquid interface as well as the dynamic behaviour of the gas/liquid interface itself. The flow can be observed in its movement along the pipe and, in particular, within the shear field close to the pipe wall over a considerable vertical distance and, consequently, over a comparatively long time without the immediate separation of gas and liquid characteristic for horizontal flows.

Wire-mesh sensors, which were the working horse in the described experiments, supplied sequences of instantaneous two-dimensional gas fraction distributions with a high resolution in space and time. This allows to derive from the data not only void fraction and bubble velocity profiles, but also bubble size distributions, bubble-size resolved radial gas fraction profiles as well as the axial evolution of these distributions. An interfacial surface reconstruction algorithm was developed in order to extract the extension of interfacial area from the wire-mesh sensor data. The sensors were upgraded to withstand parameters that are close to nuclear reactor conditions. Most of the experiments were performed for both air-water flow at ambient pressure and steam-water flow of up to 6.5 MPa at identical combinations of the gas and liquid superficial velocities. This offers excellent conditions for studying the influence of the fluid properties.

A 1: Experimente an aufwärtsgerichteten Gas/Flüssigkeits-Strömungen in senkrechten Rohrleitungen

Zweiphasenmessungen in senkrechten Rohrleitungen sind gut geeignet, um die Wirkung verschiedener Konstitutivgesetze zu untersuchen, die den Impulsaustausch an der Phasengrenze sowie das dynamische Verhalten der Phasengrenze selbst beschreiben. Die Strömung wird in ihrer Bewegung entlang der Rohrleitung und im speziellen im Scherfeld in Wandnähe über eine relativ große vertikale Lauflänge der Beobachtung zugänglich, ohne dass sofort eine Separation von Gas und Flüssigkeit erfolgt.

Gittersensoren, die das Arbeitspferd bei den beschriebenen Experimenten darstellen, lieferten Serien von momentanen, zweidimensionalen Gasgehaltsverteilungen mit hoher zeitlicher und räumlicher Auflösung. Sie erlauben nicht nur die Ermittlung von Gasgehalts- und Geschwindigkeitsprofilen, sondern auch die Bestimmung von Blasengrößenverteilungen und nach Blasengrößen aufgelösten Gasgehaltsprofilen sowie deren Entwicklung in Strömungsrichtung. Für die Messung der Zwischenphasengrenzfläche wurde ein neuartiger Algorithmus entwickelt. Die Sensoren wurden für einen Einsatz nahe den Betriebsparametern von Leichtwasserreaktoren ertüchtigt. Die meisten Versuche konnten so sowohl für eine Luft/Wasser- als auch für eine Dampf/Wasser-Strömung bei bis zu 6.5 MPa bei identischen Strömungsrandbedingungen durchgeführt werden, was die Möglichkeit bietet, den Einfluss der Stoffwerte zu ermitteln.

A 2: Experiments on two-phase flow in a vertical tube with a moveable obstacle

A novel technique to study the two-phase flow field around an asymmetric diaphragm in a vertical pipe is presented, that enables producing data for CFD code validation in complex geometries. Main feature is a translocation of the diaphragm to scan the 3D void field with a stationary wire-mesh sensor. Besides the measurement of time-averaged void fraction fields, a novel data evaluation method was developed to extract estimated liquid velocity profiles from the wire-mesh sensor data. The flow around an obstacle of the chosen geometry has many topological similarities with complex flow situations in bends, T-junctions, valves, safety valves and other components of power plant equipment and flow phenomena like curved stream lines, which form significant angles with the gravity vector, flow separation at sharp edges and recirculation zones in their wake are present.

In order to assess the quality of the CFD code and their underlying multiphase flow and turbulence models pre-test calculations by ANSYS CFX 10.0 were carried out. A comparison between the calculation results and the experimental data shows a good agreement in term of all significant qualitative details of the void fraction and liquid velocity distributions.

Furthermore, the report contains a method to assess the lateral components of bubble velocities in the form of a basic theoretical description and visualisation examples. The plots show the deviation of the flow around the obstacle in term of vectors represented the average velocities of the instantaneous cross-sections of all bubbles in the time interval when they pass the measuring plane.

A detailed uncertainty analyse of the velocity assessments finishes the presented report. It includes remarks about the comparison with a second method for calculating bubble velocity profiles – the cross-correlation. In addition, this chapter gives an overview about the influence of acceleration and deceleration effects on the velocity estimation.

A 2: Experimente zur Zweiphasenströmung in einem vertikalen Rohr mit verschiebbarem Hindernis

Der vorliegende Bericht beschreibt eine neue Methode zur Untersuchung von Zweiphasen-Strömungsfeldern in der Umgebung eines asymmetrischen Hindernisses innerhalb eines vertikalen Rohres, die Daten zur Validierung von CFD Codes für komplexe Geometrien liefert. Hauptmerkmal dieser Versuchsanordnung ist die Möglichkeit, das Hindernis gegenüber dem stationären Gittersensor zu verschieben und somit dreidimensionale Gasgehaltsfelder zu erfassen. Neben der Messung von zeitgemittelten Gasgehaltsverteilungen wird eine neue Methode zur Datenauswertung vorgestellt, die mittels Gittersensordaten Geschwindigkeitsprofile der flüssigen Phase abschätzt. Die Strömung im Umfeld eines Hindernisses mit der vorliegenden Geometrie hat viele topologische Ähnlichkeiten mit komplexen Strömungen in Rohrbögen, T-Stücken, Ventilen und Sicherheitsventilen sowie anderen in Kraftwerksanlagen verwendeten Komponenten. Gekrümmte und gegenüber dem Gravitationsvektor signifikant geneigte Stromlinien, Strömungsseparation an scharfen Kanten und Rezirkulationsgebiete im Nachlauf des Hindernisses sind Phänomene, die mittels dieser Versuchsanordnung analysiert werden können.

Um die Qualität von CFD Codes einschließlich der implementierten Mehrphasen- und Turbulenzmodelle einschätzen zu können, wurden mit ANSYS CFX 10.0 Vorausrechnungen durchgeführt. Ein Vergleich zwischen den Rechenergebnissen und

den experimentellen Daten zeigt eine gute Übereinstimmung bei allen signifikanten qualitativen Details sowohl für die Gasgehalts- als auch die Geschwindigkeitsverteilungen der flüssigen Phase.

Weiterhin enthält der Bericht eine Methode zur Abschätzung der lateralen Komponenten für Blasengeschwindigkeiten in Form einer kurzen theoretischen Beschreibung und Visualisierungsbeispielen. Die Bilder zeigen die Strömungsablenkung im Umfeld des Hindernisses mittels Vektoren, die die Durchschnittsgeschwindigkeiten aller Blasen an den jeweiligen Kreuzungspunkten während der Durchdringung der Messebene des Sensors repräsentieren.

Eine detaillierte Unsicherheitsanalyse zur Geschwindigkeitsabschätzung schließt den vorliegenden Bericht ab. Sie beinhaltet Informationen über den Vergleich mit der Kreuzkorrelation, einer zweiten Methode zur Ermittlung von Gasgeschwindigkeitsprofilen. Zusätzlich gibt dieses Kapitel einen Überblick über den Einfluss von Beschleunigungs- und Verzögerungseffekten auf die Geschwindigkeitsberechnungen.

A 3: Experimental investigation of stratified air/water flows in a horizontal channel

For the investigation of air/water flows, a horizontal Perspex duct with rectangular cross-section was build. The channel allows the investigation of air/water co- and counter-current flows at atmospheric pressure, especially the slug behaviour.

Optical measurements were performed with a high-speed video camera, and were complemented by simultaneous dynamic pressure measurements. A method for the image analysis was developed based on interface recognition and was tested for possible applications. The pressure measurements reveal that in case of a slug flow, the pressure increases by a few kilopascals and decreases when the slug leaves the duct. Moreover velocities were measured in the liquid phase using non intrusive techniques. The averaged velocity-profile at the duct inlet was measured with ultrasonic transducers. To access the velocity field in a slug, Particle Image Velocimetry (PIV) was applied.

A 3: Experimentelle Untersuchung von geschichteten Luft/Wasser-Strömungen in einem horizontalen Kanal

Für die Untersuchung von Luft/Wasser-Strömungen wurde ein horizontaler Acrylglas-Kanal mit rechteckigem Querschnitt gebaut. Der Kanal ermöglicht Gleich- und Gegenstrom-Versuche bei Atmosphärendruck, insbesondere die Untersuchung der Schwallströmung.

Es wurden optische Messungen mit einer Hochgeschwindigkeits-Kamera durchgeführt, die durch synchronisierte dynamische Druckmessungen ergänzt wurden. Für die Analyse der Bilder wurde eine Methode zur Erfassung der Phasengrenze entwickelt und diese anhand möglicher Anwendungen getestet. Die Druckmessungen zeigten, dass der Druck bei Schwallströmungen um einige kPa ansteigt und wieder abfällt, sobald der Schwall aus dem Kanal austritt. Zudem wurden Geschwindigkeiten in der flüssigen Phase mittels nicht invasiver Verfahren gemessen. Das durchschnittliche Geschwindigkeits-Profil am Kanaleintritt wurde mit Ultraschall-Köpfen bestimmt. Die Ermittlung des Geschwindigkeitsfeldes in einem Schwall erfolgte mit PIV (Particle Image Velocimetry).

A 4: Experimental investigation and CFD simulation of slug flow in horizontal channels

For the investigation of stratified two-phase flow, two horizontal channels with rectangular cross-section were built at Forschungszentrum Dresden-Rossendorf (FZD). The channels allow the investigation of air/water co-current flows, especially the slug behaviour, at atmospheric pressure and room temperature. The test-sections are made of acrylic glass, so that optical techniques, like high-speed video observation or particle image velocimetry (PIV), can be applied for measurements. The rectangular cross-section was chosen to provide better observation possibilities. Moreover, dynamic pressure measurements were performed and synchronised with the high-speed camera system.

CFD post-test simulations of stratified flows were performed using the code ANSYS CFX. The Euler-Euler two fluid model with the free surface option was applied on grids of minimum $4 \cdot 10^5$ control volumes. The turbulence was modelled separately for each phase using the $k-\omega$ based shear stress transport (SST) turbulence model. The results compare well in terms of slug formation, velocity, and breaking. The qualitative agreement between calculation and experiment is encouraging and shows that CFD can be a useful tool in studying horizontal two-phase flow.

Furthermore, CFD pre-test calculations were done to show the possibility of slug flow generation in a real geometry and at relevant parameters for nuclear reactor safety. The simulation was performed on a flat model representing the hot-leg of the German Konvoi-reactor, with water and saturated steam at 5 MPa and 263.9 °C. The results of the CFD-calculation show wave generation in the horizontal part of the hot-leg which grow to slugs in the region of the bend.

A 4: Experimentelle Untersuchung und CFD-Simulation von Schwallströmungen in horizontalen Kanälen

Für die Untersuchung von horizontalen, geschichteten Zweiphasenströmungen wurden am Forschungszentrum Dresden-Rossendorf (FZD) zwei Kanäle gebaut. Diese Kanäle erlauben die Analyse von gleichgerichteten Luft/Wasser-Strömungen, insbesondere die Entstehung von Schwallströmungen unter atmosphärischen Druck- und Temperaturbedingungen. Die Testsektionen sind aus Plexiglas gefertigt, so dass die Anwendung von optischen Messmethoden, wie etwa PIV-Technik bzw. die Verwendung einer Hochgeschwindigkeitskamera, möglich sind. Der rechteckige Querschnitt wurde ausgewählt, um diese Messmethoden optimal einsetzen zu können. Zusätzlich wurden noch dynamische Druckmessungen durchgeführt und mit der Hochgeschwindigkeitskamera synchronisiert.

CFD-Nachrechnungen dieser geschichteten Strömungen wurden mit dem kommerziellen Strömungsberechnungscode ANSYS CFX durchgeführt. Das Euler-Euler Zweifluid-Modell mit der Option für freie Oberflächen wurde auf einem Berechnungsgitter mit $4 \cdot 10^5$ Kontrollvolumen angewandt. Die Turbulenz konnte mit einem separaten Ansatz für die jeweilige Phase mit dem $k-\omega$ basierenden SST (shear stress transport) Modell beschrieben werden. Die Ergebnisse der Berechnungen stimmen gut im Hinblick auf Schwallentstehung und –geschwindigkeit überein. Diese qualitativ gute Übereinstimmung zeigt auf, dass CFD als nützliches Tool zur Beschreibung von horizontalen Zweiphasenströmungen eingesetzt werden kann.

Zusätzlich wurden Vorrausrechnungen mit ANSYS CFX unter Reaktorbedingungen durchgeführt, welche in der Sicherheitsanalyse von Bedeutung sind. Die Simulation beschreibt einen flaches Heißstrangmodell des deutschen Druckwassereaktors vom Typ Konvoi unter Störfallbedingungen mit einem Zweiphasengemisch Wasser bzw. Wasserdampf bei 5 MPa und 263.9°C. Die Resultate dieser CFD-Berechnung zeigen die Entstehung von Wellenformationen im horizontalen Teil des Heißstranges und die Ausbildung von periodischen Schwällen im Bogen zur Dampferzeugerkammer.

A 5: CFD models for poly-dispersed bubbly flows

Many flow regimes in Nuclear Reactor Safety Research are characterized by multiphase flows, with one phase being a continuous liquid and the other phase consisting of gas or vapour of the liquid phase. In dependence on the void fraction of the gaseous phase the flow regimes e.g. in vertical pipes are varying from bubbly flows with low and higher volume fraction of bubbles to slug flow, churn turbulent flow, annular flow and finally to droplet flow. In the regime of bubbly and slug flow the multiphase flow shows a spectrum of different bubble sizes. While disperse bubbly flows with low gas volume fraction are mostly mono-disperse, an increase of the gas volume fraction leads to a broader bubble size distribution due to breakup and coalescence of bubbles. Bubbles of different sizes are subject to lateral migration due to forces acting in lateral direction different from the main drag force direction. The bubble lift force was found to change the sign dependent on the bubble size. Consequently this lateral migration leads to a de-mixing of small and large bubbles and to further coalescence of large bubbles migrating towards the pipe center into even larger Taylor bubbles or slugs. An adequate modelling has to consider all these phenomena. A Multi Bubble Size Class Test Solver has been developed to investigate these effects and test the influence of different model approaches. Basing on the results of these investigations a generalized inhomogeneous Multiple Size Group (MUSIG) Model based on the Eulerian modelling framework has been proposed and was finally implemented into the CFD code CFX. Within this model the dispersed gaseous phase is divided into N inhomogeneous velocity groups (phases) and each of these groups is subdivided into M_j bubble size classes. Bubble breakup and coalescence processes between all bubble size classes M_j are taken into account by appropriate models. The inhomogeneous MUSIG model has been validated against experimental data from the TOPFLOW test facility.

A 5: CFD Modelle für polydisperse Blasenströmungen

In vielen für die Reaktorsicherheitsforschung relevanten Untersuchungen werden Mehrphasenströmungen betrachtet, bei denen eine kontinuierliche Flüssigkeitsphase und eine gasförmige Phase als Dampf der Flüssigkeit vorliegen. Je nach dem Volumenanteil der Gasphase bilden sich z.B. in vertikalen Röhren Strömungsformen heraus, die von Blasenströmungen mit geringem oder hohem Gasanteil über Pfropfenströmungen, turbulent-aufgewühlten Strömungen, Ringströmungen bis hin zu Tropfenströmungen variieren können. In den Bereichen der Blasen- und Pfropfenströmungen gibt es ein breites Spektrum von Blasengrößen. Während Blasenströmungen bei geringem Gasgehalt meist monodispers sind, führt eine Erhöhung des Gasanteils aufgrund von Blasenkoaleszenz und -zerfall zu breiteren Blasengrößenverteilungen. Zusätzlich zur Widerstandskraft, die der Relativbewegung der Blase zur Flüssigkeit entgegenwirkt, müssen laterale Kräfte berücksichtigt werden.

Eine dieser Kräfte, die Liftkraft, wechselt ihr Vorzeichen mit zunehmender Blasengröße. Das führt zu einer Separation großer und kleiner Blasen, die wiederum starken Einfluss auf die Entwicklung der Strömung hat und z.B. einen Übergang zu einer Pfropfenströmung bewirken kann. Die Modellierung muss all diese Phänomene berücksichtigen. Ein Mehrblasenklassen-Testsolver wurde zur Untersuchung der Effekte und zum Test unterschiedlicher Modellansätze entwickelt. Basierend auf den Ergebnissen dieser Untersuchungen wurde ein Konzept für ein Mehrblasenklassenmodell, das Inhomogene MUSIG Modell vorgeschlagen und schließlich in den CFD Code CFX implementiert. In diesem Modell erfolgt eine Unterteilung der dispersen Phase in N Geschwindigkeitsgruppen (Phasen). Jede dieser Gruppen kann wiederum in M_j Blasenklassen unterteilt werden. Durch geeignete Modelle werden Übergänge zwischen diesen Gruppen durch Blasenkoaleszenz und -zerfall modelliert. Das inhomogene MUSIG-Modell wurde an Hand von TOPFLOW-Daten validiert.

A 6: Turbulent dispersion of bubbles in poly-dispersed gas/liquid flows in a vertical pipe

Turbulence dispersion is a phenomenon of practical importance in many multiphase flow systems. It has a strong effect on the distribution of the dispersed phase. Physically, this phenomenon is a result of interactions between individual particles of the dispersed phase and the continuous phase turbulence eddies. In a Lagrangian simulation, a particle-eddy interaction sub-model can be introduced and the effect of turbulence dispersion is automatically accounted for during particle tracking. Nevertheless, tracking of particle-turbulence interaction is extremely expensive for the small time steps required. For this reason, the Lagrangian method is restricted to small-scale dilute flow problems. In contrast, the Eulerian approach based on the continuum modelling of the dispersed phase is more efficient for densely laden flows. In the Eulerian frame, the effect of turbulence dispersion appears as a turbulent diffusion term in the scalar transport equations and the so-called turbulent dispersion force in the momentum equations. The former vanishes if the Favre (mass-weighted) averaged velocity is adopted for the transport equation system. The latter is actually the total account of the turbulence effect on the interfacial forces. In many cases, only the fluctuating effect of the drag force is important. Therefore, many models available in the literature only consider the drag contribution. A new, more general derivation of the FAD (Favre Averaged Drag) model in the multi-fluid modelling framework is presented and validated in this report.

A 6: Turbulente Blasendispersion in einer polydispersen Rohrströmung

Die turbulente Dispersion ist ein wichtiges Phänomen in Mehrphasenströmungen. Sie hat starken Einfluss auf die lokale Verteilung der dispersen Phase. Die physikalische Ursache der turbulenten Dispersion liegt in der Wechselwirkung der einzelnen Partikel der dispersen Phase mit den Turbulenzwirbeln der kontinuierlichen Phase. In einer Lagrange'schen Betrachtungsweise kann ein entsprechendes Modell für die Wechselwirkung eingebaut und separat für jedes Partikel berücksichtigt werden. Dafür ist allerdings eine sehr hohe Orts- und Zeitaufösung erforderlich, die solche Simulationen auf kleinskalige Probleme mit wenigen dispersen Partikeln beschränkt. Daher wird für Strömungen mit höherer Partikelbeladung i.a. eine Eulerscher Betrachtungsweise benutzt. In diesem Fall wird die turbulente Dispersion in Form eines turbulenten Diffusionsterms in der Massenerhaltungsgleichung und

einer turbulenten Dispersionskraft in der Impulserhaltungsgleichung berücksichtigt. Der Diffusionsterm verschwindet im Fall einer Favre-Mittellung (massengewichtete Mittelung) der Geschwindigkeit in den Transportgleichungen. Die turbulente Dispersionskraft ergibt sich hingegen aus dem Turbulenzeffekt der Kräfte an den Phasengrenzflächen. Oft ist dabei nur der Schwankungsanteil der Drag-Kraft wichtig. Daher berücksichtigen viele der in der Literatur verfügbaren Modelle nur diesen Anteil. Im vorliegenden Bericht wird eine neue und allgemeinere Form der turbulenten Dispersionskraft abgeleitet und validiert.

A 7: Validation of the Multiple Velocity Multiple Size Group (CFX10.0 N x M MUSIG) Model for poly-dispersed multiphase flows

To simulate dispersed two-phase flows CFD tools for predicting the local particle number density and the size distribution are required. These quantities do not only have a significant effect on rates of mixing, heterogeneous chemical reaction rates or interfacial heat and mass transfers, but also a direct relevance to the hydrodynamics of the total system, such as the flow pattern and flow regime. The Multiple Size Group (MUSIG) model available in the commercial codes CFX-4 and CFX-5 was developed for this purpose. Mathematically, this model is based on the population balance method and the two-fluid modelling approach. The dispersed phase is divided into N size classes. In order to reduce the computational cost, all size groups are assumed to share the same velocity field. This model allows to use a sufficient number of particle size groups required for the coalescence and breakup calculation. Nevertheless, the assumption also restricts its applicability to homogeneous dispersed flows. We refer to the CFX MUSIG model mentioned above as the homogeneous model, which fails to predict the correct phase distribution when heterogeneous particle motion becomes important. In many flows the non drag forces play an essential role with respect to the bubble motion. Especially, the lift force acting on large deformed bubbles, which is dominated by the asymmetrical wake, has a direction opposite to the shear induced lift force on a small bubble. This bubble separation cannot be predicted by the homogeneous MUSIG model. In order to overcome this shortcoming we developed an efficient inhomogeneous MUSIG model in cooperation with ANSYS CFX. A novel multiple velocity multiple size group model, which incorporates the population balance equation into the multi-fluid modelling framework, was proposed. The validation of this new model is discussed in this report.

A 7: Validierung des N x M MUSIG Modells für polydisperse Mehrphasenströmungen

Zur Simulation disperser Zweiphasenströmungen werden CFD Codes zur Berechnung der lokalen Partikeldichte und ihrer Größenverteilung benötigt. Diese Größen beeinflussen sowohl die Vermischung, die Reaktionsraten im Fall heterogener chemischer Reaktionen oder den Massen- und Energietransfer zwischen den Phasen als auch die Dynamik der Strömung. Für diesen Zweck wurde ein Mehrblasenklassenmodell (MUSIG) entwickelt. Es ist in den CFD Codes CFX-4 und CFX-5 verfügbar. Das Modell basiert auf einer Populationsbilanz und einem Zwei-Fluid-Ansatz. Die disperse Phase wird dabei in N Gruppen unterteilt. Zur Begrenzung des Rechenaufwands wird nur ein Geschwindigkeitsfeld für alle Blasenklassen berücksichtigt. Dieses Modell gestattet die Berücksichtigung einer genügend großen Anzahl

von Blasenklassen für Blasenkoaleszenz und –zerfall. Allerdings ist die Anwendung dieses Ansatzes auf homogene Strömungen begrenzt und wird daher als homogenes MUSIG-Modell bezeichnet. Es versagt, wenn eine heterogene Partikelbewegung simuliert werden soll. In vielen Strömungen sind die s.g. Non-Drag-Kräfte für die Partikelbewegung von Bedeutung. Insbesondere hat die Lift-Kraft im Fall großer, deformierbarer Blasen, die durch Asymmetrien der Nachlaufströmung einer Blase bestimmt wird das entgegengesetzte Vorzeichen der scherinduzierten Lift-Kraft bei kleinen Blasen. Die Separation der kleinen und großen Blasen kann mit dem homogenen MUSIG-Modell nicht simuliert werden. Um diese Beschränkung zu überwinden wurde in Zusammenarbeit mit dem Codeentwickler ANSYS ein effizientes inhomogenes MUSIG-Modell entwickelt. Dieses neue Modell mit mehreren Geschwindigkeitsgruppen für die disperse Phase beruht auf einem Multi-Fluid-Ansatz unter Einbeziehung einer Populationsbilanz. Im vorliegenden Bericht wird die Validierung des Modells diskutiert.