

Abschlussbericht

Final Report

Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.
Reactor Safety Research Project No.:

150 1215

Vorhabentitel: **Strömungskarten und Modelle für transiente
Zweiphasenströmungen**

Project Title: **Flow maps and models for transient two-phase
flows**

Autoren /Authors: **Horst-Michael Prasser, Dirk Lucas, Eckhard Krepper, Dieter
Baldauf, Arnd Böttger, Ulrich Rohde, Peter Schütz, Frank-
Peter Weiss, Cornelius Zippe, Winfried Zippe, Jochen Zschau**

Dienststellen der Autoren /
Performing Organisations:

**Forschungszentrum Rossendorf e.V.
Institute of Safety Research**

Berichtsdatum / Publication Date: **Juni 2003**

Berichts - Nr / Report - No.: **FZR-379**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) unter dem Förderkennzeichen 150 1215 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN	2. Berichtsart Schlussbericht	
3a. Titel des Berichts Strömungskarten und Modelle für transiente Zweiphasenströmungen		
3b. Titel der Publikation		
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) Horst-Michael Prasser, Dirk Lucas, Eckhard Krepper, Dieter Baldauf, Arnd Böttger, Ulrich Rohde, Peter Schütz, Frank-Peter Weiss, Cornelius Zippe, Winfried Zippe, Jochen Zschau		5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.05.2002
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n))		6. Veröffentlichungsdatum Februar 2003
		7. Form der Publikation Broschüre
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden		9. Ber.Nr. Durchführende Institution
		10. Förderkennzeichen ¹⁾ 150 1215
		11a. Seitenzahl Bericht 182
		11b. Seitenzahl Publikation
13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit (BMWA) 11019 Berlin		12. Literaturangaben 49
		14. Tabellen 13
		15. Abbildungen 173
16. Zusätzliche Angaben		
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum)		
18. Kurzreferat <p>Experimente mit neuartige Messverfahren lieferten Daten über die Struktur von transienten Flüssigkeits-Gas-Strömungen für die Entwicklung und Validierung von mikroskopischen, d.h. geometrieunabhängigen Konstitutivbeziehungen zur Beschreibung des Impulsaustauschs zwischen Flüssigphase und Gasblasen sowie zur Quantifizierung der Häufigkeit von Blasenkoaleszenz und -zerfall. Hierzu wurde eine vertikale Testsektion der Zweiphasentestschleife MTLoop in Rossendorf genutzt, wobei erstmals Gittersensoren mit einer Auflösung von 2-3 mm bei einer Messfrequenz von bis zu 10 kHz angewandt wurden. Dabei wurde die Evolution von Gasgehalts-, Geschwindigkeits- und Blasengrößenverteilungen entlang des Strömungsweges und bei schnellen Übergangsprozessen aufgenommen und so die für die Modellbildung erforderlichen Daten bereitgestellt. Für den Test der Modellbeziehungen wurde ein vereinfachtes Verfahren zur Lösung der Strömungsgleichungen entlang des Strömungswegs erstellt. Es basiert auf der Betrachtung einer größeren Anzahl von Blasengrößenklassen. Die erhaltenen numerische Lösungen haben erstmals gezeigt, dass der bei Erhöhung der Gasvolumenstromdichte stattfindende Übergang von einer Blasenströmung mit Randmaximum zu einem Profil mit Zentrumsmaximum und anschließend zu einer Pfropfenströmung ausgehend von einem einheitlichen Satz physikalisch begründeter und geometrieunabhängiger Konstitutivgleichungen modelliert werden kann. Die Modellbeziehungen haben sich in einem abgegrenzten Gebiet der Volumenstromdichten als generalisierungsfähig erwiesen und sind für den Einbau in CFD-Modelle geeignet. Weiterhin wurden Arbeiten zur Kondensation durchgeführt, die direkten Bezug zu den Kondensationsmodellen haben, die in Thermohydraulik-Codes enthalten sind. Die Untersuchung liefert darüber hinaus experimentelle Daten für die Modellvalidierung hinsichtlich des Verhaltens und des Einflusses nichtkondensierbarer Gase. Hierfür wurden spezielle Sonden für die Bestimmung der Konzentration und für die Lokalisierung von Pfropfen nichtkondensierbarer Gase entwickelt und bei transienten Kondensationsversuchen in einem leicht geneigten Wärmeübertragerrohr eingesetzt.</p>		
19. Schlagwörter Zweiphasenströmung, Rohrströmung, Strömungsform, Einlauflänge, transiente Vorgänge, Gasblasen, Blasenkräfte, Blasenkoaleszenz, Blasenzerfall, Blasengrößenverteilung, Kondensation		
20. Verlag		21. Preis

Document Control Sheet

1. ISBN or ISSN	2. Type of Report Final Report	
3a. Report Title Flow maps and models for transient two-phase flows		
3b. Title of Publication		
4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) Dieter Baldauf, Arnd Böttger, Eckhard Krepper, Dirk Lucas, Horst-Michael Prasser, Peter Schütz, Cornelius Zippe, Winfried Zippe, Jochen Zschau	5. End of Project 31.05.2002	
	6. Publication Date February 2003	
4b. Author(s) of the Publication (Family Name, First Name(s))	7. Form of Publication Booklet	
8. Performing Organisation(s) (Name, Address) Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden	9. Originator's Report No.	
	10. Reference No. ¹⁾ 150 1215	
	11a. No. of Pages Report 182	
	11b. No. of Pages Publication	
13. Sponsoring Agency (Name, Address) Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit (BMWA) 11019 Berlin	12. No. of References 49	
	14. No. of Tables ??	
	15. No. of Figures 172	
16. Supplementary Notes		
17. Presented at (Title, Place, Date)		
18. Abstract Experiments with novel measurement instrumentation delivered data on the structure of transient gas-liquid flows used for the development and validation of microscopic, i.e. geometry-independent constitutive equations for the description of momentum exchange between the phases as well as for characterising the frequency of bubble coalescence and fragmentation. For this purpose a vertical test section of the two-phase facility MTLoop in Rossendorf was used, whereas wire-mesh sensors with a resolution of 2-3 mm and a sampling frequency of up to 10 kHz were applied for the first time. This allowed to record the evolution of gas fraction and velocity profiles as well as bubble size distributions along the flow path and during fast transients, i.e. to obtain the data necessary for the modelling. For the test of the model equations, a simplified solver for the fluid-dynamic equations along the test pipe was developed, which considers a large number of bubble size classes. The numerical solutions have shown that the transition from bubble flow with a wall peak of the gas fraction to a flow with central peak and further to a slug flow at increasing gas velocities can be modelled on basis of a unified set of physically reasonable and geometry-independent constitutive laws. These model equations have proven to be generalising for a certain region of superficial velocities and are ready for an implementation in CFD codes. Furthermore, experiments on steam condensation were performed, which have a direct relation to condensation models in thermal hydraulic system codes. The investigations gained experimental data for the model validation, including the behaviour and the effect of non-condensable gases. A special kind of probes for the detection of the non-condensable gas and the replacement of plugs of it were developed and applied in transient condensation tests in slightly inclined heat exchanger pipes.		
19. Keywords Two-phase flow, Gas-liquid flow, Mesh-sensors, Local void probes, Condensation,		
20. Verlag	21. Preis	

Inhalt

1	Einleitung	9
2	Versuchsaufbau zur Untersuchung der Zweiphasenströmung in einer vertikalen Rohrleitung	12
2.1	Zweiphasen-Testschleife MTLoop	12
2.2	Vertikale Teststrecke	16
2.3	Einperlvorrichtungen	17
2.4	Volumenstromregelung Luft	19
2.5	Volumenstromregelung Wasser	20
2.6	Temperatur- und Leistungsregelung	21
2.7	Erfassung von Druck, Temperatur, und Leistung	21
3	Gittersensoren	22
3.1	Ausgangspunkt	22
3.2	Messprinzip	23
3.3	Aufbau der Sensoren für Luft-Wasser-Experimente	25
3.4	Aufbau des Sensors für Kondensationsversuche bei bis zu 7 MPa	26
3.5	Primäre Messinformation	28
3.6	Gasgehaltsmessung	29
3.7	Gasgehaltsprofile	31
3.8	Geschwindigkeitsmessung	33
3.9	Virtuelle Schnittbilder, virtuelle Projektionen	36
3.10	Blasengrößenmessung	39
3.11	Zerlegung von Gasgehaltsprofilen entsprechend Blasengrößenklassen	41
4	Stationäre adiabate Zweiphasenströmung in einer vertikalen Rohrleitung	43
4.1	Versuchsszenarien, Testmatrizen, Versuchsdurchführung	43
4.1.1	Matrix der Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten	43

4.1.2	Zeitliche Abfolge der Messungen und Versuchsziele	44
4.1.3	Erhöhung der Reproduzierbarkeit	45
4.1.4	Ausgeprägte Zweiphasenströmung bei Variation der Volumenstromdichten	49
4.1.5	Evolution der transienten Zweiphasenströmung entlang der Rohrleitung	49
4.1.6	Variation der Wassertemperatur	51
4.1.7	Geneigtes Rohr	52
4.2	Beobachtete Strömungsformen	52
4.2.1	Allgemeines zu den Strömungsformen	52
4.2.2	In den Experimenten beobachtete Strömungsformen	52
4.3	Strömung am oberen Ende der Teststrecke	56
4.3.1	Stationäre Strömungskarten	56
4.3.2	Merkmale der Blasenströmung	58
4.3.3	Pfropfenströmung	61
4.3.4	Pfropfenstruktur im Bereich der turbulent aufgewühlten Strömung	62
4.3.5	Übergang zur Ringströmung	62
4.3.6	Objektive Kriterien für die Identifikation der Strömungsform aus Versuchsdaten	63
4.3.7	Vergleich mit Strömungskarten aus der Literatur	64
4.3.8	Einfluss der Temperatur	65
4.3.9	Einfluss der Neigung	67
4.4	Evolution der Strömungsform entlang der Rohrleitung	68
4.4.1	Transiente Strömungskarten	68
4.4.2	Korrelation für den Übergang Blasenströmung – Pfropfenströmung unter Berücksichtigung der Einlaufstrecke	78
4.4.3	Entwicklung der radialen Gasgehaltsprofile und Blasengrößenverteilungen entlang der Teststrecke	79
4.4.4	Evolution der Eigenschaften von Pfropfenströmungen	81

4.4.5	Evolution der Strömung bei unterschiedlichen Primärblasengrößen	82
4.5	Mikroskopische Phänomene	83
4.5.1	Abhängigkeit der radialen Profile vom Blasendurchmesser	83
4.5.2	Schlussfolgerungen für den Übergang Blasenströmung – Pfropfenströmung	85
4.6	Reproduzierbarkeit der Messungen	88
5	Modellierung	91
5.1	Quasistationäres Modell der radialen Gasgehaltsverteilung	91
5.1.1	Blasenkräfte	91
5.1.2	Kräftebilanz	94
5.1.3	Radiales Profil der Flüssigkeitgeschwindigkeit	94
5.1.4	Turbulenzmodell	95
5.1.5	Iterative Lösung	96
5.1.6	Berücksichtigung der Ausdehnung der Blasen	97
5.2	Modellierung von Koaleszenz und Fragmentation	98
5.2.1	Koaleszenzmodell	98
5.2.2	Fragmentationsmodell	99
5.3	Gesamtmodell für die Entwicklung der Strömung über die Rohrlänge	100
5.4	Vergleich mit experimentellen Daten	101
5.4.1	Radiale Profile für gegebene Blasengrößenverteilungen	101
5.4.2	Entwicklung der Strömung entlang des Rohrs	105
5.5	CFX-Rechnungen	110
6	Zeitliche Evolution der Zweiphasenströmung nach sprunghafter Änderung der Volumenstromdichte	112
6.1	Sprunghafte Änderung des Luftvolumenstroms	112
6.1.1	Versuchsszenario, Testmatrizen, Versuchsdurchführung	112
6.1.2	Auswertung der Gittersensordaten, Ergebnisse	114

6.2	Sprunghafte Änderung des Wasservolumenstroms	124
6.2.1	Versuchsszenario, Testmatrizen, Versuchsdurchführung	124
6.2.2	Ergebnisse	128
7	Kondensationsversuche	143
7.1	Ausgangspunkt	143
7.2	Sonderinstrumentierung	144
7.3	Strömungsform im NOKO-Einzelrohr	146
7.3.1	Aufgabenstellung und Versuchsszenarios	146
7.3.2	Experimentelle Ergebnisse	148
7.3.3	Rechenprogramm	152
7.4	Transiente Kondensationsversuche mit und ohne Inertgas	154
7.4.1	Aufgabenstellung	154
7.4.2	Versuchsanlage und Durchführung der Experimente	154
7.4.3	Versuchsmatrix	157
7.4.4	Ergebnisse	158
7.4.5	Evakuiertes Versuchsrohr, typischer Prozessverlauf	159
7.4.6	Nichtkondensierbares Gas im Versuchsrohr, typischer Prozessverlauf	162
8	Zusammenfassung	166
	Literatur	169
	Formelzeichen	
	Abbildungsverzeichnis	173

1 Einleitung

In der Reaktorsicherheit werden vorrangig thermohydraulische Störfallrechenprogramme eingesetzt, die auf einer eindimensionalen Modellierung der Zweiphasenströmungen basieren. In bestimmten Fällen, bei denen räumliche Effekte eine entscheidende Rolle spielen, entsteht zunehmender Bedarf an dreidimensionalen Strömungsfeldberechnungen. Die derzeit verfügbaren CFD-Codes müssen hierfür ertüchtigt werden.

Trotz der korrekten Bilanzierung der Erhaltungsgrößen Masse, Impuls und Energie für beide Phasen, weisen sowohl die Thermohydraulik-Codes als auch die CFD-Codes Defizite bei der Modellierung der lokalen Struktur der Zweiphasenströmung auf, die zu Fehlern und Unbestimmtheiten bei der Simulation führen. Den Modellen fehlt die Fähigkeit, die Struktur der Strömung und damit den Dispersionsgrad und die Zwischenphasengrenzfläche dynamisch zu beschreiben. In den Thermohydraulik-Codes wird die Information über die momentane Strömungsstruktur aus einer auf stationären Experimenten aufbauenden Strömungskarte ermittelt. In diesen Modellen ist die Zwischenphasengrenzfläche nur eine Funktion der Volumenstromdichten der Phasen, sie besitzt keine eigene Dynamik. Die derzeit für Zweiphasensimulationen verfügbaren CFD-Codes verwenden zur Beschreibung der Zwischenphasenkräfte nur einfache Ansätze, wie z.B. die Annahme einer monodispersen Blasenströmung, deren Gültigkeitsbereich sehr eingeschränkt ist. Dementsprechend können kompliziertere Strömungsformen, wie beispielsweise die Pfropfenströmung, die Ringströmung und die Schwallströmung, in eindimensionalen Thermohydraulik-Codes nur mit Hilfe von empirischen Modellannahmen berücksichtigt werden. Insbesondere misslingt die Modellierung der Ausprägung der Strömung entlang des Strömungsweges und nach schnellen Parameteränderungen CFD-Codes sind derzeit nicht in der Lage, derartige Strömungsformen zu berechnen.

Bei Kondensationsvorgängen äußert sich der Mangel der bisher ungenügenden Charakterisierung der Strömungsform und Quantifizierung der Phasengrenzfläche in einer ungenauen Vorhersage des Wärmeübergangs und der Kondensationsraten. Der Einbau von transienten Strömungskarten in die Rechencodes ist für die hinreichend genaue Beschreibung der Wärmeübertragung notwendig. Bei der fortschreitenden Kondensation liegen starke Änderungen der Volumenstromdichten von Dampf und Wasser entlang des Strömungswegs vor. Es ist zu untersuchen, inwieweit dadurch Abweichungen der örtlichen Strömungsstruktur von den Vorhersagen der bisher verwendeten stationären Strömungskarten entstehen. Außerdem existiert ein Bedarf an Experimenten zur Verifikation der Modelle für den Transport und die Anreicherung von nichtkondensierbaren Gasen.

Das Ziel des Vorhabens bestand in der Aufstellung von transienten Strömungskarten und der Entwicklung von physikalischen Modellen zur Beschreibung der örtlich und zeitlich veränderlichen Strömungsstruktur von transienten Zweiphasenströmungen. Die Strömungsstruktur wurde dabei durch Bilanzgleichungen von Partikeldichten quantitativ beschrieben, die die Koaleszenz und den Zerfall von Dampfblasen berücksichtigen sowie eine verbesserte Berechnung der Zwischenphasen-Austauschtermen erlauben. Der Übergang zu transienten Strömungskarten wurde vollzogen, indem die klassischen, aus den beiden Volumenstromdichten abgeleiteten Parameter durch ein zusätzliches, die Relaxationsprozesse berücksichtigendes Kriterium ergänzt werden. Im Vorhaben wurden zwei Fälle detailliert untersucht:

1. Für den Fall einer adiabaten Zweiphasenströmung in einem senkrechten Strömungskanal (DN50) wurde die Formierung der Strömungsform hinter Einspeisestellen und die Umstrukturierung der Strömung nach sprunghaften Änderungen der Volumenstromdichten (Leerrohrgeschwindigkeiten) untersucht. Besondere Beachtung fand dabei der transiente Übergang zwischen den verschiedenen zu erwartenden Strömungsformen. Strömungsmedium war ein Wasser-Luft-Gemisch. Die Experimente werden an der Zweiphasen-Testschleife MTLoop des Instituts für Sicherheitsforschung des FZR durchgeführt.
2. Es wurde die Kondensation von Dampf in einem leicht geneigten Wärmeübertragerrohr untersucht, wobei verschiedene Mengen nichtkondensierbare Gase eingespeist wurden. Die Versuche fanden an speziell instrumentierten Einzelrohren statt, die in ihrer Geometrie den Wärmeübertragerrohren der NOKO-Versuchsanlage des FZ Jülich entsprechen. Die Versuche wurden teils in Jülich, teils an der Hochschule Zittau/Görlitz an der dortigen Druckhalterversuchsanlage DHVA durchgeführt.

Die adiabate Zweiphasenströmung in senkrechten Kanälen ermöglichte die Beobachtung der Evolution der Struktur der Phasengrenzfläche anhand von Charakteristika, wie der Blasengrößenverteilung und des radialen Gasgehaltsprofils über eine längere Wegstrecke bzw. einen längeren Zeitraum bei annähernd konstanten Geschwindigkeits- und Turbulenzprofilen. Mit derartigen experimentellen Daten konnten mikroskopische Modelle der Blasenkoaleszenz, der Fragmentation und zur Beschreibung der Zwischenphasenkräfte validiert und z.T. neu aufgestellt werden.

Die durchgeführten Arbeiten zur Kondensation haben direkten Bezug zu den Kondensationsmodellen, die in Thermohydraulik-Codes enthalten sind. Die Untersuchung liefert darüber hinaus experimentelle Daten für die Modellvalidierung hinsichtlich des Verhaltens und des Einflusses nichtkondensierbarer Gase.

Ein entscheidender Faktor bei derartigen Experimenten ist die messtechnische Instrumentierung. Die Messung integraler Parameter wurde durch zeitlich und räumlich hochauflösende Verfahren ersetzt, die momentane Phasen- und Geschwindigkeitsverteilungen über den Strömungsquerschnitt liefern. Im Vorhaben wurden hierzu vom Antragsteller selbst entwickelte Gittersensoren eingesetzt, die auf der Leitfähigkeitsmessung beruhen. Mit diesen Sensoren ist die Messung bzw. Visualisierung der Phasenverteilung im Strömungsquerschnitt mit einer Messfrequenz von bis zu 10000 Messungen (Bildern) pro Sekunde und einer räumlichen Auflösung von 2-3 mm möglich. Jede Einzelmessung liefert in einem Koordinatennetz, das sich über den Rohrleitungsquerschnitt erstreckt, lokale momentane volumetrische Gasanteile. Aus den Messergebnissen lässt sich die momentane Gasgehaltsverteilung und deren zeitliche Veränderung rekonstruieren und visualisieren. An jedem der Messpunkte ist außerdem die Messung der Geschwindigkeit der registrierten Gaspartikel vorgesehen.

Zur Untersuchung der Kondensationsprozesse wurden spezielle Sonden für die Bestimmung der Konzentration und für die Lokalisierung von Pfropfen nichtkondensierbarer Gase entwickelt. Hierzu wurden die im Forschungszentrum Rossendorf entwickelten nadelförmigen Leitfähigkeitssonden durch ein in die Sonde anstelle der gewöhnlichen Elektrode integriertes Mikrothermoelement erweitert.

Für die theoretische Analyse der Phänomene wurden die Erhaltungsgleichungen für Masse und Impuls mit zusätzlichen Bilanzgleichungen von Partikeldichten und der entsprechenden Korrelationen für die Koaleszenz und den Blasenzerfall gekoppelt und die experimentell beobachteten Effekte simuliert. Die Ergebnisse des Projekts sind:

- Eine detaillierte experimentelle Datenbasis für die Zweiphasenströmung in einer vertikalen Rohrleitung DN50. Diese unterscheidet sich von vorhandenen Daten durch eine hohe zeitliche und räumliche Auflösung der Daten (detaillierte Charakterisierung der Struktur der Strömung) und die hohe Anzahl der untersuchten Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten und Einlaufängen.
- Transiente Strömungskarten, d.h. eine Angabe der Strömungsform in Abhängigkeit von der Einlaufänge,
- Eine empirische Korrelation für den Übergang von der Blasen- zur Pfropfenströmung in Abhängigkeit von den Leerrohrgeschwindigkeiten und der Einlaufänge.
- Ein transientes Mehrklassenmodell für die Berechnung der Entwicklung der Strömung entlang der Rohrleitung bei konstanter Zuspeisung von Wasser und Luft bei gegebener Blasengröße und radialer Gasgehaltsverteilung an der Gaseinspeisung.
- Berechnungen radialer Gasgehaltsprofile mit einem CFD-Code.
- Vorschläge für die Erweiterung von Thermohydraulik- und CFD-Codes.
- die Beschreibung der zeitlichen Veränderung der Strömungsstruktur nach sprunghaften Änderungen der Volumenstromdichte von Flüssigkeit bzw. Gas,
- Informationen über die lokal vorliegenden Strömungsformen bei der Kondensation in leicht geneigten Wärmeübertragerrohren,
- experimentelle Befunde über das Verhalten und die Auswirkungen von nicht-kondensierbaren Gasen in schwach nach unten geneigten Wärmeübertragerrohren bei Kondensation.

Die experimentelle Datenbasis ist eine Grundlage zur Verbesserung der Modelle für die auf die Blasen in Abhängigkeit von der Blasengröße wirkenden Kräfte sowie der Modelle für die Blasenkoaleszenz und den –zerfall.

Die neu entwickelten Modelle stehen für eine Implementierung im Thermohydraulik-Systemcodes (ATHLET) und in CFD-Codes bereit. Die Datenbasis und die neuen Modelle haben einen wesentlichen Beitrag zum Verständnis der Vorgänge bei zweiphasigen Rohrströmungen geliefert. Es wurde eine Grundlage für eine deutlich verbesserte Vorhersage der Strömungsstruktur gelegt.

2 Versuchsaufbau zur Untersuchung der Zweiphasenströmung in einer vertikalen Rohrleitung

2.1 Zweiphasen-Testschleife MTLoop

Die Experimente zur adiabaten Zweiphasenströmung in vertikalen Rohrleitungen wurden an der Versuchsanlage MTLoop durchgeführt. Sie wurde ursprünglich für den Test neu entwickelter Messverfahren errichtet (vgl. z.B. [PSK97]). Durch die Möglichkeit, in einer senkrechten Rohrleitung eine Luft-Wasser-Strömung mit definierten Leerrohrgeschwindigkeiten zu erzeugen, sowie durch die Möglichkeit, räumlich und zeitlich hochauflösende Messtechnik einzusetzen, erwies sich die Anlage als geeignet für grundlagenorientierte Untersuchungen zu transienten Zweiphasenströmungen.

MTLoop stellt eine Schleife dar, in der die Flüssigphase durch eine Umwälzpumpe im Kreis gefördert wird. Eine Gesamtdarstellung ist in Bild 2.1 gegeben. Die Zweiphasenströmung wird entweder durch Einmischen von Luft¹ oder durch Verdampfung in einem elektrisch beheizten Rohrleitungsabschnitt erzeugt. Nach Durchlaufen der Testsektion gelangt das Zweiphasengemisch in einen Zyklon-Separator, wo der Gas- bzw. Dampfanteil abgetrennt wird. Der Flüssigkeitsanteil wird zurück zur Pumpe geleitet.

Bei der Umwälzpumpe (Bild 2.2) handelt es sich um eine Kreiselpumpe mit liegender Welle vom Typ HYBARA-N II/50b der Fa. Philipp Hilge GmbH mit einer Nenndrehzahl von 2900 1/min, einer Fördermenge von 30 m³/h bei einer Förderhöhe von 30 m, die für einen Vordruck von 2.5 MPa ausgelegt ist. Die Einstellung der Fördermenge der Pumpe erfolgt mit Hilfe eines Frequenzumrichters, mit dem die Frequenz der Versorgungsspannung für den die Pumpe antreibenden Asynchronmotor und damit die Drehzahl der Pumpe vorgegeben wird. Bei Vorliegen einer Zweiphasenströmung in der Steigleitung der Schleife tritt auch bei abgeschalteter Pumpe infolge des Naturumlaufs ein Flüssigkeitsmassenstrom auf. Um in diesem Fall Versuchspunkte mit einem Flüssigkeitsdurchsatz fahren zu können, der kleiner als der jeweilige Naturumlaufmassenstrom ist, wurde zusätzlich eine Rezirkulationsleitung mit einem Dreiwegeventil (Bild 2.3) vorgesehen. Bei vollständig geschlossenem Dreiwegeventil wird der Flüssigkeitsdurchsatz in der Testsektion vollständig unterbunden. Durch die Rezirkulation wird verhindert, dass die Pumpe bei gedrosseltem Betrieb heißläuft (Mindestmengenleitung).

Der Flüssigkeitsdurchsatz wird von einem Ultraschall-Laufzeit-Durchflussmesser erfasst, der im horizontalen Abschnitt der Schleife zwischen Dreiwegeventil und der Steigleitung angeordnet ist. Die Steigleitung besteht aus dem Heizsegment, und der eigentlichen Teststrecke mit der Lufteinperlvorrichtung und den Gittersensoren. Aus der Steigleitung wird das Gemisch in einen weiteren horizontalen Rohrleitungsabschnitt umgelenkt, der als horizontale Teststrecke verwendet werden kann. Diese Leitung mündet seitlich in den Zyklon-Separator.

¹ Ein Wasser-Luft-Gemisch wird der Einfachheit im Weiteren ebenfalls als Zweiphasenströmung bezeichnet, obwohl es sich strenggenommen um ein heterogenes Zweikomponentengemisch handelt.

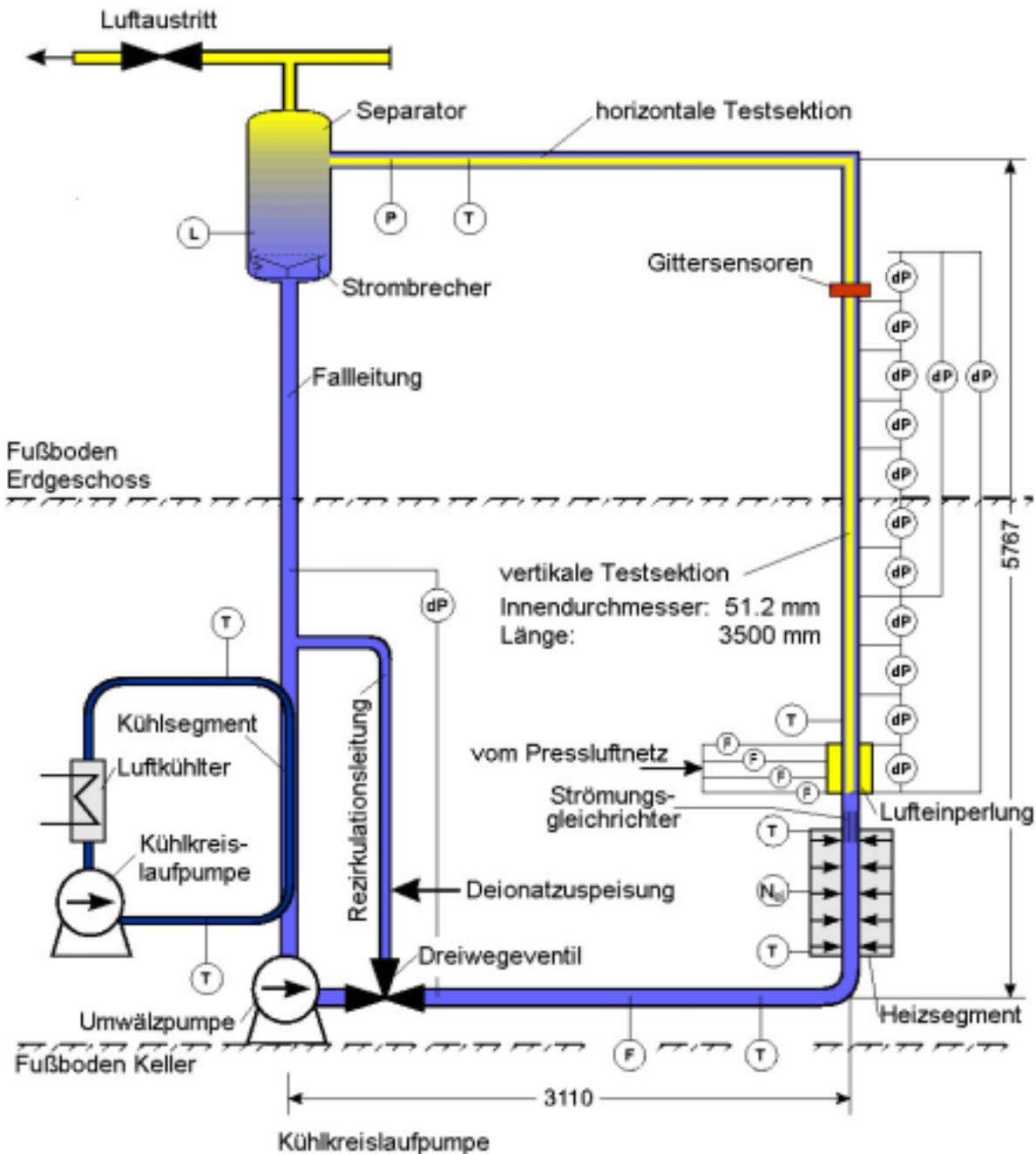


Bild 2.1 Schematische Darstellung der Zweiphasentestschleife MTLLoop

Das Heizsegment besteht aus einem Rohrleitungssegment, an das 18 elektrisch indirekt beheizte (d.h. isolierte) Heizleiter von außen angedrückt sind (Bild 2.4). Zur besseren Ankopplung wurden Vertiefungen in die Mantelfläche des Rohrsegments gefräst, in die sich die Heizleiter einpassen (s. Bild 2.5). Die gesamte Anordnung ist von einer Wärmeisolierung umgeben. Jeder Heizleiter hat eine Nennleistung von 2 kW, so dass maximal 20 kW in die Strömung eingebracht werden können. Die Heizung dient einerseits zur Erzeugung von Dampf und zum Einstellen des Betriebsdrucks beim Dampfbetrieb, andererseits wird mit ihrer Hilfe die Temperatur beim Luftbetrieb konstant gehalten. Am oberen Ende des Heizsegments ist ein Strömungsgleichrichter aus dünnen Stahlblechelementen in das Rohr eingeschoben (Bild 2.6).



Bild 2.2 Ansicht der Hauptumwälzpumpe von MTL loop



Bild 2.3 Ansicht des Dreiwegeventils

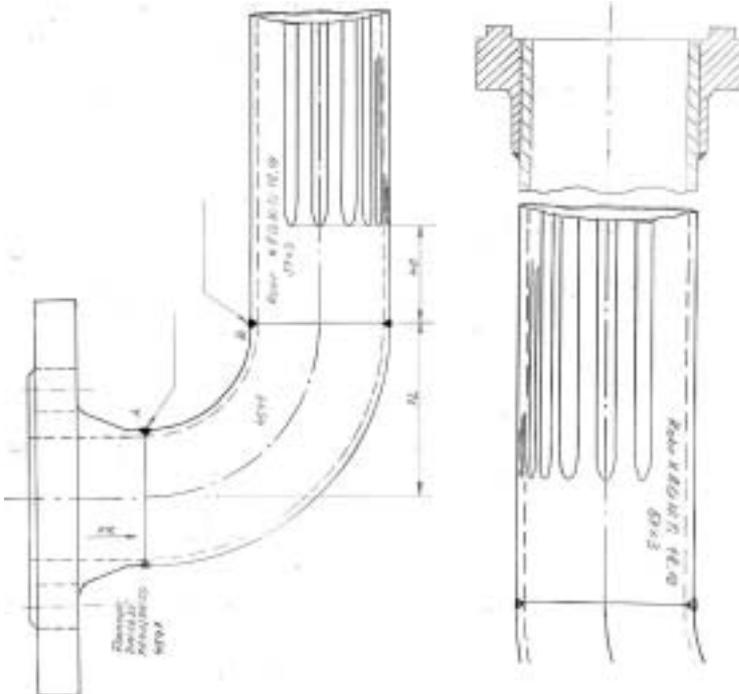


Bild 2.4 Seitenansicht des Heizsegments DN50

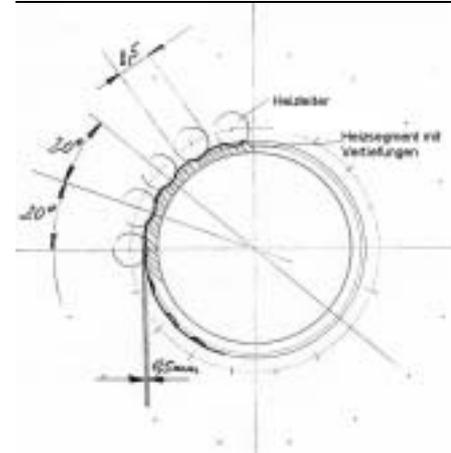


Bild 2.5 Querschnitt des Heizsegments mit Heizleitern

An das Heizsegment schließt sich die Teststrecke an, die aus der Lufteinperlvorrichtung und einzelnen Rohrleitungssegmenten besteht, die über Flanschverbindungen gekoppelt sind. Bei den Flanschen handelt es sich um ein Nut-Feder-System mit Überwurfflanschen (s. Bild 2.7). Es werden Graphit-Dichtringe verwendet, die in die Nut eingelegt werden. Die Verschraubung erfolgt mit Dehnschrauben M16.

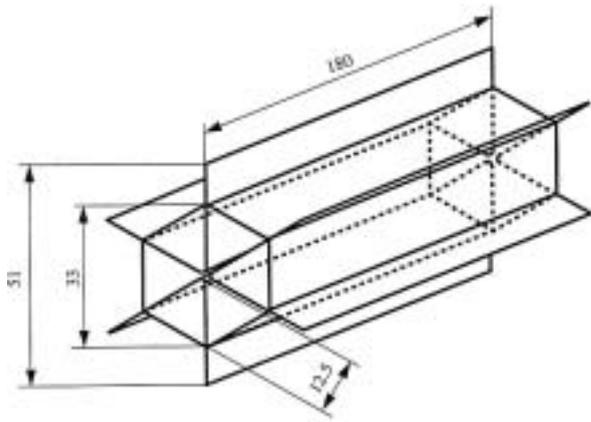


Bild 2.6 Strömungsgleichrichtereinsatz

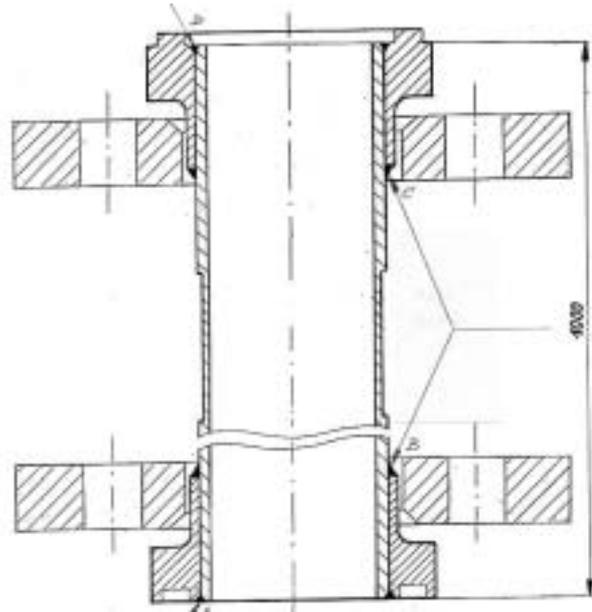


Bild 2.7 Teststreckensegment DN50

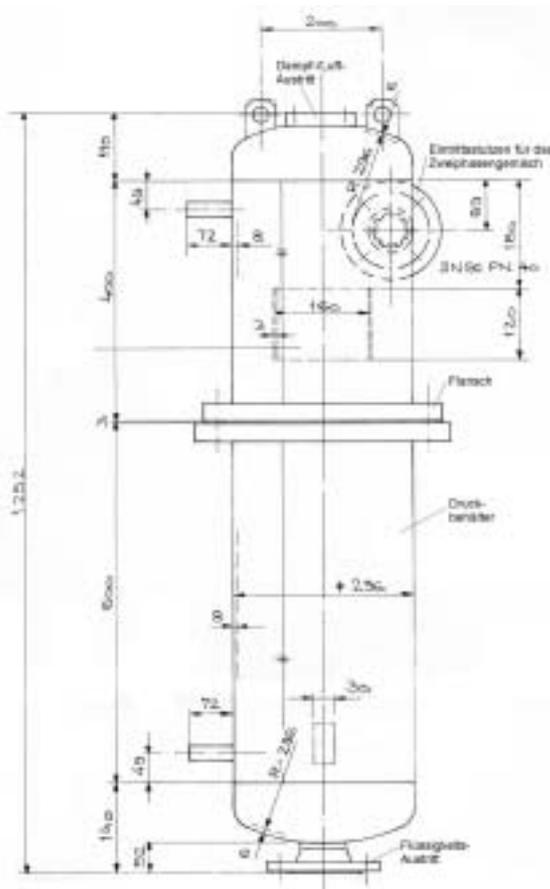


Bild 2.8 Seitenansicht des Separators

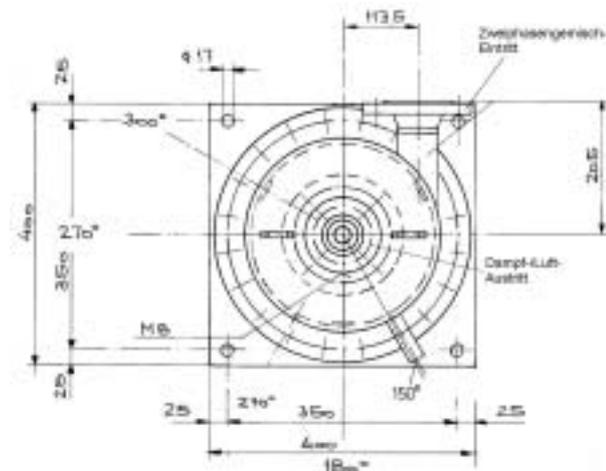


Bild 2.9 Draufsicht des Separators

Der Separator ist in den Bildern 2.8 und 2.9 dargestellt. Es handelt sich um einen zulassungspflichtigen Druckbehälter mit einem Volumen von ca. 0.071 m³. An den zylindrischen, senkrecht stehenden Druckbehälter ist seitlich der Eintrittsstutzen für das Zweiphasengemisch angebracht, so dass die Strömung im Innern rotiert. Dadurch erfolgt eine effektive Trennung von Gas und Flüssigkeit. Am Boden befindet sich der Flüssigkeitsaustritt, von dem aus das Wasser über die Falleitung zum Ansaugstutzen der Umwälzpumpe zurückgeleitet wird. Um zu verhindern, dass Gas bzw. Dampf in die Falleitung mitgerissen wird, befindet sich am Boden des Separators ein Strombrecher.

In der Falleitung befinden sich 6 Wärmeübertragerrohre, die an einen Kühlkreislauf angeschlossen sind (Bilder 2.10 und 2.11). Dieses Kühlsegment dient als Wärmesenke und ist wie die Heizstrecke Bestandteil des Temperaturregelkreises. Der Kühlkreislauf verfügt über eine Zirkulationspumpe und einen Luftkühler, der außerhalb des Gebäudes aufgestellt ist.

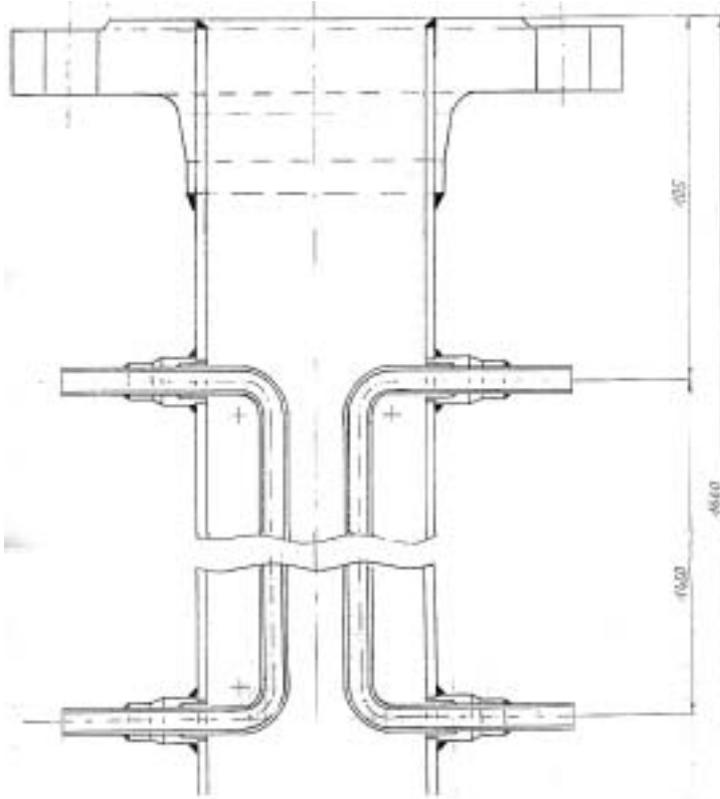


Bild 2.10 Kühlsektion in der Falleitung DN65

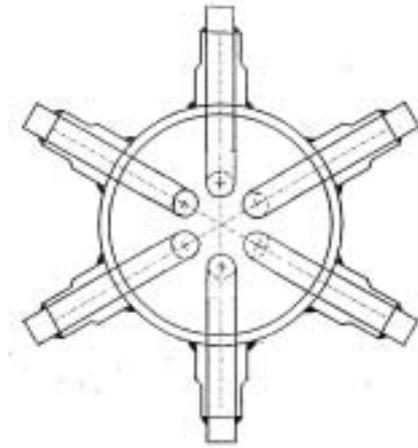


Bild 2.11 Querschnitt der Kühlsektion



Bild 2.12 Luftfilter

Die für den Luftbetrieb erforderliche Pressluft wird dem Institutsnetz entnommen. Sie wird in einem Kerzenfilter (Bild 2.12) von Öl und Feststoffpartikeln gereinigt und über ein viersträngiges Volumenstrommess- und -regelungssystem zur Einperlstelle geleitet.

Die gesamte Schleife ist für einen Betrieb bei maximal 2.5 MPa und der entsprechenden Sättigungstemperatur von 225 °C ausgelegt und wurde vom TÜV für den Versuchsbetrieb abgenommen. Alle Rohrleitungen des Kreislaufs mit Ausnahme der Falleitung haben die Nennweite DN50. Die Falleitung ist dem Querschnitt des Saugstutzens der Pumpe mit DN65 angepasst.

2.2 Vertikale Teststrecke

Die vertikale Teststrecke besteht aus einzelnen Rohrleitungsabschnitten, die über Flansche verbunden sind (s. Bild 2.7). Sensoren können prinzipiell in jede der Flanschverbindungen eingesetzt werden. Durch die Kombination verschieden langer Segmente (250 mm, 500 mm, 1000 mm) und dem Einsatz verschiedener Zwischenringe kann so der Abstand zwischen der Lufteinperlung und der Sensorposition vari-

iert werden. Der Innendurchmesser der Teststrecke beträgt 51.2 mm. Die Rohrsegmente sind so konstruiert, dass es an den Verbindungsstellen keine störenden Querschnittsveränderungen gibt. Bei den Verbindungsstutzen handelt es sich um ein Feder-Nut-System in einer Spezialausführung. Durch eine stirnseitige Elektronenstrahlschweißung wird erreicht, dass sich im Innern der Leitung keine Schweißwülste bilden können.

Im Verlauf der Arbeiten wurden teilweise trotz symmetrischer Einperlvorrichtung asymmetrische Gasgehaltsverteilungen beobachtet. Da vermutet wurde, dass geringfügige Abweichungen von einer genau fluchtenden Verbindung an den Flanschstellen die Ursache sein könnten, wurden durchgehende Rohrsegmente unterschiedlicher Länge aus Rohrmaterial höherer Qualität gefertigt. Ein Teil der Versuche wurde mit diesen Rohrsegmenten gefahren.

Für spezielle Experimente, bei denen die Teststrecke geneigt werden sollte, wurde eine zweite Leitung parallel zu der bestehenden installiert. Sie wurde über einen Druckschlauch mit dem Austritt aus der Heizstrecke verbunden. Über einen manuell zu bedienenden Spindeltrieb wurde die Neigung der Leitung zwischen 0° und ca. 1.5° variiert. Der Austritt der Testsektion wurde ebenfalls über Druckschlauch mit dem Eintritt in den Separator gekoppelt. Diese Teststrecke verfügte über eine eigene Einperlvorrichtung, die 0,8 m über dem Eintritt installiert war. Am Eintritt des Rohres befand sich ein Strömungsgleichrichter (Bild 2.6)

Sämtliche Tests der Serie M01 (s. Abschnitt 4) wurden mit der neigbaren Leitung durchgeführt, die für diesen Fall in vertikaler Position justiert war.

2.3 Einperlvorrichtungen

Insgesamt wurden vier verschiedene Einperlvorrichtungen eingesetzt. Sie unterscheiden sich in der Anzahl, der Art, der Anordnung und dem Durchmesser der Öffnungen, durch die das Gas in die Wasserströmung gelangt.

Die Einperlvorrichtung V1 besteht aus 19 Kanülen mit einem Innendurchmesser von 0.8 mm und einem Außendurchmesser von 1.2 mm, deren Enden in einem trigonalen Raster gleichmäßig über den Rohrleitungsquerschnitt verteilt sind (Bild 2.13). Die Enden der Kanülen weisen dabei in Strömungsrichtung. Am entgegengesetzten Ende sind die Kanülen in einen Ring von 51.2 mm Innendurchmesser hart eingelötet. Dieser ist von einem zweiten Ring umgeben, der mit dem ersten zusammen eine Verteilerkammer für die Luft bildet (Bild 2.14). Die Gesamtlänge von der Verteilerkammer bis zur Austrittsöffnung ist für alle Kanülen gleich, um einen konstanten hydraulischen Widerstand und damit eine möglichst gleichmäßige Aufteilung des Luftvolumenstroms zu erreichen.

Bei Einperlvorrichtung V2 tritt die Luft durch Bohrungen aus, die direkt in die Wand des inneren Rings der Verteilerkammer gebohrt sind. Es handelt sich um insgesamt 36 Bohrungen von 1 mm Durchmesser, die in einer Ebene gleichmäßig über den Umfang verteilt sind. Aus Fertigungsgründen wurden die Bohrungen im Durchmesser abgestuft (Bild 2.15).

Die Einperlvorrichtung V3 ist analog aufgebaut, sie unterscheidet sich von der Vorrichtung B durch eine geringere Anzahl von 8 Bohrungen mit einem Durchmesser

von 4 mm (s. Bild 2.14 C). Die unterschiedlichen Einperlgeometrien sollen zum einen den Vergleich zwischen randnaher und gleichverteilter Gaseinspeisung ermöglichen, zum anderen durch Variation des Durchmessers zu einer Variation der Primärblasengröße führen.

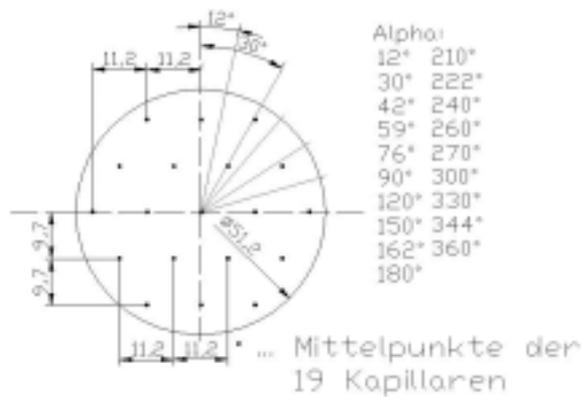


Bild 2.13 Einpervorrichtung V1, Anordnung der Kapillaren im Rohrquerschnitt

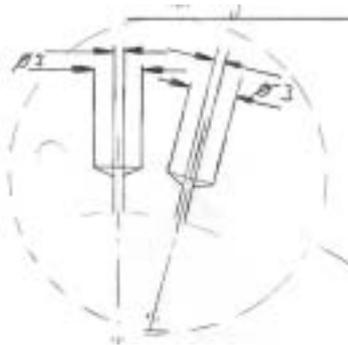


Bild 2.15 Durchmesserabstufung bei Einpervorrichtung V2

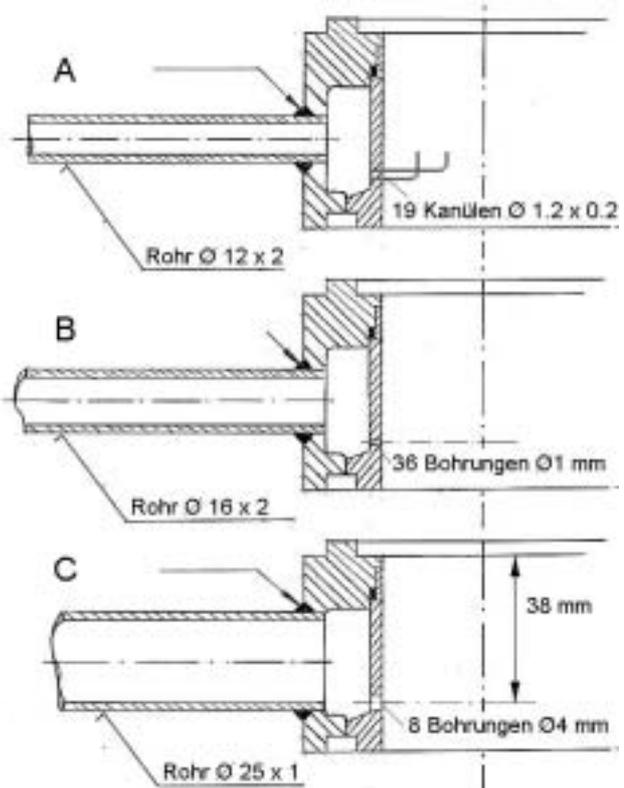


Bild 2.14 Lufteinspeisung V1 (A), V2 (B) und V3 (C) mit Luftzuleitungen

Zusätzlich wurde eine vierte Einspeisung V4 aufgebaut (Bild 2.16), die wiederum über Kanülen verfügt, die im Strömungsquerschnitt in gleicher Weise angeordnet sind, wie bei der Vorrichtung V1. Hierbei wurden jedoch die Kanülen in 5 symmetrische Gruppen unterteilt, die einzeln zu- bzw. abgeschaltet werden können. Dadurch wurde erreicht, dass auch bei kleinen Luftvolumenströmen eine symmetrische Einspeisung zustande kam.

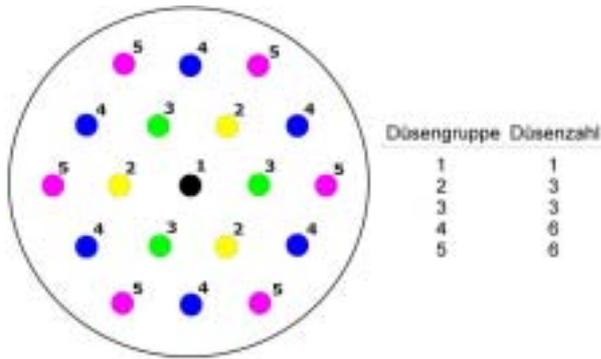


Bild 2.16 Anordnung der Düsen bei der Einperlvorrichtung V4



Bild 2.17 Viersträngige Durchsatzmess- und -regelstrecke für Luft

2.4 Volumenstromregelung Luft

Als Volumenstromgeber werden die mit Hitzdrahtmessstellen ausgestatteten Geräte der Firmen MKS, Bronkhorst und Teledyne Hastings-Raydist verwendet (Bild 2.17). Jedes der Geräte verfügt über ein Regelventil und ist in der Lage, den Volumenstrom nach Sollwertvorgabe einzustellen. Durch die Viersträngigkeit können Volumenströme von 0 bis 1500 l/min (bei Normalbedingungen) realisiert werden. Dies entspricht einem Volumenstromdichtebereich in der Steigleitung DN50 von 0 m/s bis ca. 12 m/s. Die Messbereiche der einzelnen Stränge sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst:

Tabelle 2.1: Mögliche und genutzte (in Klammern) Messbereiche des Gas-Volumenstroms und resultierende Volumenstromdichten in DN50

Strang	Typ	Firma	kleinster Messwert		größter Messwert	
			l/min	m/s in DN50	l/min	m/s in DN50
1	1749A-05000SV	MKS	0	0	5.0	0.0405
2	F-201AC-FC-33-V	Bronkhorst	1 (5.0)	0.008 (0.0405)	50	0.405
3	1759A-200L-SV	MKS	0 (50)	0 (0.405)	200	1.62
4	HFC-204	Teledyne	0 (200)	0 (1.62)	1500	12.14

Die Sollwerte werden über ein 32-kanaliges Prozessmodul der Fa. Brose vom Leitstandsrechner der Versuchsanlage ausgegeben. Die Volumenstromregler werden mit 4-20 mA Signalen angesteuert. Die erreichte Genauigkeit der Volumenstromregelung ist in Bild 2.18 dargestellt. Bezogen auf den Endwert des jeweiligen Gebers wird eine Genauigkeit von ca. 1 % erreicht. Am unteren Rand der einzelnen Bereiche erreicht der relative, auf den Messwert bezogene Fehler etwa 10 %. Unterhalb einer Volumenstromdichte von 0.005 m/s wächst der Fehler über 10 %.

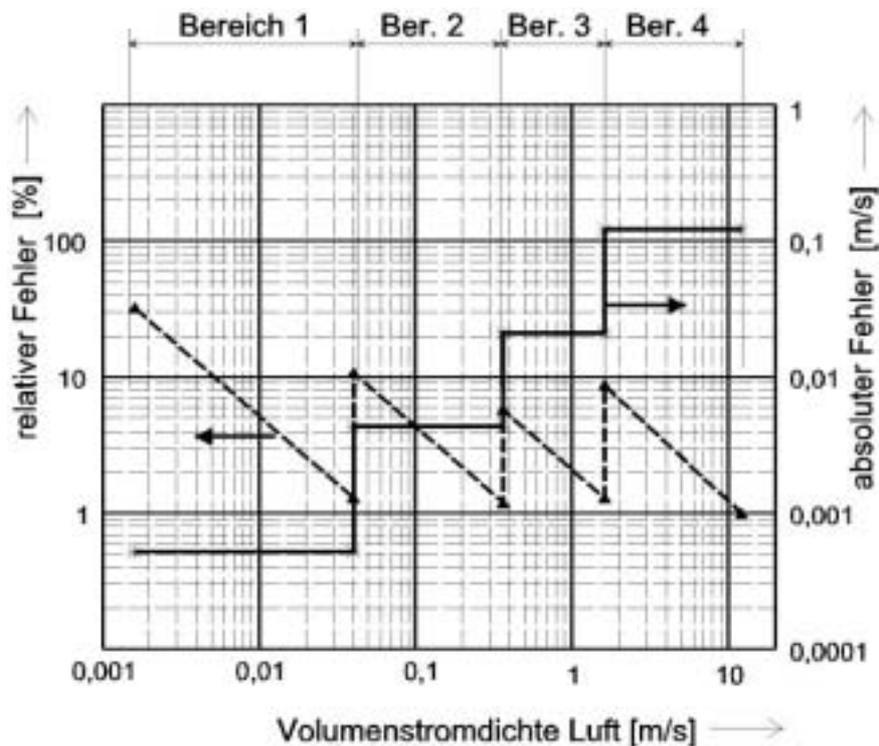


Bild 2.18 Genauigkeit der Einstellung der Volumenstromdichte für Luft an MTLoop

2.5 Volumenstromregelung Wasser

Der Flüssigkeitsdurchsatz wird durch ein Ultraschall-Laufzeit-Durchflussmesser (Bild 2.19) vom Typ WT-1/1P-10-EW-HL-B-0-00 der Fa. Panametrics erfasst, der im horizontalen Abschnitt der Schleife zwischen Dreiwegeventil und der Steigleitung angeordnet ist. Der Messwert wird über das Prozessmodul von Brose an den Leitstandsrechner geleitet. Die Einstellung des Volumenstroms erfolgt durch Stellsignale an den Frequenzumrichter und das Dreiwegeventil, die durch einen digitalen Regelalgorithmus im Leitstandsrechner erzeugt werden. Die erreichte Genauigkeit der Volumenstromregelung ist Bild 2.20 zu entnehmen. Ab einer Volumenstromdichte von ca. 0.2 m/s in der Teststrecke wird ein messwertbezogener relativer Fehler von 10 % unterschritten.



Bild 2.19 Ansicht des Ultraschall-Laufzeit-Volumenstromgebers

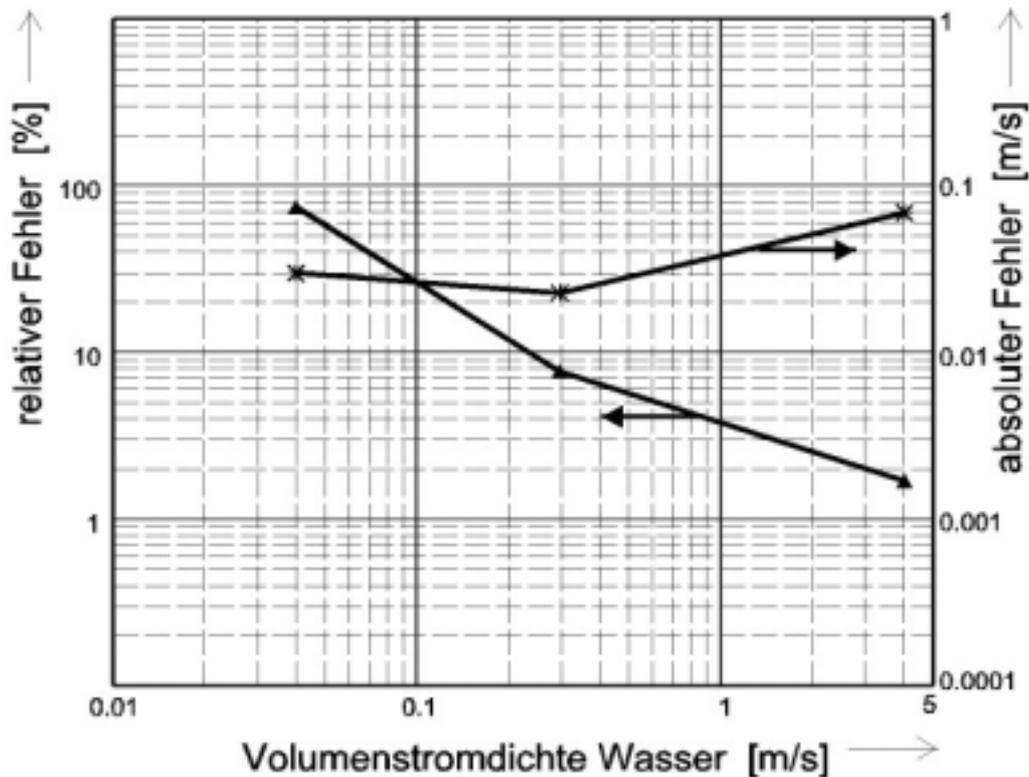


Bild 2.20 Genauigkeit der Einstellung der Wasser -Volumenstromdichte an MTLoop

2.6 Temperatur- und Leistungsregelung

Die Temperatur in der Schleife wird mittels Pt100-Widerstandsthermometern gemessen. Die Temperatur im Heizsegment wird separat durch Thermoelemente des Typs K überwacht. Die Messwerte gelangen über den Brose-Prozessmodul zum Leitstandsrechner, wo die Temperaturregelung programmiert ist. Der digitale Regelkreis gibt die Stellgrößen für die elektrische Heizung und den Kühlkreislauf aus.

2.7 Erfassung von Druck, Temperatur, und Leistung

An der Schleife sind eine Reihe von Messstellen installiert. Der Druck wird optisch durch Röhrenfedermanometer angezeigt und elektrisch durch Druckaufnehmer vom Typ PA 35/80797-2 der Fa. Keller registriert.

Zur Messung von Differenzdrücken entlang der Testsektion gemäß Bild 2.1 kommen Siemens Teleperm – Differenzdruckaufnehmer des Typs 7MF11404 zum Einsatz.

Die elektrische Heizleitung wird mit Hilfe von Stromwandlern dreiphasig gemessen und je nach Bedarf über diese Wandler auch geregelt.

Die Anzahl der verwendeten Messstellen variiert von einer Versuchsserie zur anderen. Zu jeder Versuchsserie wurde ein Dokumentfile angelegt, das die Anordnung der Messfühler und die Zuordnung der Messwerte zu den Daten im Protokollfile des Leitstandsrechners wiedergibt.

3 Gittersensoren

3.1 Ausgangspunkt

Eine der Hauptinnovationen im vorliegenden Projekt besteht in der Anwendung von räumlich und zeitlich hochauflösender Messtechnik, die in der Lage ist, die Struktur der Phasengrenzfläche zu erfassen. Hierbei handelt es sich um sogenannte Gittersensoren. Sie basieren auf der Messung der elektrischen Leitfähigkeit des strömenden Mediums. 1987 wurde erstmals von Jonson [Jon87] vorgeschlagen, zwei Gitter aus sich kreuzenden Elektrodendrähten für die Messung des mittleren volumetrischen Gasgehalts (Void) in einem Strömungskanal (Rohrleitung) zu nutzen. Die Gitter werden in einem gewissen Abstand hintereinander im Strömungsquerschnitt angeordnet. Alle Drähte des Sensors sind untereinander und gegenüber den Wandungen des Strömungskanals elektrisch isoliert. Bei der Messung werden die Drähte der einen Ebene sequentiell mit kurzen Spannungsimpulsen versorgt. Über das leitfähige Messmedium treten an den Elektroden der anderen Ebene Ströme auf. Mit Hilfe einer Multiplexschaltung, einem Schwellwertbaustein und einem Zähler wird die Anzahl der Kreuzungspunkte ermittelt, an denen kein Stromfluss auftritt. Diese Anzahl wird durch die Gesamtanzahl der im Strömungsquerschnitt liegenden Kreuzungspunkte dividiert, wodurch man ein Maß für den mittleren Gasanteil erhält.

Die erste funktionsfähige Messung von Gasgehaltsverteilungen wurde von Reinecke et al. [Rei96] realisiert. Hierbei handelt es sich um einen Sensor mit drei Ebenen von Elektrodengittern, deren Drähte jeweils in einem Winkel von 120° zueinander angeordnet sind. Hierbei wird die integrale Leitfähigkeit zwischen allen Paaren benachbarter, parallel verlaufender Elektrodendrähte ermittelt. Auf diese Weise werden drei unabhängige Projektionen der zweidimensionalen Flüssigkeitsverteilung im Messquerschnitt erhalten. Die dabei erreichte Messfrequenz liegt bei 100 Hz für den Satz aus drei vollständigen Projektionen. Die eigentliche Verteilung muss unter Anwendung tomographischer Bildrekonstruktionsverfahren aus den Messdaten errechnet werden, die wegen der geringen Anzahl der verfügbaren Projektionen auf die Lösung eines unterbestimmten Problems herausläuft. Die Bildqualität des Sensors ist deshalb eingeschränkt.

Die eigenen Arbeiten waren deshalb auf die Entwicklung eines Gittersensors gerichtet, der eine direkte Messung der Leitfähigkeitsverteilung im Strömungsquerschnitt ohne tomographische Bildrekonstruktion ermöglicht. Dabei wurde eine bis dahin unerreichte Zeitauflösung angestrebt, die die Abbildung auch kleinerer Blasen beim Durchtritt durch die Messebene gewährleistet. Die Entwicklung wurde 1996 begonnen, wobei zunächst die Visualisierung von Kavitation hinter Schnellschlussarmaturen in Rohrleitungen zum Transport von Flüssigkeiten als Aufgabe stand. Nach ca. 12-monatiger Entwicklungszeit war ein erster Prototyp verfügbar [Pra98], der daraufhin für eine Vielzahl von Versuchen an der Druckstoß-Versuchsanlage des Fraunhofer-Instituts für Umwelt-, Sicherheits- und Energietechnik (UMSICHT) in Oberhausen eingesetzt wurde [PBZ99]. Parallel dazu wurden die im Rahmen des vorliegenden Projekts verwendeten Sensoren entwickelt. Die Geräte der ersten Generation konnten Sensoren mit 2×16 Elektroden, d.h. mit einer Messmatrix der Dimension 16×16 mit einer Frequenz von maximal 1200 Hz abtasten. In Kooperation mit einer am Standort ansässigen Elektronik-Firma, der TELETRONIC GmbH, wurde die Signalerfassungselektronik weiterentwickelt. Mittlerweile ist es möglich, einen Sensor mit 16×16 Punkten mit 10 kHz abzutasten [PZP02]. Die höhere Leistungsfähigkeit der

Geräte kann auch genutzt werden, um die Dimension der Matrix zu vergrößern. So können Sensoren mit 32x32 Punkten mit 5 kHz und Sensoren mit 64x64 Punkten mit 2.5 kHz betrieben werden.

Im vorliegenden Projekt kamen bei Luft-Wasser-Experimenten gleichzeitig bis maximal 3 Sensoren mit 16x16 Messpunkten bzw. bis zu 2 Sensoren mit 24x24 Punkten zum Einsatz. Die Signalerfassung erfolgte zunächst mit mehreren Geräten der ersten Generation bei 1.2 kHz, später mit einer Einheit der zweiten Generation, wobei Messungen mit 2.5 und 10 kHz durchgeführt wurden. Bei transienten Kondensationsversuchen in einem einzelnen Wärmeübertragerrohr des Notkondensators für den SWR-1000 wurde erstmalig ein druck- und temperaturfester Sensor mit 8x8 Messpunkten erfolgreich erprobt.

3.2 Messprinzip

Der Sensor wird wie bei Jonson [Jon87] aus zwei Ebenen von Elektroden gebildet, die in Strömungsrichtung in einem kurzen Abstand hintereinander angeordnet sind (Bild 3.1). Der Winkel zwischen den Elektroden der beiden Ebenen beträgt 90°. Alle Elektroden sind gegeneinander und gegen die leitfähige Wandung des Sensors isoliert montiert. Die Elektroden der ersten Ebene (Senderebene) werden durch eine Multiplexschaltung zeitlich hintereinander mit kurzen Spannungsimpulsen versorgt. Durch die Spannung, die an eine der Sendelektroden angelegt wird, tritt an jeder einzelnen Elektrode der zweiten Ebene (Empfängerebene) ein Strom auf, der zur mittleren Leitfähigkeit des Messmediums in der Umgebung des Kreuzungspunkts der beiden Elektroden proportional ist. Aus dem Wert des empfangenen Stroms wird der lokale volumetrische Gasanteil ermittelt.

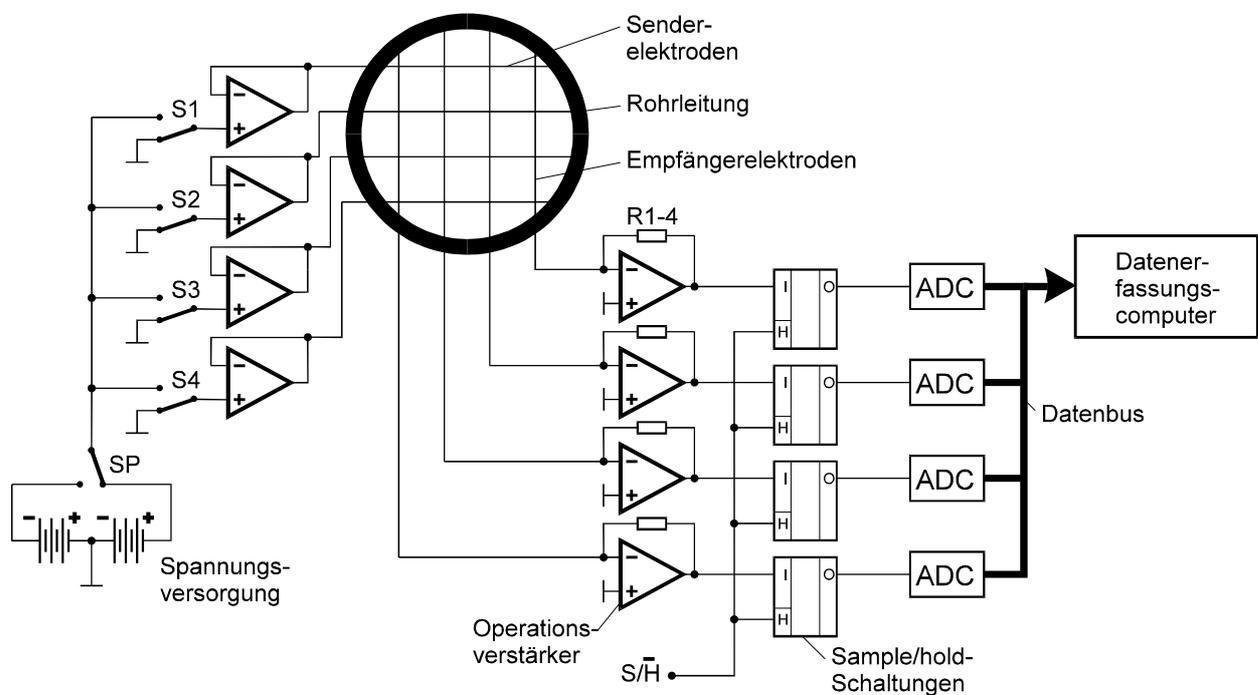


Bild 3.1 Wirkungsweise des Gittersensors (vereinfacht, 4x4 Messpunkte)

In der vereinfachten Darstellung nach Bild 3.1 geschieht die Ansteuerung der Elektroden der Senderebene durch das Schließen einer der Schalter S1 - S4. Gleichzeitig

werden die analogen Stromsignale erfasst, die an den Empfängerelektroden auftreten. Die Ströme werden durch Operationsverstärker in Spannungen umgeformt und von individuellen Sample/Hold-Schaltkreisen abgetastet. Nach der AD-Wandlung werden die Signale an einen Datenerfassungsrechner geleitet und dort für jede Empfängerelektrode individuell gespeichert. Diese Prozedur erfolgt nacheinander für jede der Sendeelektroden. Auf diese Weise wird die Verteilung der elektrischen Leitfähigkeit über dem Rohrleitungsquerschnitt zeilenweise ermittelt. Nachdem die letzte Sendeelektrode aktiviert wurde, liegt eine zweidimensionale Matrix von Spannungswerten vor, die die Leitfähigkeiten an allen Kreuzungspunkten der Elektroden von Sende- und Empfängerebene widerspiegelt.

Der Sensor wird kalibriert, indem die Rohrleitung vollständig mit Flüssigkeit gefüllt wird und die entsprechende Matrix von gemessenen Stromwerten abgespeichert wird. Zur eigentlichen Messung werden die Momentanwerte des Stroms in volumetrische Gasanteile umgerechnet, indem man den Momentanwert für jeden der Kreuzungspunkte von Sender- und Empfängerelektroden auf den entsprechenden Kalibrierwert bezieht.

Für eine möglichst hohe räumliche Auflösung der Messung ist es unerlässlich, ein Übersprechen zwischen den nebeneinander angeordneten Elektroden zu unterbinden. In dem Moment, wo eine Elektrode der Senderebene mit dem Spannungsimpuls beaufschlagt wird, fließt neben dem Nutzsignal ein großer Teil des Stroms zu den benachbarten Sendeelektroden ab. Wenn dadurch an diesen Elektroden ein elektrisches Potential hervorgerufen wird, kommt es zu einem unerwünschten Stromfluss von diesen Elektroden zu den Empfängerelektroden. Die empfangenen Ströme ergeben sich dann nicht allein aus der Leitfähigkeit in der Umgebung der angesteuerten Sendeelektrode, sondern enthalten Komponenten, die aus der Umgebung nicht angesteuerter Sendeelektroden stammen. Dieser Effekt wird als Übersprechen zwischen den Senderelektroden bezeichnet und führt zur Abnahme des Kontrasts, d.h. der örtlichen Auflösung quer zur Ausrichtung der Sendeelektroden. Ähnliches gilt auch für Ströme, die zwischen parallel angeordneten Empfängerelektroden auftreten können. Beide Effekte werden durch eine niederohmsche Beschaltung sowohl der Sender- als auch der Empfängerelektroden verhindert. Dadurch wird während der Ansteuerung einer bestimmten Sendeelektrode das Potential an allen übrigen Senderelektroden möglichst genau auf Nullpotential gehalten und die Übersprechströme minimiert. Im Ergebnis ist die räumliche Auflösung des Messverfahrens identisch mit der Dichte des Netzes von Kreuzungspunkten zwischen den Sender- und Empfängerelektroden.

Bei allen Sensoren, die auf einer Leitfähigkeitsmessung beruhen (z.B. nadelförmige Leitfähigkeitssonden zur Blasendetektion) wird der Betrieb mit einer gleichanteil-freien Wechselspannung bevorzugt. Dadurch werden Polarisations- und Elektrolyseeffekte an den Elektroden unterbunden. Häufig wird eine sinusförmige Wechselspannung für die Ansteuerung der Messgeber benutzt, was zu einer hochfrequenten Anregung führt. Kapazitive Lasten im Sensor und in den Zuleitungen bereiten hierdurch oft Schwierigkeiten. Beim entwickelten Gittersensor wird ein bipolarer symmetrischer Rechteckimpuls zur Ansteuerung verwendet, die Polaritätsumschaltung erfolgt schematisch durch Umlegen des Schalters SP in Bild 3.1. Die Empfängerströme werden durch Sample/Hold-Schaltungen zu einem Zeitpunkt abgetastet, zu dem nach Anlegen der positiven (wahlweise auch der negativen) Betriebsspannung an die Senderelektrode der Sensor und die Messverstärker eingeschwungen sind. Da-

durch wird nur der Realteil des Stroms erfasst, der durch das Messmedium von der Sender- zur Empfängerelektrode gelangt. Die Imaginäranteile der Sensor- und Kabelimpedanz haben keinen Einfluss auf das Messergebnis. Durch diese Art der Ansteuerung kann die Messfrequenz gleich der Ansteuerfrequenz sein, was hohe Messfrequenzen möglich macht.

3.3 Aufbau der Sensoren für Luft-Wasser-Experimente

Bei den Sensoren für den Einsatz bei den Luft-Wasser-Experimenten an MTL-Loop, die bei niedrigen Temperaturen unterhalb von 80 °C durchgeführt wurden, werden die Elektrodendrähte auf einer speziell geformte Leiterkarte befestigt. Die Leiterkarte hat eine kreisrunde Öffnung mit dem Innendurchmesser der Testsektion. Auf beiden Seiten sind Lötinseln vorgesehen, auf die die mit Gewichten vorgespannten Edelstahldrähte aufgelötet werden (Vorspannung ca. 5-6 N). Dies geschieht in einer speziellen Spannvorrichtung. Der axiale Abstand zwischen den Elektrodenebenen ergibt sich aus der Dicke des verwendeten Leiterkartenmaterials. Auf die fertig mit Drähten bestückte Karte werden anschließend Stahlringe aufgeklebt, die das für die Flanschverbindungen erforderliche Nut-Feder-System aufweisen. Die effektive Höhe des Sensors über die Flansche gemessen beträgt 15 mm. Zusammen mit der Graphitdichtung ergibt sich so bei zwei direkt hintereinander angeordneten Sensoren ein axialer Abstand der Messebenen von 15.5 mm. Für die Klebung wird ein bewährter füllstoffhaltiger Hochtemperatur-Epoxidharz (EP180) verwendet. Zum Schluss werden zwei SubD-Steckverbinder auf die Leiterkarte montiert, an die die Verbindungskabel zur jeweiligen Elektronikeinheit angesteckt werden.

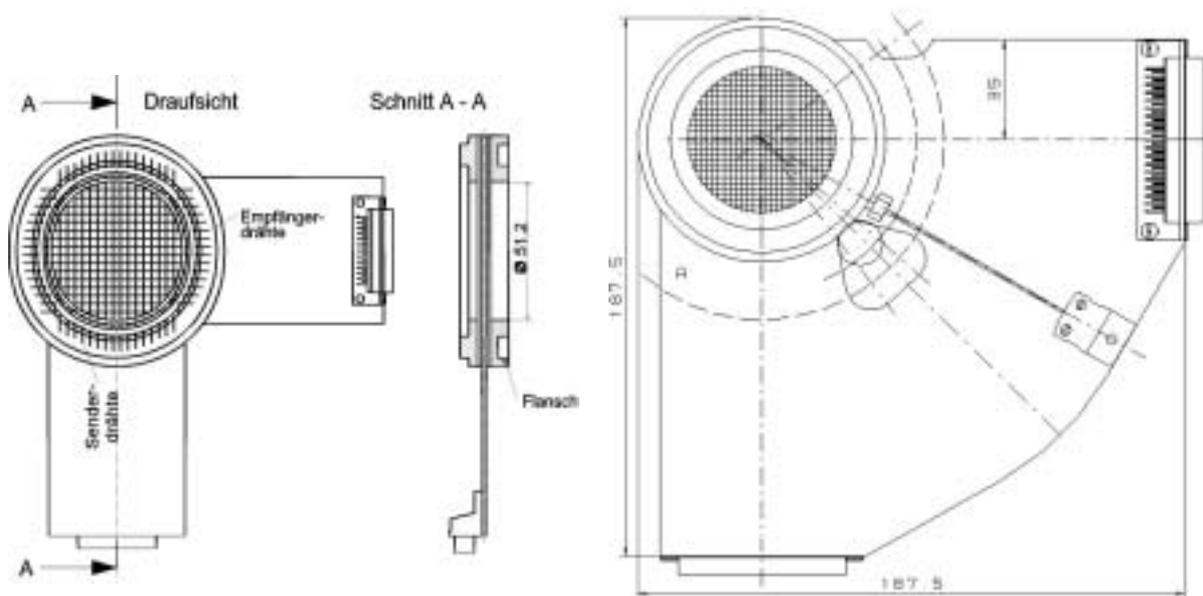


Bild 3.2 Gittersensor DN50 mit 16x16 Messpunkten

Bild 3.3 Gittersensor DN50 mit 24x24 Messpunkten

Für das vorliegende Vorhaben wurden Sensoren mit 16x16 (Bild 3.2) und mit 24x24 (Bild 3.3) Messpunkten angefertigt. Die wichtigsten Abmessungen sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt:

Tabelle 3.1: Wichtigste Abmessungen der Gittersensoren für die Luft-Wasser-Experimente

Sensor	Drahtdurchmesser	axialer Elektrodenabstand ¹	seitlicher Elektrodenabstand ²	Messpunkte im Rohrquerschnitt ³	Querschnittsversperrung
16x16	0.12 mm	1.7 mm	3 mm	224 von 256	7.84 %
24x24	0.12 mm	1.7 mm	2 mm	500 von 576	11.64 %

¹ wirksam für die Auflösung ist der axiale Abstand zwischen den gegenüberstehenden Scheiteln der Drahtquerschnitte

² die seitliche Auflösung wird durch den Abstand zwischen den Drahtmittelpunkten bestimmt

³ Einige der Kreuzungspunkte von Elektrodrähten liegen außerhalb des kreisrunden Strömungsquerschnitts

3.4 Aufbau des Sensors für Kondensationsversuche bei bis zu 7 MPa

Für die Kondensationsversuche musste ein Gittersensor (Bild 4.3) entwickelt werden, der bis zu der Sättigungstemperatur von Wasser bei 7 MPa eingesetzt werden kann und rasche Temperaturänderungen verkräftet. Frühere Erfahrungen mit Sensoren für Druckstoßexperimente, bei denen anstelle der Elektrodrähte Stahlstäbchen mit einem strömungsgünstigen Profil (Bild 3.5) verwendet wurden [PBZ99], gaben den Ausgangspunkt für die Entwicklung. Die Konstruktion hatte sich bei Drücken bis 7 MPa als haltbar erwiesen. Allerdings kam es bei Versuchen mit raschen Temperaturänderungen teilweise zu Deformationen der Elektrodenstäbchen, die darauf zurückgeführt wurden, dass die beidseitig im Sensorkörper fixierten Elektroden sich bei schneller Abkühlung plastisch streckten und bei der anschließenden Wiedererwärmung seitlich auswichen.



Bild 3.4 Sensor für 7 MPa und 286°C zu Messungen während der transienten Kondensationsversuche

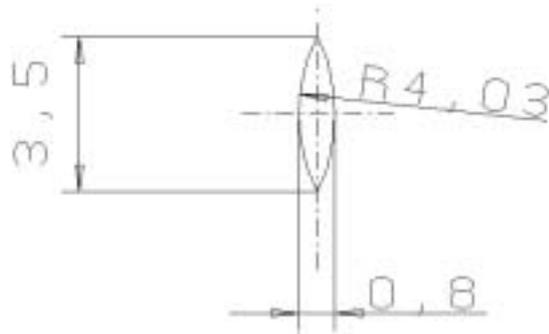


Bild 3.5 Querschnitt der Elektrodenstäbchen

Die Lösung bestand in einer einseitigen Fixierung der Elektrodenstäbchen. Auf der gegenüberliegenden Seite wurden die Stäbchen mit PEEK beschichtet und in PTFE-Isolierbuchsen eingeführt. Dadurch können sie sich bei Temperaturänderungen frei ausdehnen. Zur Fixierung und zur Abdichtung der Durchführungen wurde erneut der Hochtemperaturklebstoff verwendet. Da dessen maximale Arbeitstemperatur nur bei 180 °C liegt, müssen die Dichtstellen gekühlt werden. Hierfür befindet sich ein Kühlkanal im Sensorkörper, der an einen Wasserkühlkreislauf angeschlossen wird. Da der Grundkörper sehr kompliziert aufgebaut ist - er verfügt über eine Reihe versteckter Kanäle, Sacklöcher mit nicht rundem Querschnitt u.ä., vgl. Bild 3.6 - wurde der Körper in einer computergestützten Laser-Sintertechnik aus Metallpulver aufgebaut (Fa. Electro Optical Systems GmbH (EOS), Planegg bei München).

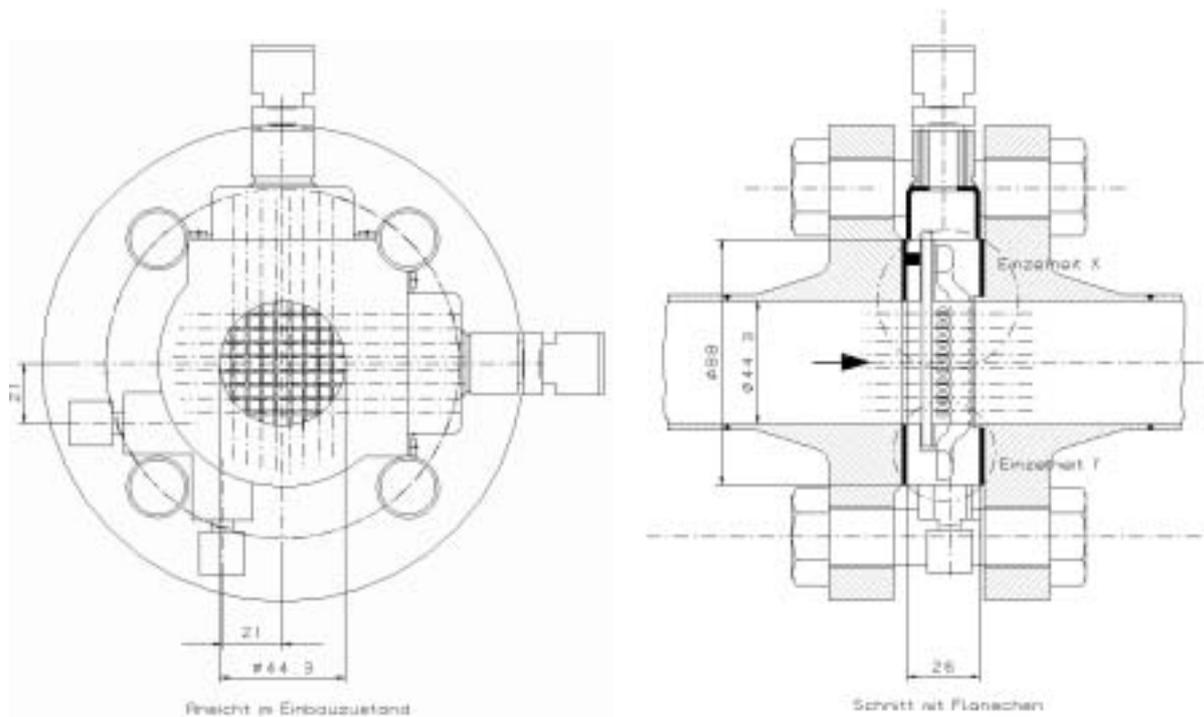


Bild 3.6 Druck- und temperaturfester Gittersensor im eingeflanschten Zustand

Insgesamt verfügt der Sensor je Elektrodenebene über 8 Stäbchen, d.h. es sind 8x8 Messpunkte realisiert. Die wichtigsten Daten sind:

Tabelle 3.2: Angaben zum druck- und temperaturfesten Sensor für transiente Kondensationsversuche

Parameter	Wert
Elektrodenabstand	8 x 8
Innendurchmesser	44.3 mm
seitlicher Schrittweite der Elektroden	5.0 mm
axialer Abstand zwischen den Elektroden	2.0 mm
axiale Ausdehnung der Elektroden	3.5 mm
Dicke der Elektroden	0.8 mm
Grad der Versperrung des Strömungsquerschnitts	29.44 %
Anzahl der Kreuzungspunkte im Messquerschnitt	60 von 64

3.5 Primäre Messinformation

Die primäre Messinformation fällt als Serie von Matrizen aus Werten an, die sich bei der AD-Wandlung des von den Empfängerstufen aufgenommenen Stroms ergeben. Die Dimension der Matrizen entspricht der Matrix aus Kreuzungspunkten von Sender- und Empfängerelektroden. Die Sequenz wird mit der jeweiligen Messfrequenz aufgenommen und abgespeichert. Der einzelne, einem Kreuzungspunkt i,j , zugeordnete momentane primäre Messwert $U_{i,j,k}$ ist linear von der Leitfähigkeit des Messmediums im Kontrollvolumen abhängig, dass sich unter Berücksichtigung der Symmetriebeziehungen in der Umgebung des Kreuzungspunktes erstreckt.

Hierbei betreffen die Indizes i und j die lokale Koordinate innerhalb der zweidimensionalen Messebene, k der Index des jeweiligen Messzeitpunkts:

$$x = i\Delta x + x_0; \quad y = j\Delta y + y_0; \quad t = k\Delta t = \frac{k}{f_m} \quad (3.1)$$

Δx und Δy entsprechen der räumlichen Auflösung des Sensors bzw. dem seitlichen Elektrodenabstand, f_m ist die Messfrequenz, $\Delta t = 1/f_m$ ist die Messperiode, x_0 und y_0 sind Konstanten, die den Koordinatenursprung festlegen. Das während der Messung erzeugte Datenmassiv ist folglich dreidimensional. Bei einer typischerweise 10 s langen Messung mit zwei Sensoren mit 24x24 Messpunkten bei 2.5 kHz Messfrequenz ergeben sich Dateigrößen (gepackt) von 56250 kByte, d.h. es sind erhebliche Datenmengen zu handhaben.

Bei den Geräten der ersten Generation ist der einzelne Messwert eine ganze Zahl zwischen 0 und 2047, bei den Geräten der zweiten Generation zwischen 0 und 8191. Zusätzlich werden die Einstellungen der zwei umschaltbaren Vorverstärkerkaskaden der Signalerfassungseinheit abgespeichert. Beide Kaskaden können über 8 Stufen umgeschaltet werden, die die Verstärkung jeweils um den Faktor 2 verändern. Damit kann die Empfindlichkeit des Gittersensors über mehr als 4 Größenordnungen der Leitfähigkeit des Messmediums angepasst werden. Die Verstärkung

wurde - mit Ausnahme der transienten Kondensationsversuche - während der Messung nicht verändert. Die selbe Einstellung wurde auch jeweils bei der dazugehörigen Kalibrierung bei vollständig gefülltem Versuchsrohr vorgenommen. Die Einstellung selbst wird in einem zusätzlich zum Messdatenfile generierten Parameterfile abgelegt.

3.6 Gasgehaltsmessung

Für die Ermittlung von momentanen Gasgehaltsverteilungen werden die primären Messdaten auf Kalibrierdaten bezogen, die bei vollständig mit der leitfähigen Phase, d.h. mit Wasser gefüllter Teststrecke aufgenommen werden. Im Ergebnis wird eine Kalibriermatrix mit den Werten $U_{W,i,j}$ aufgezeichnet. Zusätzlich ist bei der Signalerfassungseinheit der ersten Generation eine Nullpunktaufnahme erforderlich, bei der eine Messung bei Trennung der Einheit vom Sensor durchgeführt wird. Die Signalerfassungseinheit liefert hierbei geringe, von Null verschiedene Werte, die als Matrix mit den Werten $U_{0,i,j}$ gespeichert wird. Bei den Geräten der zweiten Generation entfällt dieser Schritt, da die Auswertung der Empfängerströme für die positive und die negative Halbwelle des bipolaren Erregerimpulses erfolgt und die beiden Einzelwerte subtrahiert werden. Deshalb sind die Messwerte in diesem Fall frei von einer Nullpunktverschiebung, d.h. es kann mit $U_{0,i,j} = 0$ gearbeitet werden.

Verteilungen von lokalen Gasanteilen werden unter Annahme von Linearität zwischen Gasgehalt und primärem Messwert, d.h. Leitfähigkeit am Kreuzungspunkt von Sender- und Empfängerelektrode aus der momentanen Matrix von Messwerten $U_{i,j}$ wie folgt berechnet:

$$\alpha_{i,j,k} = 1 - \frac{U_{i,j,k} - U_{0,i,j}}{U_{W,i,j} - U_{0,i,j}} = \frac{U_{W,i,j} - U_{i,j,k}}{U_{W,i,j} - U_{0,i,j}} \quad (3.2)$$

Die Gültigkeit der angenommenen Linearität wurde durch Vergleichsmessungen mit einer Gamma-Durchstrahlungseinrichtung nachgewiesen (Bild 3.7). Weitere Vergleiche wurden mit den ultraschnellen Röntgentomographen von AIST in Tsukuba, Japan, durchgeführt (Bericht in Vorbereitung), die eine sehr gute Übereinstimmung ergaben.

In der überwiegenden Anzahl der Fälle liefert die Umrechnung nach Gl. (3.2) unter Nutzung von separat aufgenommenen Kalibrierwerten gute Ergebnisse. Es wurde jedoch speziell bei höheren Wassergeschwindigkeiten oberhalb von 2 - 3 m/s festgestellt, dass sich im Nachlauf der Sensordrähte Gas ansammelt. Es bilden sich dünne Gaslamellen mit einer Dicke, die dem Elektrodendurchmesser etwa entspricht. Sie erstrecken sich von der betreffenden Elektrode in Strömungsrichtung und erreichen dabei ggf. das zweite Elektrodengitter. Dadurch kommt es zu einer Abnahme des empfangenen Stroms auch ohne dass Gasblasen mit der Strömung an den Messort gelangen. Bei Anwendung von Gl. (3.2) ergeben sich aus diesem Effekt bei Abwesenheit von Gasblasen großflächig eine Überbewertung des Gasgehalts um etwa 10 %. Dieser von Charakter her systematische Messfehler lässt sich durch spezielle Korrekturverfahren eliminieren.

Dafür wird für jeden einzelnen Kreuzungspunkt eine Häufigkeitsverteilung der primären Messwerte erstellt. Liegt die Verschiebung des Messwerts für die Flüssigkeit ü-

ber die gesamte Messzeit an, sollte sich eine Normalverteilung der Messwerte in der Umgebung dieses Flüssigkeitswerts ergeben. Nach dem Abschneiden des Teils der Häufigkeitsverteilung, der aus den Signalen der Blasen resultiert und einer Glättung wird eine Anpassung an eine Gaußglocke mit einem zusätzlichen linearen und einer konstanten Verschiebung durchgeführt. Der Mittelwert dieser Gaußglocke wird als neuer Kalibrierwert für das Flüssigkeitsniveau genommen und alle Messwerte, die kleiner 2σ sind, werden als Rauschen angesehen und gleich Null gesetzt.

Komplizierter ist es, wenn die Gaslamellen während der Messzeit nur zeitweise anliegen. In diesem Fall werden einzelne lokale Gasgehaltswert Null gesetzt, wenn:

- Nur bis zu 3 Werte im zeitlichen Verlauf an einem Kreuzungspunkt ungleich Null sind und der Gasgehalt dieser Punkte sowie der Nachbarpunkte in der Ebene 5% nicht überschreitet.
- Mehr als 3 aufeinander folgende Werte ungleich Null sind und der Gasgehalt dieser Punkte sowie der Nachbarpunkte in der Ebene 10% nicht überschreitet.
- Der mittlere Gasgehalt der zusammenhängenden, von Null verschiedenen Punkte in Prozent kleiner ist als die Anzahl dieser Punkte (bzw. kleiner 25%, falls es mehr als 25 Punkte sind). Erhalten bleiben hierbei Punkte, die Nachbarn in der Ebene haben, die größer 25% sind und alle Punkte, die größer 20% sind.

Mit diesen Maßnahmen wird berücksichtigt, dass es bei einer realen Blasen einen Zusammenhang zwischen Blasengröße (Anzahl der Messwerte, in denen sie registriert wird) und dem maximalen Gasgehalt gibt. Bleibt der Gasgehalt bei einer großen Anzahl zusammenhängender von Null verschiedener Messpunkte klein, handelt es sich um eine Störung.

Die Messwerte für Wassergeschwindigkeiten oberhalb von 2 - 3 m/s werden durch diese Korrekturmaßnahmen deutlich verbessert.

Eine weitere Möglichkeit besteht in der Anwendung von Schwellwerten für den lokalen Momentanwert des Gasgehalts. Die Störungen durch Gaslamellen liegen unterhalb der maximalen, innerhalb der Blasen detektierten Gasgehalte. Damit gelingt eine Signalverbesserung durch Anwendung der folgenden Regel: Ein momentaner lokaler Gasgehaltswert, der kleiner als ein vorgegebener Schwellwert ist, wird zu Null korrigiert, wenn das entsprechende Element im dreidimensionalen Datenfeld $\alpha_{i,j,k}$ nicht wenigstens einen Nachbarn besitzt, dessen Gasgehalt den Schwellwert überschreitet. Der Schwellwert wird dabei auf einen Wert dicht oberhalb der maximal beobachteten Störung durch die Gaslamellen gesetzt. Dieses Verfahren wurde bei Messpunkten oberhalb einer Wassergeschwindigkeit von 2 - 3 m/s bei den Messserien F03 und F05 angewandt.

Die ermittelten Sequenzen von zweidimensionalen Gasgehaltsverteilungen können zu einer Computeranimation der Strömung im Messquerschnitt verwendet werden. Hierfür werden die einzelnen Messwerte gemäß einer Farbskala in einem der Geometrie des Sensors entsprechenden Raster als zweidimensionale Darstellung auf den Computerbildschirm ausgegeben. Diese Darstellung wird mit einer bestimmten

Frequenz aufgefrischt, so dass eine Zeitlupendarstellung der transienten Gasgehaltsverteilung entsteht. Darüber hinaus bestehen eine Reihe quantitativer Auswertmöglichkeiten, die nachfolgend beschrieben werden.

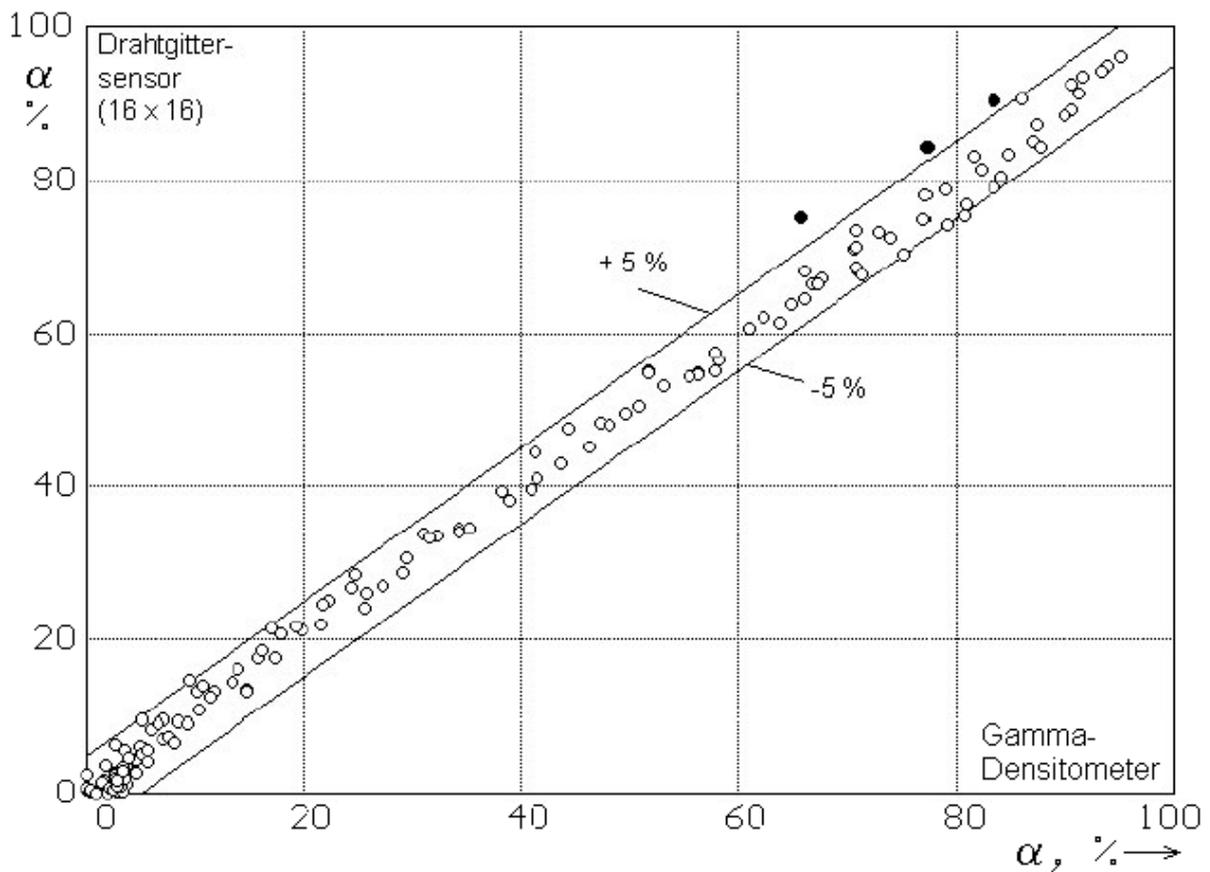


Bild 3.7 Vergleich des durchmessergemittelten Gasgehalts des Gittersensors 16x16 nach Gl. (3.2) mit einer Gamma-Dichtemessung (Serie F06), 13 mCi Cs-137, Integrationszeit 120 s, Strahldurchmesser 5 mm [PBZ99]

3.7 Gasgehaltsprofile

Es können verschiedene Mittelwerte aus den zeitabhängigen Verteilungen $\alpha_{i,j,k}$ gebildet werden. Zunächst ist es möglich, den Gasgehalt über den Querschnitt der Testsektion und über die gesamte zur Verfügung stehende Messzeit zu mitteln. Dies geschieht durch Verwendung von Gewichtskoeffizienten $a_{i,j}$, die angeben, welchen Flächenanteil des Gesamtmessquerschnitts jeder einzelne Messpunkt des Gittersensors vertritt. Diese Koeffizienten sind im Zentralbereich gleich dem Verhältnis von Maschengröße zum Rohrquerschnitt, d.h. abseits vom Rohrrand gilt $a_{i,j} = \Delta x \cdot \Delta y / A_{\text{Sensor}}$. Am Rand ist zu berücksichtigen, dass das entsprechende Kontrollvolumen durch den runden Rohrquerschnitt teilweise abgedeckt wird, die Koeffizienten sind dort folglich kleiner (s. Bild 3.8). Elemente, die außerhalb des Messquerschnitts liegen, erhalten den Gewichtsfaktor Null. Sie werden aus den gegebenen geometrischen Verhältnissen für jeden Sensortyp individuell berechnet. Der Mittelwert ergibt sich damit wie folgt:

$$\bar{\alpha} = \frac{1}{k_{\max}} \cdot \sum_{i=1}^{i_{\max}} \sum_{j=1}^{j_{\max}} \sum_{k=1}^{k_{\max}} a_{i,j} \cdot \alpha_{i,j,k} \quad (3.3)$$

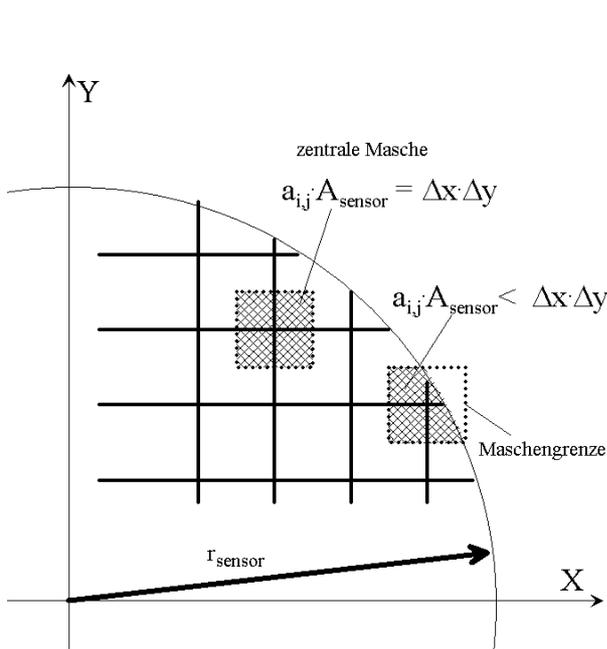


Bild 3.8 Gewichtungskoeffizienten für die Mittelwertbildung im Messquerschnitt

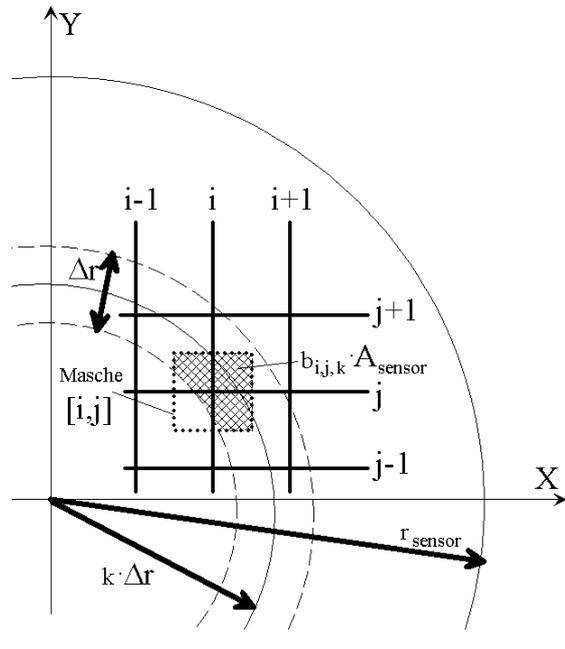


Bild 3.9 Gewichtungskoeffizienten für die Berechnung von radialen Profilen im Messquerschnitt

Mit dem Gittersensor ist es jedoch aufgrund der hohen Auflösung auch möglich, flächengemittelte Gasanteile in der Zeitauflösung der verwendeten Messfrequenz zu ermitteln:

$$\bar{\alpha}_k = \sum_{i=1}^{i_{\max}} \sum_{j=1}^{j_{\max}} a_{i,j} \cdot \alpha_{i,j,k} \quad (3.4)$$

Mittelt man lediglich über die zur Verfügung stehende Messzeit, so erhält man bei quasistationären Experimenten eine mittlere zweidimensionale Gasgehaltsverteilung:

$$\bar{\alpha}_{i,j} = \frac{1}{k_{\max}} \cdot \sum_{k=1}^{k_{\max}} \alpha_{i,j,k} \quad (3.5)$$

Radiale Gasgehaltsprofile können erhalten werden, wenn der Messquerschnitt in m radiale Intervalle der Breite $\Delta r = R_{\text{sensor}}/m$ in Form von Kreisingen unterteilt wird und für jeden der Kreisinge individuelle Gewichtungsfaktoren festgelegt werden. Jedes Intervall überstreicht die Radien $(m-1/2) \cdot \Delta r \leq r \leq (m+1/2) \cdot \Delta r$. Die Gewichtungskoeffizienten geben den Anteil jedes einzelnen Messpunkts des Gittersensors an der Querschnittsfläche der einzelnen Ringe an (Bild 3.9). Hiermit erhält man die radialen Profile zu

$$\bar{\alpha}_m = \frac{1}{k_{\max}} \cdot \sum_{i=1}^{i_{\max}} \sum_{j=1}^{j_{\max}} \sum_{k=1}^{k_{\max}} a_{i,j,m} \cdot \alpha_{i,j,k} = \sum_{i=1}^{i_{\max}} \sum_{j=1}^{j_{\max}} a_{i,j,m} \cdot \bar{\alpha}_{i,j} \quad (3.6)$$

3.8 Geschwindigkeitsmessung

Mit zwei in Strömungsrichtung hintereinander angeordneten Gittersensoren ist eine Messung der Geschwindigkeit der Phasengrenzfläche möglich. Die Signale zeigen charakteristische Strukturen, die typische Zeitverzögerungen zwischen den Messebenen aufweisen (s. Bild 3.10).

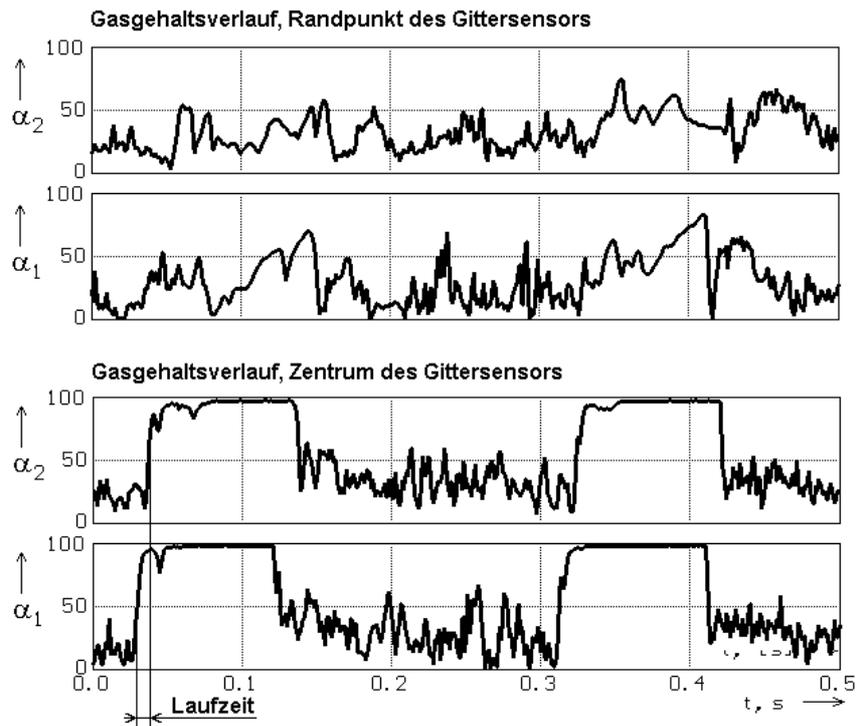


Bild 3.10 Signalverläufe an zwei ausgewählten Messpunkten zweier hintereinander angeordneter Gittersensoren bei einer Schwallströmung

Hierzu bestehen zwei Möglichkeiten:

1. Messung der individuellen Blasengeschwindigkeit durch Bestimmung der Zeitdifferenz zwischen dem Erscheinen der Blase in der ersten und der zweiten Messebene (Flugzeitauswertung),
2. Berechnung von Kreuzkorrelationsfunktionen und Bestimmung der Lage der Maxima für Paare identischer Messpunkte in beiden Messebenen.

Während im ersten Fall auch das unterschiedliche Verhalten der einzelnen Blasen erfasst werden kann, erhält man durch Kreuzkorrelation nur Mittelwerte der Geschwindigkeiten über ein vorgegebenes Integrationsintervall, allerdings als zweidimensionale Verteilung, d.h. orts aufgelöst. Die Bestimmung von Flugzeiten ist jedoch nur möglich, wenn es gelingt, die betreffende Blase in der zweiten Messebene sicher wiederzuerkennen. Das ist bei höheren Gasgehalten meist nicht mehr möglich bzw. auf die Auswertung von Großblasen beschränkt.

Im Rahmen des vorliegenden Berichts wurden vorrangig Geschwindigkeitsverteilungen nach der Kreuzkorrelationsmethode ermittelt. Hierfür wird zunächst mit den Daten beider Gittersensoren die Abweichung des lokalen Momentanwerts vom lokalen Mittelwert nach Gl. (3.5) gebildet.

$$\alpha'_{i,j}(t) = \alpha_{i,j}(t) - \overline{\alpha_{i,j}} \quad \text{bzw.} \quad \alpha'_{i,j,k} = \alpha_{i,j,k} - \overline{\alpha_{i,j}} \quad (3.7)$$

Anschließend wird an jedem Messpunkt der Sensoren die Kreuzkorrelationsfunktion berechnet:

$$R_{1,2,i,j}(\tau) = \int \alpha'_{1,i,j}(t) \cdot \alpha'_{2,i,j}(t + \tau) \cdot dt / \sqrt{\int \alpha'_{1,i,j}{}^2(t) \cdot dt \cdot \int \alpha'_{2,i,j}{}^2(t) \cdot dt} \quad (3.8)$$

Für die zeitdiskreten Messserien sind die Integrale durch Summen zu ersetzen:

$$R_{1,2,i,j,p} = \sum_k \alpha'_{1,i,j,k} \cdot \alpha'_{2,i,j,k+p} / \sqrt{\sum_k \alpha'_{1,i,j,k}{}^2 \cdot \sum_k \alpha'_{2,i,j,k}{}^2} \quad (3.9)$$

Hierbei ist p die sich aus der Zeitverschiebung τ ergebende Indexverschiebung, d.h. es gilt $\tau = p/f_m$. Die Summation muss über genügend lange Signalabschnitte erfolgen. Bei stationären Versuchen wurde in der Regel über die gesamte verfügbare Messzeit integriert.

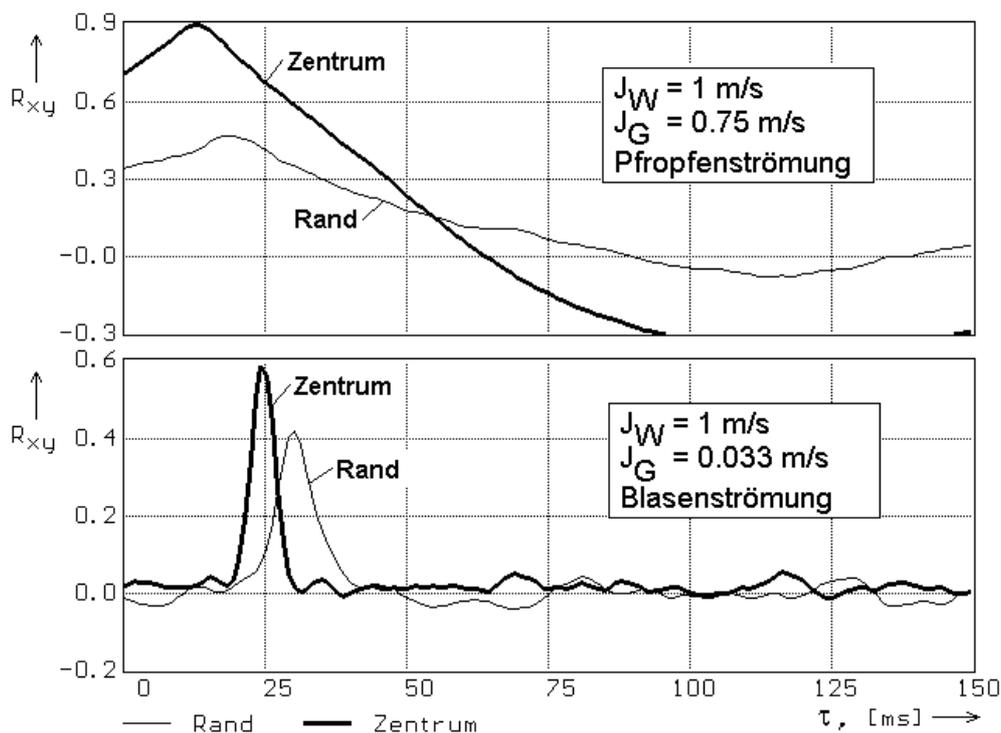


Bild 3.11 Beispiele für Kreuzkorrelationsfunktionen für zwei ausgewählte Messpunkte zweier hintereinander angeordneter Gittersensoren

Beispiele für Kreuzkorrelationsfunktionen, die auf diese Weise erhalten wurden, sind in Bild 3.11 dargestellt. Es handelt sich um zwei unterschiedliche Versuche bei einer Einlaufänge von ca. $L/D = 60$. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Zeitverschie-

bung am Rand des Messquerschnitts höher ist, als im Zentrum der Rohrleitung, was auf das typische radiale Geschwindigkeitsprofil zurückzuführen ist. Es wurde stets beobachtet, dass das Maximum bei einer Blasenströmung wesentlich schärfer ausgeprägt ist, als bei einer Pfropfen- bzw. Schwallströmung. Dies deutet darauf hin, dass bei letzterer starke Geschwindigkeitsschwankungen vorhanden sind.

Innerhalb der erhaltenen Kreuzkorrelationsfunktionen wird anschließend der Wert von p gesucht, für den R maximal ist. Dieser Wert ist individuell für jeden Messpunkt i, j der Gittersensoren zu ermitteln, d.h. es entsteht eine Matrix mit individuellen Zeitverschiebungen $\tau_{\max,i,j} = p_{\max,i,j} / f_m$, aus denen unter Verwendung des axialen Abstands zwischen den Sensoren Δz die zweidimensionale Geschwindigkeitsverteilung gebildet wird:

$$\bar{v}_{i,j} = \Delta z / \tau_{\max,i,j} \quad (3.10)$$

Mittlere Geschwindigkeiten im Strömungsquerschnitt und radiale Geschwindigkeitsprofile können unter Zuhilfenahme der selben Gewichtskoeffizienten analog zu den entsprechenden Mittelwerten des Gasgehalts berechnet werden. Ein Beispiel für ein Geschwindigkeitsprofil ist in Bild 3.12 dargestellt. Beide Profile zeigen in diesem Fall ein ausgeprägtes Zentrumsmaximum (es handelt sich um eine Schwallströmung). Jeder der im Bild eingetragenen Punkte stellt einen lokalen Mittelwert der Geschwindigkeit bzw. des Gasgehalts an einem der Messpunkte des Gittersensors dar. Die Punkte sind über dem Radius abgetragen, auf dem der entsprechende Kreuzungspunkt der Sensordrähte liegt. Bei den Linien handelt es sich um Profile, die durch Anwendung der Gewichtsfaktoren aus Bild 3.9 erhalten wurden.

Es wurde gezeigt, dass es möglich ist, die Volumenstromdichte der Gasphase durch Mittlung von lokalen Produkten aus Geschwindigkeit und Gasgehalt zu ermitteln. Dabei wird die durch die Gaseinperlung bekannte Volumenstromdichte rekonstruiert. Die dabei erreichbaren Genauigkeiten werden durch die zeitlichen Geschwindigkeitsfluktuationen begrenzt. Ergebnisse wurden in [Pra99, PZP02] vorgestellt.

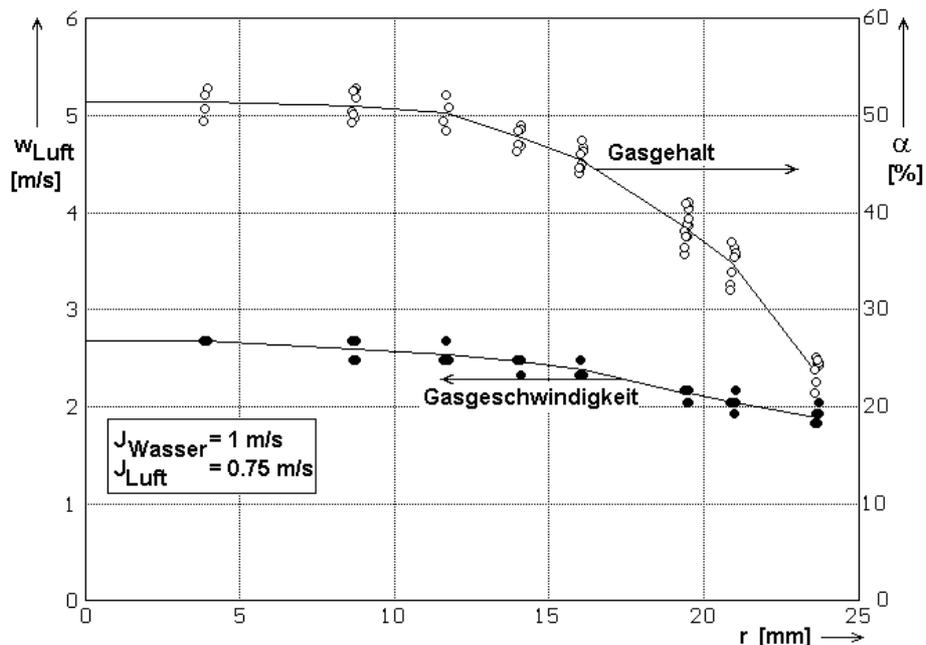


Bild 3.12 Beispiel für ein Geschwindigkeits- und ein Gasgehaltsprofil

3.9 Virtuelle Schnittbilder, virtuelle Projektionen

Ein sehr anschauliches Verfahren zur Darstellung der Struktur der Phasengrenzfläche ist die Erstellung von virtuellen Schnittbildern. Hierfür werden momentane Gasgehaltsverteilungen entlang des Durchmessers des Messquerschnitts aus der zweidimensionalen Gasgehaltsverteilung herausgezogen und nach Zuordnung einer Farbskala zu den Gasgehaltswerten als horizontaler Balken dargestellt (Bild 3.13). Diese Balken werden entlang einer senkrechten, von oben beginnenden Zeitachse gezeichnet. Dadurch entsteht eine Darstellung, die den Eindruck einer Seitenansicht der Strömungsstruktur entlang eines Längsschnitts entlang der Achse der Testsektion vermittelt.

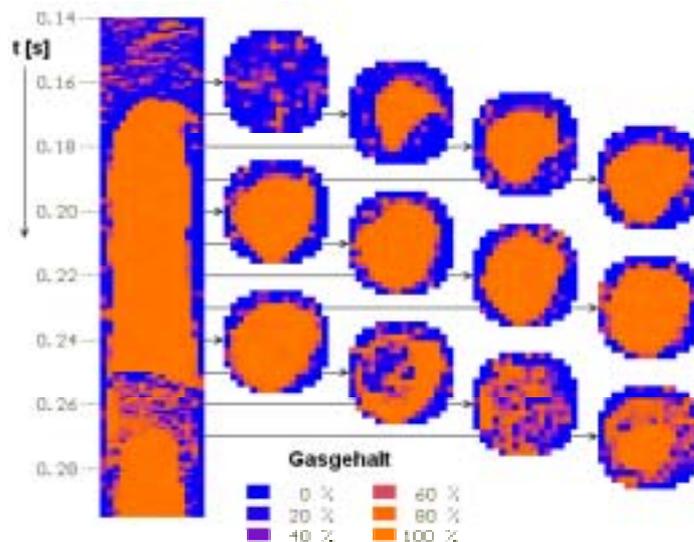


Bild 3.13 Bildung eines virtuellen Schnittbildes aus einer Sequenz von zweidimensionalen Momentanverteilungen des Gasgehalts

Die Zeitachse kann zusätzlich durch Verwendung einer Geschwindigkeitsinformation in eine virtuelle z^* -Achse umgeformt werden, wenn die Geschwindigkeit der Gasphase bekannt ist. Wenn der Maßstab der z^* -Achse dabei mit dem Maßstab der Breite der Darstellung im Verhältnis zum Rohrleitungsdurchmesser übereinstimmt, entsteht ein virtuelles (Eulersches) Schnittbild, in dem die Blasen in ihrem originalen Verhältnis von Höhe zu Breite dargestellt sind. Leider ist es dabei nicht möglich, Geschwindigkeitsunterschiede zwischen den einzelnen Blasen bzw. das radiale Geschwindigkeitsprofil in der Testsektion zu berücksichtigen. Man muss vielmehr näherungsweise auf die mittlere Gasphasengeschwindigkeit ausweichen, die beispielsweise aus der Gasvolumenstromdichte und dem querschnittsgemittelten Gasanteil erhalten werden kann. Damit kann die Umwandlung der Zeitachse in die virtuelle z^* -Achse wie folgt vorgenommen werden:

$$z^* = \overline{w_G} \Delta t \quad (3.11)$$

Eine weitere Möglichkeit der Darstellung besteht in der Berechnung von virtuellen Projektionen. Hierbei wird stark vereinfacht die Ausbreitung von Licht innerhalb der Zweiphasenströmung simuliert, indem jeder der beiden Phasen individuell virtuelle Absorptions- und Streukoeffizienten für die rote, blaue und grüne Komponente zugewiesen werden. Es wird begonnen, indem angenommen wird, dass von der Seite,

also in Richtung der Zunahme des Index i , weißes Licht einfällt. Der Lichtfluss setzt sich dabei aus einer roten, grünen und blauen Komponente zusammen, Für weißes Licht werden Intensitäten angenommen, die den Werten in der true-color Farbdarstellung im PC entsprechen:

$$\vec{\Phi}_{x,0,j} = \vec{\Phi}_{\text{white}} = (\varphi_{\text{red}}, \varphi_{\text{green}}, \varphi_{\text{blue}}) = (255,255,255) \quad (3.12)$$

Die Absorption führt zu einer Schwächung in Richtung der Zunahme von Index i :

$$\vec{\Phi}_{x,i,j} = \vec{\Phi}_{x,i-1,j} \cdot [1 - \bar{\Lambda}_{\text{gas}} \cdot \alpha_{i,j} - \bar{\Lambda}_{\text{liquid}} \cdot (1 - \alpha_{i,j})] \quad \text{for } i \geq 0 \quad \text{and } i \leq n_{\text{el}} \quad (3.13)$$

In jedem Punkt der Verteilung wird Licht in Richtung auf den Beobachte gestreut, die der Richtung der Zunahme des Index j entspricht. Es wird angenommen, dass diese Streuung eine Quellverteilung verursacht, die durch Multiplikation der örtlichen Lichtflüsse mit Streukoeffizienten für jede Lichtkomponente berechnet werden kann:

$$\vec{Q}_{i,j} = \vec{\Phi}_{x,i,j} \cdot [\bar{\Omega}_{\text{gas}} \cdot \alpha_{i,j} - \bar{\Omega}_{\text{liquid}} \cdot (1 - \alpha_{i,j})] \quad (3.14)$$

Der Fluss, der sich in Richtung auf den gedachten Betrachter ergibt, wird durch Summation dieser Quellanteile in j -Richtung und der beim Durchtritt des Lichts in dieser Richtung wiederum stattfindenden Absorption berechnet:

$$\vec{\Phi}_{y,i,j} = \vec{\Phi}_{y,i,j-1} \cdot [1 - \bar{\Lambda}_{\text{gas}} \cdot \alpha_{i,j} - \bar{\Lambda}_{\text{liquid}} \cdot (1 - \alpha_{i,j})] + \vec{Q}_{i,j} \quad \text{for } j \geq 0 \quad \text{and } j \leq n_{\text{el}} \quad (3.15)$$

Der Anfangswert für diese Summation ist der Farbwertvektor für "Schwarz":

$$\vec{\Phi}_{y,i,0} = \vec{\Phi}_{\text{black}} = (\varphi_{\text{red}}, \varphi_{\text{green}}, \varphi_{\text{blue}}) = (0,0,0) \quad (3.16)$$

Die erhaltene Farbverteilung wird in der gleichen Weise geplottet, wie dies bei den virtuellen Schnittbildern gehandhabt wurde. Es ist dabei wiederum von Vorteil, die Zeitachse in eine virtuelle z^* -Achse umzurechnen. Es entsteht ein dreidimensionaler Eindruck von der Gasgehaltsverteilung. Die erforderlichen virtuellen Absorptions- und Streukoeffizienten wurden dabei empirisch optimiert, um eine möglichst kontrastreiche und plastische Darstellung zu erhalten.

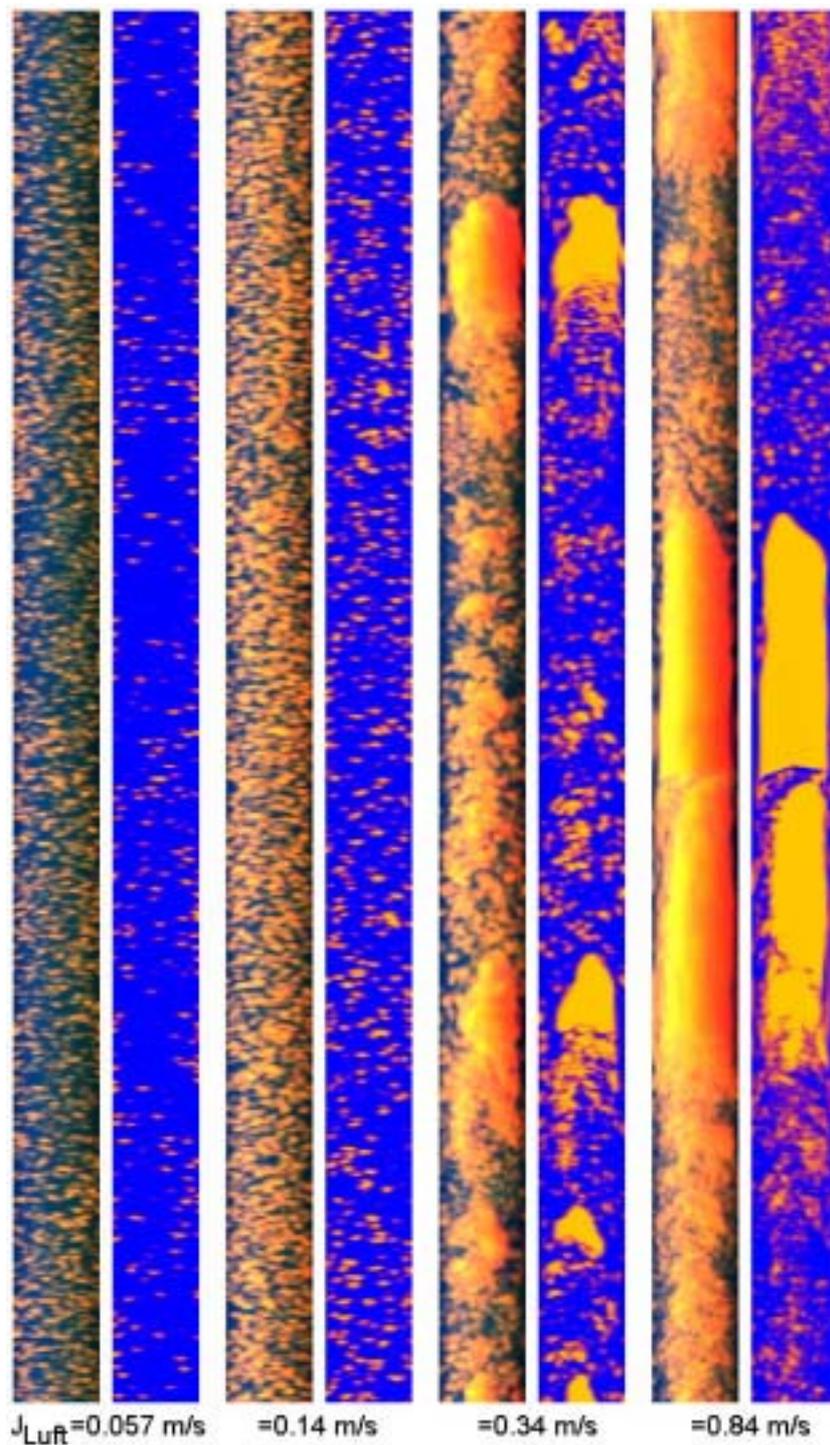


Bild 3.14 Virtuelle Projektionen (jeweils links) und virtuelle Schnittbilder (jeweils rechts), gewonnen mit einem Sensor 24x24, Volumestromdichte Wasser: 1 m/s, $L/D \cong 60$

Wie am Beispiel einiger ausgewählter Strömungszustände in Bild 3.14 zu erkennen ist, ergänzen sich beide Darstellungen, wenn es um die qualitative Analyse der Strömungsform bzw. der Geometrie der Phasengrenzfläche geht. Die Schnittbilder zeigen nur Blasen, die von der Mittelebene geschnitten werden. Dabei kann auch ein falscher Eindruck von der Größe der Blasen entstehen, wenn die betreffende Blase nur angeschnitten wird. Demgegenüber berücksichtigen die Projektionen auch Gas-

blasen, die angeschnitten werden, in ihrer vollen Größe sowie auch Blasen, die sich außerhalb der Mittelebene befinden. Allerdings weisen die Projektionen den selben Nachteil auf, den auch die visuelle Beobachtung durch Schaugläser hat: Mit wachsendem Gasanteil werden die Darstellungen unübersichtlich und es ist nicht mehr möglich, in die Tiefe der Strömung zu blicken. Günstig ist es daher, beide Darstellungen gemeinsam für die Bewertung der Strömungsform heranzuziehen.

3.10 Blasengrößenmessung

Die Blasengrößenmessung und die Ermittlung von Blasengrößenverteilungen ist in [Pra01] ausführlich beschrieben worden. Nachfolgend wird eine kurze Zusammenfassung des Verfahrens gegeben. Der Ausgangspunkt ist, dass jeder Einzelwert der Gasgehaltsverteilung $\alpha_{i,j,k}$ angibt, zu welchem Anteil die entsprechende Masche $[i,j]$ im Zeitschritt k mit der Gasphase ausgefüllt ist. Die Zeit, die ein Fluidelement benötigt, um durch die Messebene hindurch zu treten, hängt von der Strömungsgeschwindigkeit ab. Das integrale Gasvolumen, das durch eine Masche des Sensors innerhalb der Messperiode strömt, ist proportional der örtlichen Momentangeschwindigkeit der Gasphase und dem momentanen örtlichen Gasanteil: $V_{G,x,y,t} = \alpha_{x,y,t} \cdot w_{G,x,y,t} \Delta x \Delta y \Delta t$. Hierbei ist $w_{G,x,y,t}$ die Axialkomponente der örtlichen Momentangeschwindigkeit der Gasphase. Im Allgemeinen belegt eine Blase mehr als ein Element der Gasgehaltsverteilung $\alpha_{i,j,k}$. Das Blasenvolumen kann deshalb bestimmt werden, wenn es gelingt, die zur Blase gehörenden Elemente zu identifizieren und anschließend die örtlichen Gasanteile zu summieren:

$$V_b = \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta t \cdot \sum \alpha_{i,j,k} \cdot w_{G,i,j,k} \quad \forall [i, j, k] \in \text{Blase} \quad (3.17)$$

Aus dem Volumen kann ein äquivalenter Blasendurchmesser berechnet werden:

$$d_b = \sqrt[3]{\frac{6}{\pi} \cdot V_{BL}} \quad (3.18)$$

Bei dieser Betrachtung ist die Blase als zusammenhängendes Gebiet von Elementen der Verteilung $\alpha_{i,j,k}$ definiert, innerhalb dessen der Gasanteil von null verschieden ist und das von Elementen umgeben ist, auf denen der Gasanteil null ist. Im Allgemeinen ist in einer Verteilung eine große Zahl von Blasen zu finden. Die Bestimmung einer Blasengrößenverteilung ist deshalb in die folgenden Schritte zu unterteilen:

- Identifikation von Blasen, d.h. Zuordnung aller Elemente $[i,j,k]$ der Verteilung entweder zu einer von N Blasen oder zu dem von der Flüssigphase eingenommenen Gebiet,
- Integration der lokalen momentanen Gasgehalte über die Elemente, die zur jeweiligen Blase gehören, um zum Blasenvolumen gem. Gl. (3.17) zu gelangen, und Umrechnung in einen äquivalenten Blasendurchmesser nach Gl. (3.18).
- Berechnung einer statistischen Verteilung (Histogramm) mit dem Blasendurchmesser als Variablen.

Ein generelles Problem ist die Beschaffung der Geschwindigkeit der Gasphase. Zum heutigen Zeitpunkt ist es noch nicht möglich, die momentane Verteilung der Gaspha-

sengeschwindigkeit über den gesamte Messquerschnitt mit der erforderlichen Zeitauflösung zu erfassen. Auch ist es noch nicht möglich, die Geschwindigkeit jeder einzelnen Blase, die durch die Messebene tritt, zu bestimmen. Um das Problem der Geschwindigkeitsmessung abzutrennen, kann die Geschwindigkeit aus Gl. (3.17) ausgeklammert werden, wenn die Blasengeschwindigkeit als Näherung genutzt wird, d.h. $w_{G,i,j,k} \cong w_b$. Im Ergebnis erhält man ein bezogenes Volumen \tilde{V}_b , das von der Geschwindigkeit unabhängig ist. Es hat die Maßeinheit $m^2 \cdot s$, der daraus gebildete bezogene Blasendurchmesser \tilde{d}_b hat die Einheit $(m^2 \cdot s)^{1/3}$.

$$\frac{V_b}{w_b} = \tilde{V}_b \cong \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta t \cdot \sum \alpha_{i,j,k} \quad \forall (i,j,k) \in \text{Blase} \quad (3.19)$$

Umgekehrt kann das tatsächliche Volumen aus dem bezogenen Volumen durch Multiplikation mit der Blasengeschwindigkeit erhalten werden. Der bezogene Durchmesser muss mit der dritten Wurzel aus der Geschwindigkeit multipliziert werden, um den Durchmesser zu erhalten.

Es gibt verschiedene Möglichkeiten, um die Blasengeschwindigkeit zu erhalten:

- Die lokale Gasphasengeschwindigkeit kann durch die mittlere Gasphasengeschwindigkeit im Strömungsquerschnitt angenähert werden: $w_{G,x,y,t} \cong \overline{w_G} = J_G / \overline{\alpha}$. Hierbei wird die Ungleichmäßigkeit der Verteilung über den Strömungsquerschnitt vernachlässigt. Dies ist eine akzeptable Näherung für den Fall einer aufwärtsgerichteten, turbulenten Zweiphasenströmung in einer vertikalen Rohrleitung, insbesondere bei Zwangskonvektion. Es ist charakteristisch für eine solche Strömung, dass das Geschwindigkeitsprofil flach ist. Wegen des Phasenschlupfs wird die ohnehin geringe relative Profilierung der Flüssigkeitsgeschwindigkeit für die Gasphase weiter vermindert. Dazu kommt, dass sich der relative Fehler der Durchmesserbestimmung nach Gl. (3.18) gegenüber dem Fehler der Volumenmessung, in die die Geschwindigkeit linear eingeht, wegen der dritten Wurzel noch um den Faktor drei verkleinert.
- Es ist möglich, zwei hintereinander angeordnete Gittersensoren unter Verwendung von Kreuzkorrelationsfunktionen zur Messung von Geschwindigkeitsprofilen zu nutzen (vgl. Abschnitt 3.8). Diese zeitgemittelten Profile stellen bereits eine verbesserte Näherung für die momentanen Gasgeschwindigkeiten dar, als die über den Strömungsquerschnitt gemittelte Phasengeschwindigkeit, d.h. $w_{G,x,y} \cong w_{G,x,y,t}$.

Mit einer ausreichend hohen Messfrequenz ist auch die Anwendung von Dreiebenen-Gittersensoren möglich, die dann Laufzeiten einzelner Blasen zwischen den im Spalt zwischen der ersten und zweiten sowie der zweiten und dritten Elektrodenebene befindlichen Messebenen liefern. Damit ist die Messung von individuellen Blasengeschwindigkeiten möglich. Diese Möglichkeit wurde noch nicht getestet. Im vorliegenden Projekt wurde stets die mittlere Gasphasengeschwindigkeit für die Blasengrößemessung angesetzt. Es wurden Versuche unternommen, Geschwindigkeitsprofile zu nutzen, was jedoch nicht bei allen Punkten der Versuchsmatrizen gelang, da das Kreuzkorrelationsverfahren bei einigen Strömungsregimes keine befriedigenden Ergebnisse lieferte. Deshalb wurde es vorgezogen, einheitlich zu verfahren und

stets eine aus der Gasvolumenstromdichte und dem vom Gittersensor selbst gemessenen querschnitts- und zeitgemittelten Gasanteil berechnete mittlere Luftgeschwindigkeit zu nutzen.

Nach der Ermittlung des äquivalenten Durchmessers jeder einzelnen detektierten Blase wird eine Häufigkeitsverteilung erzeugt. Hierfür wird der äquivalente Durchmesser in Intervalle aufgeteilt und für jedes Intervall der individuelle von der jeweiligen Blase vertretene Gasgehalt summiert. Letzterer ergibt sich aus der Summe der lokalen Momentanwerte des Gasanteils innerhalb der Blase bezogen auf das Volumen, das die Messebene im Verlauf der gesamten, zur Auswertung verwendeten Integrationszeit durchströmt hat. Dadurch erhält man als Häufigkeit keine Blasenanzahldichten, sondern Gasgehaltsanteile, die von der jeweiligen Blasengrößenklasse vertreten sind. Diese Größe wird als $H(d_b) = d\alpha/dd_b$ bezeichnet und hat die Einheit %/mm. Durch diese Art der Darstellung wird der Nachteil von Blasenanzahlverteilungen umgangen, die das Auftreten von Großblasen nur schlecht wiedergeben, da diese Blasen zwar einen großen Gasanteil repräsentieren, aber nur in geringer Anzahl auftreten. Das Integral über die Funktion $H(d_b)$ ergibt den querschnitts- und zeitgemittelten Gasgehalt, d.h. $\bar{\alpha} = \int_0^{\infty} H(d_b) \cdot dd_b$.

Dieser Umstand wird weiterhin auch bei der Aufteilung der Klassenbreiten berücksichtigt. Die Breite der Klassen, in die die Achse des äquivalenten Blasendurchmessers unterteilt wird, wurde mit wachsendem Blasendurchmesser vergrößert, um die Verteilungen auch bei einer geringen Statistik der Großblasen gleichmäßiger erscheinen zu lassen. Ohne diese Maßnahme ist eine adäquate Verdeutlichung der quantitativen Verhältnisse der Aufteilung des Gasanteils auf die Blasen verschiedener Größe nicht möglich. Eine oft genutzte Möglichkeit besteht in der exponentiellen Staffelung der Klassenbreite, die eine logarithmische Achseneinteilung zur Folge hat. Günstig ist es, ein kombiniertes Verfahren anzuwenden, bei dem die Klassenbreite bis zu einem bestimmten Durchmesser (z.B. 3 mm) konstant bleibt und danach exponentiell vergrößert wird.

3.11 Zerlegung von Gasgehaltsprofilen entsprechend Blasengrößenklassen

Die Zerlegung von radialen Gasgehaltsprofilen wurde erstmals in [Pra02] vorgestellt. Sie basiert darauf, dass die Verteilung der Momentanwerte des lokalen Gasanteils $\alpha_{i,j,k}$ nach erfolgter Blasenidentifikation und Ermittlung der äquivalenten Blasendurchmesser in partielle Verteilungen zerlegt wird, die bestimmten Bereichen des äquivalenten Blasendurchmessers zugeordnet sind. Hierzu werden nur diejenigen Elemente der Verteilung $\alpha_{i,j,k}$ in die jeweilige partielle Verteilung $\alpha_{p,i,j,k}$ übernommen, die bei der Blasenidentifikation zu einer Blase zugeordnet wurden, die dem entsprechenden Durchmesserbereich $d_{b,p,1} \leq d_b < d_{b,p,2}$ entstammt. $d_{b,p,1}$ und $d_{b,p,2}$ sind hierbei die Unter- und die Obergrenze des Durchmesserbereichs für die partielle Verteilung $\alpha_{p,i,j,k}$. Dieses Verfahren ist in Bild 3.15 illustriert. Die partiellen Verteilungen können anschließend auf verschiedene Art zur Mittelwertbildung herangezogen werden. Eine Zerlegung des radiale Gasgehaltsprofils wird erhalten, indem die Mittelwertbildung nach Gl. (3.6) auf die Menge der erhaltenen partiellen Verteilungen der lokalen Momentanwerte angewandt wird.

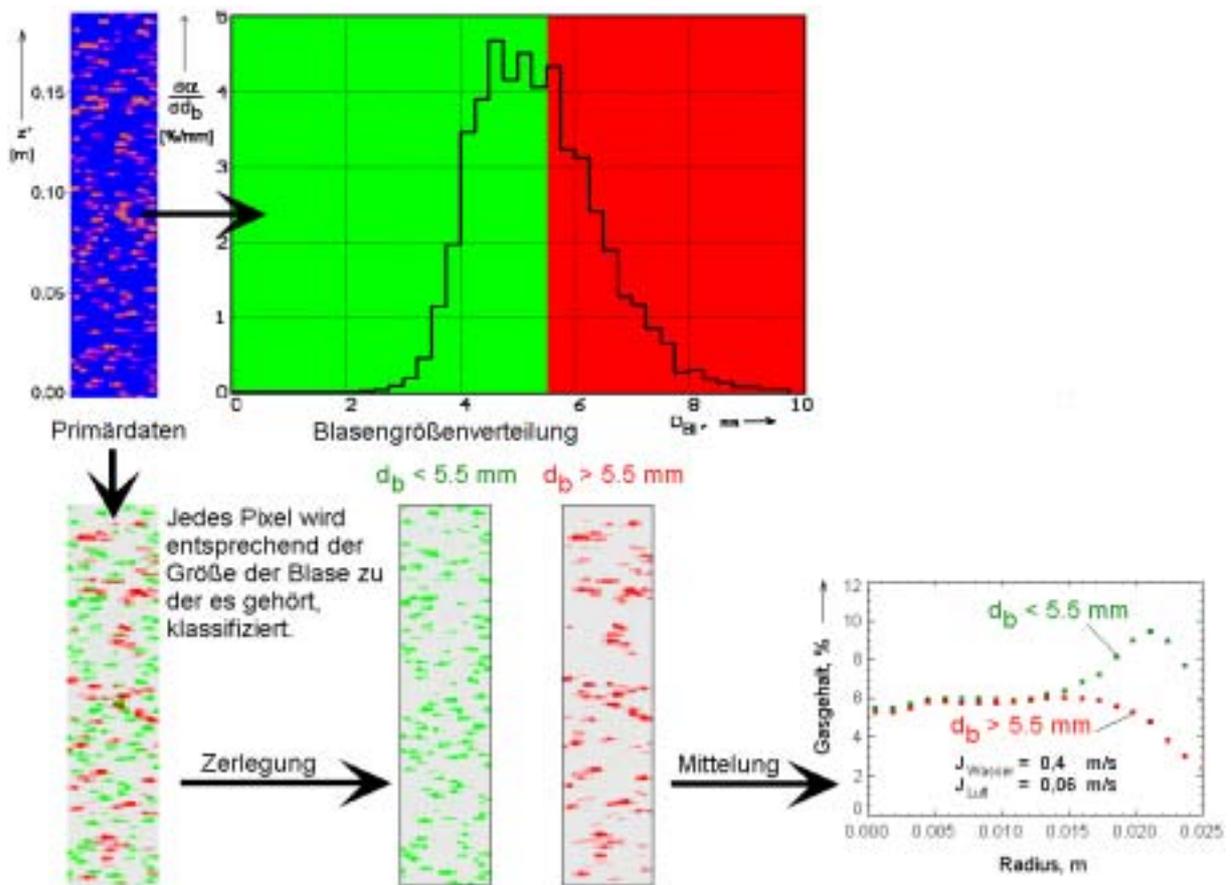


Bild 3.15 Erläuterung zur Zerlegung von Gasgehaltsverteilungen nach Blasengrößenklassen

Die Durchmesserbereiche für die Zerlegung können weitgehend frei gewählt werden. Günstig ist es, Bereichsgrenzen so zu legen, dass sie mit kritischen Blasendurchmessern zusammenfallen, bei denen eine qualitative Veränderung des Verhaltens der Blasen zu erwarten ist.

4 Stationäre adiabate Zweiphasenströmung in einer vertikalen Rohrleitung

4.1 Versuchsszenarien, Testmatrizen, Versuchsdurchführung

4.1.1 Matrix der Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten

Die sich entlang der Teststrecke entwickelnden Strömungsformen bzw. Merkmale der Strömung hängen von den Volumenstromdichten, im folgenden auch als Leerrohrgeschwindigkeiten bezeichnet, ab. Eine gebräuchliche Form der Darstellung stationärer Strömungskarten ist daher die Gebiete unterschiedlicher Strömungsformen bzw. -merkmale in einem Diagramm mit den Leerrohrgeschwindigkeiten für Gas und Flüssigkeit als Achsen zu kennzeichnen (s. z.B. [TBD80]). Daher wurde für die vorliegenden Untersuchungen eine Matrix von Versuchspunkten, d.h. Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten für Flüssigkeit und Gas definiert. Die Abstände der Punkte folgen dabei einer logarithmischen Skala. Bei einer Variation der Leerrohrgeschwindigkeiten für Gas von 0,0025 bis 12,14 m/s in 20 Schritten sowie für Wasser von 0,0405 bis 4,047 m/s in 11 Schritten umfasst die Matrix 220 Punkte. Die Sollwerte für die Leerrohrgeschwindigkeiten und die Zuordnung der Versuchspunkte ist in Bild 4.1 dargestellt.

		Leerrohrgeschwindigkeit Gas J_G in m/s																			
		0,0025	0,0040	0,0062	0,0096	0,0151	0,0235	0,0368	0,0574	0,0898	0,140	0,219	0,342	0,534	0,835	1,305	2,038	3,185	4,975	7,772	12,14
Leerrohrgeschwindigkeit Wasser J_W in m/s	4,047	011	022	033	044	055	066	077	088	099	110	121	132	143	154	165	176	187	198	209	220
	2,554	010	021	032	043	054	065	076	087	098	109	120	131	142	153	164	175	186	197	208	219
	1,611	009	020	031	042	053	064	075	086	097	108	119	130	141	152	163	174	185	196	207	218
	1,017	008	019	030	041	052	063	074	085	096	107	118	129	140	151	162	173	184	195	206	217
	0,641	007	018	029	040	051	062	073	084	095	106	117	128	139	150	161	172	183	194	205	216
	0,405	006	017	028	039	050	061	072	083	094	105	116	127	138	149	160	171	182	193	204	215
	0,255	005	016	027	038	049	060	071	082	093	104	115	126	137	148	159	170	181	192	203	214
	0,161	004	015	026	037	048	059	070	081	092	103	114	125	136	147	158	169	180	191	202	213
	0,102	003	014	025	036	047	058	069	080	091	102	113	124	135	146	157	168	179	190	201	212
	0,0641	002	013	024	035	046	057	068	079	090	101	112	123	134	145	156	167	178	189	200	211
	0,0405	001	012	023	034	045	056	067	078	089	100	111	122	133	144	155	166	177	188	199	210

Bild 4.1 Zuordnung der Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten zu den Versuchspunkten. Die entsprechenden Werte für die Volumenstromdichten ergeben sich durch Multiplikation der Leerrohrgeschwindigkeiten mit dem Rohrquerschnitt ($A = 0,002059 \text{ m}^2$).

Während in den Versuchsmatrizen die Leerrohrgeschwindigkeiten für die Luft unter Normalbedingungen ($1,013 \cdot 10^5 \text{ Pa}$, 20°C) angegeben sind, wurde bei Auswertung der Messdaten vom Normwert, der vom Durchflussmesser angezeigt wird, auf den thermodynamischen Zustand am Einbauort des Gittersensors umgerechnet. Dabei

wurden die an der Anlage vorhandenen Druck- und Differenzdruckmessstellen genutzt, um den Druck an der Gittersensorposition zu interpolieren. Bei der Serie M01 war ein Druckaufnehmer in unmittelbarer Nähe zum Gittersensor angeordnet. Für die Temperatur wurde angenommen, dass der Wärmeaustausch zwischen Gas und Flüssigkeit am Messort abgeschlossen ist und das Gas somit die selbe Temperatur aufweist, wie das Wasser. Die resultierende Korrektur der Volumenstromdichten ist jedoch meist unbedeutend.

4.1.2 Zeitliche Abfolge der Messungen und Versuchsziele

Nach einigen Testmessungen, die der Erprobung der Messwerterfassung sowie der Aufbereitung der Rohdaten galten, wurde in den Testserien F03, F04 und F05 eine vollständige Serie der oben beschriebenen 220 Punkte der Versuchsmatrix am oberen Ende der Testsektion aufgenommen (im folgenden als F03 bezeichnet). Dabei kam zunächst ein Gittersensor mit 16x16 Messpunkten mit einer Aufnahme Frequenz von 1,2 kHz zum Einsatz. Die unmittelbar anschließend durchgeführte Serie F06 galt dem Vergleich des Gittersensors mit einer Gamma-Durchstrahlungseinrichtung (s. Bild 3.7).

Davon ausgehend wurde für 42 ausgewählte Punkte der Matrix die Messung in sieben verschiedenen Abständen des Sensors von der Einspeisung wiederholt, um die Evolution der Strömungsstruktur entlang der Messstrecke zu erfassen. Dabei wurde, soweit es die Durchlassfähigkeit der jeweiligen Einspeisevorrichtung erlaubte, jeder Messpunkt mit allen drei verfügbaren Einspeisungen V1 bis V3 gefahren, um den Einfluss der Primärblasenbildung ermitteln zu können. (Serie F10 s. Abschnitt 4.1.5).

Bei der Messserie F14 wurden 3,034 m oberhalb der Einspeisung V1 zwei gleichartige Gittersensoren 16x16 in einem Abstand von 36 mm angeordnet. Die Signale der jeweils übereinanderliegenden Kreuzungspunkte der beiden Sensoren wurden autokorreliert (s. Abschnitt 3). Somit konnte erstmals auch die Verteilung der Gasgeschwindigkeit im Rohrquerschnitt bestimmt werden. Für ausgewählte Tests konnten damit gute Resultate erzielt werden, die sich mit CFD-Rechnungen vergleichen ließen (s. Abschnitt 5.5).

Obwohl durch Korrelation der Signale der beiden Gittersensoren in einigen Fällen plausible Geschwindigkeitsverteilungen erhalten wurden, wurde diese Art der Geschwindigkeitsmessung nicht als Standard-Auswertemethode für die Blasengrößenbestimmung eingesetzt:

- Die Voraussetzung dieser Methode, dass eine Störung an einem Kreuzungspunkt des unteren Sensors genau am gleichen Kreuzungspunkt des oberen Sensors auftritt, ist offensichtlich nur für ausgewählte Messpunkte erfüllt.
- Insbesondere in der Serie F14 wiesen die Querschnittsverteilungen der Geschwindigkeit zum Teil starke Ausreißer auf. Die Suche nach geeigneten Mittelungen war bisher nicht erfolgreich.
- Für den integralen Gasvolumenstrom, der aus der Summe der Produkte aus lokaler Geschwindigkeit und lokalem Gasgehalt berechnet wurde, konnte nur in begrenzten Bereichen der Matrix eine befriedigende Reproduzierbarkeit gefunden werden.

Die nachfolgende Serie F15 galt der Aufnahme transienter Gasgehaltsverteilungen nach sprunghaften Veränderungen des Gasvolumenstroms. Die Ergebnisse sind in Abschnitt 6.1 dargestellt.

In den Experimenten mit vertikalem Rohr wurde großes Augenmerk auf die Einhaltung einer zylindrischen Symmetrie gelegt, da sich so die besten Informationen über die senkrecht zur Strömungsrichtung wirkenden Blasenkräfte gewinnen ließen. Da in den bisherigen Serien teilweise unsymmetrische Verteilungen vorgefunden wurden, wurde der Einfluss einer geringen Neigung von bis ca. 1.5° auf die Symmetrie des Gasgehaltsprofils sowie auf die Blasengrößenverteilung untersucht. Auf diese Weise sollte klar gestellt werden, ob eine geringe unbeabsichtigte Neigung der Leitung für die beobachteten Asymmetrien verantwortlich gemacht werden könnte. Zu diesem Zweck wurde im zweiten Halbjahr 2000 die Schleife so umgebaut, dass sich die Teststrecke neigen ließ. Die Versuche wurden im weiteren Verlauf noch auf andere Einflussfaktoren ausgeweitet, da die Ursachen für die Mängel in der Reproduzierbarkeit nicht sofort eingegrenzt werden konnten (F18-F22).

Die ersten Experimente dieser Serie, die noch der Wiederholung von Referenzpunkten ohne Neigung galten, zeigten nach etwa halbjähriger Versuchspause eine gegenüber den Versuchen der Serie F10 verstärkte Blasenkoaleszenz. Diese führte bei einigen Versuchspunkten sogar zu einer Verschiebung der Charakteristik der Blasenströmung (z.B. Punkt 061 in Serie F10 – Randmaximum, in Serie F18 - Zentrumsmaximum). Infolge dessen waren die Versuche der nachfolgenden Serien darauf gerichtet, die verschiedenen Einflüsse auf die Form der Blasenströmung zu untersuchen und Störungen zu eliminieren. Dadurch wurde die Reproduzierbarkeit verbessert, die eine unabdingbare Voraussetzung dafür ist, wenn die Entwicklung der Strömungsform durch mehrere Messungen bei geändertem Abstand von der Einspeisung bei ansonsten identischen Randbedingungen untersucht werden soll. Die untersuchten Einflüsse sind im nachfolgenden Abschnitt beschrieben.

Aufbauend auf diesen Erfahrungen wurde die Serie M01 als Grundlage für die Modellentwicklung konzipiert und durchgeführt (s. Abschnitt 4.1.5). Dabei kamen erneut zwei hintereinander angeordnete Gittersensoren zum Einsatz. Die Serie galt der Untersuchung der Evolution der Strömungsstruktur entlang der Rohrleitung, wobei im Vergleich zu F10 ein wesentlich umfangreicherer Teil der Volumenstrommatrix abgefahren wurde. Messungen fanden auf insgesamt 10 verschiedenen Höhenpositionen statt.

Die Serien M02 bis M04 betrafen transiente Messungen mit Pulsung der Volumendichte des Wassers. Sie sind im Abschnitt 6.2 ausführlich beschrieben.

4.1.3 Erhöhung der Reproduzierbarkeit

Folgende Einflüsse wurden untersucht und die gefundenen Einflüsse in den nachfolgenden Experimenten vermieden:

1. Wassereigenschaften

- Zur Untersuchung der Wassereigenschaften wurden Wasserproben auf den Gehalt an Kohlenwasserstoffen (im vorliegenden Fall wahrscheinlich Ölbestandteile aus der hauseigenen Druckluftanlage) ausgemessen, was

nach längerem Gebrauch des Wasserinventars der Schleife erhöhte TOC-Werte ergab. Obwohl Parameter, wie die Oberflächenspannung nur unwesentlich verändert waren, können sich bei Vorhandensein von mikroskopischen Tröpfchen einer freien hydrophilen Komponente (Öl aus dem Kompressor) veränderte Koaleszenzbedingungen ergeben. Deshalb wurde in den nachfolgenden Experimenten in einem Rhythmus von höchstens 14 Tagen das Wasser erneuert.

- Auswechslung aller Dichtungen und Schläuche, die durch Absonderungen das Koaleszenzverhalten beeinflussen könnten. Verbesserung der Filtration für die Druckluft.
- Untersuchung des Einflusses der Wassertemperatur. Die untersuchten Matrixpunkte sind in Abschnitt 4.3.8 ausgewertet.

2. Steuerung der Anlage

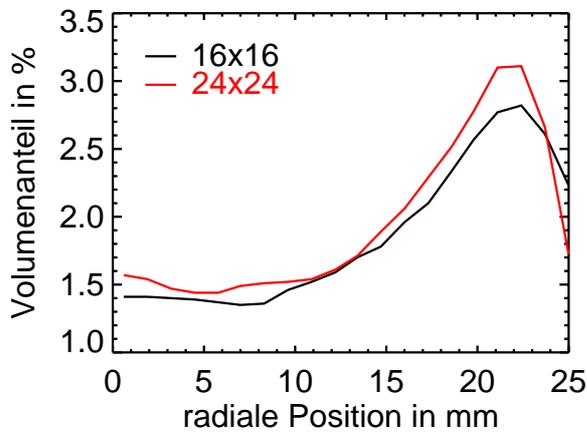
- Untersuchung des Einflusses der Art der Wasserdurchsatzsteuerung entweder durch ausschließliche Betätigung des Dreiwegeventils (Bypass) oder nur über die Frequenz der Hauptumwälzpumpe. Die Unterschiede lagen jedoch im Bereich der statistischen Schwankungen.
- Einfluss des Drucks. Am Separator der Schleife wurde ein druckabhängig softwaregesteuertes Schaltventil mit Drosselblende zur Druckregelung installiert. Es wurde darauf geachtet, dass während der Messung kein Regelvorgang stattfindet. Es wurde festgestellt, dass die Druckeinflüsse für Luftleerrohrgeschwindigkeiten $< 0,05$ m/s vernachlässigbar sind.
- Bei niedrigen Gasleerrohrgeschwindigkeiten wurde beobachtet, dass einige Düsen nicht arbeiten und die Einspeisung dadurch nicht symmetrisch erfolgt. Deshalb wurde eine neue Einspeisung so konstruiert, dass je nach Gasmenge symmetrisch im Querschnitt verteilte Düsendruppen zugeschaltet werden können, so dass auf jeden Fall symmetrisch eingespeist wird (s. Abschnitt 3, Einspeisung V4).

3. Sensorelektronik und Datenaufbereitung

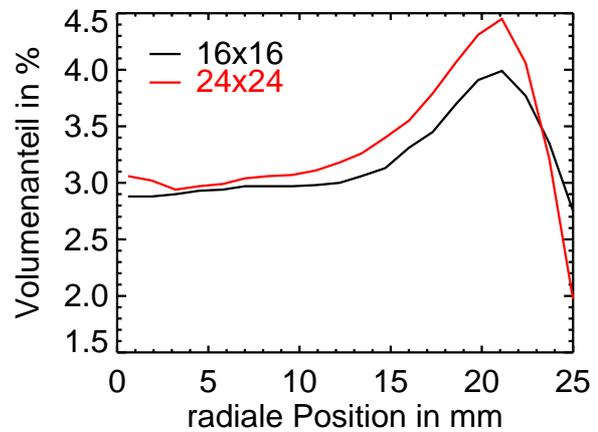
- Einsatz von Sensoren mit höherer Auflösung (24x24) und höherer Messfrequenz (2,5 kHz). Alle nachfolgenden Tests wurden mit zwei jeweils im Abstand von 36 mm (F14 und M01) hintereinander angeordneten Sensoren durchgeführt.
- Überarbeitung der Kalibrierung. In den nachfolgenden Tests wurde die Kalibrierung an jedem Messtag durchgeführt und die Einflüsse durch veränderte Leitfähigkeit des Wassers minimiert.
- Überarbeitung der Datenaufbereitung. Es wurden Möglichkeiten geschaffen, um bereits während der Versuchsdurchführung die Güte der erfolgten Messung einschätzen zu können.

Im Ergebnis der angeführten Maßnahmen konnte die Reproduzierbarkeit verbessert werden. Als Hauptursache für die asymmetrischen Gasgehaltsverteilungen wurde das Aussetzen von einzelnen Düsen bzw. Wandanbohrungen der Einperlvorrichtung

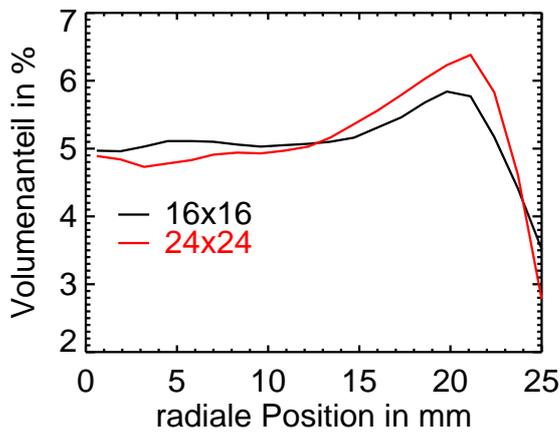
gen bei den kleineren Werten der Gasvolumenstromdichten ermittelt. Zur Vermeidung dieses Effekts wurde eine weitere Einspeisevorrichtung (V4) entwickelt, die bei der Testserie M01 eingesetzt wurde (Abschnitt 4.1.5).



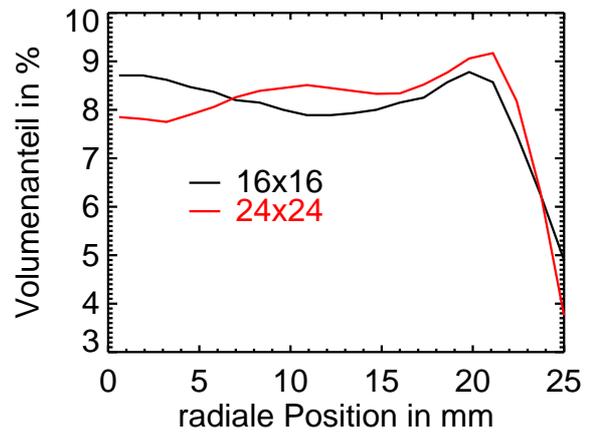
Punkt 039, $J_G = 0,0096 \text{ m/s}$



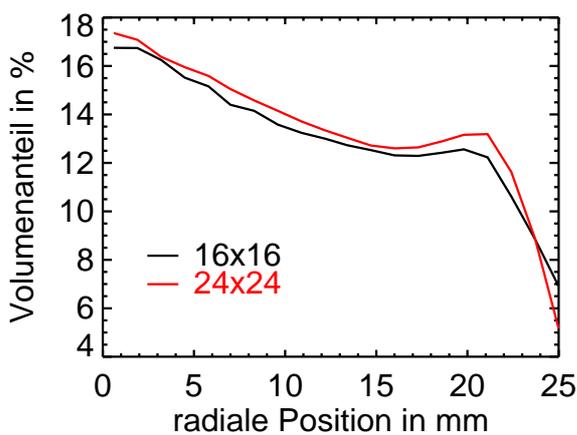
Punkt 050, $J_G = 0,0151 \text{ m/s}$



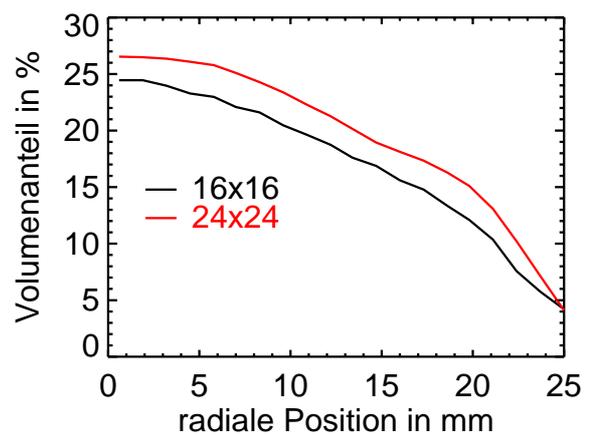
Punkt 061, $J_G = 0,0235 \text{ m/s}$



Punkt 072, $J_G = 0,0368 \text{ m/s}$



Punkt 083, $J_G = 0,0574 \text{ m/s}$



Punkt 094, $J_G = 0,898 \text{ m/s}$

Bild 4.2 Radiale Gasgehaltsverteilungen für Messungen mit dem 16x16 und dem 24x24 Sensor ($J_W = 0,4 \text{ m/s}$, Variation der Gasvolumenstromdichte) – Teil1

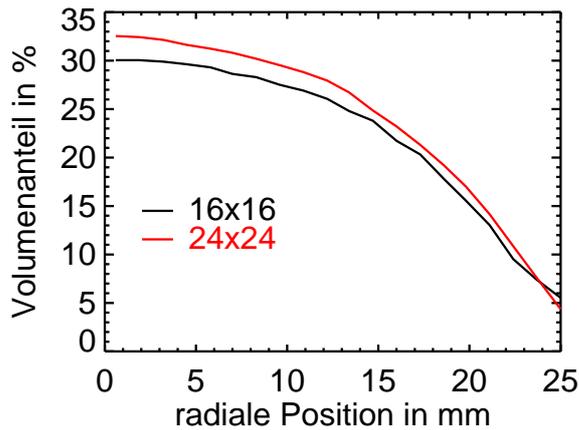
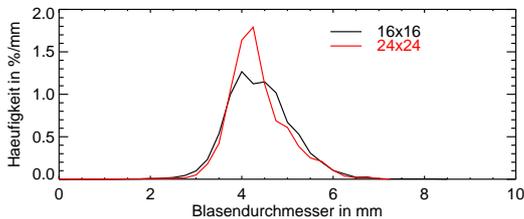
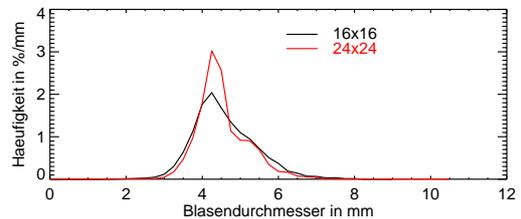


Bild 4.2 Radiale Gasgehaltsverteilungen für Messungen mit dem 16x16 und dem 24x24 Sensor ($J_W = 0,4$ m/s, Variation der Gasvolumenstromdichte) - Fortsetzung

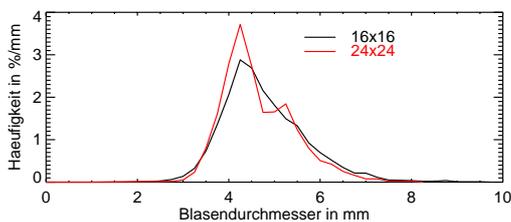
Punkt 105, $J_G = 0,140$ m/s



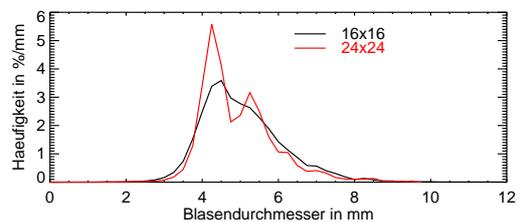
Punkt 039, $J_G = 0,0096$ m/s



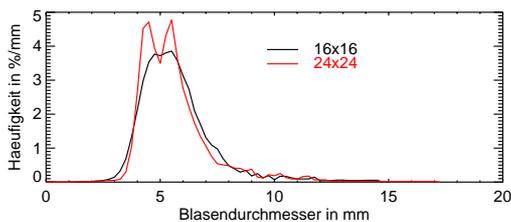
Punkt 050, $J_G = 0,0151$ m/s



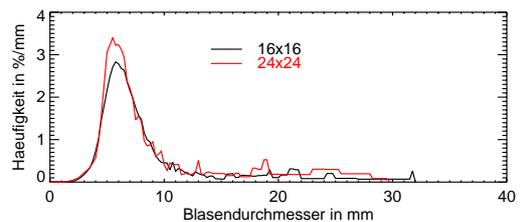
Punkt 061, $J_G = 0,0235$ m/s



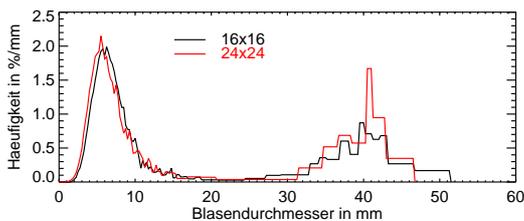
Punkt 072, $J_G = 0,0368$ m/s



Punkt 083, $J_G = 0,0574$ m/s



Punkt 094, $J_G = 0,898$ m/s



Punkt 105, $J_G = 0,140$ m/s

Bild 4.3 Blasengrößenverteilungen für Messungen mit dem 16x16 und dem 24x24 Sensor ($J_W = 0,4$ m/s, Variation der Gasvolumenstromdichte)

Zur Illustration der Reproduzierbarkeit zeigen die folgenden Bilder radiale Gasgehaltsverteilungen und Blasengrößenverteilungen für Messungen mit dem 16x16 (Serie F21) und den 24x24 Sensor (Serie F22). Zum Vergleich wurden Matrixpunkte der Linie $J_w = 1,0$ m/s herangezogen, in deren Reihe sich der Umschlag Wandmaximum – Zentrumsmaximum vollzieht. Die Reproduzierbarkeit ist gut, in keinem Fall treten qualitativ unterschiedliche Verteilungen auf.

Neben den Aussagen zur Reproduzierbarkeit, zeigt sich bei den Blasengrößenverteilungen der Nutzen, der aus der Erhöhung der Auflösung des Gittersensors von 3 mm beim 16x16 Sensor auf 2 mm beim 24x24 Sensor gezogen werden kann. Bei den Messpunkten 061, 072 und 083 wird der ursprünglich beobachtete einzelne Blasengrößenpeak in zwei Peaks aufgelöst, die äquivalenten Durchmessern entsprechen, die im Verhältnis $\sqrt[3]{2}$ zueinander stehen. Es handelt sich um das Ergebnis von Koaleszenzereignissen zwischen Blasen annähernd gleichen Durchmessers, bei denen sich das Volumen verdoppelt und der äquivalente Durchmesser um den genannten Faktor zunimmt. Dies tritt nur dann in Erscheinung, wenn eine genügend enge Primärblasenverteilung und insgesamt wenig Koaleszenz vorliegt.

4.1.4 Ausgeprägte Zweiphasenströmung bei Variation der Volumenstromdichten

F03 stellt eine vollständige Serie von Messungen entsprechend der in Abschnitt 4.1.1 beschriebenen Versuchsmatrix dar, bei der die Messposition sich am oberen Ende der Testsektion befand. Die Wassertemperatur wurde auf 30°C gehalten. Dabei wurde bis zu einer Leerrohrgeschwindigkeit der Luft von 2 m/s (bis Punkt 176) die Einperlvorrichtung aus 19 gleichmäßig im Rohrquerschnitt verteilten Düsen (V1) verwendet. Die Wandbohrungen mit 1 mm Durchmesser (V2) konnten bis zu 3,2 m/s (bis Punkt 187) und die Einspeisung mit 4 mm Bohrungen (V3) bis zu 12 m/s Leerrohrgeschwindigkeit der Luft betrieben werden. Ein Gittersensor mit 16x16 Messpunkten befand sich 3556 mm oberhalb der Einspeisevorrichtung. Es wurde mit einer Aufnahmefrequenz von 1,2 kHz gearbeitet, dabei wurden jeweils 10 s lange Signalsequenzen aufgezeichnet.

F14 wiederholt die Serie F03 in einem eingeschränkten Bereich der Volumenstromdichten für Wasser von 0,102 m/s bis 4,047 m/s und Luft von 0,0096 m/s bis 2,038 m/s, wobei erstmalig eine Geschwindigkeitsmessung durch den gleichzeitigen Einsatz von zwei Gittersensoren (16x16) realisiert wurde. Der untere Sensor hatte einen Abstand von 3034 mm von der Lufteinspeisung, die Distanz zwischen den beiden Sensoren betrug 36 mm. Der gesamte Volumenstrombereich wurde mit der Einspeisung V1 abgefahren. Die übrigen Bedingungen entsprechen der Serie F03.

4.1.5 Evolution der transienten Zweiphasenströmung entlang der Rohrleitung

In der Versuchserie **F10** wurde die Entwicklung der Strömung entlang der Teststrecke für ausgewählte Matrixpunkte (s. Bild 4.4) untersucht. Dabei wurden 3 verschiedene Einspeisevorrichtungen (V1 bis V3, s. Abschnitt 3.1.3) verwendet. Die für diese Serie ausgewählten Punkte bilden jeweils 2 horizontale Linien (konstante Wasserleerrohrgeschwindigkeit) und 2 vertikale Linien (konstante Gasleerrohrgeschwindigkeit) in der Versuchsmatrix. Die Wassertemperatur wurde in dieser Testserie konstant auf 30°C gehalten.

		Leerrohrgeschwindigkeit Gas J_G in m/s																			
Leerrohrgeschwindigkeit Wasser J_w in m/s		0,0025	0,0040	0,0062	0,0096	0,0151	0,0235	0,0368	0,0574	0,0898	0,140	0,219	0,342	0,534	0,835	1,305	2,038	3,185	4,975	7,772	12,14
	4,047		11	22	33	44	55	66	77	88	99	110	121	132	143	154	165	176	187	198	209
2,554		10	21	32	43	54	65	76	87	98	109	120	131	142	153	164	175	186	197	208	219
1,611		9	20	31	42	53	64	75	86	97	108	119	130	141	152	163	174	185	196	207	218
1,017		8	19	30	41	52	63	74	85	96	107	118	129	140	151	162	173	184	195	206	217
0,641		7	18	29	40	51	62	73	84	95	106	117	128	139	150	161	172	183	194	205	216
0,405		6	17	28	39	50	61	72	83	94	105	116	127	138	149	160	171	182	193	204	215
0,255		5	16	27	38	49	60	71	82	93	104	115	126	137	148	159	170	181	192	203	214
0,161		4	15	26	37	48	59	70	81	92	103	114	125	136	147	158	169	180	191	202	213
0,102		3	14	25	36	47	58	69	80	91	102	113	124	135	146	157	168	179	190	201	212
0,0641		2	13	24	35	46	57	68	79	90	101	112	123	134	145	156	167	178	189	200	211
0,0405		1	12	23	34	45	56	67	78	89	100	111	122	133	144	155	166	177	188	199	210

Bild 4.4 Versuchspunkte der Messserie F10. Die blau gekennzeichneten Punkte wurden nur mit der Einspeisung V3 gemessen

Auf Grund unterschiedlicher Höhen der Einspeisevorrichtungen gibt es leichte Unterschiede der Höhenpositionen bei den 3 Einspeisungen. Tabelle 3.1 enthält die jeweiligen Abstände zwischen der Einspeisevorrichtung und dem Sensor.

Tabelle 4.1: Abstände zwischen Einspeisevorrichtung und Gittersensor in der Versuchsserie F10

Höhe	Einspeisung					
	V1		V2		V3	
	h in mm	L/D	h in mm	L/D	h in mm	L/D
1	30	0,6	30	0,6	30	0,6
2	80	1,6	80	1,6	80	1,6
3	130	2,5	130	2,5	130	2,5
4	365	7,1	315	6,2	265	5,2
5	640	12,5	590	11,6	540	10,6
6	1632	31,9	1582	30,9	1532	29,9
7	3133	61,2	3083	60,2	3033	59,2

Die Versuchsreihe **M01** soll als Datenbasis für die Modellentwicklung dienen. Dafür sollte für möglichst viele Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten die Entwicklung der Strömung über die Rohrlänge erfasst werden. Die aus den oben beschriebenen Versuchsreihen abgeleiteten Erkenntnisse wurden genutzt, um eine bestmögliche Reproduzierbarkeit und Qualität der Ergebnisse zu sichern.

Für die Messungen wurden 2 Gittersensoren mit 24x24 Kreuzungspunkten benutzt, die in einem Abstand von 36,3 mm hintereinander in die Teststrecke eingebaut wurden. Die Messfrequenz betrug 2,5 kHz. Damit ist eine Messung der Gasgeschwindigkeit entsprechend Abschnitt 3.2.5 möglich. Die Messzeit betrug für jeden Einzelversuch 10 s, was jeweils eine Datei der Rohdaten in Form einer dreidimensionalen Matrix der Dimension 24*24*25000 liefert. Die Größe einer

Matrix der Dimension 24*24*25000 liefert. Die Größe einer solchen Messdatei beträgt 54,7 Mbyte.

Es wurden eine Untermenge der Versuchsmatrix von 99 Kombination der Leerrohrgeschwindigkeiten untersucht. Die Gaseinspeisung erfolgte mit der Einperleinrichtung V4 (s. 3.1.3). Die 19 Kapillaren sind in 5 Gruppen zuschaltbar. Das wurde genutzt, um auch bei kleinen Luftvolumenströmen eine symmetrische Gaseinspeisung zu gewährleisten. Die untersuchten Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten sowie die jeweils benutzten Düsendgruppen sind in Bild 4.5 dargestellt. Die Wassertemperatur wurde konstant auf 30°C gehalten.

		Leerrohrgeschwindigkeit Luft												
		0,0025	0,0040	0,0062	0,0096	0,0151	0,0235	0,0368	0,0574	0,0898	0,140	0,219	0,342	0,534
Leerrohrgeschwindigkeit Wasser	J in m/s													
	4,047	11	22	33	44	55	66	77	88	99	110	121	132	143
	2,554	10	21	32	43	54	65	76	87	98	109	120	131	142
	1,611	9	20	31	42	53	64	75	86	97	108	119	130	141
	1,017	8	19	30	41	52	63	74	85	96	107	118	129	140
	0,641	7	18	29	40	51	62	73	84	95	106	117	128	139
	0,405	6	17	28	39	50	61	72	83	94	105	116	127	138
	0,255	5	16	27	38	49	60	71	82	93	104	115	126	137
	0,161	4	15	26	37	48	59	70	81	92	103	114	125	136
	0,102	3	14	25	36	47	58	69	80	91	102	113	124	135
	0,0641	2	13	24	35	46	57	68	79	90	101	112	123	134
	0,0405	1	12	23	34	45	56	67	78	89	100	111	122	133
	0		N01	N02	N03	N04	N05	N06	N07	N08	N09	N10	N11	N12

Düsendgruppe 1
 Düsendgruppe 2
 Düsendgruppen 1 + 2
 Düsendgruppen 2 + 3
 Düsendgruppen 1 + 2 + 3
 Düsendgruppen 1 + 2 + 4
 alle Düsen

der Einperlvorrichtung V4

Bild 4.5 Gemessene Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten (alle farbige unterlegten Punkte) und verwendete Düsendgruppe bei der Messserie M01

Für die Matrixpunkte 034, 044, 083, 094, 105, 107, 116, 118, 127 und 129 wurden die Messungen jeweils 8-mal wiederholt, um eine verbesserte Statistik der Daten zu erhalten. Die Messungen wurde in bis zu 10 verschiedenen Entfernungen zwischen Einperlvorrichtung und Gittersensoren durchgeführt. Die entsprechenden Längen- zu Durchmesser-Verhältnisse sind: $L/D = 0,6; 1,6; 2,5; 4,5; 8,4; 16,2; 29,9; 39,6; 49,4$ und 59,2. Für die Orte der Gaseinspeisung und des Gittersensors erfolgte eine Messung des lokalen Drucks.

4.1.6 Variation der Wassertemperatur

Im Rahmen der Untersuchung möglicher Störeinflüsse wurde für die Matrixpunkte 028, 039, 050, 061 und 072 die Schleife bei einer Temperatur von 30 °C (Normalbetrieb) und einer auf 50 °C erhöhten Temperatur betrieben (Versuchsserie 18K). Die Messungen erfolgten nur am oberen Rohrende. Die Ergebnisse sind in Abschnitt 4.3.8 ausgewertet.

4.1.7 Geneigtes Rohr

Das Messrohr wurde um einen oberen Drehpunkt pendelnd aufgehängt und ließ sich mittels einer unten wirkenden Spindel in einer Raumrichtung schräg stellen. Während die erste dieser Serien F18 noch Fehler aufwies (s. Abschnitt 4.1.2) ist die Serie F20 als Referenz für diese Messungen zu betrachten. Die Anschlüsse zur Schleife erfolgten über biegsamen Plastschlauch. Am unteren Ende des Messrohres war ein horizontaler, mit einem Koordinatennetz versehener Messtisch befestigt. Unmittelbar über der Tischfläche hing ein Pendel von einem Fixpunkt (Doppel-T-Träger des Schleifenaufbaus) herab. Unter dessen Spitze ließ sich eine Rohrauslenkung q in mm ablesen. Zur Ermittlung des Winkels ist die Auslenkung auf die gesamte Pendellänge von 3,905 m zu beziehen. Sie betrug in den Tests A – 0, B – 25 mm, C – 50 mm und D – 100 mm. Ergebnisse sind in Abschnitt 4.3.9 beschrieben.

4.2 Beobachtete Strömungsformen

4.2.1 Allgemeines zu den Strömungsformen

Eine anschauliche Charakterisierung der Strömungsformen in einem vertikalen Rohr ist z.B. in [TBD80] enthalten. Es werden die Strömungsformen: Blasenströmung (bubble flow), Pfropfenströmung (slug flow), aufgewühlte Strömung (churn flow) und Ringströmung (annular flow) unterschieden. In der Literatur sind weitere Unterteilungen dieser grundlegenden Strömungsformen zu finden, z.B. wird in der o.g. Arbeit als Unterbereich der Blasenströmung noch die feindisperse Blasenströmung eingeführt. Als eine weitere solche Unterteilung kann man die Blasenströmung mit Rand- und mit Mittenmaximum im Gasgehalt betrachten, welche in vielen Artikeln der letzten Zeit untersucht wird (z.B. [Hil99], [Tom98], [Sen99]).

Die o.g. Einteilung in die 4 grundlegenden Strömungsformen entspricht dem visuellen Eindruck der Strömungen und ist somit insbesondere in den Übergangsbereichen vom subjektiven Empfinden des Beobachters abhängig [TBD80]. Mit der Weiterentwicklung der Messtechnik ist das Bestreben verbunden, objektive Kriterien für die Zuordnung zu einer bestimmten Strömungsform zu finden (s. 4.2.6).

4.2.2 In den Experimenten beobachtete Strömungsformen

Die Experimente überdecken den gesamten Bereich der Strömungsformen in einem vertikalen Rohr von einer stabilen Blasenströmung über die Pfropfen- und die turbulent aufgewühlte bis hin zur Ringströmung. Eine Veränderung der Strömungsform kann dabei sowohl durch eine Variation der Volumenstromdichten als auch entlang des Strömungsweges für konstant gehaltene Volumenstromdichten beobachtet werden. Eine qualitative Unterscheidung ist an Hand virtuellen Projektionen bzw. virtuellen Schnittbildern (s. Abschnitt 3.1.9) möglich, die aus Gittersensordaten erzeugt werden.

Die Bilder 4.6 bis 4.8 demonstrieren das an Hand von Beispielen. Dabei werden immer zwei Säulen nebeneinander gezeigt. Die linke Säule zeigt eine virtuelle Projektion, während die rechte das zugehörige Schnittbild zeigt.

Im Bild 4.6 werden dabei die unterschiedlichen Strukturen der Strömung in Abhängigkeit von den Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten dargestellt. Die

Messposition ist dabei immer das obere Ende der Messstrecke. Die zugehörigen Volumenstromdichten und Strömungsformen sind in der Tabelle 4.2 aufgelistet.

Tabelle 4.2: Parameter der Punkte für verschiedene Strömungsformen (s. Bild 4.6)

Test	J_w [m/s]	J_G [m/s]	Strömungsform
121	4,047	0,2190	feindispers
039	0,405	0,0096	Blasenströmung mit Randmaximum
083	0,405	0,0574	Blasenströmung im Übergangsbereich
118	1,017	0,2190	Blasenströmung mit Mittenmaximum
129	1,017	0,3420	Blasenströmung mit Mittenmaximum, bimodal
140	1,017	0,5340	Pfropfenströmung
215	0,405	12,14	Ringströmung

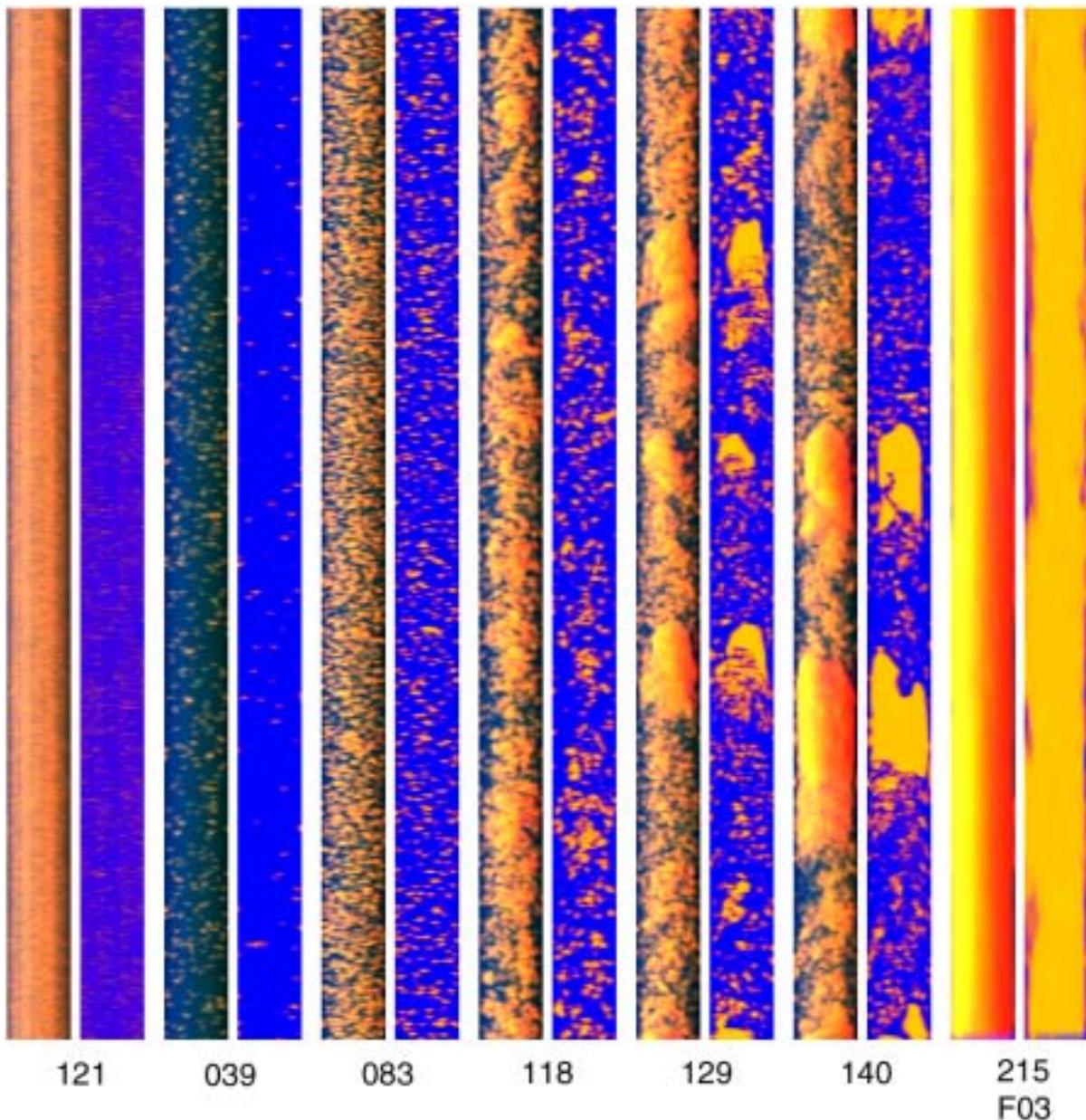


Bild 4.6 Schnittbilder verschiedener Strömungsformen (Parameter s. Tabelle 4.2)

Die Entwicklung der Struktur der Strömung entlang der Messtrecke für eine feste Kombination von Leerrohrgeschwindigkeiten wird in Bild 4.7 verdeutlicht. Hierbei erfolgt eine seitliche Einspeisung der Blasen über Einspeisung V2. Man erkennt deutlich die räumliche Umordnung der Blasen, sowie das auf Grund der Blasenkoaleszenz hervorgerufene Auftreten immer größerer Blasen bis hin zu Plugs, d.h. Taylorblasen, die den gesamten Querschnitt des Rohrs ausfüllen.

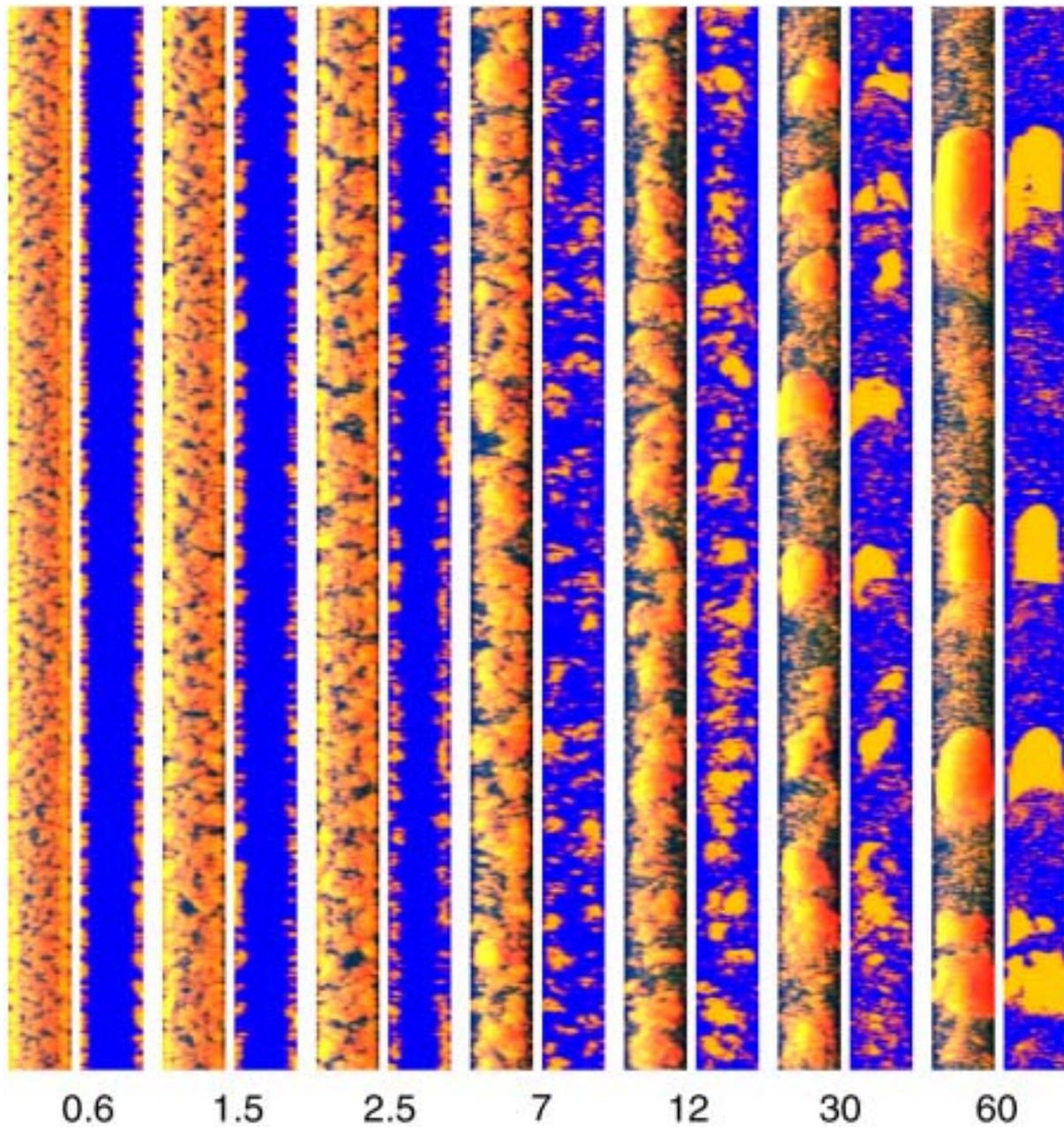


Bild 4.7 Schnittbilder für die Entwicklung der Strömungsform entlang des Rohres: Serie F10, Test 140 ($J_w=1,017$ m/s, $J_g=0,534$ m/s), seitliche Einspeisung V2.

Ein Vergleich des Einflusses der verschiedenen Einspeisevorrichtungen ist schließlich in Bild 4.8. gegeben. Hier werden für eine bestimmte Kombination von Leerrohrgeschwindigkeiten die Projektionen und Schnittbilder für zwei verschiedene L/D und die 3 verschiedenen, in der Serie F10 verwendeten Einspeisevorrichtungen gezeigt.

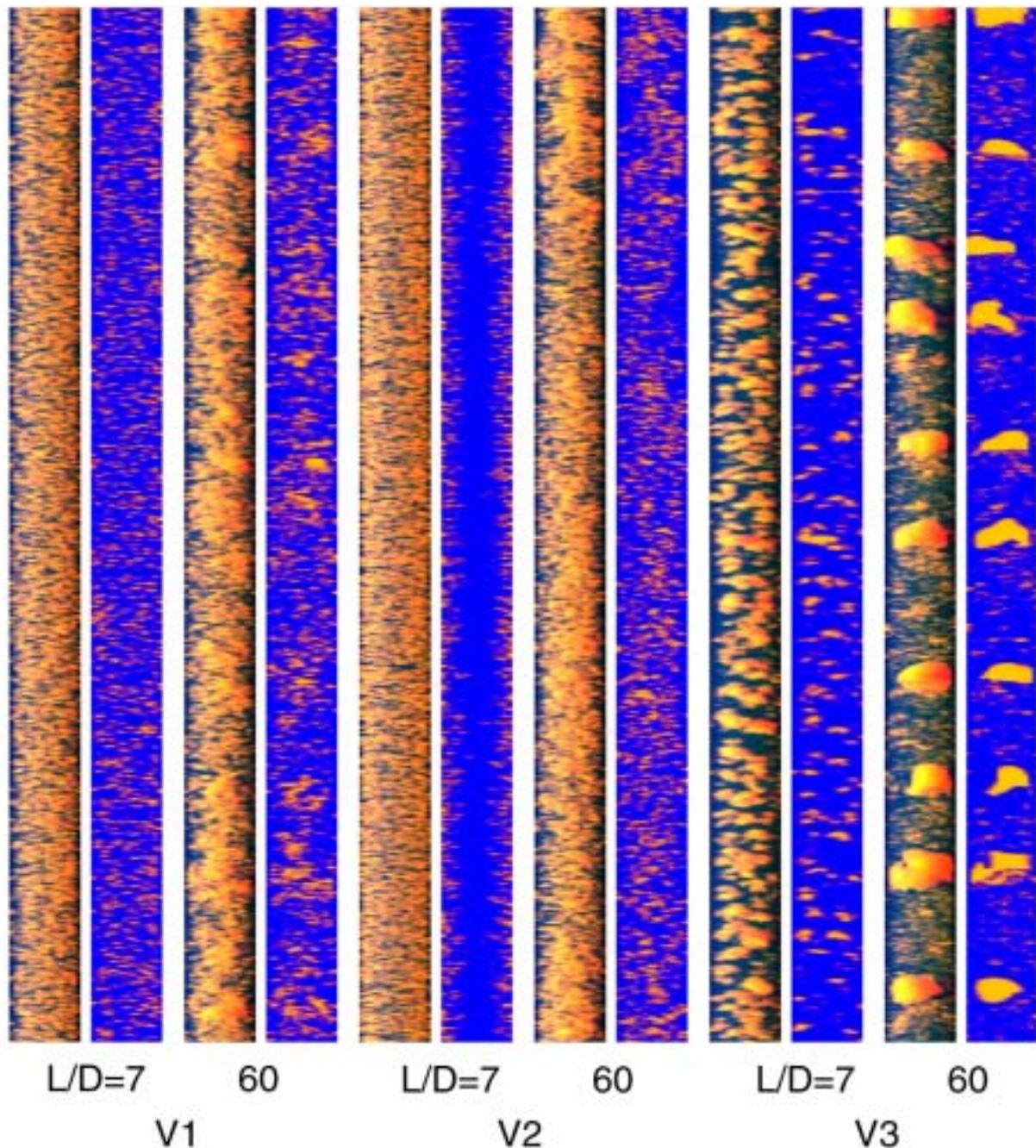


Bild 4.8 Entwicklung der Strömungsform in Abhängigkeit vom Einspeiseort bzw. vom Primärblasenspektrum (V1,V2 – V3). Serie F10, Test 118 ($J_w=1,017$ m/s, $J_g=0,219$ m/s)

Der Vergleich der Experimente mit unterschiedlichen Einperlvorrichtungen (F10) zeigt, dass der Ort der Einspeisung (gleichmäßig verteilte Düsen oder Randbohrun-

gen) nur wenig Einfluss auf die Entwicklung der Strömung entlang des Rohrs hat, der Durchmesser der Primärblasen jedoch zu deutlichen Unterschieden führt. Auch am oberen Ende der Testsektion, also bei $L/D = 60$ gibt es für einen weiten Bereich der Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten unterschiedliche Strukturen der Strömung, wenn sich die Größe der Primärblasen unterscheidet (s. Bild 4.9). Da sich die Blasengrößenverteilungen für die betreffenden Punkte der Testmatrix aber zwischen $L/D = 50$ und $L/D = 60$ noch unterscheiden, muss davon ausgegangen werden, dass in diesem Fall die Entwicklung der Strömung am oberen Rohrende noch nicht abgeschlossen ist. Eine Vorhersage bei welchen L/D -Werten gleiche Strömungsstrukturen auftreten würden, ist mit den vorliegenden Daten nicht möglich.

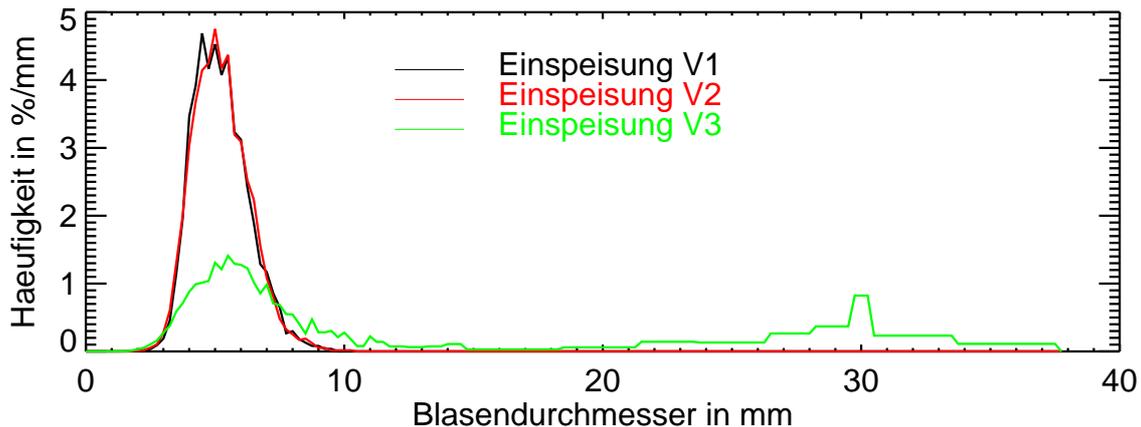


Bild 4.9 Vergleich der Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Versuchsserie F10) für die verschiedenen Einspeisevorrichtungen. Punkt 083, $J_W = 0,405$ m/s, $J_G = 0,0574$ m/s.

Im folgenden Kapitel werden zunächst die am oberen Ende der Teststrecke beobachteten Strömungsformen diskutiert und mit stationären Strömungskarten aus der Literatur verglichen. Die Ergebnisse zur Entwicklung der Strömung entlang des Rohrs werden im darauffolgenden Kapitel dargestellt.

4.3 Strömung am oberen Ende der Teststrecke

4.3.1 Stationäre Strömungskarten

Für praktische Anwendungen ist, wie oben dargestellt, die Kenntnis über die zu erwartende Strömungsform sehr wichtig. Für diesen Zweck werden in der Literatur zahlreiche Strömungskarten angegeben, die die Strömungsform in Abhängigkeit unterschiedlicher Parameter darstellen. Eine Diskussion bzgl. der gewählten Parameter ist in [TBD80] enthalten. Am gebräuchlichsten ist jedoch die bereits erwähnte Darstellung in Abhängigkeit von den Leerrohrgeschwindigkeiten. Eine weitere Zusammenstellung von Strömungskarten ist in [KPS99] zu finden. Beide Autoren kommen zu dem Schluss, dass die einzelnen Strömungskarten sehr unterschiedliche Voraussagen treffen. Neben der bereits angesprochenen subjektiven Beurteilung der Strömungsform spielen hier vor allem Probleme bei der Verallgemeinerung der aus einzelnen Experimenten gewonnenen Erkenntnisse eine Rolle. Die Strömungskarte von [TBD80] scheint auf Grund der dahinter stehenden theoretischen Überlegungen am fundiertesten. Sie stellt die Grenzen der Strömungsformen in Abhängigkeit von den Leerrohrgeschwindigkeiten der Flüssig- und der Gasphase dar.

Die Bilder 4.10 bis 4.13 zeigen die in den verschiedenen Testserien für die einzelnen Kombinationen der Volumenstromdichten ermittelten Strömungsformen bzw. Merkmale der Strömung. Der mittlere Gasgehalt der Strömung nimmt von der oberen linken Ecke hin zur unteren rechten Ecke der Matrix zu.

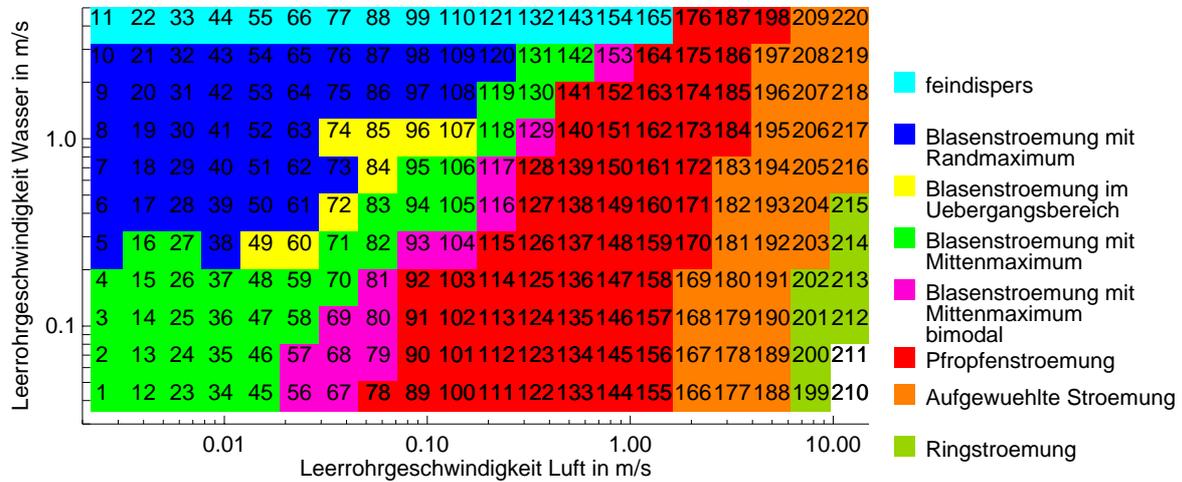


Bild 4.10 Stationäre Strömungskarte für die Messserie F03, L/D = 69,5

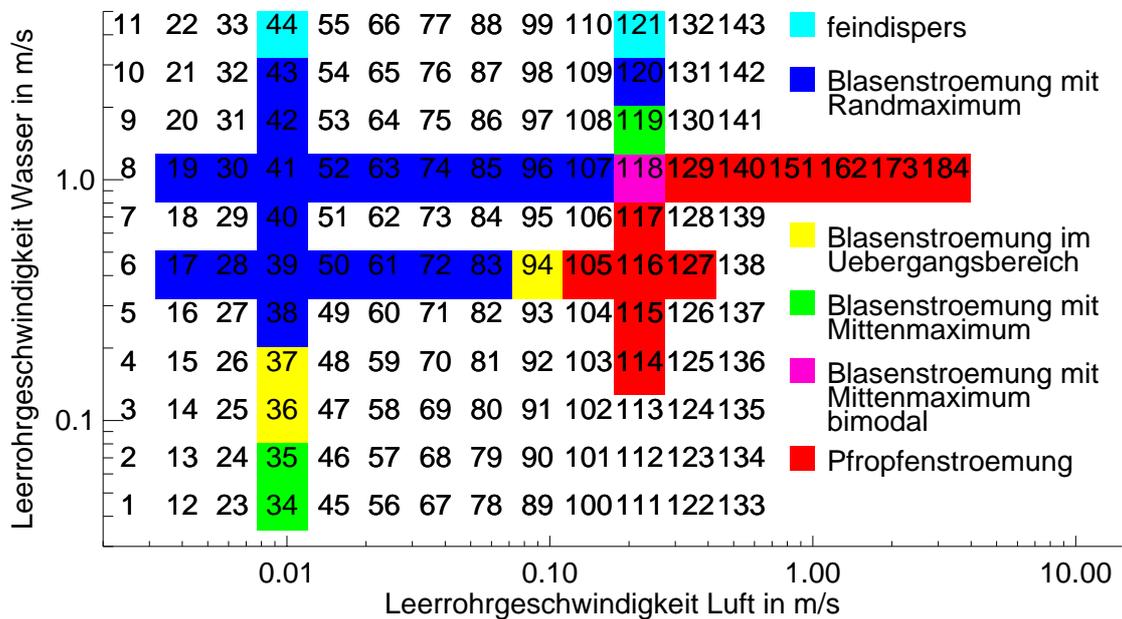


Bild 4.11 Stationäre Strömungskarte für die Messserie F10, Einspeisung V1, L/D = 61,2. Die Strömungskarte für die Einspeisung V2 (L/D = 60,2) unterscheidet sich nur in den Punkten, 036 und 037, wo noch ein Randmaximum beobachtet wird und in den Punkten 034 und 035 wo eine Blasenströmung im Übergangsbereich vorliegt.

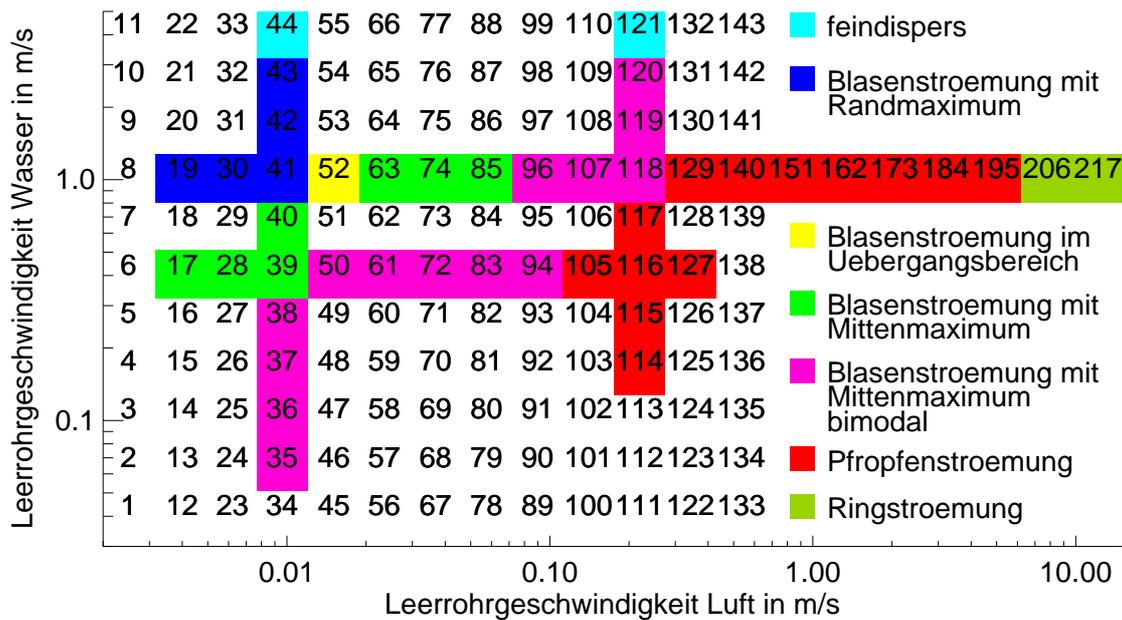


Bild 4.12 Stationäre Strömungskarte für die Messserie F10, Einspeisung V3, L/D = 59,2

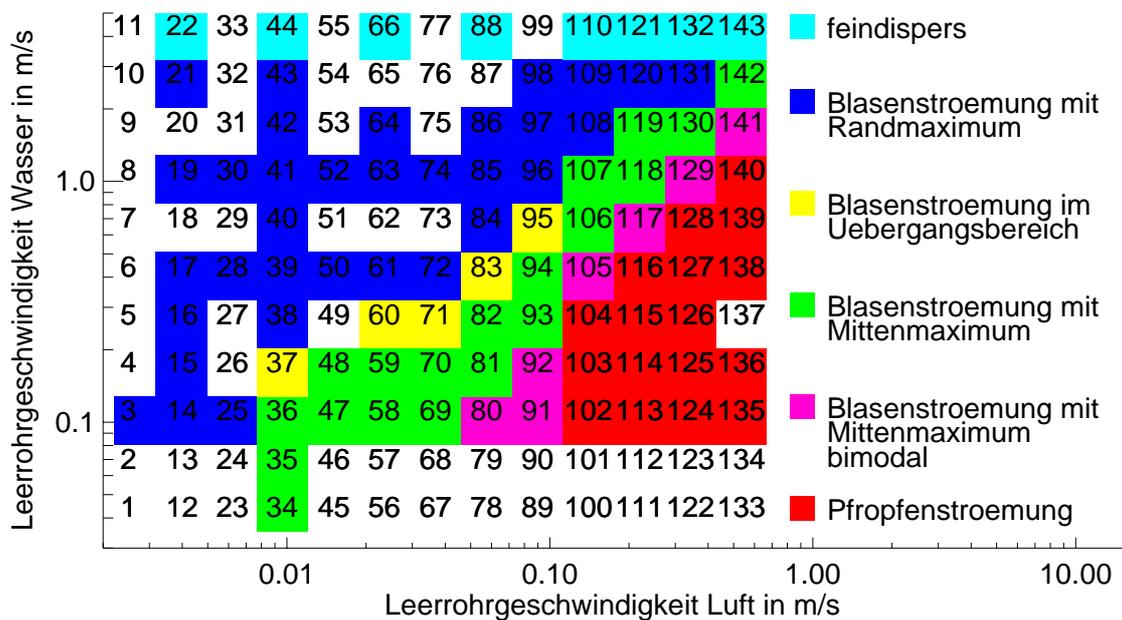


Bild 4.13 Stationäre Strömungskarte für die Messserie M01, L/D = 59,2

4.3.2 Merkmale der Blasenströmung

Für die Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten, bei denen am oberen Ende der Teststrecke eine Blasenströmung vorliegt, kann man verschiedene Merkmale der Strömung beobachten. Das betrifft zum einen die charakteristischen radialen Profile des Volumengasgehalts. Es gibt Strömungen mit einem Randmaximum des Gasgehalts (Bild 4.14) und einem Maximum in der Mitte (Bild 4.15). Dazwischen liegt ein

Übergangsbereich mit typischen radialen Gasgehaltsprofilen, wie sie in Bild 4.16 gezeigt werden. Bei hohen Flüssigkeitgeschwindigkeiten ($J_w = 4 \text{ m/s}$) wird ein Maximum des Gasgehalts bei ca. $R/2$ beobachtet, wobei r der Rohrradius ist (Bild 4.17).

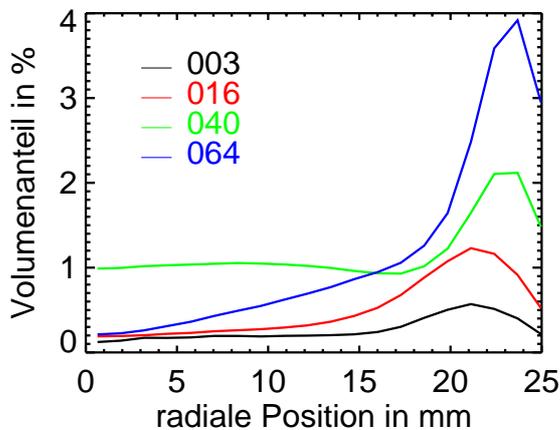


Bild 4.14 Radiale Gasgehaltsprofile mit Randmaximum für verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01

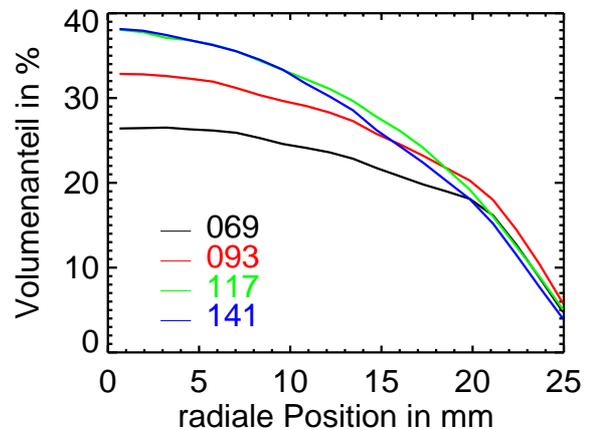


Bild 4.15 Radiale Gasgehaltsprofile mit Mittenmaximum für verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01

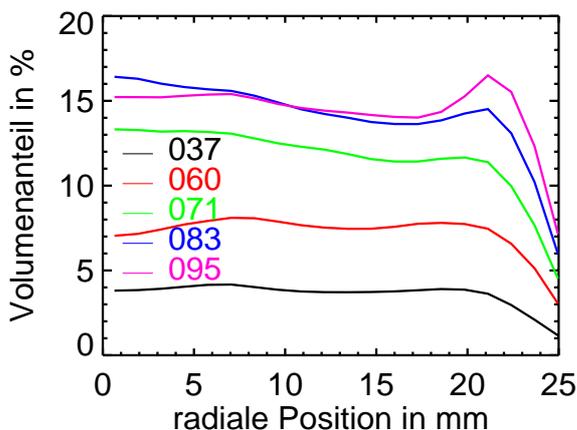


Bild 4.16 Radiale Gasgehaltsprofile im Übergangsbereich vom Rand- zum Mittenmaximum für verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01

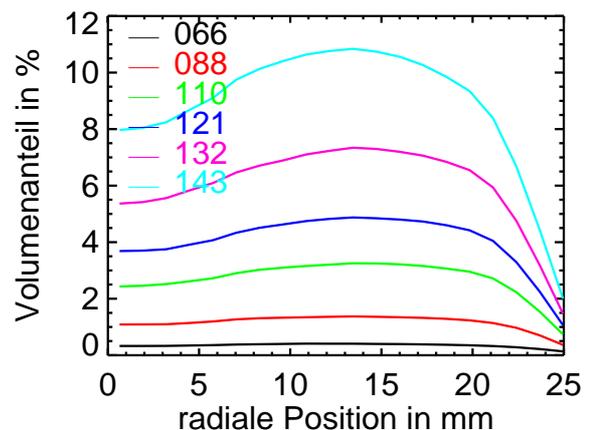


Bild 4.17 Radiale Gasgehaltsprofile für eine Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 4 m/s und verschiedenen Gasleerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01

Wie aus den Strömungskarten (Bilder 4.10 bis 4.13) hervorgeht, tritt das Randmaximum bei kleinen Gasgehalten auf, während das Mittenmaximum bei einer Blasenströmung mit größeren Gasgehalten und auch bei den anderen Strömungsformen beobachtet wird. Primär hängt das aber nicht vom Gasgehalt ab, sondern von der Größe der Blasen. Bild 4.18 zeigt das beispielhaft für zwei dicht beieinander liegende Punkte. Bei zunehmender mittlerer Blasengröße erfolgt ein Übergang vom Rand- zum Mittenmaximum. Details der Abhängigkeit der radialen Profile vom Blasendurchmesser werden im Abschnitt 4.4 diskutiert.

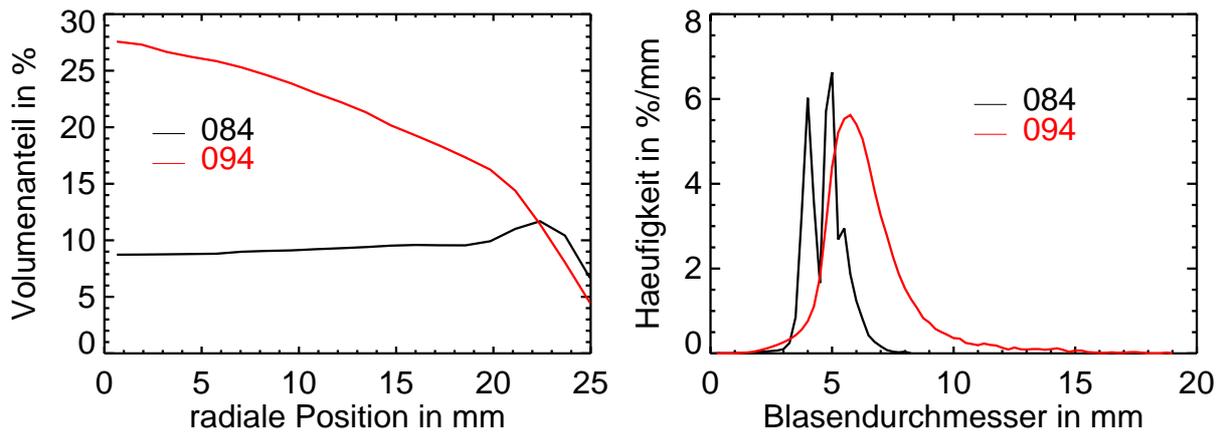


Bild 4.18 Radiale Gasgehaltsprofile (linkes Bild) und Blasengrößenverteilungen (rechtes Bild) für zwei verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Punkt 084: $J_W = 0,641$ m/s, $J_G = 0,0574$ m/s, Punkt 094: $J_W = 0,405$ m/s, $J_G = 0,0898$ m/s), Versuchsserie M01

Der Übergang vom Randmaximum zum Zentrumsmaximum bildet sich auch in den gemessenen Geschwindigkeitsprofilen des Gasphase ab. Leider konnten mit dem Kreuzkorrelationsverfahren (Abschnitt 3.8) plausible Ergebnisse nur in einigen Bereichen der Volumenstrommatrix (Bild 4.1) erhalten werden. Hierzu zeigen die Bilder 4.19 und 4.20 Ergebnisse der Auswertung von Messpunkten der Serie M01. Die Geschwindigkeitsprofile entsprechen in der Tendenz den Verteilungen der Flüssigkeitgeschwindigkeit für eine turbulente Rohrströmung vergrößert um den Betrag der Aufstiegsgeschwindigkeit der Gasblasen. Bei Strömungsformen mit Randmaximum bewirkt der Auftrieb der vorzugsweise am Rand strömenden Gasblasen eine Vergleichmäßigung des Profils, während sich bei Strömungsformen mit Gasgehaltsmaximum im Zentrum die Gasgeschwindigkeit im Zentrum verstärkt.

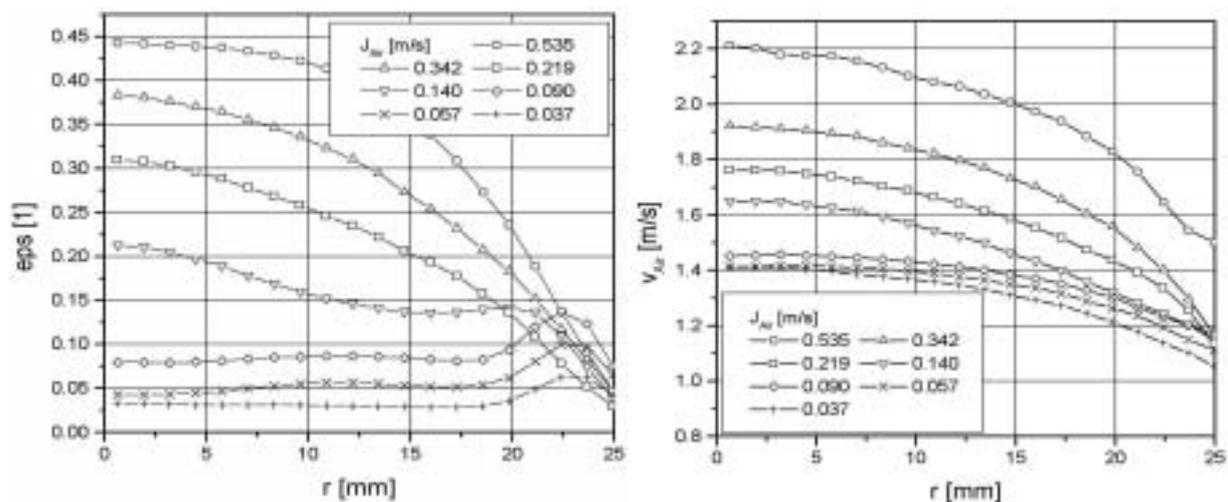


Bild 4.19 Gasgehaltsprofile bei $J_W=1$ m/s, Punkte 074, 085, 096, 107, 118, 129 und 140, Versuchsserie M01

Bild 4.20 Geschwindigkeitsprofile bei $J_W=1$ m/s, Punkte 074, 085, 096, 107, 118, 129 und 140, Versuchsserie M01

Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal innerhalb der Blasenströmung betrifft die Form der Blasengrößenverteilung. Diese kann monomodal oder bimodal sein. Der Übergang erfolgt immer, wenn Blasen mit einem Äquivalenzdurchmesser größer ca. 20 mm auftreten. Bild 4.21 zeigt Beispiele für unterschiedliche Formen der Blasengrößenverteilung. Eine Verteilung, wie für den Punkt 096 gezeigt, entsteht durch Koaleszenz von Primärblasen einer Größe. Solche Verteilungen werden hier trotz der beiden Peaks im Weiteren noch als monomodal bezeichnet.

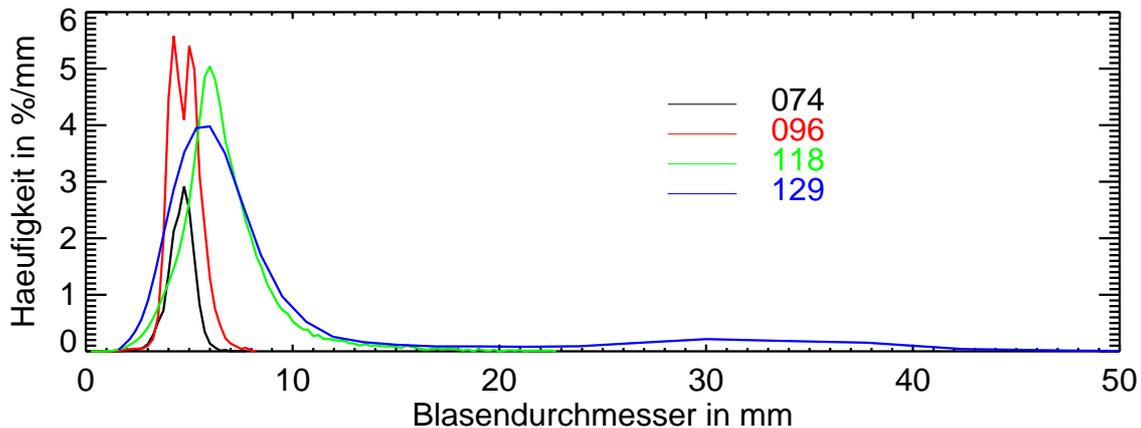


Bild 4.21 Blasengrößenverteilungen für eine Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 1 m/s und verschiedene Gasleerrohrgeschwindigkeiten, Versuchsreihe M01. Für die Punkte 074 ($J_G = 0,0368$ m/s), 096 ($J_G = 0,0898$ m/s) und 118 ($J_G = 0,219$ m/s) liegt eine monomodale Verteilung vor, während die Verteilung für den Punkt 129 ($J_G = 0,342$ m/s) bimodal ist.

4.3.3 Pfropfenströmung

Der Bereich der Pfropfenströmung ist dadurch gekennzeichnet, dass s.g. Taylorblasen auftreten. Sie füllen fast den gesamten Rohrquerschnitt aus. Nur im Wandbereich bleibt ein Flüssigkeitsfilm bestehen. Zwischen diesen Blasen befinden sich Wasserpfropfen, in denen sich kleine Blasen befinden. Die Größe der Taylorblasen nimmt im Bereich der Pfropfenströmung für die Punkte in der Strömungskarte von links oben nach rechts unten, d.h. mit zunehmenden mittleren Gasgehalt zu. Bei der Pfropfenströmung tritt stets eine ausgeprägte bimodale Blasenverteilung auf. Bild 4.22 gibt hierfür Beispiele. Die Anzahl und Größe der kleinen Blasen ist für all diese Punkte, die sich nur durch die Wasserleerrohrgeschwindigkeit unterscheiden, ungefähr gleich. Die Größe der Taylorblasen nimmt mit dem Gasgehalt zu. In den radialen Gasgehaltsprofilen beobachtet man stets ein Mittenmaximum. Im gesamten untersuchten Bereich handelt es sich um eine sich noch entwickelnde Pfropfenströmung, d.h. es kommt auch am oberen Ende der Teststrecke noch zu Koaleszenzen von Taylorblasen (s. 4.3.4).

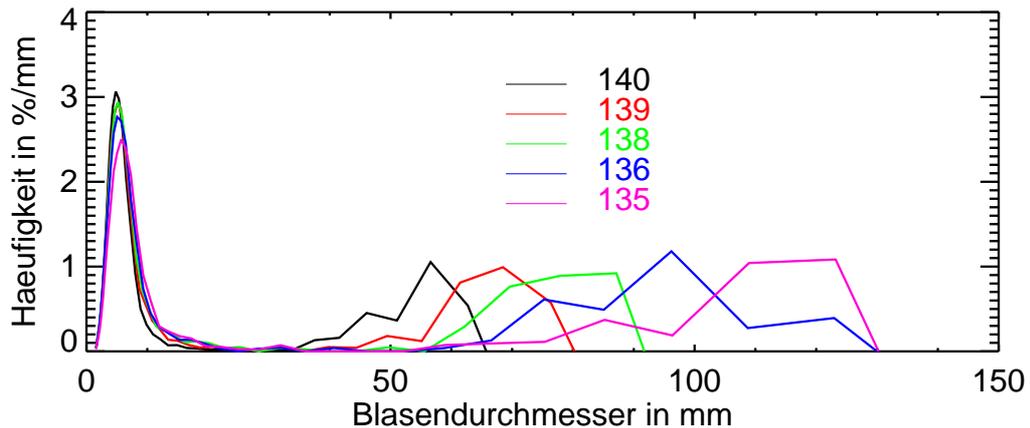


Bild 4.22 Blasengrößenverteilungen für eine Gasleerrohrgeschwindigkeit von 0,534 m/s und Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von 1 m/s, 0,641 m/s, 0,405 m/s, 0,161 m/s und 0,102 m/s im Fall von Pfropfenströmungen, Versuchsserie M01

4.3.4 Pfropfenstruktur im Bereich der turbulent aufgewühlten Strömung

Die aufgewühlte Strömung wird in [TBD80] als ähnlich der Pfropfenströmung, jedoch chaotischer, sprudelnd und ungeordnet charakterisiert. Als ein Kriterium nennen die Autoren Schwankungsbewegungen der Flüssigkeit. In einer stabilen Pfropfenströmung bewegt sich die Flüssigkeit zwischen den Gaspfropfen mit einer konstanten Geschwindigkeit. In der aufgewühlten Strömung ist die Flüssigkeitsschicht zu dünn, um eine stabile Abtrennung zweier Gaspfropfen zu gewährleisten. Aus Beobachtungen an Rohren mit 2,5 cm und 5 cm Durchmesser schlussfolgern sie, dass die aufgewühlte Strömung nur eine Einlaufströmung der Pfropfenströmung ist. Entlang des Strömungsweges kommt es zur Koaleszenz zwischen einzelnen instabilen Taylorblasen. Sowohl die Taylorblasen als auch die Flüssigkeitspfropfen werden dabei länger. Aus Experimenten schätzen sie ab, dass Flüssigkeitspfropfen erst für $L_{\text{Pfropfen}}/D > 16$ stabil sind. Bei kürzeren Pfropfen ist der Flüssigkeitsstrahl, der seitlich am unteren Ende einer Taylorblase auftritt, bis zum Beginn der nächsten Taylorblase noch nicht abgeklungen. Damit ist die Flüssigkeitgeschwindigkeit in der Rohrmitte an der Oberseite der nachfolgenden Taylorblase größer als bei der ersten. Mit entsprechenden Ansätzen für das Strömungsfeld im Flüssigkeitspfropfen leiten sie eine Gleichung für die auf den Durchmesser bezogene Einlaufstrecke ab, nach der $L_{\text{Pfropfen}}/D = 16$ und damit eine stabile Pfropfenströmung erreicht ist. Die Koaleszenz zweier aufeinanderfolgender Taylorblasen wird auch in [Bha80] und [Bga81] betrachtet.

4.3.5 Übergang zur Ringströmung

In [TBD80] wird davon ausgegangen, dass eine stabile Ringströmung nur bei Gasgeschwindigkeiten oberhalb der Flutgrenze existieren kann. Der maximalen stabilen Größe der Wassertröpfchen wird die Schwerkraft und Reibung für einen solchen Tropfen gegenübergestellt. Daraus wird eine minimale Gasleerrohrgeschwindigkeit abgeleitet, bei der die Ringströmung existieren kann. Diese Strömungsform ist nicht mehr mit einer Blasengrößenverteilung beschreibbar, da die Gasphase hier kontinu-

ierlich ist. Auch dürften hier transiente Effekte kaum eine Rolle spielen. Es ist anzunehmen, dass dieser Übergang tatsächlich durch die Flutgrenze bestimmt wird und somit nur von Stoffeigenschaften und den Leerrohrgeschwindigkeiten abhängt.

4.3.6 Objektive Kriterien für die Identifikation der Strömungsform aus Versuchsdaten

Wie bereits erwähnt, unterliegt die Bestimmung der Strömungsform aus visuellen Beobachtungen immer dem subjektiven Eindruck des Beobachters. Die vorliegenden detaillierten Messungen ermöglichen aber die Festlegung objektiver Kriterien für die einzelnen Strömungsformen und Merkmale der Strömung.

So kann der Übergang von einer Blasen- zu einer Pfropfenströmung dadurch definiert werden, dass man die gemessene maximale Blasengröße als Kriterium verwendet. Ist der Äquivalenzdurchmesser der größten beobachteten Blase größer als der Rohrradius liegt eine Pfropfenströmung vor, ist er kleiner hat man eine Blasenströmung vor sich. Dieses Kriterium wurde auf Grundlage der vorliegenden Messungen in [KPS99] eingeführt.

Naheliegender ist die Unterscheidung zwischen einer Blasenströmung mit Randmaximum und mit Mittenmaximum des Gasgehalts. Hier kann die Einteilung unmittelbar aus den gemessenen radialen Gasgehaltsprofilen erfolgen.

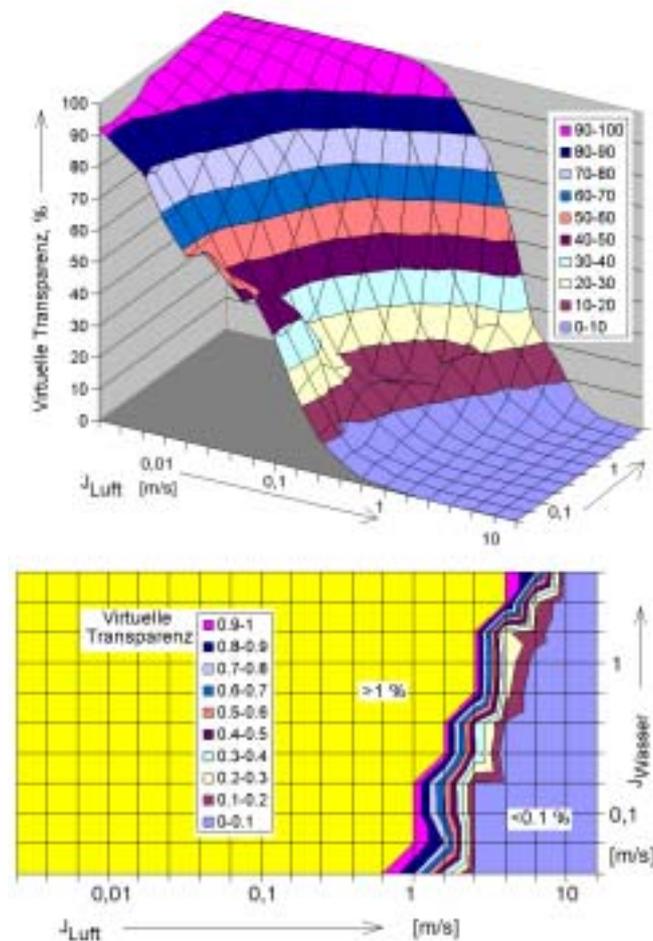


Bild 4.23 Virtuelle Transparenz der Strömung in Testserie F03 als Funktion von den Volumenstromdichten gemäß Versuchsmatrix Bild 4.1

Ausgehend von der Feststellung von Taitel und Dukler [TDB80], dass der Übergang von einer Pfropfenströmung zu einer turbulent-aufgewühlten Strömung u.a. durch den Verlust der optischen Transparenz gekennzeichnet ist, wurde der Versuch der Definition eines objektiven Kriteriums unternommen. Hierzu wurde das Gittersensor-signal im zentralen Bereich des Messquerschnitts (Zeile 7 - 10 von insgesamt 16 verfügbaren Zeilen aus der Matrix von 16x16 Kreuzungspunkten) analysiert. Es wurde festgelegt, dass einer dieser 4 Sehnen als optisch unterbrochen anzusehen ist, wenn der lokale momentane Gasgehalt an wenigstens einem der 16 in Blickrichtung hintereinander liegenden Messpunkte einen Wert von 50 % überschreitet. Für die zur Verfügung stehende Messzeit von 10 s wurde die Anzahl der optisch noch durchgängigen Sehnen ermittelt und durch die Gesamtanzahl der Stichproben dividiert. Man erhält ein Maß für die mittlere prozentuale virtuelle optische Transparenz der Strömung. Der beschriebene Algorithmus wurde auf die Daten aus der Messserie F03 angewandt. Das Ergebnis ist in Bild 4.23 dargestellt. Im oberen Teil ist die virtuelle Transparenz im Bereich von 0 bis 100 % gegeben, wogegen im unteren Teil des Bildes ein Zoom in die Transparenzwerte zwischen 0 und 1 % vorgenommen wurde.

Es zeigt sich, dass die virtuelle Transparenz der Strömung etwa in der Nähe der Grenzkurve auf Null abfällt, für die auch bei qualitativer Bewertung der aus den Gittersensorsignalen gewonnenen virtuellen Projektionen bzw. Schnittbilder (Bild 4.6) der Übergang festgestellt wurde.

4.3.7 Vergleich mit Strömungskarten aus der Literatur

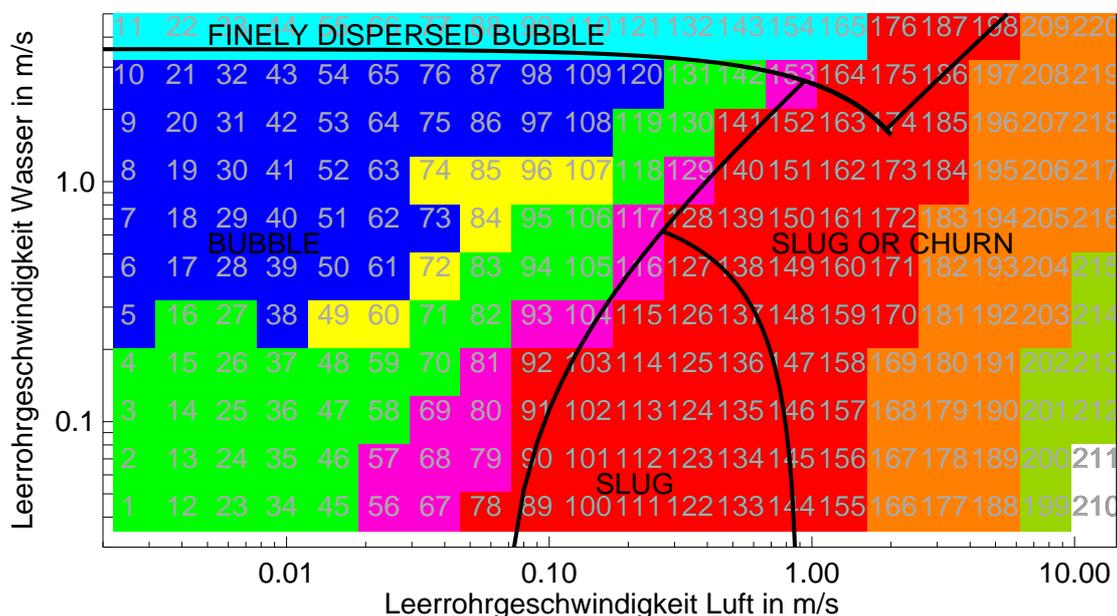


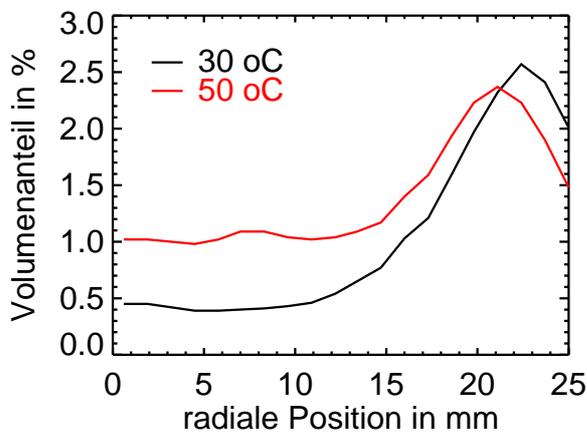
Bild 4.24 Vergleich der Strömungskarte der Versuchsserie F03 mit der Karte von Taitel und Dukler [TBD80]

Wie bereits erwähnt sind in der Literatur zahlreiche Vorschläge für Strömungskarten zu finden. Ein Überblick ist beispielsweise in [KPS99] zu finden. Das Bild 4.24 zeigt einen Vergleich der in der Messserie F03 beobachteten Strömungsformen mit den Grenzlinien der Strömungskarte von Taitel und Dukler [TBD80]. Der Übergang zwischen Blasen- und Pfropfenströmung sowie die Grenze zur feindispersen Strömung

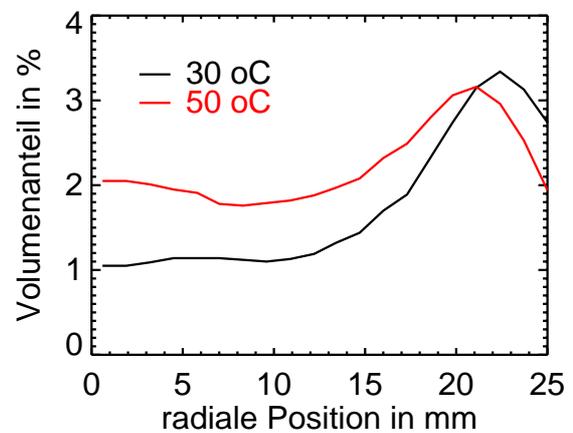
zeigen dabei eine gute Übereinstimmung. Deutliche Unterschiede gibt es jedoch bei den Grenzlinien zur turbulent aufgewühlten und zur Ringströmung. Laut [TBD80] tritt die Ringströmung erst für Gasleerrohrgeschwindigkeiten größer 15 m/s auf. Dennoch wurde in den Messungen bereits ab 7,7 m/s Gasleerrohrgeschwindigkeit bei kleinen Wassergeschwindigkeiten Ringströmung beobachtet. Bemerkenswert ist, dass die Gestalt der Grenzkurve auch bei Anwendung des in 4.3.6 quantitativen Kriteriums nicht mit dem Verlauf nach [TBD80] übereinstimmt, sondern der Tendenz von Mishima & Ishii [ISM80] folgt, d.h. der Übergang verschiebt sich mit zunehmendem Volumenstrom der Flüssigphase zu höheren Gasvolumenstromdichten, und nicht wie bei Taitel und Dukler zu niedrigeren.

4.3.8 Einfluss der Temperatur

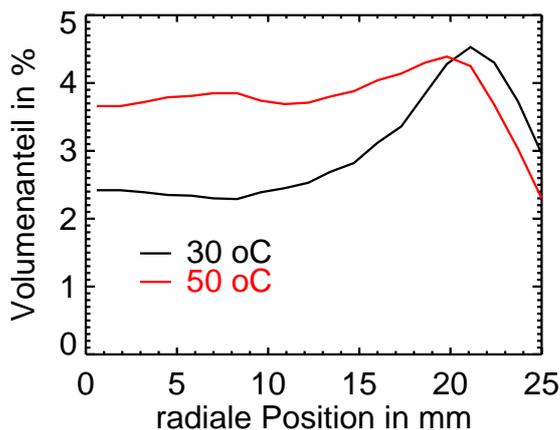
Im Rahmen der Untersuchung möglicher Einflüsse wurde für 5 Matrixpunkte aus der Linie $J_w=0,4$ m/s Experimente bei der Betriebstemperatur 30 °C (Serie 18I) und 50 °C (Serie 18K) und ansonsten identischen Randbedingungen gegenübergestellt.



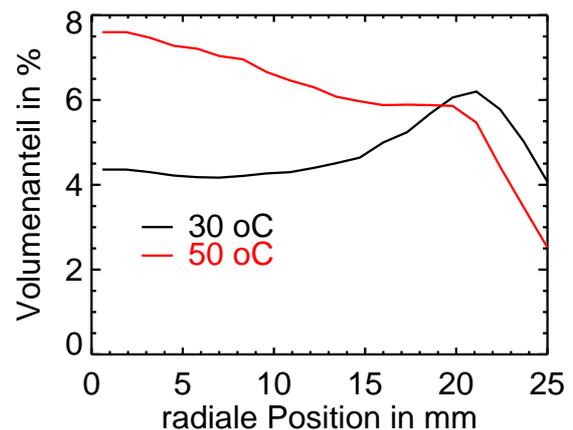
Punkt 028, $J_g = 0,0062$ m/s



Punkt 039, $J_g = 0,0096$ m/s



Punkt 050, $J_g = 0,0151$ m/s



Punkt 061, $J_g = 0,0235$ m/s

Bild 4.25 Einfluss der Temperatur auf die radiale Gasgehaltsverteilung - Teil 1

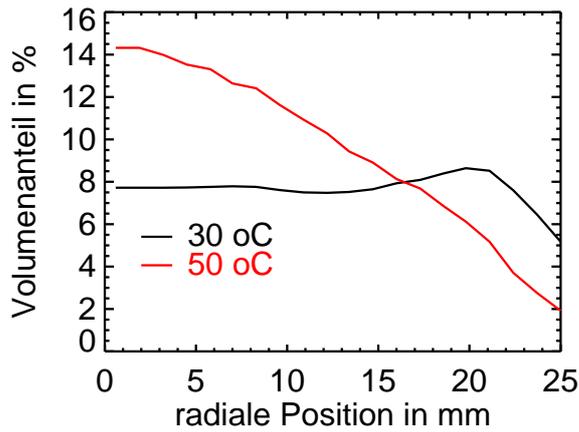
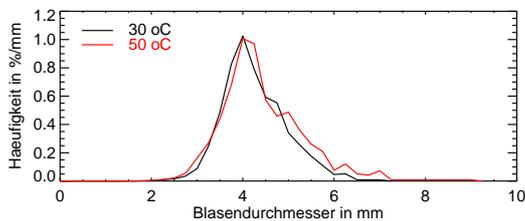
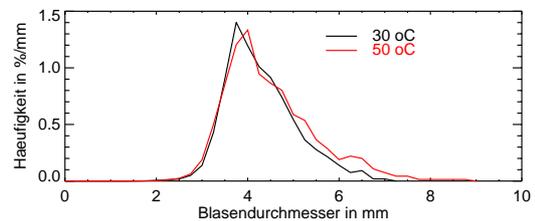


Bild 4.25 Einfluss der Temperatur auf die radiale Gasgehaltsverteilung - Fortsetzung

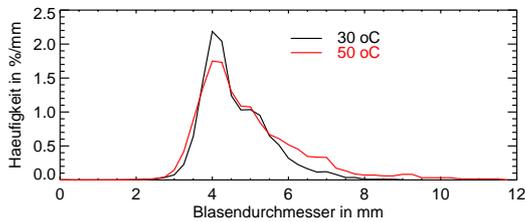
Punkt 072, $J_G = 0,0368 \text{ m/s}$



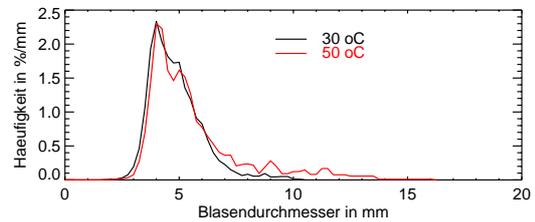
Punkt 028, $J_G = 0,0062 \text{ m/s}$



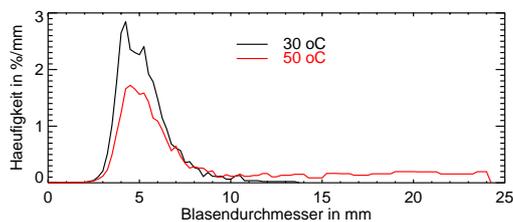
Punkt 039, $J_G = 0,0096 \text{ m/s}$



Punkt 050, $J_G = 0,0151 \text{ m/s}$



Punkt 061, $J_G = 0,0235 \text{ m/s}$



Punkt 072, $J_G = 0,0368 \text{ m/s}$

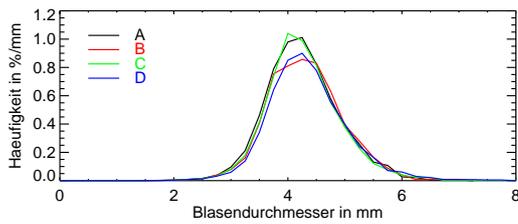
Bild 4.26 Einfluss der Temperatur auf die Blasengrößenverteilung, $J_W = 0,405 \text{ m/s}$

Die Bilder zeigen eine deutlich reproduzierbare Erhöhung der Blasenkoaleszenzen mit höherer Temperatur. Bei den Matrixpunkten 061 und 072 (0,02..0,05 m/s Gasleerrohrgeschwindigkeit) führen diese sogar zu einem Umschlag der Charakteristik der Blasenströmung vom Randmaximum zum Zentrummaximum.

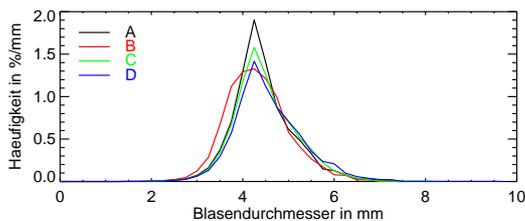
Es wird vermutet, dass es sich hierbei um den Einfluss der Verringerung von Oberflächenspannung und Zähigkeit der Flüssigkeit mit wachsender Temperatur handelt, die zu einer Begünstigung von Koaleszenzen führen. Diese Tendenzen müssen weiter untersucht werden.

4.3.9 Einfluss der Neigung

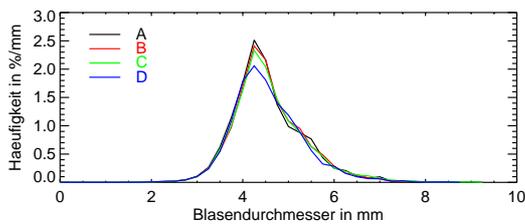
Es wurden Matrixpunkte mit Blasenströmung bis zum Einsetzen von Koaleszenz untersucht. Hierzu wurde insbesondere die Reihe in der Versuchsmatrix mit Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von $J_w=0,4$ m/s betrachtet. Die Neigung betrug für die Tests A: 0 mm/m, B 6,4 mm/m, C: 12,8 mm/m und D: 25,6 mm/m.



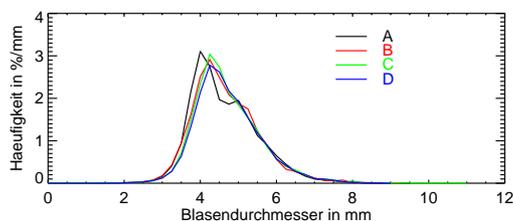
Punkt 028, $J_G = 0,0062$ m/s



Punkt 039, $J_G = 0,0096$ m/s



Punkt 050, $J_G = 0,0151$ m/s



Punkt 061, $J_G = 0,0235$ m/s

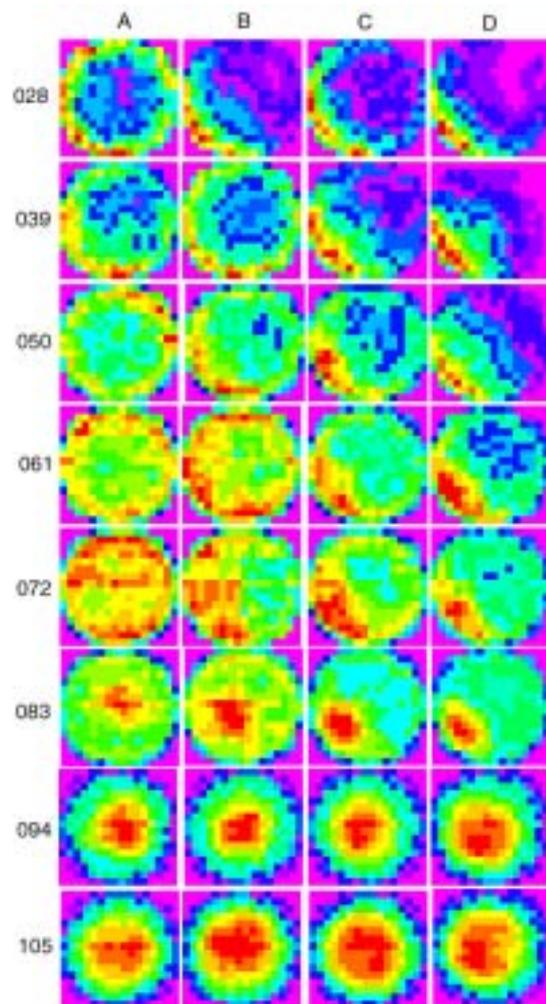
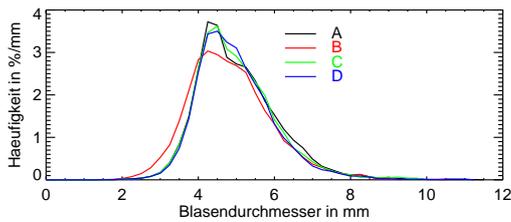
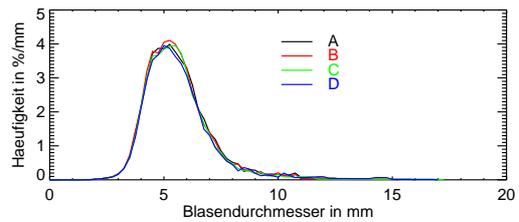


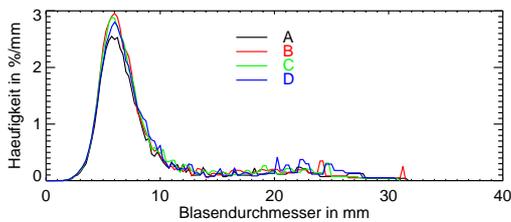
Bild 4.27 Einfluss der Neigung auf den Querschnitt der Gasgehaltsverteilung und auf die Blasengrößenverteilungen, $J_w = 0,405$ m/s – Teil 1



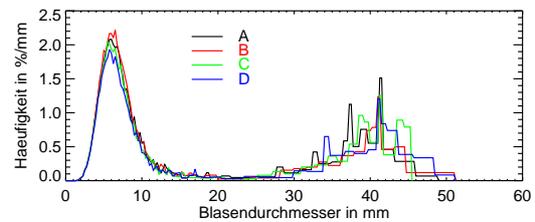
Punkt 072, $J_G = 0,0368$ m/s



Punkt 083, $J_G = 0,0574$ m/s



Punkt 094, $J_G = 0,0898$ m/s



Punkt 105, $J_G = 0,140$ m/s

Bild 4.27 Einfluss der Neigung auf den Querschnitt der Gasgehaltsverteilung und auf die Blasengrößenverteilungen, $J_W = 0,405$ m/s – Fortsetzung

Die Ausbildung eines Gasgehaltsprofils im Querschnitt wird durch die Drag- und die Non-Drag Kräfte des Impulsaustausches der Blasen mit dem Wasser bestimmt. Die Bilder zeigen, dass der Einfluss der Neigung mit zunehmender Luft-Leerrohrgeschwindigkeit abnimmt. Der lokale Gasgehalt ist an Gebieten entgegen gesetzt zur Neigungsrichtung höher als beim geraden Rohr. Dadurch ergibt sich mit zunehmender Rohrneigung eine leichte Tendenz zu mehr Koaleszenz bei den höheren Luft-Leerrohrgeschwindigkeiten. Eine detailliertere CFD-Untersuchung dieser Phänomene ist vorgesehen.

4.4 Evolution der Strömungsform entlang der Rohrleitung

4.4.1 Transiente Strömungskarten

Die transienten Strömungskarten berücksichtigen die Entwicklung der Strömung entlang der Rohrleitung, d.h. neben den Leerrohrgeschwindigkeiten von Flüssigkeit und Gas geht auch die Abhängigkeit der Strömungsform vom Abstand von der Gaseinspeisung ein. Man muss allerdings beachten, dass es auch eine Abhängigkeit vom Anfangsblasendurchmesser und von den Stoffwerten gibt, was in den transienten Strömungskarten nicht berücksichtigt wird

Die in der Versuchsserie M01 ermittelten Strömungskarten für Luft und Wasser bei Umgebungsbedingungen und der in 3.1.3 beschriebenen Einperlvorrichtung V4 sind für die verschiedenen L/D-Verhältnisse bzgl. des Abstands von der Einperlvorrichtung in den Bildern 4.28 bis 4.37 dargestellt. Der zeitlich gemittelte Gasgehalt ist für den Rohrquerschnitt farbig dargestellt. Zwischen den minimalen und den maximalen lokalen Gasgehalt für einen Punkt wurde immer die gesamte Farbskala gelegt, so dass die Gasgehaltsverteilung innerhalb des Rohrquerschnitts deutlich wird. D.h. gleiche Farben bei verschiedenen Matrixpunkten bedeuten nicht, dass der Gasgehalt gleich ist. Es sei weiterhin darauf hingewiesen, dass die in den Grafiken angegebene Klassifizierung der Strömungsform nicht allein durch Auswertung der dargestellten

zweidimensionalen Gasgehaltsverteilungen geschah, sondern durch Einbeziehung der Bewertung von radialen Profilen, virtuellen Seitenansichten bzw. Schnittbildern und Blasengrößenverteilungen. Der Übergang von der Blasen- zur Pfropfenströmung wurde anhand des Blasendurchmesser-Kriteriums ermittelt.

Für $L/D = 0,6$ (Bild 4.28) sind die Gasgehaltsverteilungen über den Rohrquerschnitt von der Gaseinspeisung bestimmt. Man erkennt deutlich die einzelnen Düsen. Bei $L/D = 1,6$ (Bild 4.29) gibt es bereits erste Umverteilungen, die sich aber noch nicht eindeutig einer Strömungsform zuordnen lassen. Eine deutlichere radiale Umverteilung kann man bei $L/D = 2,5$ (Bild 4.30) erkennen. Bei sehr hohen Gasgehalten tritt bereits eine Pfropfenströmung auf. Die meisten Punkte sind durch eine Blasenströmung mit Randmaximum gekennzeichnet. Bei kleinen Gasleerrohrgeschwindigkeiten (linke Seite der Matrix) ist die räumliche Verteilung noch durch die Einspeisung bestimmt.

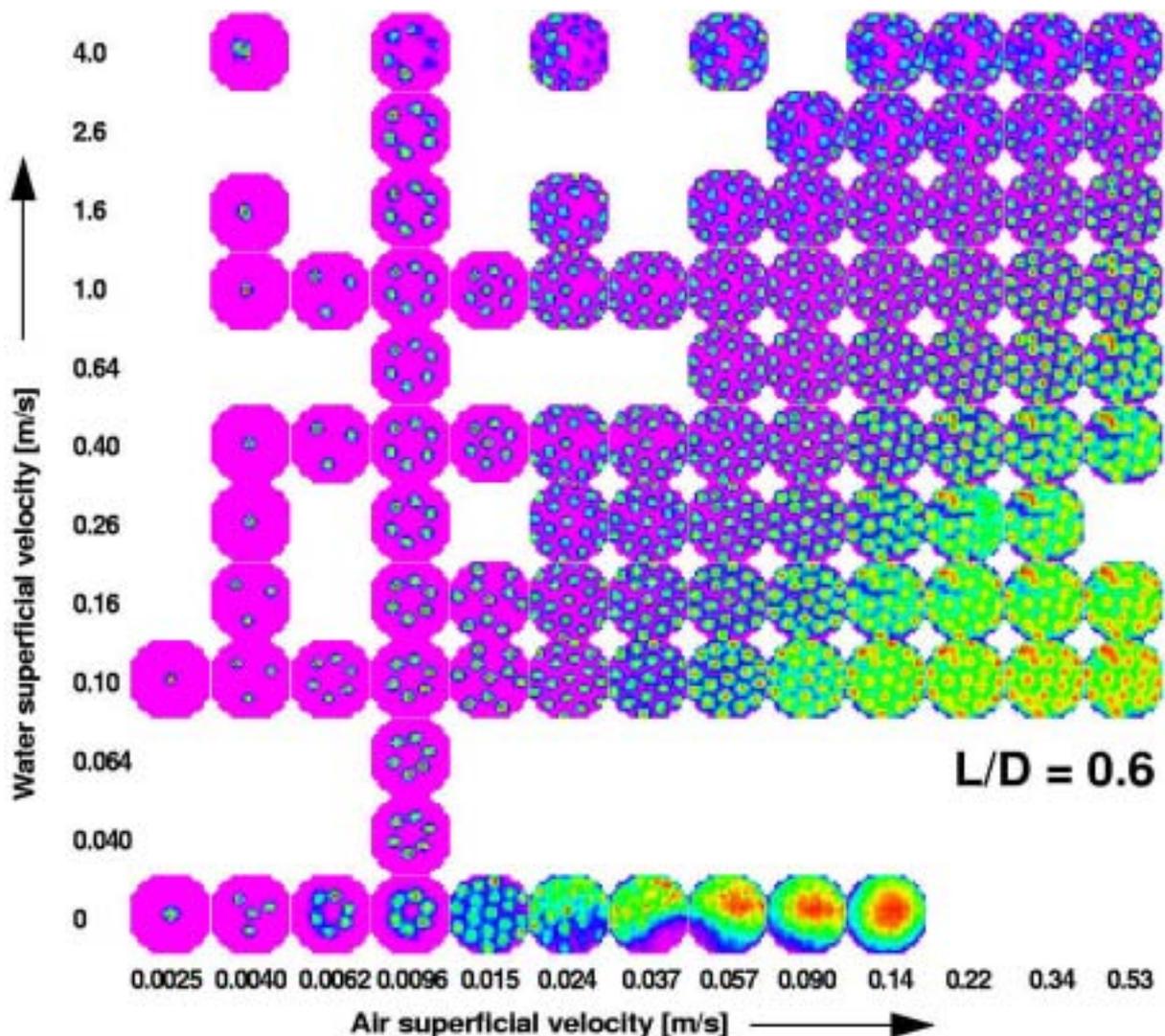


Bild 4.28 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 30 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 0,6$).

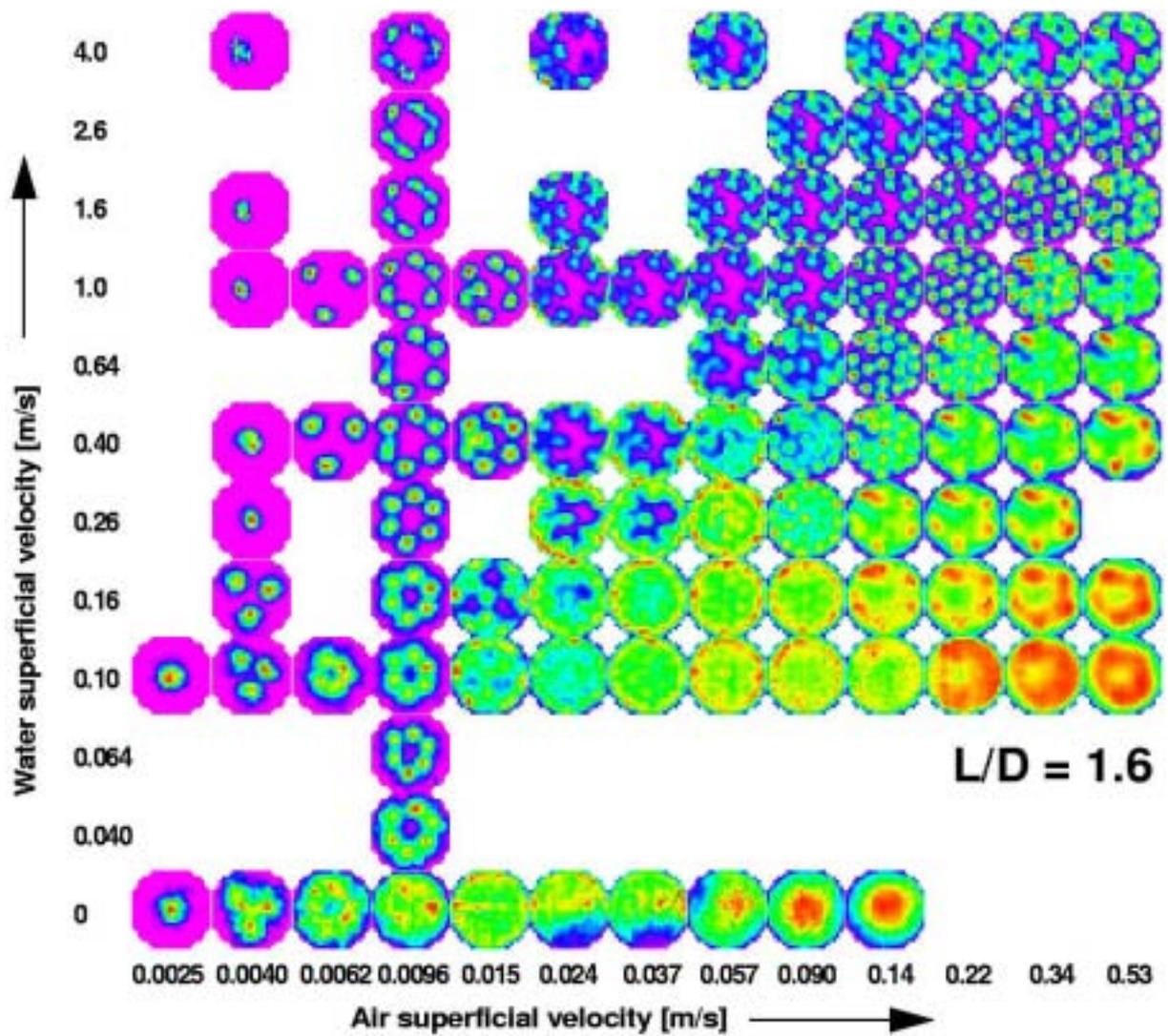


Bild 4.29 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 80 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 1,6$).

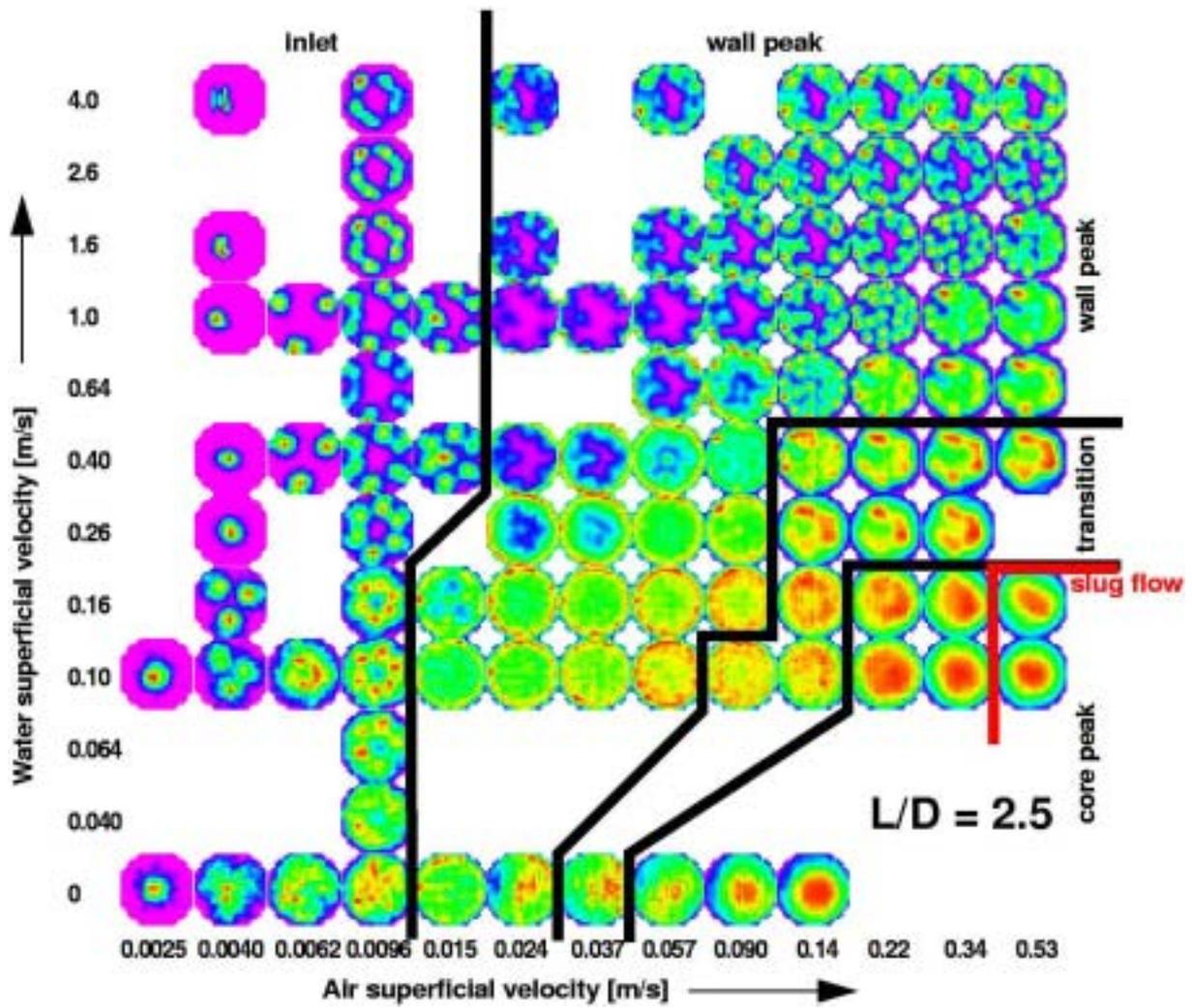


Bild 4.30 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 130 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 2,5$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

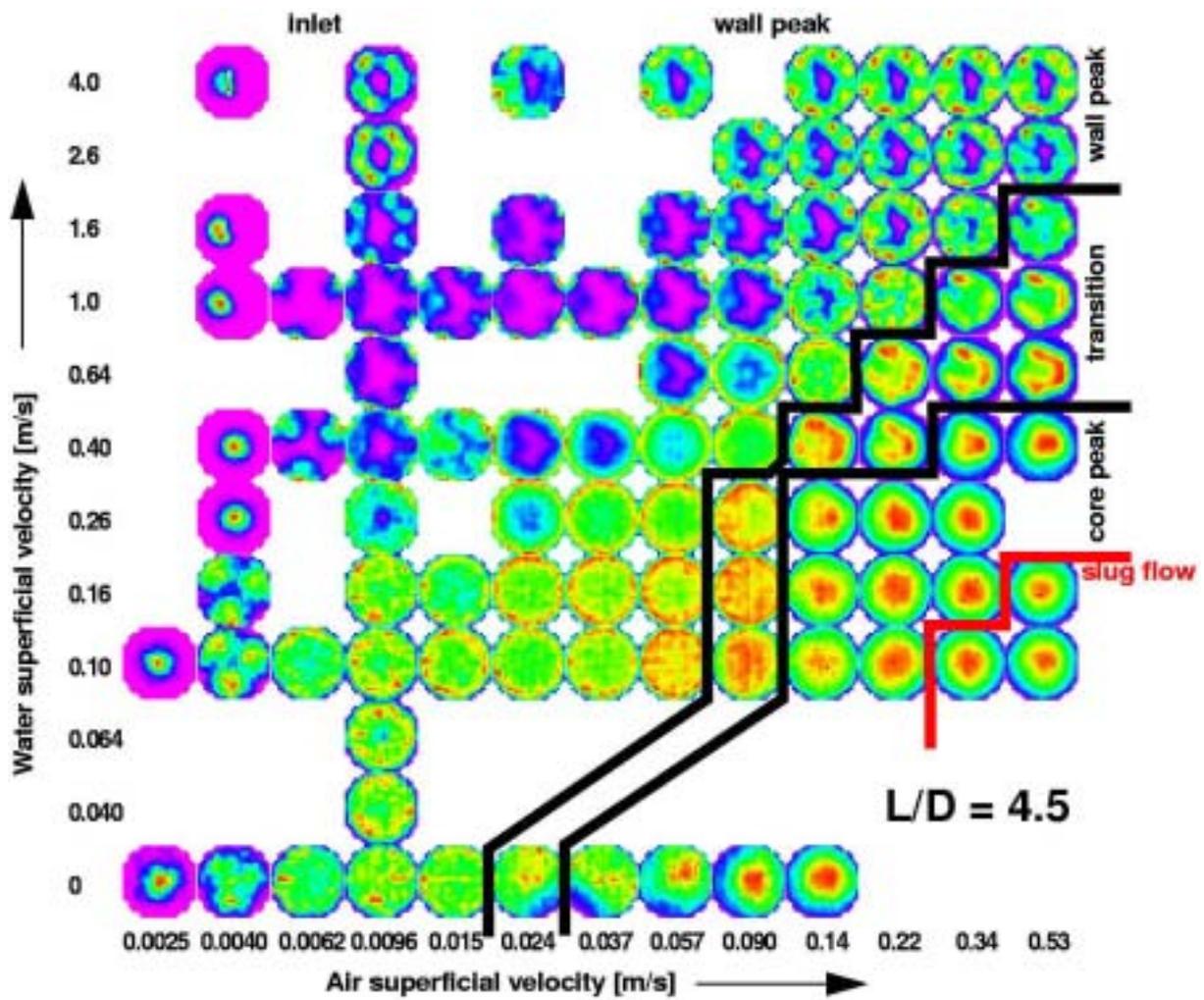


Bild 4.31 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 230 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 4,5$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

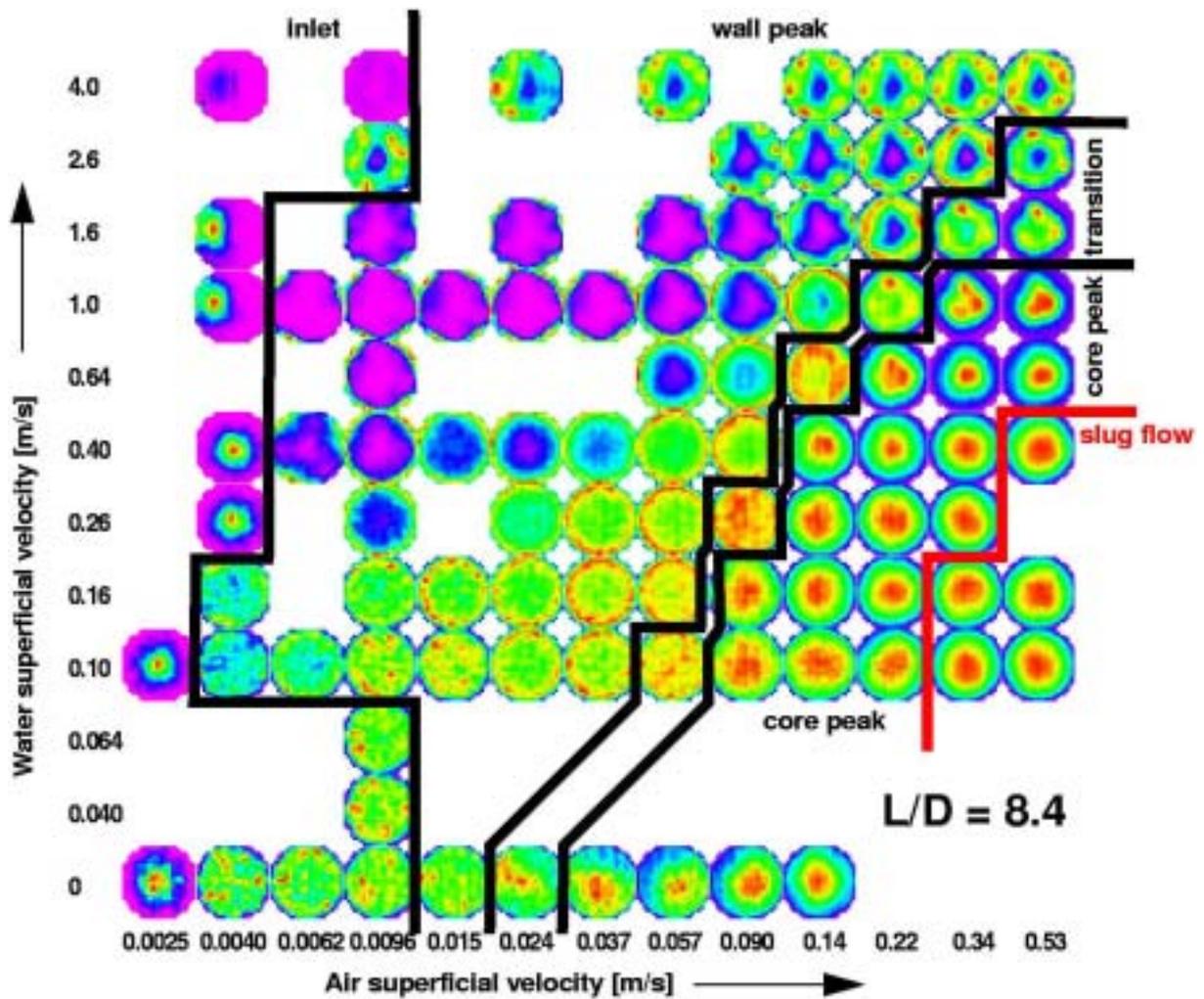


Bild 4.32 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 430 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 8,4$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

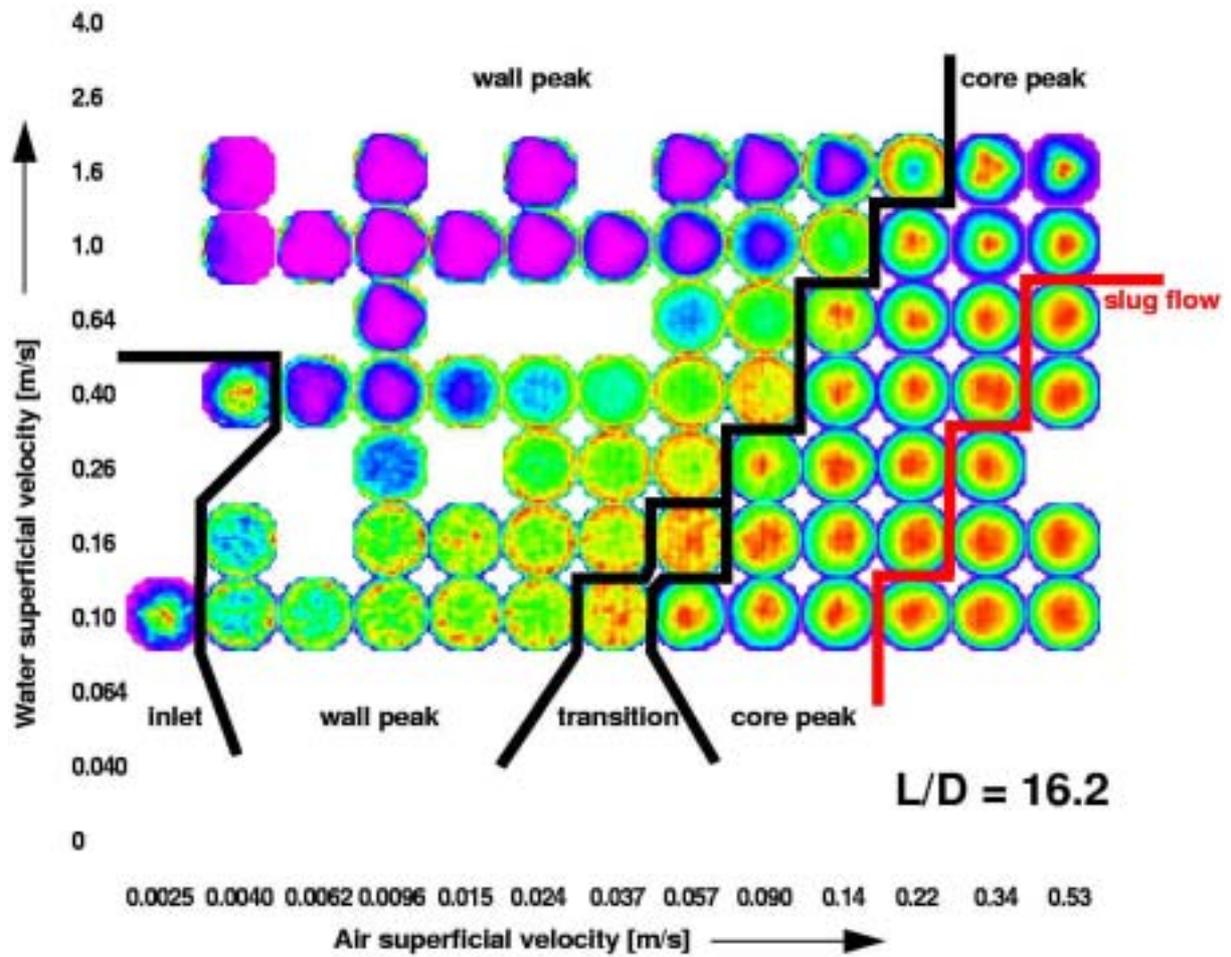


Bild 4.33 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 830 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 16,2$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

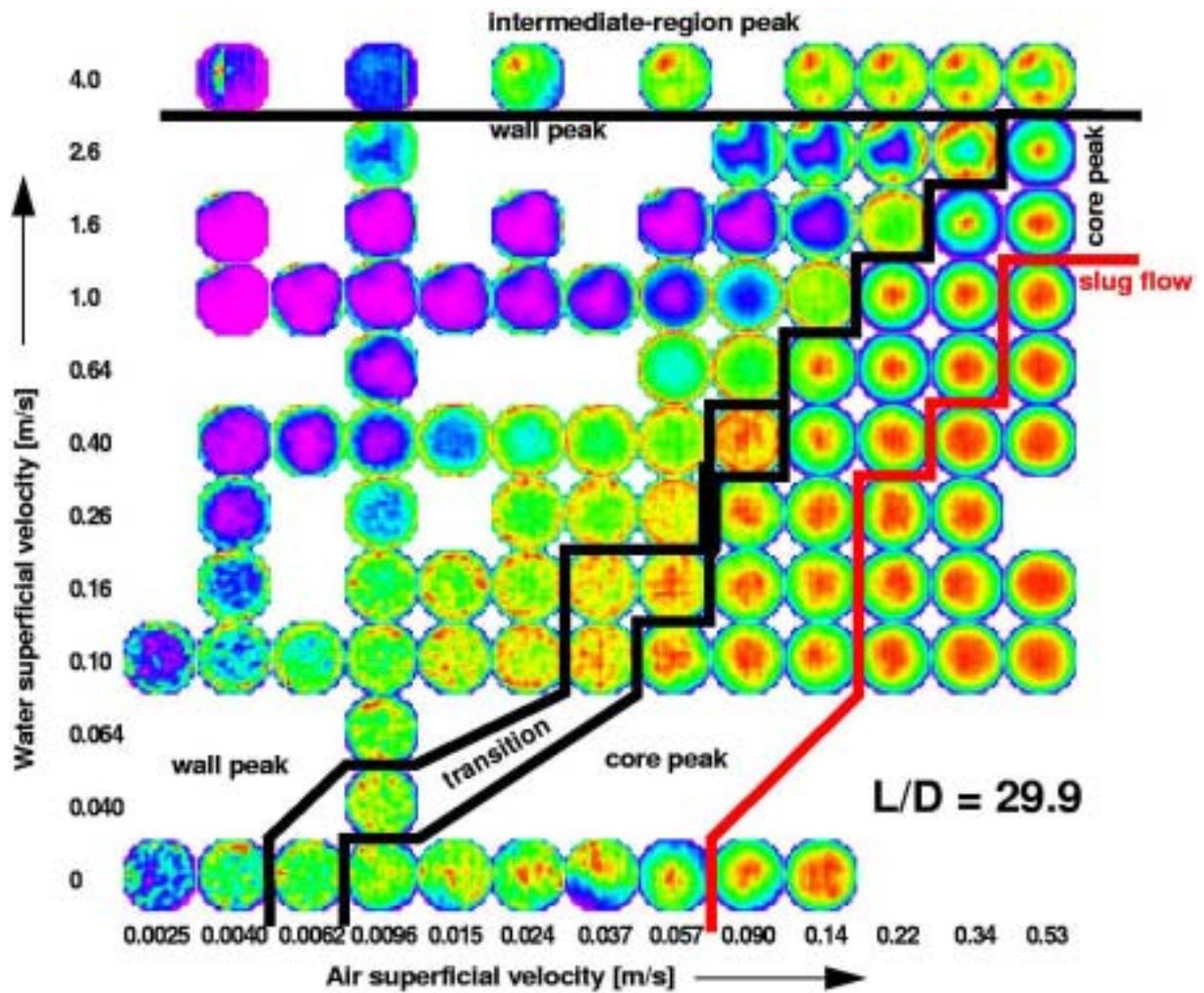


Bild 4.34 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 1530 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 29,9$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

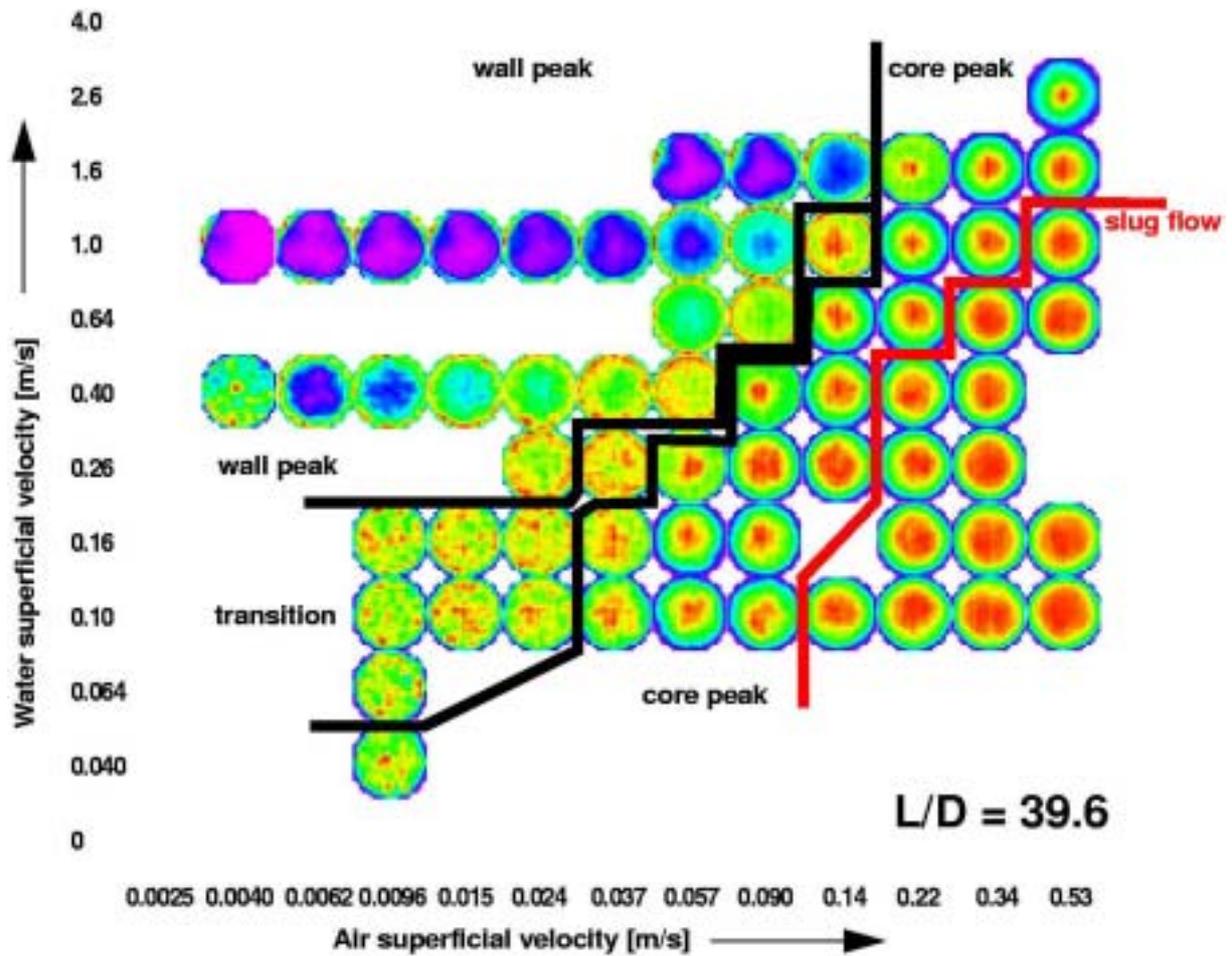


Bild 4.35 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 2030 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 39,6$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

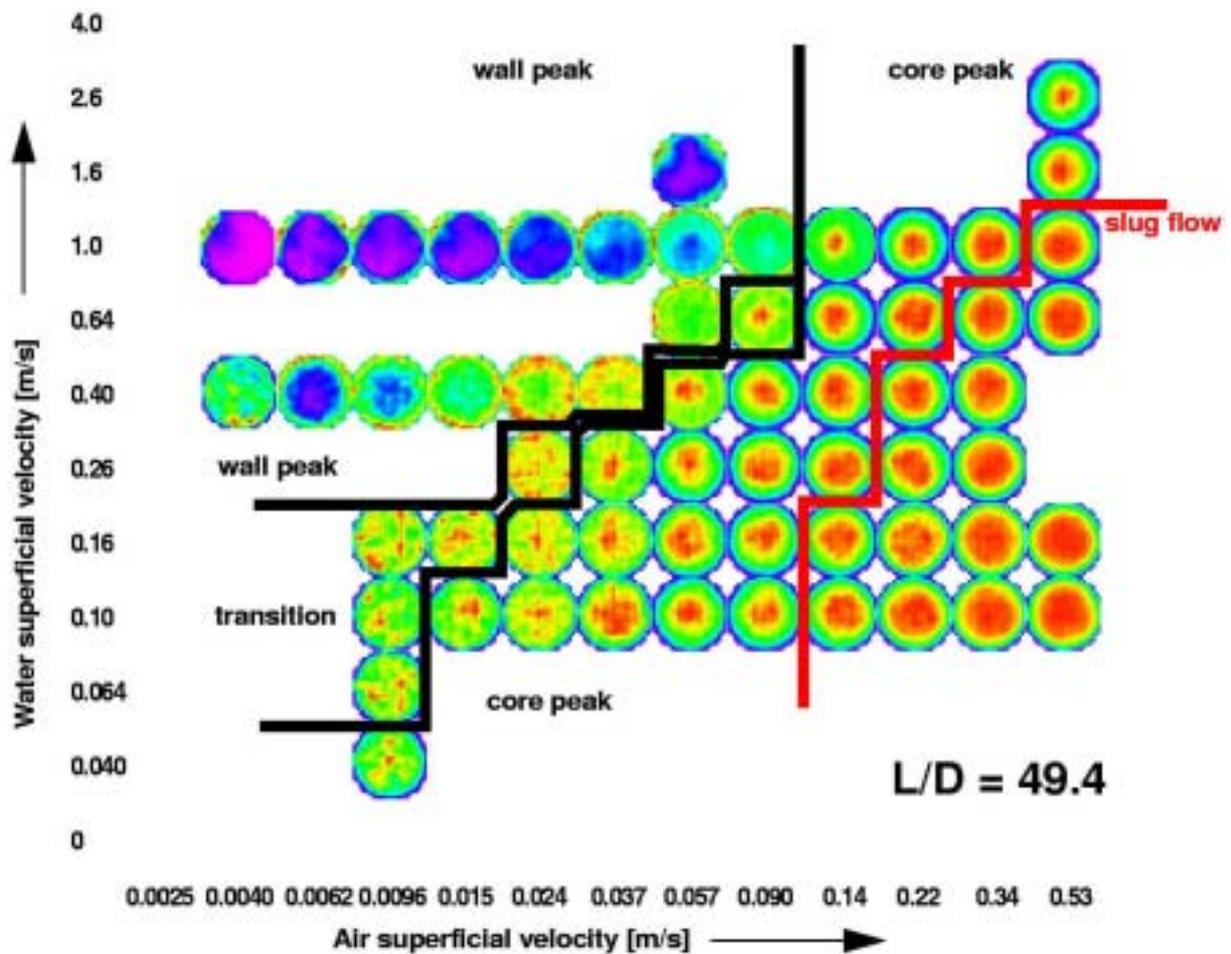


Bild 4.36 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 2530 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 49,4$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

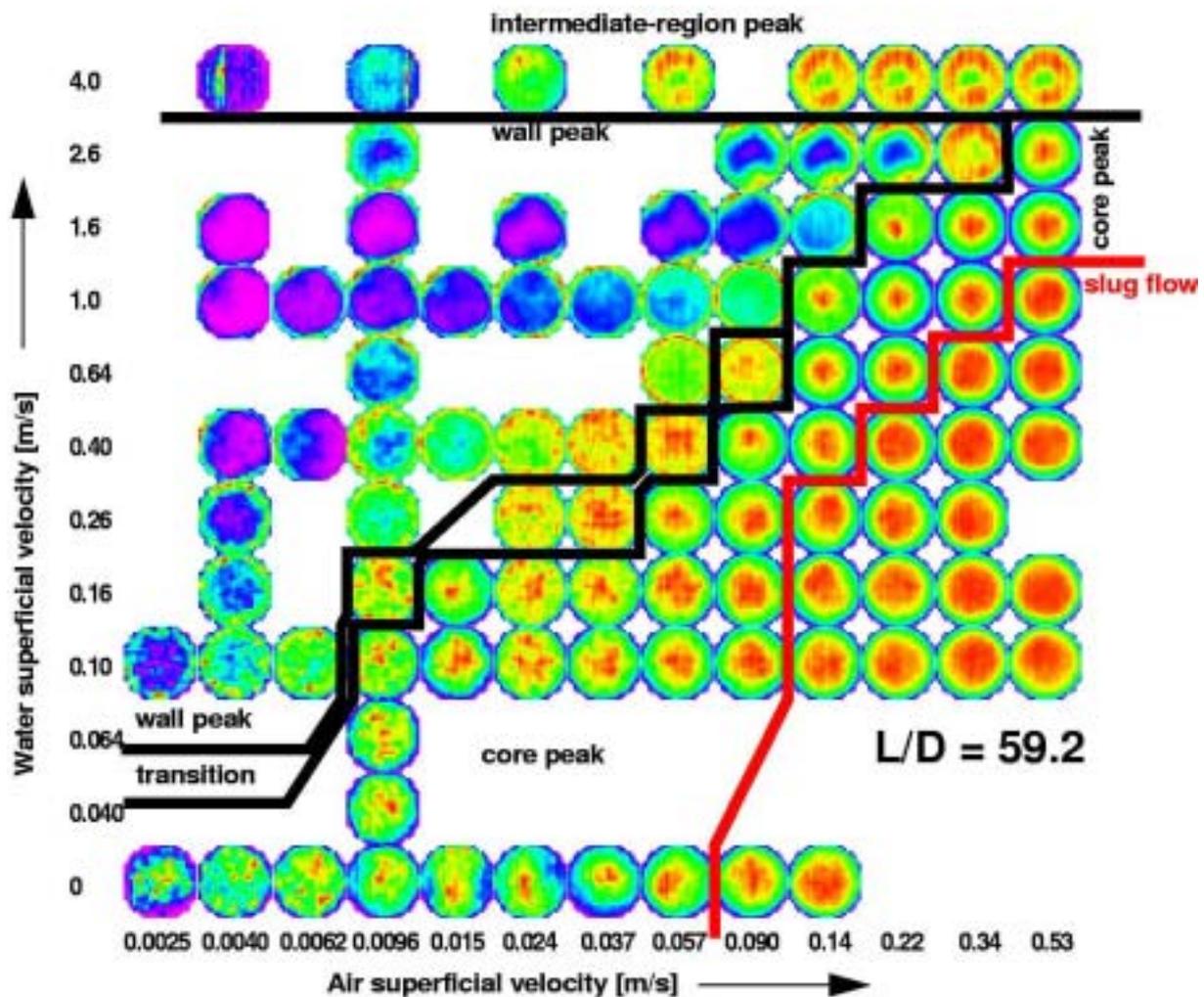


Bild 4.37 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 3030 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 59,2$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.

Mit zunehmendem Abstand von der Gaseinspeisung (Bilder 4.31 bis 4.37) verschieben sich die Grenzlinien in der Matrix immer weiter von rechts unten nach links oben. Beginnend mit $L/D = 30$ wird für eine Leerrohrgeschwindigkeit der Flüssigkeit von 4 m/s ein Peak des radialen Gasgehaltsprofils bei etwa $R/2$ beobachtet (vgl. Abschnitt 4.2.2).

Der Vergleich der Strömungskarten für die einzelnen Höhen zeigt, dass die Entwicklung auch bei $L/D = 60$ noch nicht abgeschlossen ist.

4.4.2 Korrelation für den Übergang Blasenströmung – Pfropfenströmung unter Berücksichtigung der Einlaufstrecke

Die im vorhergehenden Abschnitt dargestellten transienten Strömungskarten ermöglichen die Aufstellung einer Korrelation für die Grenzlinie zwischen Blasen- und Pfropfenströmung in Abhängigkeit von der Einlaufstrecke. In [TBD80] wurde für eine solche Grenze für eine entwickelte Strömung folgende Gleichung angegeben:

$$J_w = 3,0J_G - 1,15 \left(\frac{g(\rho_w - \rho_G)\sigma}{\rho_w^2} \right)^{1/4} \quad (4.1)$$

Diese Kurve gibt die in den Experimenten ermittelte Grenze für $L/D = 59,2$ (s. Bild 4.37) gut wieder. Die Verschiebung der Grenze für kleinere L/D kann durch eine Modifikation des Faktors im ersten Term auf der rechten Seite wiedergegeben werden. Eine gute Übereinstimmung wurde durch folgende Korrelation erzielt:

$$J_w = 3,0 \sqrt{\frac{L/D-1}{60}} J_G - 1,15 \left(\frac{g(\rho_w - \rho_G)\sigma}{\rho_w^2} \right)^{1/4} \quad (4.2)$$

Die Abhängigkeit von L/D in Form einer Wurzelfunktion berücksichtigt, dass die Abhängigkeit der Grenzlinie von L/D mit wachsendem L/D abnimmt. Der Verlauf der Grenzlinien für die gemessenen L/D -Verhältnisse ab 2,5 ist in Bild 4.38 dargestellt.

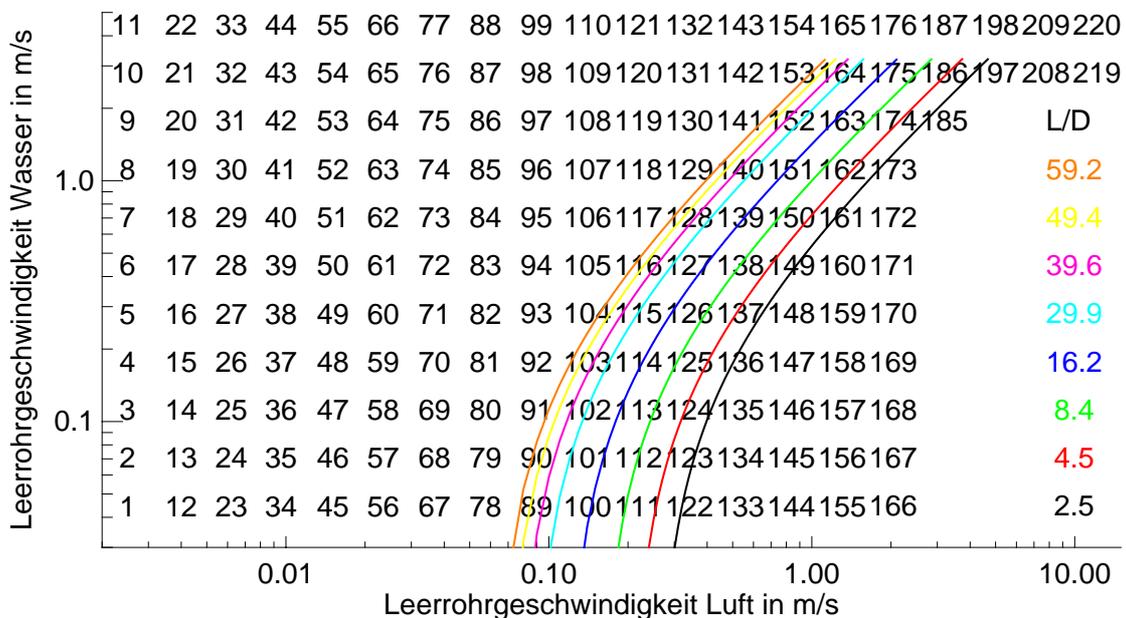


Bild 4.38 Grenzlinien für den Übergang von der Blasen zur Pfropfenströmung in Abhängigkeit von der Einlaufänge nach Gleichung 4.2.

4.4.3 Entwicklung der radialen Gasgehaltsprofile und Blasengrößenverteilungen entlang der Teststrecke

Dass die Entwicklung nicht abgeschlossen ist, wird auch im Vergleich der radialen Gasgehaltsprofile und der Blasengrößenverteilungen entlang der Rohrleitung deutlich. Die Abbildungen 4.39 bis 4.41 zeigen Beispiele für verschiedene Strömungscharakteristika am oberen Ende der Rohrleitung. Als eingelaufen kann man hier nur die stabile Blasenströmung, Bild 4.39, bezeichnen. Die leichte Verschiebung der Peaks in der Blasengrößenverteilung kann hier mit der Abnahme des Drucks und damit einer leichten Vergrößerung der Blasen erklärt werden. Blasenkoaleszenz spielt hier kaum eine Rolle. Es hat sich ein stabiles Wandmaximum in der radialen Gasgehaltsverteilung herausgebildet.

In dem in Bild 4.40 dargestellten Beispiel ändern sich die Strömungscharakteristika am oberen Ende der Teststrecke deutlich. Im radialen Gasgehaltsprofil beobachtet man einen Übergang von einem Randmaximum, welches sich ab $L/D = 1,6$ herausgebildet hat zu einem Mittenmaximum. Die Blasengrößenverteilungen sind bei allen Höhenpositionen durch einen Doppelpick gekennzeichnet. Die Ursache dafür liegt in der Koaleszenz der Primärblasen. Diese bilden jeweils den linken Peak. Der rechte Peak liegt bei einem Blasendurchmesser, der sich um den Faktor $\sqrt[3]{2}$ von dem des Primärblasenpeaks unterscheidet, d.h. er liegt beim doppelten Blasenvolumen der Primärblasen. Er wird von Blasen hervorgerufen, die durch die Koaleszenz zweier Primärblasen entstanden sind. Dieser zweite Peak wird mit wachsendem L/D immer mehr zu größeren Blasen hin verbreitert, was auf Mehrfachkoaleszenzen zurückzuführen ist. Auf Grund des Fortschreitens der Koaleszenzen am oberen Rohrende, kann man annehmen, dass sich für eine genügend lange Teststrecke bei größeren L/D eine Pfropfenströmung herausbilden würde.

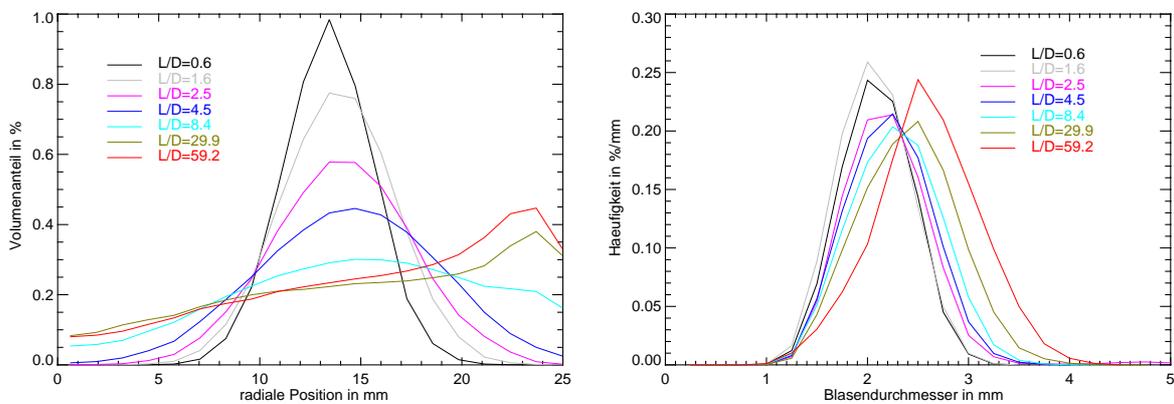


Bild 4.39 Entwicklung des radialen Gasgehaltprofils (linkes Bild) und der Blasengrößenverteilung (rechtes Bild) über die Höhe der Teststrecke für den Fall einer stabilen Blasenströmung (Testserie M01, Punkt 043, $J_W = 2,6$ m/s, $J_G = 0,0096$ m/s)

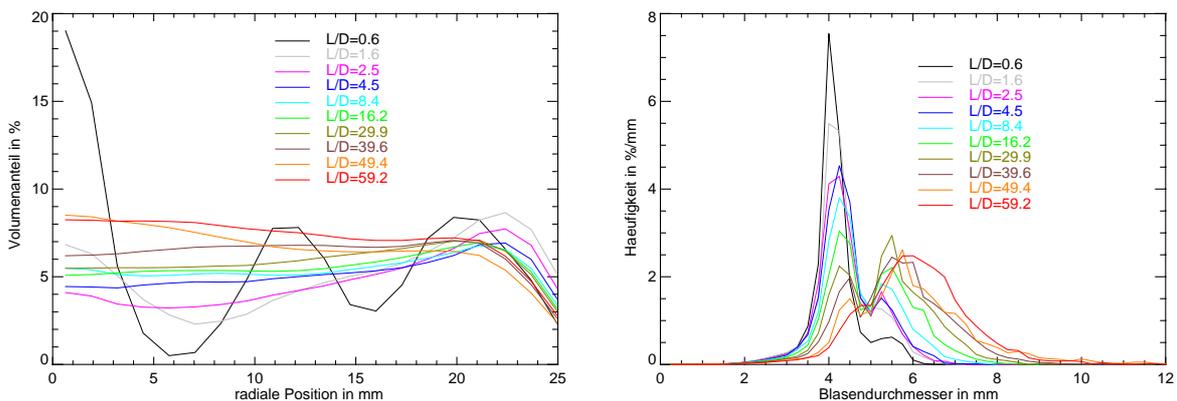


Bild 4.40 Entwicklung des radialen Gasgehaltprofils (linkes Bild) und der Blasengrößenverteilung (rechtes Bild) über die Höhe der Teststrecke für den Fall einer sich entwickelnden Strömung am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, Punkt 071, $J_W = 0,26$ m/s, $J_G = 0,037$ m/s)

Einen charakteristischen Punkt, bei dem am oberen Ende der Teststrecke eine Pfropfenströmung vorliegt, zeigt das Bild 4.41. Ausgehend von dem durch die Einperlung geprägtem Gasgehaltsprofil kommt es zur Ausbildung eines schwachen Randmaximums. Die Blasen bewegen sich dann aber wieder in Richtung Rohrzentrum und bilden dort bei $L/D = 8,4$ einen sehr ausgeprägten Peak (vgl. Abschnitt 4.4.1). Der hohe lokale Gasgehalt im Zentrum führt zu einer Verstärkung der Koaleszenz und zu einem raschen Übergang zur Pfropfenströmung, die ab $L/D = 30$ beobachtet werden kann. Der Peak, der im Fall der Pfropfenströmung die kleinen Blasen kennzeichnet, ist gegenüber dem Peak der Primärblasen deutlich zu kleineren Blasendurchmessern hin verschoben. D.h. die kleinen Blasen sind keine Primärblasen, sondern sie sind durch Zerfallsprozesse (insbesondere der Abrisses kleiner Blasen am Ende von Pfropfen) entstanden.

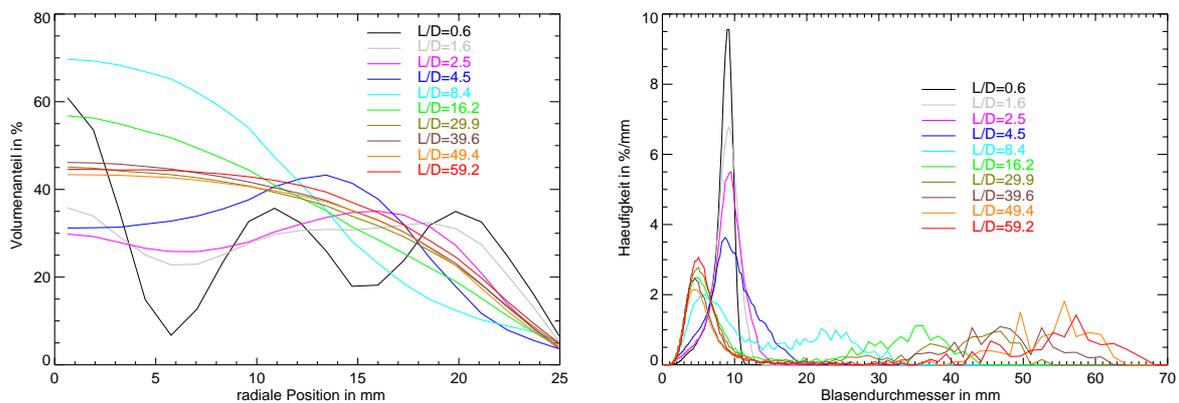


Bild 4.41 Entwicklung des radialen Gasgehaltprofils (linkes Bild) und der Blasengrößenverteilung (rechtes Bild) über die Höhe der Teststrecke für den Fall einer Pfropfenströmung am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)

Allgemein beobachtet man bei der Entwicklung der Strömung, dass es unmittelbar oberhalb der Gaseinspeisung zur Ausbildung eines mehr oder weniger deutlichen Randmaximums in den radialen Gasgehaltsprofilen kommt (Eine Ausnahme bildet der Fall sehr großer Primärblasen, wie sie durch die Einperlvorrichtung V3 erzeugt werden). Je größer der Gasgehalt, desto schneller entstehen größere Blasen, die einen Übergang zu einem Mittenmaximum hervorrufen. Nach der Etablierung eines Mittenmaximums kommt es in den meisten Fällen relativ schnell zum Auftreten immer größerer Blasen und schließlich zu einem Übergang zur Pfropfenströmung.

4.4.4 Evolution der Eigenschaften von Pfropfenströmungen

Wie bereits in 4.2.3 erwähnt, unterliegt die beobachtete Pfropfenströmung auch am oberen Ende der Teststrecke einer weiteren Entwicklung. Die Größe der Taylorblasen und der dazwischenliegenden Flüssigkeitspfropfen nimmt beständig zu. Die Zunahme der Pfropfengröße dauert solange an, bis eine s.g. stabile Pfropfenströmung erreicht wird. Nach den Betrachtungen in [TBD80] ist das erst der Fall, wenn die Flüssigkeitspfropfen zwischen zwei Taylorblasen eine Länge $L_{\text{Propfen}}/D = 16$ erreichen (s. 4.2.4). Das Bild 4.42 zeigt den Zeitverlauf des über den Rohrquerschnitt gemittelten Gasgehalts für verschiedene Höhenpositionen. Es wurde dabei der Matrixpunkt der Versuchsserie M01 mit dem höchsten Gasgehalt (Punkt 135) ausgewählt. Dort

treten am oberen Ende der Testsrecken die größten Taylorblasen auf (vgl. Bild 4.22). Im Bild ist deutlich zu erkennen, dass die Anzahl der Flüssigkeitspfropfen bzw. der Taylorblasen mit der Höhe abnimmt (ca. 17 bei $L/D = 39,6$; ca. 14 bei $L/D = 49,4$ und ca. 11 bei $L/D = 59,2$). Eine stabile Pfropfenströmung, die in [TBD80] für eine Länge der Flüssigkeitspfropfen von mindestens 16 Rohrdurchmessern vorausgesagt wird, konnte auf Grund des begrenzten L/D -Verhältnisses in den vorliegenden Experimenten nicht beobachtet werden. Die Messzeit von 10 s entspricht etwa einer Länge von 9,3 m, also rund 180 L/D . Bei den für $L/D = 59,2$ beobachteten 11 Pfropfen beträgt der mittlere Abstand zwischen zwei Fronten von Taylorblasen ungefähr $L/D = 16$, d.h. die Länge der Flüssigkeitspfropfen ist noch etwas kleiner, als dieses Kriterium.

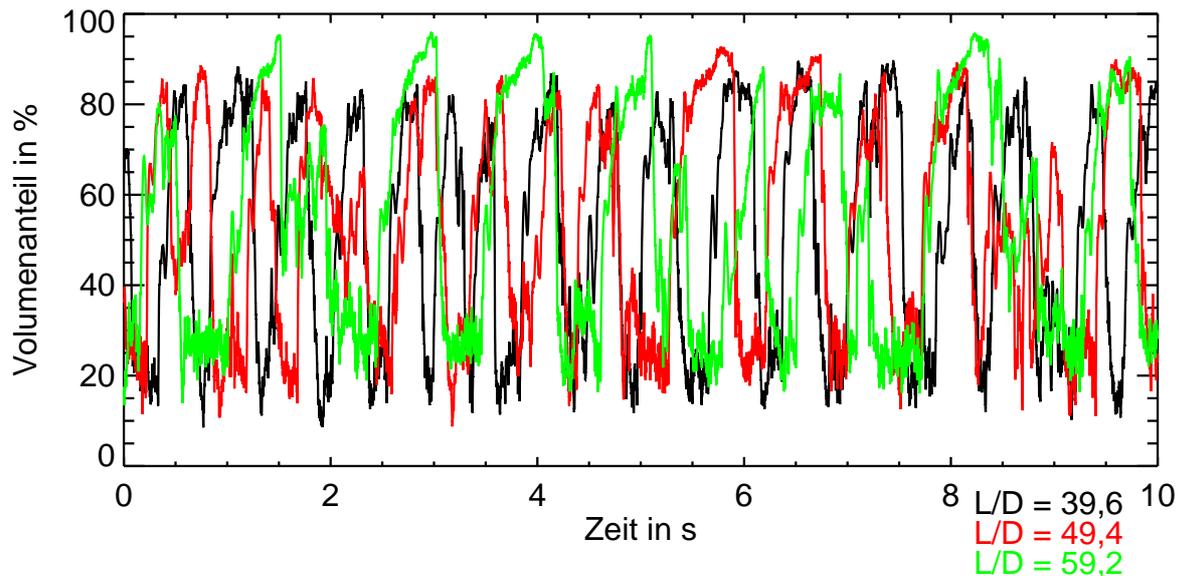


Bild 4.42 Über den Rohrquerschnitt gemittelter Gasgehalt als Funktion der Zeit im Fall einer sich entwickelnden Pfropfenströmung für unterschiedliche Höhenpositionen (Testserie M01, Punkt 135, $J_W = 0,1$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)

4.4.5 Evolution der Strömung bei unterschiedlichen Primärblasengrößen

Im Fall der Einspeisung kleiner Blasen (Einspeisung V1 und V2 in der Versuchsserie F10 und Versuchsserie M01) kommt es für die meisten Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten entlang der Teststrecke zur Bildung größerer Blasen, d.h. die Blasenkoaleszenz überwiegt. Nur im Fall hoher Wasserleerrohrgeschwindigkeiten und kleiner Gasleerrohrgeschwindigkeiten bildet sich eine stabile Blasenströmung heraus, wobei entweder gar keine Wechselwirkung der Blasen auftritt oder Koaleszenz und Zerfall ein Gleichgewicht bilden.

Bei der Einspeisung größerer Blasen (Versuchsserie F10, Einspeisung V3) beobachtet man in diesem Bereich der stabilen Blasenströmung eine Verschiebung der Blasengrößenverteilung zu kleineren Blasen hin, d.h. in diesen Fällen überwiegt der Blasenzerfall gegenüber der Blasenkoaleszenz. Das Bild 4.43 zeigt das an einem Beispiel. In diesem Bereich gleichen sich die Blasengrößenverteilungen für die verschiedenen Einspeisungen entlang der Teststrecke an. Die Annäherung von zwei Seiten (von kleineren und größeren Primärblasen) zeigt, dass in diesem Bereich wirklich eine stabile Blasenströmung vorliegt. In der Versuchsserie F10 wurde diese Annäherung für alle Punkte mit einer Wasserleerrohrgeschwindigkeit gleich oder

größer 1 m/s sowie einer Gasleerrohrgeschwindigkeit gleich oder kleiner 0,024 m/s sowie den Punkt 121 ($J_W = 4$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s) beobachtet.

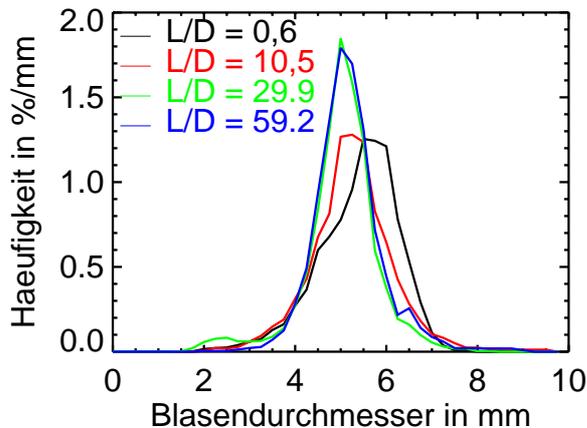


Bild 4.43 Entwicklung der Blasengrößenverteilung über die Höhe der Teststrecke für die Einspeisung V3 (Testserie F10, Punkt 063, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,024$ m/s)

Bei größeren Gasgehalten überwiegt bei allen Einspeisungen die Koaleszenz. Da die Primärblasengröße im Fall der Einspeisung V3 größer ist, folgt die Entwicklung der Blasengrößenverteilung im Fall der Einspeisung V1 und V2 der Entwicklung für die Einspeisung V3 nach (s. Bild 4.44). Man kann daher annehmen, dass auch bei größeren Längen der Teststrecke kein Gleichgewicht zwischen Blasenkoaleszenz und Zerfall auftreten würde. Bei einer ausreichend langen Teststrecke würde dies zwangsläufig zu einer Pfropfenströmung führen.

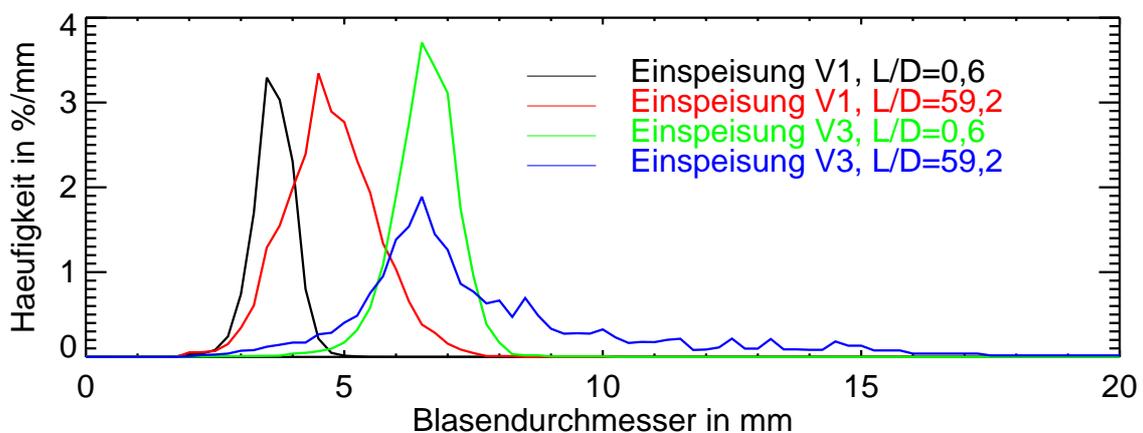


Bild 4.44 Vergleich der Blasengrößenverteilungen nahe der Gaseinspeisung und am oberen Ende der Teststrecke für die Einspeisungen V1 und V3 (Testserie F10, Punkt 085, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s)

4.5 Mikroskopische Phänomene

4.5.1 Abhängigkeit der radialen Profile vom Blasendurchmesser

Wie im Abschnitt 3.2.11 beschrieben, können die radialen Gasgehaltsprofile entsprechend den Anteilen der einzelnen Blasengrößen zerlegt werden. In Experimenten an Einzelblasen (s. z.B. [Tom98]) wurde beobachtet, dass die Bewegung der Blasen im Scheerfeld der Flüssigkeitsströmung senkrecht zur Strömungsrichtung von der Blasengröße abhängt. In einer Wasser-Luft-Strömung bei Umgebungsbedingun-

gen tritt bei einem Äquivalenzdurchmesser der Blasen von 5,8 mm eine Vorzeichenumkehr dieser Bewegung, die durch die Lift-Kraft beschrieben wird, ein. Kleinere Blasen bewegen sich in Richtung abnehmender Flüssigkeitsgeschwindigkeit, d.h. im Fall der aufwärtsgerichteten Rohrströmung in Richtung Rohrwand. Größere Blasen bewegen sich hingegen in Richtung zunehmender Flüssigkeitsgeschwindigkeit, was im Fall der Rohrströmung einer Kraftwirkung zur Rohrmitte hin entspricht.

In den vorliegenden Experimenten konnte das auch für den Fall einer Strömung mit einer großen Anzahl von Blasen sehr unterschiedlicher Größen bestätigt werden. Die Bilder 4.45 und 4.46 zeigen zwei Beispiele für die Zerlegung radialer Gasgehaltprofile in die Anteile von Blasen kleiner und größer 5,5 mm. Eine weitere Zerlegung in 5 Gruppen ist in Bild 4.47 dargestellt.

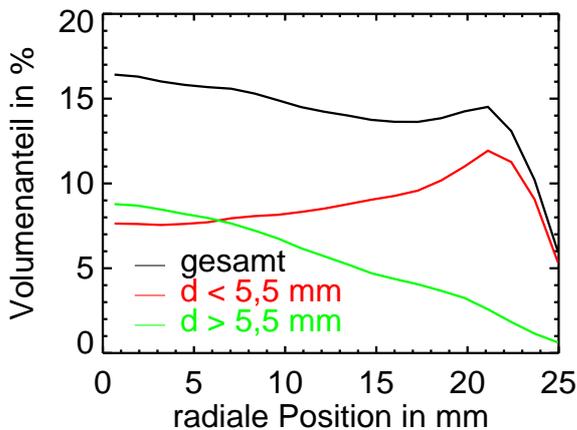


Bild 4.45 Gesamtes radiales Gasgehaltprofil im Vergleich mit den Anteilen der jeweiligen Blasengrößen (Testserie M01, Punkt 083, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s)

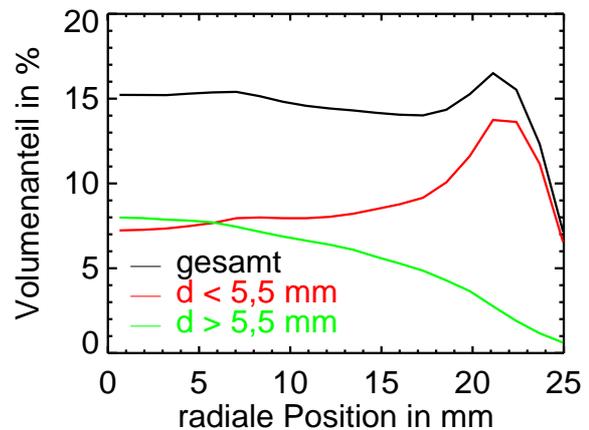


Bild 4.46 Gesamtes radiales Gasgehaltprofil im Vergleich mit den Anteilen der jeweiligen Blasengrößen (Testserie M01, Punkt 095, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,09$ m/s)

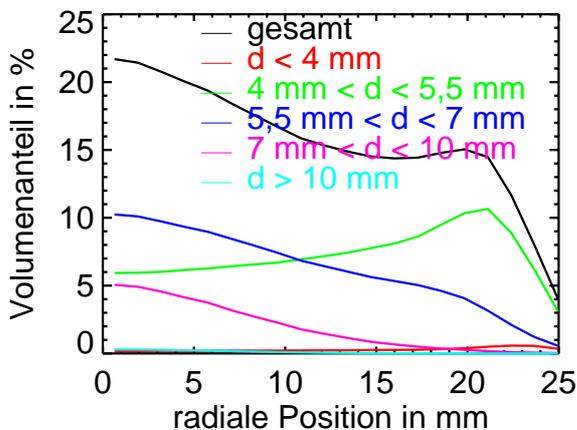


Bild 4.47 Gesamtes radiales Gasgehaltprofil im Vergleich mit den Anteilen der jeweiligen Blasengrößen (Testserie M01, Punkt 107, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s)

Die Abhängigkeit der lokalen Aufenthaltswahrscheinlichkeit der Blasen von ihrer Größe ist für die Entwicklung der Strömung von großer Bedeutung. Das betrifft insbesondere den Prozess des Übergangs von der Blasen- zur Pfropfenströmung. Im

Abschnitt 4.3.3, Bild 4.41 wurde die Entwicklung der Strömung für einen solchen Übergang innerhalb der Teststrecke dargestellt. Bei $L/D = 8,4$ wurde ein ausgeprägtes Mittenmaximum mit einem sehr hohen lokalen Gasgehalt beobachtet. Das Bild 4.48 zeigt die radialen Profile für $L/D = 4,5$ und $L/D = 8,4$ zerlegt nach Blasengrößen. Blasen kleiner 5,5 mm findet man bevorzugt in der wandnahen Region. Dort wurden größere Blasen durch Koaleszenz gebildet, die sich in Richtung Rohrmittle bewegen ($L/D = 4,5$). Auf ihrem Weg koaleszieren sie weiter. Diese großen Blasen bilden das ausgeprägte Maximum des Gasgehalts im Zentrum. Weitere Koaleszenzen führen dann rasch zu einer Bildung von Pfropfen.

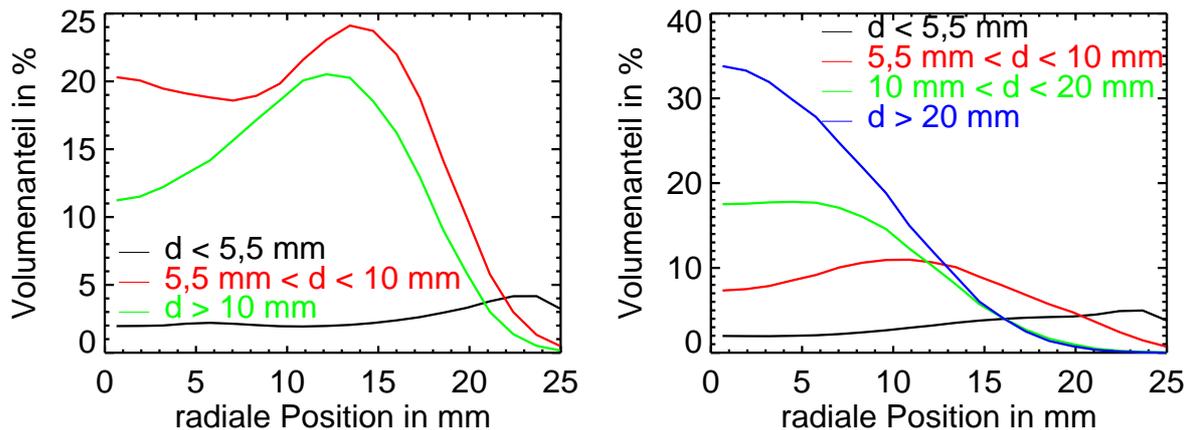


Bild 4.48 Nach Blasengrößen zerlegte radiale Gasgehaltsprofile für $L/D = 4,5$ (linke Seite) und $8,4$ (rechte Seite), Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s

4.5.2 Schlußfolgerungen für den Übergang Blasenströmung – Pfropfenströmung

Die experimentellen Daten zeigen, dass für den Übergang von der Blasen- zur Pfropfenströmung von lokalen Effekten, die von der Blasengröße abhängen, beeinflusst wird. Blasenkoaleszenz und -zerfall, die diesen Übergang hervorrufen, hängen von den lokalen Blasenanzahldichten n und der Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie ε ab:

$$\text{Koaleszenzrate: } \Gamma_{i,j}(r) = f(d_{bi}, d_{bj}, \varepsilon(r)) * n_i(r) * n_j(r) \quad (4.3)$$

$$\text{Zerfallsfrequenz: } \Omega_i(r) = f(d_{bi}, d_{bj}, \varepsilon(r)) * n_i(r) \quad (4.4)$$

i und j kennzeichnen hierbei die Blasenklassen, r die radiale Position und d die Äquivalenzdurchmesser der jeweiligen Blasenklassen. Es ist sofort klar, dass die Koaleszenzrate bei gleichen mittleren Blasenanzahldichten größer ist, wenn das radiale Profil der Blasenanzahldichten einen ähnlichen Verlauf hat, als wenn dieses sehr verschieden ist - wie es im Fall von Blasen mit Äquivalenzdurchmessern unterhalb und oberhalb des kritischen Durchmessers nach Tomiyama zu erwarten wäre. Aber auch die radiale Abhängigkeit der Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie ist für den Übergang wichtig. In der Regel ist diese in der wandnahen Region auf Grund der größeren Scheerspannungen deutlich größer als in der Rohrmittle. Die Zerfallsfrequenz wächst mit der Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie.

Die Konsequenzen der Beobachtungen für den Übergang zur Pfropfenströmung sollen an Hand von Bild 4.49 erläutert werden. Es wird eine aufwärts gerichtete Luft-Wasserströmung betrachtet. Zwei Fälle werden gegenübergestellt. Sie unterscheiden sich durch den Volumenstrom der Luft. In beiden Fällen werden kleine Blasen, z.B. Blasen mit einem Äquivalenzdurchmesser von 4 mm eingepert. Im Beispiel auf der linken Seite ist der Luftvolumenstrom klein. Die Blasen bewegen sich zum Rand des Rohrs. Der lokale Gasgehalt in der Wandregion ist größer als der mittlere Gasgehalt, soll aber dennoch klein sein. Es kommt zu einzelnen Koaleszenzen, aber auch zu Zerfällen. Es bildet sich ein Gleichgewicht zwischen Blasenkoaleszenz und -zerfall und damit eine stabile Blasenströmung.

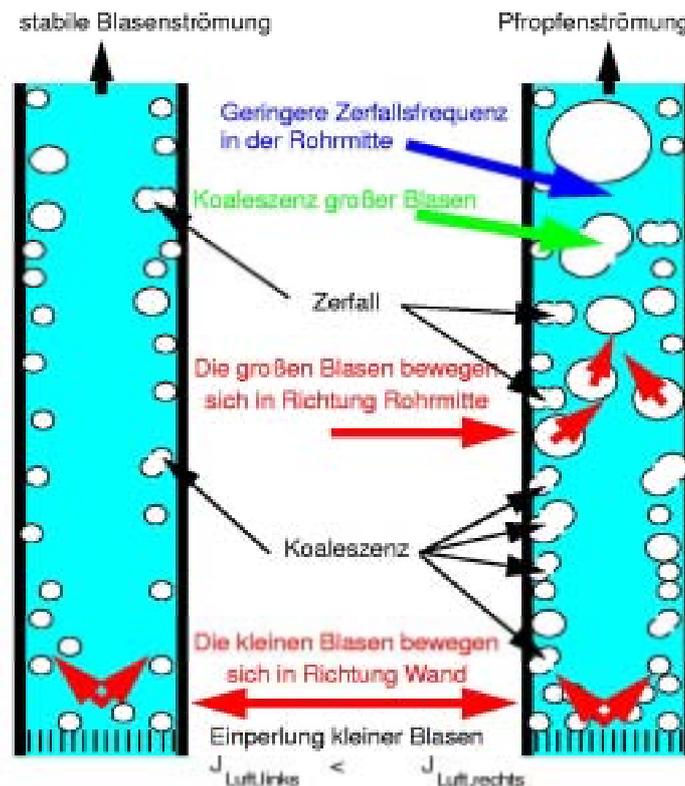


Bild 4.49 Entwicklung der Strömung bei der stabilen Blasenströmung (links) und beim Übergang von einer Blasen in eine Pfropfenströmung (rechts)

Erhöht man nun den Luftvolumenstrom verschiebt sich dieses Gleichgewicht hin zu größeren Blasendurchmessern. Die Ursache hierfür ist, dass die Koaleszenzrate mit dem Quadrat der Blasenanzahldichte steigt, die Zerfallsfrequenz hingegen proportional zur Blasenanzahldichte ist. Die Zerfallsrate nimmt aber mit dem Blasendurchmesser zu.

Bei einer weiteren Erhöhung des Luftvolumenstroms entstehen schließlich immer mehr Blasen mit einem Äquivalenzdurchmesser größer als 5,8 mm. Diese Blasen bewegen sich in Richtung Rohrmitte. Wenn genügend große Blasen im Wandbereich gebildet werden, können einige von ihnen die Mitte des Rohrs ohne Zerfall erreichen. Auf Grund der geringeren Dissipationsrate können die Blasen dort bei einer geringeren Zerfallswahrscheinlichkeit schnell weiter koaleszieren. Außerdem wird die Koaleszenz durch hohe lokale Gasgehalte im Zentrum des Rohrs beschleunigt.

Dieses Verhalten lässt sich direkt anhand von Messdaten illustrieren, die mit dem Verfahren der Verlegung radialer Gasgehaltsprofile nach Blasengrößenklassen ausgewertet wurden (Bild 4.50). Es handelt sich um einen Versuch, bei dem es zur Bildung von Blasen mit einem Durchmesser größer als 5.5 mm kam, aber noch keine Pfropfen gebildet wurden (der maximale Äquivalentdurchmesser war kleiner als 10 mm). Der in Bild 4.49 schematisch dargestellte Prozess der Bildung von größeren Blasen durch Koaleszenz und deren anschließende Wanderung zum Zentrum der Rohrleitung ist klar zu erkennen.

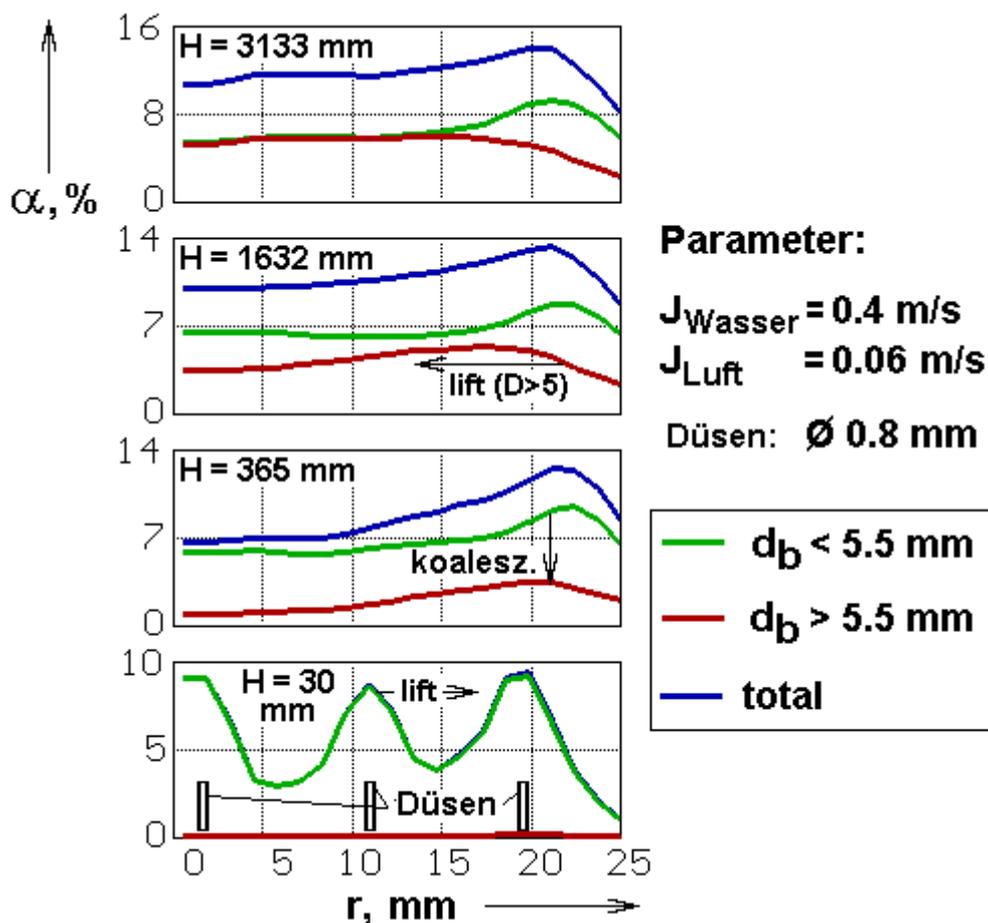


Bild 4.50 Beispiel der Evolution von radialen Gasgehaltsprofilen, zerlegt nach Blasengrößenklassen

Dieser Mechanismus ist entscheidend für den Übergang von der Blasen zur Pfropfenströmung. Außerdem spielen natürlich auch noch Umverteilungsprozesse in Strömungsrichtung eine Rolle, die sich aus unterschiedlichen Aufstiegsgeschwindigkeiten ergeben. Diese äußern sich in einer zunehmenden zeitlichen Ungleichmäßigkeit der über den Querschnitt gemittelten Gasgehalte an einer Höhenposition des Rohrs. Bild 4.51 zeigt hierfür ein Beispiel.

Für eine Modellbildung ist es notwendig sowohl räumliche Effekte als auch den Einfluss der Blasengrößen zu berücksichtigen. Auf Grund des komplexen Wechselspiels zwischen diesen Effekten können aus den gemessenen Daten keine Korrelationen auf direktem Weg abgeleitet werden. Vielmehr müssen die Wechselwirkungen durch eine zielgerichtete Modellierung abgebildet werden und eine gleichzeitige Ent-

wicklung und Justierung der Modelle für die einzelnen Effekte (Kraftwirkungen auf Blasen, Blasenkoaleszenz und -zerfall) erfolgen.

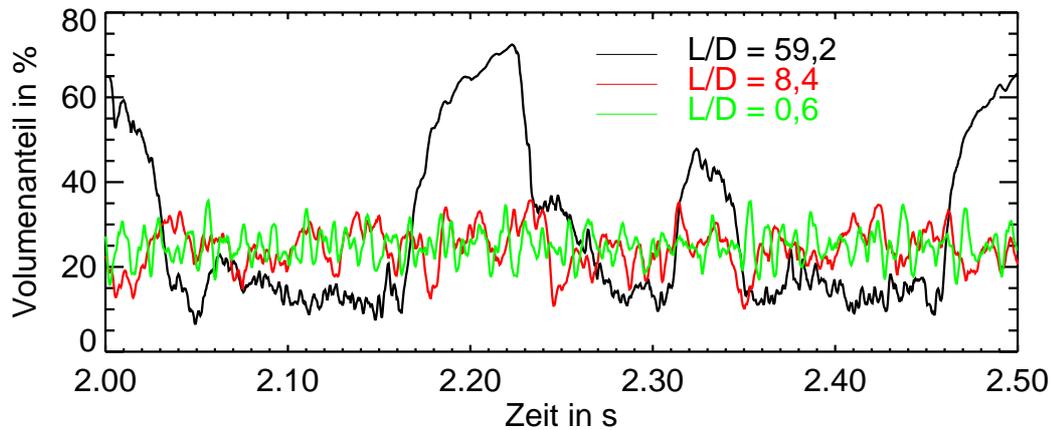
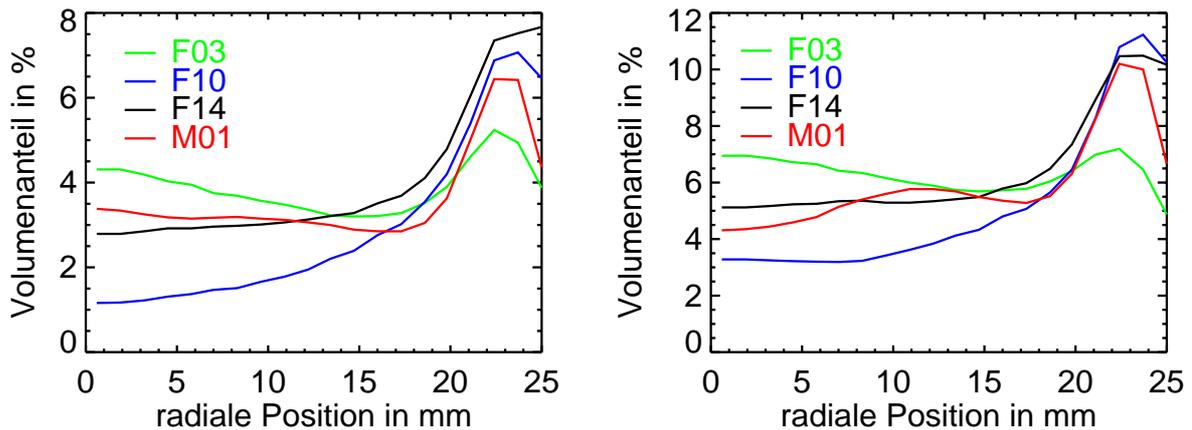


Bild 4.51 Zeitlicher Verlauf des über den Rohrquerschnitt gemittelten Gasgehalts für verschiedene Einlauf­längen (Testserie M01, Punkt 140, $J_w = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)

4.6 Reproduzierbarkeit der Messungen

Zusammenfassend wurde die Reproduzierbarkeit der Messungen für die großen Serien F03, F10, F14 und M01 untersucht. In den Untersuchungen in Abschnitt 4.1.3 hat sich gezeigt, dass das Blasenkoaleszenzverhalten der am schwierigsten zu reproduzierende Parameter ist. Es äußert sich im Übergang von Blasenströmung mit Randmaximum zur Blasenströmung mit Zentrumsmaximum.

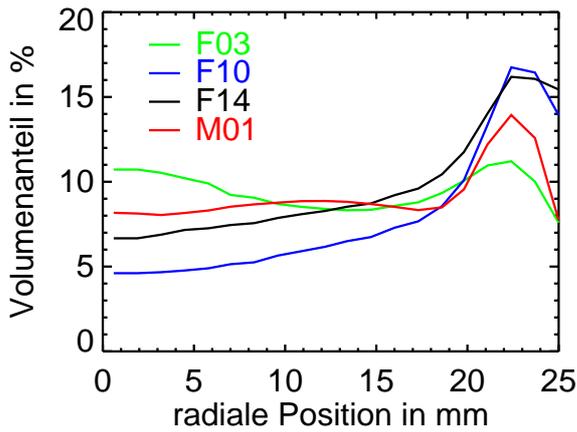
Verglichen wurden Matrixpunkte der Linie $J_w=1,0$ m/s der Serien F03, F10 Höhe H, F14 und M01 Höhe L.



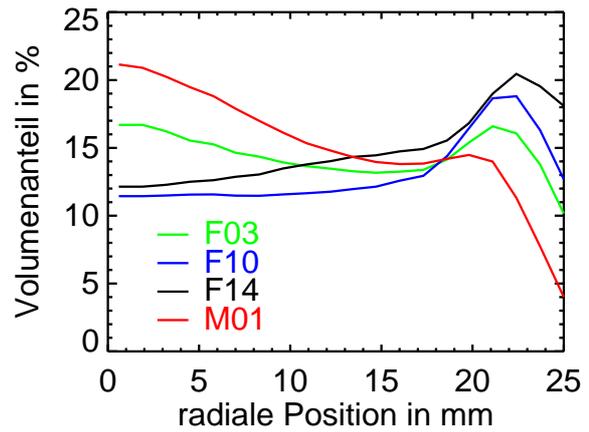
Punkt 074, $J_G = 0,0368$ m/s

Punkt 085, $J_G = 0,0574$ m/s

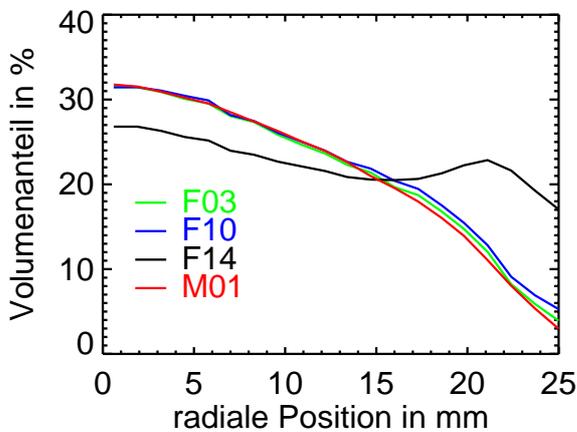
Bild 4.52 Radiale Gasgehaltsverteilung ausgewählter Punkte in verschiedenen Messserien, $J_w = 1,017$ m/s - Teil 1



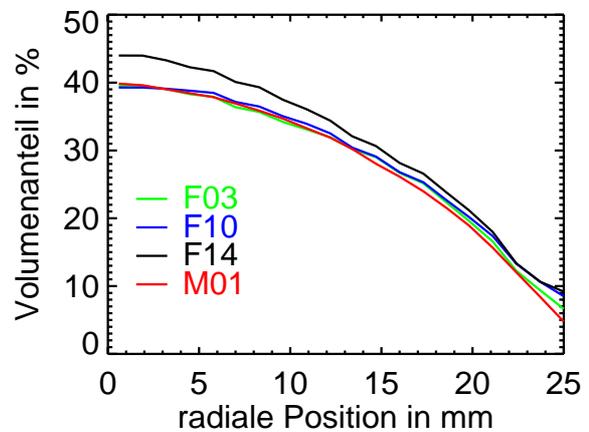
Punkt 096, $J_G = 0,0898 \text{ m/s}$



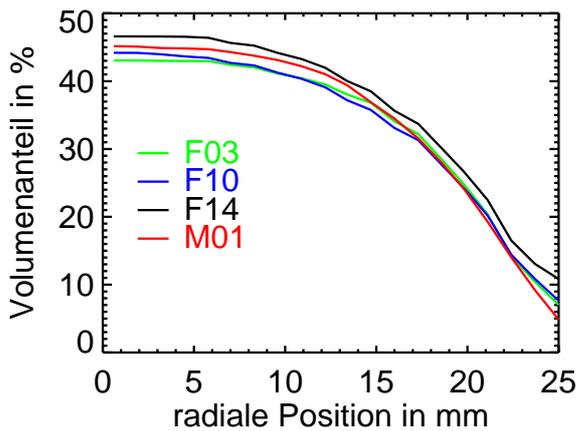
Punkt 107, $J_G = 0,140 \text{ m/s}$



Punkt 118, $J_G = 0,219 \text{ m/s}$

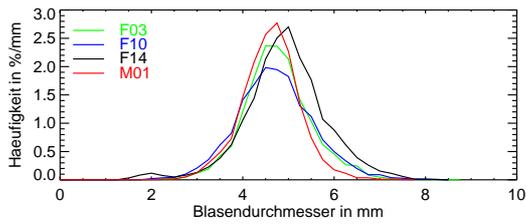


Punkt 129, $J_G = 0,342 \text{ m/s}$

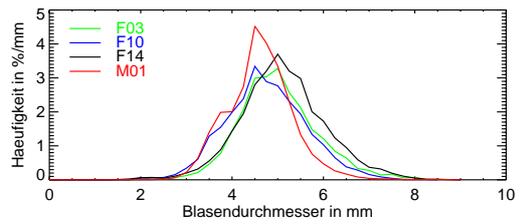


Punkt 140, $J_G = 0,534 \text{ m/s}$

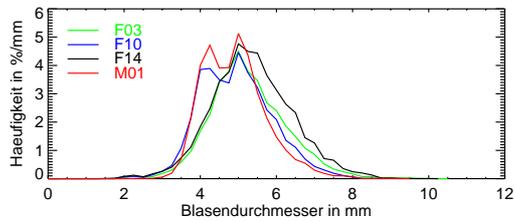
Bild 4.52 Radiale Gasgehaltsverteilung ausgewählter Punkte in verschiedenen Messserien, $J_w = 1,017 \text{ m/s}$ - Fortsetzung



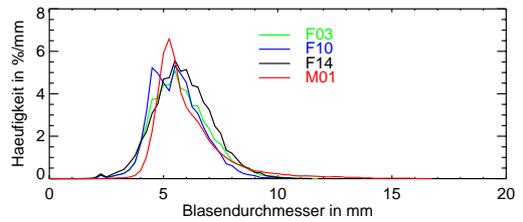
Punkt 074, $J_G = 0,0368$ m/s



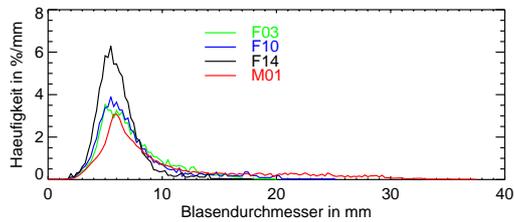
Punkt 085, $J_G = 0,0574$ m/s



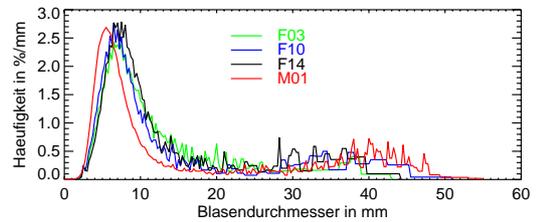
Punkt 096, $J_G = 0,0898$ m/s



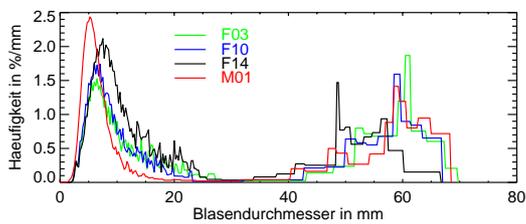
Punkt 107, $J_G = 0,140$ m/s



Punkt 118, $J_G = 0,219$ m/s



Punkt 129, $J_G = 0,342$ m/s



Punkt 140, $J_G = 0,534$ m/s

Bild 4.53 Blasengrößenverteilungen ausgewählter Punkte in verschiedenen Messserien, $J_w = 1,017$ m/s

5 Modellierung

Aus den Betrachtungen zum Mechanismus des Übergangs von der Blasen- zur Pfropfenströmung ergibt sich, dass ein Modell für die Simulation dieses Übergangs zumindest die radialen Abhängigkeiten und eine Anzahl von Blasenklassen berücksichtigen muss. Die wesentlichen Komponenten eines solchen Modells sind die Bilanzierung der auf die Blasen einwirkenden Kräfte und die Berechnung der Übergänge zwischen den einzelnen Blasenklassen auf der Grundlage von Koaleszenzraten und Zerfallsfrequenzen.

Daher wurde ein relativ einfaches eindimensionales Modell entwickelt. Die Parameter werden dabei nur in radialer Richtung aufgelöst. Für die Simulation der Entwicklung der Strömung entlang des Rohrs wird vereinfachend angenommen, dass alle Blasen mit einer gleichen Geschwindigkeit w_G aufsteigen. Diese Annahme ist für die auftretenden Blasengrößen in einem Rohr mit 50 mm Innendurchmesser auch annähernd erfüllt. In dieser Näherung korrespondiert die Änderung Zeit mit einer Verschiebung der Höhenposition im Rohr (s. auch Gleichung 3.11).

$$\Delta z_{\text{virtuell}} = w_G * \Delta t \quad (5.1)$$

Diese Näherung ermöglicht die Reduktion des eigentlich 2-dimensionalen Problems (Radialsymmetrie) auf eine Dimension, d.h. die Auflösung der Variablen in radiale Richtung und damit ein einfaches, schnell rechnendes Modell. Ausgehend von einer vorgegebenen radialen Gasgehaltsverteilung und Blasengrößenverteilung am unteren Ende der betrachteten Testsektion werden für einen Zeitschritt die lokalen Blasenkoaleszenzen und -zerfälle und damit eine neue Blasengrößenverteilung berechnet. Für diese Blasengrößenverteilung können dann wiederum die radialen Anzahldichteverteilungen für die einzelnen Blasenklassen berechnet werden.

Das Gesamtmodell ist in [Luc01b] veröffentlicht. Im folgenden werden zunächst die Teilmodelle für die Bilanzierung der auf eine Blase senkrecht zur Hauptströmungsrichtung einwirkenden Kräfte (Abschnitt 5.2, s. [Luc01a]) und für Blasenkoaleszenz und Zerfall (Abschnitt 5.2) näher vorgestellt. Das Gesamtmodell wird dann im Abschnitt 5.3 erläutert, während der Abschnitt 5.4 Vergleiche der Modellierung mit experimentellen Daten enthält.

5.1 Quasistationäres Modell der radialen Gasgehaltsverteilung

5.1.1 Blasenkräfte

Dieses Teilmodell ermöglicht die Berechnung der radialen Profile der Blasenanzahl-dichten für jede einzelne Blasenklasse und damit auch des gesamten radialen Gasgehaltsprofils für eine vorgegebene Blasengrößenverteilung. Es beruht auf der Annahme eines Gleichgewichts der auf eine Blase senkrecht zur Strömungsrichtung (also in radiale Richtung) wirkenden Kräfte. Hierbei werden die Lift-Kraft, die Wandkraft und die Dispersionskraft berücksichtigt. Die Lift-Kraft darf nicht mit der durch Dichteunterschiede hervorgerufenen Auftriebskraft verwechselt werden. Im Fall der vertikalen Rohrströmung wirkt sie in radialer Richtung und wird durch Wechselwirkungen der Blase und ihres Nachlaufgebiets mit dem Gradienten der Flüssigkeitgeschwindigkeit hervorgerufen.

Bei dem Modell handelt es sich um ein Kontinuumsmodell, d.h. es werden keine einzelnen Blasen betrachtet, sondern Blasenanzahldichten n bzw. Volumenanteile. Unterteilt man die Gesamtzahl der Blasen in einzelne Blasenklassen i , die jeweils die Blasen in einem bestimmten Intervall des äquivalenten Blasendurchmessers beinhalten, gelten folgende Gleichungen:

$$\text{Blasenanzahldichte:} \quad n = \sum n_i \quad (5.2)$$

$$\text{Gasgehalt:} \quad \alpha = \sum \alpha_i \quad (5.3)$$

$$\alpha_i = V_b^i n_i, \quad (5.4)$$

wobei V_b^i das Blasenvolumen der Blasenklasse i ist.

Nach [Bha81] lassen sich die Kräfte, die auf eine Blase wirken mit Hilfe der Blasen-Reynolds-Zahl, der Eötvös-Zahl und der Weber-Zahl charakterisieren. Diese dimensionslosen Kennzahlen sind folgendermaßen definiert:

$$\text{Re} = \frac{\rho_w w_{rel} d_b}{\mu_w} \quad (5.5)$$

$$\text{Eo} = \frac{g(\rho_w - \rho_G) d_b^2}{\sigma} \quad (5.6)$$

$$\text{M} = \frac{g \mu_w^4 (\rho_w - \rho_G)}{\rho \sigma_w^3} \quad (5.7)$$

Die **Lift-Kraft** wurde vor über 20 Jahren zur Erklärung des bei manchen Rohrströmungen beobachteten Wandmaximums des radialen Gasgehaltprofils eingeführt [Zun80]. Ursache dieser Kraft sind die Druckunterschiede an der Blasenoberfläche auf Grund der unterschiedlichen Relativgeschwindigkeiten, die auftreten, wenn sich die Blase in einem Scheerfeld der Flüssigkeitsgeschwindigkeit befindet. Bezogen auf ein Volumenelement wird der Ansatz

$$\vec{F}_L = -C_L \rho_w (\vec{w}_G - \vec{w}_w) \times \text{rot}(\vec{w}_w) \quad (5.8)$$

mit einem positiven Lift-Koeffizienten C_L verwendet. Diese Kraft wirkt daher bei einer gleichgerichteten Strömung von Flüssigkeit und Gas immer in Richtung abnehmender Flüssigkeitsgeschwindigkeit, d.h. im Fall der vertikalen aufwärtsgerichteten Rohrströmung immer zum Rand hin. Tomiyama beobachtete jedoch bei Blasen ab einer bestimmten Größe eine Kraft, die entgegengesetzt wirkt und führte diese auf eine Wechselwirkung zwischen dem Nachlaufgebiet bzw. der Blasendeformation und dem Scheerfeld der Flüssigkeit zurück [Tom95]. Die Kraft beschreibt er mit dem Ansatz nach Gl. (5.8), jedoch mit einem negativen Koeffizienten. Die Summe beider Kräfte bezeichnet Tomiyama als Netto-Lift-Kraft mit dem experimentell ermittelten Koeffizienten C_T [Tom99]:

$$C_T = \begin{cases} \min[0.288 \tanh(0.121 \text{Re}), f(Eo_d)] & Eo_d < 4 \\ f(Eo_d) & \text{for } 4 < Eo_d < 10 \\ 0.29 & Eo_d > 10 \end{cases} \quad (5.9)$$

mit $f(Eo_d) = 0.00105 Eo_d^3 - 0.0159 Eo_d^2 - 0.0204 Eo_d + 0.474$

Eo_d ist dabei die modifizierte Eötvös-Zahl, bei der statt des Äquivalenzdurchmessers der Blase die maximale horizontale Abmessung der Blase d_H verwendet wird:

$$Eo_d = \frac{g(\rho_w - \rho_G)d_H^2}{\sigma} \quad (5.10)$$

Der Parameter d_H wird dabei nach der Korrelation von Wellek [Wel66] berechnet und ergibt sich entsprechend:

$$d_H = d_b \sqrt[3]{1 + 0.163 Eo^{0.757}} \quad (5.11)$$

Nach der oben angegebenen Korrelation wechselt C_T im Fall einer Wasser/Luft Strömung unter Normalbedingungen bei einem Blasenäquivalenzdurchmesser von 5,8 mm das Vorzeichen. Für Blasen kleiner als dieser kritische Durchmesser ist der Koeffizient positiv, d.h. die Netto-Lift-Kraft wirkt im Fall der aufwärts gerichteten Rohrströmung zum Rand hin, während er für größere Blasen negativ ist, was einer Kraftwirkung zur Rohrmitte hin entspricht.

Die **Wandkraft** wurde von Antal et al. [Ant91] eingeführt. Sie berücksichtigt, dass Blasen in unmittelbarer Wandnähe eine von der Wand weg gerichtete Kraft erfahren. Eine ähnliche Kraft tritt auf, wenn Körper auf einem Film aus Schmiermittel gleiten. Sie wird deshalb auch als "Lubrication Force" bezeichnet. Tomiyama et al. modifizierten den Ansatz für diese Kraft bezogen auf das Volumen aus Symmetriegründen [Tom95]:

$$\vec{F}_w = -C_w \frac{d_b}{2} \left(\frac{1}{y^2} - \frac{1}{(D-y)^2} \right) \rho_w w_{rel}^2 \vec{n}_r \quad (5.12)$$

Der Koeffizient C_w wurde von ihnen experimentell für Luftblasen in einer Glycerinlösung ($\log M = -2,8$) bestimmt:

$$C_w = \begin{cases} \exp(-0.933 Eo + 0.179) & \text{for } 1 \leq Eo \leq 5 \\ 0.007 Eo + 0.04 & 5 \leq Eo \leq 33 \end{cases} \quad (5.13)$$

Weitere Untersuchungen zeigten, dass die Abhängigkeit dieses Koeffizienten von M nur gering ist [Hos02]. Daher wurde er auch für Wasser verwendet.

Die **turbulente Dispersionskraft** berücksichtigt, dass die radialen Profile der Blasenanzahldichten auf Grund der turbulenten Schwankungsbewegungen geglättet werden. Lahey et al. [Lah93] schlug folgende Berechnung für die auf das Volumen bezogene turbulenter Dispersionskraft vor:

$$\bar{F}_D = -0.1\rho_w k_w \text{ grad}\alpha \quad (5.14)$$

Beim Blasenaufstieg gibt es eine Schwankungsbewegung, die mit der Blasengröße bzw. der Eötvös-Zahl zunimmt (s. z.B. [Tom98]). Die Ursache hierfür ist die zunehmende Deformation der Blase. Auch diese Schwankungsbewegung führt zu einer Glättung der radialen Profile. Es handelt sich dabei um einen zusätzlichen Effekt, der von der turbulenten Dispersionskraft nicht erfasst wird. Daher wurde im Zuge der eigenen Modellentwicklung zusätzlich eine von der **Eötvös-Zahl abhängige Dispersionskraft** eingeführt. Wie sich bei den Modellrechnungen zeigte, erfüllt diese Kraft eine wichtige Funktion: Sie verhindert den Stau von Blasen im Zentrum der Rohrleitung, die aufgrund ihrer Größe durch die Lift-Kraft dorthin bewegt werden. Die Schwankungsbewegungen werden bei Blasen beobachtet, deren Eötvös-Zahl größer 1 ist [Tom98]. Daher wurde folgender Ansatz gewählt:

$$\bar{F}_{D,Eo} = -C_{D,Eo}\rho_w(Eo-1) \text{ grad}\alpha \quad (5.15)$$

Der Koeffizient $C_{D,Eo}$ ist dabei der einzige neu eingeführte Modellparameter. Entsprechend der oben vorgestellten experimentellen Daten wurde für diesen Koeffizienten $C_{D,Eo} = 0.0015 \text{ m}^2\text{s}^{-2}$ angenommen. Für $Eo < 1$ wurde er Null gesetzt.

5.1.2 Kräftebilanz

Die Kräftebilanz für die Blasenklasse i in radialer Richtung ergibt sich mit den oben eingeführten Kräften pro Volumeneinheit entsprechend:

$$\alpha_i(F_L + F_W) + F_D + F_{D,Eo} = 0 \quad (5.16)$$

Setzt man nun die Ansätze für die einzelnen Kräfte ein, erhält man:

$$(0.1k_w + C_{D,Eo}(Eo-1))\frac{d\alpha_i}{dr} + \left(C_T w_{rel} \frac{dw_w}{dr} + C_W \frac{d_b}{2} \left(\frac{1}{(R-r)^2} - \frac{1}{(R+r)^2} \right) w_{rel}^2 \right) \alpha_i = 0 \quad (5.17)$$

Das ist eine gewöhnliche Differentialgleichung erster Ordnung für den Volumenanteil der Blasenklasse i $\alpha_i(r)$. Die jeweilige Eötvös-Zahl wird mit dem die Blasenklasse charakterisierenden Blasendurchmesser berechnet. Die Relativgeschwindigkeit der Blasen wird für jede Blasenklasse mit Hilfe der in [Tom98] angegebenen Korrelationen für die Widerstandskraft (Drag force) berechnet. Die Gleichung enthält aber außerdem noch den Gradienten der Flüssigkeitgeschwindigkeit und für turbulente kinetische Energie als Funktion der radialen Position. Deren Berechnung wird im folgenden diskutiert.

5.1.3 Radiales Profil der Flüssigkeitgeschwindigkeit

Das Profil der Flüssigkeitgeschwindigkeit wird bei den zu betrachtenden hohen Gasgehalten empfindlich durch die lokalen Blasenverteilungen beeinflusst. Daher darf hierfür nicht ein einfaches Gesetz für reine Flüssigkeitsströmung, wie z.B. eine Abhängigkeit der Form $w_w \sim w_{max}^*(1-r/R)^{1/m}$ verwendet werden. Eine näherungsweise Berücksichtigung des Einflusses des lokalen Gasgehalts auf das Profil der Flüssigkeitgeschwindigkeit erfolgt in dem Model von Sato et al. [Sat75, Sat81]. In die-

sem Modell werden zwei Anteile der Wirbeldiffusivität berücksichtigt. Der erste Anteil berücksichtigt die durch die Wand hervorgerufene Turbulenz, die nicht vom Blasenanstieg abhängt. Der zweite Anteil berücksichtigt die von den Blasen erzeugte Turbulenz. Das Grundprinzip des Modells beruht auf einer Bilanzierung der Scheerspannungen. Die Scheerspannung an der Wand wird dabei iterativ berechnet, so dass die mittlere Flüssigkeitgeschwindigkeit dem vorgegebenen Volumenstrom der Flüssigkeit entspricht. Der komplette Satz der Modellgleichungen, sowie ein numerisches Lösungsschema sind in [Sat81] zu finden.

Zur Berücksichtigung der lokalen Turbulenzerzeugung durch die aufsteigenden Gasblasen benötigt das Modell das radiale Gasgehaltsprofil als Eingangsinformation. Dieses soll jedoch mit Hilfe der Kräftebilanz berechnet werden. Daher ist eine iterative Lösung des Problems erforderlich. Weiterhin benötigt das Modell einen Blasenradius sowie die Relativgeschwindigkeit des Gases. Für diese Parameter werden Mittelwerte aus allen Blasenklassen unter Berücksichtigung des jeweiligen Anteils genutzt.

Das Modell von Sato et al. liefert sowohl das radiale Profil der Flüssigkeitgeschwindigkeit und damit auch des in der Kräftebilanz benötigten Gradienten der Flüssigkeitgeschwindigkeit als auch die turbulente Viskosität μ_t als Funktion des Radius.

5.1.4 Turbulenzmodell

Für die Berechnung der turbulenten kinetischen Energie k wird die entsprechende Bilanzgleichung des k - ε -Modells genutzt. Unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen im kreisrunden Querschnitt des Rohres und für stationäre Verhältnisse können folgende Annahmen getroffen werden, mit deren Hilfe eine gewöhnliche Differentialgleichung zweiter Ordnung für die stationäre turbulente kinetische Energie k der Flüssigkeit abgeleitet wird:

- Die zeitlich gemittelte Flüssigkeitgeschwindigkeit besitzt nur eine Komponente in axialer Richtung.
- Die zeitlich gemittelte Flüssigkeitgeschwindigkeit ist nur eine Funktion des Radius und hängt nicht vom Winkel und der Höhe ab.
- Die Zeitableitungen können Null gesetzt werden.

Nach dem k - ε -Modell gilt für die turbulente kinetische Energie folgende Bilanzgleichung

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho_w k_w + \text{div}(\rho_w k_w \vec{w}_w) = \text{div}\left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \text{grad}(k_w)\right) + P_k - \rho_w \varepsilon \quad (5.18)$$

wobei P_k der Produktionsterm der Turbulenz ist, der sich mit den o.g. Annahmen zu

$$P_k = \mu_t \left(\frac{dw_w}{dr}\right)^2 \quad (5.19)$$

vereinfacht. Weiterhin wird die Beziehung

$$\mu_t = C_\mu \rho_w \frac{k_w^2}{\varepsilon} \quad (5.20)$$

genutzt. Für stationäre Verhältnisse ergibt sich damit unter den oben getroffenen Annahmen folgende gewöhnliche Differentialgleichung für k:

$$\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{d^2 k_w}{dr^2} + \left(\frac{1}{\sigma_k} \frac{d\mu_t}{dr} + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{1}{r} \right) \frac{dk_w}{dr} - \frac{C_\mu \rho_w^2}{\mu_t} k_w^2 + \mu_t \left(\frac{dw_w}{dr} \right)^2 = 0 \quad (5.21)$$

Diese Gleichung wird in ein einfaches diskretes Differenzenschema überführt und für die Randbedingungen $k_t(R) = 0$ und $dk_t/dr = 0$ für $r=0$ gelöst.

5.1.5 Iterative Lösung

Auf Grund der gegenseitigen Abhängigkeiten der radialen Profile von Flüssigkeitgeschwindigkeit und Gasgehalt erfolgt die Berechnung iterativ. Ausgehend von einem vorgegebenen Anfangsprofil für den radialen Gasgehalt, z.B. einer Gleichverteilung, wird das Geschwindigkeitsprofil der Flüssigkeit und anschließend das radiale Profil der turbulenten kinetischen Energie berechnet. Anschließend erfolgt die Lösung der aus der Kräftebilanz folgenden Differentialgleichungen einzeln für jede Blasenklasse. Durch Addition der so berechneten Profile für den Volumenanteil einer jeden Blasenklasse ergibt sich das radiale Gasgehaltsprofil. Dieses wird nun im nächsten Iterationsschritt für eine verbesserte Berechnung der Profile der Flüssigkeitgeschwindigkeit und der turbulenten kinetischen Energie genutzt. Die Iteration wird solange fortgeführt, bis die maximale relative Abweichung der in zwei aufeinanderfolgenden Iterationsschritten berechneten Gasgehaltsprofile einen vorzugebenden Wert unterschreiten. Eine Unterrelaxation ist notwendig, um die Stabilität der Prozedur zu gewährleisten. Der Grund hierfür ist eine sehr empfindliche Rückkopplung zwischen den radialen Profilen der Flüssigkeitgeschwindigkeit und des Gasgehalts.

Vergleichende Rechnungen mit einem $1/m$ -Gesetz für das Profil der Flüssigkeitgeschwindigkeit haben gezeigt, dass die Rückwirkung der Blasen auf die Geschwindigkeitsverteilung der Flüssigkeit nicht vernachlässigt werden dürfen. Selbst bei kleinen Gasgehalten von 1-2% unterscheiden sich die mit einem konstanten Geschwindigkeitsprofil berechneten Gasgehaltprofile deutlich von den mit dem vorliegenden Modell berechneten. Letztere sind dabei den experimentell ermittelten weit ähnlicher. Insbesondere wird mit dieser Modellierung die Abflachung des Geschwindigkeitsprofils im Fall einer Strömung mit Randmaximum gegenüber der mit Mittenmaximum, wie sie auch experimentell in den Gasgeschwindigkeiten beobachtet wurde (s. Bild 4.19), wiedergegeben.

Für Blasen Größen, bei denen die Lift-Kraft zum Rand des Rohres hin wirkt, also Blasen kleiner 5,8 mm Äquivalenzdurchmesser im Fall von Wasser-Luft-Strömung unter Umgebungsbedingungen, werden beide Profile durch diese Rückkopplung geglättet. Die Blasen in Wandnähe erhöhen dort die Flüssigkeitgeschwindigkeit, so dass der Gradient der Flüssigkeitgeschwindigkeit abgesehen von einem kleinen Bereich in unmittelbarer Wandnähe abnimmt. Das reduziert wiederum die Lift-Kraft.

Für große Blasen, d.h. solche bei denen die Lift-Kraft in Richtung Rohrmitte wirkt, gibt es hingegen eine positive Rückkopplung zwischen den radialen Profilen von

Flüssigkeitgeschwindigkeit und Gasgehalt. Die Blasen im Zentrum beschleunigen dort die Flüssigkeit. Damit wächst der Gradient der Flüssigkeitgeschwindigkeit und entsprechend die Lift-Kraft im Zentrum. Nur die Dispersionskraft kann verhindern, dass sich alle großen Blasen im Zentrum des Rohrs sammeln. Allerdings ist die turbulente Dispersionskraft offensichtlich nicht ausreichend, um diese Blasen entsprechend über den Querschnitt des Rohrs zu verteilen. Erste Rechnungen zeigten, dass sich die großen Blasen deutlich enger in der Rohrmitte sammeln, als das experimentell beobachtet wurde. Es muss also einen weiteren Mechanismus geben, der die Blasen von der Rohrmitte wegbewegt. Ein solcher Mechanismus könnte die in der Literatur beschriebene Fluktuationsbewegung beim Aufstieg großer Blasen sein. Die Schwankungsbewegungen verteilen die Blasen im zeitlichen Mittel in einem breiteren Bereich um die Rohrmitte. Aus diesem Grund wurde die oben beschriebene zusätzliche Dispersionskraft, die von der Eötvös-Zahl abhängig ist, eingeführt. Der Koeffizient $C_{D,E0}$ wurde so variiert, dass für die meisten Messdaten eine gute Übereinstimmung für die radialen Profile der Volumenteile für die Blasenklassen mit großen Blasen ($> 5,8$ mm) erzielt wurde.

5.1.6 Berücksichtigung der Ausdehnung der Blasen

Bei den ersten Berechnungen der radialen Gasgehaltsprofile für vorgegebene Blasengrößenverteilungen (s. 5.4.1) erfolgte keine Berücksichtigung der Ausdehnung der Blasen, d.h. das gesamte Blasenvolumen, wurde dem Blasenmittelpunkt zugeordnet. Die Berücksichtigung der Ausdehnung der Blasen führt zu flacheren Gasgehaltsprofilen, da mit wachsendem Blasendurchmesser der Gasgehalt einer Blase, deren Mittelpunkt sich am Ort r befindet über einen Bereich von $r-d_h/2$ bis $r+d_h/2$ verteilt. d_h ist dabei wieder die horizontale Abmessung der Blase.

Zur Berücksichtigung der Blasenausdehnung muss die ellipsoidförmige Blase in der Zylindergeometrie des Modells dargestellt werden. Die vertikale Abmessung der Blase ergibt sich entsprechend

$$d_v = d_b^3 / d_h^2 \quad (5.22)$$

Die vertikale Blasenausdehnung einer elliptischen Blase, deren Schwerpunkt sich am Ort r_0 befindet, beträgt am Ort r und dem Winkel ϕ :

$$d_{r,\phi} = d_v \sqrt{1 - \frac{r^2 - 2rr_0 \cos \phi + r_0^2}{(d_h/2)^2}} \quad (5.23)$$

Für das Modell mit diskreten radialen Stützstellen erhält man das in das entsprechende Node fallende Volumen der Blase durch Integration über ϕ , für die der Wurzelausdruck einen reellen Wert annimmt und Integration über r entsprechend der Breite des Nodes. Normiert man dieses Volumen auf das Gesamtvolumen der Blase, so erhält man den Volumenanteil der Blase mit dem Mittelpunkt im Node i im Node j . Das führt zu einer Matrix für jede Blasenklasse, die die Umrechnung der radialen Gasgehaltsverteilung, bei der das gesamte Volumen dem Mittelpunkt zugeordnet wird, in eine radiale Gasgehaltsverteilung, die die Ausdehnung der Blasen berücksichtigt, gewährleistet.

Für Blasen, deren horizontale Abmessung über den Rand des Rohrs hinausgeht, wird dieser Teil abgeschnitten und durch eine Renormierung den anderen Nodes zugeschlagen.

5.2 Modellierung von Koaleszenz und Fragmentation

In der Literatur sind eine Vielzahl von Modellen für die Blasenkoaleszenz und den Blasenzerfall zu finden (z.B. [PrB90], [DaP94], [LuS96], [MiM96], [LeM99]). Die angegebenen Korrelationen für Koaleszenzraten bzw. Zerfallsfrequenzen liefern aber Werte, die sich um Größenordnungen unterscheiden. Die meisten Modelle gehen von einer mikroskopischen Betrachtung der Vorgänge aus, nutzen dann aber offene Parameter zur Anpassung der Korrelationen an (zumeist eigene) Experimentaldaten. Hierbei wird jedoch über den gesamten Querschnitt des Rohrs bzw. der Blasensäule gemittelt. Da sich, wie oben dargelegt wurde, die radialen Verteilungen der Blasen für unterschiedliche Blasengrößen aber deutlich unterscheiden, ist diese Mittelung nicht zulässig. So ist beispielweise die Koaleszenzrate für eine Blase mit einem Äquivalenzdurchmesser von 3 mm, die sich bevorzugt in der Wandregion aufhält, mit einer Blase mit einem Äquivalenzdurchmesser von 8 mm, die eher in der Rohrmitte zu finden ist, bei Beachtung der radialen Profile kleiner, als bei der Annahme einer Gleichverteilung über den Rohrquerschnitt. Im Gegensatz ist die Koaleszenzrate von 3 mm-Blasen untereinander höher, da die lokale Blasenanzahldichte im Randbereich erhöht ist. Die Folge der Vernachlässigung der radialen Profile bei der Bestimmung der Parameter ist eine stark eingeschränkte Übertragbarkeit der ermittelten Korrelationen. Es ist zu vermuten, dass die Vernachlässigung der radialen Abhängigkeiten eine der Ursachen für die großen Unterschiede der mit den Korrelationen berechneten Daten ist.

Die Korrelationen aus der Literatur unterscheiden sich aber auch in ihrer Struktur, also den Abhängigkeiten von verschiedenen Parametern, wie Blasengröße, Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie usw. Für die vorliegende Modellierung wurden verschiedene Ansätze getestet, jedoch war es mit keinem möglich den Übergang von der Blasen in eine Pfropfenströmung in Übereinstimmung mit experimentellen Beobachtungen zu simulieren. Daher wurden hier vereinfachte Gleichungen verwendet, die die grundlegenden physikalischen Zusammenhänge wiedergeben, ansonsten aber nur wenige grundsätzliche Abhängigkeiten der Modellkonstanten von einzelnen Parametern berücksichtigen. Sie sind als vorläufig zu betrachten und dienen im wesentlichen der Demonstration der Möglichkeiten des Gesamtmodells.

5.2.1 Koaleszenzmodell

Für die Koaleszenzrate von Blasen der Blasenklasse i mit denen der Blasenklasse j wurde folgende Gleichung verwendet:

$$R_{i,j} = C_1 (d_{b,i} + d_{b,j})^2 \exp(C_2 (\tilde{\alpha} - \alpha_0)) n_i n_j, \quad (5.24)$$

wobei $\tilde{\alpha} = \max(\alpha, 0, 12)$ ist.

n_i und n_j sind die Blasenanzahldichten für die Blasenklassen i bzw. j . Die Proportionalität zu den Blasenanzahldichten entspricht den Ansätzen aus der Literatur (.s. z.B. [PrB90]). Diese Gleichung berücksichtigt, dass die Koaleszenzrate stark mit dem

volumetrischen Gasgehalt ansteigt (e-Funktion). Der Faktor mit den Blasendurchmessern entspricht der Annahme, dass die Koaleszenzrate proportional zum effektiven Querschnitt für eine Blaskollision ansteigt. Dieser Annahme ist in den meisten Modellen enthalten (s. z.B. [PrB90]). Für die nachfolgenden Rechnungen wurden folgende Parameter verwendet: $C_1=0.009$ m/s, $C_2=12$ und $\alpha_0=0.2$. Sie wurden so gewählt, dass eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen für viele Kombinationen von Leerohrgeschwindigkeiten ohne weitere Veränderungen der Modellparameter erzielt wurde.

5.2.2 Fragmentationsmodell

Die Blasenzerfallsfrequenz nimmt stark zu, wenn die Blasengröße einen kritischen Wert, den s.g. maximalen stabilen Blasendurchmesser überschreitet. Mewes und Milles berechneten diesen Durchmesser in ruhender Flüssigkeit entsprechend [MeM96]:

$$\tilde{d}_{stab} = \sqrt{\frac{9\sigma}{\rho_w g}} \quad (5.25)$$

Für den Fall turbulent strömender Flüssigkeit wurde eine Verkleinerung dieses maximalen stabilen Blasendurchmessers mit wachsender Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie pro Masseneinheit ε entsprechend

$$d_{stab} = \tilde{d}_{stab} / (1 + C_3 \varepsilon) \quad (5.26)$$

angenommen.

Blasen, deren maximale horizontale Blasenausdehnung in der Größe des Rohrdurchmessers liegt, werden durch den Einfluss des Rohrs stabilisiert. Daher wurde zum einen der maximale Blasendurchmesser, der für die Berechnung der Zerfallsfrequenz verwendet wird, begrenzt und zum anderen eine Funktion F_{Rohr} eingeführt, die die Zerfallsfrequenz für solch große Blasen wieder reduziert. Ohne diese Begrenzungen würde das Abreisen kleiner Blasen von den Taylorblasen überschätzt. Unter Beachtung dieser prinzipiellen Abhängigkeiten wurde die Zerfallsfrequenz einer Blase mit dem Durchmesser d_b nach folgendem Schema berechnet:

$$\Omega = C_4 (\exp(C_5 (\tilde{d}_b - \tilde{d})) - 1) \alpha_w F_{Rohr} \quad (5.27)$$

mit $\tilde{d}_b = \min(d_b, C_6 R)$, $\tilde{d} = \min(d_b, d_{stab} / \sqrt[3]{2})$ und $F_{Rohr} = (1 - \text{erf}(C_7 (d_b - C_6 R))) / 2$

Für die Rechnungen wurden hierbei folgende Parameter entsprechend den experimentellen Daten verwendet:

$$C_3 = 0,1 \text{ s}^3/\text{m}^2, C_4 = 20 \text{ s}^{-1}, C_5 = 100 \text{ m}^{-1}, C_6 = 1,2 \text{ und } C_7 = 100 \text{ m}^{-1}.$$

Für die Größenverteilung der durch den Zerfall entstandenen Tochterblasen wurde angenommen, dass sie eine Normalverteilung mit einem mittleren Durchmesser, der bei $d_{stab}/2$ liegt, bilden.

Es muss hier nochmals betont werden, dass diese Berechnungen der Koaleszenzraten und der Zerfallsfrequenzen als vorläufig zu betrachten sind und der Demonstration der Möglichkeiten des Gesamtmodells dienen. Eine fundiertere Ableitung von Modellen für die Blasenkoaleszenz und den –zerfall sowie die Untersuchung der Abhängigkeiten enthaltener Modellparameter muss folgen. Die experimentellen Daten (insbesondere Messserie M01) sollen für die Justierung und Validierung der Modelle genutzt werden.

5.3 Gesamtmodell für die Entwicklung der Strömung über die Rohrlänge

Mit den unter 1.2 und 1.3 beschriebenen Teilmodellen und unter Berücksichtigung der Annahme einer konstanten Aufstiegsgeschwindigkeiten für alle Blasengrößen ist es im Prinzip möglich die Entwicklung der Strömung über die Rohrlänge (entspricht einer virtuellen Höhe im Rohr entsprechend Gleichung 5.1) im Fall stationärer Versuchsbedingungen zu simulieren. Ausgangspunkt der Simulation sind die nahe der Gaseinspeisung (30 mm, $L/D = 0,6$) gemessenen Blasengrößenverteilungen und radialen Gasgehaltsprofile. Vereinfachend wird für die einzelnen Blasenklassen jeweils die gleiche Form für die radiale Anfangsverteilung angenommen. Da eine eindeutige Rücktransformation einer Volumengasgehaltsverteilung, die die Ausdehnung der Blasen berücksichtigt (s. 5.1.6), in eine entsprechende auf die Blasenmittelpunkte bezogene Verteilung nicht möglich ist, wird letztere gleich dem experimentellen Ausgangsprofil gesetzt. Anschließend erfolgt eine wechselseitige Neuberechnung der radialen Profile und die Blasengrößenverteilungen. Die Vernachlässigung der Dynamik der radialen Blasenbewegung (Kräftegleichgewicht) wird dabei dadurch gemindert, dass innerhalb eines Zeitschritts keine Iteration zwischen dem Profil der Flüssigkeitsgeschwindigkeit und dem Volumengasgehalt (s. 5.1.5) erfolgt. Stattdessen wird eine Relaxation für die radialen Profile der Blasenanzahldichte der einzelnen Blasenklassen angenommen. Die neue radiale Verteilung der Blasenanzahldichte wird berechnet aus der alten und der für das Kräftegleichgewicht berechneten Verteilung entsprechend

$$n_i^{neu}(r) = \Theta n_i^{Kräftegleichgewicht}(r) + (1 - \Theta) n_i^{alt}(r) \quad (5.28)$$

mit $\Theta = \frac{1}{1 + \tau / \Delta t}$.

Δt ist dabei die Zeitschrittweite und τ die Zeitkonstante für die Relaxation. Entsprechend experimenteller Beobachtungen der radialen Umverteilung der Blasen nahe der Gaseinspeisung wurde diese Zeitkonstante gleich 0,1 s gesetzt. In einem nächsten Schritt muß diese Annahme durch eine Lösung der zeitabhängigen Impulsgleichung in radiale Richtung ersetzt werden.

Nach jedem Zeitschritt wird die virtuelle Höhe entsprechend Gleichung (5.1) berechnet. Für diese Höhe wird der Druck unter Berücksichtigung des hydrostatischen Druckprofils und des zweiphasigen Druckverlusts ermittelt. Die Luft wird dabei als ideales Gas betrachtet, d.h. entsprechend der Druckänderung ergibt sich eine Änderung des Gasgehalts a . Die radialen Profile der Volumenanteile und Blasengrößenverteilung werden der Änderung von α entsprechend neu normiert.

5.4 Vergleich mit experimentellen Daten

5.4.1 Radiale Profile für gegebene Blasengrößenverteilungen

Mit dem unter 5.1 beschriebenen Teilmodell wurden radiale Gasgehaltsprofile sowie radiale Profile der nach Blasengrößen aufgesplitteten Volumenanteile berechnet. Als Eingang dienten dabei am oberen Ende der Teststrecke, also bei $L/D = 60$ gemessene Blasengrößenverteilungen.

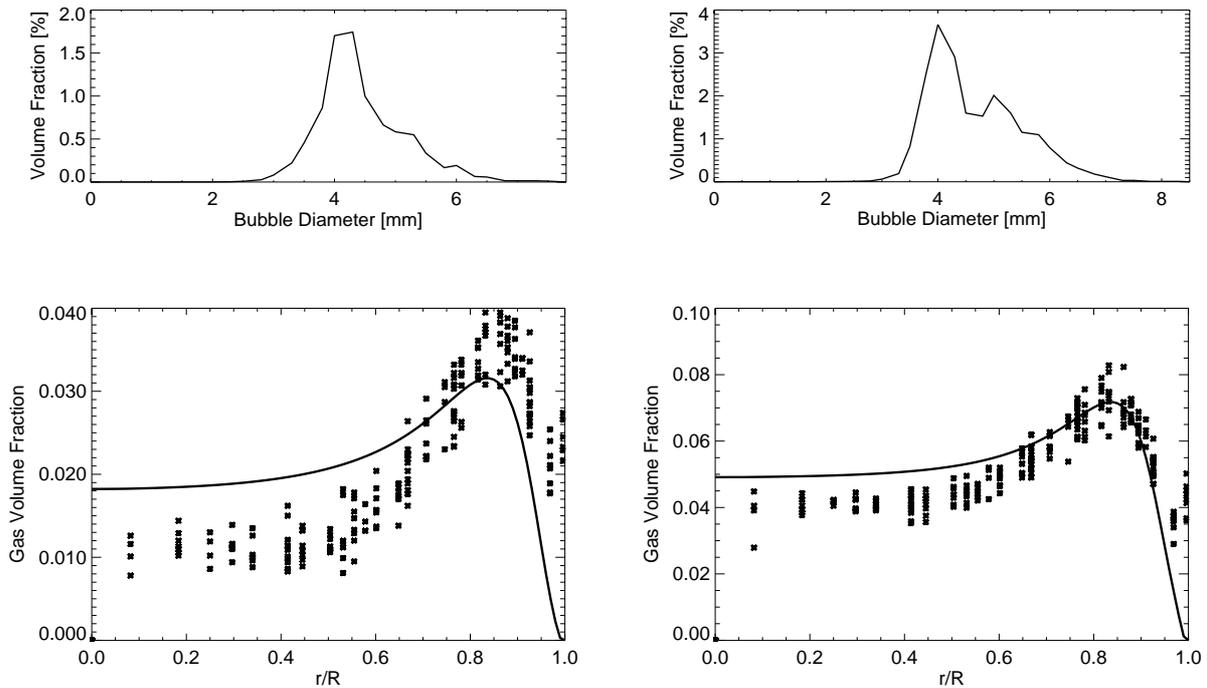


Bild 5.1 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltsprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 039, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,0096$ m/s, aus [Luc01a])

Bild 5.2 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltsprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 061, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,024$ m/s, aus [Luc01a])

Für die Rechnungen erfolgte eine Diskretisierung in radialer Richtung mit 100 Kontrollvolumina. Das erste Kontrollvolumen neben der Rohrwand wurde entsprechend den Empfehlungen in [Sat81] innerhalb des Modells zur Berechnung des Profils der Flüssigkeitgeschwindigkeit (s. 5.1.3) nochmals in 10 Unterkontrollvolumina unterteilt. Vergleichsrechnungen haben gezeigt, dass eine weitere Verfeinerung des Rechengitters keine nennenswerte Veränderung der Ergebnisse bringt. Den experimentellen Daten entsprechend wurde für diese Rechnungen die Blasengrößenverteilung durch die Einführung von Blasenklassen mit einer konstante Breite von 0,25 mm wiedergegeben. Die Anzahl der berücksichtigten Blasenklassen wird damit durch den maximalen gemessenen Blasendurchmesser bestimmt.

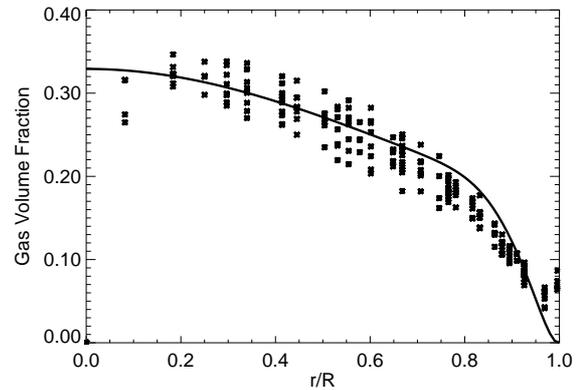
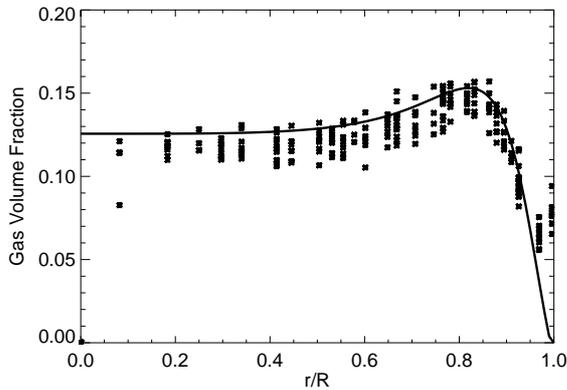
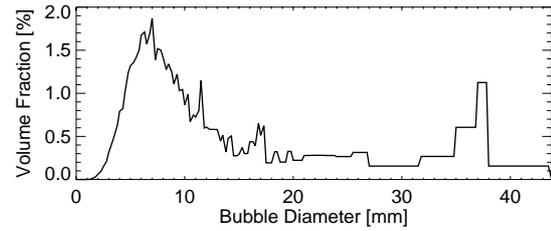
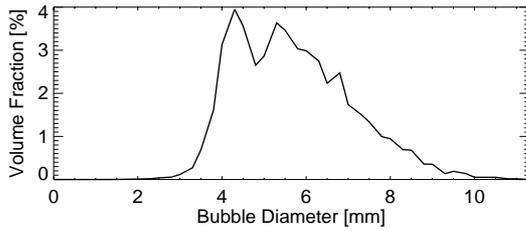


Bild 5.3 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltsprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 083, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s, aus [Luc01a])

Bild 5.4 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltsprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 105, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s, aus [Luc01a])

Die Bilder 5.1 bis 5.4 zeigen jeweils die als Input für das Modell verwendete Blasengrößenverteilung und das daraus berechnete radiale Gasgehaltsprofil. Dieses wird mit den an den einzelnen Gitterpunkten gemessenen Gasgehalten (Messserie F10, Einspeisung V1) verglichen. Die Wasserleerrohrgeschwindigkeit beträgt für diese Bilder 0,4 m/s, während die Gasleerrohrgeschwindigkeit zunimmt. Rand- und Mittenmaxima werden vom Modell richtig vorausgesagt und auch die quantitative Übereinstimmung ist recht gut.

Die Bilder 5.5 und 5.6 zeigen die entsprechenden Daten für eine Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 1 m/s. Um die kompaktere Darstellung zu ermöglichen wurden hier die experimentellen Werte der verschiedenen Winkelpositionen gemittelt. Auch hier werden Rand- und Mittenmaximum vom Modell richtig vorausgesagt. Quantitative Abweichungen sind im Übergangsbereich zu beobachten, wo deutlich ausgeprägte Peaks berechnet werden, während die experimentell ermittelten Profile einen gleichmäßigeren Verlauf haben.

Bild 5.5 zeigt auch die vom Modell berechneten Profile der Gasgeschwindigkeiten. Diese können mit den in Bild 4.19 dargestellten gemessenen Geschwindigkeitsprofilen verglichen werden, da bis auf die Endpunkte die gleichen Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten untersucht werden. Allerdings stammen die Daten aus verschiedenen Messserien. Die Vergleichmäßigung der Profile bei einem Randma-

ximum des Gasgehalts wird auch in den berechneten Kurven deutlich. Bei hohen Gasvolumenströmen (Zentrumsmaximum des Gasgehalts) wird jedoch die Gasgeschwindigkeit im Zentrum von den Rechnungen unterschätzt.

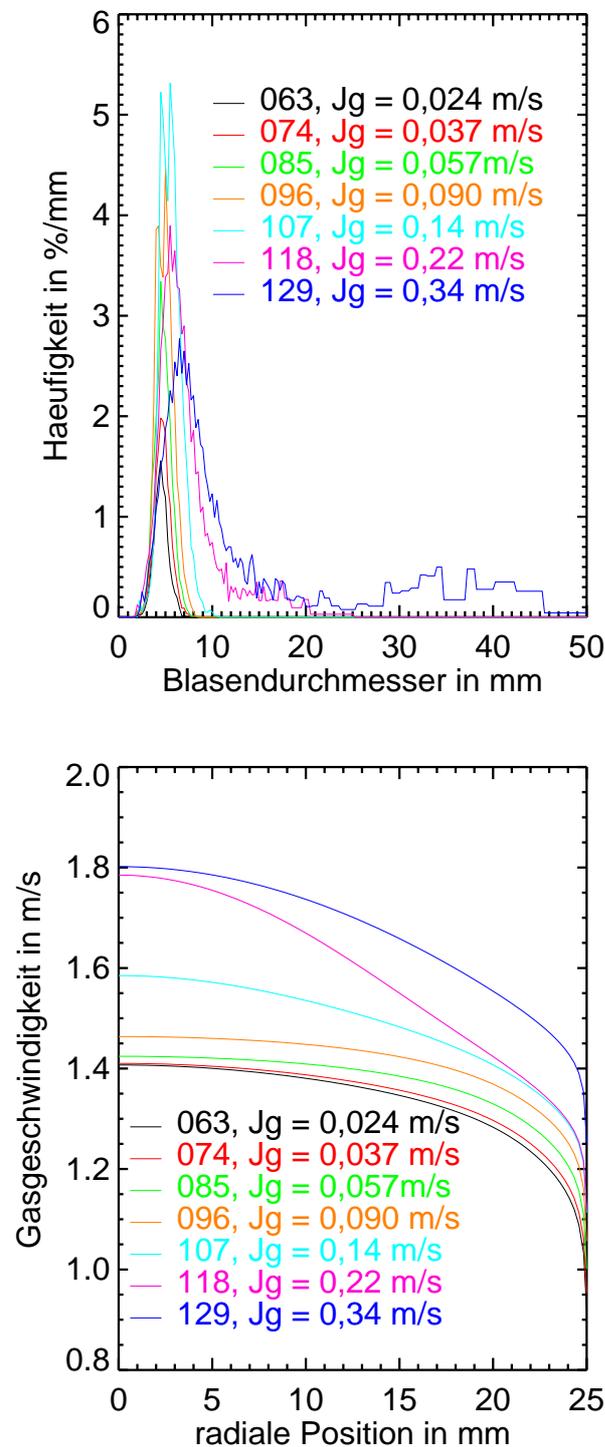


Bild 5.5 Gemessene Blasengrößenverteilungen und berechnete Profile der Gasgeschwindigkeit (Testserie F10, Einspeisung V1, $J_W = 1,0$ m/s)

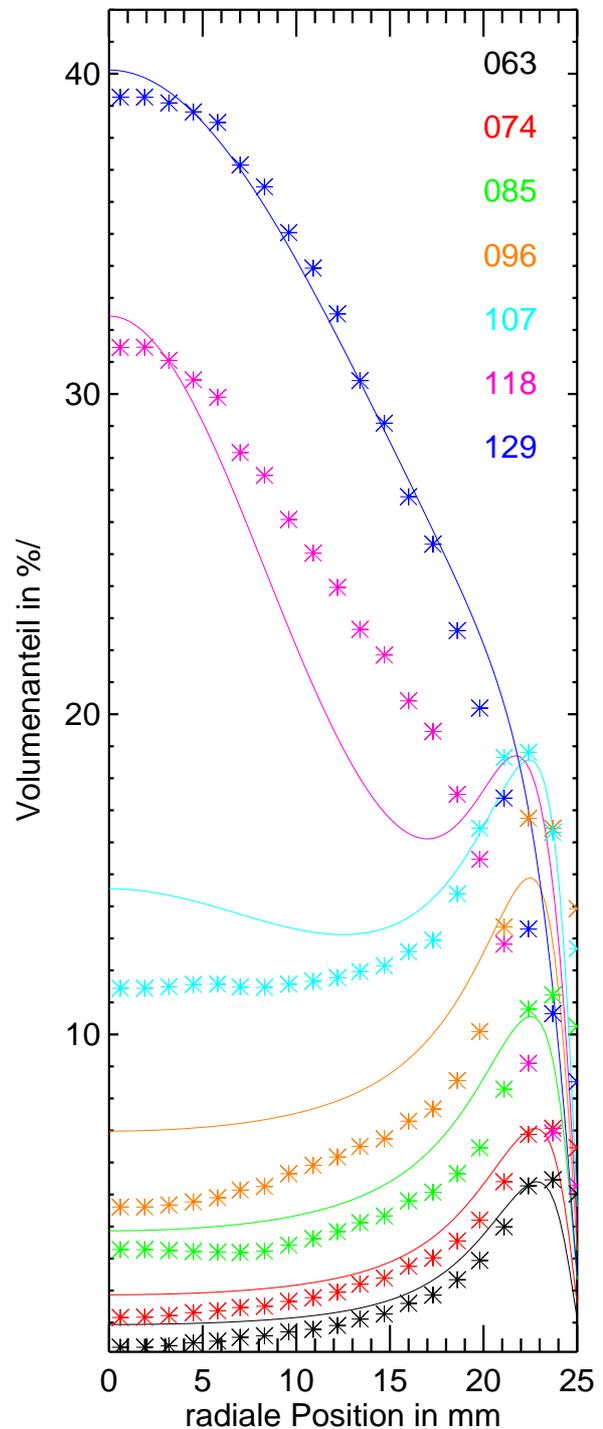


Bild 5.6 Berechnete radiale Gasgehaltsprofile (Linien) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, $J_W = 1,0$ m/s)

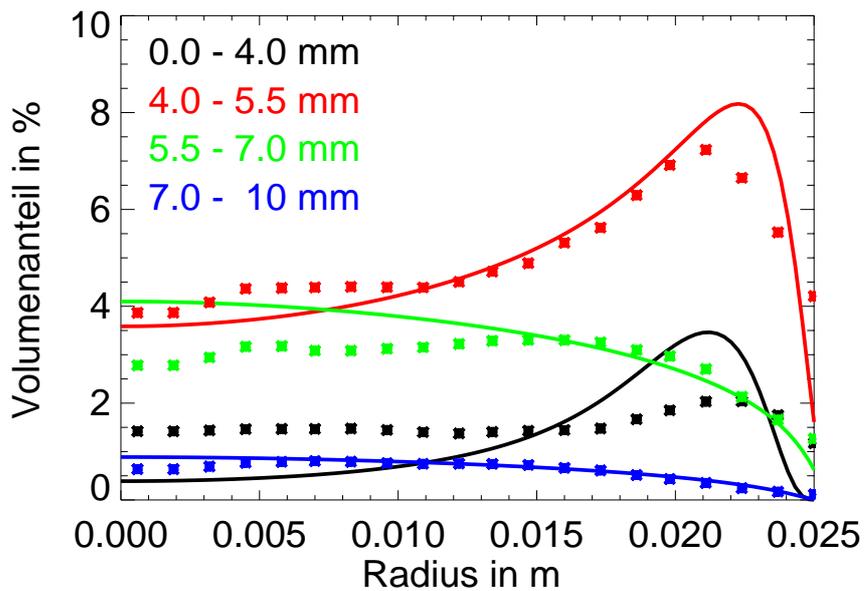


Bild 5.7 Vergleich berechneter (Linien) und experimentell ermittelter (Sterne) radialer Gasgehaltsprofile, zerlegt nach dem Anteil der einzelnen Blasengrößen (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 083, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s)

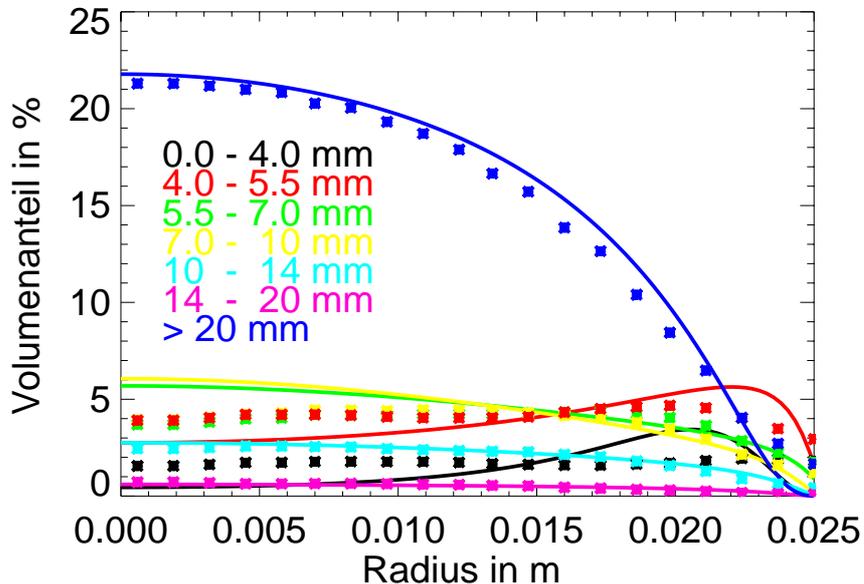


Bild 5.8 Vergleich berechneter (Linien) und experimentell ermittelter (Sterne) radialer Gasgehaltsprofile, zerlegt nach dem Anteil der einzelnen Blasengrößen (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 116, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)

Die Bilder 5.7 und 5.8 zeigen die berechneten radialen Volumenanteile, aufgeteilt nach Blasengrößen im Vergleich mit entsprechenden Messwerten. Auch dafür wer-

den Wand- und Mittenmaxima richtig vorausgesagt. Wiederum sind die Strukturen in den berechneten Profilen etwas ausgeprägter, was auf eine leichte Unterschätzung der Blasensdispersion hindeutet.

5.4.2 Entwicklung der Strömung entlang des Rohrs

Mit der in 5.3 beschriebenen Vorgehensweise wurde die Entwicklung der Strömung entlang der Teststrecke für 9 verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten im Übergangsbereich von der Blasen- zur Pfropfenströmung am oberen Rohrende simuliert. Dabei wurde ein zusammenhängender Bereich der Messmatrix untersucht (Punkte 94, 105 und 116 für $J_W = 0.4$ m/s, Punkte 106, 117 und 128 für $J_W = 0.64$ m/s, Punkte 118, 129 und 140 für $J_W = 1$ m/s). Die radialen Gasgehaltsprofile und die Blasengrößenverteilungen am unteren Ende der Testsektion wurden durch die bei $L/D = 0,6$ in der Messserie M01 gemessenen Werte vorgegeben. In den Bildern 5.9 bis 5.17 sind diese vorgegebenen Blasengrößenverteilungen und gemessen und berechneten Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke ($L/D = 60$) dargestellt.

Die Strömungsform am oberen Ende der Teststrecke wird in diesem Bereich der Leerrohrgeschwindigkeiten von dem Modell richtig berechnet. Auch die quantitative Übereinstimmung der Verteilungen ist gut. Obwohl die Parameter in den Modellen, insbesondere die Konstanten in den Gln. (5.24) und (5.27), angepasst wurden, ist dies als Erfolg anzusehen, weil die gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment für einen weiten Bereich von Leerrohrgeschwindigkeiten aus dem komplizierten Gebiet des Übergangs von der Blasen- zur Pfropfenströmung ohne Veränderung der Modellparameter erhalten bleibt. Dies demonstriert die prinzipielle Verallgemeinerungsfähigkeit des Modells. Um jedoch den gesamten Bereich der Blasen und Pfropfenströmung abzudecken, ist eine weitere Verbesserung der Modelle notwendig. Für andere Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten und auch für L/D zwischen 0,6 und 60 gibt es größere Abweichungen.

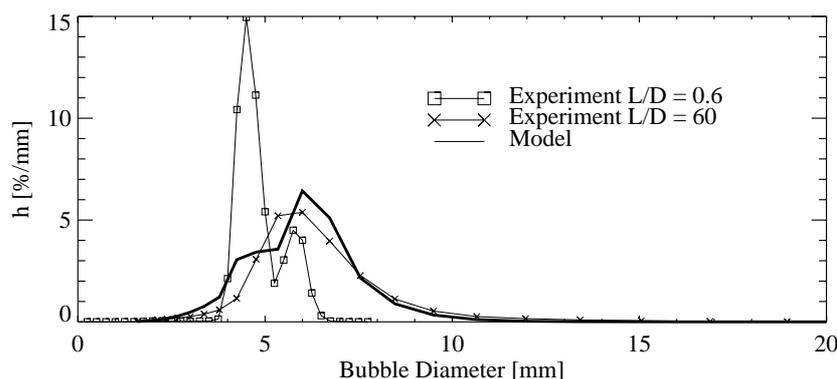


Bild 5.9 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,090$ m/s)

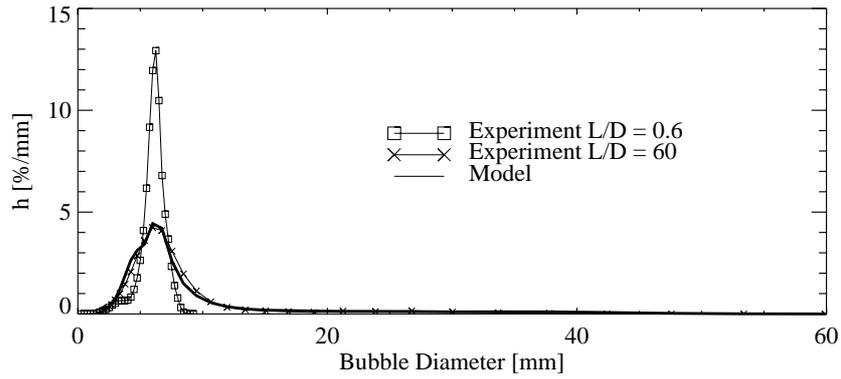


Bild 5.10 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s)

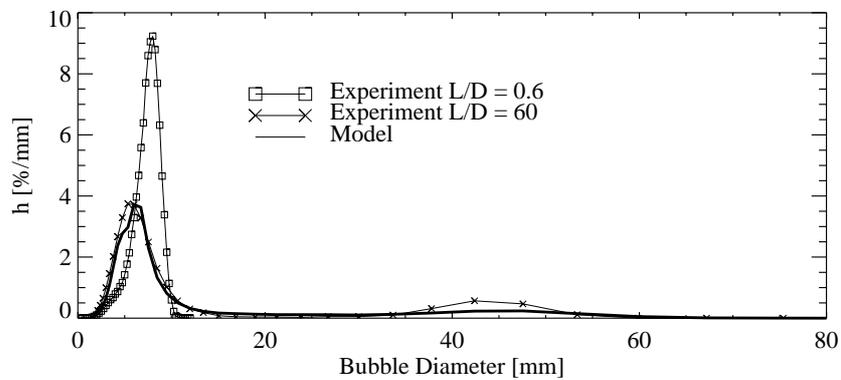


Bild 5.11 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)

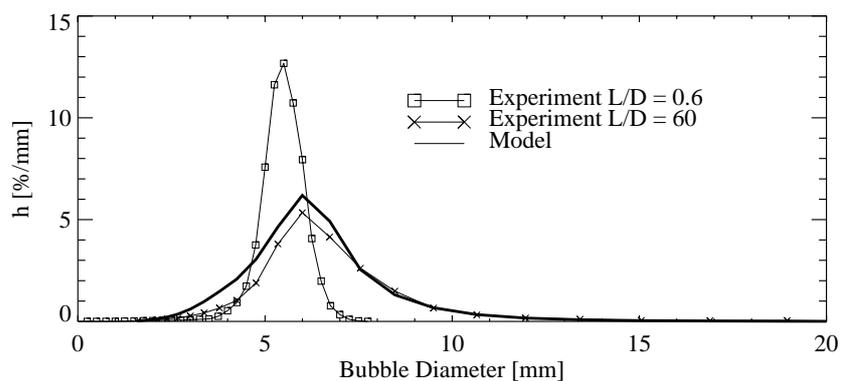


Bild 5.12 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s)

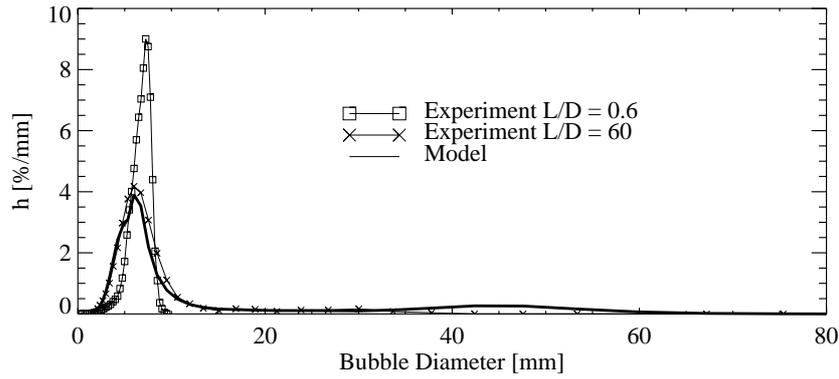


Bild 5.13 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)

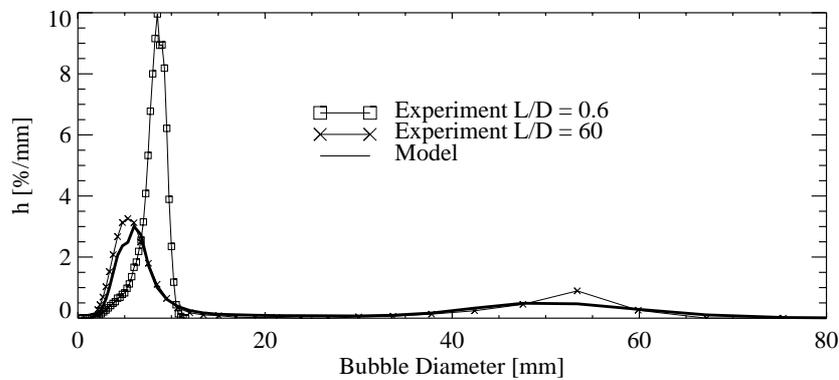


Bild 5.14 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,34$ m/s)

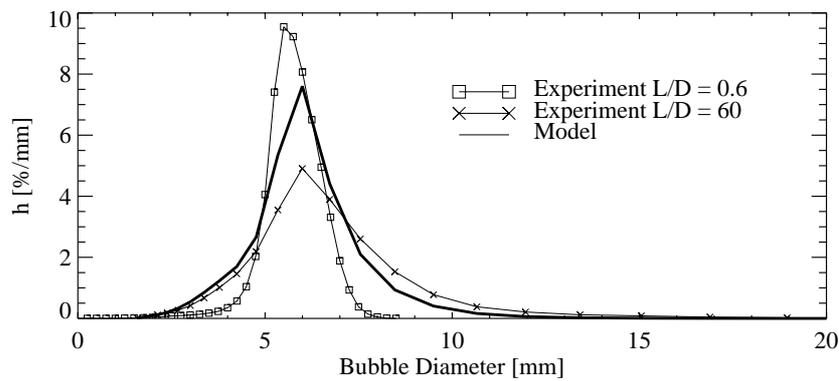


Bild 5.15 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)

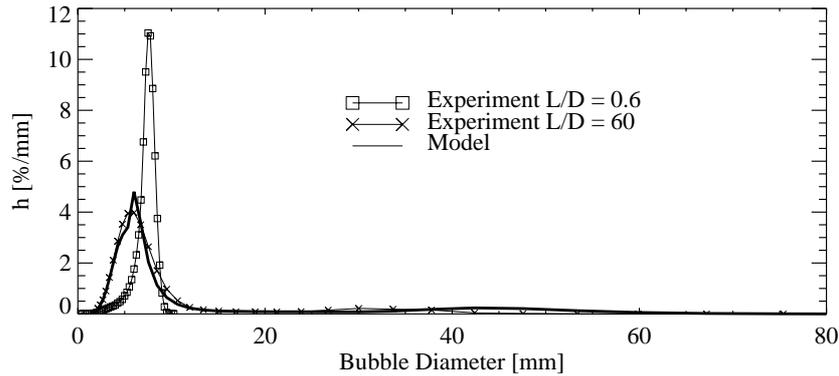


Bild 5.16 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,34$ m/s)

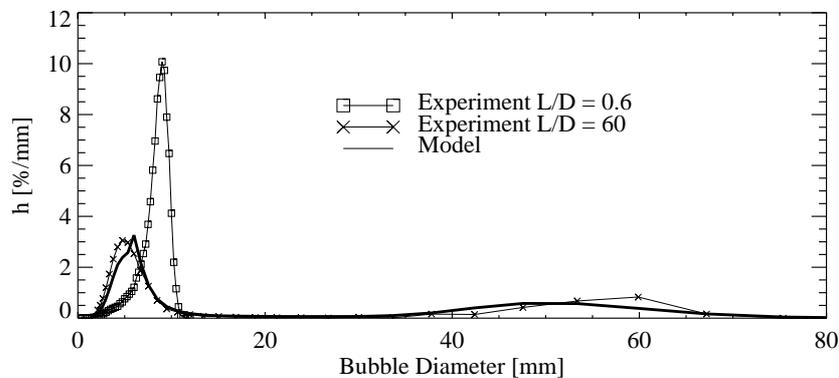
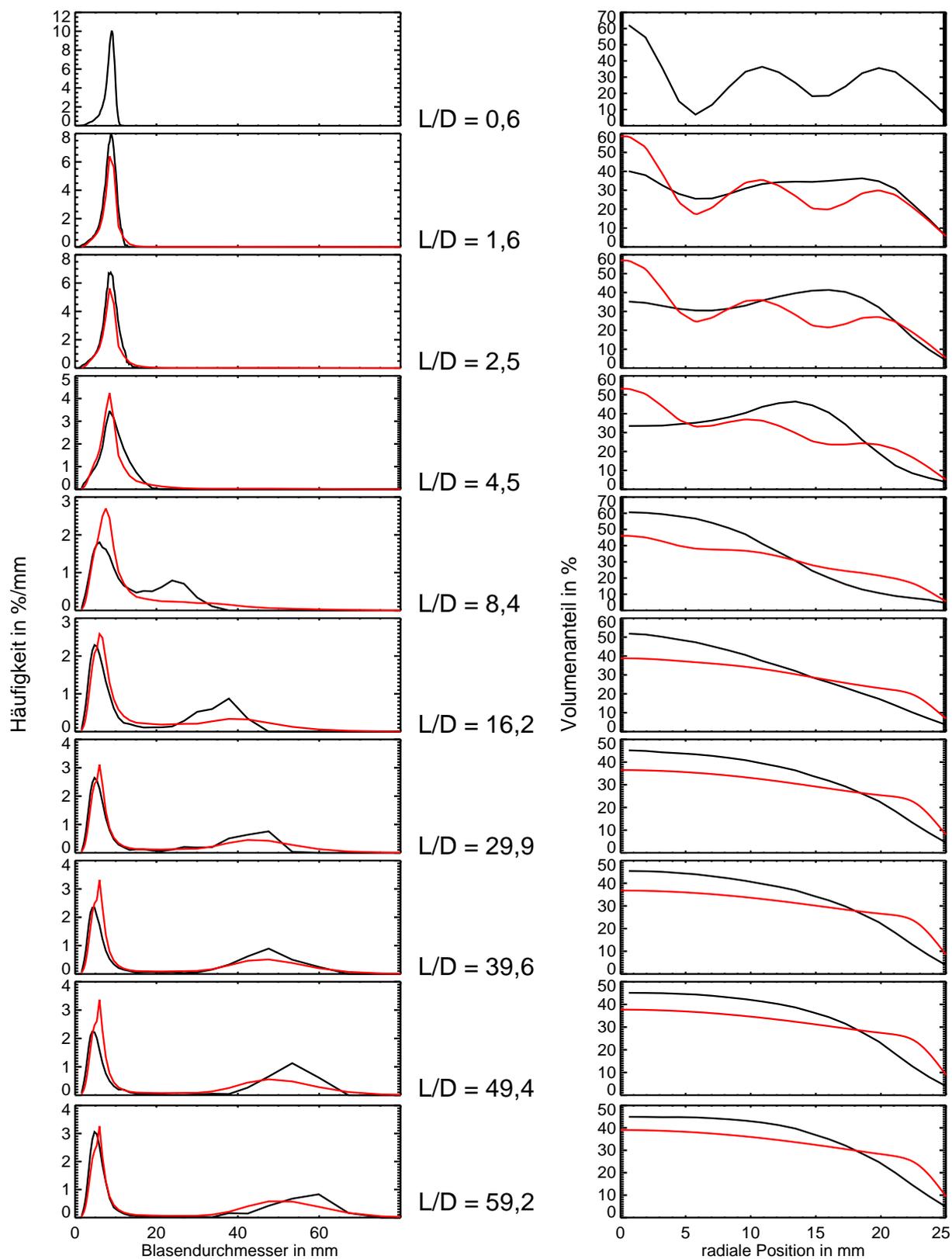


Bild 5.17 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)

Die Ursachen für die Abweichungen liegen zum einen in den zu stark vereinfachten Modellen für die Blasenkoaleszenz und den –zerfall, zum anderen aber auch in der Vernachlässigung der radialen Blasenbewegung. Mit der Relaxation nach Gleichung 5.28 wird die Entwicklung der radialen Profile nicht befriedigend wiedergegeben. Das verdeutlicht auch das Bild 5.18, wo die Entwicklung der Blasengrößenverteilungen und der radialen Gasgehaltsprofile über die Rohrlänge dargestellt wird. Neben den radialen Profilen zeigen auch die berechneten Blasengrößenverteilungen im Bereich des Übergangs von einer monomodalen zu einer bimodalen Verteilung Abweichungen.

Die weitere Modellentwicklung muss daher die radiale Blasenbewegung berücksichtigen (radiale Blasesgeschwindigkeiten statt Kräftegleichgewicht). Außerdem muss der Einfluss axialer Umverteilungsprozesse in die Modellierung eingeschlossen werden. Die Modelle für Blasenkoaleszenz und –zerfall müssen physikalisch begründet und an Hand der vorliegenden experimentellen Daten überprüft werden.



---- Experiment ---- Rechnung
 Bild 5.18 Entwicklung der Blasengrößenverteilung und der radialen Gasgehaltsprofile entlang der Rohrleitung (Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0 \text{ m/s}$, $J_G = 0,53 \text{ m/s}$)

5.5 CFX-Rechnungen

Einige der Tests wurden mit dem CFD-Code CFX-4 nachgerechnet. Es wurde von der Zweifluid Euler/Euler-Näherung ausgegangen, d.h. für beide Phasen wurde der volle Satz der Navier-Stokesschen Gleichungen gelöst und die Summe der Phasenteile ist in jeder Zelle auf 1 normiert. In den Impulsaustauschbeziehungen zwischen den Phasen wird berücksichtigt, dass die Gasphase in der Form kleiner Blasen vorliegt. Neben den Widerstandskräften in Strömungsrichtung sind Blasenkräfte senkrecht zur Strömungsrichtung zu berücksichtigen. Insbesondere letztere bestimmen die Gasverteilung im Querschnitt am Ende des Rohres. Diese Blasenkräfte wurden bereits in Abschnitt 5.1.1. beschrieben.

Für die Lift-Kraft wurde der von Zun [Zun80] entwickelte Ansatz mit dem Koeffizienten $C_L=0,06$ verwendet. Es wurde die turbulente Dispersionskraft in der von Lahey [Lah93] vorgeschlagenen Form berücksichtigt. Die Wandkraft wurden nach Antal et al. [Ant91] berechnet:

$$\vec{F}_w = \frac{\rho_w w_{rel}^2}{d_b} \max(C_{w1} + C_{w2} \frac{d_b}{y}, 0) \vec{n}_r \quad (5.29)$$

mit $C_{w1} = -0,0064$ und $C_{w2} = 0,016$.

Für die flüssige Phase wurde das k- ϵ -Turbulenzmodell angewendet. Es wurde berücksichtigt, dass die Blasen Turbulenz in der von Sato [SAT75] vorgeschlagenen Form beeinflussen.

Das Problem ist zylindersymmetrisch, es wurde dementsprechend 2D-Problem formuliert. Am Rohreintritt wurde eine INLET und am Austritt eine PRESSURE-Randbedingung definiert. Nur in der Modellierung als transientes Problem war zu erreichen, dass die Massenbilanzen $(M_{out}-M_{in})/M_{in}$ ausgeglichen sind (s. Bild 5.21).

Bild 5.19 zeigt, dass es mit dem gewählten Ansatz möglich ist, das radiale Gasverteilungsprofil akzeptabel nachzubilden. Das trifft auch auf das Geschwindigkeitsprofil zu (s. Bild 5.20). Die Messwerte der Gasgeschwindigkeitsverteilung stammen aus der Serie F14.

Die radiale Verteilung der Blasenkräfte (s. Bild 5.22) zeigt, dass sich das Profil im wesentlichen aus dem Wechselspiel zwischen Lift- und Wandkraft einstellt. Die Kraft durch turbulente Dispersion ist dagegen wesentlich kleiner.

Mit den gleichen Modellparametern wurde eine Serie von Tests für steigende Gas-Leerrohrgeschwindigkeit bei konstanter Wasser-Leerrohrgeschwindigkeit (1,0 m/s) nachgerechnet und mit den gemessenen Werten verglichen (s. Bild 5.23 und 5.24). Erwartungsgemäß liefert der monodisperse Ansatz mit nur einer Blasenklasse nur für niedrige eine befriedigende Übereinstimmung. Bei höheren Gasanteilen führt die Bildung größerer Blasen durch Koaleszenz dazu, dass sich das Maximum des Gasanteils im Profil von der Wand in das Zentrum des Rohres verschiebt. Der Vergleich der Bilder 5.23 und 5.24 zeigt, dass der hier gewählte Ansatz für größere Gasanteile nicht mehr gültig ist.

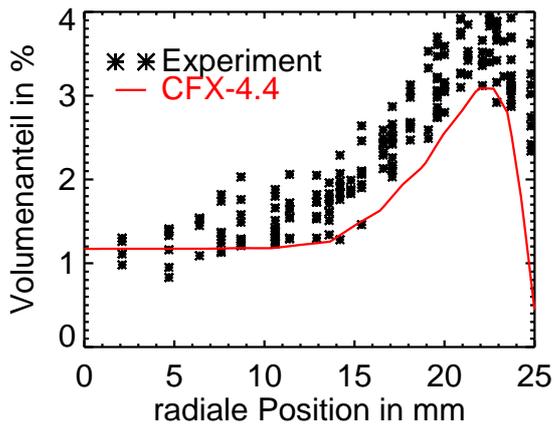


Bild 5.19 Radiale Verteilung des Gasgehaltes, Punkt 039, $J_W = 0,405 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0096 \text{ m/s}$

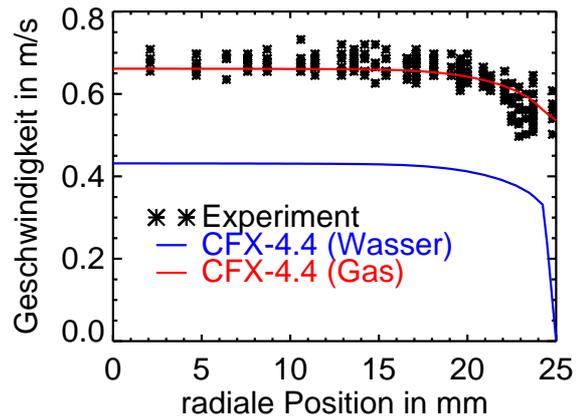


Bild 5.20 Radiale Geschwindigkeitsverteilung, Punkt 039, $J_W = 0,405 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0096 \text{ m/s}$

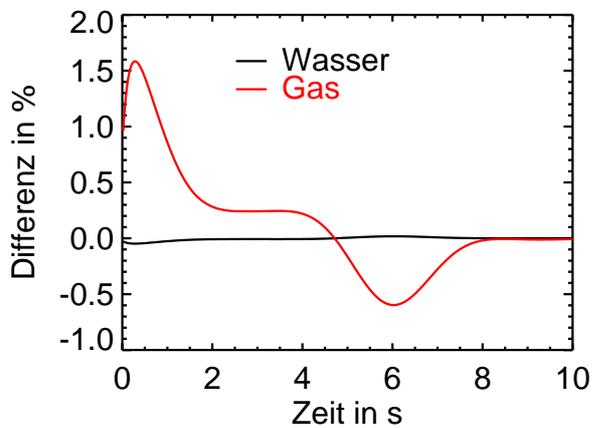


Bild 5.21 Relative Massenbilanzen an Ein- und Austritt

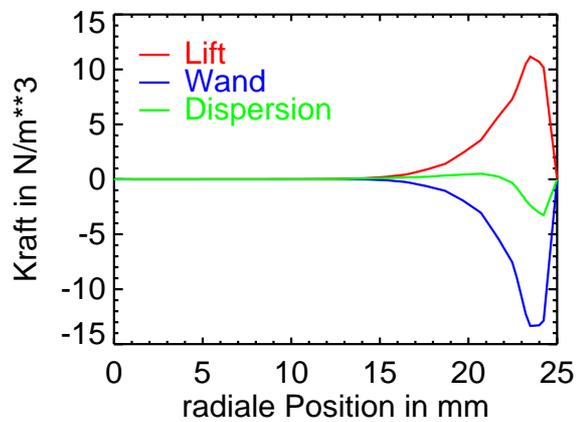


Bild 5.22 Radiale Verteilung der Non-Drag-Forces

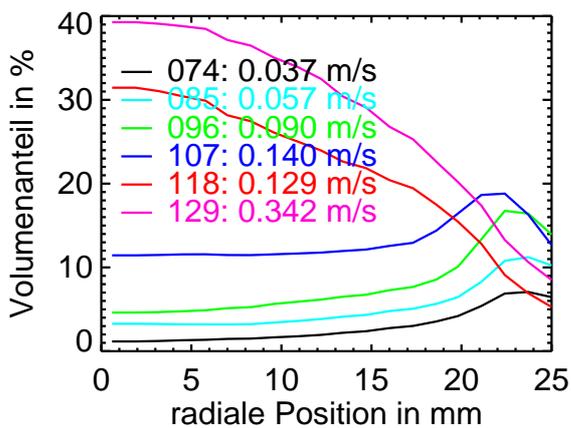


Bild 5.23 Gemessenes radiales Gasverteilungsprofil bei steigender Gasleerrohrgeschwindigkeit ($J_w = 1,0 \text{ m/s}$)

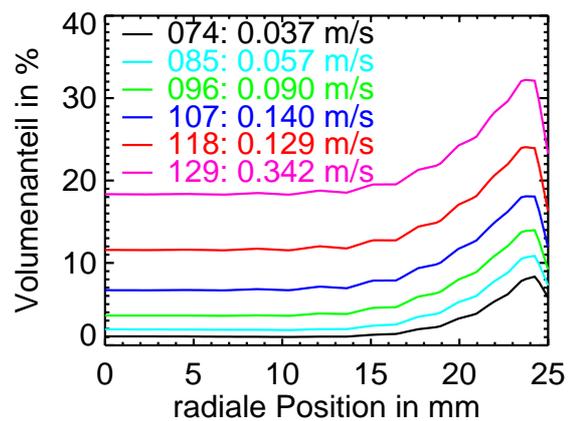


Bild 5.24 Berechnetes radiales Gasverteilungsprofil (vgl. Bild 5.23)

6 Zeitliche Evolution der Zweiphasenströmung nach sprunghafter Änderung der Volumenstromdichte

6.1 Sprunghafte Änderung des Luftvolumenstroms

6.1.1 Versuchsszenario, Testmatrizen, Versuchsdurchführung

Während bei den stationären Versuchen die Evolution der Strömungsstruktur entlang der Testsektion untersucht wurde, ging es bei diesen Experimenten um die räumlich und zeitlich hochauflösende Charakterisierung einer transienten Zweiphasenströmung. Untersucht wurde eine sprunghafte Erhöhung der Luftzufuhr nach Einstellung eines stationären Anfangszustands in der vertikalen Testsektion. Hierzu wurde eine zweite Einperlvorrichtung mit gleichmäßig über dem Rohrquerschnitt verteilten Kanülen, deren Anordnung mit denen der Einperleinrichtung A identisch ist, in die Teststrecke eingebaut. Bei den Versuchen wurde die erste Einperlvorrichtung mit einem konstanten Luftvolumenstrom versorgt. Die Pulsung der Luftvolumenstromdichte erfolgte durch plötzliches Zuschalten der zweiten, dicht hinter der ersten angeordneten Kanülengruppe mit Hilfe von Magnetventilen. Um eine möglichst geringe Störung für den vorgeschalteten Luftvolumenstromregler zu verursachen, wurde dabei gleichzeitig mit dem Öffnen des Einspeiseventils ein Bypassventil geschlossen, das die Luft bei abgeschalteter Einspeisung in die Umgebung entweichen ließ. Durch das Abgleichen des hydraulischen Widerstands dieses Bypass konnte die Veränderung des Drucks und des Luftvolumenstroms in der Zuleitung minimiert werden, so dass der Volumenstromregler kaum eine Regelabweichung auszugleichen hatte und der Volumenstrom mit hoher Genauigkeit konstant blieb.

Da durch die Lufteinspeisung in der Steigleitung ein Auftrieb verursacht wird, zieht eine Zunahme des Luftvolumenstroms ein Anwachsen der Wassergeschwindigkeit nach sich, die von der Volumenstromregelung nur langsam ausgeglichen werden kann. Um die Vorgabe einer konstanten Volumenstromdichte des Wassers möglichst gut anzunähern, wurde ein Betrieb mit hoher Pumpendrehzahl und nur wenig geöffnetem Dreiwegeventil gewählt, bei dem die Betriebsfrequenz der Pumpe nach Einstellung des gewünschten Anfangsdurchsatzes konstant gehalten wurde. Bei dieser Betriebsweise dominiert der hohe hydraulische Widerstand des Dreiwegeventils gegenüber den hydrostatischen Druckdifferenzen und die Änderung des Wasserdurchsatzes wird vernachlässigbar. Die tatsächlich erreichten Werte sind in den Files der Betriebsdaten dokumentiert.

In der Testsektion befanden sich drei Gittersensoren mit je 16x16 Messpunkten, die mit drei Signalerfassungseinheiten der ersten Generation bei 1.2 kHz Bildfrequenz betrieben wurden. Die Höhenpositionen der Kanülengruppen der Einspeisevorrichtungen und der Gittersensoren bezogen auf das Niveau des Fußbodens im Kellergeschoss sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

Die Messungen wurden bei zur Umgebung hin offenem Separatorbehälter und bei einer Wassertemperatur von 30 °C durchgeführt. Die Gittersensordaten wurden jeweils über 10 s aufgezeichnet. Parallel zu den Gittersensoren wurde die Datenaufzeichnung im Leitstandsrechner gestartet, der nach 1 s Vorlauf den Impuls zur Umschaltung der Magnetventile ausgab. Zur genauen Ermittlung des Zeitpunkts der Erhöhung des Gasvolumenstroms war der Gittersensor 1 vorgesehen. Die Aufnahme der transienten Gasgehaltsverteilung wurde mit Sensor 2 vorgenommen, während

die Daten von Sensor 3 zur Ermittlung der Geschwindigkeitsverteilungen der Gasphase vorgesehen war.

Tabelle 6.1: Höhenpositionen der Einperlungen und Sensoren bei Experimenten mit sprunghafter Änderung des Luftvolumenstroms

Pos.	Element	Höhenposition	L/D
1	Erste Einperlebene (Dauereinperlung)	2400	-0.98
2	Zweite Einperlebene (gepulste Einspeisung)	2450	0
3	Gittersensor 1	2490	0.78
4	Gittersensor 2	5434	58.28
5	Gittersensor 3	5470	58.98

Jeder Versuch wurde insgesamt 9 mal unter identischen Anfangs- und Randbedingungen durchgeführt. Dies geschah, um anschließend bei der Ermittlung von Gasgehalts- und Geschwindigkeitsprofilen sowie Blasengrößenverteilungen eine Ensemble-Mittelung durchführen zu können, die es ermöglicht, die Zeitachse in möglichst kurze Intervalle zu unterteilen, um die transienten Effekte besser erkennen zu können.

Es wurden insgesamt 8 verschiedene Transienten untersucht. In vier Fällen wurde der Luftvolumenstrom sprunghaft erhöht, in vier weiteren Fällen herabgesetzt. Für die Bezeichnung der Versuchspunkte wurde ein achtstelliger Code gewählt, der wie folgt aufgebaut ist: x15snnni. Hierbei steht x für F im Fall der Erhöhung des Volumenstroms und für G für die Versuche mit sprunghafter Verminderung des Luftdurchsatzes, s steht für den Gittersensor (A - Gittersensor 1, B - Gittersensor 2, C - Gittersensor 3). Die dreistellige Nummer nnn bezeichnet die Kombination aus den Volumenstromdichten für Luft und Wasser gemäß der in Abschnitt 4.1.1 eingeführten Versuchsmatrix, wobei bei den Versuchen mit sprunghafter Durchsatzzunahme der Anfangswert, bei den Versuchen mit Durchsatzverminderung der Enddurchsatz kodiert ist. Die Ziffer i gibt an, um wieviel Punkte in der Volumenstrommatrix nach rechts bzw. nach links gesprungen wurde. Die Parameter der Experimente sind folgender Tabelle zu entnehmen:

Tabelle 6.2: Versuchsbedingungen der Experimente mit Pulsung der Luftzufuhr

Versuchspunkt	Startpunkt	Zielpunkt	J_{Wasser} , m/s	$J_{\text{Luft,1}}$, m/s	$J_{\text{Luft,2}}$, m/s
F15_0723	072	105	0.4	0.037	0.14
F15_0725	072	127	0.4	0.037	0.34
F15_0743	074	107	1.0	0.037	0.14
F15_0745	074	129	1.0	0.037	0.34
G15_0723	105	072	0.4	0.14	0.037
G15_0725	127	072	0.4	0.34	0.037
G15_0743	107	074	1.0	0.14	0.037
G15_0745	129	074	1.0	0.34	0.037

6.1.2 Auswertung der Gittersensordaten, Ergebnisse

Zunächst wurden die Primärdaten der Gittersensoren mit Hilfe der aufgenommenen Kalibrierwerte in Sequenzen von Gasgehaltsverteilungen umgerechnet (s. Abschnitt 3.6). Anschließend wurden nach Gl. (3.4) Zeitverläufe des querschnittsgemittelten Gasanteils berechnet. Da die Ansteuerung der Magnetventile zur Pulsung des Luftstroms vom Leitstandsrechner aus erfolgte, der Mess- und Steuersignale nur mit einer Abtastfrequenz von 4 Hz verarbeitet, musste davon ausgegangen werden, dass eine Streuung des Ansteuerzeitpunktes in der Größenordnung von maximal 0.25 s auftreten kann. Deshalb wurde der genaue Zeitpunkt des Beginns der Transiente aus den Signalen des unteren, nur 40 mm oberhalb der Gaseinperlung befindlichen Gittersensors 1 ermittelt. Dies geschah für jede einzelne Realisierung der Transiente individuell. Der Zeitpunkt des Anstiegs des querschnittsgemittelten Gasgehalt an Sensor 1 wurde als Ursprung der Zeitachse definiert ($t=0$).

Anschließend wurde eine Ensemble-Mittelung der Verläufe der querschnittsgemittelten Gasanteile über alle 9 zur Verfügung stehende Realisierungen vorgenommen, wobei zusätzlich über Zeitintervalle von 0.1 s gemittelt wurde. Bild 6.1 zeigt als Beispiel die Gasgehaltsverläufe bei Versuch F15_0723.

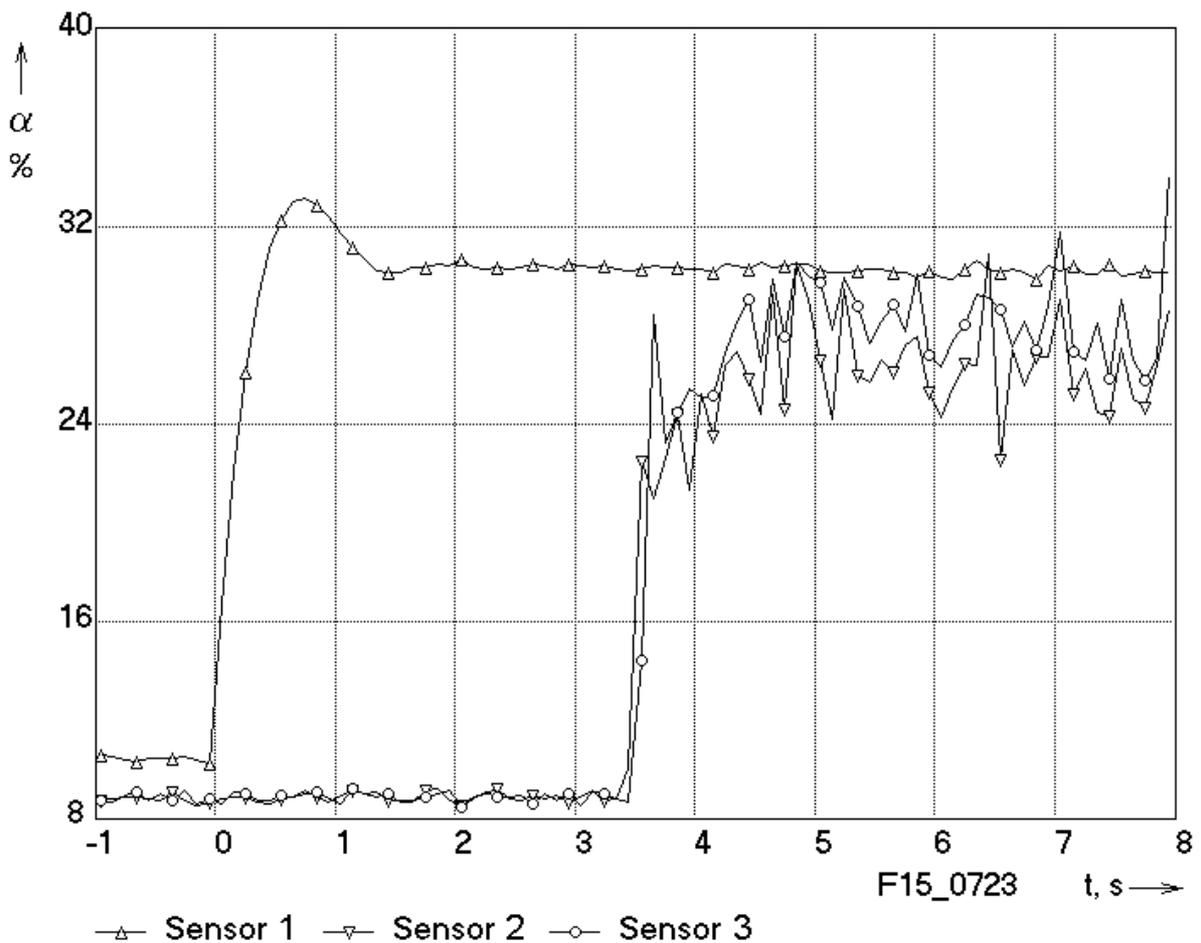


Bild 6.1 Verlauf der querschnittsgemittelten Gasgehalte bei sprunghafter Zunahme des Luftvolumenstroms, Versuch F15_0723, Ensemble-Mittelung über 9 Realisierungen, Zeitauflösung 0.1 s

Die Störung erreicht bei diesem Versuch die Messposition des Sensors 2 nach ca. 3.5 s. Die Zeitverzögerung zwischen Sensor 2 und 3 ist sehr gering. Sie entspricht dem geringen Abstand der Sensoren von nur 36 mm. Bemerkenswert ist, dass der Gasgehalt unmittelbar hinter der Einspeisung deutlich höher ist, als nach ca. 60 L/D. Das gilt sowohl für den Anfangszustand, als auch für den Zustand vor und nach Eintreffen der Störung an den Sensoren 2 und 3. Weiterhin tritt an Sensor 1 ein gewisses Überschwingen auf. Weiterhin treten starke Gasgehaltsschwankungen auf dem neuen stationären Niveau auf. Bei höherer Wasservolumenstromdichte (Versuch F15_0743) bei ansonsten gleichen Bedingungen benötigt die Störung nur noch ca. 2.28 s, die großen Schwankungen auf dem neuen stationären Niveau treten nicht auf und die Gasgehalte an den Sensoren 2 und 3 sind höher, als am Sensor 1.

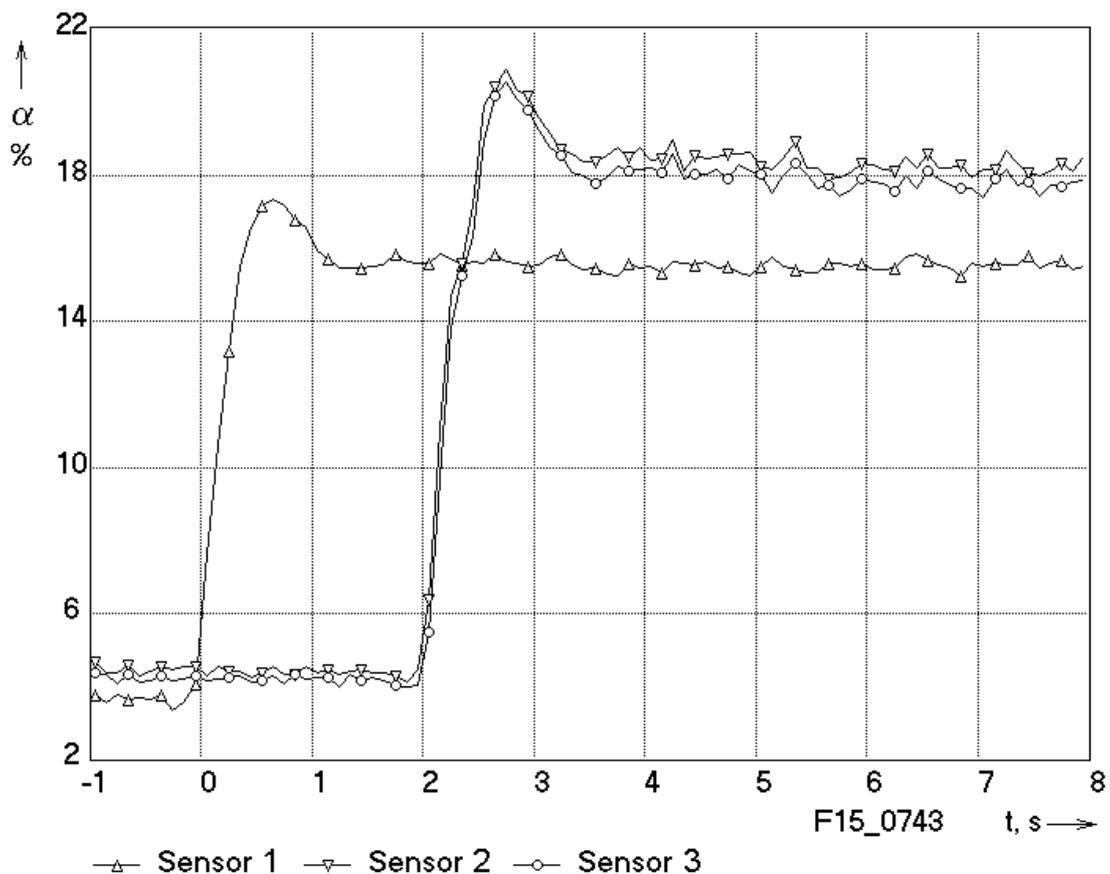


Bild 6.2 Verlauf der querschnittsgemittelten Gasgehalte bei sprunghafter Zunahme des Luftvolumenstroms, Versuch F15_0743, Ensemble-Mittelung über 9 Realisierungen, Zeitaufösung 0.1 s

Eine Übersicht über die Gasgehaltsverläufe am Ende der Teststrecke bei allen durchgeführten Versuchen ist in Bild 6.3 gezeigt. Wie zu erkennen ist, benötigt die Störung bei Reduzierung des Luftvolumenstroms länger um die Messposition am Sensor 2 zu erreichen.

Eine Bewertung der Strömungsform ist Anhand von virtuellen Schnittbildern möglich, die für die Sensoren 2 und 3 in Bild 6.4 dargestellt sind. Bei der vertikalen Achse handelt es sich um die Zeit, d.h. eine Umrechnung in eine virtuelle z^* -Achse wurde nicht vorgenommen, da die Luftgeschwindigkeit veränderlich ist.

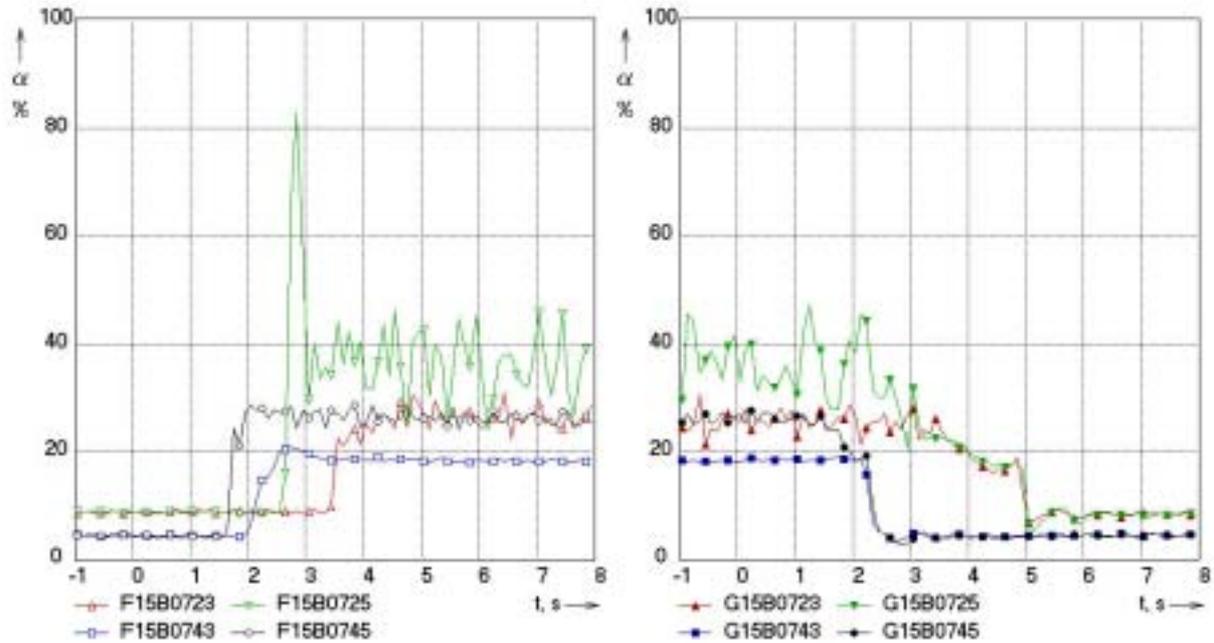


Bild 6.3 Übersicht über die Gasgehaltsverläufe am Ende der Teststrecke (Sensor 2) bei allen Versuchen mit sprunghafter Änderung des Luftstroms, links - sprunghafte Zunahme, rechts - sprunghafte Reduzierung

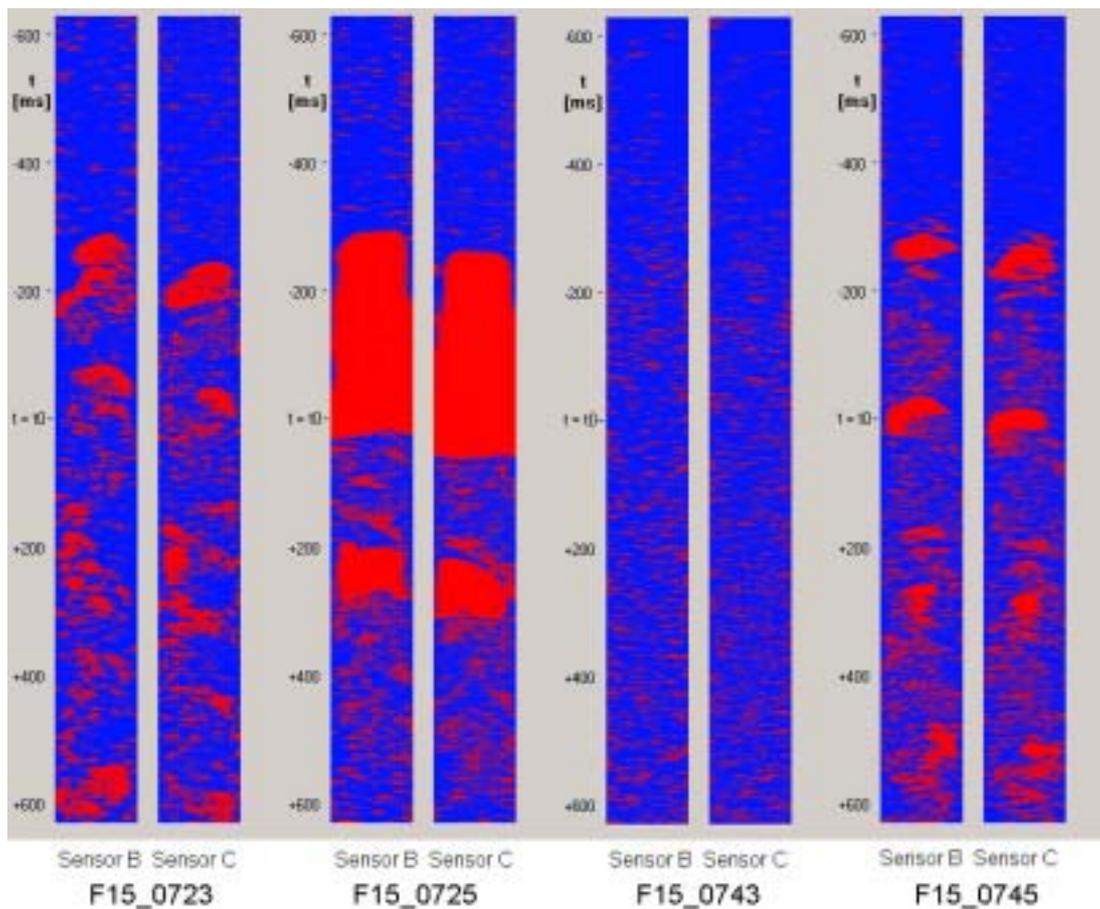


Bild 6.4 Virtuelle Schnittbilder aus Gittersensordaten zum Zeitpunkt des Durchgangs der Störungfront (ca. $t = -300$ ms in der angegebenen Zeitachse) für alle Versuche mit sprunghafter Zunahme des Luftvolumenstroms

Der Zeitpunkt des Eintreffens der Störung am Sensor 2 liegt bei etwa -300 ms auf der angegebenen Zeitachse. Bei allen vier dargestellten Experimenten handelt es sich um eine Erhöhung des Luftvolumenstroms. In allen Fällen liegt vor der Störungsfront eine Blasenströmung vor. Bei den Versuchen F15_0723, F15_0725 und F15_0745 kommt es mit Eintreffen der Störung zum Auftreten von Großblasen. Bei Versuch F15_0725 ist genau jener Gaspfropfen zu erkennen, der für das starke Überspringen im Gasgehaltsverlauf in Bild 6.3 verantwortlich ist. Lediglich bei Versuch F15_0743 bleibt die Blasenströmung erhalten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass beim letztgenannte Versuch die Kombination der größeren der beiden realisierten Volumenstromdichten für Wasser mit dem kleineren der beiden Luftdurchsätze vorliegt und somit hier der Dampfgehalt am geringsten ist (vgl. Bild 6.3). Alle im Anfangszustand und auf dem neuen stationären Niveau vorgefundenen Strömungsformen korrespondieren mit den Beobachtungen bei den stationären Experimenten (s. Abschnitt 4). Bemerkenswert ist die hohe Übereinstimmung zwischen den Strömungsbildern, die vom vorderen und hinteren Sensor der Doppelsensoranordnung geliefert werden.

Bereits in Bild 6.3 deutet sich an, dass zwischen dem Anfangs- und dem Endzustand ein transienter Übergangsprozess stattfindet, der sich über 1 - 3 s erstreckt. Um detailliertere Informationen über den Umbau des Strömungsregimes zu erhalten, wurden unter Nutzung von Gl. (3.6) radiale Gasgehaltsprofile über Zeitintervalle von 0.1 s Dauer berechnet. Hierbei wurde wiederum das Verfahren der Ensemblemittelung angewandt, so dass sich durch Verwendung der zur Verfügung stehenden 9 Realisierungen ein effektive Mittelungsintervall von 0.9 s ergab.

Weiterhin wurden Blasengrößenverteilungen nachdem in Abschnitt 3.10 dargestellten Verfahren ermittelt. Hierbei wurde die Zeitachse ebenfalls in Intervalle unterteilt, wobei 0.2 s in diesem Fall als geeigneter Wert ausgewählt wurde. Innerhalb der Zeitintervalle wurde wiederum eine Ensemble-Mittelung über die verfügbaren 9 Realisierungen durchgeführt, so dass sich eine Integrationszeit für die Blasengrößenverteilungen von 1.8 s ergab. Die erhaltenen Verteilungen erwiesen sich bei dieser Integrationsdauer als ausreichend statistisch sicher.

Für die Blasengrößenbestimmung ist die Annahme einer Gasgeschwindigkeit unumgänglich. Für die hier vorgestellten transienten Versuche wurden jeweils konstante Geschwindigkeiten für die Blasengrößenbestimmung für die folgenden drei Zeitintervalle genutzt: (A) die Zeit von Messbeginn bis $t = 0$, d.h. bis zum Anstieg des Gasgehalts an Sensor 1, (B) das anschließende Intervall bis zum Eintreffen der Störung an Sensor 2 und (C) der Zeitabschnitt nach Einstellung des neuen Stationärwerts. Die Geschwindigkeiten wurden innerhalb dieser Zeitintervalle durch Kreuzkorrelation zwischen den Signalen der Sensoren 2 und 3 berechnet, wobei stets die Einstellung eines annähernd stationären Wertes abgewartet wurde, d.h. Regionen mit starker Geschwindigkeitsänderung wurden ausgeklammert. Dies war erforderlich, da das Kreuzkorrelationsverfahren bei rascher Geschwindigkeitsänderung keine brauchbaren Werte lieferte.

Die Häufigkeit der Blasen im Abhängigkeit vom äquivalenten Durchmesser wird als Gasgehaltsanteil angegeben, der von der jeweiligen Blasengrößenklasse transportiert wird. Auf der vertikalen Achse der Verteilungen wird die Größe $H = d\varepsilon/dd_b$ abgetragen, die Maßeinheit ist %/mm.

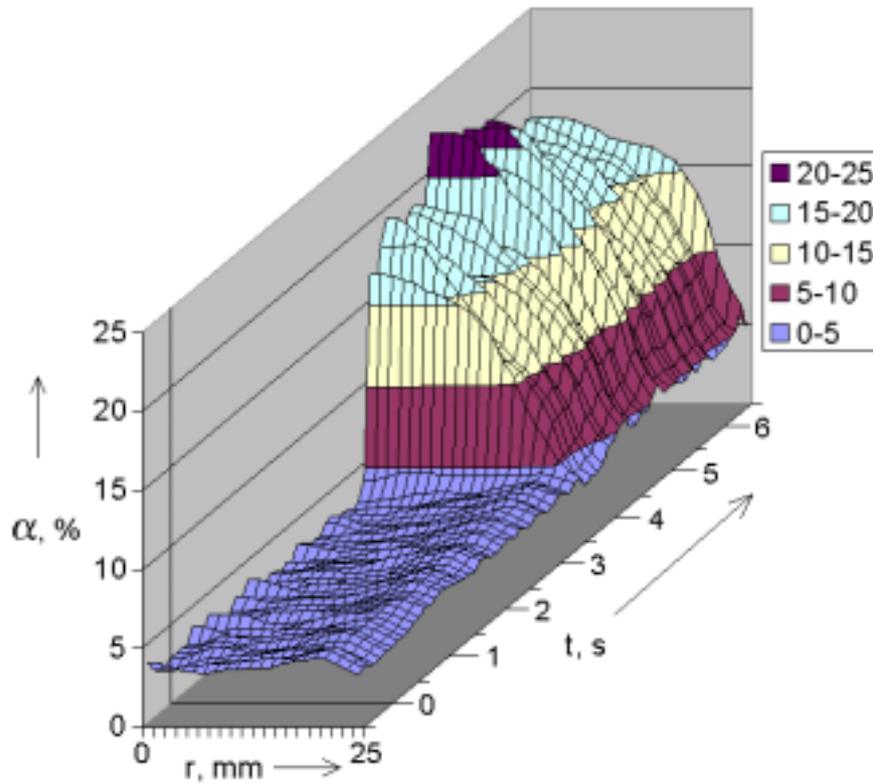


Bild 6.5 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0723

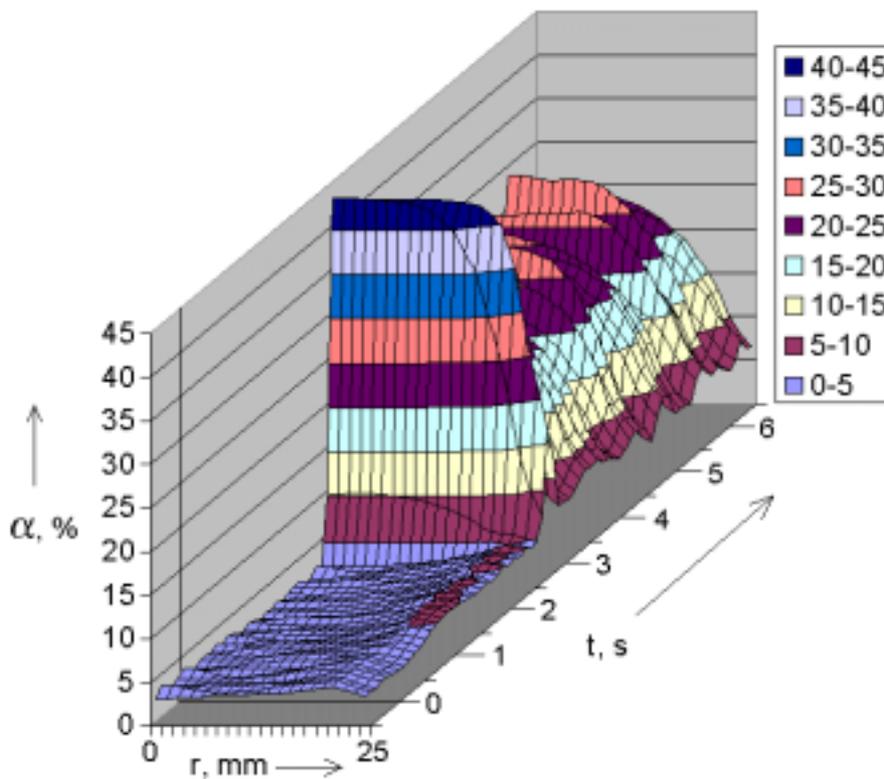


Bild 6.6 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0725

Die Ergebnisse der Profilberechnung für die Versuche mit Erhöhung des Luftdurchsatzes sind in den Bildern 6.5, 6.6, 6.8 und 6.9 dargestellt. Sie zeigen, dass es bei den Versuchen F15_0723, F15_0725 und F15_0745 ein Übergang von einem Randmaximum zu einem Zentrumsmaximum des Gasgehalts stattfindet. Bei Versuch F15_0743 bleibt das Randmaximum bestehen.

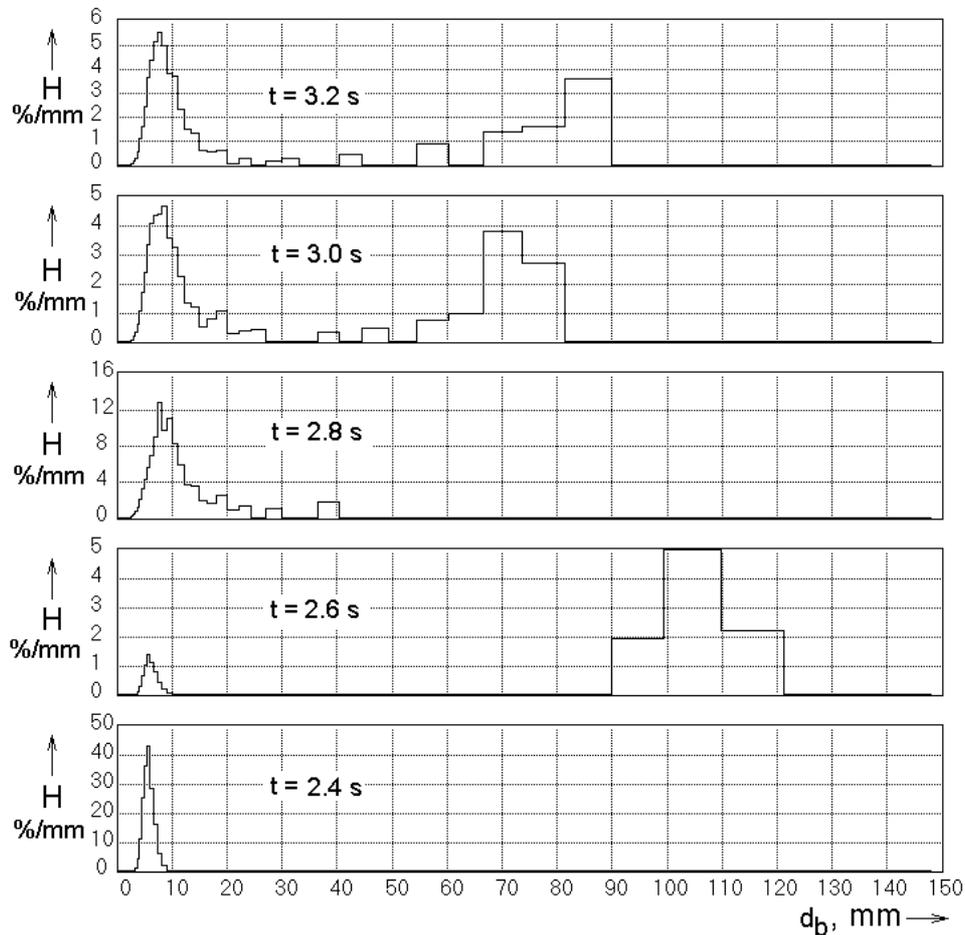


Bild 6.7 Übergangverhalten der Blasengrößenverteilung beim Eintreffen der Störung am Sensor 2 in Versuch F15B0725

Das Überschwingen des Gasgehalts ist besonders ausgeprägt bei den Versuchen F15_0725 und F15_0743. Durch die Geschwindigkeitszunahme bei wachsendem Gasgehalt holen die nach Zuschaltung der zweiten Düsendruppe eingeperlten Blasen die vor ihnen aufsteigenden ein. Es bildet sich ein Gasgehaltsmaximum.

In der Blasengrößenverteilung, die vor dem Eintreffen der Störung monomodal ist, bildet sich die zum Zeitpunkt des Maximums beobachtete große Taylorblase (s. Bild 6.4) als Peak bei einem äquivalenten Blasendurchmesser von ca. 100 - 110 mm ab. Nach einer kurzen Phase einer erneuten monomodalen Blasengrößenverteilung stellt sich eine Schwallströmung als neuer Strömungszustand ein. Er ist durch Taylorblasen gekennzeichnet, deren äquivalente Blasendurchmesser größer als der Rohrdurchmesser sind.

Bei Versuch F15_0743 tritt zum Zeitpunkt des Überschwingens kurzzeitig ein radiales Profil auf, das dem Übergangsbereich zwischen Randmaximum und Zentrumsmaximum entstammt. Danach pegelt sich erneut ein Randmaximum ein.

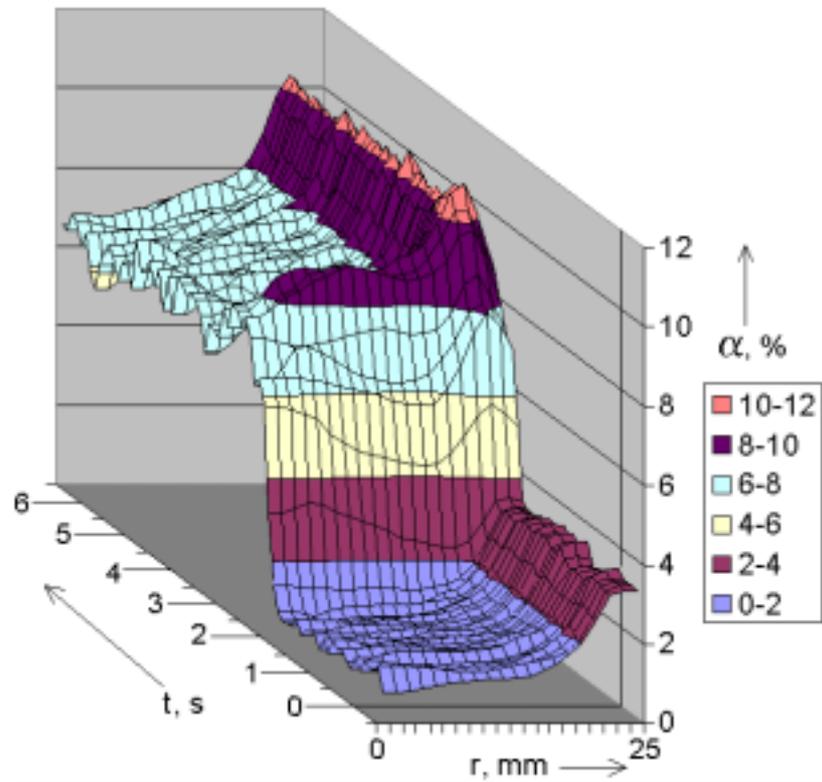


Bild 6.8 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0743

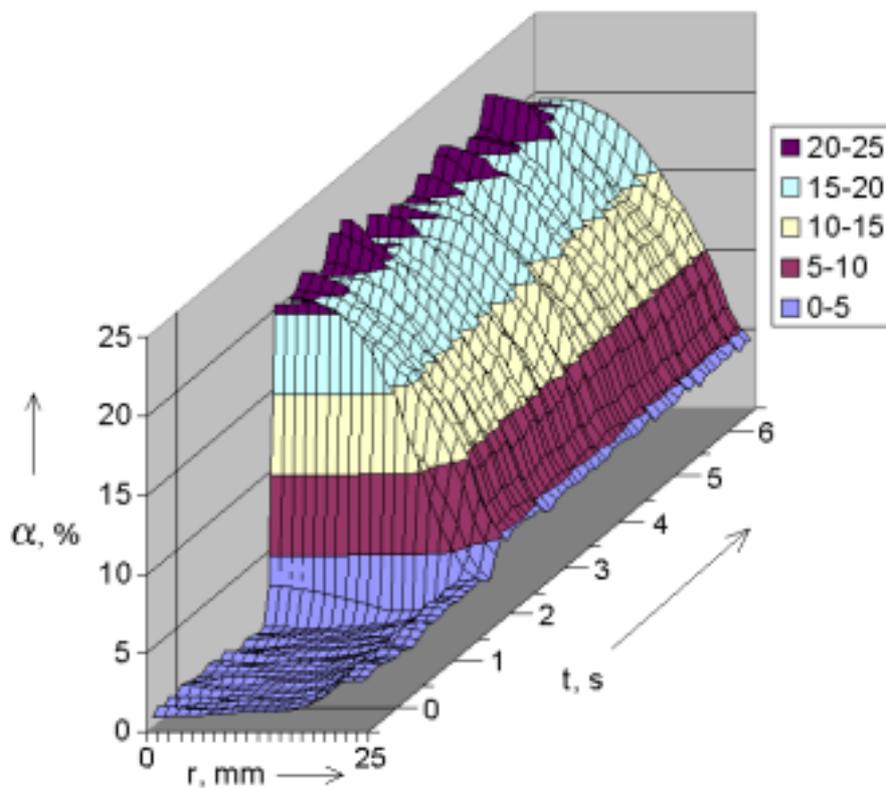


Bild 6.9 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0745

In den folgenden Bildern ist der Vorgang bei Reduzierung des Luftstroms dargestellt. Dabei tritt ein leichtes Unterschwingen des Gasgehalts unter den neuen Stationärwert auf, da hierbei die nachfolgenden Blasen langsamer aufsteigen. Der transiente Bereich dauert wesentlich länger, als bei den Versuchen mit Durchsatzzunahme. Die Abnahme des Gasgehalts erstreckt sich über bis zu 3 s.

Bei den Versuchen G15_0723, G15_0725 und G15_0745 findet ein Übergang von einer Strömung mit Zentrummaximum zu einem Randmaximum statt (Bilder 6.10, 6.11 und 6.14). In allen drei Fällen baut sich das Randmaximum auf, noch bevor der Gasgehalt auf den Endwert abgefallen ist.

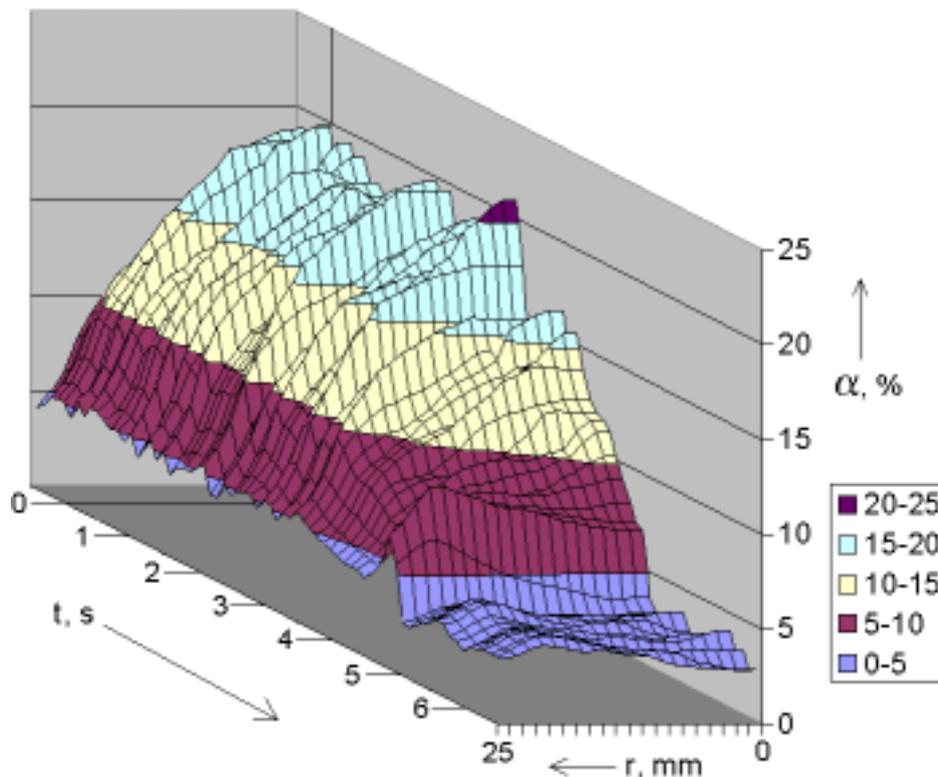


Bild 6.10 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0723

Die transiente Blasengrößenverteilung für die Messung G15B0725 ist in Bild 6.12 gezeigt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die kontinuierliche Gasgehaltsabnahme durch die Fraktionierung der Blasen infolge ihrer unterschiedlichen Auftriebsgeschwindigkeit zustande kommt. Zuerst verschwinden die Großblasen aus der Messenebene. Danach die noch vor Reduzierung des Luftstroms gebildeten kleineren Blasen, wobei der Gasgehalt, der von den Blasen kleiner 10 mm verkörpert wird, zunächst ansteigt. Bei etwa $t = 5$ s kommt es zum Unterschwingen. Schon vorher erfolgt der Umbau des Gasgehaltsprofils zum Randmaximum.

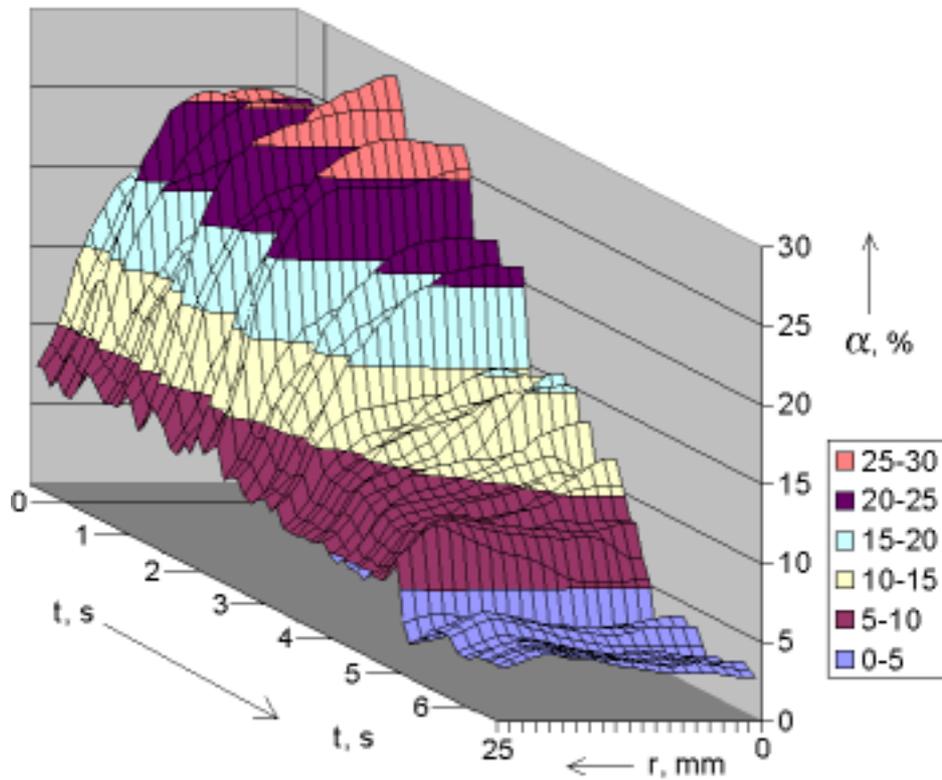


Bild 6.11 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0725

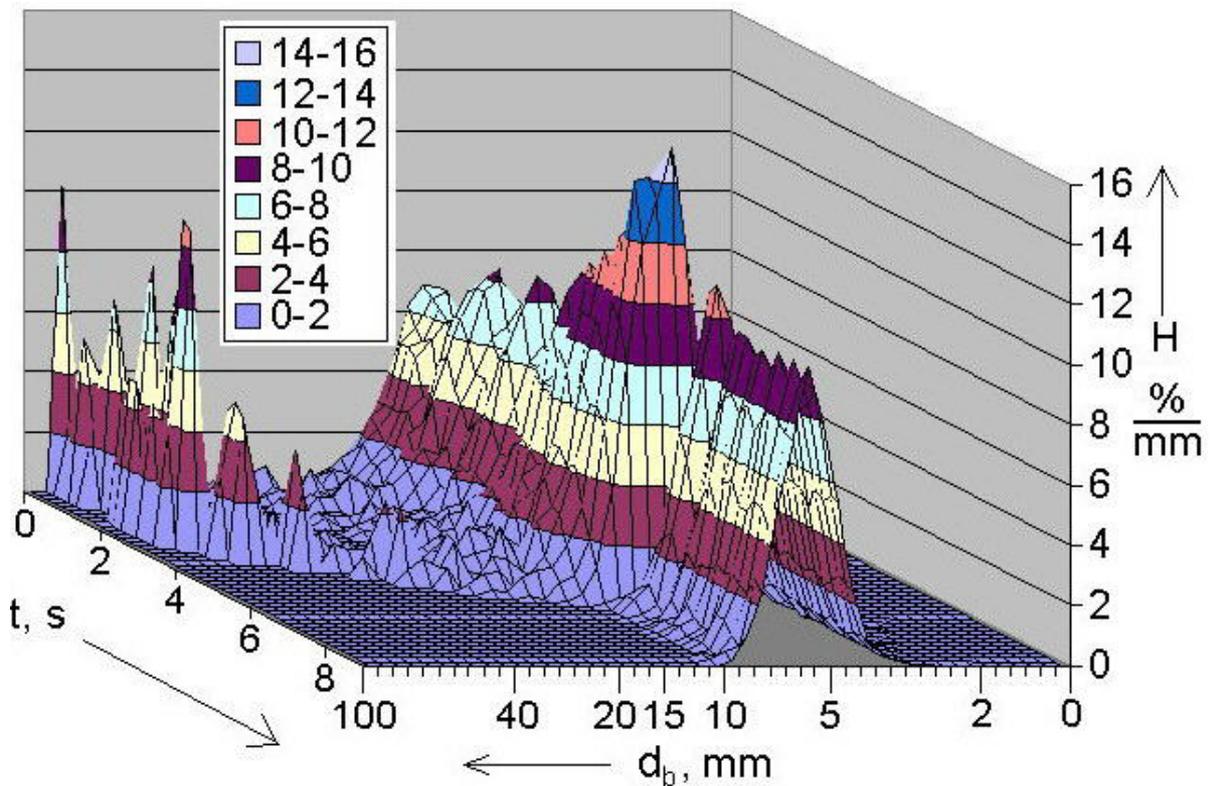


Bild 6.12 Übergangsverhalten der Blasengrößenverteilung beim Eintreffen der Störung am Sensor 2 in Versuch G15B0725

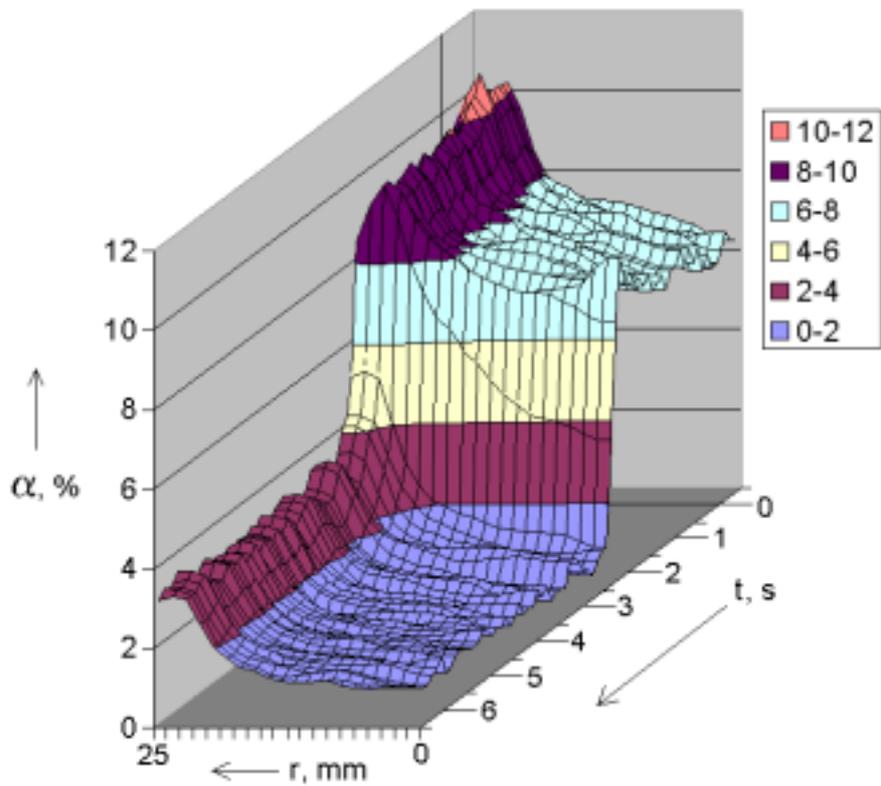


Bild 6.13 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0743

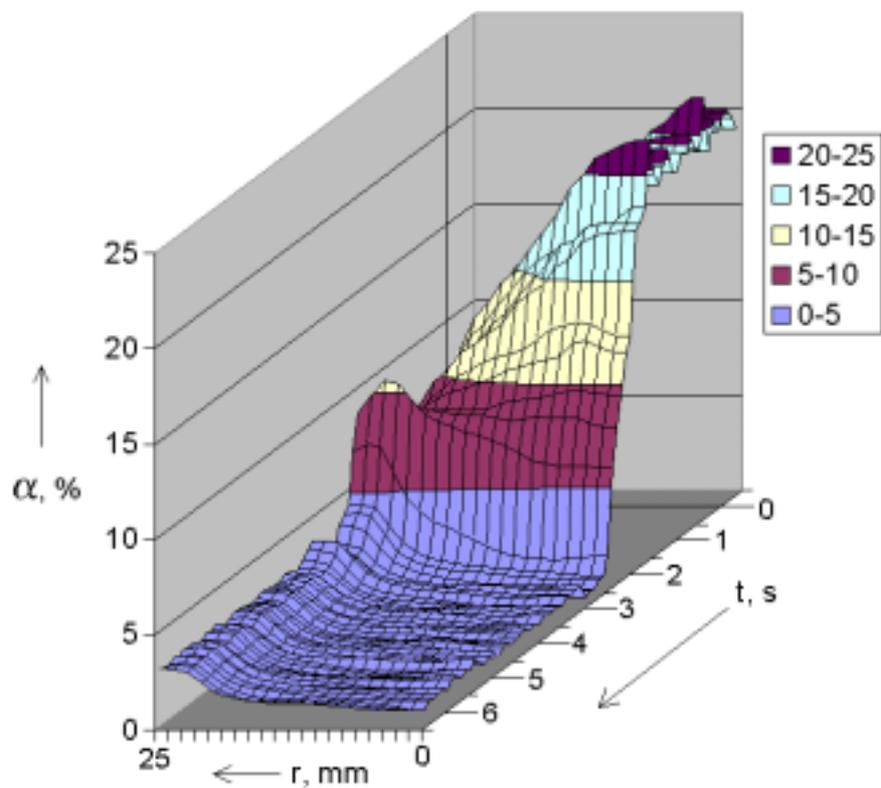


Bild 6.14 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0745

Alle drei Versuchsarten wurden bei einer Temperatur von 30 °C gefahren. Für die Realisierung der jeweiligen Versuchsart wurde die schnellwirkende Klappe präpariert. Sie konnte je nach dem, ob ein schnelles Öffnen oder ein schneller Schließvorgang gefordert war, mit zwei unterschiedlichen Antrieben ausgestattet werden. Der Antrieb geschieht mit Hilfe eines Pneumatikzylinders und einer Feder. Beim Antrieb für das schnelle Schließen spannt der Zylinder bei Pressluftzufuhr die Feder während des Öffnens der Klappe. Dieser Vorgang benötigt mehrere Sekunden. Das schnelle Schließen erfolgt durch Abblasen der Luft über ein elektrisch angesteuertes Pneumatikventil, wodurch die Feder entlastet wird. Sie dreht darauf hin den Ventilteller schnell in die geschlossene Position, was weniger als 0.2 s in Anspruch nimmt. Beim Antrieb für das schnelle Öffnen arbeiten Pneumatikzylinder und Feder in umgekehrter Richtung.

Für die Experimente mit vollständiger Absperrung des Flüssigkeitsdurchsatzes wurde die Klappe mit ihrem originalen Klappenteller (Bild 6.16) verwendet. Für die Teilabsperrung bei den Versuchen mit sprunghafter Drosselung bzw. sprunghafter Erhöhung des Wasserdurchsatzes wurde der Klappenteller mit Öffnungen versehen. Es wurden insgesamt 6 Bohrungen angebracht (Bild 6.17), mit denen ein Durchsatzverhältnis zwischen geschlossener und geöffneter Klappe von 3 - 3.5 erreicht wurde. Dabei wurde die Pumpendrehzahl konstant und das Dreiwegeventil in voll geöffnetem Zustand gehalten.

Jeder Versuch wurde zur Ermöglichung einer späteren Ensemble-Mittelung 10 mal wiederholt. Die Gittersensordaten wurden über 17 Sekunden aufgenommen. Das ist die maximale Aufzeichnungsdauer der Signalerfassungseinheit bei der gewählten Messfrequenz. Die Auslösung der Klappe geschah durch ein Signal vom Leitstandsrechner 1 s nach Beginn des Starts der Signalaufzeichnung. Um wiederum eine genaue Synchronisation der einzelnen Realisierungen zu erreichen, wurde die Drehbewegung der Klappenwelle mit einer Hochgeschwindigkeits-Videokamera aufgenommen. Durch die Zyklusfrequenz des Leitstandsrechners von nur 4 Hz kam es zu Streuungen des Auslösezeitpunkts der Klappe in der Größenordnung von bis zu einigen zehn Millisekunden. Dies wurde durch die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen korrigiert. Da die Auslösung stets etwas später als 1 s nach dem Messstart begann, wurde ein Zeitintervall von 0.5 s nachträglich verworfen, so dass alle vom Gittersensor stammenden Messsignale über 16.5 s zur Verfügung stehen, wobei die erste Sekunde noch den stationären Anfangszustand charakterisiert.

Die realisierten Messpunkte sind in Bild 6.18 in die Testmatrix eingetragen. Bei den angegebenen Punkten handelt es sich um die Anfangswerte. Die Schleife wurde bis zum Erreichen eines stationären Zustands bei diesen Parametern betrieben, bevor die Klappe aktiviert wurde. Der Enddurchsatz war Null bei den Versuchen mit vollständiger Absperrung (Versuchstyp 1). Bei allen anderen Experimenten wurde der Durchsatz entweder um einen Faktor zwischen 3 und 3.5 erhöht oder reduziert. Der Endpunkt liegt folglich in der Matrix entweder oberhalb oder unterhalb des Anfangswerts.

Die genauen Volumenstromdichten, die mit den Durchflussregelkreisen von MTL-Loop eingestellt wurden, sind in den Tabellen 6.3 bis 6.5 angegeben.

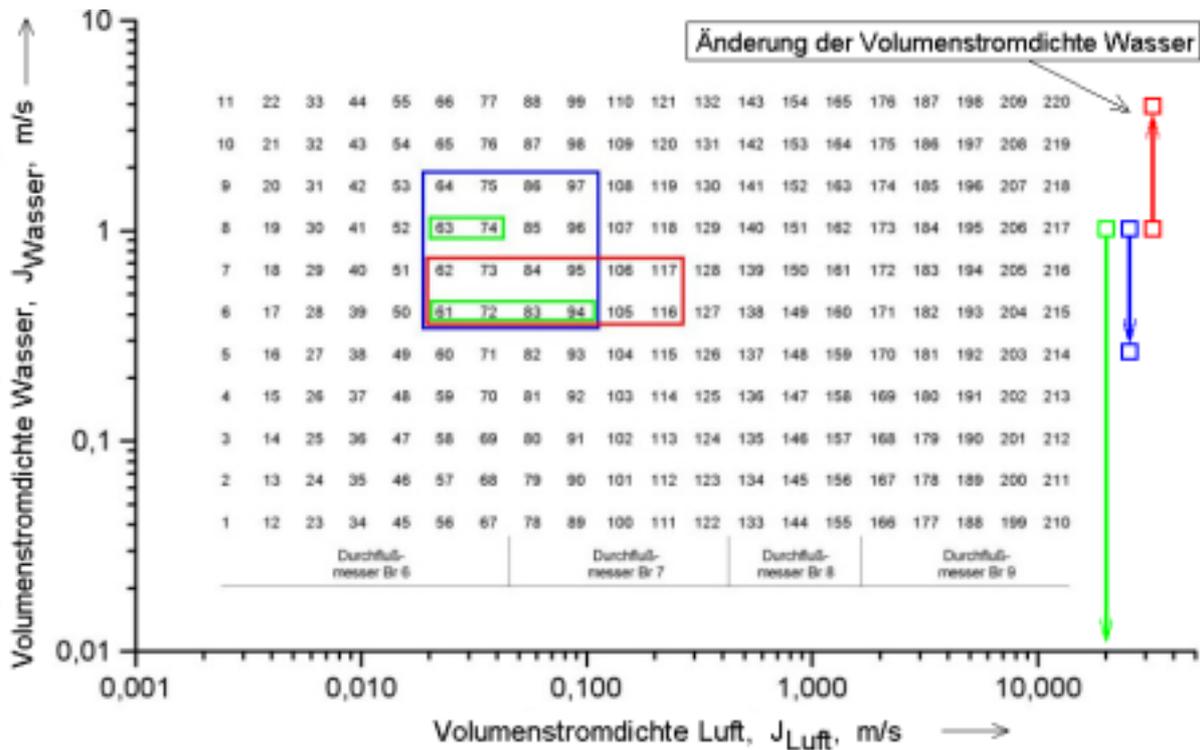


Bild 6.18 Matrix der realisierten Volumenstromdichten bei den Versuchen mit sprunghafter Änderung des Wasserdurchflusses (Versuch Typ 1)

- grün** - vollständige Absperrung der Wasserströmung (off)
- blau** - sprunghafte Reduzierung des Wasserdurchsatzes (dec)
- rot** - sprunghafte Erhöhung des Wasserdurchsatzes (inc)

Tabelle 6.3: Anfangswerte der Volumenstromdichten bei den Versuchen mit vollständiger Absperrung des Wasserdurchflusses (Typ 1)

Punkt	$\dot{V}_{\text{Wasser},0}$, L/h	$J_{\text{Wasser},0}$, m/s	\dot{V}_{Luft} , L/min	J_{Luft} , m/s
off061	3000	0.4048	2.9	0.0235
off063	7536	1.0167	2.9	0.0235
off072	3000	0.4048	4.5	0.0368
off074	7536	1.0167	4.5	0.0368
off083	3000	0.4048	7.1	0.0574
off094	3000	0.4048	11.1	0.0898

Tabelle 6.4: Anfangs- (Index 0) und Endwerte (Index 1) der Volumenstromdichten bei sprunghafter Verminderung der Wasserdurchsatzes (Typ 2)

Punkt	$\dot{V}_{\text{Wasser},0}$, L/h	$J_{\text{Wasser},0}$, m/s	$\dot{V}_{\text{Wasser},1}$, L/h	$J_{\text{Wasser},1}$, m/s	\dot{V}_{Luft} , L/min	J_{Luft} , m/s
dec061	3000	0.4048	1020	0.138	2.9	0.0235
dec062	4755	0.6415	1400	0.189	2.9	0.0235
dec063	7536	1.0167	2100	0.283	2.9	0.0235
dec064	11 943	1.6114	3330	0.449	2.9	0.0235
dec072	3000	0.4048	1020	0.138	4.5	0.0368
dec073	4755	0.6415	1460	0.197	4.5	0.0368
dec074	7536	1.0167	2150	0.290	4.5	0.0368
dec075	11 943	1.6114	3360	0.453	4.5	0.0368
dec083	3000	0.4048	1060	0.143	7.1	0.0574
dec084	4755	0.6415	1490	0.201	7.1	0.0574
dec085	7536	1.0167	2200	0.297	7.1	0.0574
dec086	11 943	1.6114	3340	0.451	7.1	0.0574
dec094	3000	0.4048	1070	0.144	11.1	0.0898
dec095	4755	0.6415	1520	0.205	11.1	0.0898
dec096	7536	1.0167	2280	0.308	11.1	0.0898
dec097	11 943	1.6114	3400	0.459	11.1	0.0898

Tabelle 6.5: Anfangs- (Index 0) und Endwerte (Index 1) der Volumenstromdichten bei sprunghafter Erhöhung der Wasserdurchsatzes (Versuch Typ 3)

Punkt	$\dot{V}_{\text{Wasser},0}$, L/h	$J_{\text{Wasser},0}$, m/s	$\dot{V}_{\text{Wasser},1}$, L/h	$J_{\text{Wasser},1}$, m/s	\dot{V}_{Luft} , L/min	J_{Luft} , m/s
inc061	3000	0.4048	10 500	1.417	2.9	0.0235
inc062	4755	0.6415	17 010	2.295	2.9	0.0235
inc072	3000	0.4048	10 560	1.425	4.5	0.0368
inc073	4755	0.6415	16 850	2.273	4.5	0.0368
inc083	3000	0.4048	10 400	1.403	7.1	0.0574
inc084	4755	0.6415	16 200	2.242	7.1	0.0574
inc094	3000	0.4048	10 260	1.384	11.1	0.0898
inc095	4755	0.6415	16 770	2.263	11.1	0.0898
inc105	3000	0.4048	10 200	1.376	17.3	0.1402
inc106	4755	0.6415	16 850	2.273	17.3	0.1402
inc116	3000	0.4048	10 120	1.3650	27.1	0.2190
inc117	4755	0.6415	17 200	2.3210	27.1	0.2190

6.2.2 Ergebnisse

Der Gesamtvorgang lässt sich in drei Hauptabschnitte unterteilen:

- Phase 1, Ausgangszustand,
- Phase 2, nach erfolgter sprunghafter Änderung des Flüssigkeitsdurchsatzes strömt zunächst noch das vor der Störung produzierte Zweiphasengemisch durch die Messebene,
- Phase 3, Die Störung erreicht die Messposition und es stellt sich der neue Stationärszustand ein.

Diese Aufteilung wird in Bild 6.19 anhand des Verlaufs des querschnitts- und ensemblegemittelten Gasgehaltsverlaufs aus Versuch dec061 illustriert. Deutlich zu erkennen ist, dass sich in den Phasen 2 und 3 schnell quasistationäre Verhältnisse einstellen. Der jeweilige Übergangsprozess ist nach 1-2 s abgeschlossen. Im Moment, wenn die Störung die Messposition erreicht, kommt es zu einem starken Überschwingen des Gasanteils, bevor sich das neue, höhere Niveau einstellt. Der höhere Gasgehalt im Endzustand ist darauf zurückzuführen, dass die gleiche Luftmenge, wie im Anfangszustand in einen verminderten Flüssigkeitsstrom eingespeist wird. Dieses Überschwingen tritt stets bei Reduzierung des Wasserdurchsatzes auf (Bild 6.20). Es ist darauf zurückzuführen, dass die Driftgeschwindigkeit bei zunehmendem Gasgehalt ansteigt. Somit holen die nach der Drosselung gebildeten Blasen die vor ihnen schwimmenden Blasen ein und es bildet sich der beobachtete Peak.

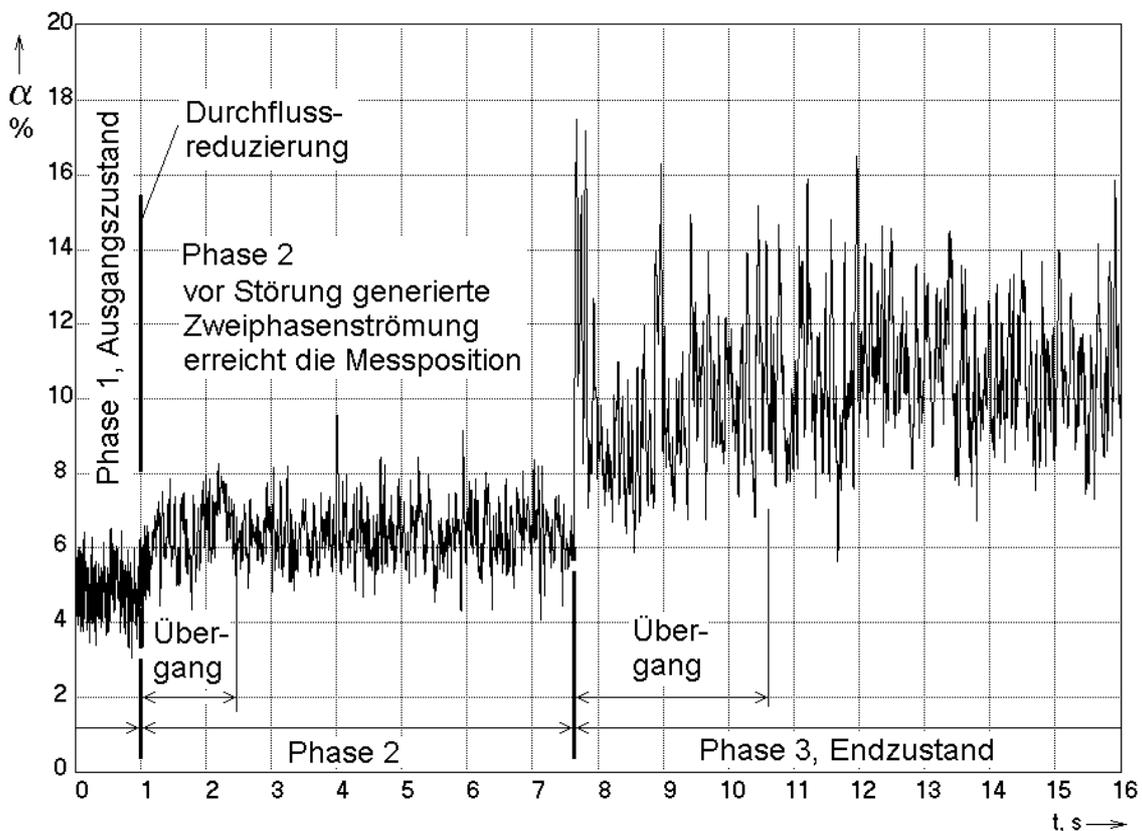


Bild 6.19 Versuch **dec061**, querschnittsgemittelter Gasgehaltsverlauf an Sensor 1 nach Ensemblemittelung über 10 Realisierungen (Zeitauflösung 2500 Hz)

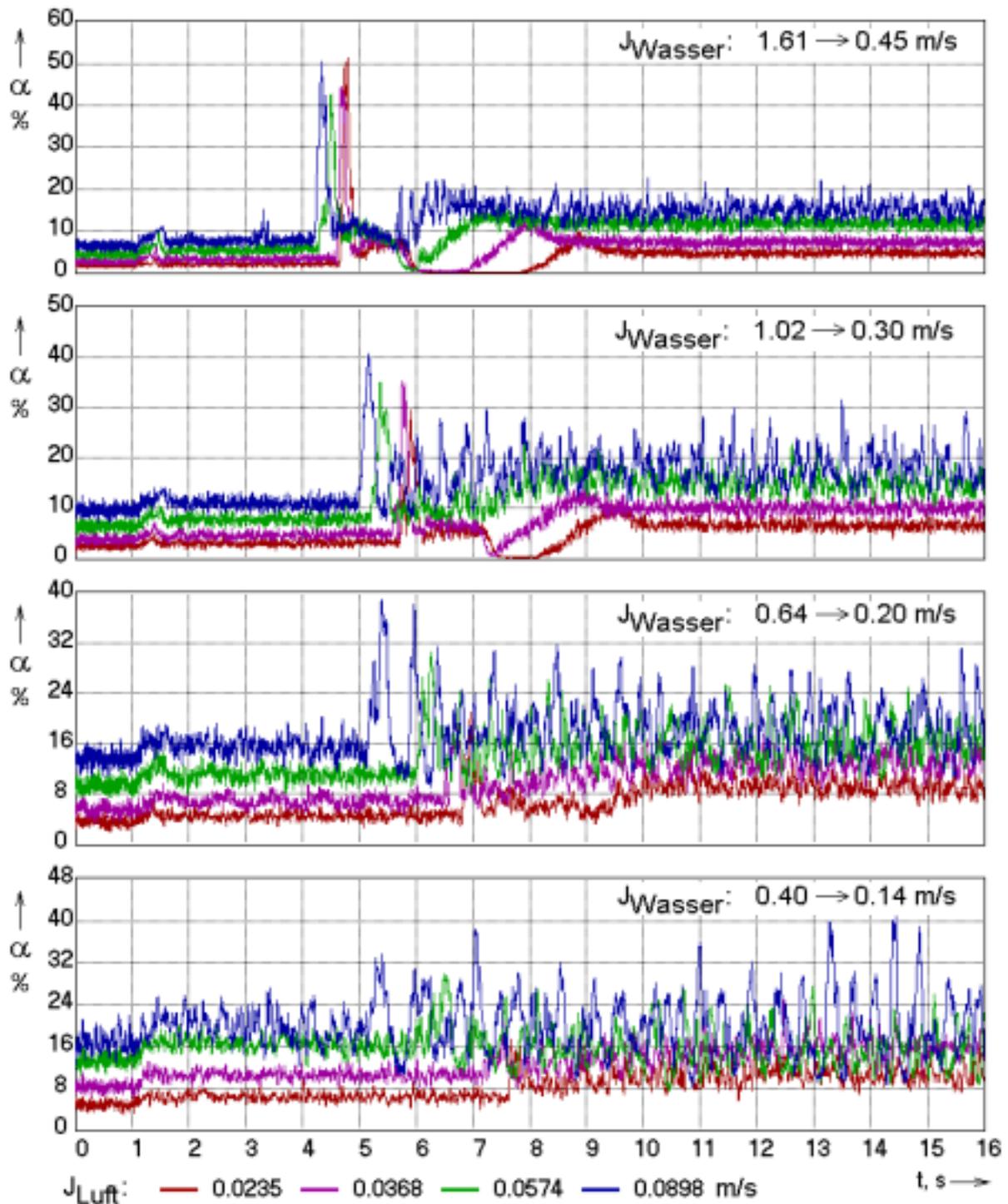


Bild 6.20 Übersicht über die Gasgehalts-Zeit-Verläufe bei allen Versuchen mit Reduzierung des Wasserdurchsatzes

Bemerkenswert ist der Anstieg des Gasanteils unmittelbar nach der Drosselung, ein Effekt, der ebenfalls bei allen Versuchen mit Durchsatzreduzierung auftrat (Bild 6.21). Für die folgenden Sekunden tritt noch Zweiphasengemisch durch die Messebene, das vor der Aktivierung der Klappe gebildet wurde und sich zum Zeitpunkt der Drosselung zwischen Einspeisevorrichtung und Gittersensorposition befand. Das Anwachsen des Gasgehalts kann daher nur durch eine Abnahme der Geschwindig-

keitsdifferenz zwischen Gas und Flüssigkeit erklärt werden. Wenn die Differenzgeschwindigkeit unverändert bleiben würde, dann würde das vor der Durchsatzreduzierung gebildete Zweiphasengemisch lediglich mit verminderter Geschwindigkeit, ansonsten jedoch unverändert durch die Messebene treten. Bei einer postulierten Verringerung der Geschwindigkeitsdifferenz würde sich der Abstand zwischen den Blasen verringern, was den Effekt erklären kann.

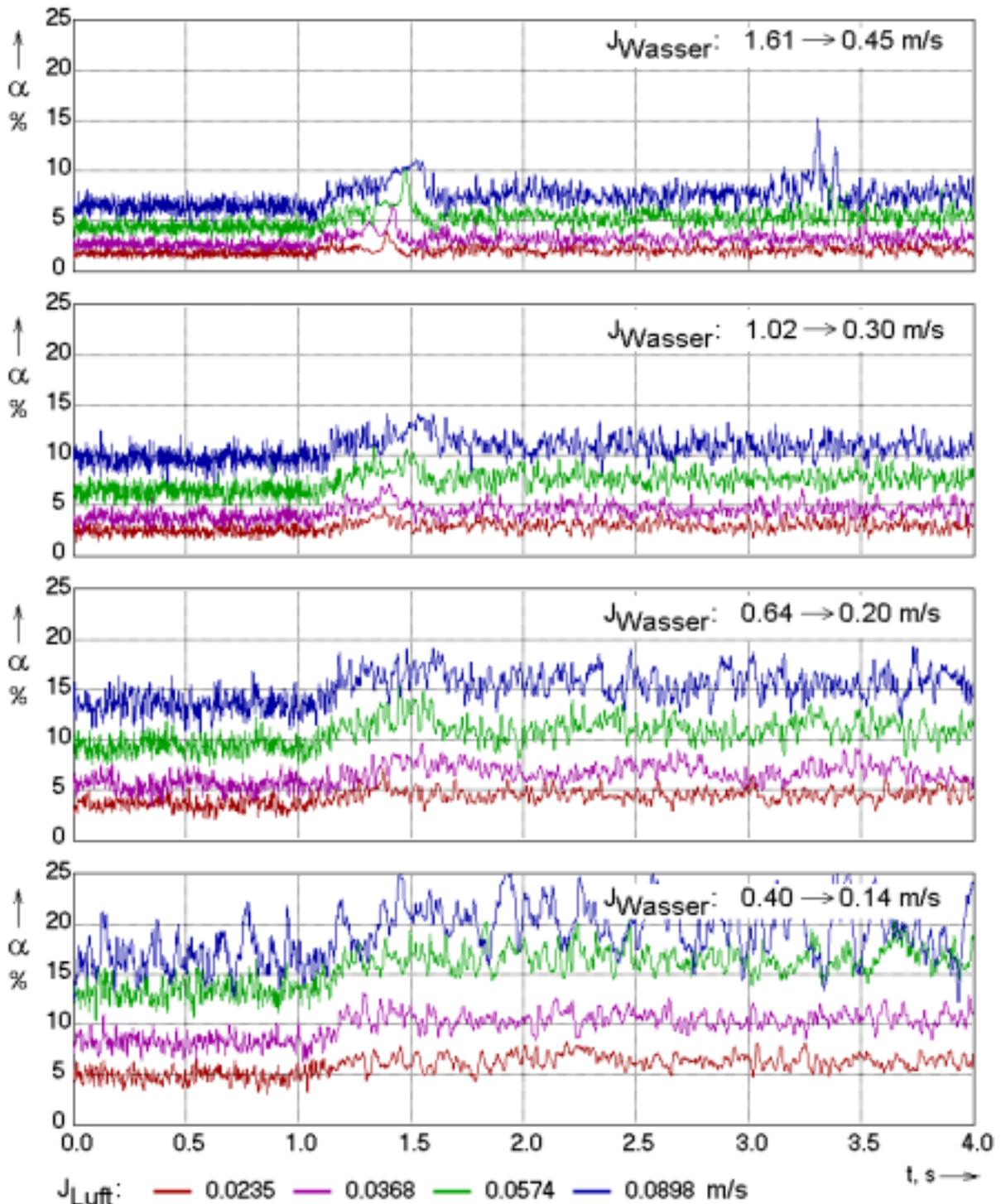


Bild 6.21 Zunahme des Gasgehalts beim Übergang von Phase 1 zu Phase 2 bei den Versuchen mit Reduzierung des Wasserdurchsatzes

Zur weiteren Klärung wurden radiale Profile von Geschwindigkeit und Gasanteil für den Ausgangszustand (Mittlung über das Zeitintervall $0.00 < t < 0.25$ s) und für den eingeschwungenen Zustand in Phase 2 ($6.00 < t < 6.25$ s) ermittelt (Bild 6.22). Infolge der Geschwindigkeitsabnahme sinkt auch der Gradient der Flüssigkeitgeschwindigkeit in Wandnähe. Dadurch vermindert sich die zur Wand gerichtete Auftriebskraft (Lift Force) und das Randmaximum verschiebt sich in Richtung Zentrum. Das Profil wird ausgeglichener. Die Tatsache dass dabei die Blasen in Bereiche relativ höherer Gasphasengeschwindigkeit gelangen und sich die Relativgeschwindigkeit daher vergrößern sollte, steht im Widerspruch zur beobachteten Gasgehaltszunahme. Hier besteht in Zukunft Bedarf an einer Klärung, die nur durch eine transiente Modellierung erreicht werden kann.

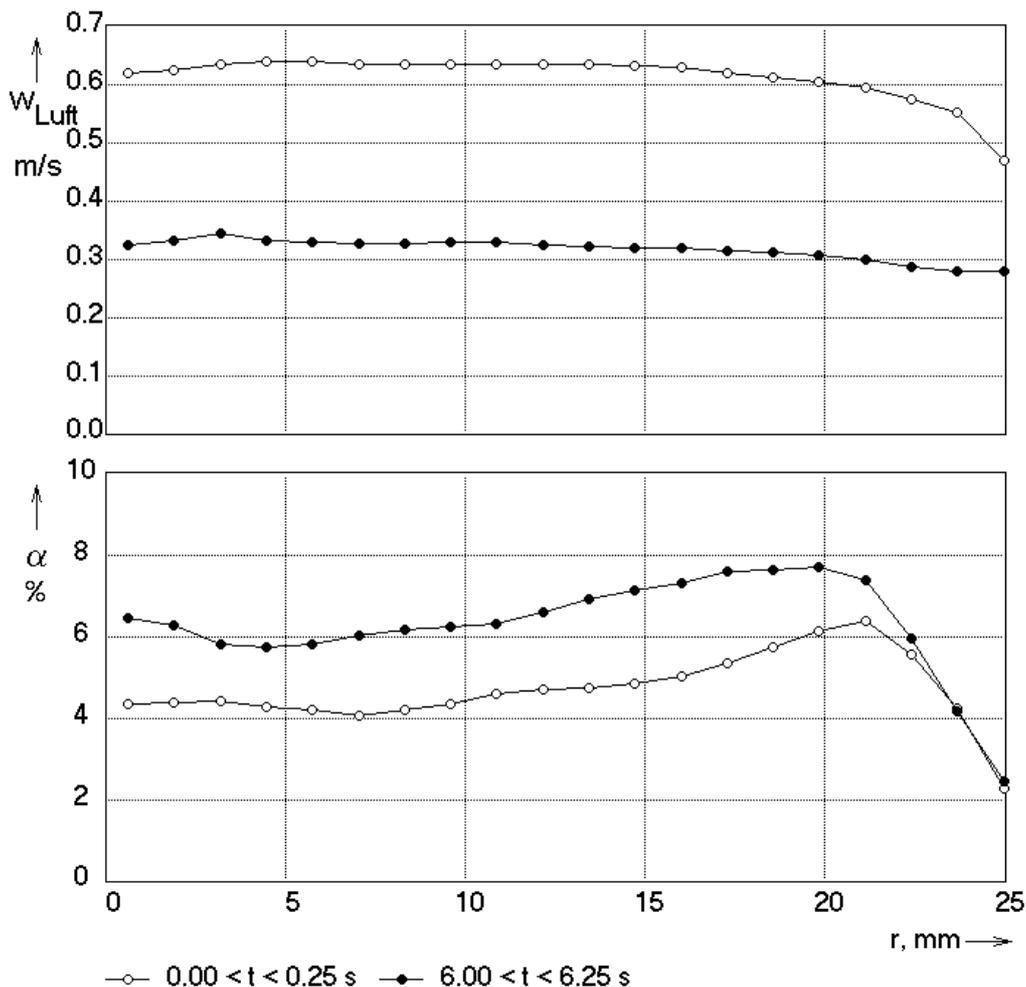


Bild 6.22 Radiale Profile von Geschwindigkeit und Gasanteil für den Ausgangszustand und den eingeschwungenen Zustand in Phase 2, Versuch **dec061**

Bei den Versuchen mit sprunghafter Durchsatzzunahme wird anstelle eines Überschwingens eine Unterbrechung ("Pause") im Gasgehaltsverlauf beobachtet. Dies ist wiederum typisch für alle realisierten Versuche (Bild 6.23). Die Abnahme des Gasgehalts geht mit einer Verminderung der Driftgeschwindigkeit einher, so dass die nach der Durchsatzerhöhung gebildeten Blasen hinter den vor ihnen aufsteigenden Blasen zurück bleiben. Bei der Einstellung des neuen stationären Zustands wird ein transienter Übergang mit einem Gasgehaltsmaximum beobachtet.

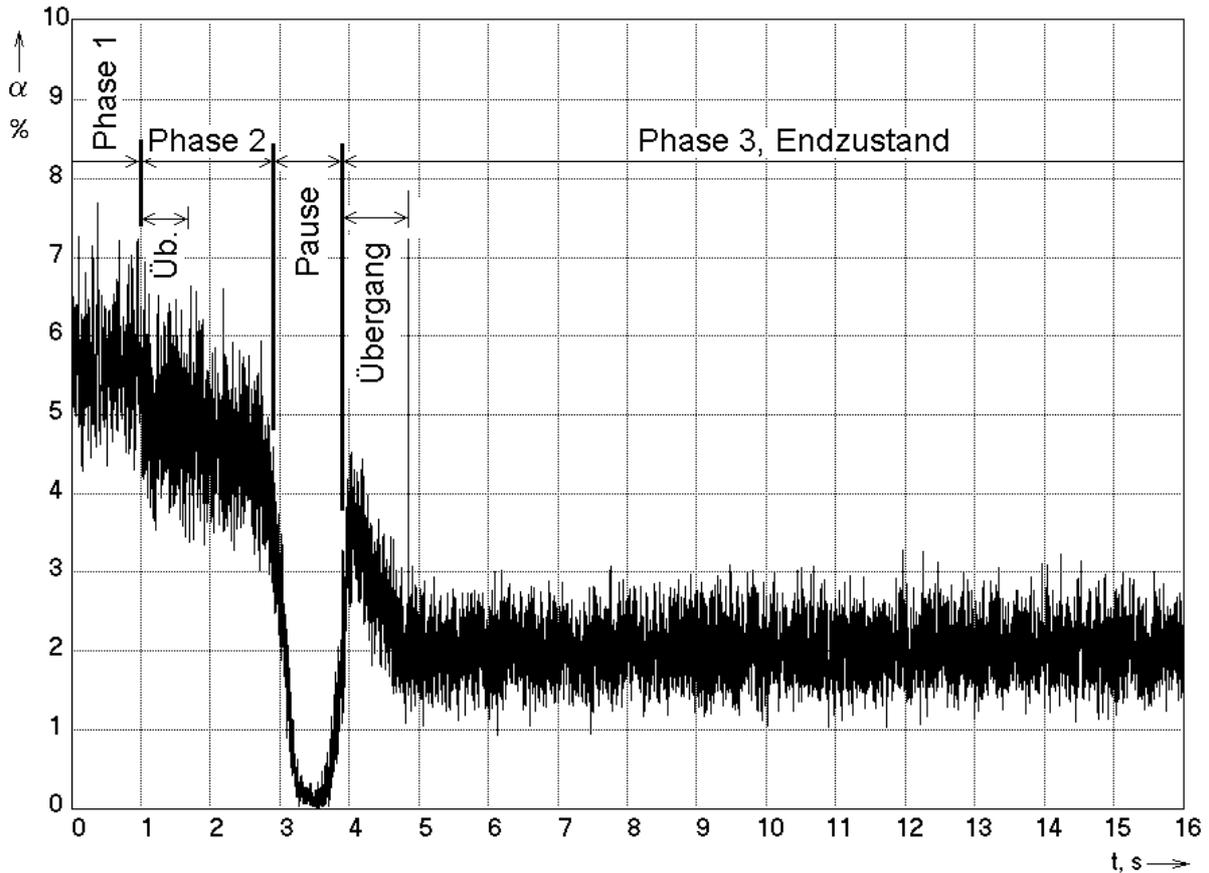


Bild 6.23 Versuch **inc061**, querschnittsgemittelter Gasgehaltsverlauf an Sensor 1 nach Ensemblemittelung über 10 Realisierungen (Zeitauflösung 2500 Hz)

Zwischen Phase 1 und Phase 2 wird wiederum eine Änderung des Gasgehalts beobachtet, diesmal in Richtung Verringerung. Dies lässt sich ebenfalls nur bei Unterstellung einer Veränderung der Geschwindigkeitsdifferenz zwischen Gas und Wasser erklären, die in diesem Fall zunehmen muss.

Lücken im Gasgehaltsverlauf wurden auch bei Versuchen mit sprunghafter Erhöhung des Wasservolumenstroms gefunden (Bild 6.24). Hier hat die Pause jedoch eine andere Ursache, als bei der Erhöhung des Durchsatzes. Während bei von vorn herein niedriger Volumenstromdichte des Wassers die weitere Verringerung zum Auftreten von Großblasen führt, sind bei den Versuchen dec063 und dec064 auf dem neuen stationären Niveau keine Großblasen erkennbar. Lediglich während des Überschwingens wird eine einzelne Taylor-Blase gebildet, die anschließend wegen ihrer größeren Geschwindigkeit durch die vor ihr liegende Blasenströmung aufsteigt. Sie hinterlässt am Ort ihres Entstehens eine Lücke und sammelt außerdem während des Aufstiegs einen Teil der Blasen durch Koaleszenz ein (Bild 6.25). Lücken dieser Art wurden bei allen Versuchen beobachtet, bei denen das neue stationäre Niveau in Phase 3 nicht durch die Bildung von Großblasen gekennzeichnet waren. Die entsprechenden Gasgehaltsverläufe sind in Bild 6.20 zu finden. Dies betrifft die Versuche dec63, dec64, dec74, dec75 und dec86.

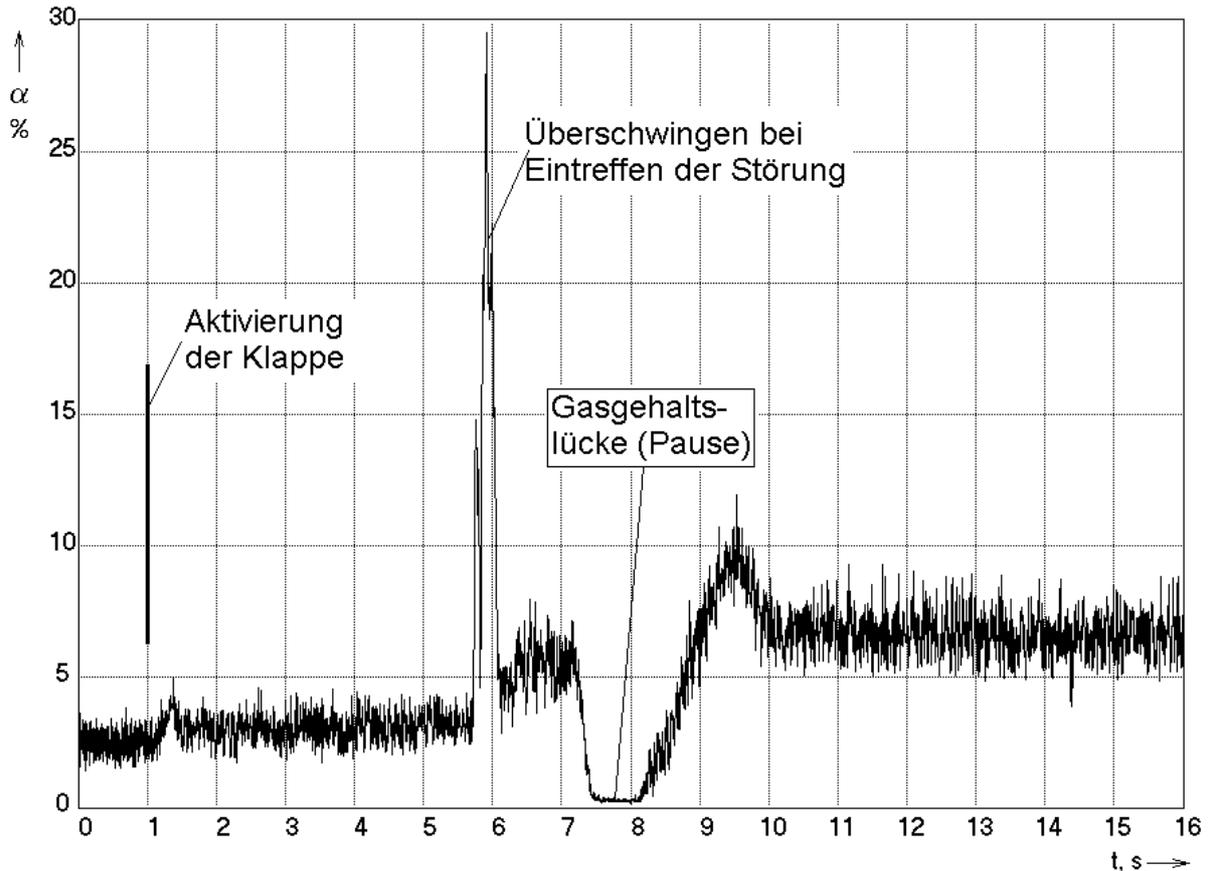


Bild 6.24 Versuch **dec063**, querschnittsgemittelter Gasgehaltsverlauf an Sensor 1 nach Ensemblemittelung über 10 Realisierungen (Zeitaufösung 1200 Hz)

Einen detaillierteren Einblick auf die Umgestaltung der Gasgehaltsprofile während des Übergangs zwischen Phase 1 und Phase 2 liefert Bild 6.26 am Beispiel von Versuch dec063. In den ersten 0.5 s nach Aktivierung der Klappe (bei $t = 1$ s) steigt der Gasgehalt zunächst unter weitgehender Beibehaltung der Form des Profils an. Anschließend verschiebt sich das Maximum innerhalb von 0.25 s in Richtung Zentrum. Danach fällt der Gasgehalt am Rand wieder ab. Der neue Profil ist nach ca. 1 s weitgehend eingestellt, der transiente Übergang setzt sich jedoch mit geringerem Tempo weiter fort gekennzeichnet durch einen Anstieg des Gasanteils im Zentrum, der zum beobachteten Anstieg des Querschnittsmittelwerts beiträgt. Das geschilderte transiente Verhalten ist typisch für alle Versuchspunkte mit sprunghafter Durchflussreduzierung, wobei die einzelnen Effekte unterschiedlich stark ausgeprägt sind.

Die transiente Veränderung der Profile ist eine Überlagerung von zwei Prozessen: Einerseits erfahren die Profile, die sich im Ausgangszustand eingestellt hatten, eine zeitliche Veränderung, andererseits stammt der Ausgangszustand des jeweiligen Profils mit wachsender Zeit von immer tiefer liegenden Positionen in der Rohrleitung. Allerdings legt die Flüssigkeitssäule in den ca. 2 s, die in Bild 6.27 dargestellt sind, nur etwa 1 m zurück, so dass nur das obere Drittel der zum Zeitpunkt der Aktivierung der Klappe vorhandenen Zweiphasensäule betrachtet wird. Wie bei den Versuchen zur Evolution der Strömungsform festgestellt wurde, ist die Einstellung der radialen Profile in z -Richtung relativ rasch abgeschlossen, so dass die zeitliche Veränderung der Profile dominiert.

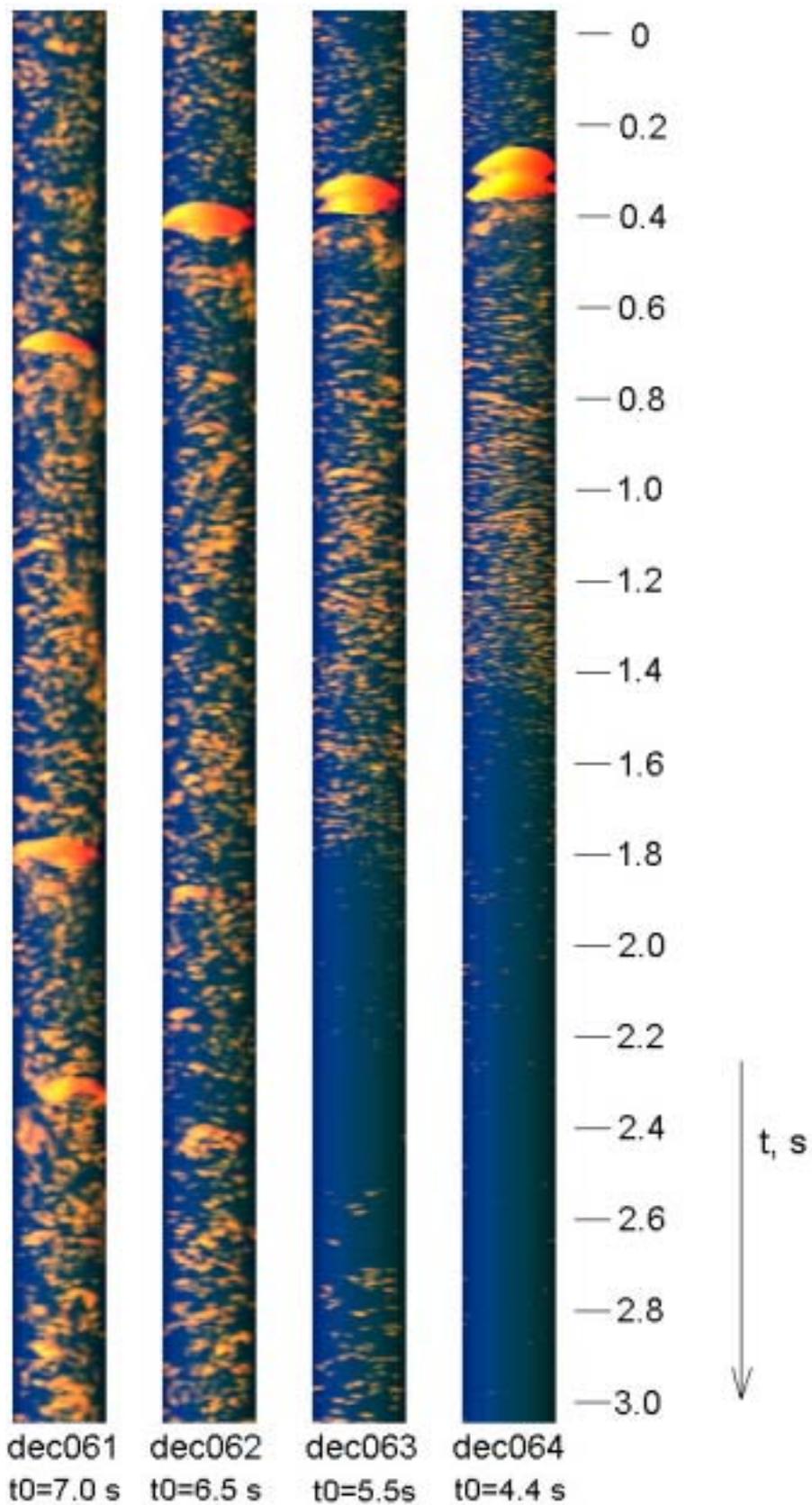


Bild 6.25 Virtuelle Projektionen der Gittersensordaten bei sprunghafter Verringerung des Wasservolumenstroms aus dem Zeitbereich des Eintreffens der Störung an der Sensorposition

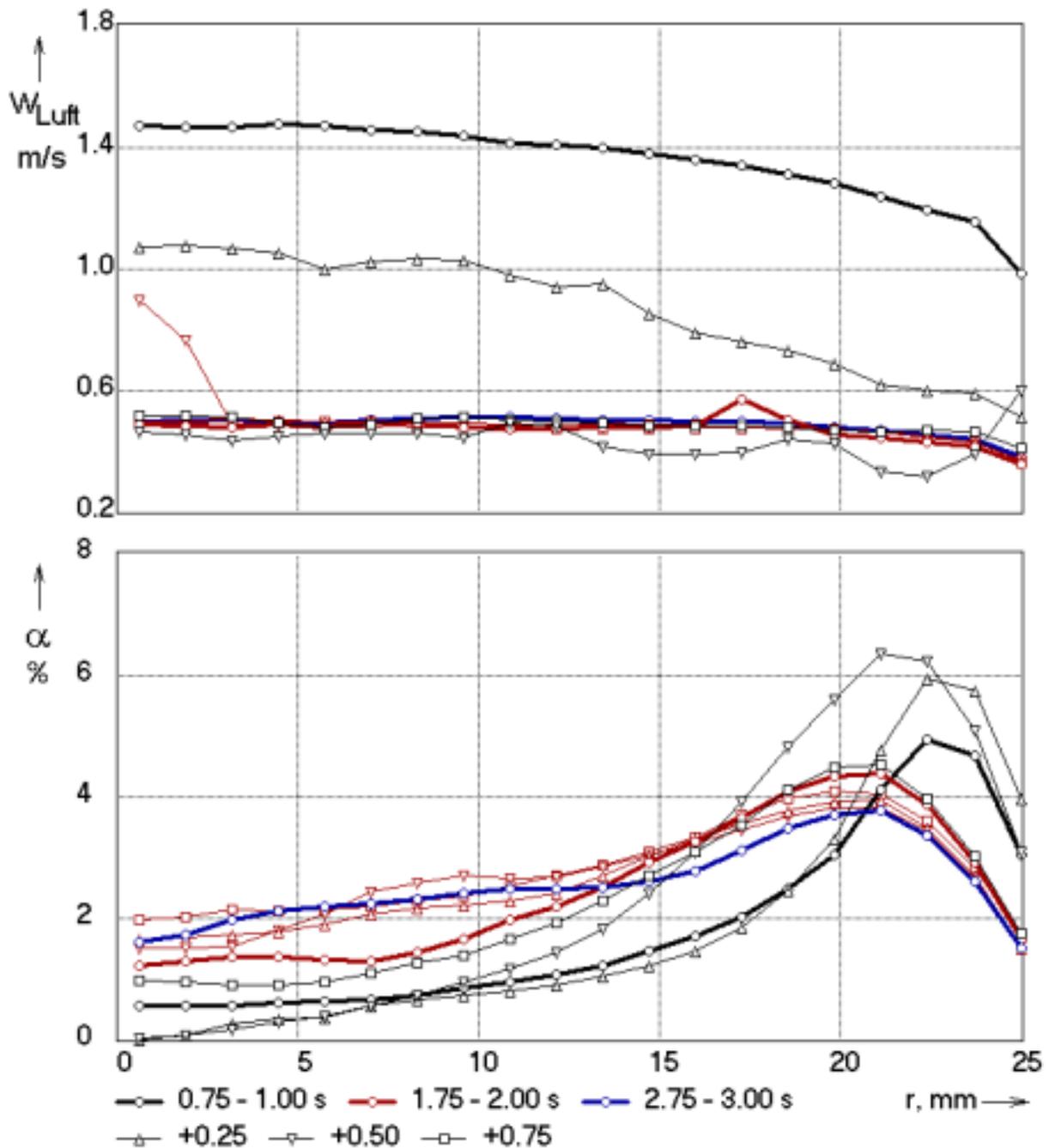


Bild 6.26 Zeitliche Veränderung der radialen Geschwindigkeits- und Gasgehaltsprofile beim Übergang von Phase 1 zu Phase 2 in Versuch **dec063**

Die Einstellung des neuen Geschwindigkeitsprofils der Gasphase verläuft vergleichsweise rasch. Schon nach ca. 0.5 s ist das Profil weitgehend eingeschwungen. Die Geschwindigkeitsprofile weisen einige Ausreißer auf, die nicht physikalischer Natur sind, sondern durch die wenigen für die Berechnung der Kreuzkorrelationsfunktionen verfügbaren Daten verursacht werden.

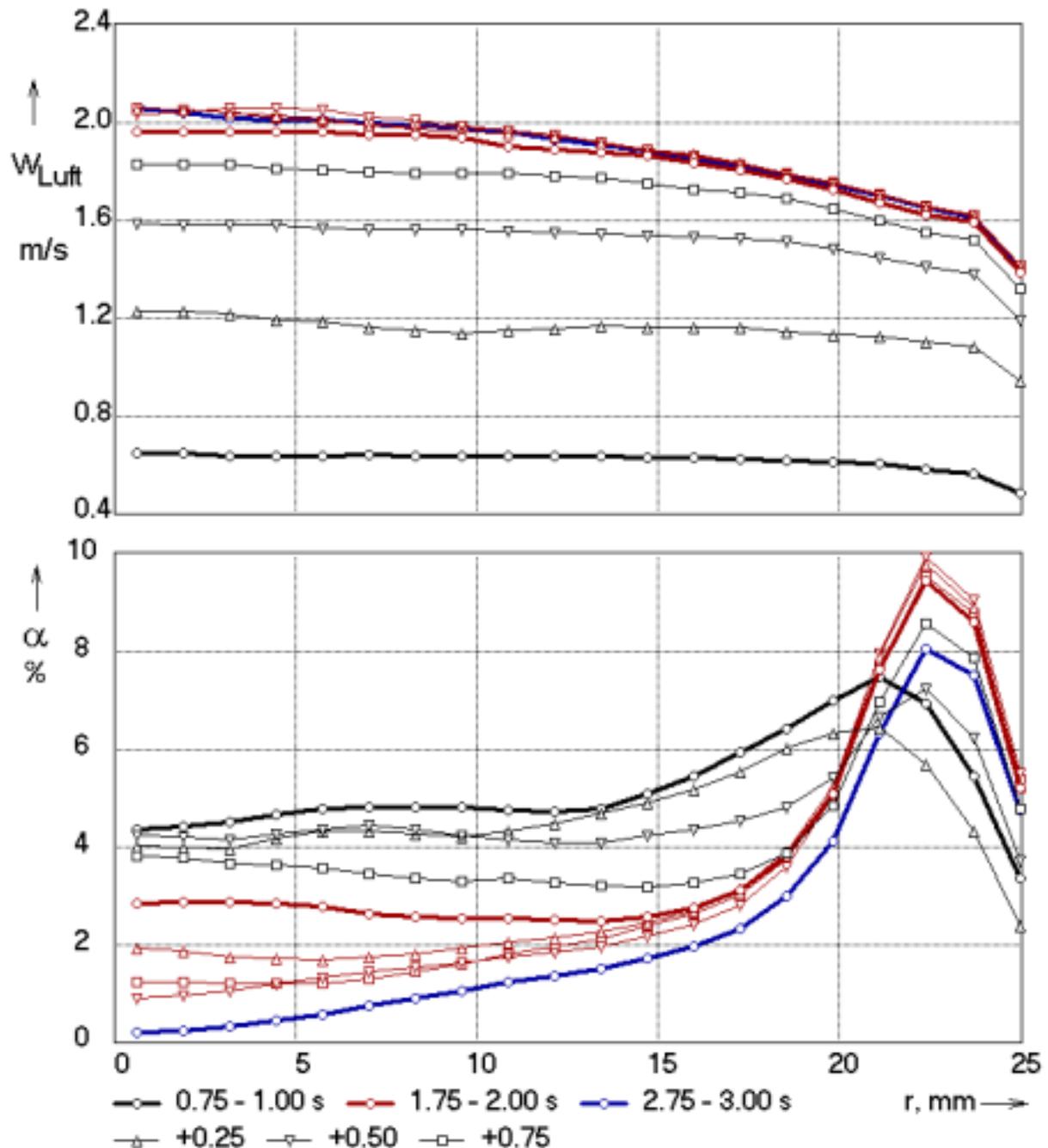


Bild 6.27 Zeitliche Veränderung der radialen Geschwindigkeits- und Gasgehaltsprofile beim Übergang von Phase 1 zu Phase 2 in Versuch **inc061**

Bei der sprunghaften Erhöhung des Wasserdurchsatzes kommt es zu einer Verstärkung des Randpeaks (Bild 6.27). Der Gasgehalt fällt zunächst etwas ab, danach wandert das Maximum zum Rand und beginnt dort anzuwachsen. Das neue Profil wird nach einem Überschwingen bei ca. $t = 2$ s erreicht.

Was den Übergang zwischen Phase 2 und Phase 3 betrifft, so ist dieser durch das Eintreffen der Störung dominiert, die durch die Veränderung des Volumenstromdichteverhältnisses an der Einspeisestelle hervorgerufen wird. Bei Erhöhung der Volumenstromdichte des Wassers sinkt dabei der Gasgehalt, bei Verminderung steigt er

an. Innerhalb der Matrix der durchgeführten Versuche wurden dabei neben Fällen, wo der Anfangs- und Endzustand durch die selbe Strömungsform charakterisiert war, auch Übergänge zwischen einer Strömung mit Randmaximum zu einer Strömung mit Zentrumsmaximum sowie in der umgekehrten Richtung beobachtet. Die Veränderung des Gasgehaltsprofile sind für einige typische Beispiele in den folgenden Bildern dargestellt. Die Bilder 6.28 bis 6.32 zeigt ausgewählte Ergebnisse für die sprunghafte Verminderung der Volumenstromdichte der Flüssigkeit, die Bilder 6.33 bis 6.38 Ergebnisse für die sprunghafte Erhöhung.

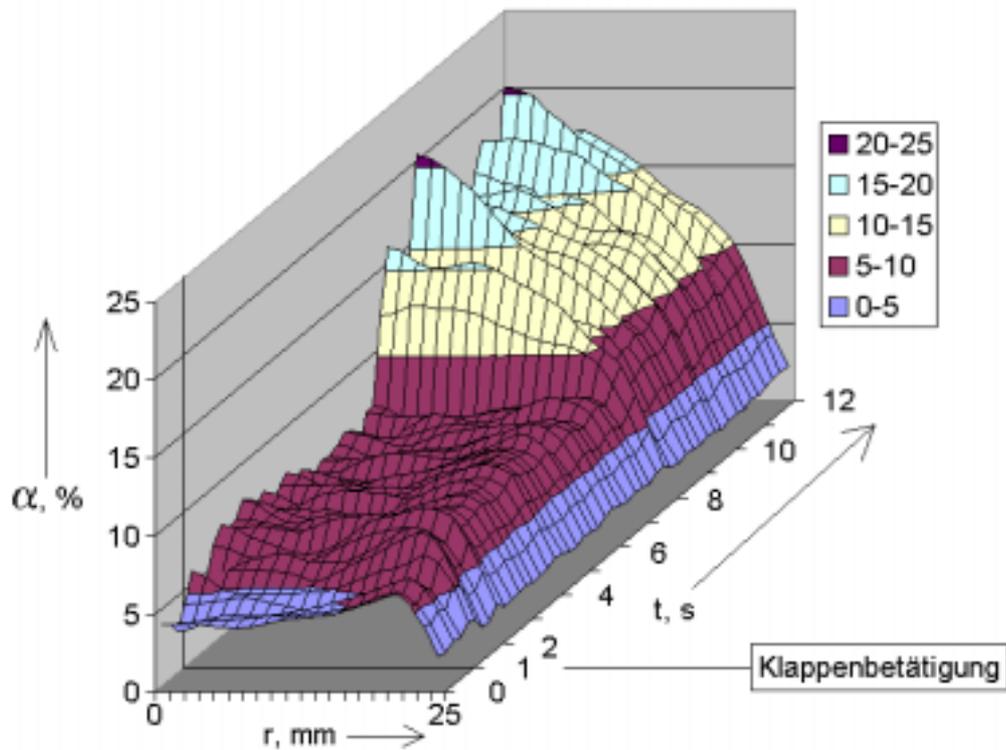


Bild 6.28 Übergang vom Randmaximum zum Zentrumsmaximum bei Versuch **dec061**

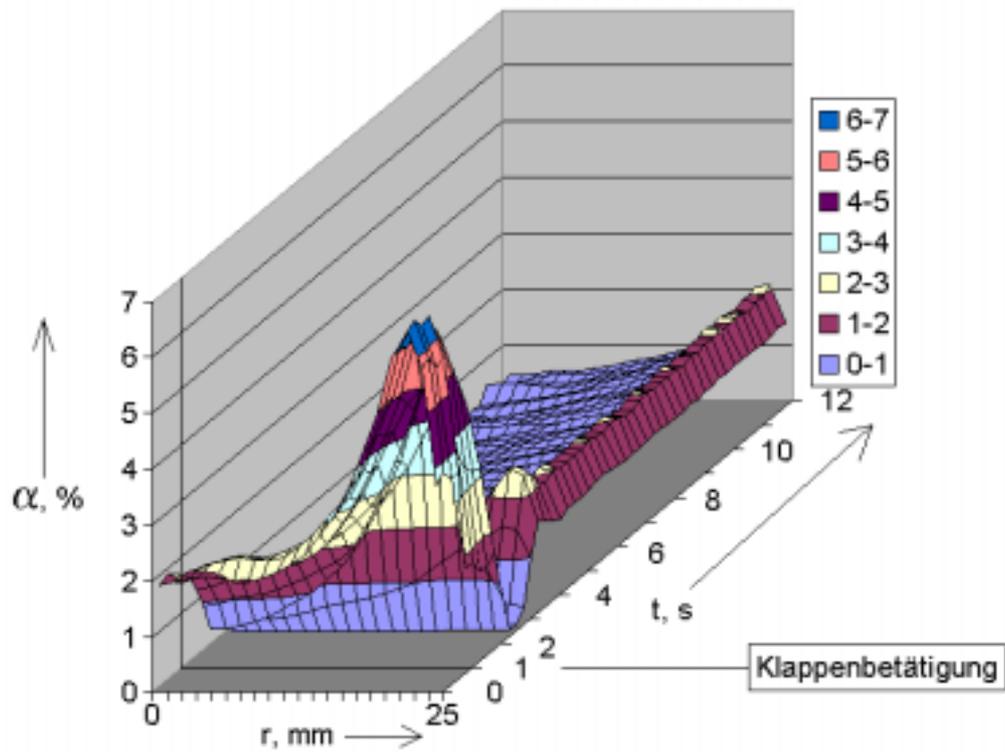


Bild 6.29 Randmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **dec062**

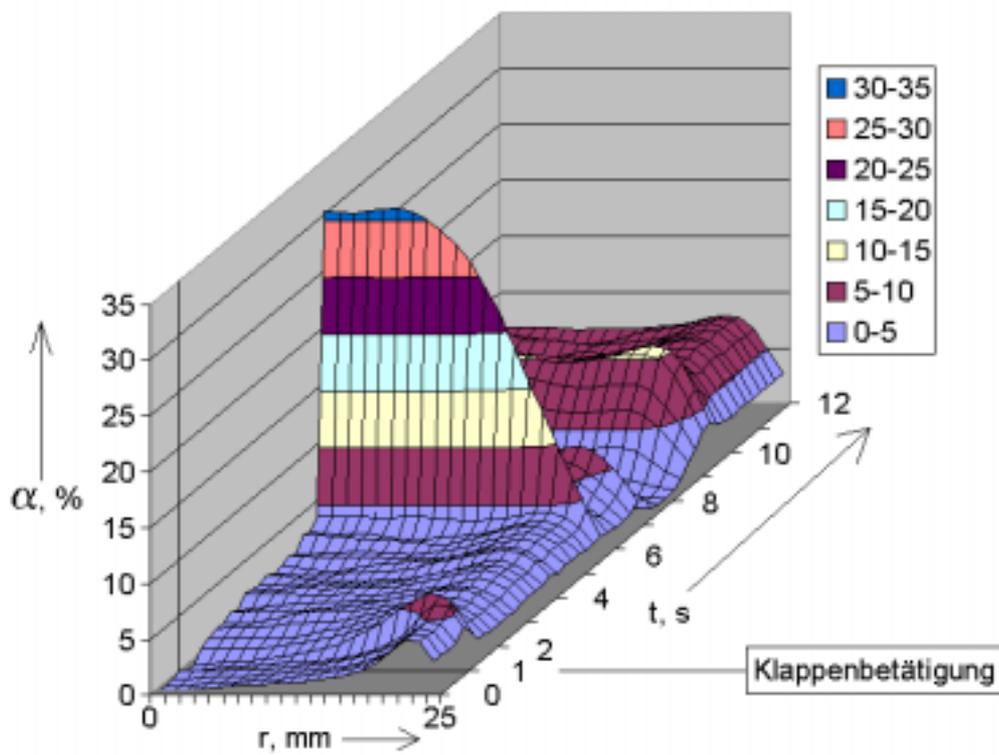


Bild 6.30 Randmaximum bleibt erhalten, Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **dec063**

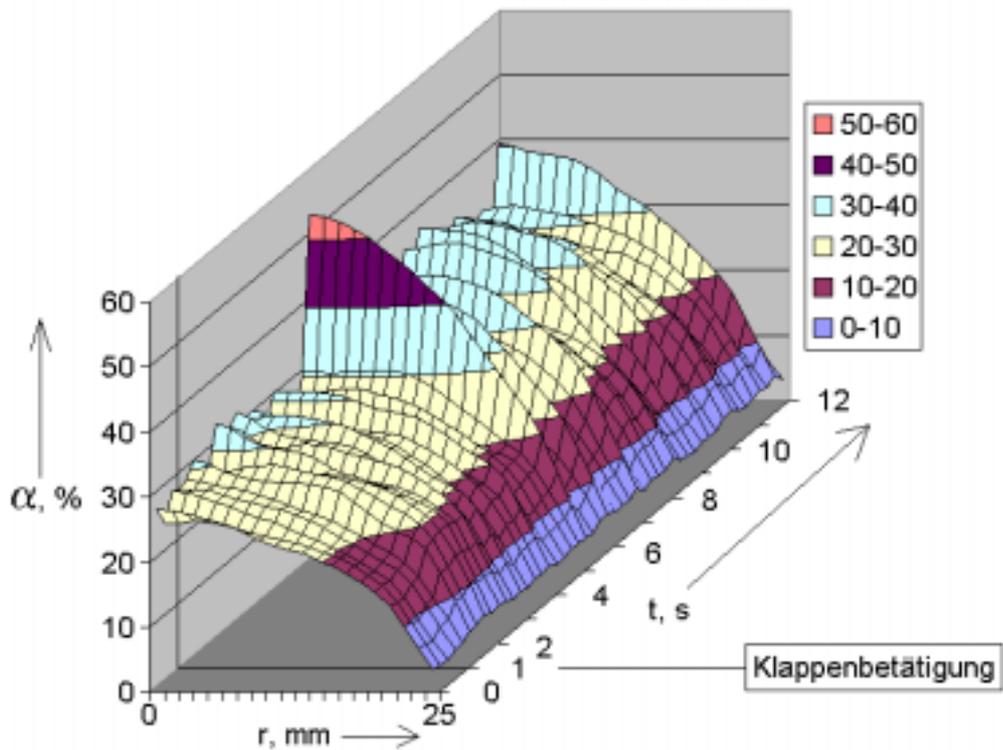


Bild 6.31 Zentrumsmaximum bleibt erhalten, Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **dec094**

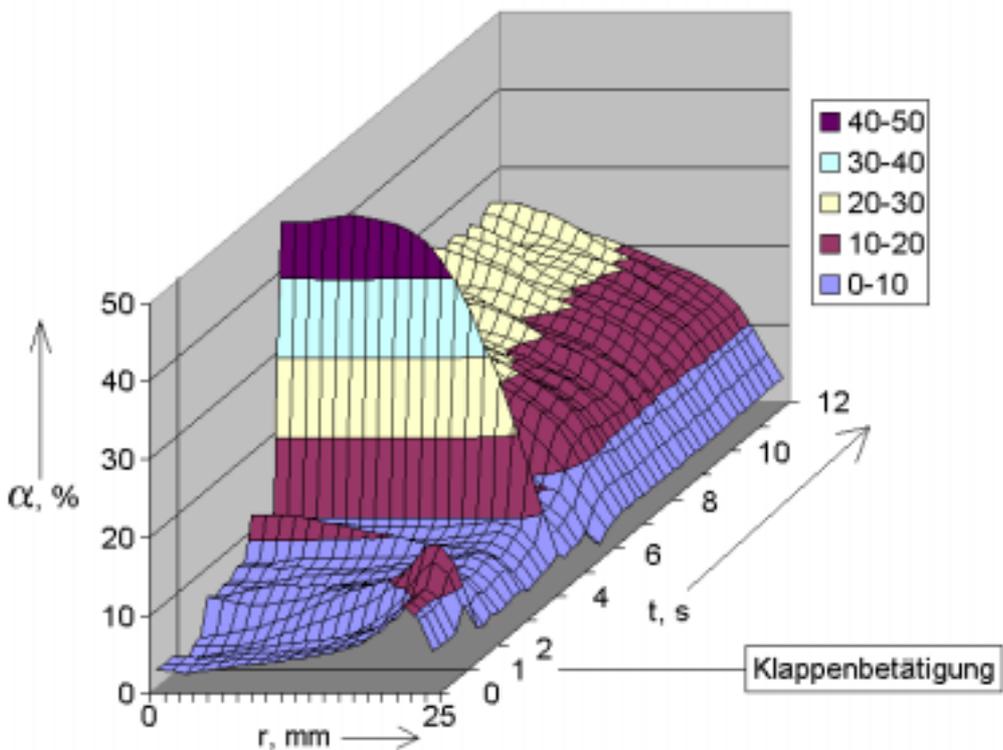


Bild 6.32 Zentrumsmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **dec097**

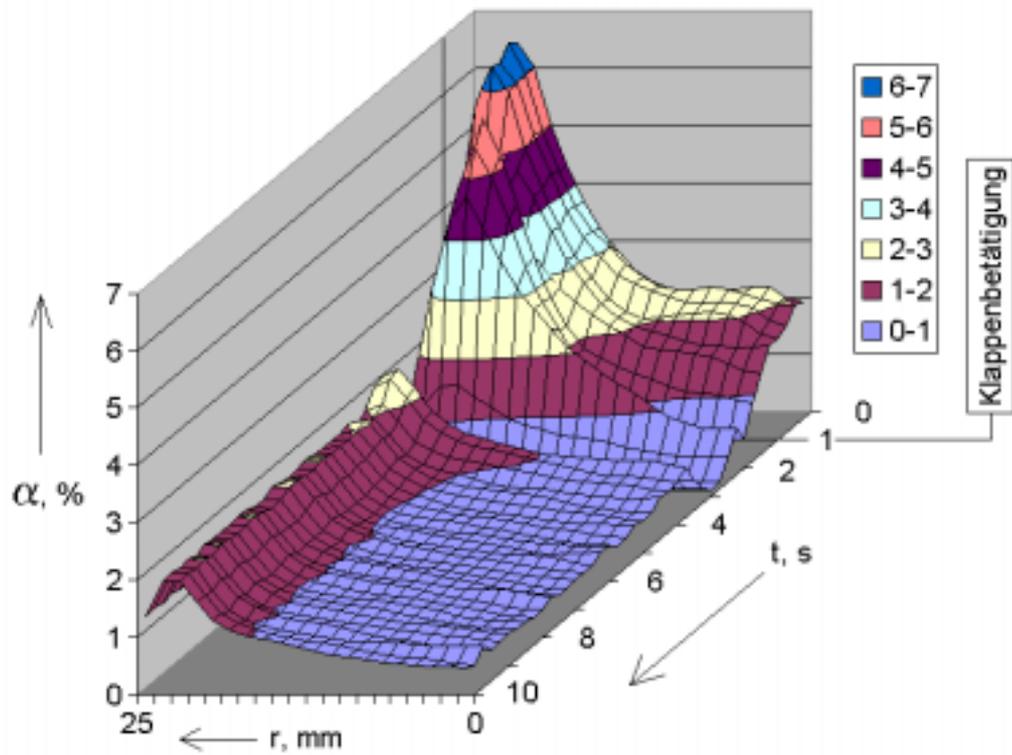


Bild 6.33 Randmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **inc062**

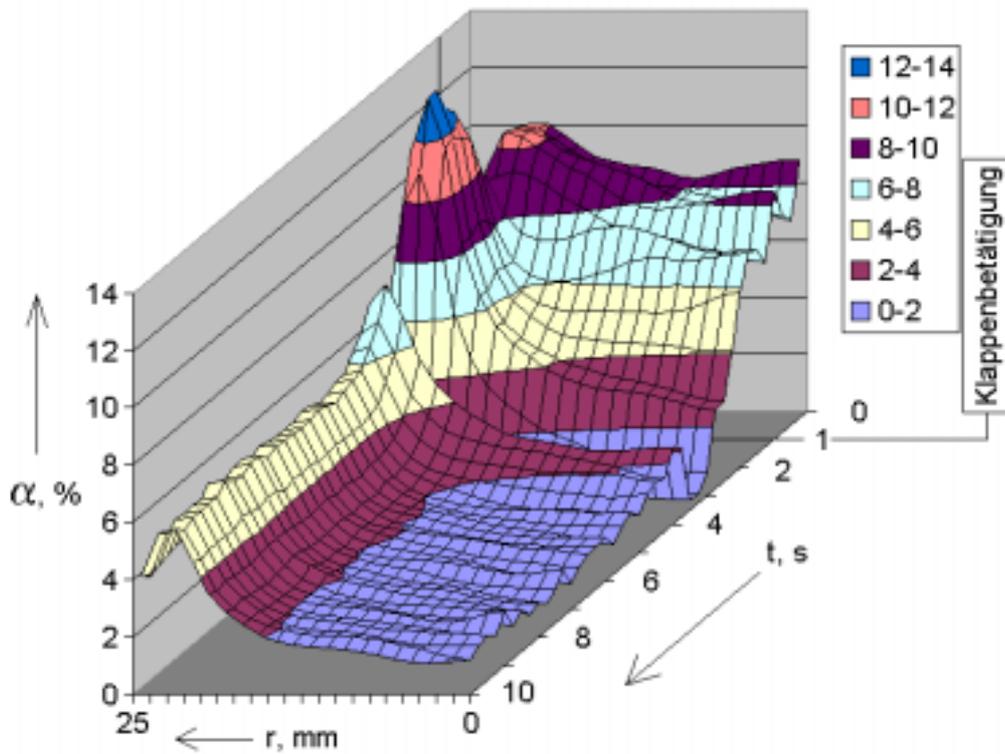


Bild 6.34 Randmaximum bleibt erhalten, Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **inc072**

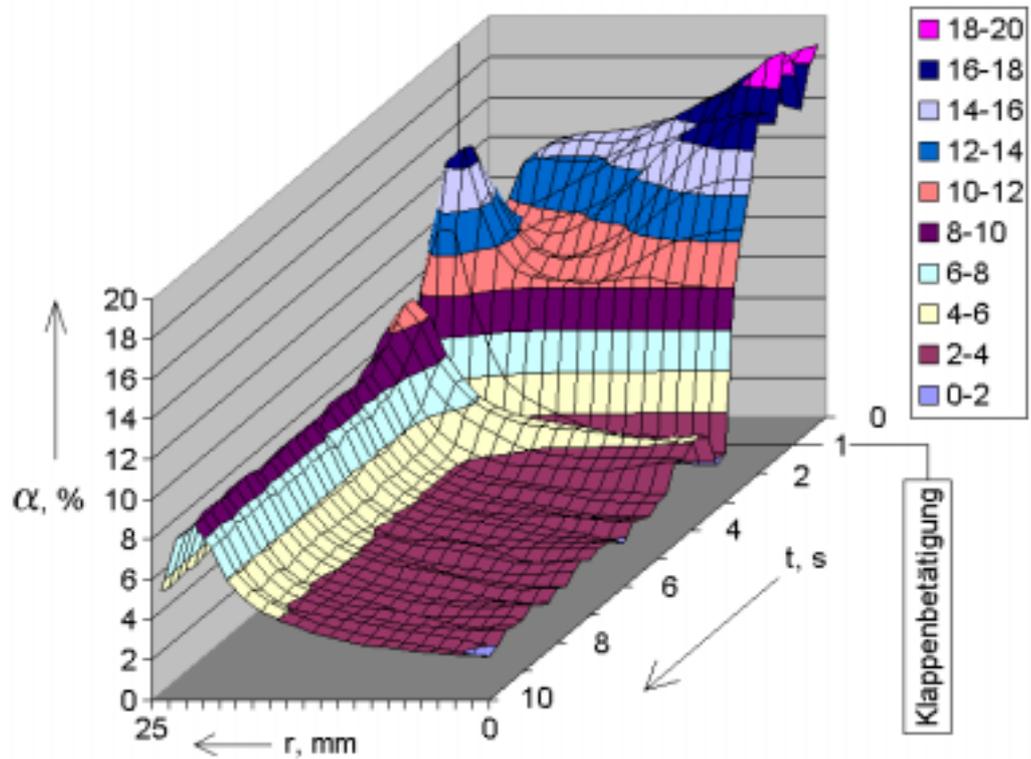


Bild 6.35 Übergang vom Zentrummaximum zum Randmaximum mit Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **inc083**

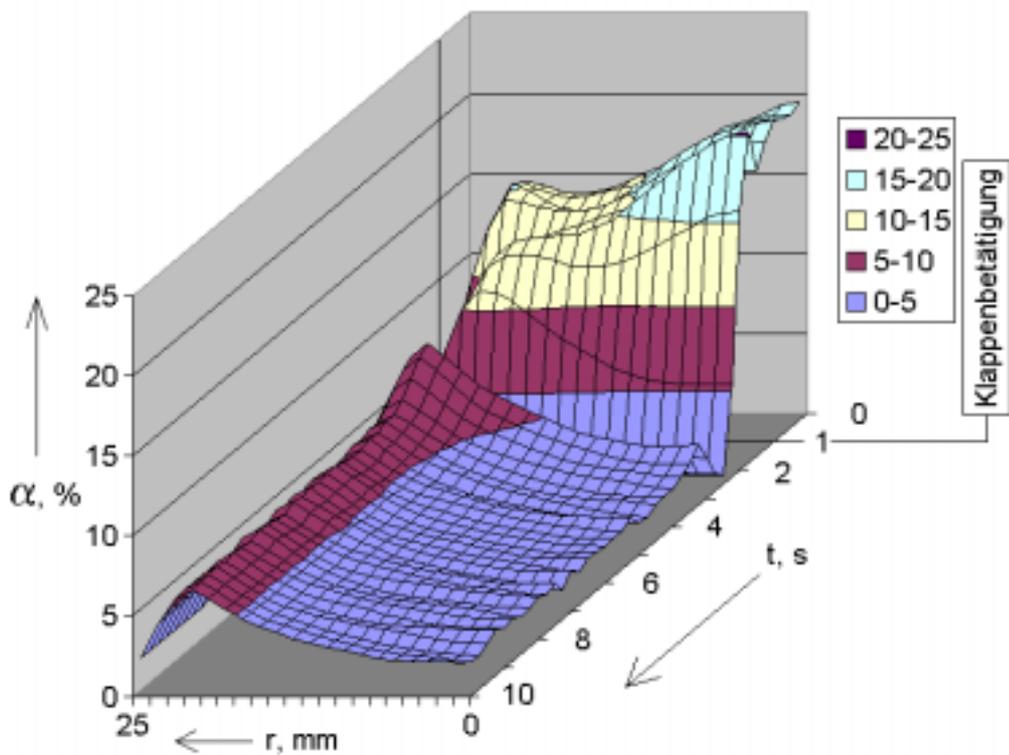


Bild 6.36 Wechsel vom Übergangsregime zum Randmaximum bei Versuch **inc095**

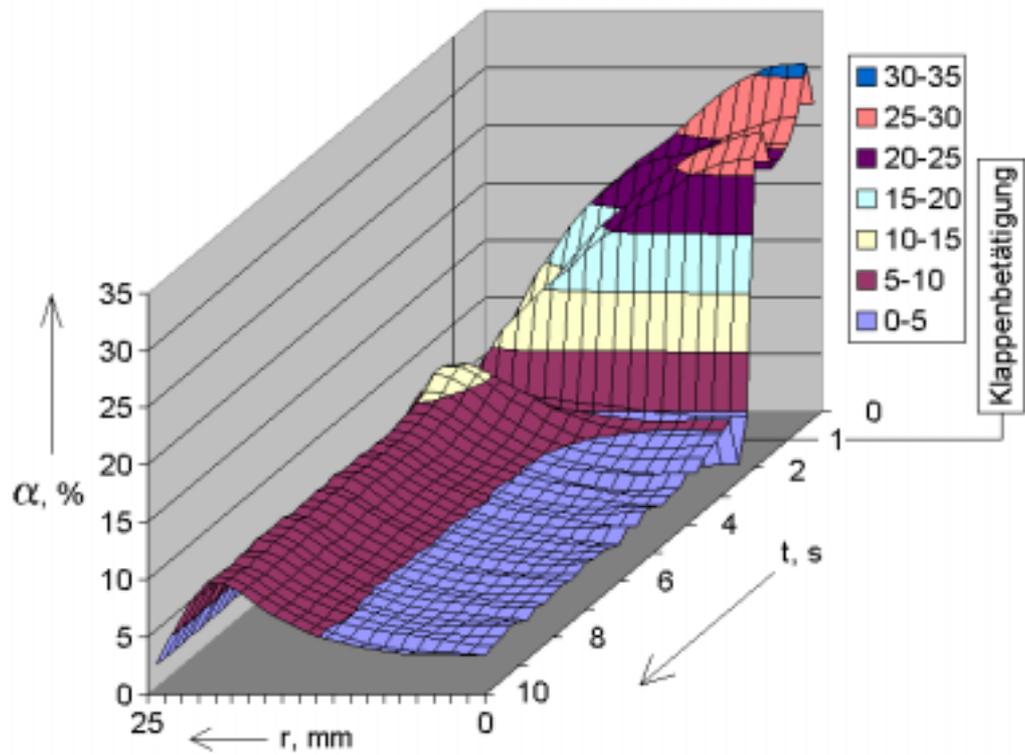


Bild 6.37 Übergang vom Zentrummaximum zum Randmaximum bei Versuch **inc106**

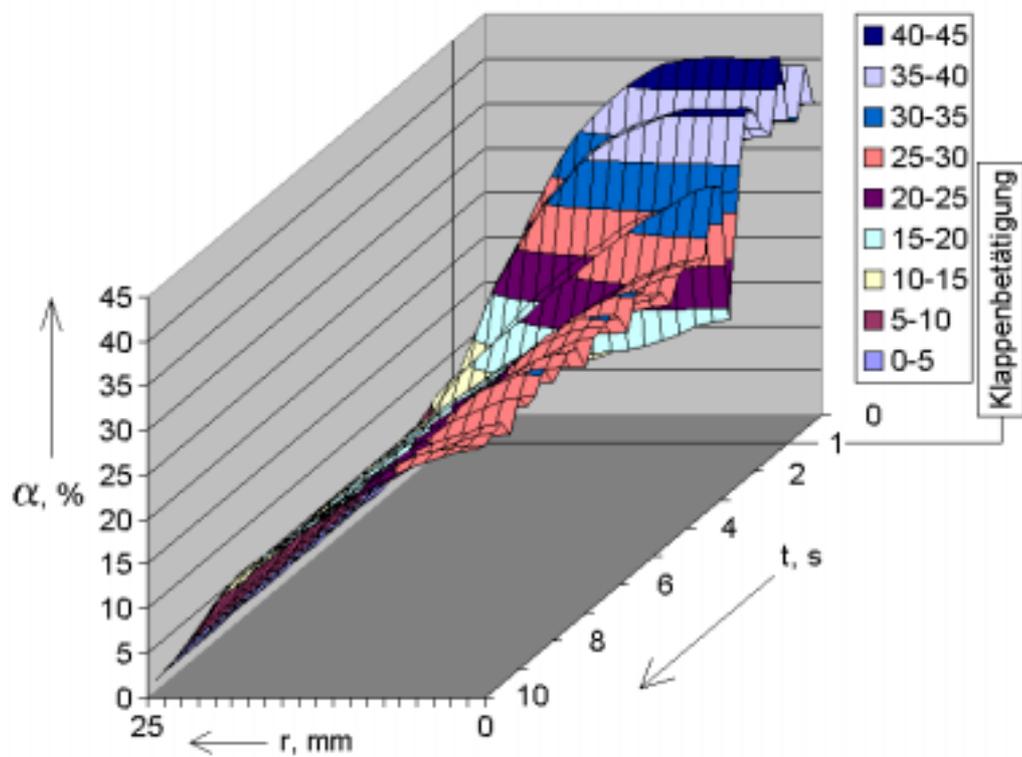


Bild 6.38 Zentrummaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **inc117**

7 Kondensationsversuche

7.1 Ausgangspunkt

Bei Nachrechnungen der Experimente mit den waagrecht angeordneten Notkondensatorbündeln im Mehrzweck-Thermohydraulik-Versuchsstand NOKO hatte sich ergeben, dass die verwendeten Rechenprogramme die integral abgeführte Energie gut berechnen können. Die lokalen Kondensationsraten auf der Innenseite der Rohre unterschieden sich bei den eingesetzten Programmen jedoch beträchtlich [Sch98]. Es wurde daher vermutet, dass es Modelldefizite gibt, die die Übertragbarkeit der Ergebnisse einschränken könnten. Kondensationsmodelle in Thermohydraulik-Codes arbeiten mit Korrelationen für die Nusselt-Zahl, wobei die Verteilung von Dampf und Kondensat im Wärmeübertragerrohr unberücksichtigt bleibt. Detailliertere Modelle wurden von Schaffrath [Sch96] und Fjodorov [Fjo98] aufgestellt und in ATHLET implementiert. Sie verwenden Korrelationen aus der Literatur, die den Verhältnissen in horizontalen bzw. schwach geneigten Rohren besser entsprechen. Schaffrath [Sch96] geht außerdem von Annahmen über die Kondensatverteilung im Rohrleitungsquerschnitt aus und unterteilt diesen hierfür in ein Gerinne am Boden der Rohrleitung und einen Kondensatfilm auf dem übrigen Umfang.

In diesem Zusammenhang wurden auch Vermutungen über Strömungsformen geäußert, die von diesem Modell abweichen, wie Schwall- oder Pfropfenströmung, die gemäß der existierenden Strömungskarten für horizontale Rohre entlang des Wärmeübertragerrohrs in Zuge der Abnahme der Dampfvolumenstromdichte infolge Kondensation zu beobachten sein müssten. Eine entsprechende Untersuchung ist in Zusammenarbeit zwischen Forschungszentrum Jülich und Forschungszentrum Rossendorf im Jahre 1997 unter Nutzung von Zweiphaseninstrumentierung aus Rossendorf an einem zusätzlich zum NOKO-Bündel installierten Einzelrohr gelaufen [PBS97]. Sie ergab jedoch, dass solche Strömungsformen praktisch nicht zu beobachten sind, da die Parameterbereiche, für die die Strömungskarten entsprechende Vorhersagen machen, zu schnell durchlaufen werden. Mit anderen Worten sind die Einlaufängen im Kondensationsrohr zu kurz, um ausgeprägte Schwall- oder Pfropfenströmungen hervorzubringen.

Bei den damals durchgeführten Experimenten wurde jedoch erkannt, dass in der NOKO-Anlage oft bedeutende Mengen an nichtkondensierbaren Gasen anwesend waren. Es handelt sich um Luft, die über den zur Atmosphäre hin offenen Kondensat- und Abblasetank eingetragen wurde. Diese Luft bildete insbesondere im Einzelrohr längere Pfropfen. Wenn Dampf-Luft-Gemisch in das Rohr eintritt, so kondensiert der Dampf und es kommt entlang des Rohres zur Aufkonzentrierung der Luft, die schließlich einen relativ scharf abgegrenzten Pfropfen bildet. Eine Rückvermischung mit dem Dampf finden praktisch nicht statt. Der Einfluss der Luft auf die Kondensation war bei den Bündelversuchen nicht zu bemerken, da das Gas bei dem größeren Innenvolumen des Bündels gegenüber dem Einzelrohr kaum ins Gewicht fällt und die Effekte unterhalb der Messgenauigkeit der Leistungsbilanzierung blieben. Im Einzelrohr kam es jedoch zu einer erheblichen Behinderung der Kondensation.

Da es um Kondensationsmodelle in Thermohydraulik-Codes ganz allgemein geht, sind diese Arbeiten auch im Hinblick auf die Sicherheit der bestehenden Kernkraftwerke von Bedeutung. Sie leisten einen Beitrag zur Verbesserung der Genauigkeit

von Vorhersagen bei der Modellierung von Störfallabläufen. Deshalb wurde im Antrag zu vorliegendem Vorhaben vorgeschlagen, die experimentellen Untersuchungen fortzusetzen.

In Zusammenarbeit mit dem Forschungszentrum Jülich wurden hierzu die Tests am NOKO-Einzelrohr weitergeführt. Auf Anregung von Prof. Hicken wurden Messungen in der Grenzschicht an der Innenseite des Wärmeübertragerrohrs mit Hilfe spezieller, für diesen Zweck neu entwickelter Nadelsonden vorgenommen, die mit Hilfe von Schrittmotoren über die Grenzschichtdicke verfahrbar waren. Diese Versuche wurden mit und ohne die Anwesenheit von nichtkondensierbarem Gas gefahren. Die Ergebnisse fanden Niederschlag in einem neuen Kondensationsmodell, das zusammen mit den Versuchsergebnissen Gegenstand der Dissertation von Li [Li01] sind.

Anschließend wurden in Zusammenarbeit mit der Hochschule Zittau/Görlitz (FH) transiente Kondensationsversuche durchgeführt, bei denen ein einzelnes, in einem Kühlbassin befindliches Wärmeübertragerrohr plötzlich dampfseitig mit einem Druckkessel verbunden wurde. Auch hier wurden Experimente mit und ohne nichtkondensierbares Gas realisiert. Diese Versuche dienten der Schaffung einer Datenbasis für die Validierung von Modellen zur Ausbreitung des Gases, das als zusätzliche Komponente neben den Phasen Wasser und Dampf in Thermohydraulik-Codes durch eine eigene Transportgleichung berücksichtigt wird.

7.2 Sonderinstrumentierung

Wesentlicher Beitrag des FZR war die Entwicklung der neuartigen lokalen Voidsonden, die bei den Versuchen zum Einsatz kamen. Es handelt sich um spezielle nadelartige Leitfähigkeitssonden, bei denen die zentrale Sondenelektrode durch ein Mikrothermoelement mit 0.25 mm Durchmesser ersetzt wurde ([BPZ00]). Neben der Phasendetektion wird damit eine Temperaturmessung mit geringer Trägheit möglich. Der Mantel des Thermoelements dient direkt als Sondenelektrode. Der über das Messmedium zur Gegenelektrode (Rohrwandung) fließende Strom gibt Aufschluss über den Phasenzustand an der Sondenspitze. Durch die Temperaturmessung am selben Ort kann genau ermittelt werden, ob sie der Gas- oder der Flüssigphase zuzuordnen ist.

Das Prinzip der Phasendetektion ist in Bild 7.1 dargestellt. Die leitfähige Spitze der Sonde, in diesem Fall der Mantel des Mikrothermoelements, wird mit einer Spannung beaufschlagt. Dadurch fließt ein elektrischer Strom von der Sondenspitze zur Gegenelektrode, die durch den Sondenschaft und ggf. durch die leitfähige Wandung der Versuchsanlage (Kondensationsrohr) gebildet wird. Der Strom wird unterbrochen, sobald die Sondenspitze von der Gasphase eingeschlossen wird. In der Regel wird das analoge Sonden-signal einer Diskriminierung mit einem Schwellwert unterzogen. Das so erhaltene binäre Signal enthält die Information, ob sich die Sondenspitze zu einem bestimmten Zeitpunkt in der leitfähigen Flüssigphase oder im Gas befindet. Durch Integration der Gaskontaktzeit über eine vorgegebene Messperiode kann ein lokaler Volumengasanteil ermittelt werden. Es können jedoch auch einzelne Be- und Entnetzungs Vorgänge detektiert und ihr Zeitpunkt protokolliert werden. Der Aufbau der Thermoelement-Sonde ist schematisch in Bild 7.2 wiedergegeben.

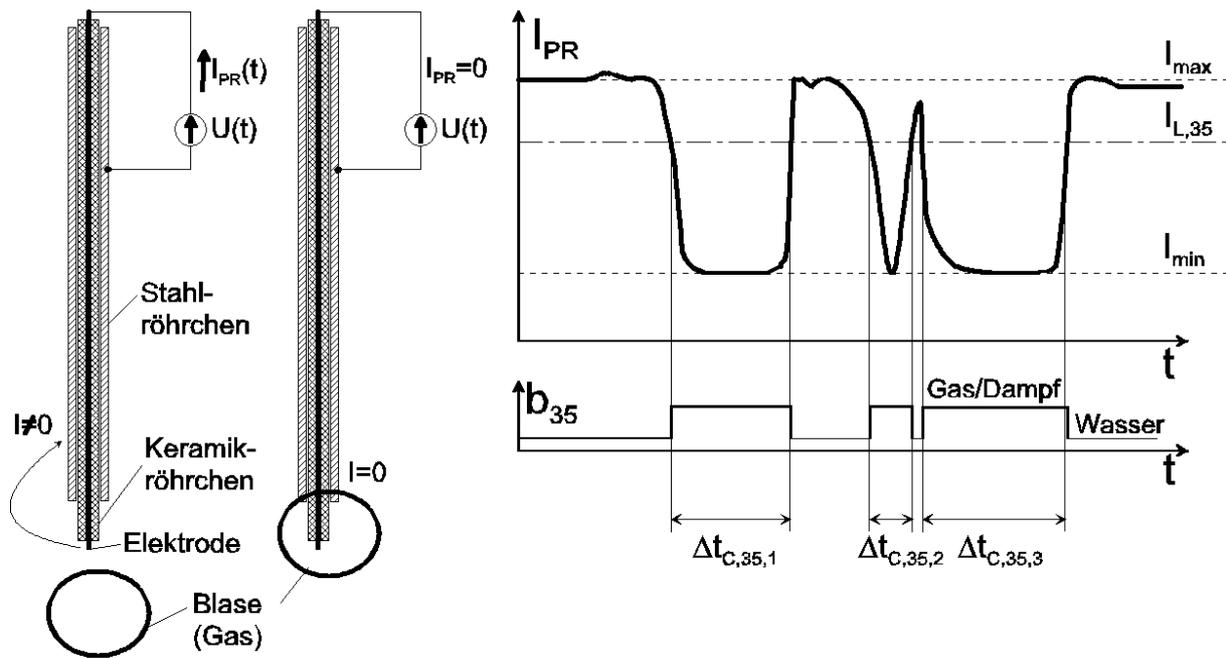


Bild 7.1 Prinzip der Phasendetektion mit der nadelförmigen Leitfähigkeitssonde

Die Signalerfassung erfolgte durch eine Elektronikeinheit, an die bis zu vier Sonden gleichzeitig angeschlossen werden können. Sowohl das Leitfähigkeits- als auch das Temperatursignal wurde mit einer Frequenz von 500 Hz direkt abgespeichert.

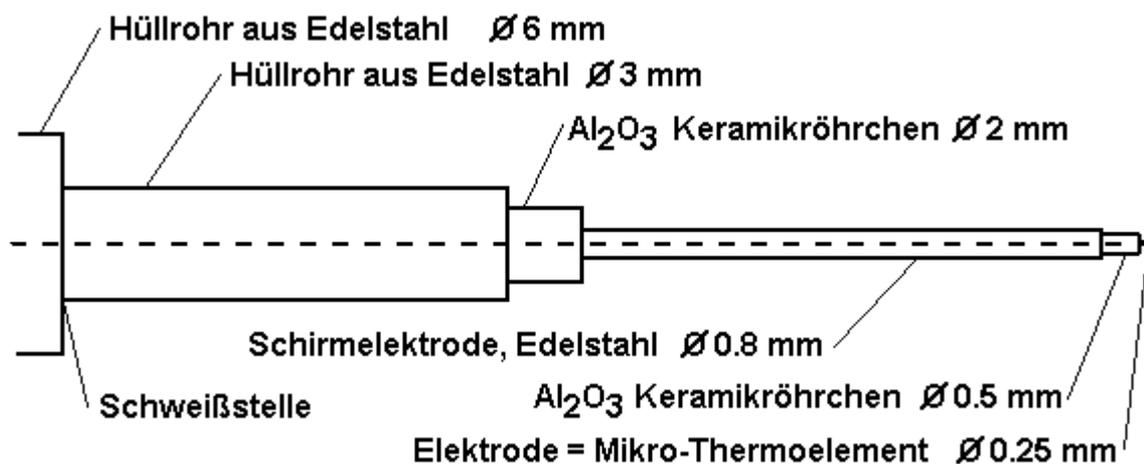


Bild 7.2 Schematischer Aufbau der nadelförmigen Leitfähigkeitssonde mit integriertem Thermoelement

Bei der Erprobung der Sonden wurde insbesondere die Trägheit der Temperaturmessung untersucht. Hierzu wurde eine Sonde mit einer speziellen Vorrichtung in ein Bad mit Wasser von ca. 70 °C eingetaucht. Eine Zugfeder sorgte für ein rasches Eintauchen nach Ausklinken einer mechanischen Sperre. Mit einer Lichtschranke (Gabel-Optokoppler) wurde ein Synchronimpuls für die Datenerfassung erzeugt. Ein typischer Zeitverlauf der Signals ist in Bild 7.3 dargestellt. Während das Leitfähigkeits-signal beim Eintauchen sofort, d.h. mit der aus der Abtastfrequenz resultierenden Geschwindigkeit ansteigt, weist das Temperatursignal eine Zeitkonstante von ca. 17 ms auf, die aus der thermischen Trägheit des Thermoelements resultiert.

Was die Genauigkeit der lokalen Dampfgehaltsbestimmung mit Nadelsonden vergleichbaren Durchmessers betrifft, so haben frühere Vergleichsmessungen mit einem Gamma-Densitometer in einer Luft-Wasser-Strömung ergeben, dass der Dampfgehalt im Bereich um 50 % etwa um 10 % unterbewertet wird. Bei Annäherung an 0 bzw. 100 % geht der Fehler zurück. Dies ist auf eine begrenzte Entnetzungsgeschwindigkeit der hydrophilen Sondenspitze bei den verwendeten Materialien und Abmessungen zurückzuführen. Übertragen auf die Detektion einzelner Phasenübergänge bedeutet dies, dass der Übergang Wasser-Dampf leicht verzögert stattfindet, wogegen der Übergang Dampf-Wasser mit steiler Flanke erfolgt. Die Verzögerungen liegen jedoch typischerweise nur im Bereich von bis zu 1 ms und treten deshalb bei der verwendeten Abtastfrequenz für die Direktspeicherung von 500 Hz nicht in Erscheinung.

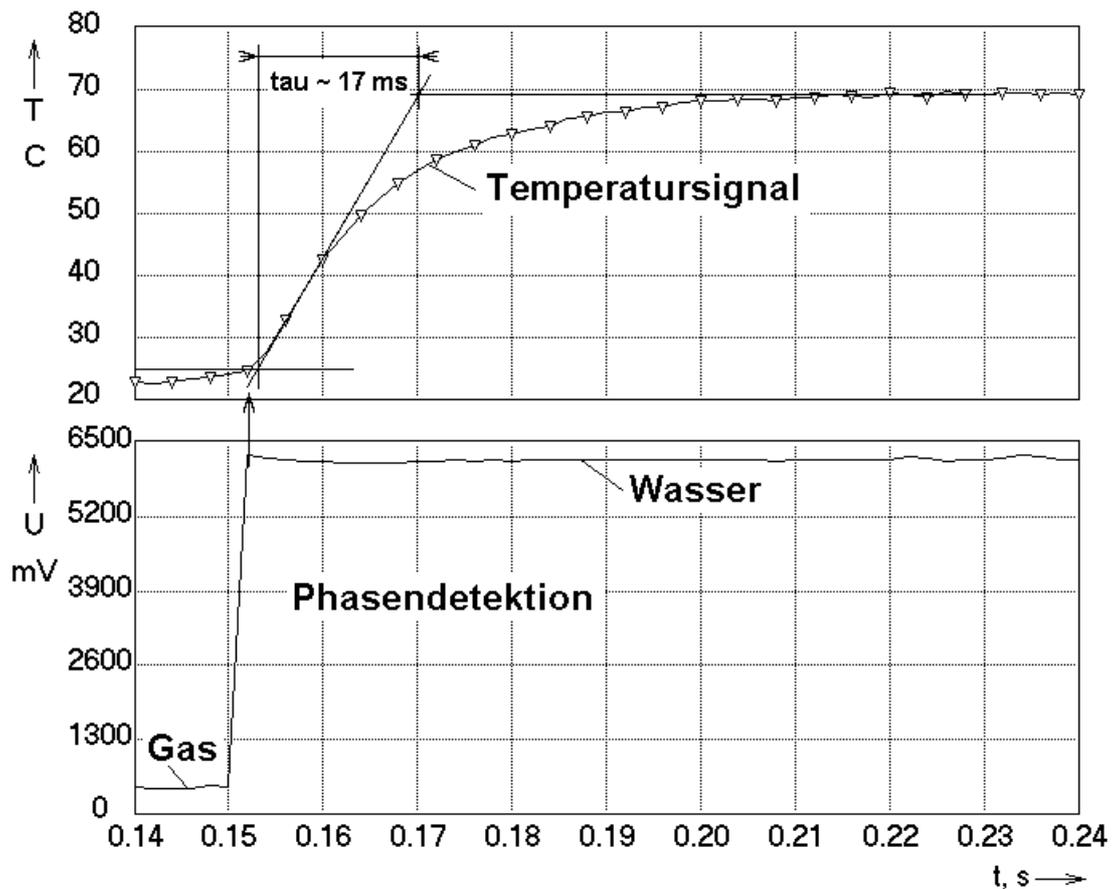


Bild 7.3 Zeitverhalten der Thermoelementsonde beim Eintauchen in warmes Wasser

7.3 Strömungsform im NOKO-Einzelrohr

7.3.1 Aufgabenstellung und Versuchsszenarios

Ziel der Versuche war die Ermittlung der Kondensatfilmdicke und des Temperaturprofils in der Kondensationsgrenzschicht bei stationärem Betrieb des NOKO-Einzelrohrs (Bild 7.4). Die Versuche wurden in einem einzelnen, besonders instrumentierten Rohr des 2. Notkondensator-Bündels von 48,3 mm Außendurchmesser und einer Wandstärke von 2 mm durchgeführt. Es war beabsichtigt, ein mit den Da-

ten ein neues Kondensationsmodell aufzustellen, das die Kondensatfilmdicke über dem Umfang des Rohrleitungsquerschnitts beschreibt. Die Versuche wurden bei verschiedenen Druckstufen (1, 3 und 7 MPa) sowie mit und ohne Anwesenheit von nichtkondensierbaren Gasen durchgeführt.

Insgesamt vier Voidsonden mit integriertem Mikrothermoelement waren im Einsatz. Sie wurden unter verschiedenen Winkeln auf ein und derselben axialen Position angebracht. Auf diese Weise erfolgte die Messung am Scheitel, am Boden und an zwei seitlichen (60°, 120°) Positionen der Rohrleitung (vgl. Bild 7.4. Die Sonden waren in Gewindehülsen montiert, die von Schrittmotoren angetrieben werden konnten. Auf diese Weise konnten die Sonden im wandnahen Bereich hin- und hergefahren werden. Für jede Sonde konnte ein individueller Fahrweg festgelegt werden. Die Motore befanden sich oberhalb der Wasseroberfläche, um Korrosion zu vermeiden (Bild 7.5). Die Schrittmotorantriebe wurden vom Forschungszentrum Jülich entwickelt.

Für die Aufnahme der Sonden waren an drei Querschnitten Verstärkungsringe in das Rohr eingebaut. Bei den Experimenten wurden jedoch nur Messungen an Position 2 und 3 durchgeführt, wobei jeweils zur gleichen Zeit nur eine der beiden Positionen instrumentiert war.

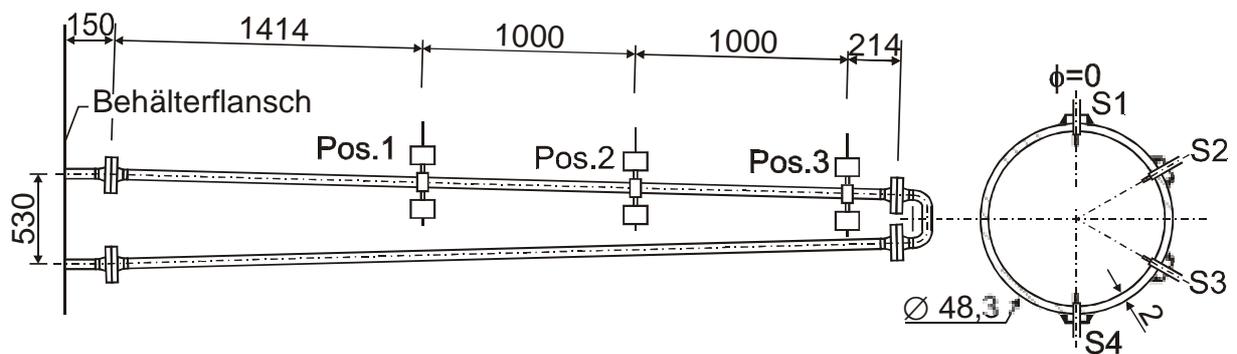


Bild 7.4 Versuchsrohr mit Einbaupositionen für bewegliche Nadelsonden

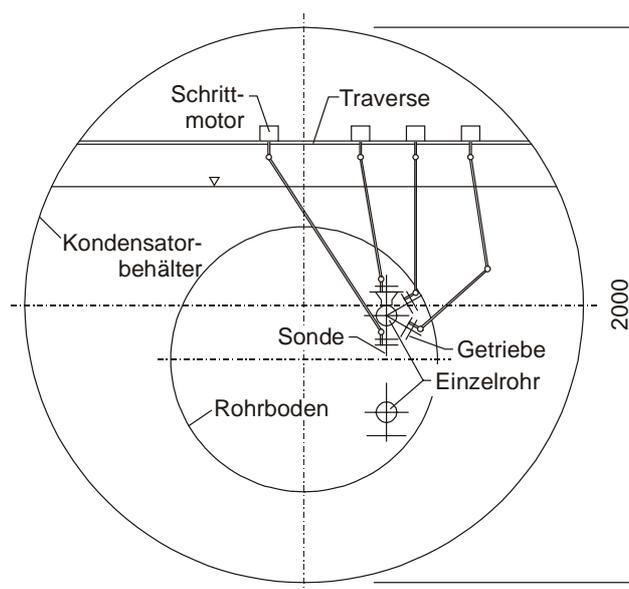


Bild 7.5 Anordnung der Schrittmotoren am Versuchsrohr

Die verfügbaren Versuchspunkte sind in Tabelle 7.1 aufgelistet. Das Forschungszentrum Rossendorf verfügt nur über die Messergebnisse, die mit den Nadelsonden erhalten wurden. Das komplette Datenmaterial liegt im Forschungszentrum Jülich vor.

Tabelle 7.1: Versuchsserien 1 bis 10 und einzelne Versuchspunkte bei den stationären Kondensationsexperimenten am NOKO-Einzelrohr

Serie	p_{Dampf} , MPa	Messposition	Freilegung %	Messpunkt	Massenstrom, kg/s	dp, mBar	Fahrweg der Sonden, mm			
							S1, 0°	S2, 60°	S3, 120°	S4, 180°
1	1	3	50 %	15 (A)	0.084	28	0 - 6	0 - 2	0 - 4	0 - 12
				19 (C)	0.063	27	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
				51	0.057	35	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
				59	0.084	32	0 - 8	0 - 4	0	0 - 12
2	1	2	50 %	46	0.11	26	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
				48	0.079	30	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
3	1	3	100 %	20 (B)	0.15	60	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
				52	0.12	46	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
				62	0.12	48	0 - 8	0 - 4	0	0 - 12
4	1	2	100 %	47	0.16	44	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
				49	0.16	60	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
5	3	3	50 %	33	0.11	30	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
6	3	3	100 %	34	0.22	53	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
7	7	3	50 %	26	0.14	26	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
8	7	2	50 %	41	0.18	32	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
9	7	3	100 %	27	0.38	54	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12
10	7	2	100 %	42	0.38	52	0 - 8	0 - 4	0 - 6	0 - 12

Im weiteren werden drei ausgewählte Versuche dargestellt. Sie sind in Tabelle 7.1 mit A, B und C. gekennzeichnet und wurden bei einem Dampfdruck von 1 MPa erhalten. Durch eine Absenkung des Füllstandes wurde das Versuchsrohr bis zur Umlenkung freigelegt (Versuch A, Freilegung 50 %), so dass im oberen Schenkel Kondensation einsetzte. In einem weiteren Versuch wurde das Rohr vollständig freigelegt (Versuch B, Freilegung). Bei einigen Tests befand sich nichtkondensierbares Gas in der Anlage, das sich im Versuchsrohr ansammelte. Versuch C stellt eine Fortsetzung von Versuch A dar, bei der es mit fortschreitender Zeit zu einer solchen Akkumulation kam. Das nichtkondensierbare Gas wurde durch die Nadelsonden nachgewiesen.

7.3.2 Experimentelle Ergebnisse

Zur Erläuterung der Arbeitsweise der Sonden ist der Zeitverlauf des Strom- und des Temperatursignals in Bild 7.6 dargestellt. Die Sonden wurden in der Grenzschicht hin- und herbewegt, wobei die Geschwindigkeit in beiden Richtungen konstant und gleich war. Sie ist durch die Drehzahl der Schrittmotoren gegeben. Der Fahrweg ist ebenfalls bekannt. Bei dieser Bewegung durchläuft die Sondenspitze von der Innenwand beginnend zunächst den Kondensatfilm, erreicht dann ein Gebiet mit Phasenwechseln - die von Wellen überlagerte Phasengrenzfläche und gelangt schließlich in

den dampfgefüllten Kern der Strömung. Diese Abfolge wurde durch das Strom- bzw. Leitfähigkeitssignal erkennbar. Die Momente der Übergänge können dabei durch den bekannten Fahrweg der Sonde genau zugeordnet werden.

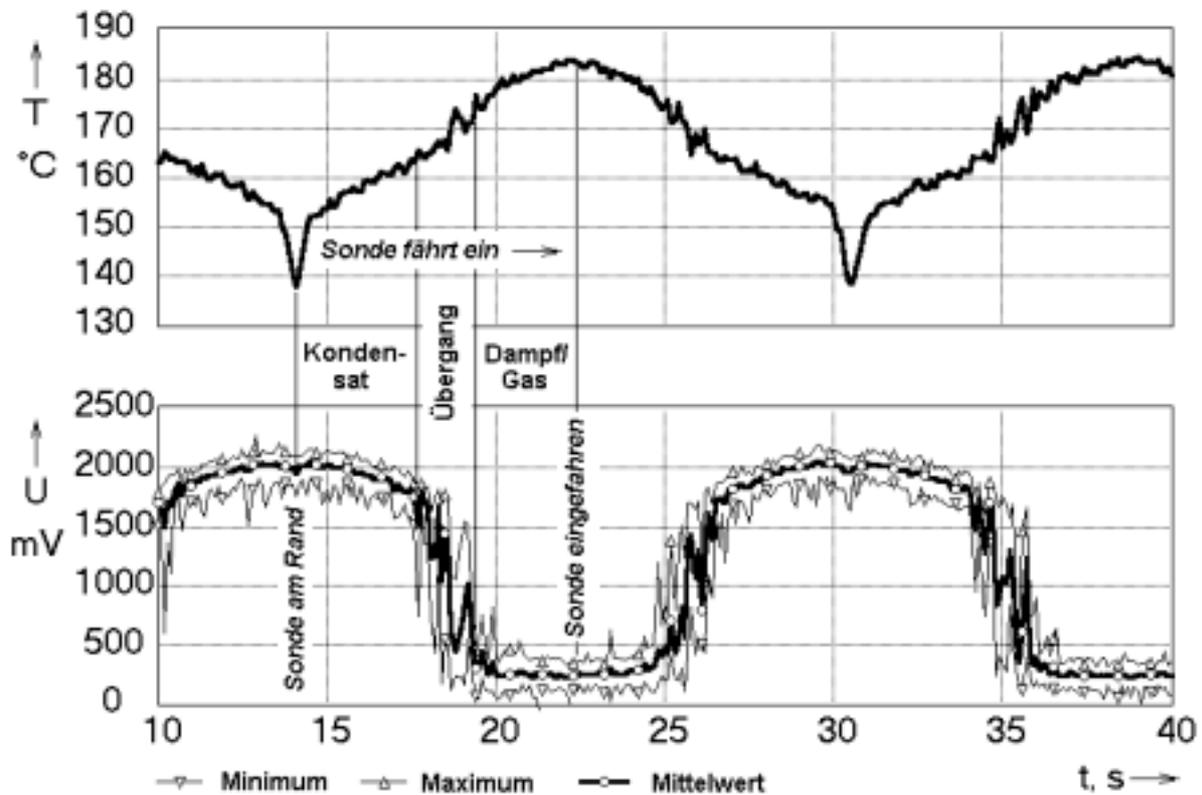


Bild 7.6 Typische Signale einer lokalen Voidsonde (S4) mit integriertem Thermoelement bei Versuch A (Ermittlung von Mittelwert Minimum und Maximum über jeweils 0.1 s)

Der Vorgang wiederholt sich in umgekehrter Reihenfolge, wenn die Sonde wieder ausfährt. Parallel dazu liefert das Mikrothermoelement das Temperaturprofil entlang des Fahrwegs.

Durch das periodische Ein- und Ausfahren enthalten die Sondensignale, die über 300 s aufgenommen wurden, jeweils mehrere Realisierungen der Profilmessung. Durch eine Ensemble-Mittelung und die Umrechnung der Fahrzeit in den zurückgelegten Weg wurde Profile des lokalen Dampf- bzw. Gasgehalts und der Temperatur über die Grenzschicht ermittelt. Die Bilder 7.7 bis 7.9 zeigen hierzu die Ergebnisse der ausgewählten Versuche.

Die untere gemessene Temperatur entspricht annähernd der rechnerisch ermittelten Innenwandtemperatur. Deshalb wird angenommen, dass die im unterkühlten Bereich beobachteten Temperaturplateaus innerhalb der Bohrungen zur Durchführung der Sonden vorliegen, in die die Sonden infolge von Einbauungenauigkeiten zurückfahren. Bei der Bewertung der Kondensatfilmdicke wurde daher angenommen, dass der beginnende Temperaturanstieg die Lage der Rohrwand wiedergibt.

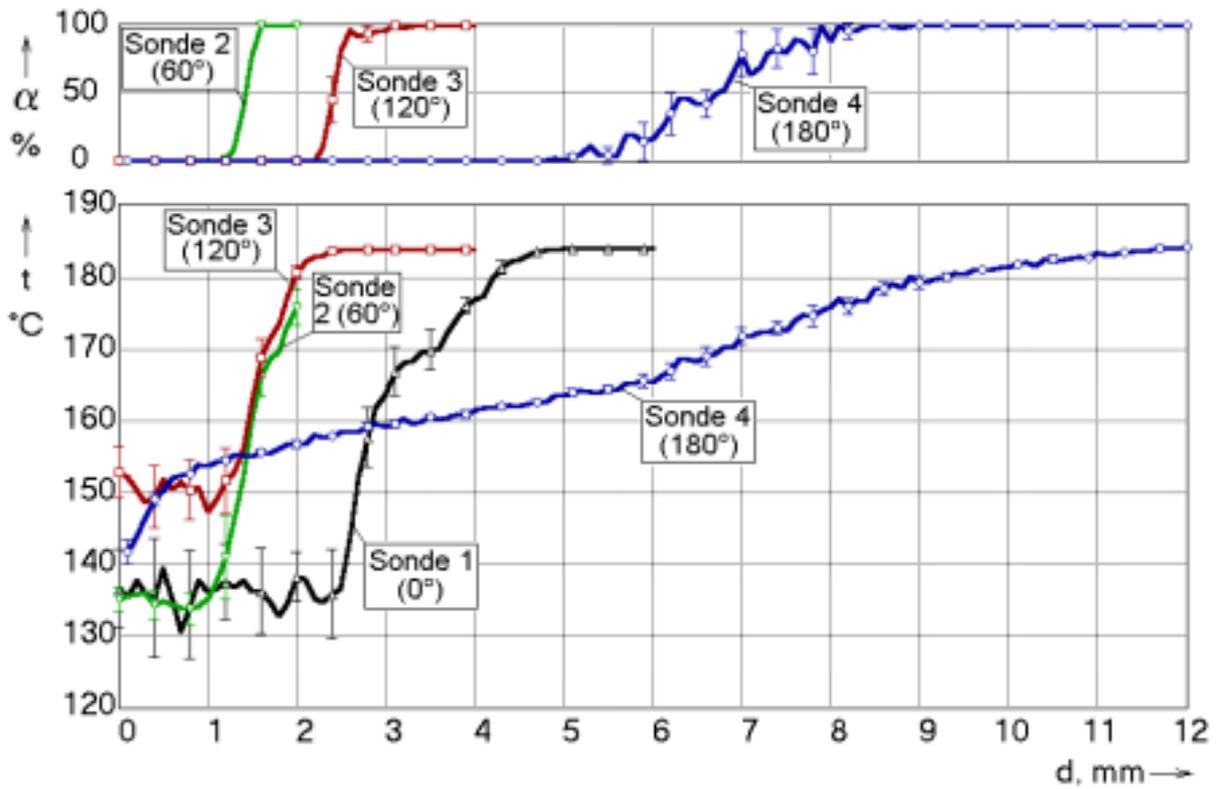


Bild 7.7 Gasgehalts- und Temperaturprofile bei Versuch A (eps - Dampf bzw. Gasgehalt, t - Temperatur)

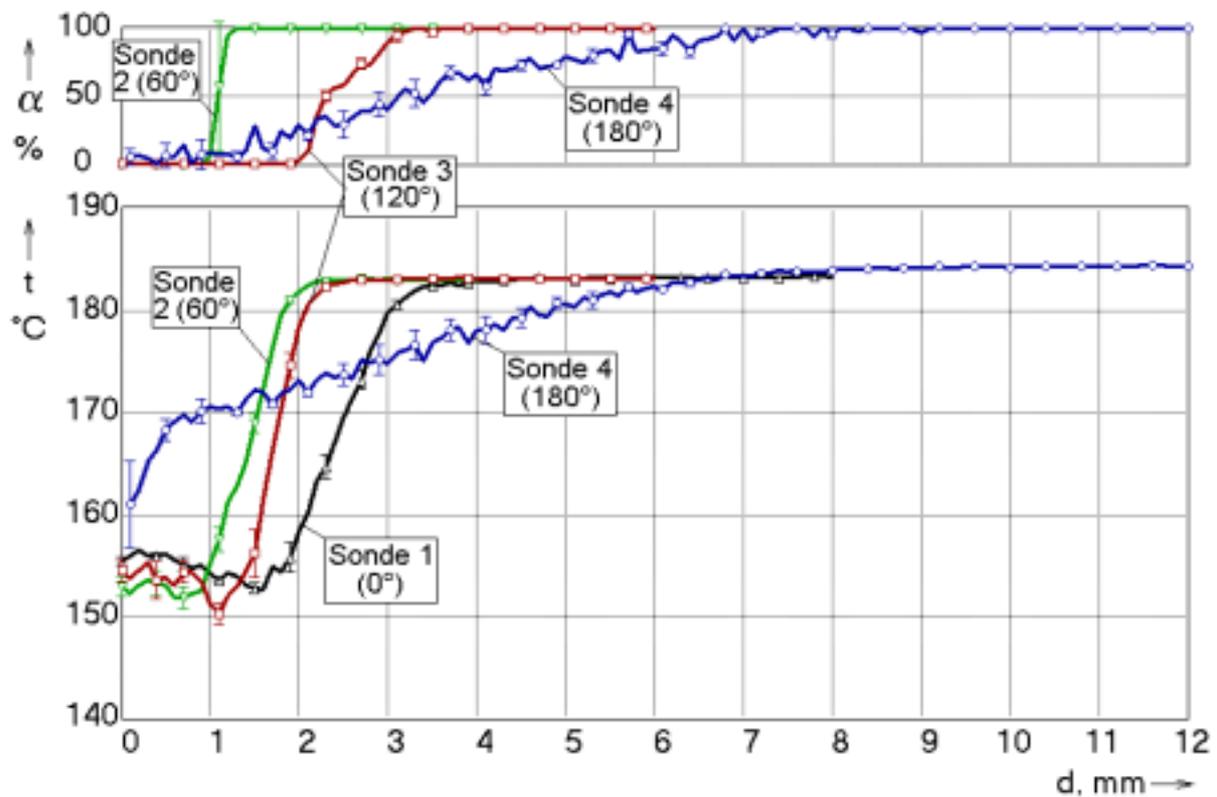


Bild 7.8 Gasgehalts- und Temperaturprofile bei Versuch B

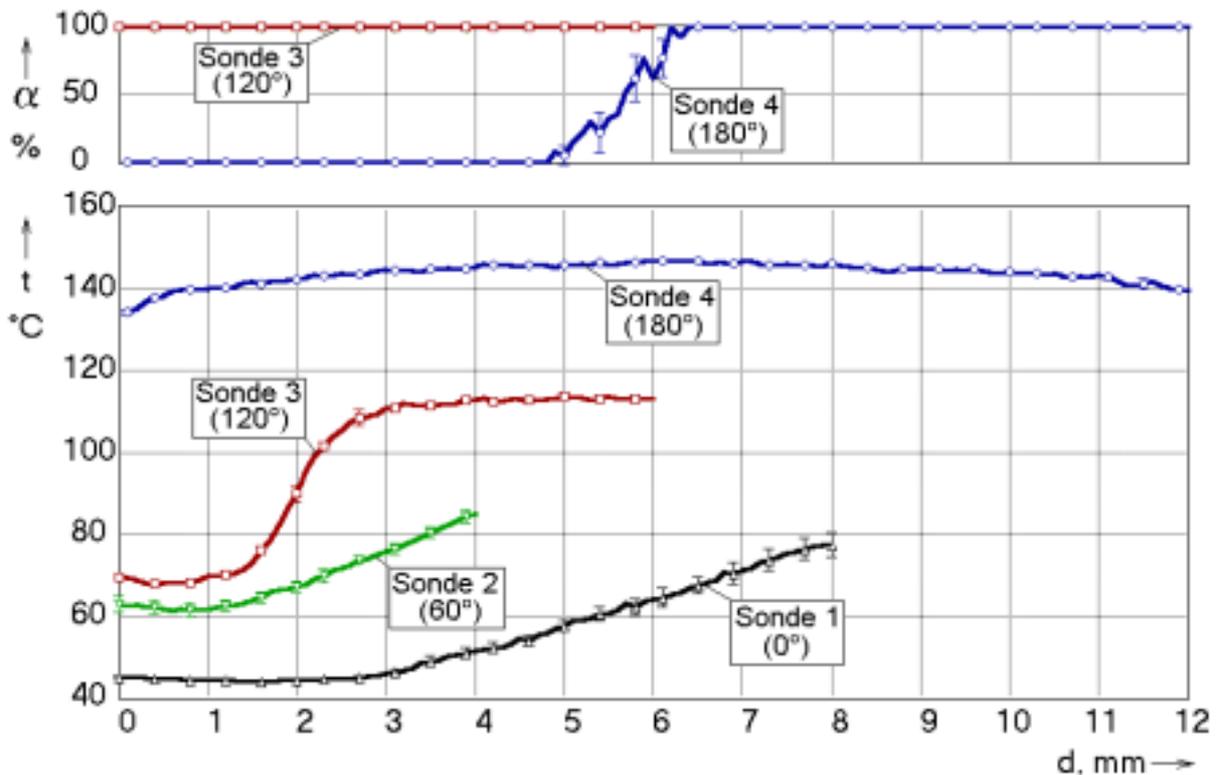


Bild 7.9 Gasgehalts- und Temperaturprofile bei Versuch C

Bei Versuch A zeigte sich, dass die Kondensatfilmdicke am Scheitelpunkt (S1, 0°) größer ist, als auf den Positionen 60° und 120°. Dies musste allerdings allein aus dem über einen längeren Abschnitt der Temperaturanstiegs im Vergleich zu den anderen Sonden geschlossen werden, da das Leitfähigkeitssignal leider ausgefallen war. Weiterhin ist die Filmdicke bei 120° ca. doppelt so groß, wie bei 60°. Am Boden des Rohrs wird ein Kondensatgerinne vorgefunden, dessen Höhe zwischen 5.0 und 8.1 mm schwankt. Die Temperatur erreicht Sättigung in der Gasphase.

Tabelle 7.2: Versuchsregimes und Filmdicken mit Angabe des Übergangsbereichs

Ver-such	Freilegung	nichtkond. Gase	Filmdicke, mm			
			S1, 0°	S2, 60°	S3, 120°	S4, 180 °
A	bis Umlenkung	nein	0.5 – 2.1	0.3 – 0.7	1.2 – 1.6	5.0 - 8.1
B	vollständig	nein	1.4 – 1.8	0.2 – 0.4	0.9 – 2.1	1.3 - 6.8
C	bis Umlenkung	ja	0	0	0	4.8 - 6.4

Dieser Befund trat qualitativ auch bei Versuch B auf. Durch die vollständige Freilegung ist hierbei der Dampfmassenstrom am Messort höher, denn auch im unteren Schenkel des Versuchsrohrs findet Kondensation statt. Das bewirkt, dass die Kondensatfilme insgesamt weniger dick sind und das lokale Maximum am Scheitelpunkt des Rohres deutlich schwächer ausgeprägt ist (s. Tabelle 7.2). Bei Anwesenheit von nichtkondensierbaren Gasen (Abb. 4) ist Kondensat nur am Boden der Rohrleitung zu beobachten (s. Tabelle 7.2). Die Sättigungstemperatur wird an keiner der Sonden erreicht.

7.3.3 Rechenprogramm

Bei der Kondensation von Dampf im horizontalen oder leicht geneigten Rohr sind die Filmdicke bzw. der Wärmeübergang am Rohrumfang stark unterschiedlich. Im Rahmen der Dissertation von Li [Li01] wurde hierzu eine neuer Code KANIWAR entwickelt. Dabei wird die Analyse der Kondensation in drei unterschiedlich Strömungszonen durchgeführt, d.h. der Kondensatfilm, der Kondensatsumpf und die Gasströmung werden getrennt betrachtet (Abb. 7.10). Um das Problem numerisch lösen zu können, wird das Rohr in axialer Richtung in 79 Abschnitte und über den Umfang in 24 Elemente unterteilt. Das Gitter ist in Abb. 7.11 dargestellt.

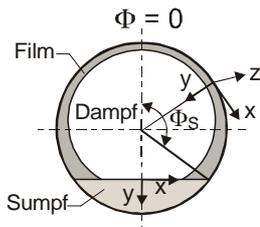


Bild 7.10 Strömungszonen bei der Kondensation im Rohr

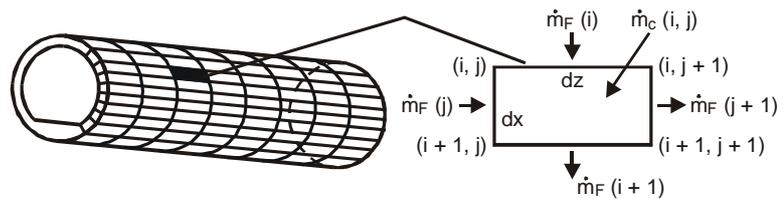


Bild 7.11 Gitter zur Diskretisierung des Kondensatfilms im geneigten Rohr

In jeder Gittermasche werden die betreffenden Bilanzgleichungen angesetzt. Zuerst werden die Geschwindigkeitsprofile im Kondensatfilm aus der Kräftebilanz abgeleitet. Dann erhält man jeweils die mittlere Geschwindigkeit im Kondensatfilm in axialer und in Umfangsrichtung. Dabei sind die Schwerkraft in beide Richtungen und die Schubspannung in axialer Richtung berücksichtigt. Die Schubspannung wird aus der Strömungsgeschwindigkeit der Gasphase bestimmt.

Aus der Kontinuitätsgleichung und der Energiebilanz für Kondensatfilm an der Phasengrenze erhält man die Formel, aus der die Kondensatfilmdicke durch Iteration bestimmt wird.

In Abb. 7.12 ist ein Vergleich der rechnerisch ermittelten Filmdicken mit den experimentellen Werten aus Tabelle 7.2 dargestellt. Die Übereinstimmung ist gut. Hervorzuheben ist, dass sowohl die Rechnung als auch die Messung ein lokales Maximum der Filmdicke am Scheitelpunkt des Rohrquerschnitts liefern.

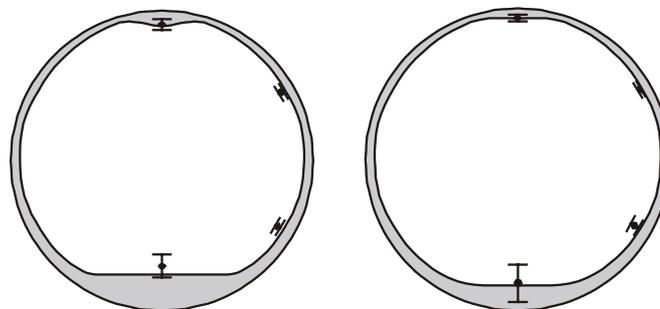


Bild 7.12 Vergleich der Filmdicken berechnet mit KANIWAR (durchgezogene Linie) mit den experimentellen Werten (Punkte mit Schwankungsbreite (Balken)) für Pos. 3 bei Versuch A (links) und B (rechts), [Li01]

Bei Versuch C war im Messquerschnitt die Gaskonzentration so hoch, dass dort die Kondensation ganz zum Erliegen kam. Es wurde lediglich am Sumpf des Rohrs ein Kondensatgerinne festgestellt, das aus näher am Dampfeintritt befindlichen Bereichen stammt, wo noch Kondensation stattfindet. Die Temperaturen in der Gasphase sind deutlich geringer, als die Sättigungstemperaturen, was auf den hohen Gehalt an Inertgas hindeutet (Bild 7.9). Aufgrund der geringen Wärmestromdichte sind im Gerinne kaum Temperaturgradienten zu beobachten. Im Rohr herrscht ein inverses Temperaturprofil. Am Scheitel ist die Temperatur mit 42 °C am geringsten, über dem Kondensatgerinne ist sie etwa gleich der Kondensattemperatur, die bei 140 °C liegt. Die beiden Sonden bei 60° und 120° liefern Zwischenwerte in der entsprechenden Tendenz, wobei die Temperatur zur Rohrwand hin abfällt (Bild 7.13).

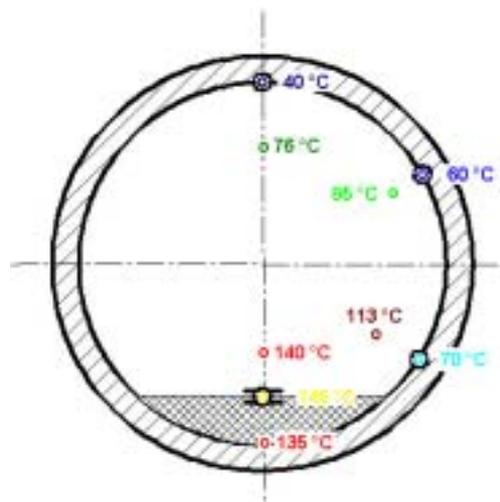


Bild 7.13 Filmdicken und inverse Temperaturschichtung, gemessen in Versuch C

Dieses Temperaturprofil ist dadurch zu erklären, dass das Gas oberhalb des Gerinnes durch dessen höhere Temperatur aufgeheizt und an der freien Rohrwand abgekühlt wird.

Die neuartigen Nadelsonden mit integriertem Thermoelement erlauben eine Zuordnung von örtlichen Temperaturwerten zum Phasenzustand. Damit kann bei Kondensationsversuchen eine Unterscheidung zwischen Kondensat, Dampf und nichtkondensierbarem Gas erfolgen. Durch die Methode der verfahrbaren Sonden ist es damit möglich, die Kondensatfilmdicke bei gleichzeitiger Bewertung von eventuellen Wellenbewegungen zu ermitteln, sowie das Temperaturprofil in der Grenzschicht unter genauer Zuordnung zur jeweiligen Phase zu messen.

7.4 Transiente Kondensationsversuche mit und ohne Inertgas

7.4.1 Aufgabenstellung

Neben Versuchen, die im stationären Betrieb an der NOKO Versuchsanlage des Forschungszentrums Jülich durchgeführt wurden, waren Experimente vorgesehen, bei denen die Kondensation einen stark transienten Charakter trägt. Diese Versuche haben Daten geliefert, mit deren Hilfe thermohydraulische Modelle validiert werden können. Dabei wurden bewusst schnelle Übergangsvorgänge ausgelöst, indem ein in einer Kühlwanne liegendes, leicht geneigtes Wärmeübertragerrohr plötzlich mit dem Dampfraum eines unter Druck stehenden Kessels verbunden wurde. Im Rohr wurden unterschiedliche Anfangsbedingungen hinsichtlich der Vorlage von nichtkondensierbaren Gasen (in diesem Falle Luft) eingestellt. Es wurden Versuche mit Atmosphärendruck, mit erhöhtem Druck, aber auch mit vorheriger Evakuierung des Versuchsrohrs durchgeführt. Es kamen wiederum die speziell im Rahmen des vorliegenden Projekts entwickelten Nadelsonden zum Einsatz, die eine Phasendetektion kombiniert mit einer schnellen lokalen Temperaturmessung ermöglichen. Dadurch konnte die Umverteilung von Dampf, Kondensat und nichtkondensierbarem Gas als Funktion der Zeit beobachtet werden. Die erhaltenen Daten bieten die Möglichkeit die in den Thermohydraulikprogrammen vorhandenen Optionen zur Berechnung der Ausbreitung von nichtkondensierbaren Gasen unter transienten Bedingungen zu validieren.

Die Versuche wurden im Labor des Instituts für Prozesstechnik, Prozessautomatisierung und Messtechnik IPM an der Hochschule Zittau/Görlitz (FH) durchgeführt. Die Versuchsanlage wurde unter Mitwirkung des IPM aufgebaut und an die dortige Druckhalterversuchsanlage DHVA als Dampfquelle angeschlossen. Die Versuche wurden ebenfalls gemeinsam mit dem IPM durchgeführt. Die Ergebnisse sind in einem gesonderten Bericht [BGP01] ausführlich dargestellt.

7.4.2 Versuchsanlage und Durchführung der Experimente

Für die transienten Kondensationsversuche wurde eine eigens hierfür vorgesehene Versuchsanlage aufgebaut. In einem Becken aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) mit den inneren Abmessungen 6300x100x400 mm war ein Versuchsrohr aus Edelstahl W.Nr.1.4571 mit einem Innendurchmesser von 44.3 mm (2 mm Wandstärke) schwach geneigt angeordnet. Das Rohr (s. Bild 7.14) befindet sich im Mittel 455 mm unterhalb der Wasseroberfläche, die Neigung beträgt 1.56°. Dabei handelt es sich um ein Einzelrohr des zweiten Wärmeübertragerbündels der NOKO-Versuchsanlage in Jülich. Die Wanne wird mit kaltem Leitungswasser gefüllt. Der Wasserspiegel in der Wanne beträgt 800 mm vom Boden.

Das Versuchsrohr ist beidseitig mit Flanschdeckeln verschlossen. An der einen Seite ist die Dampfzuleitung mit einer Nennweite von DN25 (\varnothing 33,7 x 3,25) angeschlossen. Sie verbindet das Versuchsrohr mit der Dampfseite des Druckbehälters der Druckhalterversuchsanlage DHVA des IPM. In der Leitung befinden sich eine Absperrarmatur und ein Einströmventil EV, ein Faltenbalg-Schrägsitzventil DN20, PN100. Es dient zum Start des Experiments. An den hinteren Flanschdeckel ist eine Impulsleitung DN6 angeschlossen die zur Entwässerung und zur Beaufschlagung

des Versuchsrohrs mit Preßluft dient. Das Versuchsrohr ist derart geneigt, dass es von der Einströmseite zum Ende hin abfällt. Auf der Gesamtlänge von 5675 mm beträgt die Höhendifferenz 150 mm.

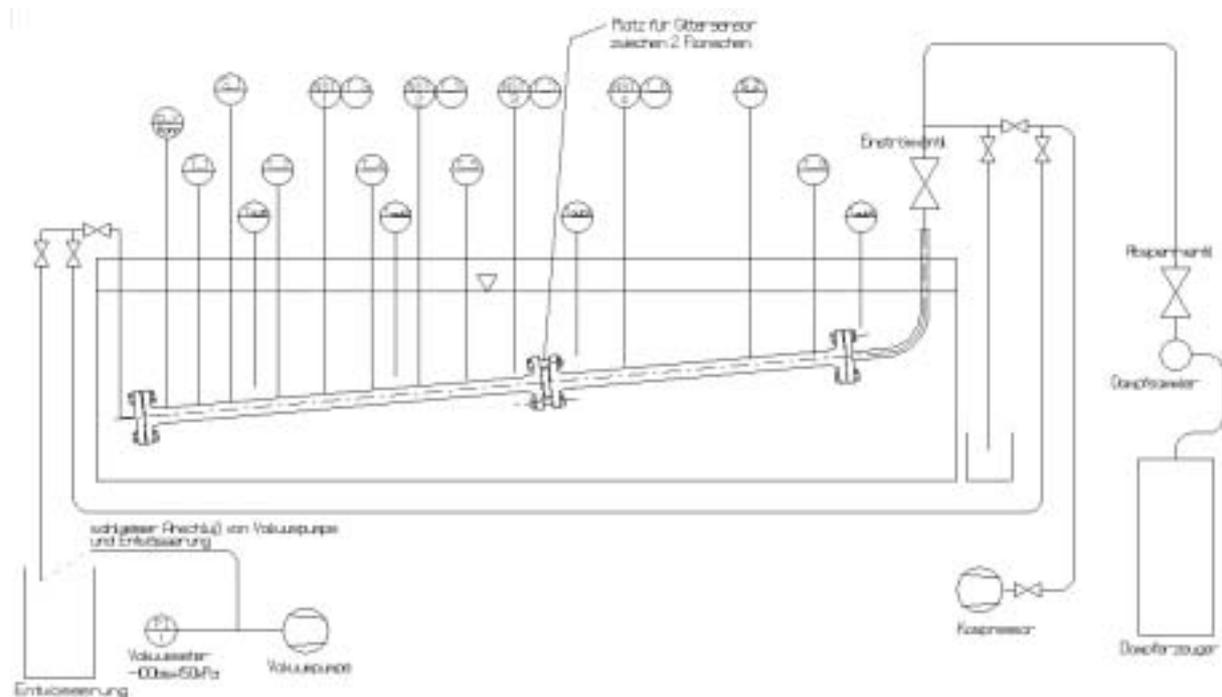


Bild 7.14 Versuchsrohr für die transienten Kondensationsexperimente

Die Instrumentierung des Versuchsrohrs ist in Tabelle 7.3 aufgelistet. Die Druckmessstelle befindet sich am geschlossenen Rohrende. Die Nadelsonden und Thermoelemente wurden mit Hilfe von Stopfbuchsen in den Mittelpunkt des Rohrleitungsquerschnitts positioniert. Der Gittersensor befindet sich im ersten Drittel des Versuchsrohres. Nachdem festgestellt worden war, dass ein Funktionsfehler vorlag, war der Gittersensor zeitweilig ausgebaut und wurde durch einen Dummy ersetzt.

Es werden zwei Arten von Nadelsonden eingesetzt. Am Anfang und am Ende des Versuchsrohres befinden sich zwei herkömmliche Nadelsonden ohne Thermoelement (S_1 und S_2). Vier weitere Positionen sind mit den Nadelsonden mit integriertem Thermoelement bestückt (NST_1 bis NST_4). Zur Erfassung der Temperatur im Wasserbecken sind vier Messstellen vorhanden.

In der Vorbereitungsphase wurde der Druckbehälter der Druckhalterversuchsanlage bis zu einem Anfangshöhenstand von ca. 1.8 m gefüllt. Danach wurde die Heizung mit 23 kW in Betrieb genommen. Die beiden Ventile in der Verbindungsleitung zwischen Druckbehälter und Versuchsrohr, und das Einströmventil sind während der Einstellung der Anfangsparameter (Druck und Temperatur) im Druckbehälter geschlossen.

Im leeren Versuchsrohr wurde in der Phase der Versuchsvorbereitung der Anfangsdruck mit Hilfe des Kompressors eingestellt. Bei den Experimenten mit Unterdruck (Vakuum ca. 95 %) wurde eine Vakuumpumpe angeschlossen. Nachfolgend wurde die Verbindungsleitung zwischen dem Druckbehälter und dem Einströmventil aufgeheizt. Dies geschieht durch Öffnen der Verbindungsarmatur und leichtes Öffnen ei-

nes Drainageventils. Die Drainage wird fortgesetzt, bis Dampf auszuströmen beginnt. Danach kann durch Schließen des Drainageventils und Öffnen des Einströmventils der Versuch gestartet werden.

Tabelle 7.3: Messstellenplan für das Versuchsrohr

Messstelle	Messgeber ¹	Einbauort [mm] ²	Messbereich
Druck p_V_Rohr	P	85	p = 0 - 8 MPa
Temperatur im V.-Rohr T_1	TE	140	T = 0 - 300 °C
Gasgehalt S_1	LS	620	ε = 0 - 100 %
Temperatur im V.-Rohr T_2	TE	1100	T = 0 - 300 °C
Gasgehalt, Temperatur NTS_1	TS	1580	ε = 0 - 100 % T = 0 - 500 °C
Temperatur im V.-Rohr T_3	TE	1580	T = 0 - 300 °C
Temperatur im V.-Rohr T_4	TE	2060	T = 0 - 300 °C
Gasgehalt, Temperatur NTS_2	TS	2535	ε = 0 - 100 % T = 0 - 500 °C
Temperatur im V.-Rohr T_5	TE	2535	T = 0 - 300 °C
Temperatur im V.-Rohr T_6	TE	3015	T = 0 - 300 °C
Gasgehalt, Temperatur NTS_3	TS	3490	ε = 0 - 100 % T = 0 - 500 °C
Temperatur im V.-Rohr T_7	TE	3490	T = 0 - 300 °C
8x8 Gittersensor	GS	3645	ε = 0 - 100 %
Gasgehalt, Temperatur NTS_4	TS	4655	ε = 0 - 100 % T = 0 - 500 °C
Temperatur im V.-Rohr T_8	TE	4655	T = 0 - 300 °C
Gasgehalt S_2	LS	5525	T = 0 - 300 °C
Temperatur im V.-Rohr T_9	TE	5550	ε = 0 - 100 %
Temperatur im Becken T_out_1	TE	878	T = 0 - 300 °C
Temperatur im Becken T_out_2	TE	2578	T = 0 - 300 °C
Temperatur im Becken T_out_3	TE	3878	T = 0 - 300 °C
Temperatur im Becken T_out_4	TE	5368	T = 0 - 300 °C

¹ P - Druckaufnehmer, TE - Thermoelement, LS - nadelförmige Leitfähigkeitssonde, NTS - nadelförmige Leitfähigkeitssonde mit integriertem Thermoelement

² mit Einbauort ist die Länge, gerechnet vom geschlossenen Rohrende, gemeint (siehe Bild 7.14)

Das Öffnen des Einströmventils wurde über einen Schaltimpuls vom Datenerfassungsrechner synchronisiert. Der Öffnungsvorgang dauert ca. 0.2 s.

Der Versuch wurde als beendet betrachtet, wenn das Versuchsrohr vollständig mit Kondensat gefüllt und die Temperatur des Kondensats an allen Messpunkten etwa auf das Temperaturniveau in der Wanne abgesunken war. Danach wurden die Verbindungsarmatur und das Einströmventil geschlossen und das Versuchsrohr konnte entleert werden, um den nächsten Versuch vorzubereiten.

7.4.3 Versuchsmatrix

In der Tabelle 7.4 sind alle Experimente aufgeführt, zu denen verwertbare Daten vorliegen. Bei einigen Experimenten gab es Fehler bei der Auslösung der Datenaufzeichnung, sie sind in Tabelle 7.4 nicht mit aufgeführt. Der Name des Experiments enthält einen Buchstaben zur Charakterisierung der Druckstufe (Anfangsdruck des Dampfes im Druckbehälter von DHVA). Hierbei bedeuten A - 10 bar, B - 30 bar, C - 50 bar und D - 70 bar. Die nachfolgende Zahl ist eine laufende Nummer.

Die Versuche wurden in drei Serien unterteilt. In der ersten Serie wurde die Versuchsmethodik und der Gittersensor erstmalig erprobt. Dabei war noch keine Synchronisierung zwischen der Gittersensor- und der Nadelsondenmesstechnik auf der einen und dem Messwerterfassungsrechner von DHVA auf der anderen Seite verfügbar. Die Öffnung des Einströmventils EV geschah bei Serie 1 noch von Hand, also ohne die Synchronisation mit dem Signalerfassungsrechner. Eine nachträgliche Ermittlung des Versuchsbeginns in den DHVA-Daten ist nur anhand der aufgezeichneten Drucksignale möglich.

Tabelle 7.4: Testmatrix

	$p_{0,Dampf}$			
$p_{0,Luft}$	10 bar	30 bar	50 bar	70 bar
0 bar	A07, A12	B07, B11	C11	D07
1 bar	A02, A04, A05, A11	B01, B05, B06, B08	C01, C10, C12	D01, D06
2 bar	A06			
3 bar		B02, B03, B09	C08, C09	D05
5 bar			C02, C04, C05, C06, C14	D04
7 bar				D03
10 bar			C03, C07	D02

grün: Serie 1, mit Gittersensor (eine Zeile) und Thermoelementsonden

schwarz: Serie 2, ohne Gittersensor, mit Thermoelementsonden

rot: Serie 3, mit Gittersensor, ohne Thermoelementsonden

Bei der Auswertung wurde festgestellt, dass ein Schaltungsfehler beim Gittersensor vorlag, durch den nur eine der 8 Zeilen des Sensors ausgelesen wurde. Damit konnte zwar die grundsätzliche Funktionsfähigkeit und die Medienbeständigkeit nachgewiesen werden, die Messdaten sind jedoch nur beschränkt für eine Auswertung geeignet.

Während der Hauptmessserie (Serie 2) musste ohne den Gittersensor gearbeitet werden. Deshalb wurde zusätzlich die Serie 3 durchgeführt, die hauptsächlich der Erprobung des Gittersensors nach Beseitigung des Fehlers diente. Hierzu wurden einige der Versuche wiederholt. Wegen der in Serie 2 aufgetretenen Sondenausfälle wurden hierbei keine Nadelsondensignale mehr aufgenommen.

7.4.4 Ergebnisse

Der Druck im Druckbehälter fällt während der Transiente signifikant ab (Bild 7.15). Gleichzeitig steigt der Druck im Versuchsrohr an. Nach wenigen Sekunden ist der Druckanstieg beendet und der Druck beginnt auch im Versuchsrohr wieder abzufallen. Dabei setzt sich die Annäherung der beiden Drücke fort. Im Druckbehälter kommt es währenddessen nur zu einer geringen Füllstandsabnahme. Infolge der Druckentlastung kam es zu einem Aufwallen des Zweiphasengemischs im Druckbehälter, wobei jedoch gesichert war, dass der Gemischspiegel die kopfseitige Anschlussleitung zum Versuchsrohr bei keinem der Versuche erreicht hat und stets einphasiges Medium aus dem Druckbehälter ausströmte. Dies wurde mit Hilfe der in den Druckbehälter eingebauten Nadelsonden nachgewiesen.

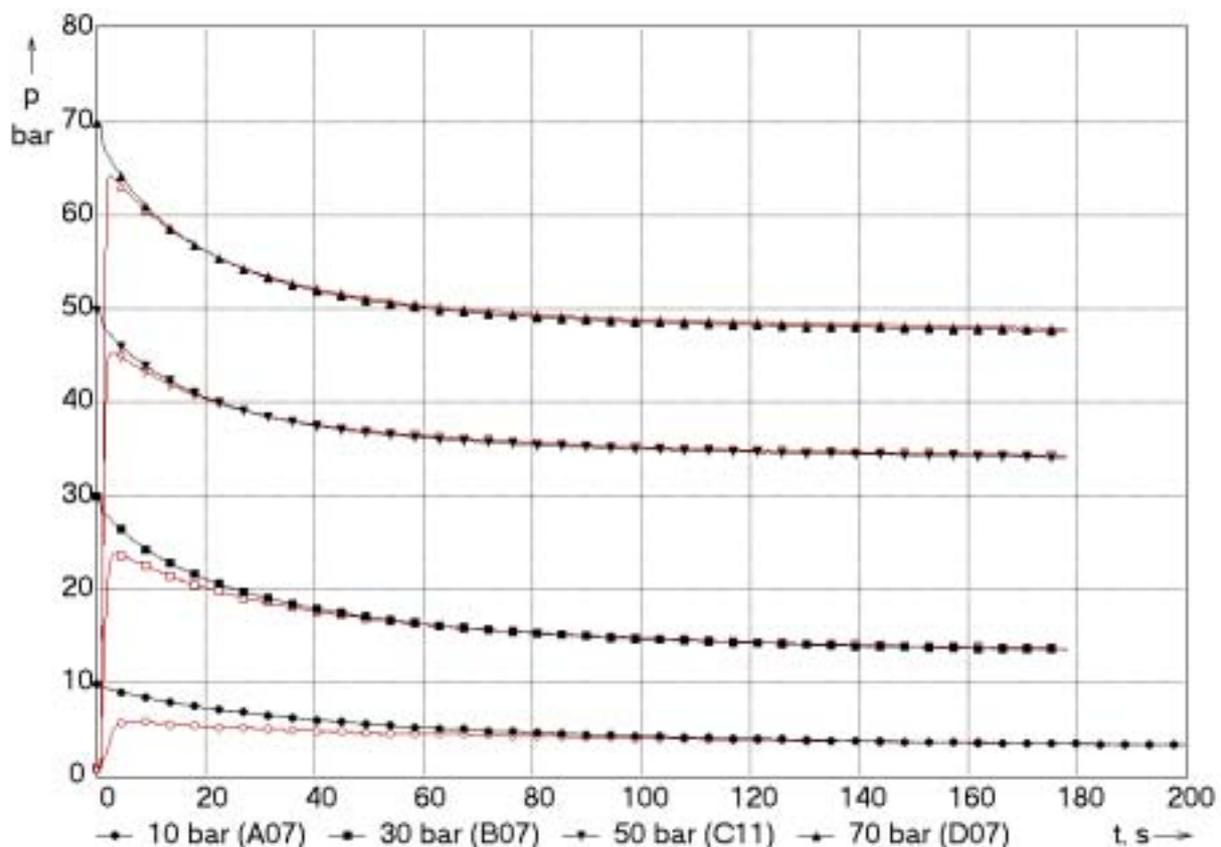


Bild 7.15 Druckverläufe für die Experimente mit evakuiertem Versuchsrohr (A07, B07, C11, D07), schwarz - Druckbehälter DB, rot - Versuchsrohr

7.4.5 Evakuiertes Versuchsrohr, typischer Prozessverlauf

Zur Diskussion ausgewählt wurde der Versuch C11 mit einem Anfangsdampfdruck von 50 bar. Der Verlauf der in der Mitte des Rohrquerschnittes mit den Thermoelementsonden gemessenen Temperaturen und Dampfgehalte ist in Bild 7.16 dargestellt.

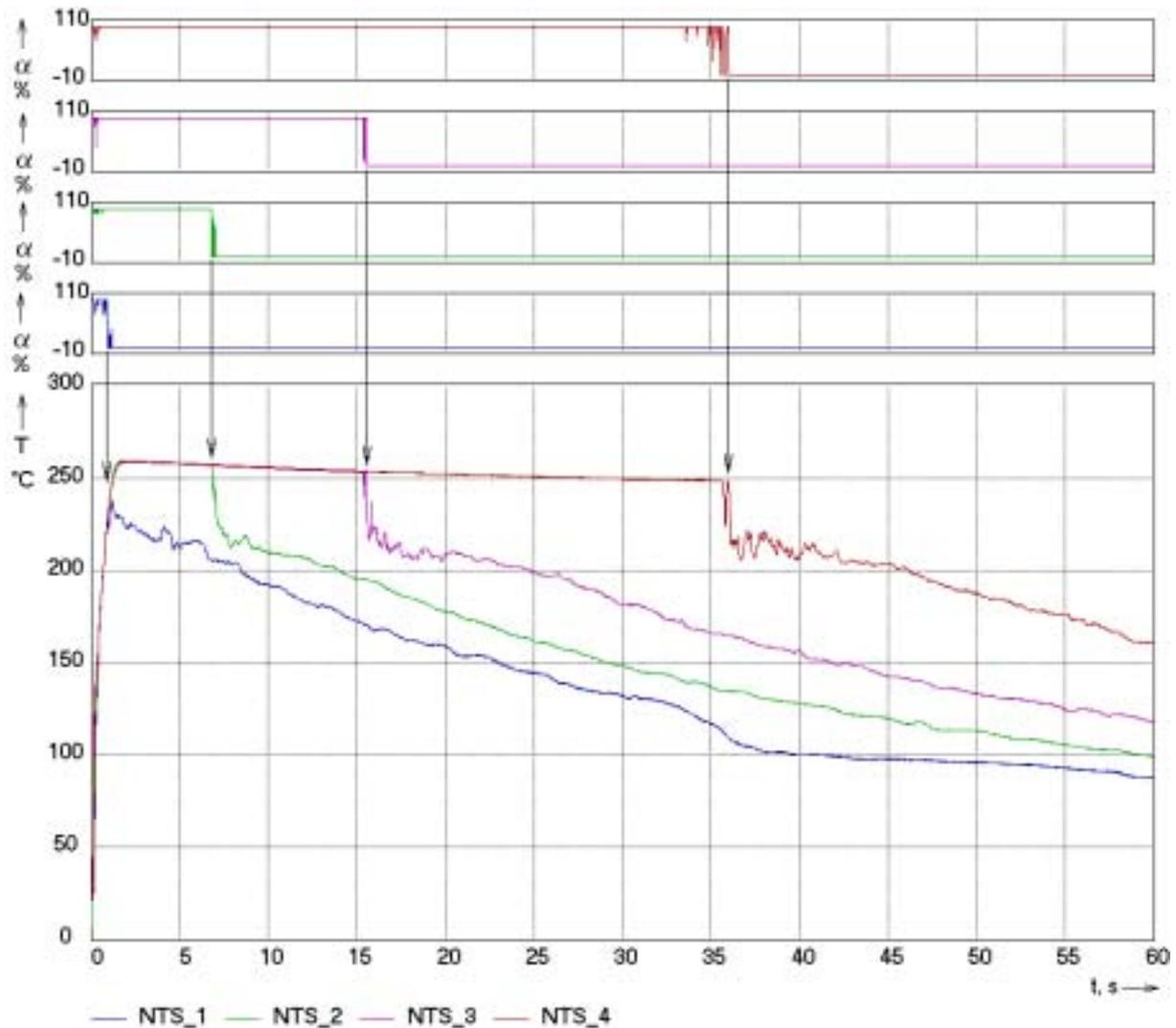


Bild 7.16 Phasenindikation und Temperatursignale der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C11 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 0 \text{ bar}$)

Es ist zu erkennen, dass das Versuchsrohr sich von der tiefer liegenden Seite (NTS_1) her mit Kondensat füllt. Der Anstieg des Füllstandes vollzieht sich weitgehend ohne das Auftreten komplexerer Strömungsformen, d.h. Abfolgen von Phasenwechseln, wie sie beim Auftreten von Flüssigkeitsschwällen bzw. Wellen gehäuft zu beobachten sein müssten, treten - wenn überhaupt - nur wenige Sekunden vor dem Spiegeldurchgang in Erscheinung (s. Sonde NTS_4). Kurz nach dem Öffnen der Einspeisearmatur werden kurzzeitig kleinere Flüssigkeitsanteile beobachtet, die möglicherweise Kondensatreste aus der Zuleitung darstellen.

Die Temperaturen steigen sehr schnell auf die dem Momentanwert des Drucks entsprechende Sättigungstemperatur an. Abweichungen, wie die bei Sonde NTS_4,

deuten auf Messfehler, die durch Kalibrierung der Thermoelemente beseitigt werden können. Hierfür bieten sich die Temperaturverläufe bei den Versuchen mit anfänglicher Evakuierung des Versuchsrohrs an.

Der Druck (s. Bild 7.15) und dementsprechend die Temperatur erreichen infolge eines raschen Druckausgleichs zwischen Druckbehälter und Versuchsrohr schon nach 1-2 Sekunden ein Plateau. Eine Ausnahme bildet beim Versuch C11 der Temperaturverlauf an der am weitesten von der Einspeisestelle entfernten Sonde NTS_1. Die Temperatur erreicht das Plateau nicht, da die Sonde schon vorher vom Kondensat erreicht wird. In diesem Moment nimmt die Temperatur nahezu sprunghaft ab, was in Folge auch bei den drei weiteren Sonden im Moment des Phasenübergangs eintritt.

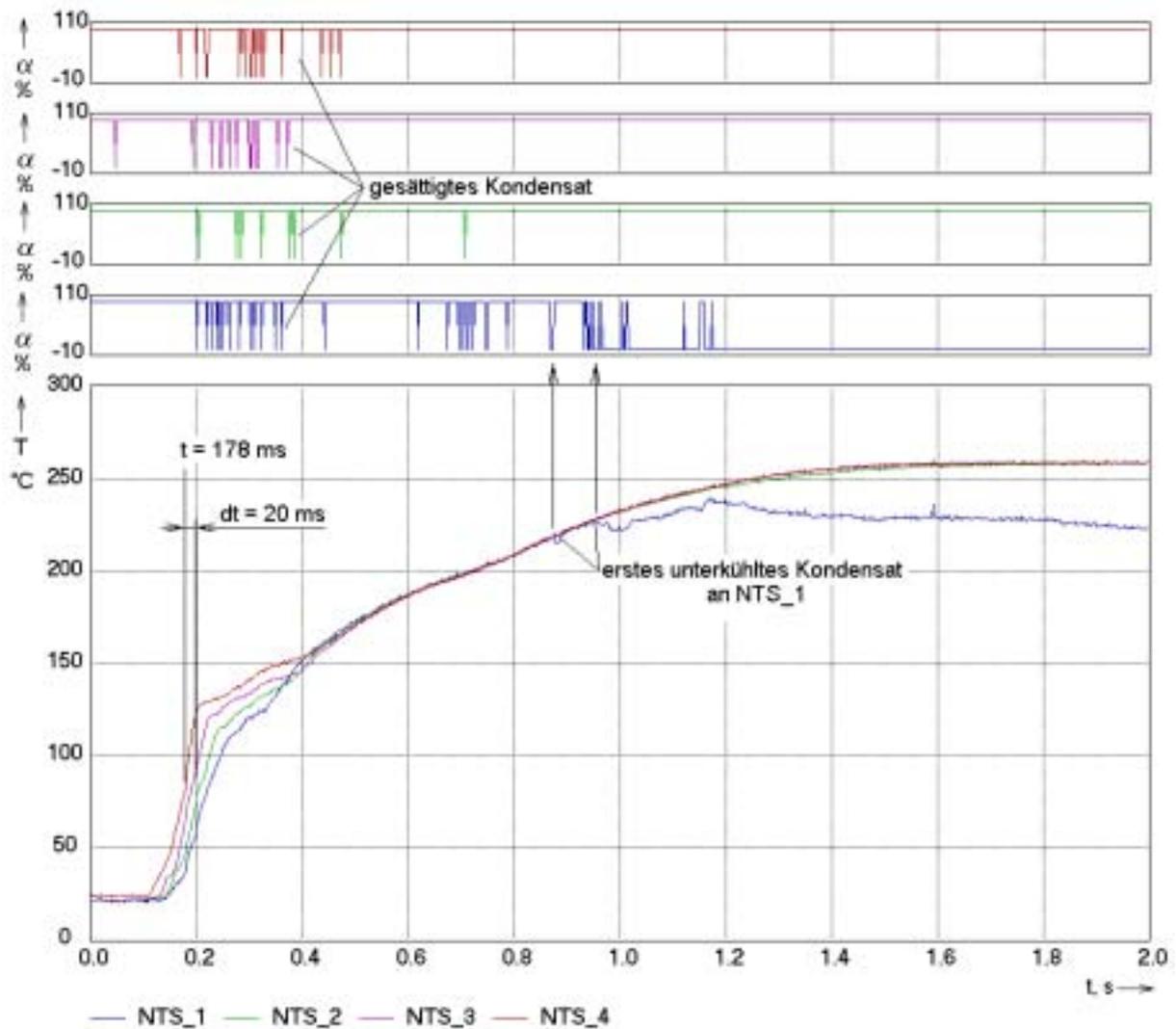


Bild 7.17 Phasenindikation und Temperatursignale der Sonden NTS_1 4 bei Versuch C11 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50$ bar, $p_{0, \text{Luft}} = 0$ bar), Zeitbereich 0 - 2 s

Der rasche Temperaturanstieg zu Beginn des Versuchs bestätigt die kurze Öffnungszeit der Einspeisearmatur. So steigt die Temperatur an Sonde NTS_4 schon nach ca. 0.2 s auf den momentanen Sättigungswert an (Bild). Bis zum Erreichen von Sonde NTS_3 verstreichen nur weitere 20 ms. Bei einem Abstand von 1.165 m

beträgt die Einströmgeschwindigkeit des Dampfes zu diesem Zeitpunkt somit ca. 60 m/s.

Bei den in den ersten 1.5 s beobachteten Flüssigkeitsanteilen, die die Sondenspitzen kurz benetzen (s. Bild 7.17), muss es sich um gesättigtes Wasser handeln, da keine Temperatureinbrüche zu beobachten sind. Das trifft bis zu einem Zeitpunkt von 0.85 s auch für die am weitesten von der Einspeisestelle entfernte Sonde NTS_1 zu. Kurz danach wird dort bei einer kurzzeitig auftretenden Benetzung eine Temperaturabnahme beobachtet. Hierbei muss es sich um eine kleine Menge Kondensat gehandelt haben, das Kontakt mit der Rohrwandung gehabt haben muss. Bei 0.95 s schließlich erreicht der Kondensatspiegel die Sonde und die Temperatur entfernt sich für den gesamten restlichen Versuchsverlauf von der Sättigungstemperatur.

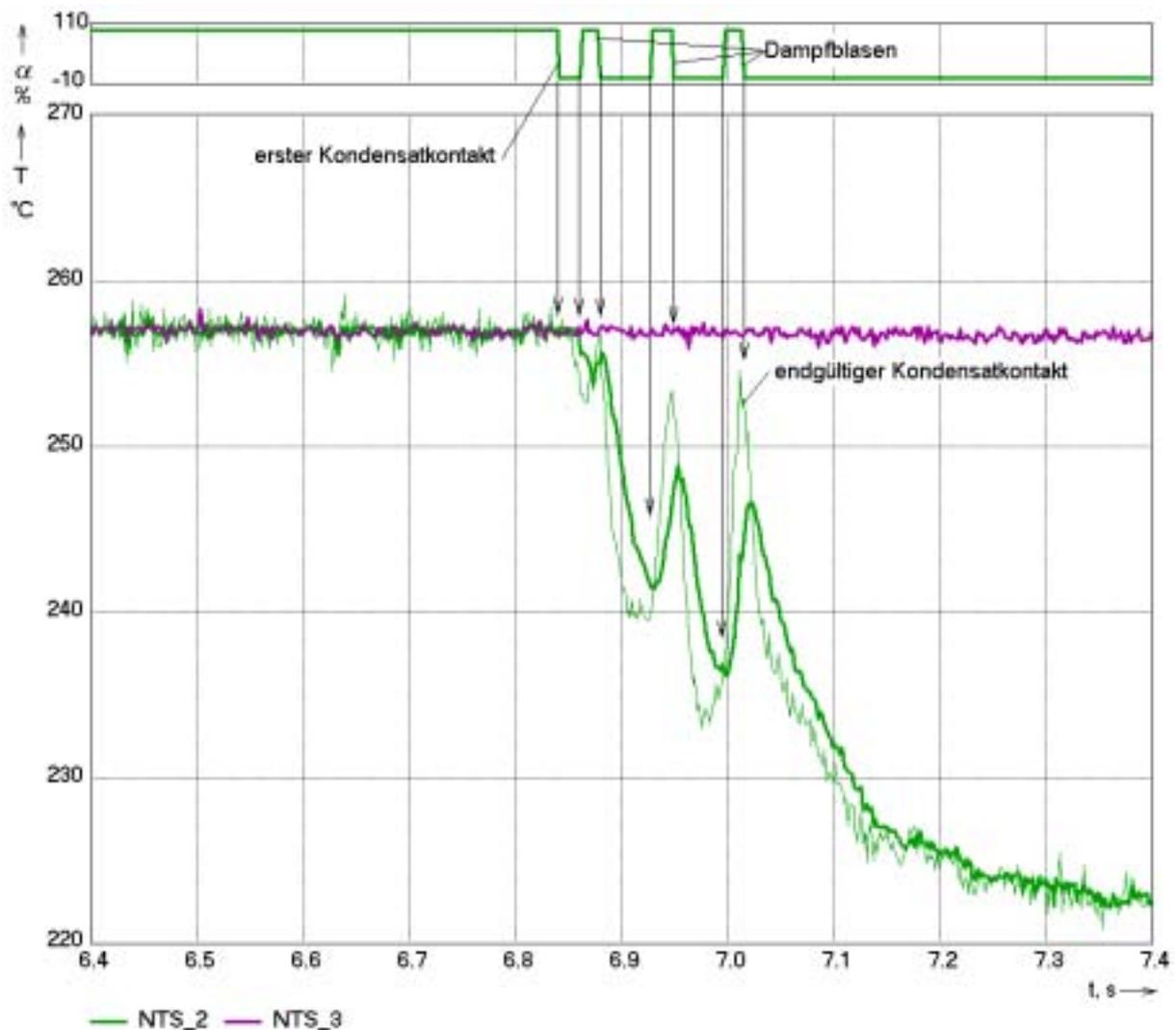


Bild 7.18 Mehrfache Be- und Entnetzung von Sonde NTS_2 bei Versuch C11 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 0 \text{ bar}$), Zeitbereich 6.4 - 7.4 s

Für alle Experimente mit Evakuierung des Versuchsrohrs wird an allen Thermoelementsonden genau zum Zeitpunkt des Füllstandsdurchgangs an der jeweiligen Einbauposition eine rasche Temperaturabnahme um einige 10 - 50 K auf die Tempera-

tur des Kondensats beobachtet (vgl. Bild). Bis zu diesem Zeitpunkt entspricht die Temperatur Sättigungsbedingungen. Dieses Verhalten ist typisch für die Abwesenheit von nichtkondensierbaren Gasen.

Die schnelle Reaktion der Thermoelemente wird in Bild 7.18 demonstriert. Während des Kondensatspiegeldurchgangs wechselt die Sonde mehrfach zwischen Dampf und Flüssigkeit. Dabei werden entsprechend schnelle Temperaturänderungen mit hoher Amplitude beobachtet. Wenn das Temperatursignal unter Zugrundelegung der Zeitkonstante von 17 ms dynamisch korrigiert wird, ergibt sich der im Bild als dünne Linie dargestellte Verlauf. Die Korrektur erfolgte durch Invertierung eines Verzögerungsglieds erster Ordnung:

$$T_{\text{corr}} = \tau \cdot \frac{dT}{dt} + T \quad (7.1)$$

Durch das Fehlen von nichtkondensierbaren Gasen erreicht die Temperatur innerhalb der Dampfblasen wieder nahezu den Sättigungswert, der zu diesem Zeitpunkt an Sonde NTS_3 noch konstant ansteht.

7.4.6 Nichtkondensierbares Gas im Versuchsrohr, typischer Prozessverlauf

Hierzu wird der Versuch C09 betrachtet. Die Signale der Thermoelementsonden sind in Bild 7.19 dargestellt. Der Hauptunterschied zwischen diesem und dem Experiment mit evakuiertem Versuchsrohr besteht darin, dass die Temperatur bereits lange vor dem Kondensatspiegeldurchgang unter den Sättigungswert abfällt. Dies ist auf das Eintreffen von nichtkondensierbarem Gas an der Sondenposition zurückzuführen.

Der gesamte Versuchsablauf lässt sich wie folgt umreißen: Nach Öffnen der Einspeisearmatur tritt Sattedampf in das Versuchsrohr ein, der die dort vorhandene Luft in den hinteren bzw. unteren Teil des Rohres verdrängt und dort komprimiert. Die Temperatur an den Sonden im vorderen Teil (NTS_2 - 4) erreicht - ähnlich wie bei evakuiertem Versuchsrohr - schnell den Sättigungswert. Im vorderen Teil setzt sofort Kondensation an der Rohrwand ein. Das Kondensat fließt im geneigten Rohr nach unten, d.h. in Richtung Rohrende. Dies verursacht einen Flüssigkeitsschwall, der von Sonde NTS_1 registriert wird. Das Kondensat beginnt, die am Rohrende angesammelte Luft wieder nach vorn, d.h. in Richtung Dampfeintritt zu verdrängen. Dadurch trifft die Luft nacheinander an den Sondenpositionen ein, so dass die Temperatur absinkt, ohne dass die Sonden Flüssigphase detektieren. Da sich das Rohr kontinuierlich mit Kondensat füllt, erreicht später auch der Kondensatspiegel die Sondenpositionen, was durch die Phasendetektion nachgewiesen wird.

Zum Zeitpunkt des Kondensatspiegeldurchgangs wird ein Temperaturanstieg um 30 bis 40 K beobachtet, d.h. das Kondensat ist in Rohrmitte wärmer, als das nichtkondensierbare Gas. Die Luft kann sich bei adiabatischer Kompression von 3 auf 50 bar theoretisch auf ca. 380 °C aufheizen, da die Rohrwand jedoch kalt ist, wird diese Temperatur bei weitem nicht erreicht, d.h. die Kompression erfolgt polytrop. Die Temperaturen im nichtkondensierbaren Gas liegen bei Versuch C09 zwischen 100 und 200 °C. Die höhere Temperatur des Kondensats ist auf dessen Wärmekapazität zurückzuführen. Es wurde bei nahezu Sättigungstemperatur gebildet und kann sich in Rohrmitte nur langsam abkühlen.

Nach dem Eintreffen der Luftpfropfen wird an den Sonden wahrscheinlich eine Zone aus einem Dampf-Luft Gemisch vorbeigeschoben. Dadurch nimmt die Temperatur rasch ab, wobei in der Mischzone charakteristische Temperaturfluktuationen (s. insbesondere NTS_4) beobachtet werden. Im weiteren beruhigen sich die Verläufe, die Temperaturen fallen langsam weiter ab, da sich das Gas an der Rohrwand abkühlt.

Bei allen Versuchen mit Luft im Rohr wurden jedoch die charakteristischen Temperatursprünge beim Kondensatpiegeldurchgang vorgefunden, d.h. das Kondensat war in jedem Fall wärmer, als das nichtkondensierbare Gas.

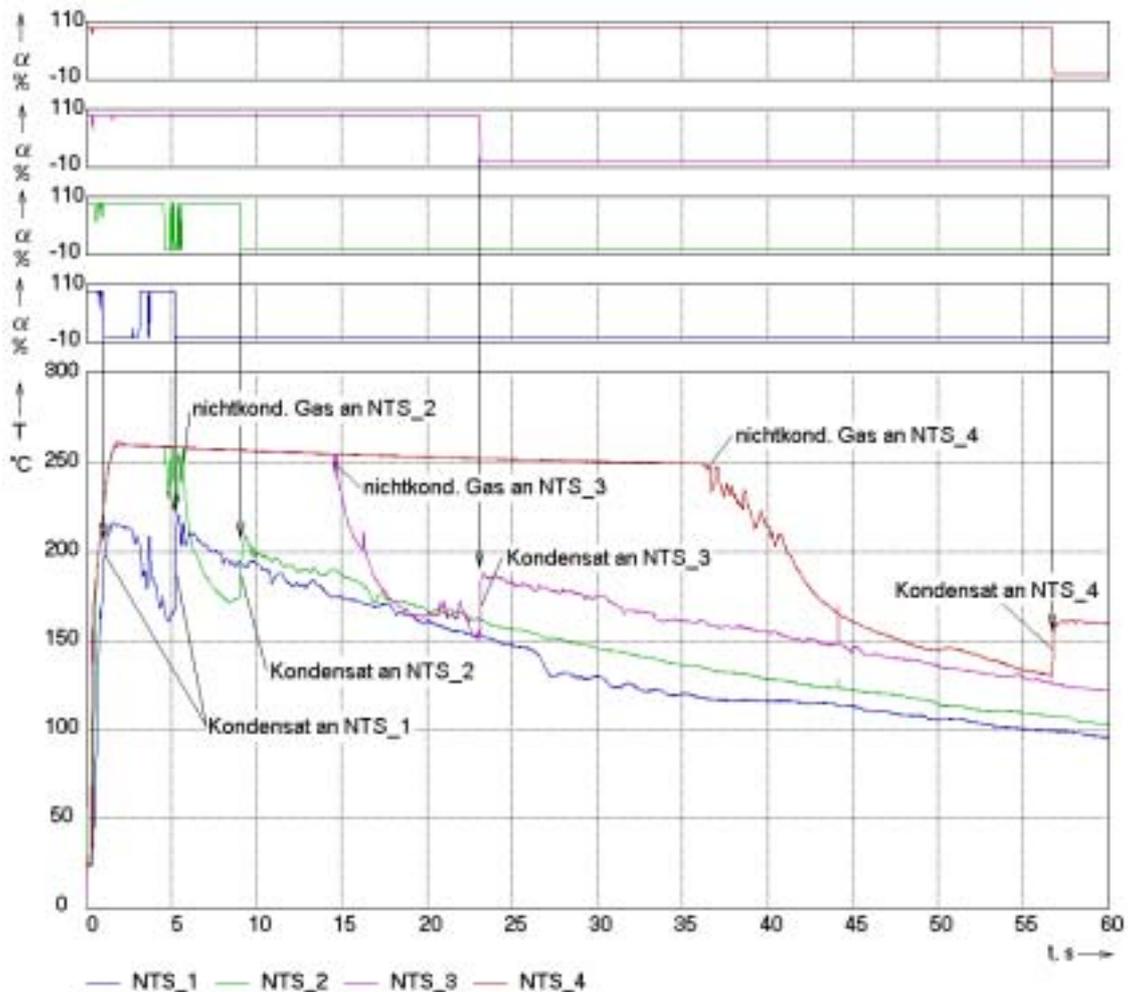


Bild 7.19 Phasenindikation und Temperatursignale der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C09 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 3 \text{ bar}$)

Interessant ist es, sich in diesem Zusammenhang den Zeitbereich zwischen 4.4 und 6.4 s in höherer Zeitauflösung anzusehen, da an Sonde NTS_2 wiederholt Anteile der Kondensatphase auftreten (Bild 7.20). Ähnlich wie in Bild 7.18 steigt die Temperatur im Innern der einzelnen beobachteten Blasen wieder nahezu auf Sättigungstemperatur an, d.h. es handelt sich um Dampfblasen. Nach der letzten Benetzungsphase stellt sich wieder Sättigungstemperatur ein. Kurz danach kommt es jedoch zu einem steilen Temperaturabfall ohne Detektion von Flüssigphase, was auf das Eintreffen des nichtkondensierbaren Gases zurückzuführen ist. Hier zeigt sich deutlich, welchen Detailinformationen die Signale der Thermoelementsonden beinhalten.

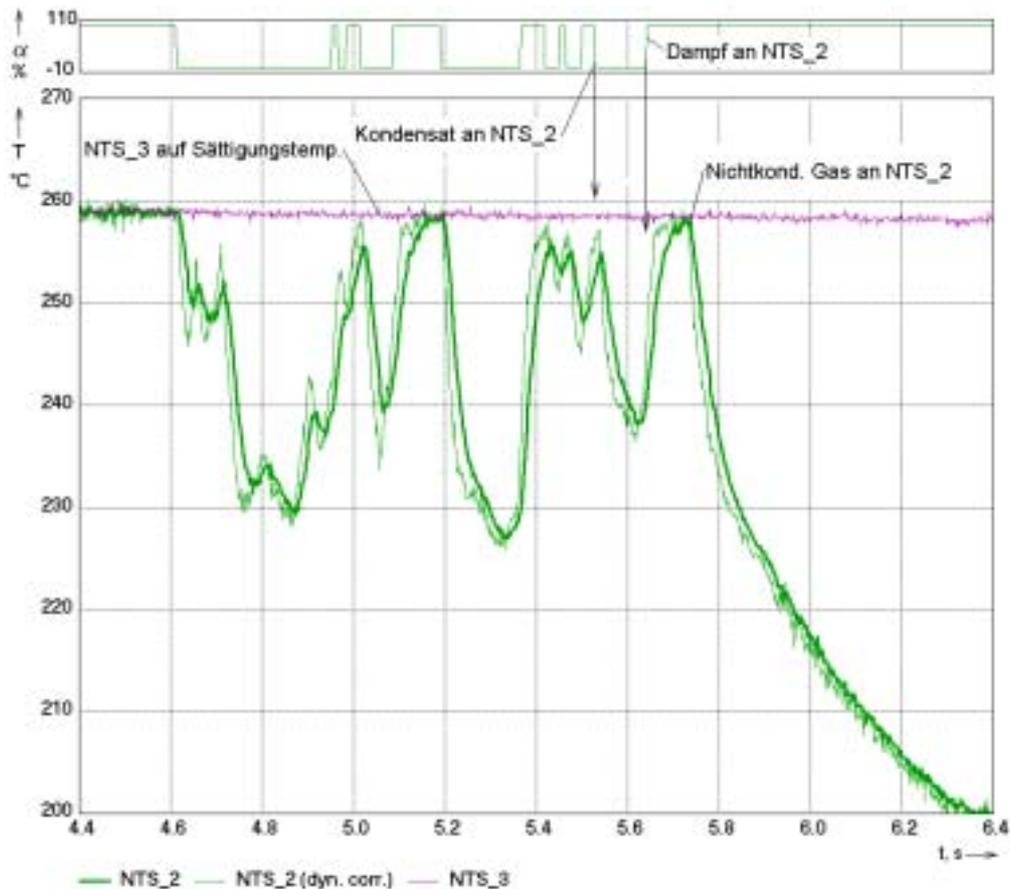


Bild 7.20 Phasenindikation und Temperatursignal der Thermoelementsonde NTS_2 bei Versuch C09 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 3 \text{ bar}$) in höherer Zeitauflösung

In der Anfangsphase des Prozesses sind ebenfalls deutliche Unterschiede zu den Experimenten mit evakuiertem Versuchsrohr zu erkennen. Wie in Bild 7.21 gezeigt, führt das Eindringen des Dampfs in das Rohr zu nacheinander erfolgenden Temperaturanstiegen an den Sonden. Hierbei tritt jedoch eine deutliche Abnahme der Geschwindigkeit auf. Während zwischen den Sprüngen an den Sonden NTS_4 und NTS_3 nur 30 ms vergehen, was einer mittleren Geschwindigkeit der Dampffront von ca. 40 m/s entspricht, sind es zwischen NTS_2 und NTS_1 schon 140, was nur noch ca. 7 m/s entspricht. Die Dampffront wird demzufolge durch die Kompression der Luft im hinteren Teil des Rohres abgebremst. Der durch diese Kompression verursachte Temperaturanstieg ist ansatzweise an den Sonden NTS_1 und NTS_2 zu erkennen, an denen die Temperatur bereits vor Eintreffen des Dampfs ansteigt.

Wesentlich deutlicher werden diese Effekte, wenn man ein Experiment mit höherem Gasvordruck betrachtet (Bild 7.22). Beim Versuch C07 betrug der Vordruck der Luft 10 bar. Unter diesen Verhältnissen ist die Dampffront noch wesentlich langsamer. So erreicht der Dampf die Sonde NTS_3 bei ca. $t = 0.4 \text{ s}$, vorher steigen aber bereits die Temperaturen auch an den dahinter liegenden Sonden, was nur auf die Erwärmung durch die Kompression zurückgeführt werden kann. Bis ca. $t = 0.64 \text{ s}$ steigt die Temperatur an den beiden Sonden NTS_1 und 2 synchron an, erst danach schert Sonde NTS_2 infolge des Eintreffens des Dampfs aus. Auch dieser Effekt kann nur durch die polytrope Kompression des Gases erklärt werden.

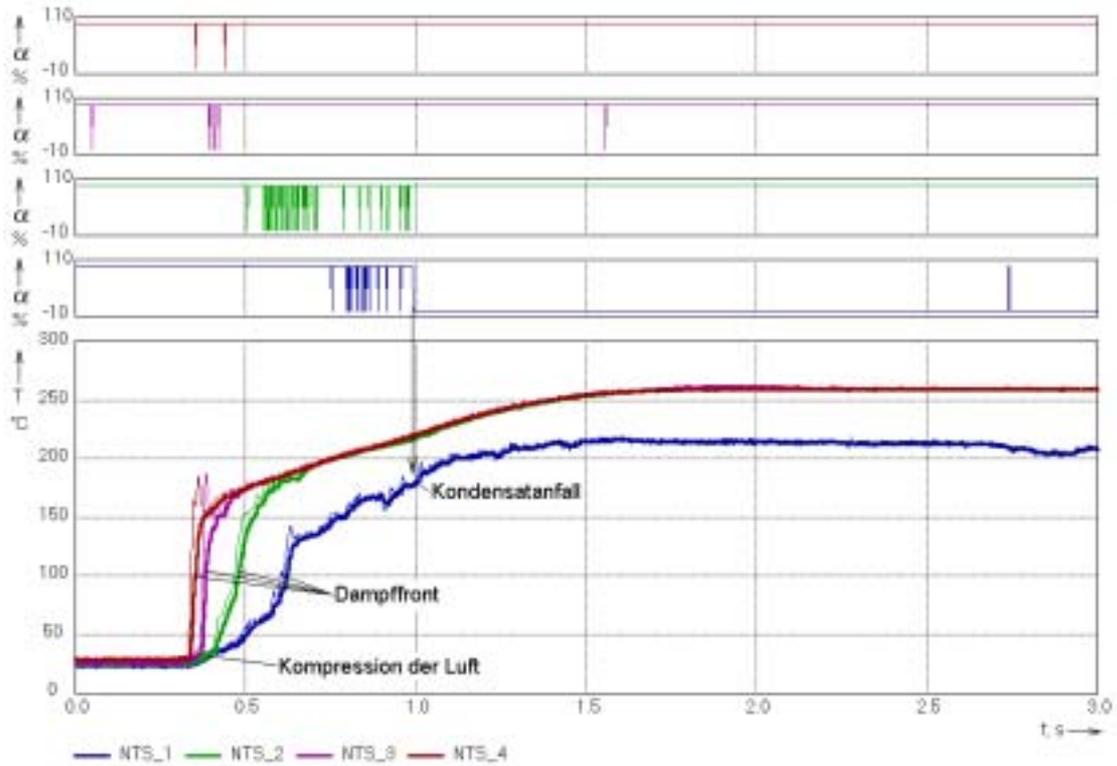


Bild 7.21 Phasenindikation und Temperatursignale (dünne Linien = dynamische Korrektur) der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C09, Anfangsphase des Versuchs ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 3 \text{ bar}$)

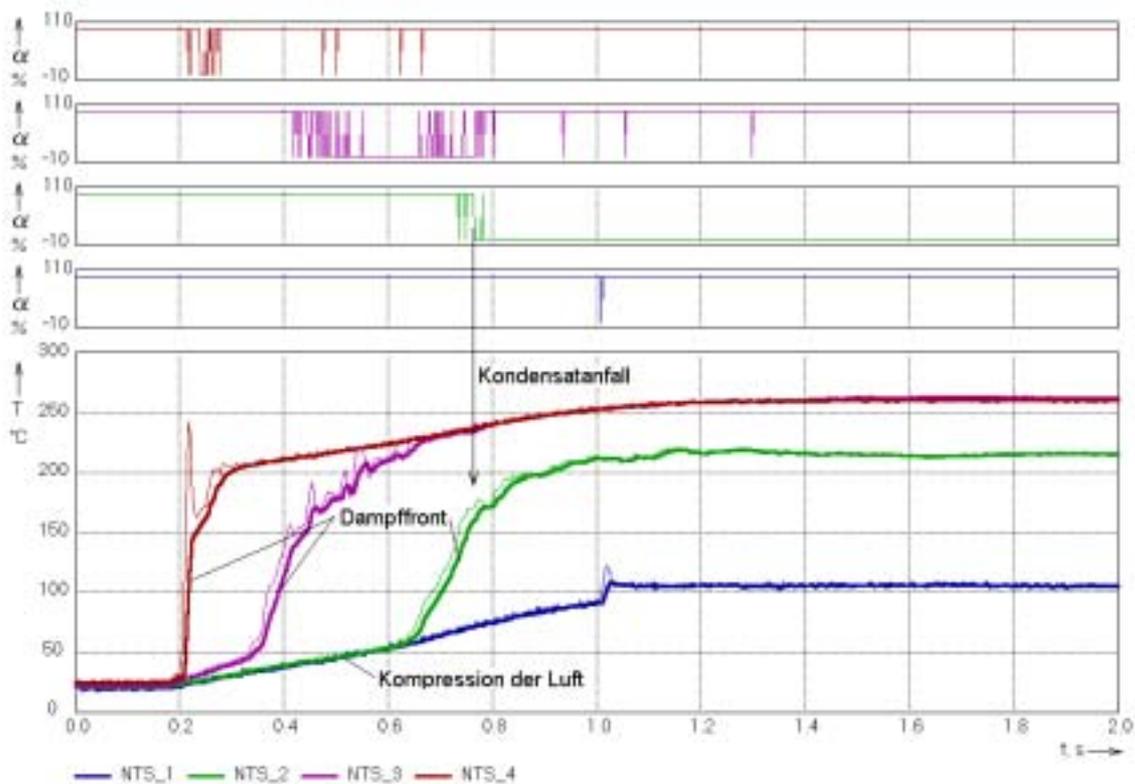


Bild 7.22 Phasenindikation und Temperatursignale (dünne Linien = dynamische Korrektur) der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C07, Anfangsphase des Versuchs ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 10 \text{ bar}$)

8 Zusammenfassung

Die Untersuchung von Zweiphasenströmungen in vertikalen und annähernd horizontalen Rohrleitungen mit neuartigen Messverfahren führten zu einer neuen Qualität der Charakterisierung der verschiedenen beobachteten Einzeleffekte und Phänomene. Der Hauptteil der Ergebnisse betrifft die Luft-Wasser-Strömung in einer vertikalen Teststrecke der Nennweite DN50, die sehr ausführlich untersucht wurde. Die eingesetzten Gittersensoren erlaubten die Aufnahme von Sequenzen momentaner Gasgehaltsverteilungen im Rohrleitungsquerschnitt mit einer bisher unerreichten Abtastfrequenz und räumlichen Auflösung. Die abgearbeiteten umfangreichen Versuchsmatrizen erfassen alle wesentlichen Strömungsformen und erlauben detaillierte quantitative Aussagen zur Evolution der Strömungsstruktur entlang des Strömungswegs, charakterisiert durch Gasgehalts- und Geschwindigkeitsprofile, Blasengrößenverteilungen und nach Blasengrößenklassen aufgegliederte Gasgehaltsprofile. Darüber hinaus wurden aussagekräftige Verfahren der Strömungsvisualisierung entwickelt und angewandt. Dabei wurde auch die Sensibilität der Strömungsstruktur und deren Entwicklung auf Änderungen der Primärblasenbildung gezeigt und quantifiziert.

Die stationären Strömungskarten stimmen für den Bereich der Blasenströmung, der feindispersen Blasenströmung und dem Übergang zur Pfropfenströmung gut mit der von Taitel und Dukler überein. Deutliche Unterschiede gibt es jedoch für die Grenzen zur turbulent aufgewühlten und zur Ringströmung. Ursache dafür sind möglicherweise die objektiveren Kriterien zur Beurteilung der Strömungsform, die auf Grundlage der hochauflösenden Daten definiert werden konnten. Neben den stationären wurden auch transiente Strömungskarten aufgestellt, die Einlaufängen (L/D -Verhältnisse) berücksichtigen. Solche Karten werden für 10 verschiedene L/D zwischen 0,6 und 60 dargestellt. Für den Übergang von der Blasen zur Pfropfenströmung konnte dabei die Korrelation von Taitel und Dukler mit einem Faktor erweitert werden, der von L/D abhängt.

Die experimentellen Ergebnisse wurden zur Modellbildung verwandt. Es wurden Modellbeziehungen zur Beschreibung der Blasenkräfte aus der Literatur ausgewählt, getestet und durch einen eigenen Ansatz für eine zusätzliche turbulente Dispersionskraft ergänzt, die die Oszillationsbewegung größerer Blasen berücksichtigt, die in der Nähe der Rohrachse aufsteigen. Weiterhin wurden in Anlehnung an Modelle aus der Literatur Koaleszenz und Fragmentationsbeziehungen entwickelt. Für den Test der Modelle, bei denen es sich ausnahmslos um geometrieunabhängige Beziehungen, d.h. mikroskopische Konstitutivgleichungen handelt, wurde ein vereinfachtes Verfahren zur Berechnung der Entwicklung der Strömungsform in einer vertikalen Rohrleitung aufgestellt und ein entsprechendes Computerprogramm erstellt. Es basiert auf der Betrachtung einer größeren Anzahl von Blasengrößenklassen und löst die Erhaltungsgleichungen für diese Blasenklassen einschließlich der Differentialgleichungen des Turbulenzmodells in einer vereinfachten r - z -Geometrie. Damit war es möglich, die Wirkung der mikroskopischen Konstitutivbeziehungen auf effektive Weise zu ermitteln und anhand des direkten Vergleichs mit Messwerten zu überprüfen. Dies war nur wegen der hohen Auflösung der Gittersensordaten durchführbar. Die erhaltenen numerische Lösungen haben erstmals gezeigt, dass der Übergang von einer Blasenströmung mit Randmaximum zu einem Profil mit Zentrummaximum und anschließend - bei weiterer Erhöhung der Gasvolumenstromdichte - zu einer

Pfropfenströmung ausgehend von einem einheitlichen Satz physikalisch begründeter Konstitutivgleichungen modelliert werden kann.

Im Ergebnis wurde ein Satz von Modellbeziehungen erhalten, der sich in einem abgegrenzten Gebiet der Volumenstromdichten für das als Modellfluid untersuchte Luft-Wasser-Gemisch als generalisierungsfähig erwiesen hat. Dies ist das Kernstück der vorliegenden Ergebnisse (s. Abschnitt 5). Diese Beziehungen sind für den Einbau in CFD-Modelle geeignet, was bei der Fortsetzung der Arbeiten in Nachfolgeprojekten den nächsten Schritt darstellen sollte.

Es hat sich gezeigt, dass selbst im verhältnismäßig engen Querschnitt der Testsektion DN50 ausgeprägte, komplexe mehrdimensionale Verteilungen des Gasgehalts der Geschwindigkeiten sowie der Blasengrößen vorliegen. Für eine Simulation der Entwicklung der Strömungsstruktur ist es unerlässlich diese Verteilungen zu berücksichtigen. Der ursprünglich postulierte Ansatz, thermohydraulische Modelle (d.h. Modelle, die nur in Strömungsrichtung diskretisieren) mit nur einer charakteristischen Größe für die Charakterisierung der Strömungsstruktur (Ausdehnung der Phasengrenzfläche, Blasenanzahldichte oder mittlere Blasengröße) zu ertüchtigen, hat daher aus Sicht der nunmehr vorliegenden Erkenntnisse kaum mehr Chancen, die Beschreibung des Übergangs zwischen verschiedenen Strömungsformen ausgehend von allgemeingültigen, mikroskopischen Konstitutivbeziehungen zu bewerkstelligen. Die Modellertüchtigung muss vielmehr zumindest von der Einteilung der Gasphase in eine ausreichende Anzahl von Blasengrößenklassen ausgehen, die charakteristische Veränderungen des Verhaltens der Blasen in Abhängigkeit von der Größe berücksichtigt, um erfolgreich zu sein.

Für die Sicherstellung der Übertragbarkeit auf die Verhältnisse in realen Anlagen ist in Zukunft der Einfluss der Maßstabsfaktoren (scaling) und der thermodynamischen Parameter (Stoffwerte) zu untersuchen. Die im Vorhaben erhaltenen Ergebnisse liefern hierzu nur erste Anhaltspunkte. Ausgehend von den Beobachtungen, die darauf hindeuten, dass in der im Rahmen des vorliegenden Vorhabens genutzten vertikalen Testsektion von MTLoop die Strömung oft noch nicht vollständig eingeschwungen war, sollten diese Scale-up-Untersuchungen auch die Vergrößerung des L/D-Verhältnisses einschließen.

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass das Verhalten der Strömung empfindlich von der Primärblasengröße abhängt. Sie hat großen Einfluss auf die weitere Evolution der Strömungsstruktur. Es deuten sich außerdem teilweise erhebliche Einflüsse von Stoffwerten und Beimengungen ab. Diese Fragen erfordern tiefere experimentelle Arbeiten.

Für die bis hierhin zusammengefassten Ergebnisse fanden vorrangig die experimentellen Daten aus stationären Versuchen an MTLoop Verwendung. Die Transienz der Strömung war hierbei durch deren Evolution entlang des Strömungsweges gegeben. In gesonderten Testserien wurden darüber hinaus die Verhältnisse in einer zeitlich veränderlichen Strömung untersucht. Hierzu wurden schnelle Übergangsprozesse ausgelöst, die entweder durch sprungförmige Veränderung der eingepertelten Gasvolumenstromdichte oder der Volumenstromdichte der Flüssigphase angeregt wurden. Die Ergebnisse wurden zunächst nur phänomenologisch analysiert, wobei erstmalig die zeitliche Entwicklung von radialen Gasgehalts- und Geschwindigkeitsprofilen sowie von Blasengrößenverteilungen mit einer Auflösung im Zehntelsekundenbereich

erhalten und interpretiert werden konnten. Mit diesem Datenmaterial ist eine vertiefte Verifizierung der Modelle, insbesondere der CFD-Codes möglich. Dabei kann die nunmehr verfügbare zeitliche Auflösung als Zugang zu Trägheits- und Relaxationstermen genutzt werden, die bei den quasistationären Versuchen keine oder nur eine untergeordnete Rolle gespielt haben.

In einem weiteren Abschnitt wurden die Arbeiten zur Kondensation in horizontalen bzw. schwach geneigten Wärmeübertragerrohren zusammengefasst. Diese Ergebnisse wurden unter Verwendung einer weiteren neuartigen Instrumentierung erhalten, einer lokalen Voidsonde, die durch Kombination mit einer schnellen Temperaturmessung erstmals eine Unterscheidung zwischen Dampf und Inertgas ermöglichte. Das Durchfahren der Kondensationsgrenzschicht mit Hilfe von Schrittmotoren hat dabei bei speziellen Einzelrohrexperimenten an der NOKO-Versuchsanlage erstmalig Temperaturprofile bei gleichzeitiger Zuordnung zum Kondensatfilm, zur Phasengrenzfläche und zur Grenzschicht im Dampfgebiet für die Kondensation bei hohen Wärmestromdichten ergeben. Diese Daten wurden im Rahmen einer Dissertation zur Aufstellung verbesserter Kondensationsmodelle genutzt.

An einer zweiten Versuchsanlage wurden transiente Kondensationsversuche mit definierter Dosierung von Inertgas gefahren, die die Umverteilungsvorgänge von Gas, Dampf und Kondensat längs des Versuchsrohrs wiedergeben. Diese Versuchsergebnisse können für die Validierung der Modelle in Thermohydraulikprogrammen genutzt werden, die den Transport und die Wirkung von nichtkondensierbaren Gasen beschreiben.

Literatur

- [Ant91] S.P. Antal., R.T. Lahey, J.E. Flaherty, Analysis of phase distribution in fully developed laminar bubbly two-phase flow, *International Journal of Multiphase Flow* 7(1991)635-652.
- [BGP01] A. Böttger, T. Gocht, H.-M. Prasser, J. Zschau: Transiente Kondensationsversuche an einem Notkondensator - Einzelrohr, (Invers Edwards Pipe Experiment, INVEP), BMWi Projekt 150 1215, Wissenschaftlich-Technische Berichte FZR-???, August 2001 (im Druck)
- [Bha80] D. Bhaga, M.E. Weber, In-line interaction of a pair of bubbles in a viscous liquid, *Chemical Engineering Science* 35 (1980) 2467-2474.
- [Bha81] D. Bhaga, M.E. Weber, Bubbles in viscous liquids: shapes, wakes and velocities, *Journal of Fluid Mechanics* 105 (1981) 61-85.
- [BPZ00] D. Baldauf, H.-M. Prasser, J. Zschau: Anordnung zur Messung der lokalen elektrischen Leitfähigkeit und Temperatur in Fluiden, DE-Patentanmeldung 100 12 938.2, 16.03.2000.
- [DaP94] R.K. Das, S. Pattanayak, Bubble to slug flow transition in vertical upward two-phase flow through narrow tubes. *Chemical Engineering Science* 49 (1994) 2163-2172.
- [Fjo98] A. Fjodorow, Modellierung der Wärmeübertragungsvorgänge bei der Kondensation in horizontalen Rohren mit Anwendung in der Störfallanalyse von Leichtwasserreaktoren, Dissertation, TU Dresden, Fakultät Maschinenwesen, Sept. 1998.
- [Hil99] T. Hibiki, M. Ishii, Experimental study on interfacial area transport in bubbly two-phase flows, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 42(1999)3019-3035.
- [Hos2002] S. Hosokawa et al., Lateral migration of single bubbles due to the presence of wall, *Proceedings of ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, Montreal, Quebec, Canada, July 14-18, 2002.*
- [ISM-80] M. Ishii, K. Mishima, Study of two-fluid model and interfacial area, Argonne National Laboratory, ANL-80-111, NUREG/CR-1873, 1980.
- [Jon87] I. D. Johnson: Method and Apparatus for Measuring Water in Crude Oil, United States Patent, No 4,644,263, Date of Patent: Feb. 17, 1987.
- [KaS90] Kataoka I., Serizawa A., Interfacial area concentration in bubbly flow, *Nuclear Engineering and Design* 120(1990)163-180.
- [KPS99] A.-K. Krüssenberg, H.-M. Prasser, A. Schaffrath, A new criterion for the bubble slug transition in vertical tubes, Ninth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-9), San Francisco, California, October 3-8, 1999.

- [Kre99] Krepper E., Prasser H.-M., Measurements and CFX-Simulations of a bubbly flow in a vertical pipe, CFX International Users Conference, Friedrichshafen, Germany, June, 1999.
- [LaB94] Lance M., Lopez de Bertodano M., Phase distribution phenomena and wall effects in bubbly two-phase flows, *Multiphase Science and Technology* 8(1994)69-123.
- [Lah93] R.T. Lahey, M. Lopez de Bertodano, O.C. Jones, Phase distribution in complex geometry conduits, *Nuclear Engineering and Design* 141 (1993) 177-201.
- [LeM99] F. Lehr, D. Mewes, A transport equation for the interfacial area density in two-phase flow, ECCE 2, Second European Congress of Chemical Engineering, Montpellier, France. 1999.
- [Li01] W. Li: Kondensation von Wasserdampf oder eines Wasserdampf/Stickstoff-Gemisches in einem horizontalen Rohr, Dissertation, Universität Bochum, D 294, 2001, in: Forschungszentrum Jülich, Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik, Berichte des Forschungszentrums Jülich Jül-3950.
- [Luc01a] D. Lucas, E. Krepper, H.-M. Prasser, 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.
- [Luc01b] D. Lucas, E. Krepper, H.-M. Prasser, 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.
- [LuS96] H. Luo, H.F. Svendsen, Theoretical Model for Drop and Bubble Breakup in Turbulent Dispersions, *AIChE Journal* 42 (1996) 1225-1233.
- [MiM96] M. Milles, D. Mewes, Phasengrenzflächen in Blasenströmungen - Teil 1 Blasensäulen, *Chemie Ingenieur Technik* 68 (1996) 660-669.
- [Noa03] R. Noack, Experimentelle Untersuchung von getriggerten Zweiphasenströmungen in einer vertikalen Rohrleitung, Forschungszentrum Rossendorf, Februar 2003, Praktikumsbericht.
- [PBS97] H.-M. Prasser, A. Böttger, A. Schaffrath, Strömungsformen bei Kondensationsvorgängen im Notkondensator-Versuchsstand, *Wissenschaftlich-Technische Berichte / Forschungszentrum Rossendorf; FZR-186* Juli 1997.
- [PBZ99] H.-M. Prasser, A. Böttger, J. Zschau, Entwicklung von Zweiphasenmesstechnik für vergleichende Untersuchungen zur Beschreibung von transienten Strömungen in Rohrleitungen, Forschungszentrum Rossendorf; FZR-233, Februar 1999, Abschlußbericht zum Vorhaben 11ZF9504/1.

- [Pra98] Prasser H.-M., Böttger A., Zschau J., A new electrode-mesh tomograph for gas-liquid flows, *Flow Measurement and Instrumentation* 9 (1998) 111-119.
- [Pra99] H.-M. Prasser, Measurement of Gas Fraction, Gas Velocity and Volume Flow by Electrode Mesh Sensors, ECCE 2 - Second European Congress of Chemical Engineering - Montpellier 05.-07.10.1999, paper CDROM 11280001.pdf.
- [Pra01] Prasser, H.-M., Scholz, D., Zippe, C., Bubble Size Measurement using Wire-Mesh Sensors, *Flow Measurement and Instrumentation*, *Flow Measurement and Instrumentation* 12 (2001) 299-312
- [Pra02] H.-M. Prasser, E. Krepper, D. Lucas, 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.
- [PrB90] M.-J. Prince, H.-W. Blanch, Bubble Coalescence and Break-Up in Air-Sparged Bubble Columns, *AIChE Journal* 36 (1990) 1485-1499.
- [PSK97] H.-M. Prasser, P. Schütz, N. Kossok, Berührungslose Detektion der Struktur und Messung ausgewählter Parameter von Zweiphasenströmungen durch Mustererkennungsverfahren unter Verwendung von Ultraschall als Messsonde. Abschlussbericht zum Vorhaben 1500 967, Forschungszentrum Rossendorf; FZR-203 November 1997.
- [PZP02] H.-M. Prasser, J. Zschau, D. Peters, G. Pietzsch, W. Taubert, M. Trepte, Fast wire-mesh sensors for gas-liquid flows - visualisation with up to 10 000 frames per second, *International Congress on Advanced Nuclear Power Plants (ICAPP)*, June 9-13, 2002 - Hollywood Florida, USA, Proc. CD-ROM, paper #1055.
- [Rei96] N. Reinecke, M. Boddem, G. Petritsch, D. Mewes: Tomographisches Messen der relativen Phasenanteile in zweiphasigen Strömungen fluider Phasen, *Chem. Ing. Tech.* 68 (1996) 11, S. 1404-1412.
- [Sat75] Y. Sato, K. Sekoguchi, Liquid velocity distribution in two phase bubble flow, *International Journal of Multiphase Flow* 2 (1975) 79.
- [Sat81] Y. Sato, M. Sadatomi, K. Sekoguchi, Momentum and heat transfer in two-phase bubble flow-I, *International Journal of Multiphase Flow* 7 (1981) 167-177.
- [Sch96] A. Schaffrath, Experimentelle und analytische Untersuchungen zur Wirksamkeit des Notkondensators des SWR600/1000, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, D294, 1996.
- [Sch98] A. Schaffrath, P. Dumaz: Post test calculations of NOKO emergency condenser experiments, *Proc. ICONE 6, 6th Int. Conf. on Nuclear Engineering*, 10.-14.5.1998, San Diego, California.

- [Sch99a] A. Schaffrath, E. F. Hicken, H. Jaegers, H.-M. Prasser: Experimental and Analytical Investigation of the Operation Mode of the Emergency Condenser of the SWR1000, Nuclear Technology, 126 (May 1999), pp. 123-142.
- [Sch99b] A. Schaffrath, Krepper E., Krüßenberg A.-K., Prasser H.-M., , High resolution measurements for the validation of flow maps and CFD codes, *2nd International Symposium on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation*, Pisa 1999, Proc. Vol. III, pp. 1371-1378.
- [Sch01] Schaffrath et al., TOPFLOW – a new multipurpose thermalhydraulic test facility for the investigation of steady state and transient two phase flow phenomena, Kerntechnik 66 (2001) 209-213
- [Sen99] W. Sengpiel et al., Messungen der Eigenschaften von kontinuierlicher und disperser Phase in Luft-Wasser-Blasenströmungen, 3. Workshop "Meßtechnik für stationäre und transiente Mehrphasenströmungen", 14. Oktober 1999, Rossendorf, FZR-281, pp.25-49.
- [TBD80] Y. Taitel , D. Bornea, A.E. Duckler, Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes, AIChE Journal 26 (1980) 345-354.
- [Tom95] A. Tomiyama et al., Effects of Eötvös number and dimensionless liquid volumetric flux on lateral motion of a bubble in a laminar duct flow, *Advances in Multiphase Flow*, 1995, 3-15.
- [Tom98] A. Tomiyama, Struggle with computational bubble dynamics, Third International Conference on Multiphase Flow, ICMF'98, Lyon, France, June 8-12, 1998.
- [Tom99a] A. Tomiyama et al., Spatial evolution of developing air-water bubble flow in a vertical pipe, 2nd Int. Symp. on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Pisa 1999, Vol II, pp. 1027-1034.
- [Tom99b] Tomiyama A. et al., Measurement of transverse migration of single bubbles in a couette flow, 2nd Int. Symp. on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Pisa 1999, Vol II, pp. 941-948.
- [Wel66] R.M. Wellek, A.K. Agrawal, A.H.P. Skelland, Shapes of liquid drops moving in liquid media, AIChE Journal 12 (1966) 854.
- [Zun80] I. Zun, The transverse migration of bubbles influenced by walls in vertical bubbly flow, *International Journal of Multiphase Flow* 6 (1980) 583-588.

Formelzeichen

a	Gewichtskoeffizient
A	Querschnittsfläche
C_L	Koeffizient der klassischen Liftkraft
$C_{D,Eo}$	Koeffizient der Eötvös-Zahl abhängigen Dispersionskraft
C_T	Koeffizient der totalen Liftkraft
C_W	Koeffizient der Wandkraft
C_μ	Konstante des k- ϵ Modells
d_b	Blasendurchmesser
d_H	horizontale Abmessung der Blase
D	Rohrdurchmesser
E_o	Eötvös-Zahl
f_m	Messfrequenz
F_D	Dispersionskraft
$F_{D,Eo}$	Eötvös-Zahl abhängige Dispersionskraft
F_L	Liftkraft
F_W	Wandkraft
g	Erdbeschleunigung
h	Häufigkeit
J	Volumenstromdichte (= Leerrohrgeschwindigkeit)
k	turbulente kinetische Energie
L	Rohrlänge
n	Blasenanzahldichte
P_k	Produktionsterm der turbulenten kinetischen Energie
Q	in Richtung auf den Betrachter wirksame Streuintensität
r	radiale Koordinate
R	Korrelationsfunktion
R	Rohrradius
$R_{i,j}$	Koaleszenzrate
Re	Reynoldszahl
t	Zeit
T	Temperatur
U	Spannung
V_b	Blasenvolumen
w	Geschwindigkeit

x,y	Koordinaten der Messebene
z	Koordinate der axialen Richtung
z^*	virtuelle z-Achse
α	Gasgehalt
Γ	Koaleszenzrate
ε	Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie
Θ	Relaxationskonstante
$\vec{\Lambda}$	Vektor der Absorptionskoeffizienten
μ	Viskosität
μ_t	turbulente Viskosität
ρ	Dichte
σ	Oberflächenspannung
σ_k	Konstante des k- ε Modells
τ	Zeitkonstante
ϕ_i	Farbkomponenten des virtuellen Lichtflusses
ϕ	Winkel
Φ_x	virtueller Lichtfluss senkrecht zur Beobachtungsrichtung
Φ_y	virtueller Lichtfluss in Richtung zum Beobachter
Ω	Zerfallsfrequenz
$\vec{\Omega}$	Vektor der Streukoeffizienten

Indizes

G	Gas
H	horizontal
i,j	Indizes für die Blasengrößenklasse
i, j,k	Indizes in der Matrix der Messdaten
Luft	Luft
rel	relativ
W, Wasser	Wasser

Abbildungsverzeichnis

- Bild 2.1 Schematische Darstellung der Zweiphasentestschleife MTLLoop
- Bild 2.2 Ansicht der Hauptumwälzpumpe von MTLLoop
- Bild 2.3 Ansicht des Dreiwegeventils
- Bild 2.4 Seitenansicht des Heizsegments DN50
- Bild 2.5 Querschnitt des Heizsegments mit Heizleitern
- Bild 2.6 Strömungsgleichrichtereinsatz
- Bild 2.7 Teststreckensegment DN50
- Bild 2.8 Seitenansicht des Separators
- Bild 2.9 Draufsicht des Separators
- Bild 2.10 Kühlsektion in der Fallleitung DN65
- Bild 2.11 Querschnitt der Kühlsektion
- Bild 2.12 Luftfilter
- Bild 2.13 Einperlvorrichtung V1, Anordnung der Kapillaren im Rohrquerschnitt
- Bild 2.14 Lufteinspeisung V1 (A), V2 (B) und V3 (C) mit Luftzuleitungen
- Bild 2.15 Durchmesserabstufung bei Einperlvorrichtung V2
- Bild 2.16 Anordnung der Düsen bei der Einperlvorrichtung V4
- Bild 2.17 Viersträngige Durchsatzmess- und -regelstrecke für Luft
- Bild 2.18 Genauigkeit der Einstellung der Volumenstromdichte für Luft an MTLLoop
- Bild 2.19 Ansicht des Ultraschall-Laufzeit-Volumenstromgebers
- Bild 2.20 Genauigkeit der Einstellung der Wasser -Volumenstromdichte an MTLLoop
- Bild 3.1 Wirkungsweise des Gittersensors (vereinfacht, 4x4 Messpunkte)
- Bild 3.2 Gittersensor DN50 mit 16x16 Messpunkten
- Bild 3.3 Gittersensor DN50 mit 24x24 Messpunkten
- Bild 3.4 Sensor für 7 MPa und 286°C zu Messungen während der transienten Kondensationsversuche
- Bild 3.5 Querschnitt der Elektrodenstäbchen
- Bild 3.6 Druck- und temperaturfester Gittersensor im eingeflanschten Zustand
- Bild 3.7 Vergleich des durchmessergemittelten Gasgehalts des Gittersensors 16x16 nach Gl. (3.2) mit einer Gamma-Dichtemessung (Serie F06), 13 mCi Cs-137, Integrationszeit 120 s, Strahldurchmesser 5 mm [PBZ99]
- Bild 3.8 Gewichtskoeffizienten für die Mittelwertbildung im Messquerschnitt
- Bild 3.9 Gewichtskoeffizienten für die Berechnung von radialen Profilen im Messquerschnitt
- Bild 3.10 Signalverläufe an zwei ausgewählten Messpunkten zweier hintereinander angeordneter Gittersensoren bei einer Schwallströmung

- Bild 3.11 Beispiele für Kreuzkorrelationsfunktionen für zwei ausgewählte Messpunkte Messpunkten zweier hintereinander angeordneter Gittersensoren
- Bild 3.12 Beispiel für ein Geschwindigkeits- und ein Gasgehaltsprofil
- Bild 3.13 Bildung eines virtuellen Schnittbildes aus einer Sequenz von zweidimensionalen Momentanverteilungen des Gasgehalts
- Bild 3.14 Virtuelle Projektionen (jeweils links) und virtuelle Schnittbilder (jeweils rechts), gewonnen mit einem Sensor 24x24, Volumenstromdichte Wasser: 1 m/s, $L/D \cong 60$
- Bild 3.15 Erläuterung zur Zerlegung von Gasgehaltsverteilungen nach Blasengrößenklassen
- Bild 4.1 Zuordnung der Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten zu den Versuchspunkten. Die entsprechenden Werte für die Volumenstromdichten ergeben sich durch Multiplikation der Leerrohrgeschwindigkeiten mit dem Rohrquerschnitt ($A = 0,002059 \text{ m}^2$).
- Bild 4.2 Radiale Gasgehaltsverteilungen für Messungen mit dem 16x16 und dem 24x24 Sensor ($J_W = 0,4 \text{ m/s}$, Variation der Gasvolumenstromdichte)
- Bild 4.3 Blasengrößenverteilungen für Messungen mit dem 16x16 und dem 24x24 Sensor ($J_W = 0,4 \text{ m/s}$, Variation der Gasvolumenstromdichte)
- Bild 4.4 Versuchspunkte der Messserie F10. Die blau gekennzeichneten Punkte wurden nur mit der Einspeisung V3 gemessen
- Bild 4.5 Gemessene Kombinationen der Leerrohrgeschwindigkeiten (alle farbig unterlegten Punkte) und verwendete Düsendruppe bei der Messserie M01
- Bild 4.6 Schnittbilder verschiedener Strömungsformen (Parameter s. Tabelle 4.2)
- Bild 4.7 Schnittbilder für die Entwicklung der Strömungsform entlang des Rohres: Serie F10, Test 140 ($J_W=1,017 \text{ m/s}$, $J_G=0,534 \text{ m/s}$), seitliche Einspeisung V2.
- Bild 4.8 Entwicklung der Strömungsform in Abhängigkeit vom Einspeiseort bzw. vom Primärblasenspektrum (V1,V2 – V3). Serie F10, Test 118 ($J_W=1,017 \text{ m/s}$, $J_G=0,219 \text{ m/s}$)
- Bild 4.9 Vergleich der Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Versuchsserie F10) für die verschiedenen Einspeisevorrichtungen. Punkt 083, $J_W = 0,405 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0574 \text{ m/s}$
- Bild 4.10 Stationäre Strömungskarte für die Messserie F03, $L/D = 69,5$
- Bild 4.11 Stationäre Strömungskarte für die Messserie F10, Einspeisung V1, $L/D = 61,2$. Die Strömungskarte für die Einspeisung V2 ($L/D = 60,2$) unterscheidet sich nur in den Punkten, 036 und 037, wo noch ein Randmaximum beobachtet wird und in den Punkten 034 und 035, wo eine Blasenströmung im Übergangsbereich vorliegt.
- Bild 4.12 Stationäre Strömungskarte für die Messserie F10, Einspeisung V3, $L/D = 59,2$
- Bild 4.13 Stationäre Strömungskarte für die Messserie M01, $L/D = 59,2$

- Bild 4.14 Radiale Gasgehaltsprofile mit Randmaximum für verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01
- Bild 4.15 Radiale Gasgehaltsprofile mit Mittenmaximum für verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01
- Bild 4.16 Radiale Gasgehaltsprofile im Übergangsbereich vom Rand- zum Mittenmaximum für verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01
- Bild 4.17 Radiale Gasgehaltsprofile für eine Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 4 m/s und verschiedenen Gasleerrohrgeschwindigkeiten (Zuordnung der Versuchspunkte s. Bild 4.1), Versuchsserie M01
- Bild 4.18 Radiale Gasgehaltsprofile (linkes Bild) und Blasengrößenverteilungen (rechtes Bild) für zwei verschiedene Kombinationen von Leerrohrgeschwindigkeiten (Punkt 084: $J_W = 0,641$ m/s, $J_G = 0,0574$ m/s, Punkt 094: $J_W = 0,405$ m/s, $J_G = 0,0898$ m/s), Versuchsserie M01
- Bild 4.19 Gasgehaltsprofile bei $J_W=1$ m/s, Punkte 074, 085, 096, 107, 118, 129 und 140, Versuchsserie M01
- Bild 4.20 Geschwindigkeitsprofile bei $J_W = 1$ m/s, Punkte 074, 085, 096, 107, 118, 129 und 140, Versuchsserie M01
- Bild 4.21 Blasengrößenverteilungen für eine Wasserleerrohrgeschwindigkeit von 1 m/s und verschiedene Gasleerrohrgeschwindigkeiten, Versuchsserie M01. Für die Punkte 074 ($J_G = 0,0368$ m/s), 096 ($J_G = 0,0898$ m/s) und 118 ($J_G = 0,219$ m/s) liegt eine monomodale Verteilung vor, während die Verteilung für den Punkt 129 ($J_G = 0,342$ m/s) bimodal ist.
- Bild 4.22 Blasengrößenverteilungen für eine Gasleerrohrgeschwindigkeit von 0,534 m/s und Wasserleerrohrgeschwindigkeiten von 1 m/s, 0,641 m/s, 0,405 m/s, 0,161 m/s und 0,102 m/s im Fall von Pfropfenströmungen, Versuchsserie M01.
- Bild 4.23 Virtuelle Transparenz der Strömung in Testserie F03 als Funktion von den Volumenstromdichten gemäß Versuchsmatrix Bild 4.1
- Bild 4.24 Vergleich der Strömungskarte der Versuchsserie F03 mit der Karte von Taitel und Dukler [TBD80]
- Bild 4.25 Einfluss der Temperatur auf die radiale Gasgehaltsverteilung
- Bild 4.26 Einfluss der Temperatur auf die Blasengrößenverteilung, $J_W = 0,405$ m/s
- Bild 4.27 Einfluss der Neigung auf den Querschnitt der Gasgehaltsverteilung und auf die Blasengrößenverteilungen, $J_W = 0,405$ m/s
- Bild 4.28 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 30 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 0,6$).
- Bild 4.29 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 80 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 1,6$).

- Bild 4.30 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 130 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 2,5$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.31 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 230 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 4,5$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.32 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 430 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 8,4$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.33 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 830 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 16,2$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.34 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 1530 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 29,9$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.35 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 2030 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 39,6$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.36 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 2530 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 49,4$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.37 Zeitlich gemittelte Gasgehaltsverteilungen über dem Rohrquerschnitt 3030 mm oberhalb der Gaseinspeisung ($L/D = 59,2$) und Grenzlinien für die Strömungsformen bzw. -charakteristika.
- Bild 4.38 Grenzlinien für den Übergang von der Blasen zur Pfropfenströmung in Abhängigkeit von der Einlaufhöhe nach Gleichung 4.2
- Bild 4.39 Entwicklung des radialen Gasgehaltprofils (linkes Bild) und der Blasengrößenverteilung (rechtes Bild) über die Höhe der Teststrecke für den Fall einer stabilen Blasenströmung (Testserie M01, Punkt 043, $J_W = 2,6$ m/s, $J_G = 0,0096$ m/s)
- Bild 4.40 Entwicklung des radialen Gasgehaltprofils (linkes Bild) und der Blasengrößenverteilung (rechtes Bild) über die Höhe der Teststrecke für den Fall einer sich entwickelnden Strömung am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, Punkt 071, $J_W = 0,26$ m/s, $J_G = 0,037$ m/s)
- Bild 4.41 Entwicklung des radialen Gasgehaltprofils (linkes Bild) und der Blasengrößenverteilung (rechtes Bild) über die Höhe der Teststrecke für den Fall einer Pfropfenströmung am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)
- Bild 4.42 Über den Rohrquerschnitt gemittelter Gasgehalt als Funktion der Zeit im Fall einer sich entwickelnden Pfropfenströmung für unterschiedliche Höhenpositionen (Testserie M01, Punkt 135, $J_W = 0,1$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)
- Bild 4.43 Entwicklung der Blasengrößenverteilung über die Höhe der Teststrecke für die Einspeisung V3 (Testserie F10, Punkt 063, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,024$ m/s)

- Bild 4.44 Vergleich der Blasengrößenverteilungen nahe der Gaseinspeisung und am oberen Ende der Teststrecke für die Einspeisungen V1 und V3 (Testserie F10, Punkt 085, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s)
- Bild 4.45 Gesamtes radiales Gasgehaltprofil im Vergleich mit den Anteilen der jeweiligen Blasengrößen (Testserie M01, Punkt 083, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s)
- Bild 4.46 Gesamtes radiales Gasgehaltprofil im Vergleich mit den Anteilen der jeweiligen Blasengrößen (Testserie M01, Punkt 095, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,09$ m/s)
- Bild 4.47 Gesamtes radiales Gasgehaltprofil im Vergleich mit den Anteilen der jeweiligen Blasengrößen (Testserie M01, Punkt 107, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s)
- Bild 4.48 Nach Blasengrößen zerlegte radialale Gasgehaltsprofile für $L/D = 4,5$ (linke Seite) und $8,4$ (rechte Seite), Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s
- Bild 4.49 Entwicklung der Strömung bei der stabilen Blasenströmung (links) und beim Übergang von einer Blasen in eine Pfropfenströmung (rechts)
- Bild 4.50 Beispiel der Evolution von radialen Gasgehaltsprofilen, zerlegt nach Blasengrößenklassen
- Bild 4.51 Zeitlicher Verlauf des über den Rohrquerschnitt gemittelten Gasgehalts für verschiedene Einlaufängen (Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)
- Bild 4.52 Radiale Gasgehaltsverteilung ausgewählter Punkte in verschiedenen Messserien, $J_W = 1,017$ m/s
- Bild 4.53 Blasengrößenverteilungen ausgewählter Punkte in verschiedenen Messserien, $J_W = 1,017$ m/s
- Bild 5.1 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 039, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,0096$ m/s, aus [Luc01a])
- Bild 5.2 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 061, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,024$ m/s, aus [Luc01a])
- Bild 5.3 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 083, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s, aus [Luc01a])
- Bild 5.4 Gemessene Blasengrößenverteilung (oben) und das daraus berechnete radiale Gasgehaltprofil (Linie) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 105, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s, aus [Luc01a])
- Bild 5.5 Gemessene Blasengrößenverteilungen und berechnete Profile der Gasgeschwindigkeit (Testserie F10, Einspeisung V1, $J_W = 1,0$ m/s)

- Bild 5.6 Berechnete radiale Gasgehaltsprofil (Linien) im Vergleich mit experimentellen Daten (Sterne) (Testserie F10, Einspeisung V1, $J_W = 1,0$ m/s)
- Bild 5.7 Vergleich berechneter (Linien) und experimentell ermittelter (Sterne) radialer Gasgehaltsprofile, zerlegt nach dem Anteil der einzelnen Blasengrößen (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 083, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,057$ m/s)
- Bild 5.8 Vergleich berechneter (Linien) und experimentell ermittelter (Sterne) radialer Gasgehaltsprofile, zerlegt nach dem Anteil der einzelnen Blasengrößen (Testserie F10, Einspeisung V1, Punkt 116, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)
- Bild 5.9 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,090$ m/s)
- Bild 5.10 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s)
- Bild 5.11 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,40$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)
- Bild 5.12 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,14$ m/s)
- Bild 5.13 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)
- Bild 5.14 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 0,64$ m/s, $J_G = 0,34$ m/s)
- Bild 5.15 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,22$ m/s)
- Bild 5.16 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,34$ m/s)
- Bild 5.17 Gemessene Blasengrößenverteilung nahe der Gaseinspeisung und berechnete und gemessene Blasengrößenverteilungen am oberen Ende der Teststrecke (Testserie M01, $L/D = 59,2$, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)
- Bild 5.18 Entwicklung der Blasengrößenverteilung und der radialen Gasgehaltsprofile entlang der Rohrleitung (Testserie M01, Punkt 140, $J_W = 1,0$ m/s, $J_G = 0,53$ m/s)
- Bild 5.19 Berechnete und gemessene radiale Verteilung des Gasgehaltes, Punkt 039, $J_W = 0,405$ m/s, $J_G = 0,0096$ m/s

- Bild 5.20 Berechnete und gemessene radiale Geschwindigkeitsverteilung, Punkt 039, $J_W = 0,405 \text{ m/s}$, $J_G = 0,0096 \text{ m/s}$
- Bild 5.21 Relative Massenbilanzen an Ein- und Austritt
- Bild 5.22 Radiale Verteilung der Non-Drag-Forces
- Bild 5.23 Gemessenes radiales Gasverteilungsprofil bei steigender Gasleerrohr-geschwindigkeit ($J_{\text{wasser}} = 1,0 \text{ m/s}$)
- Bild 5.24 Berechnetes radiale Gasverteilungsprofil (vgl. Bild 5.23)
- Bild 6.1 Verlauf der querschnittsgemittelten Gasgehalte bei sprunghafter Zunahme des Luftvolumenstroms, Versuch F15_0723, Ensemble-Mittelung über 9 Realisierungen, Zeitauflösung 0.1 s
- Bild 6.2: Verlauf der querschnittsgemittelten Gasgehalte bei sprunghafter Zunahme des Luftvolumenstroms, Versuch F15_0743, Ensemble-Mittelung über 9 Realisierungen, Zeitauflösung 0.1 s
- Bild 6.3: Übersicht über die Gasgehaltsverläufe am Ende der Teststrecke (Sensor 2) bei allen Versuchen mit sprunghafter Änderung des Luftstroms, links - sprunghafte Zunahme, rechts - sprunghafte Reduzierung
- Bild 6.4: Virtuelle Schnittbilder aus Gittersensordaten zum Zeitpunkt des Durchgangs der Störungsfront (ca. $t = -300 \text{ ms}$ in der angegebenen Zeitachse) für alle Versuche mit sprunghafter Zunahme des Luftvolumenstroms
- Bild 6.5: Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0723
- Bild 6.6: Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0725
- Bild 6.7: Übergangsverhalten der Blasengrößenverteilung beim Eintreffen der Störung am Sensor 2 in Versuch F15B0725
- Bild 6.8: Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0743
- Bild 6.9: Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Zunahme des Luftdurchsatzes, Versuch F15B0745
- Bild 6.10 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0723
- Bild 6.11 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0725
- Bild 6.12 Übergangsverhalten der Blasengrößenverteilung beim Eintreffen der Störung am Sensor 2 in Versuch G15B0725
- Bild 6.13 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0743
- Bild 6.14 Zeitabhängige radiale Gasgehaltsprofile bei sprunghafter Abnahme des Luftdurchsatzes, Versuch G15B0745
- Bild 6.15 Schnellwirkende Klappe
- Bild 6.16 Klappenteller

- Bild 6.17 Klappenteller mit Bohrungen
- Bild 6.18 Matrix der realisierten Volumenstromdichten bei den Versuchen mit sprunghafter Änderung des Wasserdurchflusses (Versuch Typ 1)
- Bild 6.19 Versuch **dec061**, querschnittsgemittelter Gasgehaltsverlauf an Sensor 1 nach Ensemblemittelung über 10 Realisierungen (Zeitauflösung 1200 Hz)
- Bild 6.20 Übersicht über die Gasgehalts-Zeit-Verläufe bei allen Versuchen mit Reduzierung des Wasserdurchsatzes
- Bild 6.21 Zunahme des Gasgehalts beim Übergang von Phase 1 zu Phase 2 bei den Versuchen mit Reduzierung des Wasserdurchsatzes
- Bild 6.22 Radiale Profile von Geschwindigkeit und Gasanteil für den Ausgangszustand und den eingeschwungenen Zustand in Phase 2, Versuch **dec061**
- Bild 6.23 Versuch **inc061**, querschnittsgemittelter Gasgehaltsverlauf an Sensor 1 nach Ensemblemittelung über 10 Realisierungen (Zeitauflösung 2500 Hz)
- Bild 6.24 Versuch **dec063**, querschnittsgemittelter Gasgehaltsverlauf an Sensor 1 nach Ensemblemittelung über 10 Realisierungen (Zeitauflösung 1200 Hz)
- Bild 6.25 Virtuelle Projektionen der Gittersensordaten bei sprunghafter Verringerung des Wasservolumenstroms aus dem Zeitbereich des Eintreffens der Störung an der Sensorposition
- Bild 6.26 Zeitliche Veränderung der radialen Geschwindigkeits- und Gasgehaltsprofile beim Übergang von Phase 1 zu Phase 2 in Versuch **dec063**
- Bild 6.27 Zeitliche Veränderung der radialen Geschwindigkeits- und Gasgehaltsprofile beim Übergang von Phase 1 zu Phase 2 in Versuch **inc061**
- Bild 6.28 Übergang vom Randmaximum zum Zentrumsmaximum bei Versuch **dec061**
- Bild 6.29 Randmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **dec062**
- Bild 6.30 Randmaximum bleibt erhalten, Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **dec063**
- Bild 6.31 Zentrumsmaximum bleibt erhalten, Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **dec094**
- Bild 6.32 Zentrumsmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **dec097**
- Bild 6.33 Randmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **inc062**
- Bild 6.34 Randmaximum bleibt erhalten, Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3, Versuch **inc072**
- Bild 6.35 Übergang vom Zentrumsmaximum zum Randmaximum mit Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **inc083**
- Bild 6.36 Wechsel vom Übergangsregime zum Randmaximum bei Versuch **inc095**

- Bild 6.37 Übergang vom Zentrumsmaximum zum Randmaximum bei Versuch **inc106**
- Bild 6.38 Zentrumsmaximum bleibt erhalten ohne Überschwingen zwischen Phase 2 und Phase 3 bei Versuch **inc117**
- Bild 7.1 Prinzip der Phasendetektion mit der nadelförmigen Leitfähigkeitssonde
- Bild 7.2 Schematischer Aufbau der nadelförmigen Leitfähigkeitssonde mit integriertem Thermoelement
- Bild 7.3 Zeitverhalten der Thermoelementsonde beim Eintauchen in warmes Wasser
- Bild 7.4 Versuchsrohr mit Einbaupositionen für bewegliche Nadelsonden
- Bild 7.5 Anordnung der Schrittmotoren am Versuchsrohr
- Bild 7.6 Typische Signale einer lokalen Voidsonde (S4) mit integriertem Thermoelement bei Versuch A (Ermittlung von Mittelwert Minimum und Maximum über jeweils 0.1 s)
- Bild 7.7 Gasgehalts- und Temperaturprofile bei Versuch A (eps - Dampf bzw. Gasgehalt, t - Temperatur)
- Bild 7.8 Gasgehalts- und Temperaturprofile bei Versuch B
- Bild 7.9 Gasgehalts- und Temperaturprofile bei Versuch C
- Bild 7.10 Strömungszonen bei der Kondensation im Rohr
- Bild 7.11 Gitter zur Diskretisierung des Kondensatfilms im geneigten Rohr
- Bild 7.12 Vergleich der Filmdicken berechnet mit KANIWAR (durchgezogene Linie) mit den experimentellen Werten (Punkte mit Schwankungsbreite (Balken)) für Pos. 3 bei Versuch A (links) und B (rechts), [Li01]
- Bild 7.13 Filmdicken und inverse Temperaturschichtung, gemessen in Versuch C
- Bild 7.14 Versuchsrohr für die transienten Kondensationsexperimente
- Bild 7.15 Druckverläufe für die Experimente mit evakuiertem Versuchsrohr (A07, B07, C11, D07), schwarz - Druckbehälter DB, rot – Versuchsrohr
- Bild 7.16 Phasenindikation und Temperatursignale der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C11 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 0 \text{ bar}$)
- Bild 7.17 Phasenindikation und Temperatursignale der Sonden NTS_1 4 bei Versuch C11 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 0 \text{ bar}$), Zeitbereich 0 - 2 s
- Bild 7.18 Mehrfache Be- und Entnetzung von Sonde NTS_2 bei Versuch C11 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 0 \text{ bar}$), Zeitbereich 6.4 - 7.4 s
- Bild 7.19 Phasenindikation und Temperatursignale der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C09 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 3 \text{ bar}$)
- Bild 7.20 Phasenindikation und Temperatursignal der Thermoelementsonde NTS_2 bei Versuch C09 ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 3 \text{ bar}$) in höherer Zeitauflösung
- Bild 7.21 Phasenindikation und Temperatursignale (dünne Linien = dynamische Korrektur) der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C09, Anfangsphase des Versuchs ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 3 \text{ bar}$)

Bild 7.22 Phasenindikation und Temperatursignale (dünne Linien = dynamische Korrektur) der Thermoelementsonden NTS_1 bis NTS_4 bei Versuch C07, Anfangsphase des Versuchs ($p_{0, \text{Dampf}} = 50 \text{ bar}$, $p_{0, \text{Luft}} = 10 \text{ bar}$)