

# **Hydrodynamik in Blasensäulen – Entwicklung von integralen und lokalen Messverfahren und einem wohl definierten Experiment**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines  
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Chemieingenieurwesen und Verfahrenstechnik des  
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)  
genehmigte

DISSERTATION

von  
M. Sc. Friedemann Mörs  
aus Husum

Tag der mündlichen Prüfung: 04.05.2023

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. Thomas Kolb

Zweitgutachter: Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Hans-Jörg Bart



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	<b>I</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b> .....	<b>V</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b> .....	<b>XIV</b>
<b>Symbolverzeichnis</b> .....	<b>XV</b>
Lateinische Bezeichnungen .....	XV
Griechische Bezeichnungen.....	XXII
Dimensionslose Kennzahlen .....	XXIII
Gebrauchte Abkürzungen .....	XXIII
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Beschreibung von Blasensäulenreaktoren</b> .....	<b>3</b>
2.1 Begrifflichkeiten der Hydrodynamik .....	4
2.2 Reaktion und Stofftransport .....	7
2.3 Modelltechnische Auslegung .....	10
<b>3 Literaturübersicht zur Hydrodynamik in Blasensäulen</b> .....	<b>13</b>
3.1 Einzelblasenverhalten und Blaseninteraktion .....	14
3.1.1 Blasenbildung am Gasverteiler .....	14
3.1.1.1 Periodische Blasenbildung .....	16
3.1.1.2 Modellierung der periodischen Blasenbildung.....	18
3.1.1.3 Einfluss des Gasverteiler-Lochdurchmessers und der Gasgeschwindigkeit im Gasverteilerloch.....	19
3.1.2 Blasenform und Blasengeschwindigkeit .....	21
3.1.2.1 Frei aufsteigende Einzelblase .....	21
3.1.2.2 Aufstieg in einer Blasenkette .....	28
3.1.2.3 Aufstieg in einem Blasenschwarm.....	30
3.1.3 Blasenkoaleszenz und Blasenzerfall .....	34
3.2 Makrozirkulationsströmungen der Gas- und Flüssigkeitsphase.....	37
3.3 Integraler Gasgehalt .....	39
3.3.1 Einfluss der Flüssigkeitsviskosität und der Oberflächenspannung...	40
3.3.2 Einfluss von Lochplatten-Gasverteilern .....	42
3.3.3 Einfluss der Dimension der Blasensäule .....	44
3.4 Lokale Hydrodynamik .....	45

3.4.1	Überblick über Messverfahren.....	45
3.4.2	Radiale Abhängigkeit der lokalen Hydrodynamik .....	46
<b>4</b>	<b>Zielstellung und Vorgehensweise .....</b>	<b>49</b>
<b>5</b>	<b>Messverfahrensentwicklung zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik von Blasenströmungen .....</b>	<b>51</b>
5.1	Experimenteller Aufbau.....	51
5.1.1	Untersuchung der Blasenströmung .....	51
5.1.2	Untersuchung von Einzelblasenkettens .....	55
5.1.3	Eingesetzte Gase und Flüssigkeiten .....	56
5.1.4	Entwicklung eines Gasverteilers mit gleichmäßiger Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Gasverteilerlöcher .....	57
5.2	Shadowgraphie zur Bestimmung der Blasengröße, -form und -geschwindigkeit in Einzelblasenkettens.....	59
5.2.1	Blasengröße und -form.....	61
5.2.1.1	Bewertung der erforderlichen Mindestanzahl an ausgewerteten Blasen	63
5.2.1.2	Validierung des Blasenbildungsmodells nach Geary und Rice 1991	64
5.2.2	Blasengeschwindigkeit .....	66
5.3	Bestimmung des integralen Gasgehalts in Blasenströmungen mit einer Füllstandmessung.....	69
5.4	Bestimmung der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen mit einer optischen Nadelsonde .....	72
5.4.1	Validierung der Blasengeschwindigkeitsmessung in Einzelblasenkettens .....	79
5.4.2	Vergleich von Sehnenlänge und Blasendurchmesser .....	81
5.4.3	Entwicklung einer neuen Methode zur Auswertung des Reflexionsintensitätssignals der optischen Nadelsonden .....	85
<b>6</b>	<b>Einfluss der Gasvolumenstrom-Verteilung in Lochplatten-Gasverteilern auf die Hydrodynamik in Blasenströmungen .....</b>	<b>89</b>
<b>7</b>	<b>Bewertung der Messverfahren zu Bestimmung der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen mit einer optischen Nadelsonde .....</b>	<b>96</b>
7.1	Gasgehalt.....	97
7.1.1	Lokale Messung mit optischer Nadelsonde .....	98
7.1.2	Vergleich des lokalen und integralen Gasgehalts.....	99
7.1.3	Messungen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde.....	101
7.2	Blasengeschwindigkeit.....	102

7.2.1	Lokale Messung mit optischer Nadelsonde.....	102
7.2.2	Vergleich von lokaler und volumengemittelter Blasengeschwindigkeit .....	105
7.2.3	Blasengeschwindigkeit von abwärtsströmenden Blasen.....	107
<b>8</b>	<b>Anwendung der entwickelten Messverfahren zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik in einer Blasenströmung mit definierter Gasverteilung .....</b>	<b>111</b>
8.1	Einfluss des Gasverteilers .....	111
8.1.1	Theoretische Vorüberlegungen .....	112
8.1.2	Lokale Blasengeschwindigkeit .....	113
8.1.3	Integraler und lokaler Gasgehalt .....	114
8.1.4	Ergebnisdiskussion und Vergleich mit Literaturdaten.....	116
8.2	Einfluss der Oberflächenspannung.....	117
8.2.1	Theoretische Vorüberlegungen .....	117
8.2.2	Lokale Blasengeschwindigkeit .....	120
8.2.3	Integraler und lokaler Gasgehalt .....	122
8.2.4	Ergebnisdiskussion .....	125
8.3	Schlussfolgerungen aus der Anwendung der Messverfahren.....	126
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung.....</b>	<b>127</b>
<b>10</b>	<b>Summary.....</b>	<b>131</b>
<b>11</b>	<b>Ausblick .....</b>	<b>135</b>
	<b>Publikationsliste .....</b>	<b>136</b>
	<b>Anhang .....</b>	<b>138</b>
A	Weitere Definitionen: Beschreibung von Blasensäulenreaktoren .....	138
B	Modellierung der Blasenbildung nach Geary und Rice .....	140
C	Weitere Literaturdaten: Lokale Hydrodynamik.....	142
D	Zusatzinformation Material & Methoden .....	144
D.1	Detaillierte Darstellung der eingesetzten Blasensäulen .....	144
D.2	Berechnung zur Gasvolumenstrom-Regelung .....	144
D.3	Stoffsystemrecherche zur Variation der Stoffeigenschaften.....	145
D.4	Konstruktion eines chemisch beständigen Gasverteilers mit räumlich und zeitlich konstanter Gasvolumenstrom-Verteilung für hohe Temperaturen.....	148
D.5	Gleitender Mittelwert .....	149

D.6	Weitere Ergebnisse: Bestimmung der Blasengröße, -form und -geschwindigkeit mithilfe der Shadowgraphie.....	150
D.7	Weitere Ergebnisse: Bestimmung des integralen Gasgehalts in Blasenströmungen mit einer Füllstandmessung.....	153
D.7.1	Korrektur der Füllstandmessung.....	153
D.7.2	Bewertung des Messfehlers .....	155
D.7.3	Wiederholbarkeit der integralen Gasgehaltsmessung .....	155
D.7.4	Einfluss der Flüssigkeits- und Gastemperatur .....	157
D.7.5	Einfluss des Flüssigkeitsfüllstands $h_L$ .....	158
D.7.6	Einfluss von Einbauten .....	161
D.7.7	Bestimmung der Strömungsregime aus zeitlichem Signal der Füllstandmessung .....	163
D.8	Weitere Ergebnisse: Bestimmung der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen mit einer optischen Nadelsonde.....	164
D.8.1	Bewertung der erforderlichen Mindestmessdauer .....	164
D.8.2	Validierung der Geschwindigkeitsmessung in Einzelblasen .....	166
D.8.3	Weitere Beschreibung zur Entwicklung einer Auswertungsmethode auf Basis eines kontinuierlichen Messsignals.....	167
E	Mathematischer Zusammenhang zwischen einer Sehnenlängen- und Blasendurchmesserverteilung.....	169
F	Symmetrie der Messungen mit der optischen Nadelsonde.....	172
G	Zusätzliche Abbildungen zur Bewertung der Messverfahren .....	174
H	Berechnung des flächengemittelten Gasgehalts und der Blasengeschwindigkeit.....	176
I	Weitere Ergebnisse: Anwendung der entwickelten Messverfahren zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik in einer Blasenströmung.....	179
I.1	Einfluss des Gasverteilers .....	179
I.1.1	Exkurs zum Einfluss des Gasverteilers auf die Sehnenlänge.....	179
I.2	Einfluss der Oberflächenspannung.....	183
J	Vergleich der Hydrodynamik in der Plexiglas- und Stahlblasensäule ....	187
K	Experimenteller Ausblick: notwendige Anpassungen des Versuchsaufbaus und der Versuchsdurchführung.....	190
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>191</b>

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Schematische Darstellung eines Suspensions-Blasensäulenreaktors ...	3
Abbildung 2-2: Strömungsregime im (Suspensions-) Blasensäulenreaktor.....	6
Abbildung 2-3: Konzentrationsverlauf bei der Anwendung des Filmmodells für ein gasförmiges Edukt (Komponente $i$ ), welches an einem in der Flüssigkeit suspendierten Katalysatorkorn reagiert.....	8
Abbildung 2-4: Vereinfachtes Profil des Konzentrationsverlaufs des Edukts von der Gasphase an die Katalysatoroberfläche.....	10
Abbildung 2-5: Schematische Darstellung des axialen Dispersionsmodells (ADM) .....	11
Abbildung 3-1: Schematische Darstellung der Strömungszonen in Blasensäulen .....	13
Abbildung 3-2: Einteilung der Bereiche der Blasenbildung.....	14
Abbildung 3-3: Abhängigkeit der am Gasverteilerloch gebildeten Blasengröße von der Weber-Zahl .....	15
Abbildung 3-4: Druckschwankung im Gasverteilerloch während der Blasenbildung ....	16
Abbildung 3-5: Konstruktionen nach Davidson und Schueler 1960. Durch einen zusätzlichen Druckverlust wird ein konstanter Gasvolumenstrom im Einzelloch-Gasverteiler eingestellt. ....	17
Abbildung 3-6: Kräftebilanz am Blasenmittelpunkt während der Blasenbildung am GV .....	19
Abbildung 3-7: Abhängigkeit des Primärblasendurchmessers vom Lochdurchmesser $d_{\text{Loch}}$ für das Stoffsystem Wasser/Luft .....	20
Abbildung 3-8: Schematischer Verlauf des Widerstandsbeiwerts $\alpha_w$ und qualitative Darstellung der Form einer frei aufsteigenden Einzelblase in einer unendlich ausgedehnten Flüssigkeit .....	22
Abbildung 3-9: Erläuterung zum taumelnden Aufstiegsverhalten von Einzelblasen.....	23
Abbildung 3-10: Blasengeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft in Abhängigkeit von dem äquivalenten Blasendurchmesser.....	24
Abbildung 3-11: Einordnung des Aufstiegsverhaltens ( $u_{B,0}$ , Blasenform) einer Einzelblase in Abhängigkeit von der Morton-Zahl $Mo$ , Reynolds-Zahl $Re_B$ und Eötvös-Zahl $E_{OB}$ .....	25

Abbildung 3-12: Definition der Hauptachse $a$ und Nebenachse $b$ für eine ellipsoide Blase .....	27
Abbildung 3-13: Verformung von Einzelblasen in reinem Wasser (keine Kontamination). Vergleich von experimentellen Daten mit Literaturkorrelationen .....	27
Abbildung 3-14: Schematische Darstellung zweier vertikal in Reihe aufsteigender Blasen mit Andeutung der Strömungslinien und Geschwindigkeitsprofile der Flüssigkeitsphase .....	29
Abbildung 3-15: Experimentell ermittelte Blasenschwarmgeschwindigkeit $u_{B,S}$ im Stoffsystem Wasser/Luft .....	31
Abbildung 3-16: Schematische Darstellung der Modellvorstellung der Reduktion der Schwarmgeschwindigkeit durch die schwarminduzierte Gegenströmung 32	32
Abbildung 3-17: Experimentelle Daten zur Abhängigkeit des Achsenverhältnisses $E$ von der Eötvös-Zahl $E_{OB}$ im Blasenschwarm .....	33
Abbildung 3-18: Schematische Darstellung der zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsprofile der Gas- und Flüssigkeitsphase in einer Blasensäule .....	37
Abbildung 3-19: Strömungszonen in einer Blasensäule .....	38
Abbildung 3-20: Einfluss der Gasgeschwindigkeit, Oberflächenspannung und Flüssigkeitsviskosität auf den integralen Gasgehalt .....	40
Abbildung 3-21: Einfluss des Lochdurchmessers $d_{Loch}$ eines Lochplatten-Gasverteilers bei konstanter freier Lochfläche $a_{frei}$ .....	43
Abbildung 3-22: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit einer elektrischen (Hills 1974) und optischen (Hecht et al. 2018) Nadelsonde .....	48
Abbildung 5-1: Fließbild der Versuchsanlage inkl. schematischer Darstellung der Blasensäulen .....	52
Abbildung 5-2: Schematische Darstellung des experimentellen Aufbaus zur Untersuchung von Einzelblasenketten in der Stahlblasensäule .....	55
Abbildung 5-3: Schematische Darstellung des verwendeten Einzelloch-Gasverteilers	56
Abbildung 5-4: Konstruktionszeichnung des Gasverteilers GV1 (siehe Tabelle 5-1) für die Plexiglasblasensäule (B100) mit gleichmäßiger Verteilung des Gasvolumenstroms .....	59



Abbildung 5-5: Schematische Darstellung des in dieser Arbeit verwendeten Shadowgraphie-Systems .....	61
Abbildung 5-6: Blasenerkennung aus Shadowgraphie-Aufnahmen für Einzelloch-Gasverteiler .....	62
Abbildung 5-7: Relative Abweichung des gleitenden Mittelwerts (siehe Gleichung (D.3)) des äquivalenten Blasendurchmessers in Einzelblasenketten $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_B)$ zum Mittelwert $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,max})$ .....	64
Abbildung 5-8: Vergleich des über Shadowgraphie bestimmten äquivalenten Blasendurchmesser der am Einzelloch-Gasverteiler gebildeten Blasen ( $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,max})$ ) mit der Vorhersage nach Geary und Rice 1991 .....	65
Abbildung 5-9 Bestimmung der Blasengeschwindigkeit aus Hochgeschwindigkeitsaufnahmen .....	67
Abbildung 5-10: Vergleich der gemessenen Blasengeschwindigkeit in Einzelblasenketten mit der Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase .....	68
Abbildung 5-11: Schematische Darstellung der Füllstandmessung .....	71
Abbildung 5-12: Schematische Darstellung des Gesamtmesssystems der optischen Nadelsonde zur Messung der lokalen Hydrodynamik in einer Blasenströmung .....	73
Abbildung 5-13: Schematische Darstellung der Reflexion des Laserlichts in der Nadelsondenspitze .....	74
Abbildung 5-14: Exemplarischer Verlauf des Reflexionsintensitätssignals der optischen Nadelsonde beim Durchstechen einer Blase .....	74
Abbildung 5-15: Erläuterung zur Entstehung der Schwebung bei der Überlagerung der Reflexion in der Nadelsondenspitze und der Reflexion an der Blaseninnenseite .....	76
Abbildung 5-16: Schematische Darstellung der mit einer optischen Nadelsonde gemessenen Sehnenlängen einer Blase .....	79
Abbildung 5-17: Vergleich der Geschwindigkeitsmessung in Einzelblasenketten mit der optischen Nadelsonde und der $u_B$ -Messung auf Basis der Shadowgraphie .....	80
Abbildung 5-18: Vergleich der Ergebnisse der Sehnenlängenmessung $l_{B,lok}$ (optische Nadelsonde) mit Messergebnissen der Hauptachse $a$ und des	

äquivalenten Blasendurchmessers $d_{B,\ddot{a}q}$ (Shadowgraphie) in Einzelblasenkettens .....	82
Abbildung 5-19: Modelltechnische Berechnung der mittleren Sehnenlänge aus einem gegebenen mittleren Blasendurchmesser ( $S_{d,B,\ddot{a}q} = 0,1$ ) für ein jeweils konstantes Achsenverhältnis .....	84
Abbildung 5-20: Vergleich des diskontinuierlichen und des kontinuierlichen Messverfahrens im homogenen Strömungsregime .....	86
Abbildung 5-21: Vergleich des diskontinuierlichen und des kontinuierlichen Messverfahrens im heterogenen Strömungsregime .....	88
Abbildung 6-1: Visueller Vergleich von ungleichmäßiger (links) und gleichmäßiger (rechts) Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des Lochplatten-Gasverteilers zu jeweils zwei Zeitpunkten .....	90
Abbildung 6-2: Einfluss der Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung am Lochplatten-Gasverteiler auf den integralen Gasgehalt .....	91
Abbildung 6-3: Einfluss der Gleichmäßigkeit der Gasvolumenstrom-Verteilung am Lochplatten-Gasverteiler auf den lokalen Gasgehalt bei $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	93
Abbildung 6-4: Einfluss der Gleichmäßigkeit der Gasvolumenstrom-Verteilung am Lochplatten-Gasverteiler auf die mittlere lokale Blasengeschwindigkeit bei $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	94
Abbildung 7-1: Integraler Gasgehalt, gemessen mit der Füllstandmessung in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft. Zusätzlich sind die Strömungsregime und die Nadelsonden-Messpunkte angegeben .....	97
Abbildung 7-2: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft .....	98
Abbildung 7-3: Auftragung des lokalen Gasgehalts über den integralen Gasgehalt bei Gasgeschwindigkeiten von $u_{G,GV} = 0,011 - 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Alle Versuche wurden mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde auf einer Höhe von $z = 0,365 \text{ m}$ durchgeführt .....	100
Abbildung 7-4: Lokaler Gasgehalt mit nach unten und oben ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft ( $N_{\text{Mess}} = 1 - 5$ ) .....	102
Abbildung 7-5: Lokale Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde für Stoffsystem Wasser/Luft .....	103

Abbildung 7-6: Auftragung der lokal gemessenen Blasengeschwindigkeit über der volumengemittelten Blasengeschwindigkeit bei Gasgeschwindigkeiten von $u_{G,GV} = 0,011 - 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	106
Abbildung 7-7: Blasengeschwindigkeit aufsteigender ( $u_{B,lok} > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und abwärtsströmender ( $u_{B,lok} < 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) Blasen für $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ im Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit der Nadelsonde.....	107
Abbildung 7-8: Ereignisfrequenz und Frequenz der Ereignisse, für welche eine Geschwindigkeit gemessen wird, im heterogenen Strömungsregime bei $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ im Stoffsystem Wasser/Luft.....	109
Abbildung 7-9: Schematische Darstellung der gemessenen Ereignisfrequenz $f_{Erg}$ und der Ereignisfrequenz $f_{Erg,uB}$ (Blasengeschwindigkeit kann gemessen werden) für die nach unten (mitte) und oben (rechts) ausgerichtete Nadelsonde unter der Annahme fester Anteile aufsteigender und abwärtsströmender Blasen (links).....	110
Abbildung 8-1: Einfluss des Gasverteilerdesigns auf den Primärblasendurchmesser: GV1 ( $d_{Loch} = 1,0 \text{ mm}$ ) und GV3 ( $d_{Loch} = 0,4 \text{ mm}$ ).....	112
Abbildung 8-2: Vergleich der lokalen Blasengeschwindigkeit für zwei unterschiedliche Gasverteiler für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde .....	113
Abbildung 8-3: Vergleich des integralen Gasgehalts für zwei unterschiedliche Gasverteiler in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft .....	115
Abbildung 8-4: Vergleich des lokalen Gasgehalts für zwei unterschiedliche Gasverteiler für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde .....	116
Abbildung 8-5: Einfluss der Oberflächenspannung auf die Primärblasenbildung: Stoffsysteme Wasser/Luft ( $\sigma_L = 73,8 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) und Benzonitril/Luft ( $\sigma_L = 39,1 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ).....	119
Abbildung 8-6: Mittlere lokale Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde in den Stoffsystemen Wasser/Luft und Benzonitril/Luft .....	121
Abbildung 8-7: Ereignisfrequenz, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde in den Stoffsystemen Wasser/Luft und Benzonitril/Luft .....	122

Abbildung 8-8: Einfluss der Oberflächenspannung auf den integralen Gasgehalt.....	123
Abbildung 8-9: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft und Benzolnitril/Luft .....	124
Abbildung C-1: Arithmetisch gemittelte Blasengeschwindigkeit, gemessen mit einer optischen Nadelsonde.....	142
Abbildung C-2: Zeitlich gemittelte Flüssigkeitgeschwindigkeit, gemessen mit einer „Pavlov-Sonde“.....	143
Abbildung C-3: Ereignisfrequenz, gemessen mit einer elektrischen Nadelsonde. ....	143
Abbildung D-1: Detaillierte schematische Darstellung der eingesetzten Blasensäulen .....	144
Abbildung D-2: Auftragung der Oberflächenspannung und der Flüssigkeitsviskosität der ausgewählten Flüssigkeiten. ....	146
Abbildung D-3: Technische Zeichnung des chemisch beständigen Gasverteilers .....	149
Abbildung D-4: Blasengrößenverteilung des mithilfe der Shadowgraphie bestimmten äquivalenten Blasendurchmesser in einer Einzelblasenkette im Stoffsystem Wasser/Luft.....	150
Abbildung D-5: Relative Abweichung des gleitenden Mittelwerts $\bar{u}_{B,K}(N_B)$ nach Gleichung (D.3) der Blasengeschwindigkeit, bestimmt mithilfe der Shadowgraphie in Einzelblasenketten zum Mittelwert $\bar{u}_{B,K}(N_{B,max})$ .....	151
Abbildung D-6: Achsenverhältnis $E$ (Shadowgraphie) in Einzelblasenketten.....	152
Abbildung D-7: Zeitlicher Verlauf der Füllstandmessung $h_{GL}$ , normiert auf den jeweiligen arithmetischen Mittelwert $\bar{h}_{GL}(N_{Mess})$ im Stoffsystem Wasser/Luft.....	153
Abbildung D-8: Wiederholbarkeit der Messung des integralen Gasgehalts. ....	156
Abbildung D-9: Einfluss der Flüssigkeitstemperatur $T_L$ (links) und Gastemperatur $T_G$ (rechts) auf den integralen Gasgehalt während eines konstanten Betriebspunkts zeitgleich zur radial aufgelösten Messung mit der Nadelsonde. ....	157
Abbildung D-10: Einfluss der Flüssigkeitstemperatur (links, $T_G = 19 - 21$ ) und Gastemperatur (rechts, $T_L = 19 - 21$ ) auf den integralen Gasgehalt .	158
Abbildung D-11: Untersuchung des Einflusses des Flüssigkeitsfüllstands $h_L$ auf den Gasgehalt.....	159

Abbildung D-12: Einfluss des Flüssigkeitsfüllstands $h_L$ auf den integralen Gasgehalt	160
Abbildung D-13: Schematische Darstellung der unterschiedlichen Einbaupositionen der Führungsstange der Füllstandmessung in der Plexiglasblasensäule (B100).	161
Abbildung D-14: Untersuchung des Einflusses der Einbauposition der Führungsstange der Füllstandmessung (siehe Abbildung D-13) auf den integralen Gasgehalt.	162
Abbildung D-15: Einfluss der Nadelsonde auf den integralen Gasgehalt	163
Abbildung D-16: Integraler Gasgehalt in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit der Füllstandmessung. Zusätzlich sind die Strömungsregime und die Standardabweichung der Füllstanddifferenz $\bar{h}_{GL} - h_{GL}$ angegeben	164
Abbildung D-17: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft am Radius $r_{BS} = 45 \text{ mm}$ und $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Der gleitende Mittelwert wurde mit einer zeitlichen Auflösung von $\Delta t_{M2A} = 5 \text{ s}$ berechnet	165
Abbildung D-18: Relative Abweichung (Gleichungen (D.4)) des gleitenden Mittelwerts (Gleichung (D.3)) der Messergebnisse der optischen Nadelsonde in der Blasenströmung	166
Abbildung D-19: Vergleich der Blasengeschwindigkeitsverteilungen in Einzelblasenketten ( $d_{B,\text{äq}} = 5,5 \text{ mm}$ ) mit der optischen Nadelsonde und mit der $u_B$ -Messung auf Basis der Shadowgraphie	167
Abbildung E-1: Schematische Darstellung möglicher Auftreffpunkt der Nadelsonde (Draufsicht auf Blase).	170
Abbildung E-2: Modell des abgeplatteten Rotationsellipsoids	171
Abbildung F-1: Messung des lokalen Gasgehalts mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Zur Bewertung der radialen Symmetrie wurden die Messwerte für $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$ an der Achse bei $r_{BS}/R_{BS} = 0$ gespiegelt.	172
Abbildung F-2: Messung der lokalen Blasengeschwindigkeit mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Zur Bewertung der radialen Symmetrie wurden die Messwerte für $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$ an der Achse bei $r_{BS}/R_{BS} = 0$ gespiegelt.	173

Abbildung G-1: Darstellung aller Messreihen (graue Symbole) zur Bestimmung der lokalen Blasengeschwindigkeit.....	175
Abbildung H-1: Auftragung des lokalen Gasgehalts, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft auf einer Höhe von $z = 0,365$ m. Zusätzlich sind die Anpassungsfunktion, der flächengemittelte und der volumengemittelte Gasgehalt gezeigt. ....	177
Abbildung H-2: Auftragung der lokalen Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft auf einer Höhe von $z = 0,365$ m. Zusätzlich sind die Anpassungsfunktion, die flächengemittelte und die volumengemittelte Blasengeschwindigkeit gezeigt.....	178
Abbildung I-1: Vergleich der lokalen Ereignisfrequenz für zwei unterschiedliche Gasverteiler (siehe Tabelle 5-1) für das Stoffsystem Wasser/Luft.....	179
Abbildung I-2: Vergleich der mittleren Sehnenlänge für zwei unterschiedliche Gasverteiler für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde.....	180
Abbildung I-3: Vergleich der Sehnenlängenverteilung für zwei unterschiedliche Gasverteiler (siehe Tabelle 5-1) für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde.....	181
Abbildung I-4: Zusammenhang zwischen der Eötvös-Zahl $E_{OB}$ und der mittleren Sehnenlänge für unterschiedliche Achsenverhältnisse $E$ (siehe Anhang E).....	182
Abbildung I-5: Einordnung des Aufstiegsverhaltens ( $u_{B,0}$ , Blasenform) einer Einzelblase für die Stoffsysteme Wasser/Luft ( $T_L = 20$ °C) und Benzotrinitril/Luft ( $T_L = 20$ °C) in Abhängigkeit von der Morton-Zahl $Mo$ , der Reynolds-Zahl $Re_B$ und der Eötvös-Zahl $E_{OB}$ .....	183
Abbildung I-6: Blasengeschwindigkeit nach Gleichung (3.7) auf Basis der am Gasverteiler ( $d_{Loch} = 1$ mm) gebildeten Blasengröße nach Geary und Rice 1991 .....	184
Abbildung I-7: Zeitlicher Verlauf der auf den Mittelwert normierten Füllstandmessung .....	185
Abbildung I-8: Mittlere Sehnenlänge, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft und Benzotrinitril/Luft .....	186

Abbildung J-1: Einfluss der Differenz der Innendurchmesser der Blasensäulen von $\Delta d_{BS} = 7$ mm auf den integralen Gasgehalt.....	188
Abbildung J-2: Einfluss der Differenz der Inndurchmesser der Blasensäulen von $\Delta d_{BS} = 7$ mm auf den lokalen Gasgehalt .....	189
Abbildung J-3: Einfluss der Differenz der Inndurchmesser der Blasensäulen von $\Delta d_{BS} = 7$ mm auf die Blasengeschwindigkeit.....	189

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 5-1:	Übersicht über die in dieser Arbeit verwendeten Blasensäulen zur Untersuchung der Hydrodynamik und die eingesetzten Lochplatten-Gasverteiler .....	53
Tabelle A-1:	Einzelschritte der Gesamtreaktion eines gasförmigen Edukts (Komponente <i>i</i> ) im Suspensionsreaktor.....	139
Tabelle B-1:	Definition der bei der Blasenbildung relevanten Kräfte .....	140
Tabelle D-1:	Tabellarische Auflistung der Stoffeigenschaften der ausgewählten Flüssigkeiten zur Variation der Oberflächenspannung und der Flüssigkeitsviskosität. ....	147
Tabelle D-2:	Variation der Stoffeigenschaften der Stoffsysteme von Wasser/Luft und Benzonitril/Luft in Abhängigkeit von der in dieser Arbeit vorliegenden minimalen und maximalen Flüssigkeitstemperatur .....	147



# Symbolverzeichnis

## Lateinische Bezeichnungen

Symbol	Einheit	Name
$a$	m, mm	Hauptachse einer Blase
$\bar{a}$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert der Verteilung der Hauptachse einer Blase
$A_{BS}$	m <sup>2</sup>	Freier Strömungsquerschnitt der Blasensäule
$a_{frei}$	-	Freie Lochfläche des Gasverteilers
$A_{Hamakar}$	-	Hamakar-Konstante
$A_{i/i}$	m <sup>2</sup>	Phasengrenzfläche
$a_{j/i}$	m <sup>2</sup> /m <sup>3</sup>	Spezifische Phasengrenzfläche
$a_{max}$	m, mm	Maximale gemessene Hauptachse $a$ ( $Q_0 = 0,99$ )
$b$	m, mm	Nebenachse einer Blase
$\bar{b}$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert der Verteilung der Nebenachse einer Blase
$B_{Bild}$	mm	Breite des Bildes
$c_{i,j}$	mol/m <sup>3</sup>	Konzentration von Komponente $i$ in Phase $j$
$\check{c}_{i,j}$	mol/m <sup>3</sup>	Konzentration von Komponente $i$ in Phase $j$ an der Phasengrenzfläche
$c_W$	-	Widerstandsbeiwert
$d_B$	m, mm	Blasendurchmesser
$d_{B,\ddot{a}q}$	m, mm	Äquivalenter Blasendurchmesser
$\bar{d}_{B,\ddot{a}q}$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert der Verteilung des äquivalenter Blasendurchmessers
$d_{B,\ddot{a}q,max}$	m, mm	Maximal stabiler äquivalenter Blasendurchmesser
$d_{B,\ddot{a}q,S1}$	m, mm	Äquivalenter Blasendurchmesser nach 1. Stufe der Blasenbildung
$d_{B,SMD}$	m, mm	Sauterdurchmesser
$d_{BS}$	m, mm	Blasensäulendurchmesser
$d_{BS,min}$	m, mm	Minimaler Blasensäulendurchmesser
$d_{EO}$	m, mm	Durchmesser der Empfangsoptik
$d_{FS}$	m, mm	Durchmesser der Führungsstange der Füllstandmessung
$d_{Glas}$	m, mm	Durchmesser der Glasspitze der Nadelsonde

Symbol	Einheit	Name
$D_{i,j}$	m <sup>2</sup> /s	Diffusionskoeffizient der Komponente $i$ in Phase $j$
$D_{j,ax}$	m <sup>2</sup> /s	Axialer Dispersionskoeffizient der Phase $j$
$D_{j,rad}$	m <sup>2</sup> /s	Radialer Dispersionskoeffizient der Phase $j$
$d_{Loch}$	m, mm	Durchmesser der Löcher des Gasverteilers
$d_{opt}$	m, mm	Durchmesser der optischen Zugänge in der Stahlblasensäule
$d_S$	m, mm	Partikeldurchmesser der Feststoffphase
$d_{so}$	m, mm	Durchmesser der Sendeoptik
$d_{sw}$	m, mm	Durchmesser des Schwimmers der Füllstandmessung
$E$	-	Achsenverhältnis einer Blase
$E_{max}$	-	Maximal gemessenes Achsenverhältnis $E$ ( $Q_0 = 0,99$ )
$E_{min}$	-	Minimal gemessenes Achsenverhältnis $E$ ( $Q_0 = 0,01$ )
$F_A$	N	Auftriebskraft
$f_B$	Hz	Frequenz des an der Blaseninnenseite reflektierten Laserlichts
$f_{CCD}$	Hz	Aufnahmefrequenz der CCD-Kamera
$f_D$	Hz	Frequenz der Schwebung (Doppler-Frequenz)
$f_{D,max}$	Hz	Maximal gemessene Frequenz der Schwebung (Doppler-Frequenz)
$f_{Erg}$	Hz	Ereignisfrequenz
$f_{Erg,diskonti}$	Hz	Ereignisfrequenz beim diskontinuierlichen Messverfahren
$f_{Erg,tip-down}$	Hz	Ereignisfrequenz bei nach unten ausgerichteter Nadelsonde
$f_{Erg,tip-up}$	Hz	Ereignisfrequenz bei nach oben ausgerichteter Nadelsonde
$f_{Erg,uB}$	Hz	Frequenz der Ereignisse der Nadelsonde, für welche eine Geschwindigkeit bestimmt werden kann
$f_{Erg,uB,tip-down}$	Hz	Frequenz der Ereignisse der nach unten ausgerichteten Nadelsonde, für welche eine Geschwindigkeit bestimmt werden kann
$f_{Erg,uB,tip-up}$	Hz	Frequenz der Ereignisse der nach oben ausgerichteten Nadelsonde, für welche eine Geschwindigkeit bestimmt werden kann
$f_{FS}$	Hz	Aufnahmefrequenz der Füllstandmessung
$F_G$	N	Gewichtskraft

Symbol	Einheit	Name
$f_{HG}$	Hz	Aufnahmefrequenz der HG-Kamera
$F_I$	N	Impulskraft
$f_k$	$s^{-1}$	Blasenfrequenz in Blasenketten
$f_L$	Hz	Frequenz des Laserlichts
$f_{M2A}$	Hz	Aufnahmefrequenz der optischen Nadelsonde
$f_{M2A,diskonti}$	Hz	Aufnahmefrequenz der optischen Nadelsonde beim diskontinuierlichen Messverfahren
$f_{rel}$	-	Relative Abweichung
$F_T$	N	Trägheitskraft
$F_W$	N	Widerstandskraft
$F_\eta$	N	Zähigkeitskraft
$F_\sigma$	N	Oberflächenspannungskraft
$g$	$m \cdot s^{-2}$	Gravitationskonstante
$H_{Bild}$	m, mm	Höhe des Bildes
$h_{BS}$	m, mm	Höhe der Blasensäule
$h_{Eintauch}$	m, mm	Eintauchtiefe des Schwimmers der Füllstandmessung
$h_{GL}$	m, mm	Begaster Flüssigkeitsfüllstand
$\bar{h}_{GL}$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert des gemessenen begasten Flüssigkeitsfüllstands
$h_{GL,Mess}$	m, mm	Mit der Füllstandmessung gemessener begaster Flüssigkeitsfüllstand
$H_{i,cc}$	-	Dimensionsloser Henry-Koeffizient der Komponente $i$
$h_L$	m, mm	Unbegaster Flüssigkeitsfüllstand
$\bar{h}_L$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert des gemessenen unbegasten Flüssigkeitsfüllstands
$h_{L,min}$	m, mm	Minimaler Flüssigkeitsfüllstand
$h_{SW}$	m, mm	Höhe des Schwimmers der Füllstandmessung über dem Gasverteiler
$h_{Verdrängung}$	m, mm	Höhe der durch den Schwimmer und die Führungsstange der Füllstandmessung verdrängten Flüssigkeit
$i$	-	Index der Komponente
$I_{Ref}$	V	Reflexionsintensität
$I_{Ref,GW}$	V	G/L-Grenzwert der Reflexionsintensität
$j$	-	Index der Phase

Symbol	Einheit	Name
$J_{i,j,ax}$	$\text{mol}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$	Aximale Stoffstromdichte der Komponente $i$ in Phase $j$
$J_{i,j,rad}$	$\text{mol}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$	Radiale Stoffstromdichte der Komponente $i$ in Phase $j$
$k$	$\text{m}^3/(\text{kg s})$	Reaktionskonstante
$K_k$	-	Stoffabhängiger Proportionalitätsfaktor in Korrelation zur Berechnung der Blasengeschwindigkeit in Blasenketten
$l$	-	Laufindex für Messdaten
$l_B$	m, mm	Sehnenlänge
$\bar{l}_B$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert der Sehnenlängenverteilung
$l_{B,lok}$	m, mm	Lokale Sehnenlänge
$\bar{l}_{B,lok}$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert der lokalen Sehnenlängenverteilung
$l_{B,lok,max}$	m, mm	Maximale gemessene lokale Sehnenlänge ( $Q_0 = 0,99$ )
$N_B$	-	Anzahl erkannter Blasen
$N_{B,max}$	-	Anzahl aller erkannter Blasen für einen Messpunkt
$N_{B,min}$	-	Minimal notwendige Anzahl an erkannten Blasen
$n_{E1}$	-	Anpassungsparameter für die Korrelation des Achsenverhältnis $E$
$n_{E2}$	-	Anpassungsparameter für die Korrelation des Achsenverhältnis $E$
$N_{Erg}$	-	Anzahl der mit der Nadelsonde aufgenommenen Ereignisse
$N_{Erg,uB}$	-	Anzahl der mit der Nadelsonde aufgenommenen Ereignisse, für welche eine Geschwindigkeit bestimmt werden kann
$n_G$	-	Brechungsindex der Gasphase
$\dot{n}_{i,j}$	$\text{mol}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-3}$	Volumenspezifischer Stoffstrom
$n_L$	-	Brechungsindex der Flüssigkeit
$N_{Loch}$	-	Anzahl der Löcher des Gasverteilers
$N_{Mess}$	-	Anzahl der Messungen
$n_S$	-	Anpassungsparameter für Korrelation der Blasenschwarmgeschwindigkeit
$p$	Pa	Druck
$P(r R_B)$	-	Wahrscheinlichkeit, eine Blase im Abstand $r$ zum Blasenzentrum zu treffen
$p_B$	Pa	Blaseninnendruck

Symbol	Einheit	Name
$p_{BS}$	Pa	Betriebsdruck am Kopf der Blasensäule
$p_S$	Pa	Dampfdruck
$P_{dB}(R_B)$	1/m	Blasengrößenverteilung
$p_F$	Pa	Druck im Film zwischen zwei Blasen
$p_{GV}$	Pa	Druck auf der Oberseite des Gasverteilers
$P(l_B)$	1/m	Sehnenlängenverteilung
$P(l_B R_B)$	-	Wahrscheinlichkeit, die Sehnenlänge $l_B$ zu finden
$p_{L,\infty}$	Pa	Druck in der Bulkphase der Flüssigphase
$p_{NTP}$	Pa	Druck bei Normbedingungen ( $p_{NTP} = 101325$ Pa)
$P_n(r)$		Anzahldichteverteilung
$p_{VK}$	Pa	Druck in der Vorkammer unterhalb des Gasverteilerlochs
$Q_0$	-	Summenverteilung
$q_0$	-	Anzahldichte
$r$	m, mm	Radius der Kreiskoordinaten
$R_B$	m, mm	Radius einer Blase
$R_{B,max}$	m, mm	Maximaler horizontaler Radius einer Blase, welcher in der Blasenströmung vorliegt
$r_{BS}$	m, mm	Radiale Messposition in Blasensäule
$R_{BS}$	m, mm	Innenradius der Blasensäule
$r_i$	$\text{mol}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-3}$	Reaktionsgeschwindigkeit am Katalysatorkorn
$r_{i,eff}$	$\text{mol}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-3}$	effektive volumenspezifische Reaktionsgeschwindigkeit
$r_S$	m, mm	Partikelradius der Feststoffphase
$s_a$	m, mm	Standardabweichung der Verteilung der Hauptachse
$s_b$	m, mm	Standardabweichung der Verteilung der Nebenachse
$s_{d,B,\ddot{a}q}$	m, mm	Standardabweichung der BGV
$S_{E1/E2}$	m, mm	Abstand zwischen Ebene 1 und Ebene 2 für Blasengeschwindigkeitsmessung
$S_{EO}$	m, mm	Arbeitsabstand der Empfangsoptik
$S_{EO,TS}$	m, mm	Tiefenschärfereich der Empfangsoptik
$S_F$	m, mm	Filmdicke zwischen zwei Blasen
$S_{GV}$	m, mm	Dicke der Lochplatte des Gasverteilers

<b>Symbol</b>	<b>Einheit</b>	<b>Name</b>
$S_h$	m, mm	Standardabweichung der Füllstandmessung
$S_{hGL} - h_{GL}$	m, mm	Standardabweichung der Füllstanddifferenz
$S_K$	-	Relativer Blasenabstand in Blasenkette
$S_K$	m, mm	Blasenabstand in einer Blasenkette
$S_{KB}$	m, mm	Dicke des Klebebands unterhalb der GV-Lochplatte
$S_{l,B,lok}$	m, mm	Standardabweichung der Verteilung der lokalen Sehnenlänge
$S_{lB,lok}$	m, mm	Standardabweichung des arithmetischen Mittelwertes der lokalen Sehnenlängenverteilung
$S_{Loch}$	m, mm	Lochabstand
$S_{Loch}$	-	Relativer Lochabstand
$S_{M2A}$	m, mm	Maß für die Radiale Verschiebung der Nadelsonde
$S_S$	-	Relativer Blasenabstand im Blasenschwarm
$S_{SM}$	m, mm	Dicke der Sintermetallplatte unterhalb der GV-Lochplatte
$S_{SO}$	m, mm	Arbeitsabstand der Sendeoptik
$S_{Spitze}$	m, mm	Länge der Nadelsondenspitze
$S_{u,B}$	m, mm	Standardabweichung der gemessenen Blasengeschwindigkeit
$\bar{S}_{u,B}$	m, mm	Arithmetischer Mittelwert der Standardabweichung der gemessenen Blasengeschwindigkeit
$S_{\varepsilon,G,int}$	m, mm	Standardabweichung des gemessenen integralen Gasgehalts
$t$	s	Zeit
$T$	K, °C	Temperatur
$T_{BS}$	K, °C	Betriebstemperatur der Blasensäule
$t_{E1}$	s	Zeitpunkt, an dem die Blase die Ebene 1 schneidet
$t_{E2}$	s	Zeitpunkt, an dem die Blase die Ebene 2 schneidet
$t_{EO}$	s	Belichtungszeit der Kamera
$T_{Flammpunkt}$	K, °C	Temperatur des Flammpunkts
$t_{FS}$	s	Aufnahmedauer der Füllstandmessung
$T_G$	K, °C	Temperatur der Gasphase
$t_G$	s	Dauer eines Ereignisses (optische Nadelsonde)
$T_{GV}$	K, °C	Temperatur am Gasverteiler
$t_{HG}$	s	Aufnahmedauer der HG-Kamera

Symbol	Einheit	Name
$T_L$	K, °C	Temperatur der Flüssigkeitsphase
$t_{M2A}$	s	Aufnahmedauer der optischen Nadelsonde
$T_{NTP}$	K, °C	Temperatur bei Normbedingungen ( $T_{NTP} = 273,15$ K)
$t_{stud}$	-	Student-Faktor
$T_{Vor}$	K, °C	Betriebstemperatur des Vorsättigers
$u_B$	$m \cdot s^{-1}$	Blasenaufstiegsgeschwindigkeit
$\bar{u}_B$	$m \cdot s^{-1}$	Volumengemittelte Blasengeschwindigkeit
$u_{B,0}$	$m \cdot s^{-1}$	Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase
$u_{B,K}$	$m \cdot s^{-1}$	Blasengeschwindigkeit in einer Blasenkette
$\bar{u}_{B,K}$	$m \cdot s^{-1}$	Arithmetischer Mittelwert der Verteilung der Blasengeschwindigkeit in einer Blasenkette
$u_{B,lok}$	$m \cdot s^{-1}$	Lokale Blasengeschwindigkeit
$\bar{u}_{B,lok}$	$m \cdot s^{-1}$	Arithmetischer Mittelwert der Verteilung der lokalen Blasengeschwindigkeit
$u_{B,S}$	$m \cdot s^{-1}$	Blasengeschwindigkeit im Blasenschwarm
$u_G$	$m \cdot s^{-1}$	Gasgeschwindigkeit
$u_{G,GV}$	$m \cdot s^{-1}$	Gasgeschwindigkeit am Gasverteiler
$u_{G,Loch}$	$m \cdot s^{-1}$	Gasgeschwindigkeit im Gasverteilerloch
$u_{G,trans}$	$m \cdot s^{-1}$	Strömungsregime-Übergangsgeschwindigkeit
$\bar{u}_j$	$m \cdot s^{-1}$	Gemittelte Geschwindigkeit der Phase $j$
$u_L$	$m \cdot s^{-1}$	Flüssigkeitsgeschwindigkeit
$U_{Obj}$	m, mm	Umfang eines Objekts
$V_B$	$m^3$	Blasenvolumen
$V_{BS}$	$m^3$	Volumen der Blasenströmung
$V_{Führungsstange}$	$m^3$	Verdrängendes Volumen des Führungsstange der Füllstandmessung
$V_G$	$m^3$	Volumen der Gasphase
$\dot{V}_{G,0}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Gasvolumenstrom in Vorkammer unterhalb des Gasverteilerlochs
$\dot{V}_{G,aus}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Gasvolumenstrom am Austritt
$\dot{V}_{G,ein}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Eingangsgasvolumenstrom
$\dot{V}_{G,GV}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Gasvolumenstrom am GV bei $T_{GV}$ und $p_{GV}$
$\dot{V}_{G,Loch}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Gasvolumenstrom im Gasverteilerloch

Symbol	Einheit	Name
$\dot{V}_{G,MFC,NTP}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Gasvolumenstromsollwert des MFC bei NTP
$V_L$	$m^3$	Volumen der Flüssigphase
$V_S$	$m^3$	Volumen der Feststoffphase
$V_{SW,Eintauch}$	$m^3$	Verdrängendes Volumen des Schwimmers der Füllstandmessung
$V_{VK}$	$m^3$	Volumen der Vorkammer unter dem Gasverteilerloch
$x$	m, mm	Abstand zwischen Blase und Gasverteilerloch bei Blasenbildung
$z$	m, mm	Höhe über dem Gasverteiler
$z_{FS,B100}$	m, mm	Höhe der Füllstandmessung über dem GV in der Plexiglasblasensäule (B100)
$z_{FS,B300}$	m, mm	Höhe der Füllstandmessung über dem GV in der Stahlblasensäule (B300)
$z_{Mess}$	m, mm	Messposition oberhalb des Gasverteilers

## Griechische Bezeichnungen

Symbol	Einheit	Name
$\varepsilon_G$	-	Gasgehalt
$\varepsilon_{G,int}$	-	Integraler Gasgehalt
$\bar{\varepsilon}_{G,int}$	-	Arithmetischer Mittelwert des integralen Gasgehalts
$\varepsilon_{G,lok}$	-	Lokaler Gasgehalt
$\bar{\varepsilon}_{G,lok}$	-	Arithmetischer Mittelwert des lokalen Gasgehalts
$\varepsilon_{G,lok,tip-down}$	-	Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde
$\varepsilon_{G,lok,tip-up}$	-	Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde
$\varepsilon_S$	-	Volumetrischer Feststoffanteil
$\alpha$	-	Koeffizient der virtuellen Masse bei Berechnung der Trägheitskraft
$\beta_{i,j}$	$m \cdot s^{-1}$	Stofftransportkoeffizient
$\Delta h_{FS}$	m, mm	Messungenauigkeit der Füllstandmessung
$\delta_j$	m, mm	Grenzschichtfilmdicke der Phase $j$
$\eta_G$	$Pa \cdot s$	Dynamische Viskosität der Gasphase
$\eta_L$	$Pa \cdot s$	Dynamische Viskosität der Flüssigkeitsphase



Symbol	Einheit	Name
$\eta_{\text{Poren}}$	-	Porennutzungsgrad
$\lambda_L$	nm	Wellenlänge des Laserlichts
$\lambda_{LED}$	m	Wellenlänge des LED-Lichts
$\nu_i$	-	Stöchiometrischer Koeffizient der Reaktionsgleichung
$\rho_G$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte der Gasphase
$\rho_{GL}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Gemischdichte der Blasenströmung
$\rho_L$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte der Flüssigkeitsphase
$\rho_S$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte der Feststoffphase
$\rho_{SW}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Effektive Dichte des Schwimmers der Füllstandmessung
$\sigma_L$	$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$	Oberflächenspannung
$\varphi$	-	Winkel der Kreiskoordinaten

## Dimensionslose Kennzahlen

Symbol	Name
$E_{OB}$	Eötvös-Zahl der Blase
$Mo$	Morton-Zahl
$N_k$	Kapazitäts-Zahl
$Re_B$	Reynolds-Zahl der Blase
$We_{\text{Loch}}$	Weber-Zahl im Gasverteilerloch

## Gebrauchte Abkürzungen

Symbol	Name
ADM	Axiales Dispersionsmodell
BGV	Blasengrößenverteilung
BS	Blasensäule
CCD	Charge-coupled device (Sensor für Kamera)
CFD	Numerischen Strömungssimulation (Computational Fluid Dynamics)
DNS	Direkte numerische Simulation

<b>Symbol</b>	<b>Name</b>
EBI	Engler-Bunte-Institut
FFT	Schnelle-Fourier-Transformation (Fast-Fourier-Transformation)
FS	Füllstandmessung
G	Gasphase
GV	Gasverteiler
HG	Hochgeschwindigkeit
L	Flüssigphase
<i>MFC</i>	Massflowcontroller (Durchflussregler für einen Volumenstrom)
<i>NTP</i>	Normbedingungen ( $T_{NTP} = 273,15 \text{ K}$ , $p_{NTP} = 101325 \text{ Pa}$ )
PTFE	Polytetrafluorethylen
PtG	Power-to-Gas
PtL	Power-to-Liquid
PtX	Power-to-X
S	Feststoffphase
STD	Standardabweichung
SW	Schwimmer
VK	Vorkammer

# 1 Einleitung

Die Umstellung des Energiesystems auf eine erneuerbare Energieversorgung ist eine der größten gesellschaftlichen Herausforderungen in der heutigen Zeit. Um die Ziele des Pariser Klimaabkommens aus 2015 einzuhalten, ist es das Ziel Deutschlands, bis 2045 Netto-Treibhausgasneutralität zu erreichen [1, 2]. Dazu muss der Energiebedarf sektorübergreifend aus erneuerbaren Quellen gedeckt werden. Bereits heute werden 41 % (Stand 2021) des elektrischen Energiebedarfs aus erneuerbaren Energiequellen wie Wind- und Solarenergie gedeckt [3]. Der Verkehrssektor ist verantwortlich für 30 % des Bruttoend-Energieverbrauchs Deutschlands, und bis 2050 sollen die Treibhausgasemissionen um 90 % gesenkt werden [4]. Jedoch wurden 2020 weniger als 8 % des Energieverbrauchs im Verkehrssektor aus erneuerbaren Quellen gedeckt [3]. Eine Schlüsseltechnologie zur zukünftigen sektorübergreifenden Versorgung mit erneuerbaren Energieträgern sind Power-to-X-Verfahren (PtX). Bei diesen Verfahren wird die aus Windkraft und Solarenergie gewonnene elektrische Energie zunächst via Wasserelektrolyse in Wasserstoff umgewandelt. In einem nachfolgenden chemischen Syntheseschritt wie der Fischer-Tropsch-Synthese (PtL) oder Methanisierung (PtG), wird Wasserstoff mit Kohlenstoffdioxid zu erneuerbaren synthetischen Energieträgern umgewandelt. Solche Energieträger können schon heute für den Verkehrssektor oder als Grundchemikalien für die chemische Industrie eingesetzt werden [5]. Auf Grund des fluktuierenden Charakters der Windkraft und Solarenergie ist eine lastflexible PtX-Gesamtprozesskette vorteilhaft. Eine hohe Lastflexibilität und Laständerungsrate ermöglichen einen netzdienlichen Betrieb des PtX-Prozesses sowie die Reduktion von Zwischenspeicherkapazität und damit verbundenen Kosten. Der lastflexible Betrieb einer chemischen Synthese mit hohen Laständerungsraten ist eine große verfahrenstechnische Herausforderung. Besonders bei stark exothermen Reaktionen wie der Methanisierung führen Laständerungen zu einer veränderten Wärmefreisetzung, was zum thermischen Durchgehen des chemischen Reaktors führen kann [6].

Ein Suspensions-Blasensäulenreaktor ist ein viel versprechendes Reaktorkonzept für einen lastflexiblen Betrieb der chemischen Synthese im PtX-Prozess. In einem Suspensions-Blasensäulenreaktor wird das gasförmige Edukt am Boden in Form von Blasen dispergiert, welche durch die (Suspensions-) Flüssigkeit nach oben aufsteigen. Auf Grund des hohen (Suspensions-) Flüssigkeitsanteils im Reaktor liegt ein schneller Wärmeübergang zwischen den Fluidphasen und dem Katalysator sowie der Reaktorkühlung vor. Dadurch wird ein räumlich und zeitlich nahezu isothermer Betrieb eines Blasensäulenreaktors mit gleich bleibender Selektivität und hoher Katalysatorausnutzung erreicht [6–10]. Im Vergleich zu anderen Reaktorkonzepten wie

Festbett- oder Rieselbettreaktoren liegt eine geringere thermische Belastung des Katalysators und des Reaktorbehälters vor.

Aktuelle Untersuchungen im Rahmen der Dissertationen von Eilers 2018 [7] und Lefebvre 2019 [6] am Engler-Bunte-Institut (EBI) des Karlsruher Instituts für Technologie bestätigten die Vorteile eines Blasensäulenreaktors für den lastflexiblen Betrieb. In einer Blasensäulen-Pilotanlage am EBI konnten diese auch für die Methanisierung in einem Suspensions-Blasensäulenreaktor mit einem Innendurchmesser von  $d_{BS} = 250$  mm nachgewiesen werden [11].

Für eine verlässliche Auslegung und den verlässlichen Betrieb von technischen Blasensäulenreaktoren müssen der Stofftransport zwischen den Phasen, das Verweilzeitverhalten und die Rückvermischung der Gas- und Flüssigkeitsphase sowie die chemische Reaktion beschrieben werden. Die Beschreibung der Hydrodynamik der Blasenströmung ist für die Auslegung ausschlaggebend, da Stofftransport, Verweilzeit und Rückvermischung durch die Hydrodynamik geprägt werden [6, 12]. Somit bestimmt die Hydrodynamik maßgeblich die effektive Reaktionsgeschwindigkeit im Reaktor. Daher werden validierte Modelle zur Beschreibung eines Blasensäulenreaktors bzgl. Umsatz und Selektivität in Abhängigkeit von der Hydrodynamik benötigt. In der Literatur wird die Hydrodynamik in Reaktormodellen häufig über volumengemittelte integrale Größen wie dem Gasgehalt oder dem Dispersionskoeffizienten beschrieben. Diese experimentell bestimmten Größen sind stark abhängig vom apparativen Aufbau des Experiments (z. B. Gasverteiler), den Stoffeigenschaften sowie den Betriebsbedingungen und sind nur eingeschränkt auf andere Geometrien und Stoffeigenschaften zu übertragen [13, 14]. Z. B. zeigen experimentelle Daten zur Untersuchung des Einflusses von Blasensäulendurchmesser und -höhe eine Überlagerung durch eine ungleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung am Gasverteiler, was eine Übertragung der Ergebnisse einschränkt (siehe Kap. 3.3).

Um die Übertragbarkeit von integralen Größen und Reaktormodellen zu bewerten und zu verbessern, muss der Zusammenhang zwischen integralen Größen und lokalen orts- und zeitaufgelöste Größen (z. B. Blasendurchmesser und -geschwindigkeit) sowie den lokalen Teilprozessen in einer Blasenströmung (z. B. Blasenbildung und -aufstieg) verstanden werden [15–17]. Vor diesem Hintergrund werden in der vorliegenden Arbeit integrale und lokale Parameter zur Beschreibung einer Blasenströmung experimentell untersucht, um darauf aufbauend einen Beitrag zum Verständnis der Zusammenhänge zwischen Einflussgrößen (z. B. Stoffeigenschaften) und integralen sowie lokalen Parametern zu leisten.

## 2 Beschreibung von Blasensäulenreaktoren

Ein Blasensäulenreaktor ist ein stehender Rohrreaktor (siehe Abbildung 2-1), in welchem die gasförmigen Edukte (G) am Boden des Reaktors über einen Gasverteiler (GV) in eine Flüssigkeit (L) dispergiert werden. Im Fall von heterogen katalysierten Reaktionen (Suspensions-Blasensäulenreaktor) sind zusätzlich kleine Katalysatorpartikel (S) ( $d_s < 200 \mu\text{m}$ ) in der Flüssigkeit suspendiert. Die am Gasverteiler entstehenden Blasen (siehe Kap. 3.1.1) steigen durch den Auftrieb in der Flüssigkeitssäule nach oben. In Abhängigkeit von der Blasengröße und von den Stoffeigenschaften der vorliegenden Phasen stellt sich die Aufstiegs geschwindigkeit der Blasen ein (siehe Kap. 3.1.2). Da Blasen unterschiedlicher Größe entstehen können und Koaleszenz- und Zerfallsprozesse beim Aufstieg der Blasen auftreten (siehe Kap. 3.1.3), bilden sich eine Blasengrößenverteilung (BGV) und ein entsprechendes Verweilzeitspektrum für die Gasphase im Reaktor aus. Die zunächst im Reaktor ruhende (Suspensions-) Flüssigkeit wird durch das aufsteigende Blasenkollektiv beschleunigt, wodurch es zu einer Zirkulationsströmung der (Suspensions-) Flüssigkeitsphase kommt, die eine Durchmischung der (Suspensions-) Flüssigkeitsphase bewirkt. Durch die Zirkulation der (Suspensions-) Flüssigkeitsphase wird wiederum die Blasenbewegung und damit auch die Gasphasen-Verweilzeit beeinflusst.

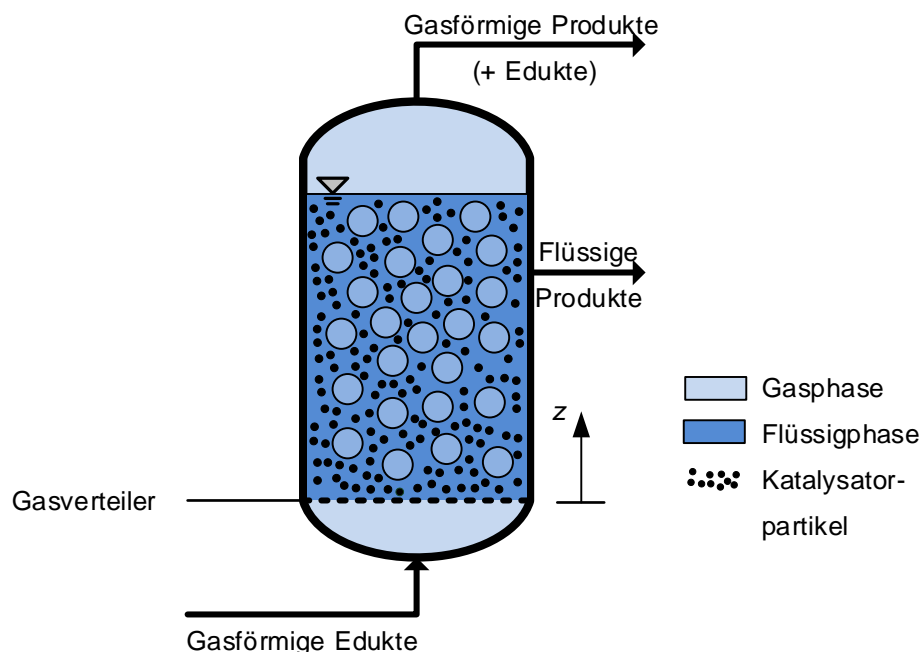


Abbildung 2-1: Schematische Darstellung eines Suspensions-Blasensäulenreaktors

Die gasförmigen Edukte werden aus den aufsteigenden Blasen in die Flüssigkeit transportiert. Im Fall eines Zweiphasen-Blasensäulenreaktors reagieren die Edukte in der Flüssigkeit ab. In einem Suspensions-Blasensäulenreaktor werden die Edukte weiter zum Katalysatorkorn transportiert und reagieren an dessen Oberfläche ab. Gasförmige Produkte werden aus der Flüssigkeit zurück in die Gasphase transportiert und verlassen den Reaktor am Kopfende zusammen mit nicht-umgesetztem Edukt. Entstehen unter den gegebenen Reaktionsbedingungen flüssige Produkte, werden diese ausgeschleust. Mit dem flüssigen Produkt ausgeschleuste Katalysatorpartikel werden abgetrennt und in den Reaktor zurückgeführt.

Zur Auslegung von (Suspensions-) Blasensäulenreaktoren im technischen Maßstab müssen neben der chemischen Reaktion (z. B. katalytische Methanisierung) auch die fluiddynamischen Vorgänge des Blasenanstiegs in der Blasensäule (z. B. Blasenkoaleszenz) und die hierdurch beeinflussten Teilprozesse in den einzelnen Phasen (z. B. Stofftransport, Zirkulationsströmungen) in Abhängigkeit von den Stoffdaten und von den Betriebsbedingungen bekannt sein.

In diesem Kapitel werden zunächst die wesentlichen Begriffe zur Beschreibung der Hydrodynamik in Blasensäulenreaktoren erläutert. Kapitel 2.2 und 2.3 geben einen Überblick über das Zusammenwirken von chemischer Reaktion und Stofftransport sowie über die modelltechnische Beschreibung von Blasensäulenreaktoren.

## 2.1 Begrifflichkeiten der Hydrodynamik

In dieser Arbeit wird die Hydrodynamik in einem Blasensäulenreaktor anhand integraler und lokaler Parameter diskutiert. Unter **integraler Hydrodynamik** werden über die Blasenströmung volumengemittelte Größen verstanden. Die **lokale Hydrodynamik** umfasst orts- und zeitaufgelöste Parameter zur Beschreibung der Blasenströmung.

Der **relative Gasgehalt**  $\varepsilon_G$ , im Folgenden **Gasgehalt** genannt, ist definiert als das Volumen der Gasphase bezogen auf das Gesamtvolumen aller Phasen (Gleichung (2.1)). In dieser Arbeit wird  $V_S$  nicht berücksichtigt, da keine Feststoffphase verwendet wird. Der Gasgehalt ist eine wesentliche Auslegungsgröße in Blasensäulenreaktoren, da dieser das Verweilzeitverhalten der einzelnen Phasen und den Stoffübergang zwischen den Phasen maßgeblich beeinflusst.

$$\varepsilon_G = \frac{V_G}{V_G + V_L + V_S} \quad (2.1)$$

Es wird in dieser Arbeit zwischen dem volumengemittelten integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$ , welcher sich auf das gesamte Volumen der Blasenströmung bezieht, und dem lokalen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,lok}(r_{BS}, z)$  am Radius  $r_{BS}$  der Blasensäule und der Höhe  $z$  über dem Gasverteiler unterschieden.

Die **Gasleerrohrgeschwindigkeit**  $u_G$ , im Folgenden **Gasgeschwindigkeit** genannt, stellt den über den Gasverteiler eintretenden Gasvolumenstrom bei Betriebsbedingungen ( $T_{BS}, p_{BS}$ ) bezogen auf den freien Querschnitt der Blasensäule dar. Um den zusätzlichen statischen Druck der Flüssigkeit zu berücksichtigen, wird in dieser Arbeit die Gasgeschwindigkeit auf die Betriebsbedingungen ( $T_{GV}, p_{GV}$ ) direkt oberhalb des GV ( $z = 0$  m) bezogen.

$$u_{G,GV} = \frac{\dot{V}_{G,GV}(T_{GV}, p_{GV})}{A_{BS}} \quad (2.2)$$

Der Druck am GV  $p_{GV}$  setzt sich zusammen aus dem Druck am Kopf der Blasensäule  $p_{BS}$  und dem statischen Druck der Flüssigkeit ( $\rho_L \cdot g \cdot h_L$ ). In der industriellen Anwendung liegt die Gasgeschwindigkeit typischerweise bei  $u_G < 0,45 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  [18, 19]. Teilweise werden aber auch Blasensäulen bei Gasgeschwindigkeiten von bis zu  $u_G = 1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  betrieben [20].

Für die **Blasengröße** wird in Blasensäulenreaktoren der **äquivalente Blasendurchmesser**  $d_{B,\ddot{a}q}$  angegeben, da eine Verformung der Blase beim Blasenauftstieg vorliegt. Der äquivalente Blasendurchmesser einer Blase ist in Gleichung (2.3) definiert und gibt den Durchmesser einer sphärischen Blase mit identischem Gasvolumen an.

$$d_{B,\ddot{a}q} = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot V_B}{\pi}} \quad (2.3)$$

Die **Blasengeschwindigkeit**  $u_B$  ist die Geschwindigkeit einer Blase. Für Blasen, die auf Grund der Schwerkraft entgegen der Wirkrichtung des Schwerfelds aufsteigen, gilt  $u_B > 0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Für Blasen, die durch die Strömung entgegen der Schwerkraft abwärtsströmen, gilt  $u_B < 0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Aus der Gasgeschwindigkeit bezogen auf den Druck in der Mitte der Blasenströmung und dem integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  wird die über den Querschnitt und die Höhe der Blasenströmung volumengemittelte Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  berechnet:

$$\bar{u}_B = \frac{u_{G,GV}}{\varepsilon_{G,int}} \cdot \frac{2 \cdot p_{GV}}{p_{GV} + p_{BS}} \quad (2.4)$$

In Blasensäulenreaktoren werden drei grundlegende **Strömungsregime** (siehe Abbildung 2-2) unterschieden [20], die sich in Abhängigkeit von den Stoffeigenschaften, von dem Reaktordesign und von den Betriebsbedingungen einstellen.

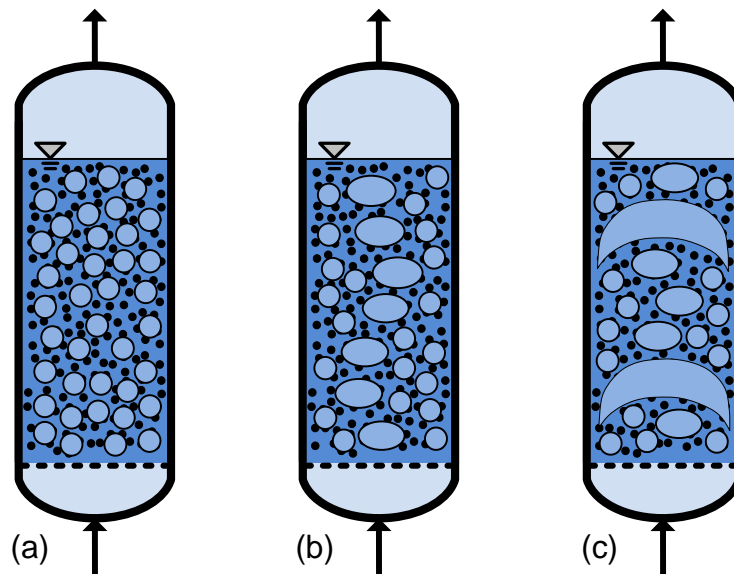


Abbildung 2-2: Strömungsregime im (Suspensions-) Blasensäulenreaktor: homogenes (a), heterogenes (b), Kolbenströmungsregime (c).

Das **homogene Strömungsregime** liegt bei kleinen Gasgeschwindigkeiten vor. Bei Zehner und Kraume 2000 wird ein Bereich von  $u_G < 0,03 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  angegeben [21]. Das homogene Strömungsregime ist gekennzeichnet durch [20, 22]:

- Einen linearen Zusammenhang zwischen dem integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  und der Gasgeschwindigkeit  $u_G$
- Eine enge Blasengrößenverteilung (BGV) mit  $d_{B,\ddot{a}q} = 1 - 7 \text{ mm}$
- Eine enge Verweilzeitverteilung der Gasphase, da die Blasen mit nahezu gleicher Geschwindigkeit aufsteigen

Ein linearer Zusammenhang zwischen  $u_G$  und  $\varepsilon_{G,int}$  bei einer polydispersen BGV wird in der Literatur als pseudohomogenes Strömungsregime bezeichnet.

Das **heterogene Strömungsregime** tritt ab Erreichen der Übergangsgeschwindigkeit  $u_{G,trans}$  auf. Es kommt zur Bildung von Großblasen ( $d_{B,\ddot{a}q} > 7 \text{ mm}$ ) aufgrund zunehmender Blasenkoaleszenz bei höherem Gasgehalt. Im Vergleich zum homogenen



Strömungsregime liegt eine breite Blasengrößen- und Blasengeschwindigkeitsverteilung vor. Dadurch wird eine Zirkulationsströmung der Flüssigkeitsphase ausgebildet. Im Vergleich zum homogenen Strömungsregime liegt eine starke Durchmischung der Flüssigkeitsphase und eine breite Verweilzeitverteilung der Gasphase vor, da Blasen z. T. mit der Flüssigphase abwärtsströmen. Technische Reaktoren werden meist im heterogenen Strömungsregime betrieben [23].

Das **Kolbenströmungsregime** tritt bei kleinen Blasensäulendurchmessern  $d_{BS} < 0,15 - 0,25$  m verbunden mit hohen Gasgeschwindigkeiten auf [20, 24]. Die schnell aufsteigenden, charakteristischen Kolbenblasen ( $u_B > 0,8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) nehmen nahezu den gesamten Querschnitt ein und werden durch den Rand stabilisiert. Die hohe Blasengeschwindigkeit führt zu geringen Verweilzeiten der Gasphase im Reaktor, zur Abnahme der Gas/Suspensionsflüssigkeits-Phasengrenzfläche und damit zur Verringerung des Umsatzes im Reaktor [23]. Daher wird das Kolbenströmungsregime bei der Auslegung von Blasensäulen vermieden. In technischen Blasensäulenreaktoren mit  $d_{BS} > 0,15 - 0,25$  m werden große Blasen nicht durch den Rand stabilisiert und das Kolbenströmungsregime tritt nicht auf [20].

Das Strömungsregime hat einen starken Einfluss auf die effektive Reaktionsgeschwindigkeit und den Umsatz im Blasensäulenreaktor. Es beeinflusst die **Rückvermischung** von Gas- und Flüssigkeitsphase und den Stofftransport innerhalb der Phasen und den Stoffübergang zwischen den Phasen maßgeblich. Der Grad der Rückvermischung steigt, wenn die durch den Blasenauftieg induzierten Makrozirkulationsströmungen der Gas- und Flüssigkeitsphase zunehmen.

Die Rückvermischung der Phase  $j$  wird mathematisch mit axialen und radialen **Dispersionskoeffizienten**  $D_{j,rad}$ ,  $D_{j,ax}$  beschrieben. Mit  $D_{j,rad}$ ,  $D_{j,ax}$  werden alle stofflichen Transportvorgänge innerhalb einer Phase in axialer und radialer Richtung analog zum Fick'schen Gesetz (siehe Gleichung (A.1) und (A.2)) beschrieben [15].

## 2.2 Reaktion und Stofftransport

In Blasensäulenreaktoren wird der Umsatz bestimmt von der chemischen Reaktion am Katalysator, von den Stofftransportvorgängen in den Phasen, von den Löslichkeitsgleichgewichten an den Phasengrenzflächen und von dem Verweilzeitverhalten bzw. der Rückvermischung der Phasen. Im Folgenden werden die bei Mörs et al. 2019 beschriebenen Zusammenhänge zur Berechnung der effektiven volumenspezifischen Reaktionsgeschwindigkeit  $r_{i,eff}$  zusammengefasst dargestellt [15].

Für einen Suspensions-Blasensäulenreaktors ist in Abbildung 2-3 der Konzentrationsverlauf für ein gasförmiges Edukt zwischen der Gasphase und der Katalysatoroberfläche dargestellt. Zur Beschreibung der Stofftransportvorgänge wird in der Regel das Filmdiffusionsmodell verwendet [25]. Es wird angenommen, dass der Stofftransportwiderstand im jeweiligen Film mit der Filmdicke  $\delta_j$  lokalisiert ist und die Konzentration in den Volumenphasen konstant ist. Aus dem in Abbildung 2-3 dargestellten Konzentrationsverlauf können die folgenden Transportschritte für die Edukte abgeleitet werden:

1. Transport aus der Gasphase an die G/L-Phasengrenze
2. Transport des gelösten Edukts von der G/L-Phasengrenze in die Flüssigkeitsphase
3. Transport aus der Flüssigkeitsphase an die L/S-Phasengrenzfläche
4. Porendiffusion ins Katalysatorkorn, Adsorption an der Katalysatoroberfläche

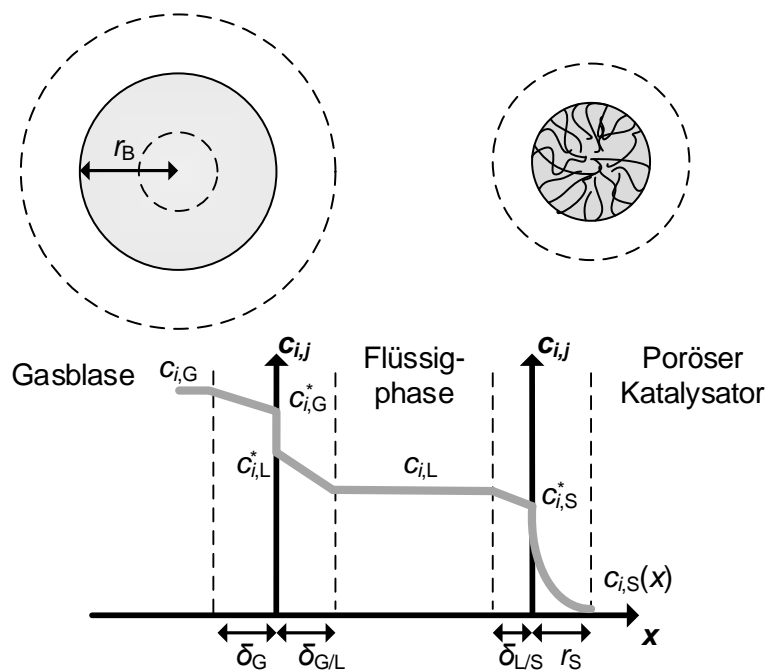


Abbildung 2-3: Konzentrationsverlauf bei der Anwendung des Filmdiffusionsmodells für ein gasförmiges Edukt (Komponente  $i$ ), welches an einem in der Flüssigkeit suspendierten Katalysatorkorn reagiert, bearbeitet nach [26].

An der Katalysatoroberfläche läuft die chemische Umsetzung zum Reaktionsprodukt ab. In Abhängigkeit von dem Aggregatzustand des Reaktionsprodukts unter Reaktionsbedingungen wird das Reaktionsprodukt entsprechend der Transportschritte 1 – 4 von der Katalysatoroberfläche in die Flüssigkeitsphase sowie Gasphase transportiert. Die Gleichungen zur Beschreibung des Stofftransports in Form von

volumenbezogenen Stoffstromdichten sind für die einzelnen Schritte in Tabelle A-1 aufgeführt.

In (Suspensions-) Blasensäulenreaktoren wird  $r_{i,\text{eff}}$  über die Serienschaltung der Stofftransportwiderstände (Schritte 1 – 4) und der intrinsischen Reaktionskinetik dargestellt (siehe Anhang A). Für eine Reaktion erster Ordnung ergibt sich hieraus der in Gleichung (2.5) dargestellte Zusammenhang für die effektive Reaktionsrate der Komponente  $i$ . In einem Blasensäulenreaktor ist die Konzentration in der Gasphase  $c_{i,G}$  wesentlich vom Verweilzeitverhalten der Gasphase abhängig.

$$r_{i,\text{eff}} = \left( \frac{1}{\beta_{i,G} a_{G/L}} + \frac{H_{i,\text{cc}}}{\beta_{i,L} a_{G/L}} + \frac{H_{i,\text{cc}}}{\beta_{i,S} a_{L/S}} + \frac{H_{i,\text{cc}}}{\eta_{\text{Poren}} \cdot v_i \cdot (1 - \varepsilon_G) \cdot \varepsilon_S \cdot \rho_S \cdot k} \right)^{-1} \cdot c_{i,G} \quad (2.5)$$

In Blasensäulenreaktoren gilt für den gaseitigen Stoffübergangskoeffizienten  $\beta_{i,G} \gg \beta_{i,L}$ , da die molekulare Diffusion in der Gasphase wesentlich schneller ist als in der Flüssigkeitsphase ( $D_{i,G} \gg D_{i,L}$ ). Damit kann der gaseitige Stoffübergang (Schritt 1) vernachlässigt werden. In der Regel kann auch der Stoffübergangswiderstand aus der Flüssigkeitsphase an das Katalysatorkorn (Schritt 3) vernachlässigt werden, da die Katalysatorpartikel im Suspensionsreaktor sehr fein aufgemahlen vorliegen ( $d_s < 200 \mu\text{m}$ ) [15, 27, 28]. Der Porennutzungsgrad  $\eta_{\text{Poren}}$  wird als Funktion des Thiele-Moduls bestimmt [29], welches die Diffusion in den Poren beschreibt. Für ein fein gemahlenes Katalysatorkorn liegt eine konstante Eduktkonzentration und eine konstante Temperatur im Partikel vor, sodass für den Porennutzungsgrad  $\eta_{\text{Poren}} \approx 1$  gilt [8, 9]. Diese Aussage wird durch das Weisz-Prater-Kriterium überprüft, bei dem die chemische Reaktionsgeschwindigkeit zu dem diffusiven Stofftransport im Katalysatorkorn ins Verhältnis gesetzt wird [30, 31].

Wie oben dargestellt, wird die effektive Reaktionsrate  $r_{i,\text{eff}}$  in einem Suspensions-Blasensäulenreaktor im Wesentlichen durch den flüssigseitigen Stoffübergang und die intrinsische Reaktionsgeschwindigkeit bestimmt. Folglich ergibt der in Abbildung 2-4 dargestellte vereinfachte Konzentrationsverlauf den in Gleichung (2.6) gezeigten vereinfachten Zusammenhang für  $r_{i,\text{eff}}$ .

$$r_{i,\text{eff}} = \left( \frac{H_{i,\text{cc}}}{\beta_{i,L} a_{G/L}} + \frac{H_{i,\text{cc}}}{v_i \cdot (1 - \varepsilon_G) \cdot \varepsilon_S \cdot \rho_S \cdot k} \right)^{-1} \cdot c_{i,G} \quad (2.6)$$

Derselbe Konzentrationsverlauf ergibt sich für ein zweiphasig homogen katalysiertes, langsames Reaktionssystem. Für schnelle Reaktionen im Zweiphasensystem muss eine Absorptionsverstärkung berücksichtigt werden, da die Edukte bereits im Film der Flüssigkeitsphase reagieren [29]. Für technische Suspensionsreaktoren kann eine Absorptionsbeschleunigung ausgeschlossen werden, da diese eine hohe Konzentration des aktiven Katalysators im flüssigseitigen Film voraussetzt [27].

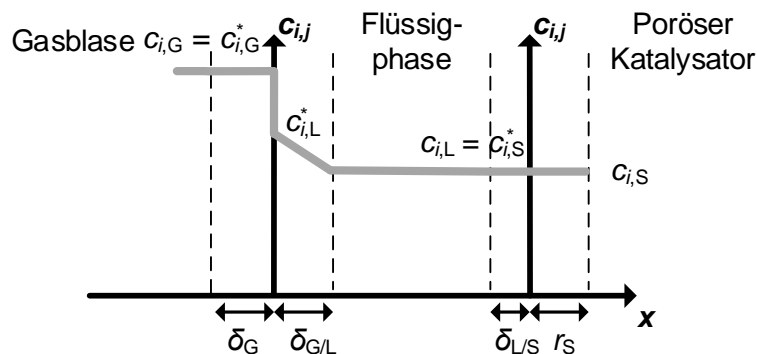


Abbildung 2-4: Vereinfachtes Profil des Konzentrationsverlaufs des Edukts von der Gasphase an die Katalysatoroberfläche auf Basis des in Abbildung 2-3 gezeigten Konzentrationsverlaufs und der in Kapitel 2.2 dargestellten Annahmen

## 2.3 Modelltechnische Auslegung

Wie in Kapitel 2.2 aufgezeigt muss für die Auslegung von Blasensäulenreaktoren neben der chemischen Reaktion auch das Verweilzeitverhalten der Phasen und der Gas/Flüssig-Stofftransport bekannt sein. Der G/L-Stofftransport wird festgelegt durch den Stoffübergangskoeffizienten  $\beta_{i,L}$ , die volumetrische Phasengrenzfläche  $a_{G/L}$  (Gleichung (A.8)) und das treibende Konzentrationsgefälle ( $c_{i,G} - c_{i,L}$ ). Diese drei Parameter werden durch die Stoffeigenschaften und die Hydrodynamik der Blasenströmung (z. B. Blasengröße und -geschwindigkeit) bestimmt.

Zur Auslegung eines Blasensäulenreaktors müssen der Stofftransport, die Hydrodynamik und die chemische Reaktion modelltechnisch abgebildet werden. Blasensäulenreaktoren werden in der Regel mithilfe stark vereinfachter Kompartimentmodelle ausgelegt. Zunehmend werden auch numerische Strömungssimulationen (CFD, Computational Fluid Dynamics) eingesetzt [32]. Die direkte numerische Simulation (DNS) findet lediglich Anwendung in der Modellierung von lokalen Vorgängen (z. B. Blasenauftieg, -koaleszenz, und -zerfall), da der notwendige Rechenaufwand für eine große räumliche Ausdehnung nicht zu realisieren ist [33, 16]. Um die notwendige Rechenleistung zu reduzieren, werden in der CFD-Strömungssimulation die lokalen

Vorgänge durch Submodelle abgebildet (z. B. Turbulenzmodelle, Koaleszenzmodelle) [34]. Die Genauigkeit der CFD-Strömungssimulation wird dabei durch die Qualität der Submodelle bestimmt. Um validierte Submodelle für technisch relevante Betriebsbedingungen zu etablieren, besteht noch ein erheblicher Forschungsbedarf [17]. Unter anderem werden für die Validierung experimentelle Daten der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen für andere Stoffsysteme als Wasser/Luft bei relevanten Drücken und Temperaturen benötigt.

Vor diesem Hintergrund werden für die Auslegung von Blasensäulenreaktoren überwiegend stark vereinfachte Modelle verwendet. Die komplexe Hydrodynamik der Phasen, die Stofftransportvorgänge und die chemische Reaktionskinetik werden in diesen Modellen mit wenigen integralen Parametern abgebildet [35, 36].

Häufig wird das axiale Dispersionsmodell (ADM) eingesetzt (siehe Abbildung 2-5), welches den Blasensäulenreaktor in eine Gasphase (G) und eine Flüssigkeitsphase bzw. pseudo-homogene Suspensionsphase unterteilt (L/S).

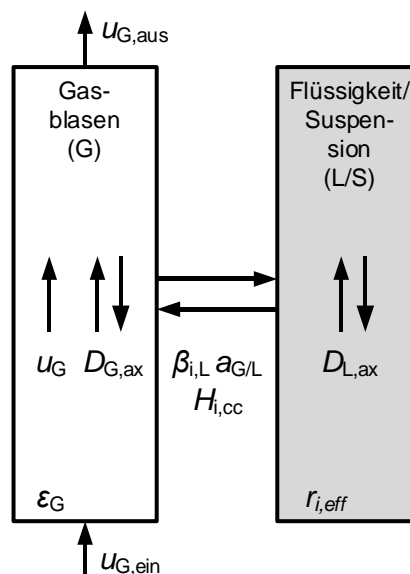


Abbildung 2-5: Schematische Darstellung des axialen Dispersionsmodells (ADM) mit einer Gasphase und einer (Suspensions-) Flüssigkeitsphase

Auf Basis des in Abbildung 2-4 gezeigten vereinfachten Konzentrationsverlaufs zwischen der Gasphase und der Katalysatoroberfläche werden im ADM differenzielle Stoffmengenbilanzen für die zwei Phasen entlang der Reaktorachse aufgestellt. Die zwei Bilanzen sind über den G/L-Stofftransport gekoppelt. Temperaturgradienten innerhalb und zwischen den vorliegenden Phasen werden in diesen einfachen Modellen meist nicht berücksichtigt, da Wärmetransportwiderstände in einem Blasensäulenreaktor im

Allgemeinen vernachlässigt werden können [37, 38]. Für eine detaillierte Beschreibung des ADM inkl. der Stoffmengenbilanzgleichungen sei auf die Dissertationen von Götz 2014, Eilers 2018 und Lefebvre 2019 verwiesen. [6, 7, 26]. Die Hydrodynamik und der Stofftransport werden in diesem Modell durch vier integrale Parameter beschrieben:

- Integraler Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$
- Dispersion der Flüssigkeitsphase  $D_{L,ax}$
- Dispersion der Gasphase  $D_{G,ax}$
- Volumetrischer Stoffübergangskoeffizient  $\beta_{i,L} \cdot a_{G/L}$

Die Zuverlässigkeit der Aussage des ADM hängt entscheidend von der Validität der eingesetzten integralen Parameter ab. Zum einen erfolgt die Ermittlung der integralen Parameter über integrale Messverfahren. Zum anderen werden in der Literatur verfügbare Korrelationen verwendet. Die Korrelationen werden überwiegend aus experimentellen Messdaten für den jeweiligen integralen Parameter abgeleitet. Hierfür werden Messdaten in Abhängigkeit von Reaktorgeometrie, Betriebsbedingungen und Stoffeigenschaften ermittelt. Jedoch beschreiben die verfügbaren, überwiegend empirischen Korrelationen die zu Grunde liegenden Messdaten mit relativ hoher Unsicherheit (Standardabweichung bis  $\pm 30\%$ ) [6, 15]. Zudem ist für beide Methoden eine Extrapolation auf Reaktorgeometrien, Betriebsbedingungen und Stoffeigenschaften außerhalb des untersuchten Messbereichs kritisch, da die Korrelationen in der Regel nicht physikalisch begründet sind, sondern an Messwerte angepasste Funktionen sind [39]. Um die Übertragbarkeit von Korrelationen und Modellen zur Beschreibung von integralen Parametern sicherzustellen, bedarf es physikalisch begründeter Korrelationen, welche die Parameter in Abhängigkeit von Reaktorgeometrie, Betriebsbedingungen und Stoffeigenschaften beschreiben [19, 40].

### 3 Literaturübersicht zur Hydrodynamik in Blasensäulen

Wie im vorangegangenen Kapitel dargestellt hat die Hydrodynamik einen entscheidenden Einfluss auf die effektive Reaktionsgeschwindigkeit innerhalb eines Blasensäulenreaktors. Die Blasenströmung kann wie in Abbildung 3-1 dargestellt in drei Zonen unterteilt werden [41]. In der Anströmzone werden die Blasen am GV gebildet und beginnen aufzusteigen. Es kommt zu Blasenkoaleszenz und -zerfall und am Ende der Anströmzone stellt sich ein dynamisches Gleichgewicht zwischen Blasenkoaleszenz und -zerfall ein. In der Gleichgewichtszone befindet sich die Blasenströmung in einem dynamischen Gleichgewicht aus Blasenkoaleszenz und -zerfall. Die Blasenzerfalls/Schaumzone am oberen Ende der Blasenströmung entsteht, weil die Blasen eine endliche Zeit benötigen, um an der Flüssigkeitsoberfläche zu zerfallen. [42].

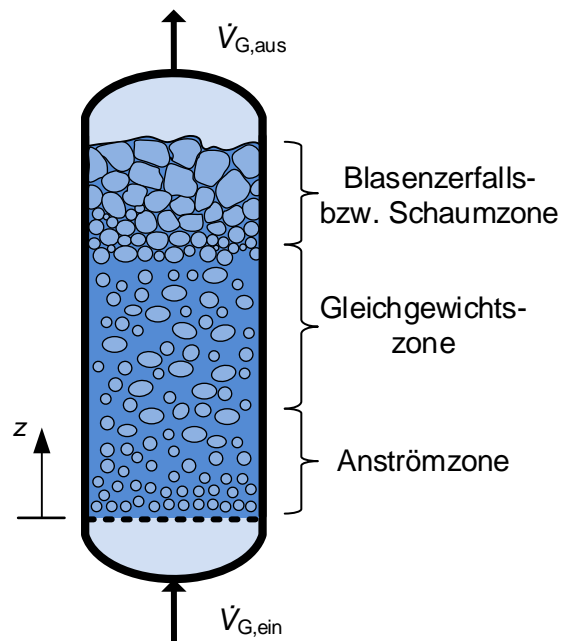


Abbildung 3-1: Schematische Darstellung der Strömungszonen in Blasensäulen

Dieses Kapitel gibt einen Literaturüberblick über die Teilprozesse (Blasenbildung, -aufstieg, -koaleszenz und -zerfall) innerhalb einer Zweiphasen-Blasensäule ohne Einbauten und ohne Flüssigkeitsumwälzung über äußere Rezirkulationskreisläufe. Es werden die physikalischen Zusammenhänge zwischen den Teilprozessen, den Stoffeigenschaften und der integralen und lokalen Hydrodynamik diskutiert.

### 3.1 Einzelblasenverhalten und Blaseninteraktion

Um ein physikalisches Verständnis für die Blasenströmung zu entwickeln, muss das Verhalten von einzelnen Blasen und deren Interaktion untereinander beschrieben werden. Innerhalb einer Blasenströmung sind die folgenden lokalen Teilprozesse von Bedeutung:

- Blasenbildung
- Blasenanstieg und -verformung
- Blasenkoaleszenz und -zerfall

#### 3.1.1 Blasenbildung am Gasverteiler

Bei der Blasenbildung am Gasverteiler (GV) muss zwischen zwei grundsätzlichen Dispergierprozessen unterschieden werden [43]. Die Weber-Zahl  $We_{\text{Loch}}$  im Gasverteilerloch (siehe Gleichung (3.1)) wird verwendet, um die Blasenbildung einzuordnen.  $We_{\text{Loch}}$  beschreibt das Verhältnis der Trägheitskraft des Gasvolumenstroms und der Oberflächenkraft der sich bildenden Blase.

$$We_{\text{Loch}} = \frac{u_{\text{G,Loch}}^2 d_{\text{Loch}} \rho_{\text{G}}}{\sigma_{\text{L}}} \quad (3.1)$$

Bei  $We_{\text{Loch}} < 2$  liegt eine periodische Blasenbildung vor (siehe Abbildung 3-2). Der mittlere Blasendurchmesser steigt für  $We_{\text{Loch}} < 2$  mit zunehmendem  $We_{\text{Loch}}$  bzw.  $u_{\text{G,Loch}}$  (siehe Abbildung 3-3) und die gebildete Blasengrößenverteilung ist eng.

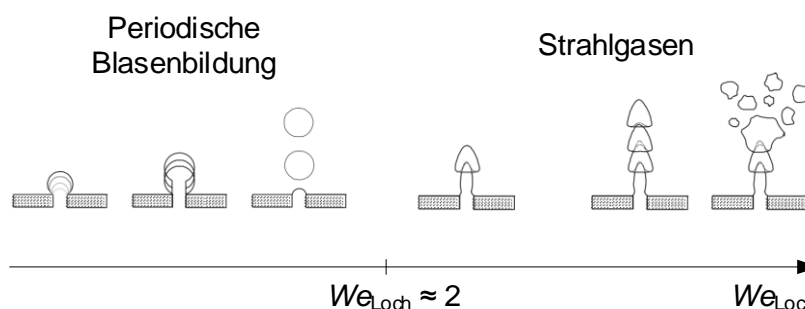


Abbildung 3-2: Einteilung der Bereiche der Blasenbildung, bearbeitet nach [43]

Die periodische Blasenbildung ist ein mehrstufiger Prozess: Zunächst bildet sich eine halbkugelförmige Blase direkt am Gasverteilerloch. Die Blase wächst durch den zuströmenden Gasvolumenstrom an, ohne sich vom Gasverteilerloch zu lösen, bis ein



Gleichgewicht zwischen Auftriebs-, Reibungs-, Oberflächenspannungs- und Trägheitskraft vorliegt (siehe Abbildung 3-6 und Tabelle B-1 im Anhang). Mit steigender Auftriebskraft der Blase steigt diese auf, und es bildet sich ein Gasschlauch zwischen Blase und Gasverteilerloch [44]. Durch diesen strömt das Gas und das Blasenvolumen nimmt zu. Wenn der Abstand der Blasenunterseite zum Gasverteilerloch dem Gasverteiler-Lochdurchmesser  $d_{\text{Loch}}$  entspricht, wird der Gasschlauch abgeschnürt. Die Blase löst sich vom GV und steigt auf [45].

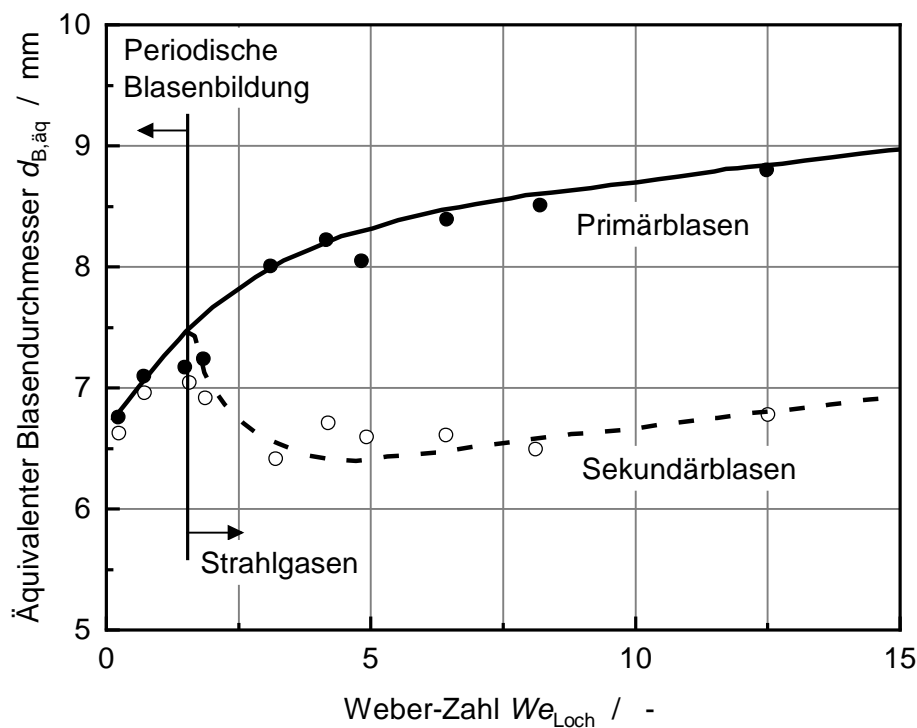


Abbildung 3-3: Abhängigkeit der am Gasverteilerloch gebildeten Blasengröße von der Weber-Zahl (Stoffsystem: Wasser/Luft;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ). Der Primärblasendurchmesser wurde direkt oberhalb des GV gemessen. Der Durchmesser der beim Primärblasenzerfall entstehenden Sekundärblasen wurde 120 mm oberhalb des GV gemessen [46, 43]

Mit steigendem  $We_{\text{Loch}}$  nimmt der Einfluss der Trägheitskraft zu und für  $We_{\text{Loch}} > 2$  liegt Strahlgasen vor [46]. Im Bereich des Strahlgasens werden Primärblasen am GV gebildet. Diese steigen direkt hintereinander auf und bilden scheinbar einen durchgehenden Gasstrahl [43]. Die Größe der Primärblasen direkt oberhalb des GV steigt mit zunehmender  $We_{\text{Loch}}$  (siehe Abbildung 3-3). Anteilig zerfallen die Primärblasen oberhalb des GV auf Grund der Trägheitskraft in kleine Blasen (Sekundärblasen). Die Daten für die Sekundärblasen in Abbildung 3-3 wurden auf eine Höhe von 120 mm oberhalb des GV gemessen. Auf Grund des anteiligen Primärblasenzerfalls liegt im Bereich des Strahlgasens eine bimodale Blasendurchmesserverteilung vor (Primär- und

Sekundärblasendurchmesser). Im Vergleich zum Primärblasendurchmesser sinkt daher der mittlere Blasendurchmesser.

### 3.1.1.1 Periodische Blasenbildung

Bei der periodischen Blasenbildung am Gasverteilerloch (siehe Abbildung 3-4, links) liegt ein Druckunterschied zwischen dem umgebenden Fluid am Gasverteiler  $p_{GV}$  ( $p(z = 0 \text{ mm})$ ) und dem Blaseninnendruck  $p_B$  vor, der durch Trägheits-, Oberflächen- und Reibungskräfte hervorgerufen wird [47]. Da dieser Druckunterschied ( $p_B - p_{GV}$ ) abhängig vom Blasendurchmesser  $d_B$  ist, kommt es zu einem zeitlich variierenden Blaseninnendruck  $p_B$  im Verlauf des Blasenwachstums. Diese Druckänderungen beeinflussen sowohl den Druck in der Vorkammer (VK)  $p_{VK}$  als auch den Gasvolumenstrom im Loch  $\dot{V}_{G,Loch}$ . In Abhängigkeit von dem Vorkammervolumen  $V_{VK}$  können bei stationärem Betrieb der Blasensäule mit  $\dot{V}_{G,0} = \text{konst.}$  zwei definierte Zustände bei der periodischen Blasenbildung unterschieden werden:

- Periodische Blasenbildung bei **konstantem Druck**: Bei einem unendlich großen Vorkammervolumen  $V_{VK}$  ist der Druck in der Vorkammer  $p_{VK}$  konstant.
- Periodische Blasenbildung bei **konstantem Gasvolumenstrom**: Bei einem unendlich kleinen Vorkammervolumen  $V_{VK}$  ist der Gasvolumenstrom im Loch  $\dot{V}_{G,Loch}$  konstant.

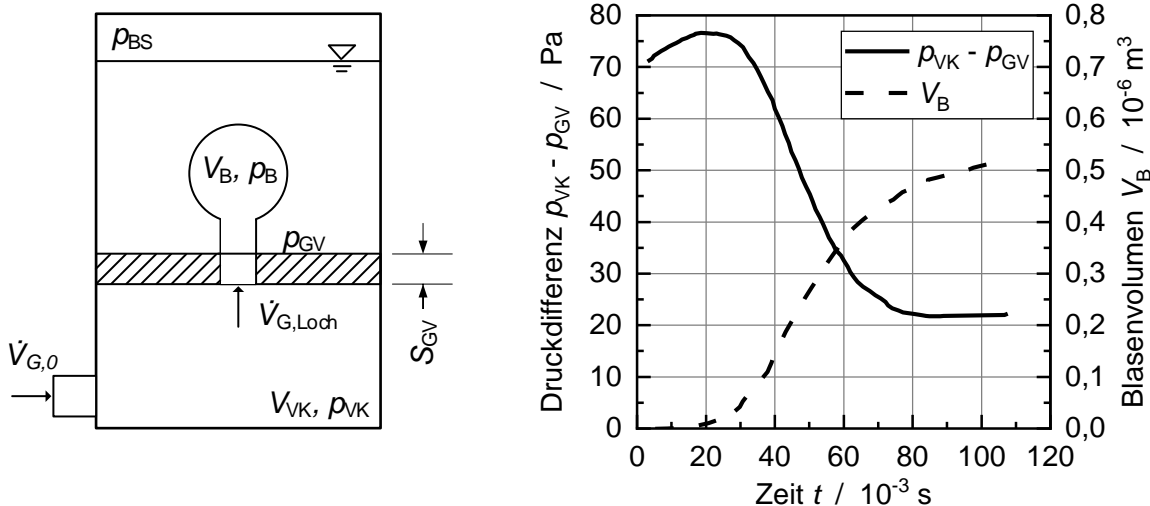


Abbildung 3-4: Druckschwankung im Gasverteilerloch während der Blasenbildung ( $p_{VK}$ : Druck unterhalb GV,  $p_{GV}$ : Druck am GV) ( $d_{Loch} = 1,63 \text{ mm}$ ,  $S_{GV} = 3 \text{ mm}$ ,  $V_{VK} = 65 \text{ ml}$ ,  $\dot{V}_{G,0} = 122 \text{ ml/min}$ ,  $\epsilon_S = 0,18$ ,  $p_{BS} = 1 \text{ bar}$ ,  $N_K = 26,5$ ) [47]

Zwischen diesen definierten Zuständen liegt der Übergangsbereich. Der Effekt der Änderung des Blaseninnendruckes auf  $p_{VK}$  und  $\dot{V}_{G,Loch}$  im Übergangsbereich wird im

Folgenden qualitativ diskutiert. Abbildung 3-4 rechts zeigt den modellierten Verlauf des Drucks  $p_{VK}$  in der Vorkammer unterhalb des GV und das Blasenvolumen während der Blasenbildung bei  $p_{BS} = 1$  bar. Am Beginn der Blasenbildung bei  $t = 0$  s ist die Druckdifferenz  $p_B - p_{GV}$  auf Grund des kleinen Blasendurchmessers  $d_B$  relativ hoch und die Druckdifferenz  $p_{VK} - p_B$  ist gering. Für  $t < 20$  ms ist  $\dot{V}_{G,Loch}$  kleiner als  $\dot{V}_{G,0}$  und  $p_{VK}$  steigt. Mit steigendem  $d_B$  sinkt der Blaseninnendruck und  $\dot{V}_{G,Loch}$  steigt. Ab  $t \approx 30$  ms ist  $\dot{V}_{G,Loch} > \dot{V}_{G,0}$  und  $p_{VK}$  sinkt ab. Aus dem Verlauf des Blasenvolumens über die Zeit wird ersichtlich, dass kein konstanter Gasvolumenstrom  $\dot{V}_{G,Loch}$  vorliegt.

Wenn der Druck nach dem Ablösen der Blasen ( $t \approx 110$  ms) hoch genug bleibt, kommt es direkt zu einer neuen Blasenbildung. Wenn der Druck zu weit abgesunken ist, muss der Druck steigen, bis die nächste Blase gebildet wird. Dies kann im Übergangsbereich zu einer nicht periodischen Blasenbildung führen.

Mit der dimensionslosen Kapazitäts-Zahl  $N_K$  nach Gleichung (3.2) wird bestimmt, ob bei der Blasenbildung ein nahezu konstanter Volumenstrom  $\dot{V}_{G,Loch}$  vorliegt und eine periodische Blasenbildung sichergestellt ist [47–49]. Wenn  $N_K < 1$  ist, liegt eine nahezu konstante Durchströmung des Gasverteilerlochs vor. Für  $N_K > 9$  kann von einem konstanten Druck in der Vorkammer ausgegangen werden.

$$N_K = \frac{4 \cdot V_{VK} \cdot g \cdot \rho_L}{\pi \cdot d_{Loch}^2 \cdot p_{GV}} \quad (3.2)$$

Abbildung 3-5 zeigt zwei unterschiedliche technische Lösungen, um einen konstanten Volumenstrom im Gasverteilerloch eines Einzelloch-Gasverteilers sicherzustellen [50].

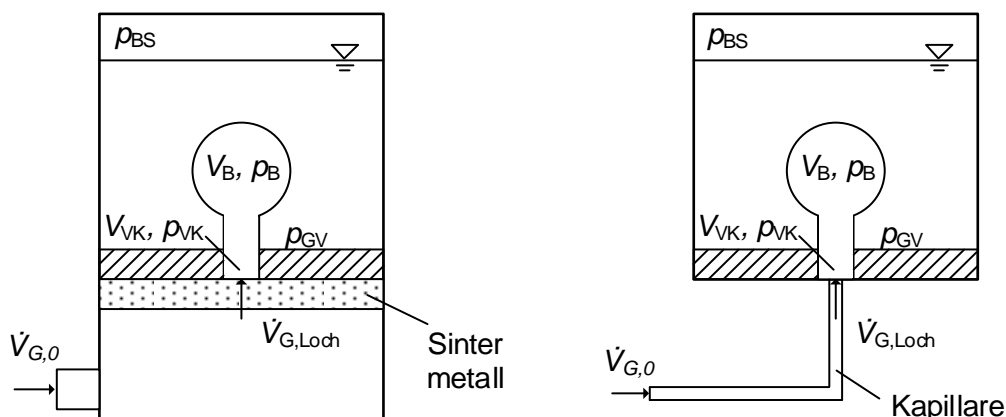


Abbildung 3-5: Konstruktionen nach Davidson und Schueler 1960. Durch einen zusätzlichen Druckverlust wird ein konstanter Gasvolumenstrom im Einzelloch-Gasverteiler eingestellt. Links: Das Gas strömt unterhalb des Lochs durch ein poröses Sintermetall; Rechts: Das Gas strömt durch eine Kapillare [50].

Durch die Anordnung eines Sintermetalls direkt unterhalb des Gasverteilerlochs (siehe Abbildung 3-5 links) wird das Volumen  $V_{VK}$  reduziert und  $N_k < 1$  sichergestellt. Durch den im Vergleich zu den Druckschwankungen bei der Blasenbildung großen zusätzlichen Druckverlust über das Sintermetall stellt sich ein konstanter Volumenstrom  $\dot{V}_{G,0}$  und  $\dot{V}_{G,Loch}$  ein [44]. Gleiches wird durch eine ausreichend lange Kapillare unterhalb des GV (siehe Abbildung 3-5 rechts) erreicht, durch welche der Gasvolumenstrom  $\dot{V}_{G,0}$  strömt. Es ergibt sich ein kleines Volumen  $V_{VK}$  und durch den zusätzlichen Druckverlust wird ein konstanter Volumenstrom  $\dot{V}_{G,0}$  und  $\dot{V}_{G,Loch}$  sichergestellt.

### 3.1.1.2 Modellierung der periodischen Blasenbildung

Zur Abschätzung des Blasendurchmessers einer am GV gebildeten Blase, im Folgenden Primärblasendurchmesser genannt, kann das Modell nach Geary und Rice 1991 verwendet werden [45]. Dieses zweistufige Modell ermöglicht eine physikalisch begründete Vorhersage des Primärblasendurchmessers im Zweiphasensystem ohne empirische Anpassungsparameter. In der ersten Phase wächst die Blase am Gasverteilerloch, ohne aufzusteigen. In der zweiten Phase beginnt die kugelförmige Blase aufzusteigen, ohne sich vom Gasverteilerloch zu lösen. Betrachtet wird in beiden Phasen das Kräftegleichgewicht an der Blase (Abbildung 3-6). Das Kräftegleichgewicht in Gleichung (3.3) berücksichtigt die Auftriebskraft  $F_A$ , die Impulskraft  $F_I$ , die Oberflächenspannungskraft  $F_\sigma$ , die Widerstandskraft  $F_W$  und die Trägheitskraft  $F_T$  (siehe Tabelle B-1). Da  $\rho_L \gg \rho_G$  ist, wird die Gewichtskraft der Blase vernachlässigt. Für die Impulskraft wird von einem konstanten Volumenstrom im Gasverteilerloch  $\dot{V}_{G,Loch}$  ausgegangen.

$$F_A + F_I - F_\sigma - F_W = F_T \quad (3.3)$$

Für die erste Stufe wird angenommen, dass sich die Blasengeschwindigkeit  $u_B$  (Bewegung des Blasenschwerpunkts) nur aus der Ausdehnung der Blase ergibt. Entsprechend liegt eine Reynolds-Zahl der Blase in der Größenordnung von  $Re_B \approx 100$  vor und  $F_W$  kann nach Gleichung (B.5) bestimmt werden. Unter dieser Annahme wird die Kräftebilanz gelöst und der Durchmesser nach der ersten Phase  $d_{B,\ddot{a}q,S1}$  berechnet. Bei  $d_{B,\ddot{a}q} > d_{B,\ddot{a}q,S1}$  überwiegt die Auftriebskraft und die Blase beginnt aufzusteigen. Die Blasengeschwindigkeit  $u_B$  in der zweiten Stufe ergibt sich aus Blasenausdehnung und -aufstieg. Bei Abstand  $x = d_{Loch}$  löst sich die Blase vom GV (siehe Abbildung 3-6). Mit diesen Annahmen ergibt sich der Primärblasendurchmesser aus der Kräftebilanz der

zweiten Stufe. Eine vollständige Erläuterung der Modellgleichungen kann dem Anhang B entnommen werden.

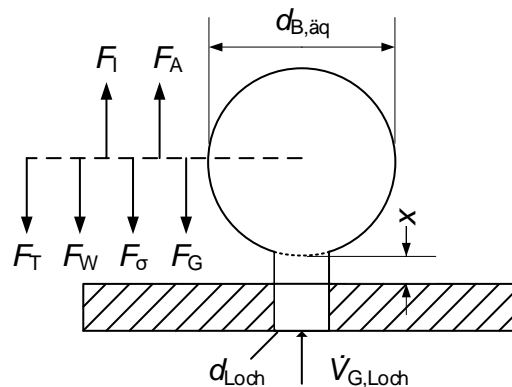


Abbildung 3-6: Kräftebilanz am Blasenmittelpunkt während der Blasenbildung am GV. Die Definitionen der angreifenden Kräfte sind in Tabelle B-1 aufgeführt.

### 3.1.1.3 Einfluss des Gasverteiler-Lochdurchmessers und der Gasgeschwindigkeit im Gasverteilerloch

Abbildung 3-7 zeigt den experimentell bestimmten Primärblasendurchmesser  $d_{B,\text{äq}}$  (siehe Gleichung (2.3)) in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit im Loch  $u_{G,\text{Loch}}$  für drei Einzelloch-Gasverteiler mit unterschiedlichem  $d_{\text{Loch}}$  [51]. Um eine periodische Blasenbildung und einen nahezu konstanten Volumenstrom im Gasverteilerloch ( $N_k < 1$ ) sicherzustellen, wurde bei Jamialahmadi et al. 2001 unterhalb des Gasverteilerlochs ein zusätzlicher Druckverlust über eine Glaspulverschüttung realisiert (ähnlich Abbildung 3-5 links). Der Primärblasendurchmesser steigt für alle GV mit steigendem  $u_{G,\text{Loch}}$ . Entgegen der Erwartung zeigen die Messdaten von Jamialahmadi et al. 2001 für  $We_{\text{Loch}} > 2$  keine Reduktion des Primärblasendurchmessers auf Grund von Primärzerfall. Bei  $u_{G,\text{Loch}} = \text{konst.}$  steigt  $d_{B,\text{äq}}$  mit steigendem Gasverteiler-Lochdurchmesser  $d_{\text{Loch}}$ . Dasselbe Verhalten zeigen auch die Berechnungen des Primärblasendurchmessers nach dem Modell von Geary und Rice 1991 [45]. Dabei sind die berechneten Primärblasendurchmesser für  $d_{\text{Loch}} = 1,5 \text{ mm}$  und  $d_{\text{Loch}} = 1,0 \text{ mm}$  im Mittel um 8,3 % und 6,5 % größer im Vergleich zu den experimentellen Daten von Jamialahmadi et al. 2001. Für  $d_{\text{Loch}} = 0,5 \text{ mm}$  werden die Messdaten mit einer geringeren Abweichung von im Mittel 4 % durch das Modell von Geary und Rice 1991 beschrieben.

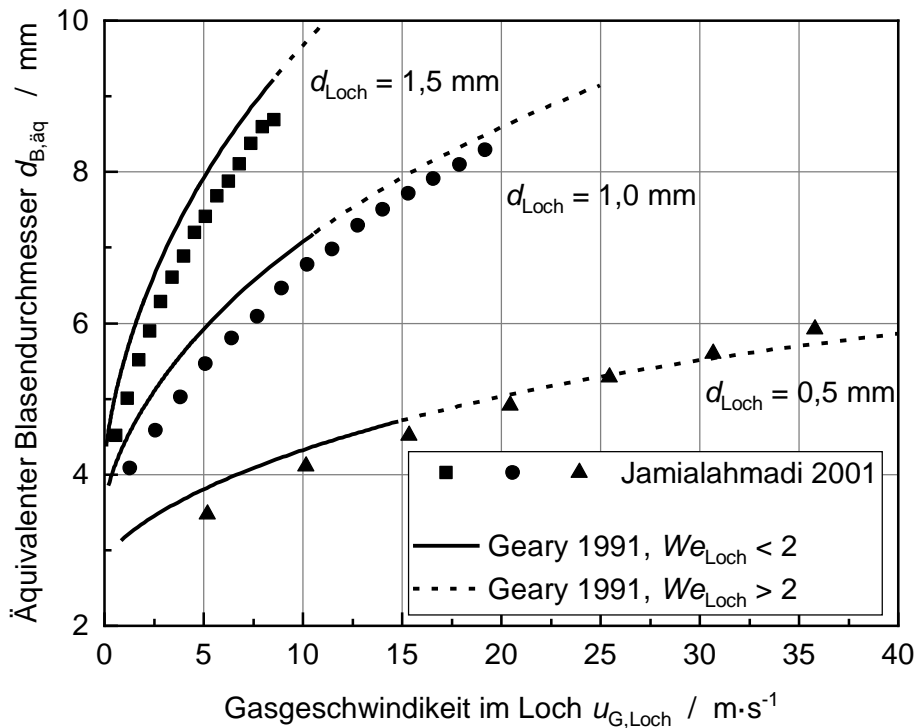


Abbildung 3-7: Abhängigkeit des Primärblasendurchmessers vom Lochdurchmesser  $d_{Loch}$  für das Stoffsystem Wasser/Luft ( $T_L = 22 \text{ °C}$ ,  $p_{GV} = 1,1 \text{ bar}$ ). Vergleich von experimentellen Daten nach Jamialahmadi et al. 2001 (periodische Blasenbildung bei nahezu konstantem  $\dot{V}_{G,Loch}$ ) mit dem Modell nach Geary und Rice 1991 zur Berechnung des Primärblasendurchmessers (siehe Kap. 3.1.1.2) [45, 51].

Der zuvor diskutierte Zusammenhang lässt sich auf Mehrloch-Gasverteiler übertragen, wenn eine gleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Gasverteilerlöcher vorliegt und Koaleszenz bei der Blasenbildung vernachlässigt werden kann. Eine gleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms liegt vor, wenn der Gasvolumenstrom räumlich und zeitlich konstant ist. Damit ist auch der gebildete Blasendurchmesser unabhängig von der Zeit und dem Ort am GV [52]. Damit Koaleszenz bei der Blasenbildung am Mehrloch-Gasverteiler vernachlässigt werden kann, muss der relative Abstand der Gasverteilerlöcher  $s_{Loch} > 8$  (siehe Gleichung (3.4)) sein [53, 54].

$$s_{Loch} = \frac{S_{Loch}}{d_{Loch}} \quad (3.4)$$

Bei einer konstanten freien Lochfläche  $a_{frei}$  (siehe Gleichung (3.5)) steigt der Primärblasendurchmesser für Mehrloch-Gasverteiler mit steigendem  $d_{Loch}$  und  $u_{G,GV}$ .

$$a_{\text{frei}} = \frac{N_{\text{Loch}} \cdot d_{\text{Loch}}^2}{d_{\text{BS}}^2} \quad (3.5)$$

### 3.1.2 Blasenform und Blasengeschwindigkeit

Bei der Betrachtung der Blasenform und der Blasengeschwindigkeit muss zwischen Einzelblasen, Blasenketten und Blasenschwärmen unterschieden werden. Eine Einzelblase steigt in einer unendlich ausgedehnten in Ruhe befindlichen Flüssigkeit auf. Es liegt keine Interaktion mit einem Randbereich oder anderen Blasen vor. Bei Blasenketten und -schwärmen wird ebenfalls eine unendlich ausgedehnte Flüssigkeit betrachtet. Jedoch wird in einer Blasenkette das Verhalten der Blasen jeweils durch die voraus- und hinterherströmende Blase beeinflusst. Im Blasenschwarm beeinflussen sich zusätzlich die parallel aufsteigenden Blasen gegenseitig.

#### 3.1.2.1 Frei aufsteigende Einzelblase

Bei einer frei aufsteigenden Einzelblase stellen sich in Abhängigkeit von den Stoffeigenschaften und von der Blasengröße entsprechende Blasengeschwindigkeiten  $u_{B,0}$  und Blasenformen ein. Dabei beeinflusst die Blasenform das Aufstiegsverhalten und umgekehrt.

Wie in Abbildung 3-8 dargestellt, kann das Aufstiegsverhalten und die Blasenform in vier Bereiche eingeteilt werden [43, 55, 56]. Zusätzlich gezeigt ist der schematische Verlauf des Widerstandsbeiwerts  $c_w$  für Blasen, Tropfen und Feststoffpartikel für die vier Bereiche.

Kleine Blasen (Bereich A) verhalten sich wie starre Kugeln und die Blasengeschwindigkeit kann nach dem Gesetz von Stokes berechnet werden.

Im Gegensatz zum Feststoffpartikel liegt im Bereich B bei Tropfen und Blasen eine innere Zirkulationsströmung vor, die eine Verringerung des Widerstandsbeiwerts  $c_w$  zur Folge hat. Die Zirkulationsströmung und  $c_w$ -Verringerung ist für Blasen stärker ausgeprägt, da die Viskosität der dispersen Phase bei einer Blase geringer ist als bei Tropfen. Im Bereich C (ellipsoide Blasenform) nehmen die Oberflächenkräfte ( $\sim \sigma_L/d_{B,\text{äq}}$ ) ab und der zunehmende Staudruck auf der Blasenoberseite ( $\sim \rho_L \cdot u_{B,0}^2$ ) führt zu einer Verformung der aufsteigenden Blase [57]. Im Bereich des lokalen  $c_w$ -Minimums beginnt die abgeflachte Blase zu taumeln und steigt spiralförmig (Helix) oder im „Zickzack“ auf [58, 59]. Ausgelöst

wird das Taumeln durch das einseitige Ablösen der Strömung unterhalb der Blase (siehe Abbildung 3-9). Im Bereich der Strömungswirbel liegt eine Verringerung des statischen Drucks unterhalb der Blasen vor. Dies führt zu einer zyklischen Lageänderung der Blase [60]. Der taumelnde Aufstieg der Blase führt zu einer Verringerung der vertikalen Blasengeschwindigkeit der Blase. Im Allgemeinen wird nur die vertikale Geschwindigkeitskomponente angegeben, weshalb für taumelnde Blasen ein Anstieg des Widerstandsbeiwerts vorliegt.

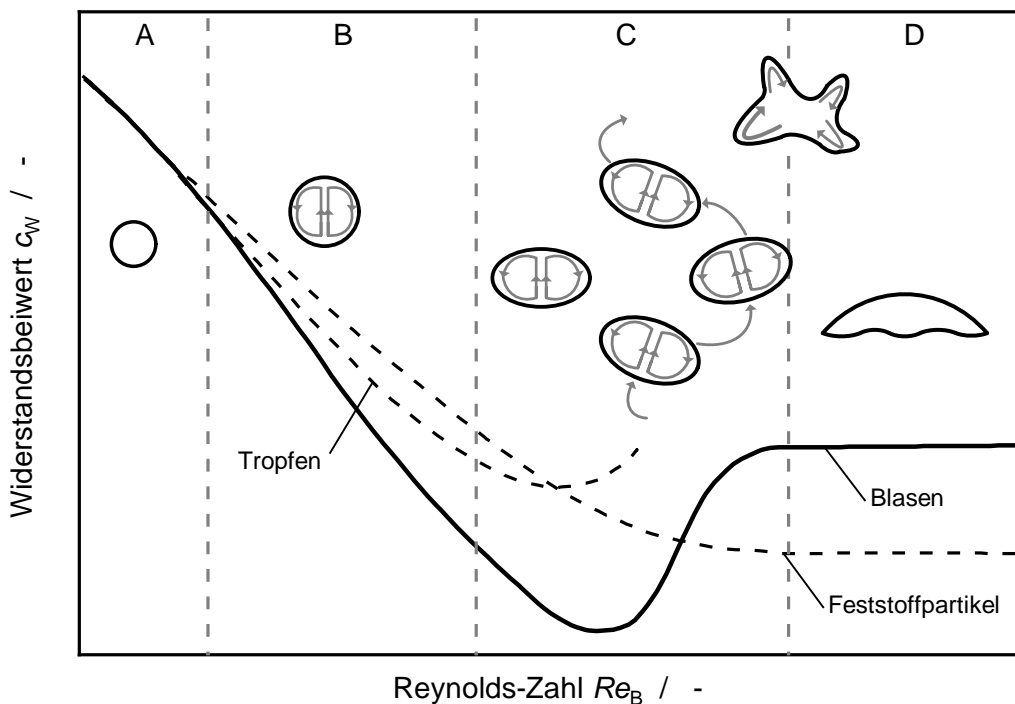


Abbildung 3-8: Schematischer Verlauf des Widerstandsbeiwerts  $c_w$  und qualitative Darstellung der Form einer frei aufsteigenden Einzelblase in einer unendlich ausgedehnten Flüssigkeit: A: starre Kugel; B: Kugel mit innerer Zirkulation; C: ellipsoide Form mit taumelndem Aufstieg; D: Schirmblasen (bearbeitet nach [55, 43])

Mit steigender Blasengröße ist die Blasenform zunehmend regellos und es liegt eine Oszillation der Blasenoberfläche vor (Bereich D). Im Bereich D sinkt der Einfluss der Oberflächenkräfte und der Einfluss der Trägheits- und Auftriebskraft überwiegt [57]. Es kommt zu einer starken Verformung und es liegen Schirmblasen vor, welche eine Geschwindigkeit im Bereich von  $u_{B,0} \approx 0,3 - 0,8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  aufweisen. Die Blasengeschwindigkeit ist in diesem Bereich unabhängig von der Flüssigkeitsviskosität und Oberflächenspannung und wird wesentlich von der Auftriebskraft bestimmt [61].





Abbildung 3-9: Erläuterung zum taumelnden Aufstiegsverhalten von Einzelblasen, bearbeitet nach Lindt 1971 [60].

### Einzelblasenaufstieg im Stoffsystem Wasser/Luft

Die resultierende vertikale Geschwindigkeit einer Einzelblase im Stoffsystem Wasser/Luft kann in Abhängigkeit vom äquivalenten Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$  aus dem bei Clift et al. 1978 veröffentlichtem Diagramm entnommen werden (siehe Abbildung 3-10) [59]. Das Diagramm basiert auf experimentellen Untersuchungen und konnte von Merker et al. 2017 reproduziert werden [58].

In Abbildung 3-10 sind ebenfalls die zuvor diskutierten Bereiche A bis D angegeben. Für das Stoffsystem Wasser/Luft und  $d_{B,\ddot{a}q} < 0,5$  mm entspricht das Einzelblasenverhalten dem einer starren Kugel. Für  $d_{B,\ddot{a}q} > 0,5$  mm liegt eine innere Zirkulationsströmung vor und eine Einzelblase steigt mit einer höheren Geschwindigkeit im Vergleich zur starren Kugel auf. Für  $d_{B,\ddot{a}q} \approx 1,0$  mm beginnt die Blase abzuflachen (Bereich C) und ab  $d_{B,\ddot{a}q} \approx 1,3$  mm (lokales  $u_{B,0}$ -Maximum) beginnt die elliptische Blase zu taumeln. Hierdurch sinkt die vertikale Blasengeschwindigkeit mit steigendem  $d_{B,\ddot{a}q}$ . Der Bereich D liegt für das Stoffsystem Wasser/Luft bei  $d_{B,\ddot{a}q} > 17$  mm vor. In diesem Bereich steigt  $u_{B,0}$  monoton mit steigendem  $d_{B,\ddot{a}q}$ .

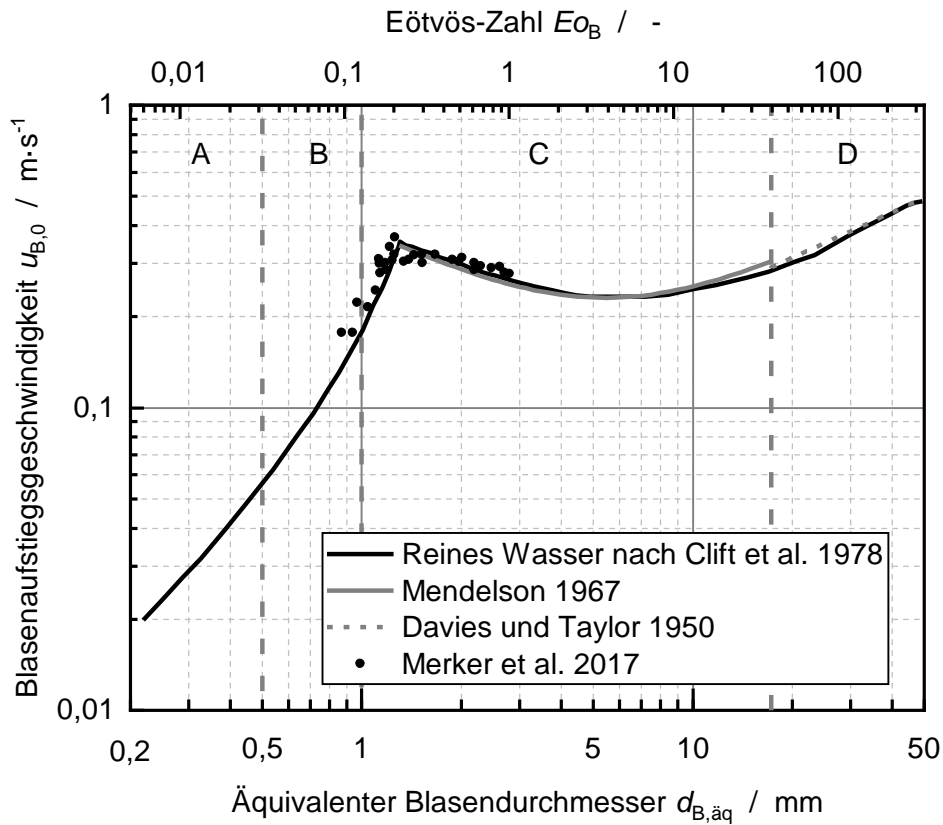


Abbildung 3-10: Blasengeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft in Abhängigkeit von dem äquivalenten Blasendurchmesser [58, 59, 62, 63]

### Beschreibung des Aufstiegsverhaltens mit dimensionslosen Kennzahlen

Nach Grace und Shapes 1973 können im Allgemeinen die Form und das Aufstiegsverhalten von Blasen mit den folgenden dimensionslosen Kennzahlen eingeordnet werden [64]:

$$\text{Reynolds-Zahl} \quad Re_B = \frac{\rho_L \cdot u_{B,0} \cdot d_{B,\text{äq}}}{\eta_L} \quad \triangleq \frac{F_T}{F_\eta} \quad (3.6)$$

$$\text{Eötvös-Zahl} \quad Eo_B = \frac{g \cdot (\rho_L - \rho_G) \cdot d_{B,\text{äq}}^2}{\sigma_L} \quad \triangleq \frac{F_A}{F_\sigma} \quad (3.7)$$

$$\text{Morton-Zahl} \quad Mo = \frac{g \cdot \eta_L^4}{\rho_L \cdot \sigma_L^3} \quad \triangleq \frac{F_\eta}{F_\sigma} \quad (3.8)$$

Das von Clift et al. 1978 angepasste Diagramm in Abbildung 3-11 beschreibt das Aufstiegsverhalten mit diesen drei Kennzahlen [59]. Experimentelle Daten von Lin und

Fan 1999 zeigen eine gute Übereinstimmung und bestätigen die Reproduzierbarkeit der Darstellung [13, 65]. Für das Stoffsystem Wasser/Luft ( $Mo = 2,6 \cdot 10^{-11}$  bei  $T_L = 20 \text{ °C}$ ) kann das Aufstiegsverhalten von Einzelblasen anhand von Abbildung 3-11 in die zuvor beschriebenen Bereiche eingeteilt werden. Für  $E_{OB} < 0,4$  und  $Re_B < 550$  liegt die aufsteigende Blase in Kugelform vor (Bereich A und B). Für Wasser ist bei  $E_{OB} \approx 0,4$  ( $d_{B,\ddot{a}q} \approx 1,7 \text{ mm}$ ) der Übergang in den Bereich ellipsoider Blasenform zu erkennen, was von dem in Abbildung 3-10 angegebenen Bereich abweicht. Ab  $E_{OB} > 40$  (Wasser/Luft:  $d_{B,\ddot{a}q} > 17 \text{ mm}$ ) und einer  $Re_B > 5800$  liegen Schirmblasen vor. Dies entspricht dem in Abbildung 3-10 dargestellten Beginn des Bereichs D.

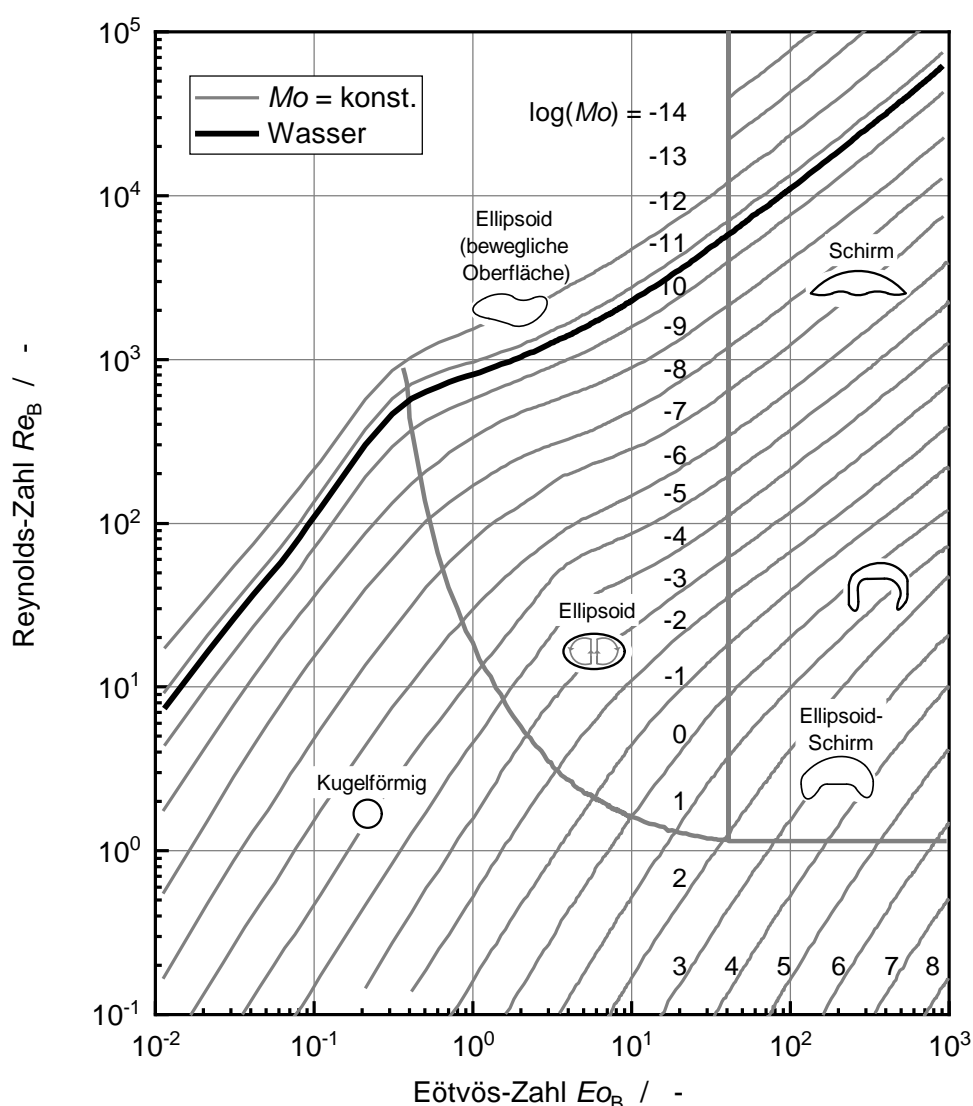


Abbildung 3-11: Einordnung des Aufstiegsverhaltens ( $u_{B,0}$ , Blasenform) einer Einzelblase in Abhängigkeit von der Morton-Zahl  $Mo$ , Reynolds-Zahl  $Re_B$  und Eötvös-Zahl  $E_{OB}$ , bearbeitet nach [59]. Einordnung von Wasser bei  $T_L = 20 \text{ °C}$  mit  $Mo = 2,6 \cdot 10^{-11}$ .

## Empirische Korrelation der Blasengeschwindigkeit

Durch die z. T. starke Verformung der Blasen für  $d_{B,\ddot{a}q} > 0,5$  mm kann die Geschwindigkeit nur über abschnittsweise definierte empirische Korrelationen berechnet werden. Für den in der technischen Anwendung relevanten Bereich von  $d_{B,\ddot{a}q} > 1,3$  mm kann die Geschwindigkeit einer Einzelblase  $u_{B,0}$  über die modifizierte Korrelation nach Mendelson 1967 (siehe Gleichung (3.9)) berechnet werden [62, 13].

$$u_{B,0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_L}{\rho_L \cdot d_{B,\ddot{a}q}} + \frac{g \cdot d_{B,\ddot{a}q}}{2}} \quad (3.9)$$

Die Korrelation nach Mendelson 1967 ist auf reine Flüssigkeiten ( $\eta_L = 0,52 - 1,76$  mPa·s,  $\sigma_L = 21,8 - 74,8$  mN·m<sup>-1</sup>,  $\rho_L = 782 - 998$  kg·m<sup>-3</sup>) und auf den Bereich elliptischer und taumelnder Blasen beschränkt (für Wasser:  $E_{OB} \approx 0,4 - 40$ , nach lokalem  $u_{B,0}$ -Maximum). Mit steigender Flüssigkeitsviskosität ( $\eta_L/\eta_G > 200$ ) wird die Bewegung der Blasenoberfläche gedämpft und es bildet sich kein lokales  $u_{B,0}$ -Maximum aus [66, 67]. Bei Räßiger und Schlüter 2013 wird angegeben, dass bereits für  $\eta_L > 7$  mPa·s kein lokales  $u_{B,0}$ -Maximum vorliegt. Für diesen Bereich ist die Korrelation nach Mendelson 1967 nicht gültig.

Für Schirmblasen mit  $E_{OB} > 40$  ist der Einfluss der Stoffeigenschaften vernachlässigbar und die Gleichung (3.9) vereinfacht sich zu [63]:

$$u_{B,0} = \sqrt{\frac{g \cdot d_{B,\ddot{a}q}}{2}} \quad (3.10)$$

## Beschreibung der Blasenform

Im Bereich ellipsoider Blasen (Bereich C) kann die Form der Blasen über das in Gleichung (3.11) gezeigte Achsenverhältnis  $E$  beschrieben werden (Definition der Haupt- und Nebenachsen in Abbildung 3-12).

$$E = \frac{a}{b} \quad (3.11)$$

In Abbildung 3-13 ist die Abhängigkeit des Achsenverhältnisses von der Eötvös-Zahl  $E_{OB}$  für das Stoffsystem Wasser/Luft dargestellt. Die Messwerte von Aybers und Tapucu 1969

zeigen, dass mit steigender  $E_{OB}$  (steigendem  $d_{B,\ddot{a}q}$ ) das Achsenverhältnis der Blasen abnimmt und die Verformung entsprechend zunimmt. Im Allgemeinen wird eine Blase mit  $E > 0,9$  dem Bereich kugelförmigen Blasen (Bereich A und B) zugeordnet (Wasser/Luft:  $E_{OB} < 0,15$ ). Ab  $E_{OB} > 1$  (entspricht bei Wasser/Luft einem  $d_{B,\ddot{a}q} = 2,7$  mm) nähert sich  $E$  einem konstanten Wert zwischen 0,3 – 0,35 an (siehe Abbildung 3-13). Jedoch liegen für  $E_{OB} > 1$  nicht ausreichend Messwerte vor, um eine gesicherte Aussage zu treffen.

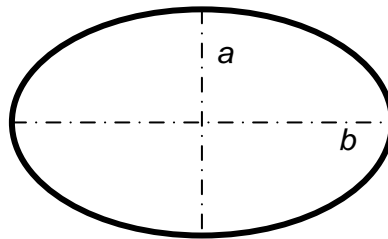


Abbildung 3-12: Definition der Hauptachse  $a$  und Nebenachse  $b$  für eine ellipsoide Blase

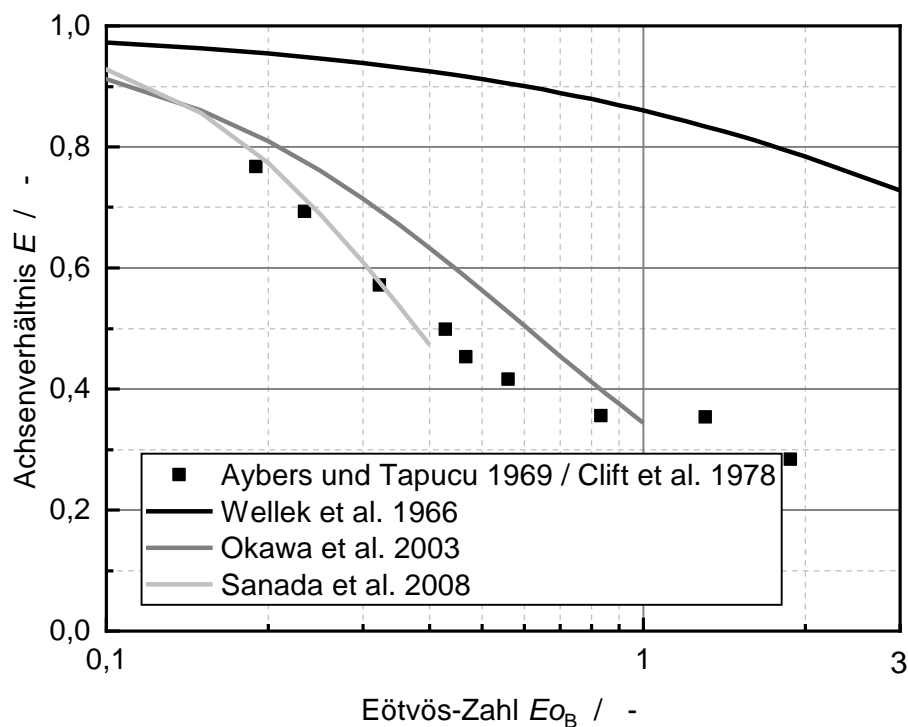


Abbildung 3-13: Verformung von Einzelblasen in reinem Wasser (keine Kontamination). Vergleich von experimentellen Daten mit Literaturkorrelationen [59, 68–71]

Für  $E_{OB} < 1$  kann das Achsenverhältnis für Einzelblasen nach Gleichung (3.12) in Abhängigkeit von  $E_{OB}$  beschrieben werden. Die Koeffizienten  $n_{E1}$  und  $n_{E2}$  werden dabei empirisch bestimmt. In Abbildung 3-13 sind die Korrelation von Sanada et al. 2008 ( $n_{E1} = 6,5$ ,  $n_{E2} = 1,925$ ) und Okawa et al. 2003 ( $n_{E1} = 1,91$ ,  $n_{E2} = 1,3$ ) in ihrem jeweiligen Gültigkeitsbereich dargestellt [69, 70].

$$E = \frac{1}{1 + n_{E1} \cdot E_{OB}^{n_{E2}}} \quad (3.12)$$

Häufig wird auch die für Tropfen erstellte Korrelation nach Wellek et al. 1966 ( $n_{E1} = 0,163$ ,  $n_{E2} = 0,757$ ) verwendet, die jedoch die hier dargestellten Messwerte nur unzureichend beschreibt [71]. Die Abweichung zwischen den Korrelationen und den zu Grunde liegenden Messwerten kann auf unterschiedliche Aufstiegstrajektorien der Blasen zurückgeführt werden. So zeigte Liu et al. 2015 für das Stoffsystem Wasser/Luft im Bereich  $E_{OB} = 0,2 - 10$ , dass ein gradliniger und spiralförmiger Blasenanstieg tendenziell zu kleineren  $E$  führt als ein Aufstieg im „Zickzack“ [72]. Somit kann ein Einfluss des Messaufbaus nicht ausgeschlossen werden, da die Blasentrajektorien durch die Art der Blasenbildung oder die Ausdehnung der Flüssigkeit beeinflusst werden können. Eine Aussage zur Blasenform (Achsenverhältnis  $E$ ) für technische relevante Blasengrößen ( $E_{OB} > 1$ ) ist nicht möglich, da für diesen Bereich wenige Messdaten vorliegen und verfügbare Korrelationen nicht gültig sind. Zudem ist nicht sichergestellt, dass  $E_{OB}$  zur Beschreibung der Blasenform einer frei aufsteigenden Einzelblase ausreicht.

### 3.1.2.2 Aufstieg in einer Blasenketten

In einer Blasenketten steigen Blasen in einer unendlich ausgedehnten Flüssigkeit hintereinander auf. Dadurch werden die Blasen in einer Blasenketten im Vergleich zur Einzelblase beschleunigt. In Blasensäulen im heterogenen Strömungsregime folgen aufsteigende Großblasen ( $E_{OB} > 40$ ) einander und können ebenfalls als Blasenketten betrachtet werden [73].

In der Blasenketten steigt die nachfolgende Blase im Nachlauf der vorangegangenen Blase auf. Wie in Abbildung 3-14 gezeigt wird im Nachlauf einer Blase die Flüssigkeit nach oben beschleunigt. Die nachfolgende Blase steigt in diesem Geschwindigkeitsfeld mit einer höheren Geschwindigkeit auf („Windschatten“) [74, 75]. Wichtige Parameter zur Beschreibung von Blasenketten sind der relative Abstand der Blasen  $s_K$  (Gleichung (3.13)) und die Blasenfrequenz  $f_K$  (Gleichung (3.14)). Der relative Abstand  $s_K$  ist der absolute Abstand  $S_K$  bezogen auf den Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$ .

$$s_K = \frac{S_K}{d_{B,\ddot{a}q}} \quad (3.13)$$

In einem Abstand von  $4 < s_K < 10$  wird das Aufstiegsverhalten einer Blase durch die vorangegangene Blase beeinflusst. Mit größerem Abstand ist der Einfluss der vorangegangenen Blase vernachlässigbar und das Aufstiegsverhalten nähert sich dem einer frei aufsteigenden Einzelblase an [76]. Bei Blasenabständen von  $s_K < 4$  wird die Blasengeschwindigkeit in Blasenketten  $u_{B,K}$  zusätzlich durch die jeweils nachfolgenden Blasen beeinflusst [74]. Es kommt zu einer weiteren Beschleunigung der Blase, die zur Koaleszenz führen kann [77].

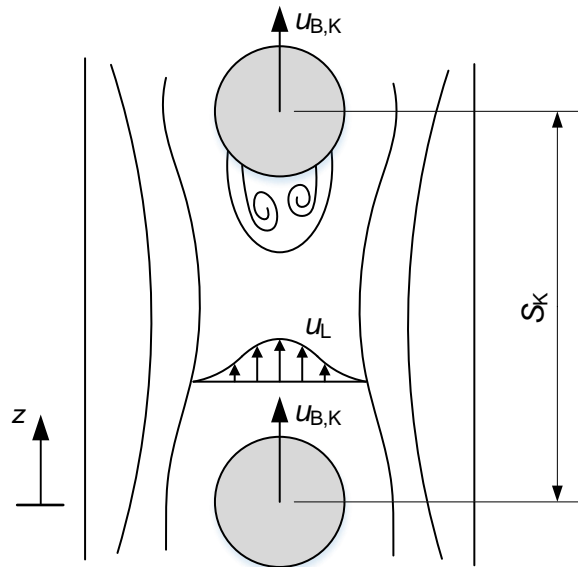


Abbildung 3-14: Schematische Darstellung zweier vertikal in Reihe aufsteigender Blasen mit Andeutung der Strömungslinien und Geschwindigkeitsprofile der Flüssigkeitsphase, bearbeitet nach [78]

Aus dem Abstand und der Geschwindigkeit der Blasen in der Blasenkette  $u_{B,K}$  kann die Blasenfrequenz  $f_K$  bestimmt werden:

$$f_K = \frac{u_{B,K}}{s_K} \quad (3.14)$$

Die im Vergleich zu Einzelblasen höhere Blasengeschwindigkeit in Blasenketten kann nach dem Konzept der überlagernden Geschwindigkeiten im Blasenachlauf berechnet werden. Nach Gleichung (3.15) setzt sich die Blasengeschwindigkeit in Blasenketten  $u_{B,K}$  additiv zusammen aus der Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase  $u_{B,0}$  und der Strömungsgeschwindigkeit der Flüssigkeitsphase im Nachlauf der vorangegangenen Blase  $u_L$  [76, 79].

$$u_{B,K} = u_{B,0} + u_L \quad (3.15)$$

Bei Marks 1973 wird nach dem Konzept der überlagernden Geschwindigkeiten im Blasennachlauf eine empirische Korrelation (siehe Gleichung (3.16)) ausgearbeitet [79]. Validierte ist diese Korrelation für kugelförmige und ellipsoide Blasen mit einem Durchmesser von  $d_{B,\ddot{a}q} = 0,6 - 9,5 \text{ mm}$  und Volumenströmen von  $\dot{V}_{G,\text{Loch}} \approx 20 - 800 \text{ ml/min}$  (periodische Blasenbildung und  $\dot{V}_{G,\text{Loch}} \approx \text{konst.}$ ) im Stoffsystem Wasser/Luft.

$$\left(\frac{u_{B,K}}{u_{B,0}}\right)^{\frac{5}{3}} - \left(\frac{u_{B,K}}{u_{B,0}}\right)^{\frac{2}{3}} = K_K \left(\frac{g}{u_{B,0} \cdot f_K}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{d_{B,\ddot{a}q} \cdot f_K}{u_{B,0}}\right) \quad (3.16)$$

$K_K$  ist ein stoffabhängiger Proportionalitätsfaktor, welcher für destilliertes Wasser  $K_K = 1,425$  beträgt [76, 79].

### 3.1.2.3 Aufstieg in einem Blasenschwarm

In einem Blasenschwarm liegt ab einem Gasgehalt von  $\varepsilon_G > 0,001$  eine gegenseitige Beeinflussung des Aufstiegsverhaltens vor [80]. In einem kubisch primitiven Gitter würde dies einem Abstand entsprechen, welcher dem 8-fachen des äquivalenten Blasendurchmessers entspricht. Dies liegt in einem Bereich, in dem sich auch Blasen in Blasenketten gegenseitig beeinflussen. Beim Aufstiegsverhalten eines Blasenschwarms muss im Wesentlichen zwischen dem homogenen und heterogenen Strömungszustand unterschieden werden.

Die Blasengeschwindigkeit in einem Blasenschwarm  $u_{B,S}$  mit homogener Blasengrößenverteilung (homogenes Strömungsregime) ist im Vergleich zur Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase niedriger [73, 81, 82]. Abbildung 3-15 zeigt den Effekt des Gasgehalts auf die Blasenschwarmgeschwindigkeit  $u_{B,S}$  im Stoffsystem Wasser/Luft. Mit steigendem Gasgehalt sinkt  $u_{B,S}$ .

In der Literatur sind dazu unterschiedliche Erklärungsansätze vorhanden:

- Reduktion der Auftriebskraft auf Grund der geringeren Gemischdichte einer Blasenströmung bei  $\varepsilon_G > 0$  [81]. Der Effekt einer geringeren Gemischdichte ist im



homogenen Blasenschwarm nicht zu erwarten, da die Blasen nur die kontinuierliche Phase verdrängen.

- Auf Grund der Flüssigkeitsverdrängung liegt im Schwarm ein erhöhter Impulsaustausch zwischen den Blasen vor. Es werden andere Blasen deformiert und bewegt, wodurch die Geschwindigkeit sinkt. [83]. Der erhöhte Impulsaustausch wird mithilfe einer zusätzlichen Gemischviskosität berücksichtigt. Dieser Ansatz ist eine starke Vereinfachung und ist physikalisch nicht begründet [76].
- Die Blasen steigen in einer durch den Blasenschwarm selbst induzierte Gegenströmung auf und die absolute Geschwindigkeit der Blasen nimmt ab [82].

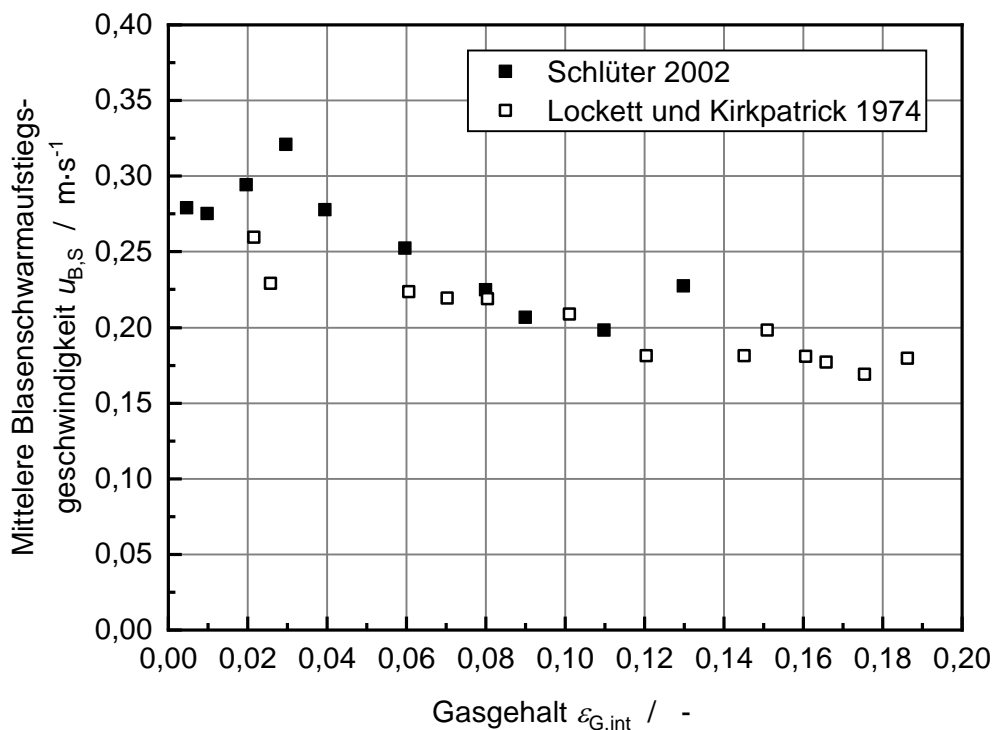


Abbildung 3-15: Experimentell ermittelte Blasenschwarmgeschwindigkeit  $u_{B,S}$  im Stoffsystem Wasser/Luft [76, 84].

Basierend auf der Modellvorstellung der schwarminduzierten Gegenströmung in Abbildung 3-16 wurde von Richardson und Zaki 1954 eine Berechnungsgleichung (Gleichung (3.17)) für starre Partikel aufgestellt. Die verdrängte Flüssigkeit fließt zwischen den Partikeln zurück, wodurch die Partikel gebremst werden. Dabei entspricht die relative Geschwindigkeit zwischen dem Partikel und der umgebenden Flüssigkeit der Geschwindigkeit eines Einzelpartikels. Mit zunehmendem Anteil der dispersen Phase sinkt der freie Querschnitt zwischen den Partikeln. Die Gegenströmung zwischen den Partikeln nimmt zu und die absolute Geschwindigkeit der Partikel sinkt. Der

Anpassungsparameter  $n$  wird bei Richardson in Abhängigkeit von der Partikel-Reynold-Zahl und der Partikelgröße bestimmt [82]. Zehner 1985 erweiterte die simple Modellvorstellung und berücksichtigte zusätzlich eine Grenzschicht um die Partikel [85].

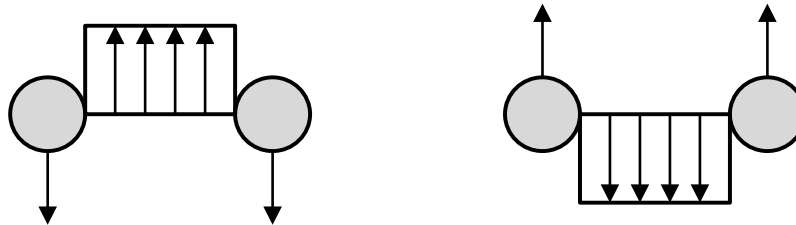


Abbildung 3-16: Schematische Darstellung der Modellvorstellung der Reduktion der Schwarmgeschwindigkeit durch die schwarminduzierte Gegenströmung ohne Berücksichtigung von Grenzschichten [82]. Links: Schwarm absinkender starrer Partikel; Rechts: aufsteigender Blasenschwarm

Die Modellvorstellung der schwarminduzierten Gegenströmung nach Richardson wird häufig für die Bestimmung der Blasengeschwindigkeit in einem Blasenschwarm  $u_{B,S}$  übernommen.

$$u_{B,S} = u_{B,0} \cdot (1 - \varepsilon_G)^{n_S} \quad (3.17)$$

In der Literatur werden für homogene Blasenschwärme Anpassungsparameter von  $n_S = -1$  bis  $+3$  angeben [81, 83, 86]. Dies zeigt die Widersprüchlichkeit der Aussagen bzgl. des Effekts des Gasgehaltshalts auf  $u_{B,S}$ , und macht deutlich, dass eine allgemeine quantitative Aussage über die Blasenschwarmgeschwindigkeit auf Basis der Literatur nicht möglich ist. Ursache für diese Widersprüchlichkeiten können die fehlende Berücksichtigung von Wandeffekten (keine unendlich ausgedehnte Flüssigkeit) und das Vorliegen von polydispersen Blasengrößenverteilungen sein.

In einem polydispersen Blasenschwarm (heterogenes Strömungsregime) steigen die Blasen inhomogen über den Querschnitt verteilt mit unterschiedlichen Blasengeschwindigkeiten auf. Große Blasen ( $d_{B,\text{äq}} > 8 \text{ mm}$ ) steigen durch einen Schwarm kleinerer und langsamerer Blasen auf. Die großen Blasen können dabei eine Blaskette bilden und zusätzlich beschleunigt werden [87]. Nach aktuellem Stand der Wissenschaft können die physikalischen Wechselwirkungen zwischen den Blasen in einem heterogenen Blasenschwarm nicht vollumfänglich beschrieben werden. Daher wird die Blasenschwarmgeschwindigkeit im heterogenen Strömungsregime mithilfe örtlicher Mittelwertbildungen beschrieben, die wiederum auf empirischen Korrelationen basieren. Wie in Gleichung (2.4) dargestellt, ergibt sich die mittlere

Blasengeschwindigkeit aus dem volumengemittelten Gasgehalt und der Gasgeschwindigkeit.

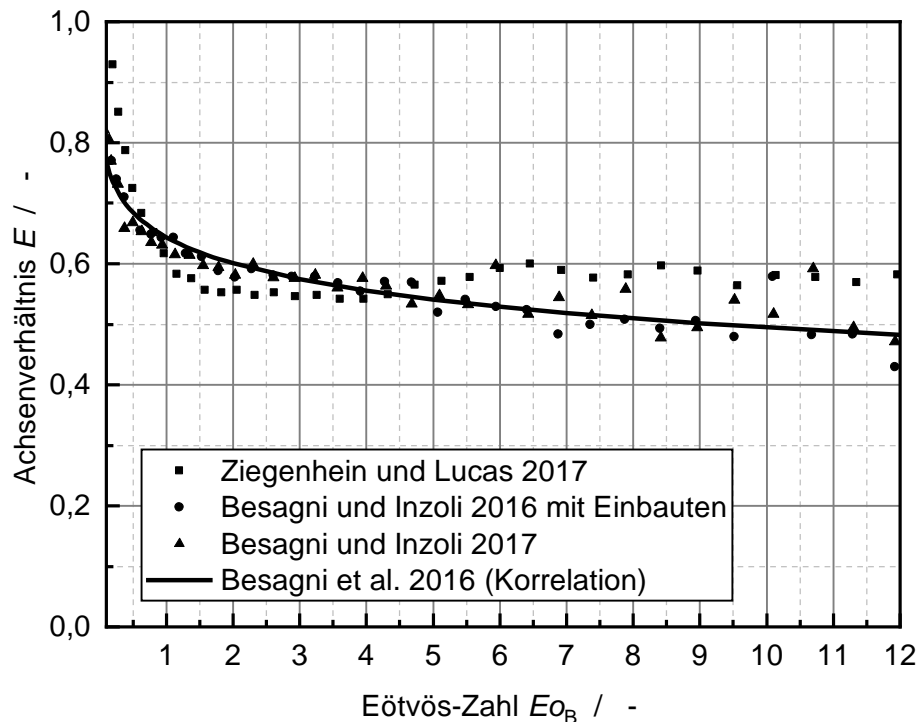


Abbildung 3-17: Experimentelle Daten zur Abhängigkeit des Achsenverhältnisses  $E$  von der Eötvös-Zahl  $Eo_B$  im Blasenschwarm für das Stoffsystem Wasser/Luft [88–90]. Die Korrelation von Besagni und Inzoli 2016 basiert auf den Messwerten mit Einbauten.

In Abbildung 3-17 sind experimentelle Ergebnisse von Ziegenhein und Lucas 2017, Besagni und Inzoli 2016 sowie Besagni und Inzoli 2017 zur Blasenform (Achsenverhältnis  $E$ ) in einem Blasenschwarm für das Stoffsystem Wasser/Luft dargestellt [88–90]. Besagni und Inzoli 2016 sowie Besagni und Inzoli 2017 verwendeten eine Blasensäule mit einem Durchmesser von  $d_{BS} = 240$  mm und Ziegenhein und Lucas 2017 eine rechteckige Blasensäule (Abmessung: 250 x 50 mm). Die Bestimmung der Blasenform erfolgt über bildgebende Messverfahren mit Kameras. Wie für frei aufsteigende Einzelblasen sinkt das Achsenverhältnis  $E$  zunächst mit steigendem  $Eo_B$ . Für  $Eo_B > 1 - 2$  verringert sich der Einfluss von  $Eo_B$ . Die Daten von Ziegenhein und Lucas 2017 zeigen sogar ein konstantes Achsenverhältnis von  $E \approx 0,55$  für  $Eo_B > 2$ . Auf Basis der Messdaten mit Einbauten in Abbildung 3-17 wurden empirische Koeffizienten für die Gleichung (3.12) gefunden ( $n_{E1} = 0,553$ ,  $n_{E2} = 0,266$ ), mit welchen die experimentelle Abhängigkeit der Blasenform von  $Eo_B$  in einem Blasenschwarm beschrieben werden kann [89].

Durch die Anwendung von bildgebenden Messverfahren sind die dargestellten Messungen auf Gasgehalte von  $\varepsilon_G < 0,05$  beschränkt. Zudem wird verstärkt der Randbereich der Blasensäule untersucht, wodurch Randeffekte auf das Blasenauftiegsverhalten nicht ausgeschlossen werden können. Damit sind die Ergebnisse und die auf den Messdaten basierende Korrelation von Besagni und Inzoli 2016 nicht auf Blasenströmungen mit  $\varepsilon_G > 0,05$  zu übertragen.

### 3.1.3 Blasenkoaleszenz und Blasenzerfall

Mit steigender Gasgeschwindigkeit und entsprechend größerem Gasgehalt der Blasenströmung wird die Blasengröße in einer Blasensäule zunehmend durch Blasenkoaleszenz und -zerfall bestimmt. Blasenkoaleszenz beschreibt die Kollision zweier Blasen und deren Verschmelzung zu einer Blase. In Blasensäulen läuft Koaleszenz in drei Schritten ab [91]:

1. Die Kollision von zwei Blasen wird hervorgerufen durch zufällige Bewegungen der Blasen durch Flüssigkeitsturbulenzen sowie unterschiedliche Blasen- und Flüssigkeitgeschwindigkeiten. Bei der Blasenollision bildet sich ein dünner Film zwischen den Blasen aus, welcher für das System Wasser/Luft einer Dicke von  $S_F = 1 - 10 \mu\text{m}$  hat [92].
2. Durch Abfließen der Flüssigkeit aus dem Film zwischen den Blasen nimmt die Filmdicke ab. Treibende Kraft ist der Druckunterschied zwischen dem Druck im Film  $p_F$  und dem Druck der umgebenden Flüssigkeit  $p_{L,\infty}$  (siehe Gleichung (3.18)). Nach dem allgemeinen Filmausflussmodell setzt sich  $p_F$  zusammen aus dem Druck, hervorgerufen durch Oberflächenkräfte, und der Hamakar-Kraft (Van-der-Waals-Kräfte) zwischen den Blasenoberflächen im Film [93, 94].
3. Die Hamakar-Kraft nimmt mit abnehmender Filmdicke  $S_F$  stark zu und ist verantwortlich für Instabilitäten im Film. Beim Erreichen einer kritischen Filmdicke von  $S_F = 10 - 100 \text{ nm}$  führen diese Instabilitäten schlussendlich zum Filmriss und die Blasen koagulieren [95, 96].

Der Schritt der Filmausdünnung ist geschwindigkeitsbestimmend. Wenn die Kontaktzeit bei der Kollision nicht ausreicht, um die kritische Filmdicke zwischen den Blasen zu erreichen, stoßen sich die beiden Blasen voneinander ab, bevor es zur Koaleszenz kommt. Die Kontaktzeit wird auch durch die Relativgeschwindigkeit zwischen den Blasen beeinflusst. Wenn eine kritische Relativgeschwindigkeit überschritten wird, kommt es bei der Blasenollision eher zum Abstoßen als zur Koaleszenz [97, 98].

Die Abfließgeschwindigkeit (Schritt 2) aus dem Film hängt von der Oberflächenspannung, der Flüssigkeitsviskosität sowie von oberflächenaktiven Substanzen ab. Im Fall eines Suspensions-Blasensäulenreaktors beeinflussen die Eigenschaften der Feststoffphase (z. B. Partikeldurchmesser, Benetzbarkeit, Feststoffanteil) zusätzlich die Koaleszenz.

$$p_F - p_{L,\infty} = \frac{4 \cdot \sigma_L}{d_{B,\ddot{a}q}} + \frac{A_{\text{Hamakar}}}{6 \cdot \pi \cdot S_F} \quad (3.18)$$

Die Oberflächenspannung beeinflusst die Blasenkoaleszenz über zwei Effekte. Mit sinkender Oberflächenspannung sinkt der Druck innerhalb der Blase und damit im Flüssigkeitsfilm zwischen den Blasen (siehe Gleichung (3.18)). Dies führt zu einem langsameren Ausfluss der Flüssigkeit aus dem Film. Zum anderen kommt es mit sinkender Oberflächenspannung zu einem dickeren Film zwischen zwei kollidierenden Blasen, da die Oberflächenkräfte geringer werden und sich die Blasen bei der Kollision stärker verformen [97]. Dies steigert die Wahrscheinlichkeit, dass sich die Blasen voneinander abstoßen.

Der Einfluss der Flüssigkeitsviskosität ist nicht eindeutig. Zum einen führt eine steigende Flüssigkeitsviskosität zu einer sinkenden Koaleszenzwahrscheinlichkeit, da die Abfließgeschwindigkeit aus dem Film sinkt. Mit steigender Flüssigkeitsviskosität nimmt die Stabilität der Blasenoberfläche zu und es kommt zur Ausbildung einer langsameren laminaren Strömung [92]. Zudem wird die Kollisionsfrequenz innerhalb der Blasenströmung durch steigende Flüssigkeitsviskosität verringert [99]. Jedoch kann die Koaleszenzwahrscheinlichkeit auch steigen, da durch höhere Flüssigkeitsviskosität die Relativgeschwindigkeit zwischen den Blasen beim Zusammenstoß abnimmt. Dies erhöht die Kontaktzeit und die Wahrscheinlichkeit der Abstoßung wird verringert. Dieser Dualismus des Viskositätseinflusses wird vertieft in Kapitel 3.3.1 diskutiert.

Der **Blasenerfall** wird hervorgerufen durch Strömungsinstabilitäten an der Blasenoberfläche, durch Verformung der Blase und durch die von der Flüssigkeitsströmung aufgeprägten Scherkräfte [55].

Auf der Oberseite aufsteigender Blasen können sich durch den Dichteunterschied zwischen Gas- und Flüssigkeitsphase Rayleigh-Taylor-Instabilitäten ausbilden, welche ab einem kritischen Blasendurchmesser zum Blasenerfall führen. Aus einer Stabilitätsanalyse kann ein maximal stabiler Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q,\text{max}}$  bestimmt werden [100, 101]:

$$d_{B,\ddot{a}q,max} = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{\sigma_L}{g \cdot (\rho_L - \rho_G)}} \quad (3.19)$$

Der Zusammenhang in Gleichung (3.19) ist gültig, wenn keine Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen an der Phasengrenzfläche vorliegt. Diese Annahme ist in Blasenströmungen nicht erfüllt, da insbesondere Großblasen mit hohen Geschwindigkeiten ( $u_B > 0,3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) aufsteigen [73]. Die vorliegende Relativgeschwindigkeit zwischen Gas- und Flüssigkeitsphase im Blasenauftieg führt an der Phasengrenzfläche zusätzlich zu Kevin-Helmholz-Instabilitäten in Form von Wellen auf der Blasenoberfläche [102]. Bei konstanter Oberflächenspannung kommt es mit zunehmendem Blasendurchmesser zu einer Verstärkung der Wellenbildung auf der Blasenoberfläche im Blasenauftieg, was ab der maximal stabilen Blasengröße zum Zerfall der Blasen führt [55]. Über die Berechnung der maximal stabilen Blasengröße kann der Einfluss der Stoffeigenschaften auf den Blasenzerfall abgeschätzt werden, was qualitative Rückschlüsse auf die vorliegende Blasengröße ermöglicht.

Jedoch gilt der über eine Stabilitätsanalyse bestimmte maximal stabile Blasendurchmesser meist nur für ruhende Flüssigkeiten. Der Blasenzerfall in komplexen Blasenströmungen kann mit dieser Methode nur unzureichend beschrieben werden. Neben dem Zerfall durch Trägheitskräfte und Oberflächeninstabilitäten können Blasen durch von außen einwirkende Kräfte zerfallen. Zum einen wirken Scherkräfte auf eine Blase bei der Kollision mit turbulenten Wirbelstrukturen in der Flüssigkeitsphase, welche im Nachlauf von aufsteigenden Blasen entstehen. Dabei zerfallen Blasen bei der Kollision mit Wirbeln mit gleicher oder geringfügig kleinerer Größe als die Blasengröße [91]. Bei zu kleinen Wirbeln reicht die kinetische Energie nicht aus, um einen Zerfall der Blase zu verursachen. Bei zu großen Wirbeln werden die Blasen durch den Wirbel transportiert und zerfallen nicht. Zum anderen werden Scherkräfte in Blasenströmungen durch unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten der Flüssigkeitsphase hervorgerufen, welche bei Makrozirkulationsströmungen auftreten (siehe Kap. 3.2).

Eine höhere Oberflächenspannung führt zu einer geringeren Zerfallswahrscheinlichkeit, da die Blasen stabilisiert werden (vgl. Gleichung (3.19)). Der Einfluss der Viskosität ist nicht eindeutig. Mit steigender Flüssigkeitsviskosität sinkt die Blasenzerfallswahrscheinlichkeit (Dämpfung von turbulenten Wirbeln und von Oberflächeninstabilitäten) und die Koaleszenzwahrscheinlichkeit steigt (Anstieg der Blasenkontaktzeit). Andererseits sinkt die Koaleszenzwahrscheinlichkeit durch eine Abnahme der Ausfließgeschwindigkeit aus dem Film.

### 3.2 Makrozirkulationsströmungen der Gas- und Flüssigkeitsphase

Makrozirkulationsströmungen der Gas- und Flüssigkeitsphase werden durch den Blasenanstieg als Folge der Auftriebskraft hervorgerufen. Im homogenen Strömungsregime steigen die Blasen mit etwa gleicher Geschwindigkeit und gleichmäßig über den Querschnitt verteilt auf. Die beim Blasenanstieg verdrängte Flüssigkeit fließt gleichmäßig zwischen den aufsteigenden Blasen nach unten (siehe Kap. 3.1.2.2). Hierdurch kann eine Rückvermischung in der Gasphase vernachlässigt und in der Flüssigkeitsphase als relativ gering betrachtet werden.

Im heterogenen Strömungsregime kommt es zur Bildung von Großblasen durch Koaleszenz. Ab  $d_{B,\text{äq}} > 10$  mm steigt die Blasengeschwindigkeit deutlich mit steigendem äquivalenten Blasendurchmesser (vgl. Abbildung 3-10). Die schnell aufsteigenden Großblasen steigen in der Blasensäulenmitte auf. Durch die Flüssigkeitsverdrängung der Großblasen wird verstärkt auf der Achse Flüssigkeit nach oben transportiert. Im Vergleich zum homogenen Strömungsregime strömt diese Flüssigkeit nicht zwischen den Blasen ab, sondern muss im Randbereich der Blasensäule nach unten fließen. Die sich hierdurch einstellende Makrozirkulationsströmung der Flüssigkeitsphase ist schematisch in Abbildung 3-18 zeitlich gemittelt dargestellt.

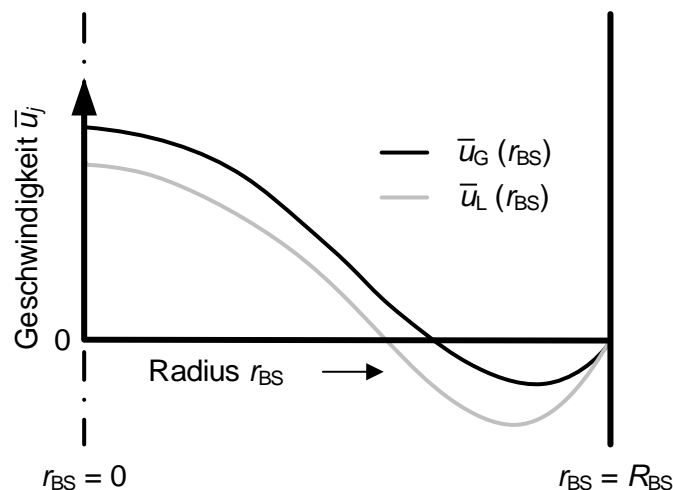


Abbildung 3-18: Schematische Darstellung der zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsprofile der Gas- und Flüssigkeitsphase in einer Blasensäule mit  $R_{BS} = 0,5 d_{BS}$  [103].

Es kommt auf der Achse zu einer Zone, in der die Flüssigkeit nach oben strömt, und im Randbereich liegt eine Abströmzone vor. Chen et al. 1999 untersuchten die Flüssigkeitszirkulation im Stoffsystem Leitungswasser/Luft mithilfe von Partikeltracking für Gasgeschwindigkeit von  $u_G = 0,02 - 0,08 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  in einer Blasensäule mit  $d_{BS} = 102 \text{ mm}$  [104]. Unabhängig von  $u_G$  stellt sich im zeitlichen Mittel die Inversion

zwischen aufsteigender und abwärtsströmender Flüssigkeit ( $\bar{u}_L = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0,64$  ein. Bei Hills 1974 ( $d_{BS} = 138 \text{ mm}$ ) liegt der Inversionspunkt bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0,68 - 0,75$  (siehe Abbildung C-2). Der im Vergleich zu Chen et al. 1999 nach außen verschobene Inversionspunkt kann vermutlich auf einen systematischen Messfehler zurückgeführt werden. Im homogenen Strömungsregime bei  $u_G = 0,019 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wird bei Hills 1974 ein  $\bar{u}_L > 0,1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  über den gesamten Querschnitt gemessen. Um die Kontinuität zwischen nach oben und nach unten strömender Flüssigkeit zu bewahren, müssen immer Bereiche mit  $\bar{u}_L < 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  vorliegen. Dies ist für diese Messung nicht gegeben und es kann vermutet werden, dass die Messungen für alle  $u_G$  zu höheren  $\bar{u}_L$  verschoben sind. Damit sind die gemessenen  $\bar{u}_L$ -Verläufe zu höheren Geschwindigkeiten verschoben und der Inversionspunkt verschiebt sich zu größeren  $r_{BS}$ .

Das Aufstiegsverhalten der Blasen wird durch die Flüssigkeitszirkulationsströmung beeinflusst. Auf der Achse aufsteigende Blasen werden zusätzlich beschleunigt und aufsteigende Blasen im Randbereich werden gebremst. Kleine Blasen mit geringer Auftriebskraft werden im Bereich der Abströmzone nach unten mitgeschleppt und es liegen negative Blasengeschwindigkeiten ( $u_B < 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) vor, was schematisch in Abbildung 3-18 dargestellt ist.

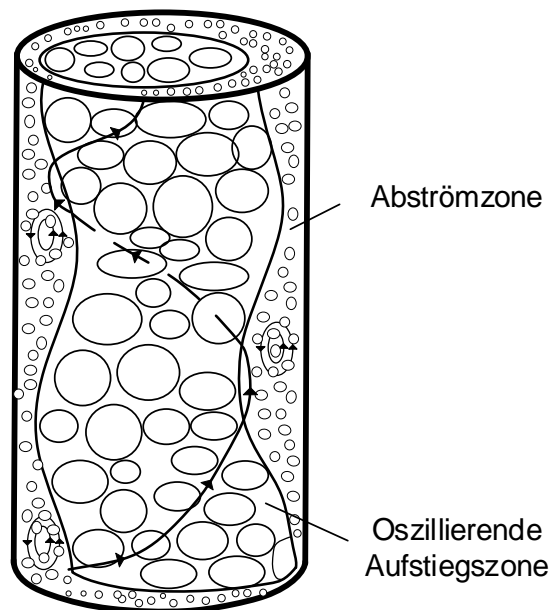


Abbildung 3-19: Strömungszonen in einer Blasensäule, bearbeitet nach [105].

Durch das taumelnde spiralförmige Aufstiegsverhalten der Großblasen in der Aufstiegszone kommt es zu einer radialen Oszillation der Aufstiegszone (siehe Abbildung 3-19) [105]. Die radiale Oszillationsfrequenz liegt in Bereich  $0,01 - 1 \text{ Hz}$  und die Amplitude ist in der Größenordnung des Blasensäulendurchmessers [106]. Dadurch



bildet sich eine Zone, in welcher die Gas- und Flüssigkeitsphase alternierend aufsteigen oder abwärtsströmen [104]. Wang et al. 2017 konnten mittels tomographischer Gasgehaltsmessung in einer Blasensäule mit  $d_{BS} = 100$  mm eine periodische Bewegung der Aufstiegszone nachweisen [107]. Dazu wurde das zeitliche Signal des gemessenen Gasgehalts  $\varepsilon_G$  bei  $r_{BS} = 0,5 R_{BS}$  und  $-0,5 R_{BS}$  ausgewertet. Der Gasgehalt  $\varepsilon_G$  schwankt an beiden Messpunkten mit einer Frequenz von ca.  $0,25 - 0,33$  Hz ( $u_G = 0,068$  m·s<sup>-1</sup>), wobei die beiden Signale um etwa die halbe Frequenz zueinander verschoben sind. Die Oszillation hat entscheidenden Einfluss auf das Verweilzeitverhalten der Phasen und den Stofftransport zwischen den Phasen.

### 3.3 Integraler Gasgehalt

Unter dem integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  wird für eine Blasenströmung der volumengemittelte Gasgehalt verstanden. Zur experimentellen Bestimmung von  $\varepsilon_{G,int}$  werden überwiegend zwei Messverfahren eingesetzt: Zum einen wird bei optisch zugänglichen Blasensäulen eine abzulesende Füllstandmessung verwendet. Zum anderen werden Differenzdrucksensoren eingesetzt. Beide Messverfahren sind technisch einfach umzusetzen und werden häufig in wissenschaftlichen Untersuchungen eingesetzt. Meist werden nur integrale Gasgehaltmessungen verwendet, um Einflussfaktoren auf die Hydrodynamik einer Blasenströmung zu untersuchen. Aus diesem gemessenen integralen Wert kann jedoch nicht auf lokale Strömungsbedingungen (z. B. Blasengeschwindigkeit  $u_B$ ) geschlossen werden. Nach Gleichung (2.4) ergibt sich der integrale Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  in einer Blasensäule aus der Gasgeschwindigkeit und der vorliegenden volumengemittelten Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$ , die wiederum durch die Blasengrößenverteilung und mögliche Zirkulationsströmungen bestimmt wird. Auf Basis von  $\varepsilon_{G,int}$ -Messwerten kann der Zusammenhang zwischen lokalen Parametern (z. B.  $d_{B,\ddot{a}q}$ ,  $u_B$ ) und  $\varepsilon_{G,int}$  nur qualitativ diskutiert werden. Im Folgenden wird der Einfluss der nachstehenden Größen auf den integralen Gasgehalt kurz diskutiert:

- Flüssigkeitsviskosität
- Oberflächenspannung
- Gasverteilerdesign
- Blasensäulendimension

### 3.3.1 Einfluss der Flüssigkeitsviskosität und der Oberflächenspannung

Abbildung 3-20 zeigt den Zusammenhang zwischen dem integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  und der Gasgeschwindigkeit  $u_G$  für drei Flüssigkeiten (Wasser, Paraffinöl und Tellus-Öl) mit unterschiedlichen Stoffeigenschaften. Die Auswahl der Flüssigkeiten ermöglicht die Variation nur einer Stoffeigenschaft (Flüssigkeitsviskosität  $\eta_L$  oder Oberflächenspannung  $\sigma_L$ ). Dabei kann die jeweils andere Stoffeigenschaft nahezu konstant gehalten werden.

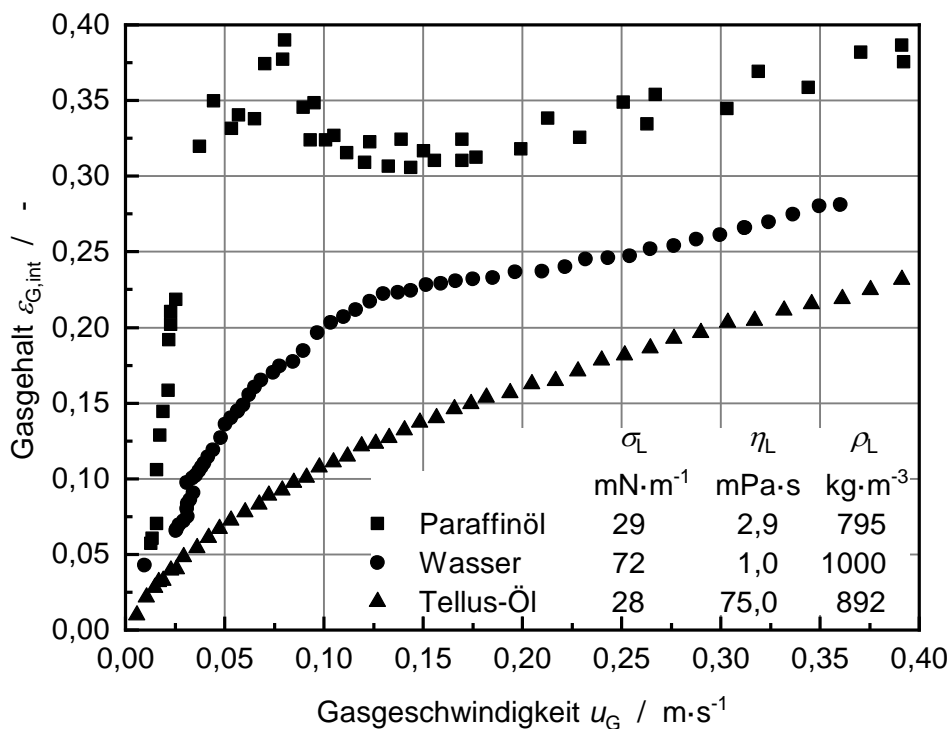


Abbildung 3-20: Einfluss der Gasgeschwindigkeit, Oberflächenspannung und Flüssigkeitsviskosität auf den integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$ , bearbeitet nach [73] (GV: poröses Sintermetall,  $d_{BS} = 0,38$  m).

Für Wasser steigt  $\varepsilon_{G,int}$  bis  $u_G \approx 0,03$  m·s<sup>-1</sup> linear an und es liegt das (pseudo-) homogene Strömungsregime vor. Für  $u_G > 0,03$  m·s<sup>-1</sup> nimmt die Steigung der Kurve ab und es liegt das heterogene Strömungsregime vor. Für Paraffinöl liegt im homogenen Regime eine höhere Steigung im Vergleich zu Wasser vor. Bei  $u_G > 0,05$  m·s<sup>-1</sup> sinkt die Steigung der Kurve und es liegt ein lokales  $\varepsilon_{G,int}$ -Maximum bei  $u_G \approx 0,07$  m·s<sup>-1</sup> vor. Für  $u_G > 0,07$  m·s<sup>-1</sup> sinkt  $\varepsilon_{G,int}$  bis  $u_G > 0,15$  m·s<sup>-1</sup>, da die sich bildenden Großblasen und die sich entwickelnde Flüssigkeitszirkulation im heterogenen Strömungsregime die mittlere Blasengeschwindigkeit erhöhen [108]. Tellus-Öl weist im Vergleich der Flüssigkeiten den niedrigsten  $\varepsilon_{G,int}$ -Verlauf auf. Da bei allen Flüssigkeiten ein Sintermetall-Gasverteiler

( $d_{\text{Loch}} < 0,1 \text{ mm}$ ) verwendet wurde, kann für Tellus-Öl das homogene Strömungsregime bei geringen  $u_G$  vorliegen. Wenn sich das homogene Strömungsregime für Tellus-Öl ausbilden sollte, liegt der Regimeübergang in das heterogene Strömungsregime bei  $u_{G,\text{trans}} < 0,02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .

Paraffinöl und Tellus-Öl haben in etwa die gleiche Oberflächenspannung und der Vergleich zeigt, dass der Gasgehalt bei einer erhöhten Flüssigkeitsviskosität (Tellus-Öl:  $\eta_L = 75 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ ) sinkt. Der Übergang ins heterogene Strömungsregime tritt früher auf, da vermehrt Großblasen vorliegen [109–115]. Jedoch konnten Ruzicka et al. 2003 zeigen, dass bis  $\eta_L \approx 3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  der Gasgehalt mit steigendem  $\eta_L$  steigt [116]. Für  $\eta_L > 3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  wurde ebenfalls eine Abnahme von  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  mit steigendem  $\eta_L$  gezeigt. Dieser Dualismus der Viskosität konnte ebenfalls bei Mounza et al. 2005 und Besagni et al. 2017 auf Basis von experimentellen Ergebnissen reproduziert werden [117, 118].

Die Flüssigkeitsviskosität beeinflusst die lokalen Vorgänge Blasenbildung, -koaleszenz, -zerfall und -aufstieg und hat so unterschiedliche Auswirkung auf die Blasengrößenverteilung. Eine Zunahme der Blasengröße führt bei einem Viskositätsverhältnis von  $\eta_L/\eta_G > 200$  bzw.  $\eta_L > 7 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  (kein lokales  $u_{B,0}$ -Maximum, siehe Kapitel 3.1.2.1) zu einer höheren mittleren Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  und folglich zur Reduktion von  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  [66]. Eine Zunahme der Blasengröße mit steigender Flüssigkeitsviskosität ist auf die folgenden Effekte zurückzuführen:

- Der Blasendurchmesser der am GV gebildeten Blasen steigt [119]
- Der Blasenzerfall wird gedämpft (siehe Kap. 3.1.3)
- Die Kontaktzeit bei der Blasenollision steigt, da die Relativgeschwindigkeit zwischen den Blasen sinkt (siehe Kap. 3.1.3). Dies führt zu einer höheren Koaleszenzwahrscheinlichkeit.

Bei steigender Flüssigkeitsviskosität wird die Filmausfließgeschwindigkeit verringert, was zu einer verringerten Koaleszenzwahrscheinlichkeit führt. Der Dualismus des Viskositätseinflusses auf den Gasgehalt kann darauf zurückgeführt werden, dass im Bereich der Flüssigkeitsviskosität von  $\eta_L < 3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  die Hemmung der Koaleszenz überwiegt, und bei höherer Flüssigkeitsviskosität die Entstehung von Großblasen und deren Stabilisierung die dominierenden Effekte sind [118].

Wasser und Paraffinöl (siehe Abbildung 3-20) haben annähernd die gleiche Flüssigkeitsviskosität und der Vergleich zeigt, dass der Gasgehalt  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  mit steigender Oberflächenspannung abnimmt und das heterogene Strömungsregime früher auftritt.

Durch die steigende Oberflächenspannung steigt die mittlere Blasengröße. Zum einen steigt die Stabilität von Großblasen (vgl. Gleichung (3.19)), und zum anderen steigt die Koaleszenzwahrscheinlichkeit, da eine geringere Filmdicke bei der Blaskollision entsteht und ein schnellerer Filmausfluss vorliegt (vgl. Kap. 3.1.3). Jedoch ist der Einfluss der Oberflächenspannung, wie in Abbildung 3-20 dargestellt, überlagert durch einen Einfluss der Flüssigkeitsviskosität. Beim Vergleich von Wasser und Paraffinöl liegt eine Differenz der Flüssigkeitsviskosität von  $\Delta\eta_L = 1,9 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  vor. Da  $\eta_L$  für Wasser und Paraffinöl in dem absoluten Viskositätsbereich von  $\eta_L < 3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  liegt, steigt  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  mit steigender Flüssigkeitsviskosität.

Um den Einfluss von einzelnen Stoffeigenschaften zu untersuchen, müssen die übrigen Stoffeigenschaften konstant gehalten werden, da sonst eine Überlagerung der Effekte vorliegt.

### 3.3.2 Einfluss von Lochplatten-Gasverteiltern

In diesem Kapitel wird der Einfluss des Designs von Lochplatten-Gasverteiltern diskutiert, da in der vorliegenden Arbeit ausschließlich dieser Gasverteiltertyp eingesetzt wird. Die wesentlichen Parameter eines Lochplatten-Gasverteilters sind der Lochdurchmesser  $d_{\text{Loch}}$  und die freie Lochfläche  $a_{\text{frei}}$  (siehe Gleichung (3.5)). Ferner sind die Lochanordnung und der Lochabstand relevant. Auf eine allgemeine Beschreibung des Gasverteiltereinflusses wird in dieser Arbeit verzichtet, da es eine Vielzahl unterschiedlicher Gasverteiltertypen gibt [26, 111].

Abbildung 3-21 zeigt den Einfluss von  $d_{\text{Loch}}$  auf den integralen Gasgehalt [26, 108, 120]. Für  $d_{\text{Loch}} = 0,5 \text{ mm}$  stellt sich bei Chaumat et al. 2007 und Zahradnik et al. 1997 für  $u_G < 0,03 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  das homogene Strömungsregime ein. Zwischen  $u_G = 0,03 - 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  sinkt die Steigung und bei  $u_G = 0,08 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt ein lokales  $\varepsilon_{G,\text{int}}$ -Maximum vor. Für  $d_{\text{Loch}} = 1,0 \text{ mm}$  und  $d_{\text{Loch}} = 1,6 \text{ mm}$  stellt sich für  $u_G < 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  das (pseudo-) homogene Strömungsregime ein und für  $u_G \approx 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist der Übergang ins heterogene Strömungsregime zu beobachten. Ab  $u_G \approx 0,12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegen alle  $\varepsilon_{G,\text{int}}$ -Verläufe übereinander und der Einfluss von  $d_{\text{Loch}}$  kann vernachlässigt werden. Die Autoren schlussfolgern aus den experimentellen Ergebnissen, dass für  $d_{\text{Loch}} \geq 1 \text{ mm}$  kein homogenes Strömungsregime möglich ist, sondern für  $u_G > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  das pseudo-homogene oder heterogene Strömungsregime direkt am GV entsteht [26, 108, 120, 121]. Der gleiche Zusammenhang wird auch für das koaleszenzgehemmte Stoffsystem Wasser/Luft mit 1 % Ethanol-Beimischung gezeigt.

Eine Erklärung für dieses Verhalten ist eine ungleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher im GV [122]. Die in Abbildung 3-21 verglichenen Gasverteiler würden bei  $u_G < 0,06 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und gleichmäßiger Verteilung des Gasvolumenstroms Blasen mit einem Durchmesser von  $d_{B,\text{äq}} = 4 - 8 \text{ mm}$  bilden (vgl. Abbildung 3-7). Blasen mit  $d_{B,\text{äq}} = 4 - 8 \text{ mm}$  steigen mit annähernd gleicher Blasengeschwindigkeit auf (vgl. Abbildung 3-10). Folglich müsste unabhängig von  $d_{\text{Loch}}$  in etwa der gleiche Gasgehalt vorliegen (vgl. Gleichung (2.4)). Daher ist zu vermuten, dass bei  $d_{\text{Loch}} \geq 1 \text{ mm}$  auf Grund einer ungleichmäßigen Gasvolumenstrom-Verteilung eine ungleichmäßige Blasenbildung vorherrscht. Dadurch werden schnell aufsteigende Großblasen in direkter Umgebung des GV gebildet, welche die mittlere Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  erhöhen. Dies entspricht der Beobachtung, dass bei  $d_{\text{Loch}} \geq 1 \text{ mm}$  das homogene Strömungsregime nicht vorliegt. Dass das homogene Strömungsregime nicht ausgebildet wird, wird von Nedeltchev et al. 2015 mit einer ungleichmäßigen Gasvolumenstrom-Verteilung am GV begründet [123].

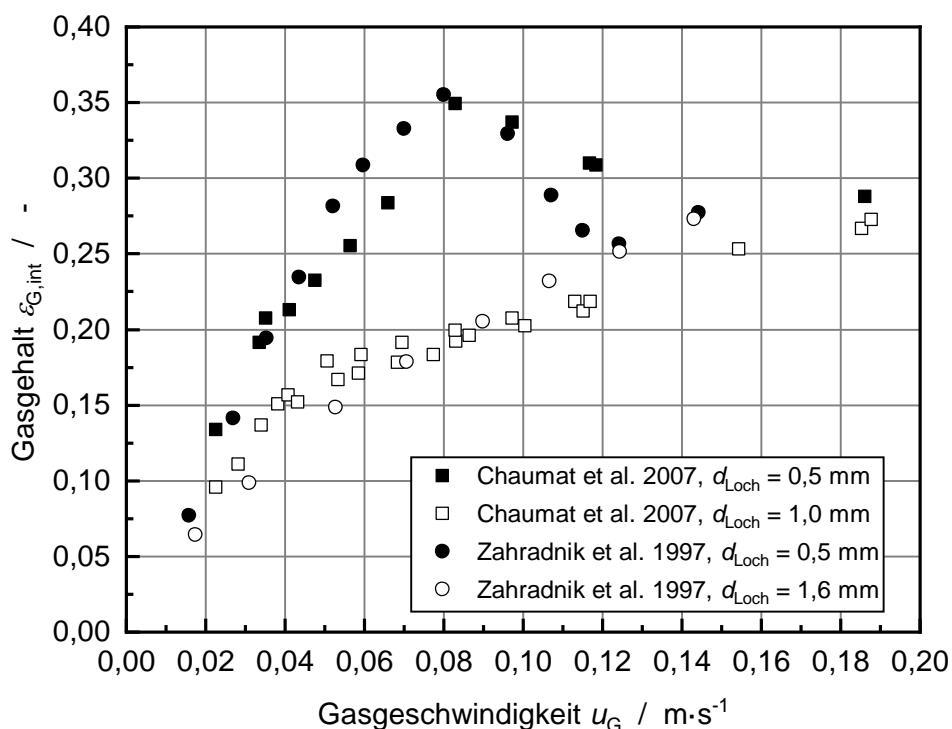


Abbildung 3-21: Einfluss des Lochdurchmessers  $d_{\text{Loch}}$  eines Lochplatten-Gasverteilers bei konstanter freier Lochfläche  $a_{\text{frei}}$ . Stoffsystem: Wasser/Luft (Chaumat et al. 2007:  $d_{\text{BS}} = 0,2 \text{ m}$ ,  $h_L/d_{\text{BS}} = 8$ ,  $a_{\text{frei}} = 0,8 \%$ ;  $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $p = 1013250 \text{ Pa}$ ; Zahradnik et al. 1997:  $d_{\text{BS}} = 0,15 \text{ m}$ ,  $h_L/d_{\text{BS}} = 10$ ,  $a_{\text{frei}} = 0,2 \%$ ) [26, 108, 120]

Im Vergleich zu  $d_{\text{Loch}} = 1 / 1,6 \text{ mm}$  liegt wahrscheinlich für  $d_{\text{Loch}} = 0,5 \text{ mm}$  eine gleichmäßigere Blasenbildung vor, da der Druckverlust über den GV steigt, wenn  $d_{\text{Loch}}$

( $a_{\text{frei}} = \text{konst}$ ) kleiner wird (Annahmen:  $S_{\text{GV}}/d_{\text{Loch}} > 1$ ) [124]. Wie in Kapitel 3.1.1.1 erläutert, führt eine Steigerung des Druckverlustes im Gasverteilerloch zu einer gleichmäßigeren Blasenbildung am GV. Damit würde die Ausbildung des homogenen Strömungsregimes für  $d_{\text{Loch}} = 0,5$  mm begünstigt.

### 3.3.3 Einfluss der Dimension der Blasensäule

Sowohl der Blasensäulendurchmesser  $d_{\text{BS}}$  als auch der unbegaste Flüssigkeitsfüllstand  $h_{\text{L}}$  können den integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{\text{G,int}}$  beeinflussen. Für technische Blasensäulen mit  $d_{\text{BS}} > 1$  m haben  $d_{\text{BS}}$  und  $h_{\text{L}}$  keinen Effekt auf  $\varepsilon_{\text{G,int}}$ , da Rand- und Einlaufeffekte vernachlässigbar sind. Um die experimentellen Erkenntnisse aus Technikumsversuchen  $d_{\text{BS}} < 1$  m auf technische Blasensäulen übertragen zu können, sind ein Mindestdurchmesser  $d_{\text{BS,min}}$  und Mindestflüssigkeitsfüllstand  $h_{\text{L,min}}$  erforderlich.

Im homogenen Strömungsregime ist der Gasgehalt unabhängig von  $d_{\text{BS}}$  [108, 125, 126], da in diesem Strömungsregime Zirkulationsströmungen vernachlässigt werden können. Für das heterogene Strömungsregime zeigt Vandu und Krishna 2004, dass  $\varepsilon_{\text{G,int}}$  sinkt, wenn  $d_{\text{BS}}$  zunimmt. Zudem sinkt die Übergangsgeschwindigkeit ins heterogene Strömungsregime  $u_{\text{G,trans}}$  mit steigendem  $d_{\text{BS}}$ . Beides wird mit einer stärkeren Zirkulationsströmung begründet, da der Randeinfluss mit steigendem  $d_{\text{BS}}$  reduziert wird. Jedoch kann für die Untersuchungen ein Einfluss des GV nicht ausgeschlossen werden. Bei Vandu und Krishna 2004 sinkt  $a_{\text{frei}}$  ( $d_{\text{Loch}} = \text{konst.}$ ) mit steigendem  $d_{\text{BS}}$ . Dies führt, wie in Kapitel 3.1.1.3 gezeigt, zu einem größeren Primärbblasendurchmesser, da  $u_{\text{G,Loch}}$  steigt [125]. Bei Chilekar 2007 lag eine ungleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV vor und es war keine Blasenbildung im Randbereich zu beobachten [126]. Dies kann die Entstehung einer Makrozirkulationsströmung zu kleineren  $u_{\text{G}}$  verschieben und somit  $u_{\text{G,trans}}$  verringern. Nach Shah et al. 1982 kann der Einfluss von  $d_{\text{BS}}$  ab  $d_{\text{BS,min}} = 100 - 150$  mm vernachlässigt werden [24]. Bei Sasaki et al. 2017 wird ein Mindestdurchmesser von  $d_{\text{BS,min}} = 200$  mm angegeben [127].

Der Flüssigkeitsfüllstand  $h_{\text{L}}$  einer Blasensäule bestimmt den Anteil der Anströmzone und der Blasenzerfalls/Schaumzone an der gesamten Blasenströmung (siehe Abbildung 3-1). Mit zunehmendem Füllstand  $h_{\text{L}}$  wird der Einfluss dieser beiden Zonen geringer und der Anteil der Gleichgewichtszone nimmt zu. Da die Höhe der Einlaufzone vom GV abhängt, kann eine Abhängigkeit des minimalen Flüssigkeitsfüllstands  $h_{\text{L,min}}$  vom GV bestehen [128]. In der Regel wird  $h_{\text{L,min}}$  über ein minimales Verhältnis von Füllstand zu Durchmesser  $h_{\text{L}}/d_{\text{BS}} > 5 - 6$  bei  $h_{\text{L,min}} = 1 - 3$  m angegeben [129–131]. Bei

Sasaki et al. 2017 wird ein minimaler Flüssigkeitsfüllstand von  $h_{L,\min} = 2,2$  m angegeben [127].

### 3.4 Lokale Hydrodynamik

Die Beschreibung der lokalen Hydrodynamik (vgl. Kap. 2.1) basiert überwiegend auf den folgenden lokalen Parametern:

- Lokaler Gasgehalt  $\varepsilon_{G,\text{lok}}$
- Blasengeschwindigkeit  $u_B$
- Blasengröße und -form  $d_{B,\text{äq}}, E$
- Flüssigkeitgeschwindigkeit  $u_L$

Diese lokalen Parameter bestimmen den Stofftransport zwischen den Phasen, die Verweilzeit der Gasphase und die Rückvermischung innerhalb der Phasen. Um diese Prozesse innerhalb einer Blasenströmung vorhersagen zu können, muss eine physikalisch begründete Beschreibung der lokalen Parameter vorliegen. Dies setzt das Verstehen der in Kapitel 3.1 diskutierten lokalen Teilprozesse und deren Zusammenwirken voraus. Dazu ist die experimentelle Untersuchung der lokalen Hydrodynamik notwendig. Im Allgemeinen wird jeweils nur die vertikale Komponente der Blasen- und Flüssigkeitgeschwindigkeit betrachtet, da nur diese Komponente experimentell untersucht wird. Im Folgenden werden verfügbare lokale Messverfahren kurz dargestellt und anhand von Literaturdaten bewertet.

#### 3.4.1 Überblick über Messverfahren

Eine erste Einordnung der lokalen Messverfahren unterscheidet zwischen invasiven und nicht-invasiven sowie zwischen zeitlich integrierenden und zeitlich auflösenden Messverfahren [132].

Zu den nicht-invasiven Messverfahren zählen tomographische Methoden, bildgebende Verfahren und laseroptische Messtechniken.

Mit tomographischen Messverfahren kann die Gasgehaltsverteilung über den Querschnitt der Blasenströmung gemessen werden. Um die Geschwindigkeit einzelner Blasen zu bestimmen, müssen zwei tomographische Ebenen direkt übereinander mit hoher zeitlicher Auflösung gemessen werden (z. B. Ultraschnelle-Röntgenstrahlen-Tomographie) [133]. Dabei müssen Blasen, die in der unteren Ebene detektiert wurden,

einer Blase in der oberen Ebene zugeordnet werden. Für die Zuordnung werden die Position in der Ebene, die gemessene Größe und eine a priori erwartete Blasengeschwindigkeit verwendet [134]. Jedoch ist die Messung der Blasengeschwindigkeit  $u_B$  mit tomographischen Methoden nur mit Einschränkungen zulässig, da die gemessene Blasengeschwindigkeit abhängig von der a priori erwarteten Blasengeschwindigkeit ist [134]. Damit ist die Bestimmung der Blasengrößen und -form mit tomographischen Messverfahren ebenfalls limitiert, da dies abhängig von der  $u_B$ -Messung ist.

Laseroptische Messtechnik und nicht invasive bildgebende Verfahren sind nur für geringe Gasgehalte geeignet [40, 135, 136]. Bei  $\varepsilon_{G,int} > 0,06$  wird die Blasenströmung vom Rand aus zunehmend optisch undurchlässiger und nur der Randbereich der Strömung kann vermessen werden [39]. In dreiphasigen Systemen mit Feststoffpartikeln können nicht invasive optische Messverfahren nicht eingesetzt werden, da die Trübung der Suspension unabhängig von  $\varepsilon_{G,int}$  zu hoch ist.

Zu den (minimal-) invasiven Messverfahren gehören Nadelsonden, die „Pavlov-Sonde“ oder auch die Prozessmikroskopie [132, 137–139]. Mit optischen (siehe Kapitel 5.4) und elektrischen Nadelsonden können Blasengeschwindigkeit, Blasenfrequenz, Sehnenlänge und der lokale Gasgehalt gemessen werden. Über Nadelsonden mit zwei Spitzen kann zusätzliche eine Information über die Form einer Blasen abgeleitet werden [140]. Mit der „Pavlov-Sonde“ kann die Flüssigkeitgeschwindigkeit über die Messung des statischen und des Gesamtdrucks bestimmt werden, ähnlich wie in einem Pitotrohr [137]. Über die Prozessmikroskopie kann über Auflicht- oder Durchlichtverfahren in unmittelbarer Umgebung der Optik die Blasengröße und -form gemessen werden [40].

Im Vergleich zu nicht-invasiven Messverfahren können mithilfe der invasiven Messverfahren detaillierte Informationen zur lokalen Hydrodynamik erlangt werden. Jedoch ist der Einfluss des Messaufbaus auf die Strömung für jedes Messverfahren kritisch zu prüfen, da dies zu systematischen Messfehlern führen kann.

### **3.4.2 Radiale Abhängigkeit der lokalen Hydrodynamik**

Zur Untersuchung der lokalen Hydrodynamik werden in der Literatur überwiegend tomographische Messverfahren oder Nadelsonden im Stoffsystem Wasser/Luft eingesetzt. Die ermittelten lokalen Messdaten werden überwiegend nicht mit Daten aus alternativen lokalen oder integralen Messverfahren verglichen. Daher fehlt häufig die Validierung der gezeigten Messergebnisse. Zudem zeigen die Messdaten häufig kein



symmetrisches radiales Profil. Auch im homogenen Strömungsregime ( $u_G < 0,03 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) zeigen die Messdaten des Gasgehalts und der Blasengeschwindigkeit häufig eine ungleichmäßige Verteilung über den Querschnitt der Blasensäule (siehe Abbildung C-1) [138, 141–144]. Dies lässt vermuten, dass für die gewählten Messaufbauten eine ungleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV vorliegt [143]. Damit kann sich kein homogenes Strömungsregime ausbilden (siehe Kap. 6).

Beispielhaft zeigt Abbildung 3-22 Halbprofile des lokalen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,\text{lok}}$  von Hills 1974 und Hecht et al. 2018. Gemessen wurde  $\varepsilon_{G,\text{lok}}$  jeweils mit einer nach unten ausgerichteten elektrischen bzw. optischen Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft. Bei Hecht et al. 2018 wurde deionisiertes Wasser verwendet, wohingegen Hills 1974 nicht gereinigtes Leitungswasser verwendete [17, 137, 14]. Beim eingesetzten Leitungswasser kann daher ein Einfluss von gelösten Ionen auf die Hydrodynamik nicht ausgeschlossen werden [145].

Wie der integrale Gasgehalt (siehe Abbildung 3-20) steigt auch der lokale Gasgehalt mit zunehmender Gasgeschwindigkeit  $u_G$ . Für jedes  $u_G$  nimmt der Gasgehalt zum Rand ( $r_{BS}/R_{BS} = 1$ ) hin ab und der Gradient in radialer Richtung nimmt zu für steigende  $u_G$ . Das radiale Gasgehaltsprofil stellt sich ein, da mit steigendem  $u_G$  die Blasen verstärkt in der Blasensäulenmitte aufsteigen und sich eine Makrozirkulationsströmung der Flüssigkeitsphase ausbildet. Die zeitlich gemittelte Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  ist in der Blasensäulenmitte am höchsten und sinkt zum Rand hin ab [141, 143, 144, 146].

Im homogenen Strömungsregime ( $u_G < 0,03 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , siehe Kap. 2.1) wird jedoch eine gleichmäßige Blasenverteilung und Blasengeschwindigkeit über den Querschnitt erwartet. Zudem wird davon ausgegangen, dass im homogenen Strömungsregime keine Makrozirkulation vorliegt. Das von Hills 1974 gemessene Gasgehaltsprofil bei  $u_G = 0,019 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  zeigt eine geringe radiale Abhängigkeit, die im Bereich der Messgenauigkeit liegt. Dies entspricht der Erwartung und deutet nicht auf das Vorliegen einer Makrozirkulation hin. Jedoch zeigen die Messdaten für die Flüssigkeitsgeschwindigkeit  $u_L$  (siehe Abbildung C-2) und die Ereignisfrequenzen  $f_{\text{Erg}}$  (siehe Abbildung C-3 im Anhang), dass bei  $u_G = 0,019 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  entgegen der Erwartung eine Makrozirkulation vorliegt. Die Ereignisfrequenz  $f_{\text{Erg}}$  gibt an, wie häufig die Nadelsonde von einer Blase getroffen wird (siehe Kap. 5.4). Sowohl  $u_L$  als auch  $f_{\text{Erg}}$  zeigen eine starke Abhängigkeit vom Radius. In der Blasensäulenmitte ist  $u_L > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und im Randbereich ist  $u_L < 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , was eine Flüssigkeitszirkulation bestätigt. Zudem ist  $f_{\text{Erg}}$  in der Blasensäulenmitte am höchsten ( $f_{\text{Erg}}(u_G = 0,019 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}, r_{BS}/R_{BS} = 0) = 17 \text{ Hz}$ ) und sinkt mit steigendem Radius. Entgegen der Erwartung eines gleichmäßigen Blasenanstiegs über den Querschnitt bei  $u_G = 0,019 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt eine Abnahme von  $f_{\text{Erg}}$

um ca. 55 % vor. Die gemessenen radialen Profile zeigen, dass sich für den Messaufbau (GV mit  $d_{\text{Loch}} = 0,4 \text{ mm}$ ) bei Hills 1974 kein homogenes Strömungsregime ausbildet, da eine ungleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des Gasverteilers vorliegt.

Die Daten von Hecht et al. 2018 für  $u_G < 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  zeigen trotz eines unterschiedlichen GV dieselbe Abhängigkeit des Gasgehalts von  $r_{\text{BS}}$  und  $u_G$  wie die Daten von Hills 1974. Im Gegensatz zu Hills 1974 wurde bei Hecht et al. 2018 ein GV mit Kapillaren verwendet, um eine Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des GV zu erreichen. Visuelle Beobachtungen deuten auf einen gleichmäßigen Blasenanstieg hin. Jedoch wird dies nicht mit weiteren lokalen Messdaten (z. B.  $f_{\text{Erg}}$ ,  $u_B$ ) bestätigt.

Der Literaturüberblick zeigt, dass die Messdaten zur lokalen Hydrodynamik z. T. nicht belastbar sind, da diese kein symmetrisches radiales Profil aufweisen oder im homogenen Regime eine Makrozirkulation der Flüssigkeitsphase vorliegt. Dies kann u. a. auf eine ungleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung am GV hinweisen.

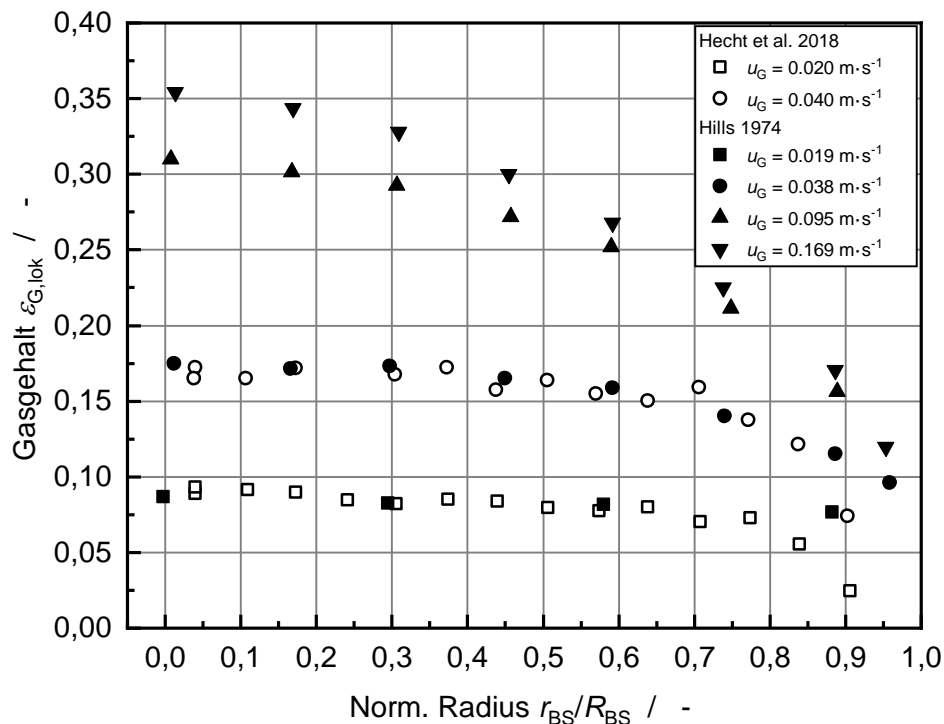


Abbildung 3-22: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit einer elektrischen (Hills 1974) und optischen (Hecht et al. 2018) Nadelsonde (nach unten ausgerichtet). (Hills 1974:  $d_{\text{BS}} = 138 \text{ mm}$ ,  $h_{\text{BS}} = 1,37 \text{ m}$ , ungereinigtes Leitungswasser/Luft, GV: Lochplatte,  $N_{\text{Loch}} = 61$ ,  $d_{\text{Loch}} = 0,4 \text{ mm}$ ,  $z_{\text{Mess}} = 0,6 \text{ m}$ ) (Hecht et al. 2018:  $d_{\text{BS}} = 150 \text{ mm}$ ,  $h_{\text{BS}} = 1,37 \text{ m}$ , Wasser/Luft, GV: Lochplatte mit Kapillaren,  $N_{\text{Loch}} = 127$ ,  $d_{\text{Loch}} = 0,8 \text{ mm}$ ,  $z_{\text{Mess}} = 0,335 \text{ m}$ ) [17, 137]

## 4 Zielstellung und Vorgehensweise

Die Auslegung von Blasensäulenreaktoren basiert überwiegend auf Messdaten und daraus abgeleiteten empirischen Korrelationen für integrale Parameter. Zunehmend finden auch CFD-Simulationen erste Anwendungen (vgl. Kap. 2.3). Die empirischen Korrelationen und die Submodelle innerhalb einer CFD-Simulation werden entwickelt auf Basis von Messdaten für begrenzte Bereiche der Stoffeigenschaften, der Reaktorgeometrien und der Betriebsbedingungen sowie der in der Regel unklaren Gaseintrittsbedingungen. Daher ist die Anwendung der Korrelationen und der Submodelle nur in jeweils begrenzten Bereichen, für die Messdaten vorliegen, zuverlässig.

Um Korrelationen und Modelle zu Beschreibung der Hydrodynamik für einen breiten Bereich der Stoffeigenschaften, Reaktorgeometrien und Betriebsbedingungen zu entwickeln, muss der Zusammenhang zwischen integralen Parametern, lokalen Parametern (vgl. Kap. 2.1) und lokalen Teilprozessen (vgl. Kap. 3.1) verstanden sein.

Die Literaturergebnisse in Kapitel 3 zur Untersuchung des Einflusses der Viskosität auf die Hydrodynamik mit integralen Messgrößen zeigen keinen eindeutigen Einfluss der Viskosität. Um den Einfluss der Viskosität zu verstehen bzw. mit Modellen beschreiben zu können, muss der Zusammenhang zwischen integralen und lokalen Größen untersucht und verstanden werden. Zudem können die Literaturdaten zum Einfluss der Stoffeigenschaften und der Reaktorgeometrie auf die Hydrodynamik mit integralen Messverfahren durch zeitlich und räumlich regellose Blasenbildung am Gasverteiler überlagert sein.

Vor diesem Hintergrund soll mit dieser Arbeit ein Beitrag zum besseren Verständnis der Zusammenhänge zwischen Stoffeigenschaften, Gaseintrittsbedingungen am Gasverteiler und integralen Parametern auf der Basis von Messdaten zur Beschreibung der lokalen Hydrodynamik geleistet werden.

Für die experimentelle Untersuchung der lokalen Hydrodynamik werden in dieser Arbeit lokale Messverfahren zur Charakterisierung einer Blasenströmung entwickelt und bewertet (Kap. 5.4). Zudem wird ein neuartiges Messverfahren zu Bestimmung der volumengemittelten integralen Hydrodynamik entwickelt (Kap. 5.3). Um den Einfluss des Messaufbaus auf die lokalen Strömungsbedingungen der Blasenströmung zu bewerten, wird ein wohl definiertes Experiment entwickelt [147]. Dazu gehören die eindeutige Beschreibung der Betriebsbedingungen und Geometrie der Versuchsanlage, eine

definierte Gasverteilung am Gasverteiler sowie vollständig angegebene Stoffeigenschaften (vgl. Kap. 5.1).

Der Fokus in dieser Arbeit liegt auf Experimenten in zweiphasigen Stoffsystemen (G/L) mit Newton'schen Flüssigkeiten. Die Vorgehensweise in dieser Arbeit umfasst die folgenden Schritte:

1. Entwicklung eines Lochplatten-Gasverteilers mit definierter Gasverteilung: Unabhängig von den Betriebsbedingungen und Stoffeigenschaften muss eine räumlich und zeitlich konstante Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des Gasverteilers sichergestellt werden (Kap. 5.1.4 und 6).
2. Entwicklung von integralen und lokalen Messverfahren zur experimentellen Untersuchung von Einzelblasenkettens und Blasenströmungen in Blasensäulen:
  - Füllstandmessung für die Bestimmung des integralen Gasgehalts ( $\epsilon_{G,int}$ ) und die daraus abgeleitete volumengemittelte Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$
  - Optische Nadelsonde zur Ermittlung der lokalen Größen Gasgehalt ( $\epsilon_{G,lok}$ ), Blasengeschwindigkeit ( $u_{B,lok}$ ) und Sehnenlänge ( $l_{B,lok}$ ) in einer Blasenströmung
  - Bildgebende Shadowgraphie zur Bestimmung des äquivalenten Blasendurchmessers ( $d_{B,äq}$ ), der Blasenform ( $a$ ,  $b$ ) und der Blasengeschwindigkeit ( $u_B$ ) in Einzelblasenkettens zur Validierung der Messergebnisse mit der optischen Nadelsonde
3. Zur Validierung werden die Messverfahren miteinander und mit Literaturdaten im Referenzstoffsystem Wasser/Luft verglichen (Kap. 5 und 7).

Die entwickelten Messverfahren werden in Kapitel 8 exemplarisch eingesetzt, um den Einfluss einer Stoffeigenschaft (Oberflächenspannung) und einer apparativen Einflussgröße (Gasverteiler-Lochdurchmesser) auf die integrale und lokale Hydrodynamik zu untersuchen.

Die in dieser Arbeit entwickelten methodischen Grundlagen können weiterführend zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik in Zwei- und Dreiphasensystemen bei erhöhtem Druck und erhöhter Temperatur Anwendung finden. Zudem können lokale Messergebnisse zur Validierung von Strömungssimulationen dienen.

## 5 Messverfahrensentwicklung zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik von Blasenströmungen

Ein Schwerpunkt dieser Arbeit ist die Entwicklung und Bewertung von Messverfahren zur Untersuchung der integralen und lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen. Dazu wurden die folgenden Messtechniken eingesetzt:

- Füllstandmessung zur Bestimmung des integralen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,int}$  und der volumengemittelten Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  einer Blasenströmung
- Optische Nadelsonde zur zeitlich und räumlich aufgelösten Bestimmung des lokalen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,lok}$ , der lokalen Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}$  und der lokalen Sehnenlänge  $l_{B,lok}$  in einer Blasenströmung

Um die Messergebnisse der optischen Nadelsonde zu validieren, wurden zusätzlich bildgebende Shadowgraphie-Messverfahren zur Bestimmung des äquivalenten Blasendurchmessers  $d_{B,\ddot{a}q}$ , der Blasenform (Haupt- und Nebenachse  $a$  und  $b$ ) und der Blasengeschwindigkeit  $u_B$  in Einzelblasenkette entwickelt.

In diesem Kapitel wird zunächst der Messaufbau beschrieben (Kap. 5.1) und im Anschluss die Entwicklung und Validierung der Messverfahren diskutiert (Kap. 5.2 – 5.4).

### 5.1 Experimenteller Aufbau

Dieses Kapitel beschreibt die experimentellen Aufbauten für die Untersuchung der Hydrodynamik in Blasenströmungen (Kap. 5.1.1) und in Einzelblasenkette (Kap. 5.1.2). Für den experimentellen Aufbau zur Untersuchung der Hydrodynamik in Blasenströmungen wurden spezielle Lochplatten-Gasverteiler entwickelt (Kap. 5.1.4). Diese Gasverteiler (GV) gewährleisten unabhängig von den Betriebsbedingungen und Stoffeigenschaften eine räumlich und zeitlich nahezu konstante Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV (vgl. Kap. 3.1.1.3).

#### 5.1.1 Untersuchung der Blasenströmung

Der experimentelle Aufbau zur Untersuchung der Hydrodynamik in Blasenströmungen ist in Abbildung 5-1 gezeigt. Die wesentlichen Anlagenteile sind die Gasversorgung (bis P001) und zwei Blasensäulen (B100 und B300). Es wurden eine optisch zugängliche Plexiglasblasensäule (B100) und eine chemisch beständige Stahlblasensäule (B300) mit

optischen Zugängen eingesetzt. Beide Blasensäulen wurden im Rahmen dieser Arbeit bei Umgebungsdruck betrieben. Abbildung D-1 im Anhang zeigt eine detaillierte Darstellung der eingesetzten Blasensäulen.

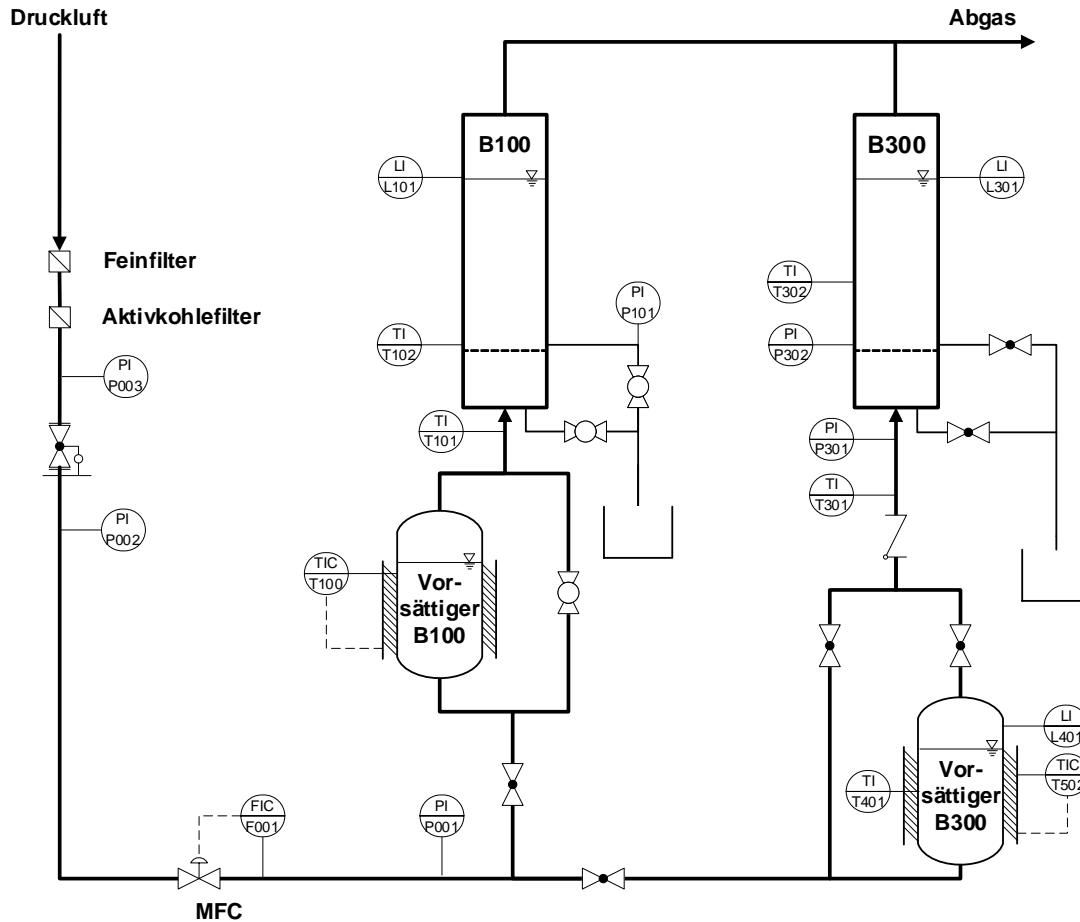


Abbildung 5-1: Fließbild der Versuchsanlage inkl. schematischer Darstellung der Blasensäulen. Abbildung D-1 enthält eine detaillierte Darstellung beider Blasensäulen inkl. Einbaulage der Messtechnik.

Die Plexiglasblasensäule (B100) besteht aus einem Plexiglasrohr mit einem Innendurchmesser von  $d_{BS} = 100$  mm und einer Höhe von  $h_{BS} = 1600$  mm, welches an beiden Enden mit einem Stahlflansch verklebt ist. Am unteren Ende wird der austauschbare Lochplatten-GV zwischen zwei Stahlflanschen eingesetzt. Die Spezifikationen der eingesetzten Gasverteiler sind in Tabelle 5-1 aufgeführt. Der Gasvolumenstrom wird unterhalb des GV senkrecht von unten in die Blasensäule geleitet. Um eine gleichmäßige Anströmung des GV zu gewährleisten, ist unterhalb des GV eine Einlaufzone mit  $d_{BS} = 100$  mm und mit einer Höhe von  $2 \cdot d_{BS}$  vorgesehen. Um das Eindringen von durch den GV tropfender Flüssigkeit in die Gaszufuhr zu verhindern, liegt der Gaseinlass 20 mm oberhalb des Bodens der Einlaufzone. Um die optische Nadelsonde (vgl. Kap. 5.4) einzusetzen, sind im Plexiglasrohr vier Gewindemuffen auf

unterschiedlichen Höhen angebracht (siehe Abbildung D-1). Am Kopf der Blasensäule ist die Füllstandmessung eingebracht und der austretende Gasvolumenstrom wird in das Abluftsystem geleitet.

Tabelle 5-1: Übersicht über die in dieser Arbeit verwendeten Blasensäulen zur Untersuchung der Hydrodynamik und die eingesetzten Lochplatten-Gasverteiler. Die Konstruktion zur gleichmäßigen Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV wird in Kapitel 5.1.4 diskutiert.

		<b>Plexiglasblasensäule (B100)</b>	<b>Stahlblasensäule (B300)</b>
Blasensäuleninnen- durchmesser $d_{BS}$	mm	100	107
Blasensäulenhöhe $h_{BS}$	mm	1600	1565
<b>Gasverteiler GV1</b>			
Lochdurchmesser $d_{Loch}$	mm	1,0	1,0
Lochanzahl $N_{Loch}$	-	85	97
Dicke der Lochplatte $S_{GV}$	mm	2	2
Freie Lochfläche $a_{frei}$	%	0,85	0,85
Relativer Lochabstand $s_{Loch}$	-	10	9,2
<b>Gasverteiler GV3</b>			
Lochdurchmesser $d_{Loch}$	mm	0,4	/
Lochanzahl $N_{Loch}$	-	163	/
Dicke der Lochplatte $S_{GV}$	mm	2	/
Freie Lochfläche $a_{frei}$	%	0,26	/
Relativer Lochabstand $s_{Loch}$	-	17,5	/

Die Stahlblasensäule ist aus Edelstahl gefertigt (Werkstoffnummer: 1.4571) und hat einen Innendurchmesser von  $d_{BS} = 107$  mm und eine Höhe von  $h_{BS} = 1565$  mm. Die Stahlblasensäule ist ausgelegt für  $T_{BS} = 300$  °C und  $p_{BS} = 30$  bar und ist in Kombination mit Dichtungen aus Polytetrafluorethen (PTFE) chemisch beständig gegenüber einer breiten Auswahl an Flüssigkeiten (siehe Anhang D.4). Der grundlegende Aufbau aus Einlaufzone, GV und Stahlrohr inkl. Verschraubungen für den Einbau der optischen Nadelsonde entspricht dem der Plexiglasblasensäule (siehe Abbildung D-1). Die Spezifikationen der austauschbaren GV sind in Tabelle 5-1 aufgeführt. Um die Blasenströmung visuell untersuchen zu können, sind zwei diametral ausgerichtete optische Zugänge vorhanden. Die Zugänge haben einen Durchmesser von  $d_{opt} = 80$  mm und befinden sich auf einer Höhe von  $z = 1032$  mm (optische Achse) oberhalb des GV.

Um einen kreisrunden Strömungsquerschnitt im Bereich der optischen Zugänge zu gewährleisten, können die optischen Zugänge mit Stahlstopfen vollständig verschlossen werden.

Als Gas wurde getrocknete (Taupunkt:  $-25\text{ °C}$ ) und gefilterte Druckluft verwendet. Der Gasvolumenstrom wurde mit einer Volumenstromregelung (MFC, mass flow controller, Messstelle FIC F001 mit Stellventil) eingestellt (*Bronkhorst High-Tech B.V.*). Um konstante Bedingungen für den MFC sicherzustellen, wurden konstante Überdrücke von 6 bar vor (Messstelle P002) und 0,4 bar nach (Messstelle P001) dem MFC eingestellt. Der Gasvolumenstrom wurde über zwei Handventile entweder in die Plexiglasblasensäule (B100) oder in die Stahlblasensäule (B300) geleitet.

Um den Flüssigkeitsverlust durch Verdunstung beim Betrieb der Blasensäulen zu minimieren, wurde der Gasvolumenstrom vorgesättigt. Dazu wurde der trockene Gasvolumenstrom durch einen Vorsättiger geleitet. Der vorgeschaltete Vorsättiger hat jeweils den gleichen Innendurchmesser wie die Blasensäule und wurde mit der gleichen Flüssigkeit betrieben. Das Gas wurde am Boden des Vorsättigers über einen GV in die Flüssigkeit ( $h_L = 200 - 300\text{ mm}$ ) verteilt. Ein Test der Vorsättigung war erfolgreich, da der Flüssigkeitsverlust durch Verdunstung um den zuvor theoretisch abgeschätzten Anteil reduziert werden konnte [148]. Bei Flüssigkeiten mit einem hohen Dampfdruck und hoher Verdampfungsenthalpie (z. B. Wasser) muss mit steigendem Gasvolumenstrom der Vorsättiger elektrisch beheizt werden, um eine konstante Temperatur im Vorsättiger von  $T_{\text{Vor}} = 20\text{ °C}$  sicherzustellen. Auf Grund der Differenz zwischen dem Druck im Vorsättiger und dem Druck in der BS oberhalb der Blasenströmung konnte ein Flüssigkeitsverlust in der BS nicht vollständig vermieden werden.

Für die Temperaturmessung innerhalb der Anlage wurden Thermoelemente des Typs K mit einer Messgenauigkeit von  $\pm 1,5\text{ K}$  eingesetzt (*Electronic Sensor GmbH*). Als Gastemperatur  $T_G$  wurde die jeweilige Gaseintrittstemperatur festgelegt (Messstellen T101 bzw. T301). Die Flüssigkeitstemperatur  $T_L$  wurde direkt oberhalb des GV gemessen (Messstelle T102 bzw. T302).

In dieser Arbeit wurde die Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$  auf Temperatur und Druck direkt oberhalb des GV  $T_{GV}$  und  $p_{GV}$  bezogen (siehe Gleichung (2.2)). Für  $T_{GV}$  wurde die Temperatur  $T_G$  des Gasvolumenstroms am Eintritt in die BS (Messstelle T101 bzw. T301) festgelegt. Der Druck  $p_{GV}$  ergibt sich aus der Addition des Luftdrucks und des statischen Drucks der Flüssigphase (siehe Gleichung (D.2)). Um die für den Versuch notwendige Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$  einzustellen, musste für jeden Messpunkt der Sollwert der



Volumenstromreglung am MFC  $\dot{V}_{G,MFC,NTP}$  in Abhängigkeit von  $T_{GV}$  und  $p_{GV}$  bestimmt werden (siehe Kap. D.2 im Anhang).

### 5.1.2 Untersuchung von Einzelblasenkett

Die experimentellen Untersuchungen von Einzelblasenkett wurden in der Stahlblasensäule (B300) durchgeführt (siehe Abbildung 5-2). Im Gegensatz zur Plexiglasblasensäule (B100) sind die optischen Zugänge der Stahlblasensäule über nicht gekrümmte Glasscheiben realisiert. Daher kann eine Verzerrung der Abbildung durch die Glasscheiben ausgeschlossen werden. Um Einzelblasenkett zu generieren, wurde der Lochplatten-GV ersetzt durch einen Einzelloch-GV (siehe Abbildung 5-3) mit  $d_{Loch} = 1 \text{ mm}$  bzw.  $d_{Loch} = 0,4 \text{ mm}$ . Der Einzelloch-GV wurde 140 mm unterhalb der Achse der optischen Zugänge eingesetzt. Der Abstand des Mittelpunkts des Gasverteilerlochs zum Rand der Blasensäule betrug 35 mm. Der Flüssigkeitsfüllstand oberhalb des Einzelloch-GV betrug für alle Versuche  $h_L = 400 \text{ mm}$ .

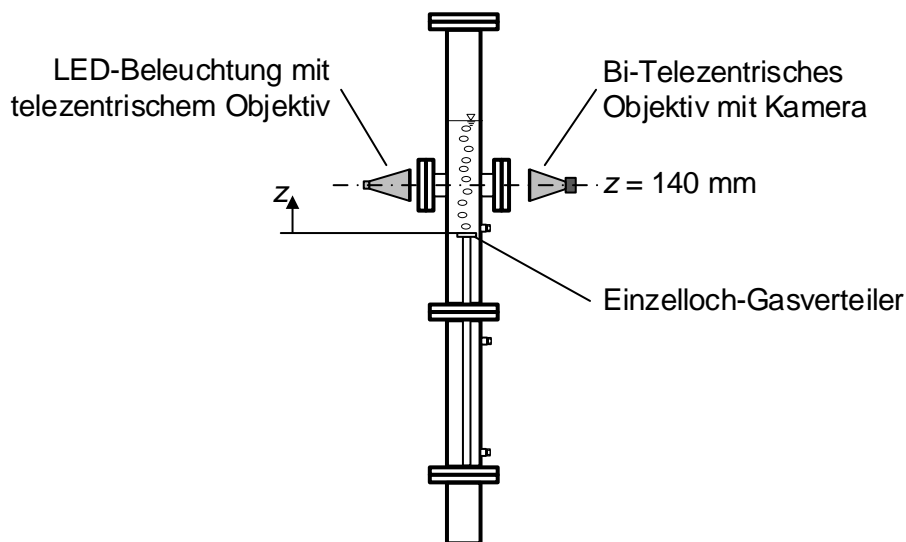


Abbildung 5-2: Schematische Darstellung des experimentellen Aufbaus zur Untersuchung von Einzelblasenkett in der Stahlblasensäule (B300). Die Gesamtversuchsanlage ist in Abbildung 5-1 dargestellt. Detaillierte Darstellungen des Einzelloch-Gasverteilers und des Shadowgraphie-Systems sind jeweils in Abbildung 5-3 und Abbildung 5-5 gezeigt.

Die Einzelblasenkett wurden mit einem Shadowgraphie-System (siehe Kap. 5.2) und einer optische Nadelsonde (siehe Kap. 5.4) untersucht. Zum Einbau der Nadelsonde wurde eine Glasscheibe des optischen Zugangs durch eine Metallscheibe mit entsprechendem Gewinde ersetzt. Die Nadelsonde wurde mit der Spitze nach unten auf

die Mitte des Gasverteilerlochs ausgerichtet und die Nadelsondenspitze befand sich 125 mm oberhalb des GV.

Um eine nahezu konstante Durchströmung des Gasverteilerlochs und eine periodische Blasenbildung zu erreichen, basiert die in Abbildung 5-3 gezeigte Konstruktion des Einzelloch-GV auf dem bei Davidson und Schueler 1960 gezeigten Entwurf (siehe Abbildung 3-5 links) [50]. Unter dem Gasverteilerloch ist eine poröse Sintermetallscheibe eingebracht, durch welche das Gas strömt und ein zusätzlicher Druckverlust erzeugt wird. Das Volumen unter dem Gasverteilerloch ist  $V_{VK} = 7,95 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3$  und ergibt sich aus den Abmessungen des eingesetzten Dichtrings (Innendurchmesser: 7,5 mm, Höhe: 1,8 mm). Nach Gleichung (3.2) ist für  $d_{\text{Loch}} = 0,4 \text{ mm}$  die Kapazitäts-Zahl  $N_k = 0,06 \ll 1$  und für  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  ist  $N_k = 0,01 \ll 1$ . Damit ist für beide Lochdurchmesser eine nahezu konstante Durchströmung des Gasverteilerlochs gegeben (vgl. Kap. 3.1.1.1).

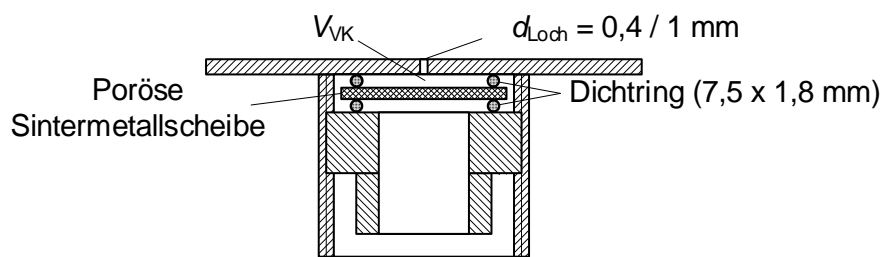


Abbildung 5-3: Schematische Darstellung des verwendeten Einzelloch-Gasverteilers ( $d_{\text{Loch}} = 0,4 / 1,0 \text{ mm}$ ). Um eine periodische Blasenbildung sicherzustellen, ist eine poröse Sintermetallplatte unterhalb des Gasverteilerlochs (Kapazitäts-Zahl  $N_k \ll 1$ ) fixiert (vgl. Kap. 3.1.1.1).

Wie für die Untersuchung der Blasenströmung wurde der Sollwert am MFC  $\dot{V}_{G,MFC,NTP}$  in Abhängigkeit von der Temperatur und von dem Druck am GV ( $T_{GV}$ ,  $p_{GV}$ ) aus  $\dot{V}_{G,Loch}$  bestimmt. Hierbei wurde die Zunahme des Gasvolumenstroms durch die Gasvorsättigung berücksichtigt.

### 5.1.3 Eingesetzte Gase und Flüssigkeiten

Als Gasphase wurde für alle Experimente getrocknete Druckluft (Taupunkt:  $-25 \text{ °C}$ ) verwendet. Die Druckluft wurde zur Abscheidung von Öltröpfen mit einem Feinfilter ( $0,01 \mu\text{m}$ ) gefiltert und anschließend zur Feinreinigung durch einen Aktivkohlefilter geleitet.

Es wurde in dieser Arbeit vollentsalztes Wasser aus einem Ionentauscher mit einer Leitfähigkeit von  $1 \mu\text{S/cm}$  eingesetzt (Stoffeigenschaften bei  $T_L = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  siehe Tabelle D-1).

Um die Oberflächenspannung und Flüssigkeitsviskosität zu variieren, wurden in einer Literaturrecherche Modellflüssigkeiten ausgewählt (siehe Ergebnisse der Literaturrecherche im Anhang D.3) [149]. Um ausgehend von Wasser die Oberflächenspannung zu variieren, wurde in Kapitel 8 auf Basis der Recherche Benzonitril (99 % *Reinheit*, *Fisher Scientific GmbH*) als weitere Flüssigkeit eingesetzt (Stoffeigenschaften bei  $T_L = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  siehe Tabelle D-1). Die Variation der Flüssigkeitsviskosität ist nicht Bestandteil dieser Arbeit.

#### **5.1.4 Entwicklung eines Gasverteilers mit gleichmäßiger Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Gasverteilerlöcher**

Wie in Kapitel 3.3 und 3.4 diskutiert, wird die Hydrodynamik in Blasensäulen durch die Gleichmäßigkeit der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des GV beeinträchtigt. Eine gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung ist definiert als die zeitlich konstante Durchströmung aller Löcher des GV mit dem gleichen Gasvolumenstrom  $\dot{V}_{G,\text{Loch}}$  (vgl. Kap. 3.1.1.3).

Um das Zusammenwirken der lokalen Teilprozesse und deren Auswirkungen auf die integrale Hydrodynamik experimentell zu untersuchen, bedarf es eines definierten Experiments. Ein definiertes Experiment umfasst die exakte Angabe der Stoffdaten, der Betriebsbedingungen, der Abmessung der Blasensäule sowie insbesondere eine definierte Durchströmung des Lochplatten-GV. Die Gleichmäßigkeit der Gasvolumenstrom-Verteilung wird bestimmt durch die Konstruktion des GV, die Gasgeschwindigkeit  $u_{G,\text{GV}}$  sowie die Stoffeigenschaften der Gas- und Flüssigkeitsphase.

Um den Einfluss der Stoffeigenschaften, Reaktorgeometrien und Betriebsbedingungen auf die Hydrodynamik in der BS zu untersuchen, muss für alle Messungen die Gasvolumenstrom-Verteilung am GV gleichmäßig sein. Wenn die Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung nicht gegeben ist, liegt eine Überlagerung des Einflusses der Stoffeigenschaften, Reaktorgeometrien und Betriebsbedingungen durch eine zeitlich und räumlich regellose Blasenbildung vor. Daher wurde in dieser Arbeit ein Lochplatten-Gasverteiler mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung entwickelt.

Um eine gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung unabhängig von den Betriebsbedingungen und Stoffeigenschaften sicherzustellen, wurde unterhalb von jedem Loch des GV der gleiche zusätzliche Druckverlust erzeugt. Bei der Konstruktion des GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung mussten zwei Kriterien erfüllt werden:

1. Der zusätzliche Druckverlust unterhalb der Gasverteilerlöcher muss viel größer sein als die Druckschwankungen bei der Blasenbildung (vgl. Abbildung 3-4 rechts)
2. Für die Kapazität-Nummer  $N_k$  muss  $N_k < 1$  sichergestellt sein (siehe Gleichung (3.2)).

Um das erste Kriterium zu erfüllen, wurde eine Sintermetallplatte mit einer Dicke von  $S_{SM} = 3$  mm (AMTAG Alfred Merkelbach Technologies AG, AMPOR® - Innox, Filterklasse 3) unterhalb der Lochplatte des GV verklebt. Die Konstruktion des GV ist in Abbildung 5-4 dargestellt. Das eingesetzte Klebeband (3M™, VHB™ Hochleistungs-Verbindungssysteme 5962, Dicke  $S_{KB} = 1,6$  mm) hat dabei das gleiche Lochbild wie die Lochplatte.

In dieser Arbeit wird die Hydrodynamik für eine minimale Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} \approx 0,005 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  untersucht. Bei diesem  $u_{G,GV}$  wird durch das Sintermetall ein zusätzlicher Druckverlust von 900 Pa erzeugt. Damit ist für alle in dieser Arbeit untersuchten  $u_{G,GV}$  das erste Kriterium erfüllt. Durch die Löcher im Klebeband entsteht zwischen der Sintermetallscheibe und der Lochplatte unterhalb von jedem Gasverteilerloch ein Volumen  $V_{VK}$ , durch welches das Gas strömen muss. Für den GV mit  $d_{Loch} = 1$  mm (GV1) ist  $V_{VK} = 2,01 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3$  und für den GV mit  $d_{Loch} = 0,4$  mm (GV3) ist  $V_{VK} = 5,03 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3$ . Für das Stoffsystem Wasser/Luft bei 20 °C ( $\rho_L = 999 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ) und einem Flüssigkeitsfüllstand von  $h_L = 1000$  mm ( $p_{GV} = 1,11$  bar) ist  $N_k = 0,023$  ( $d_{Loch} = 1$  mm) bzw.  $N_k = 0,004$  ( $d_{Loch} = 0,4$  mm). Da  $N_k \ll 1$  für beide Lochdurchmesser gegeben ist, liegen ein nahezu konstanter Volumenstrom und eine periodische Blasenbildung an jedem Gasverteilerloch vor.

Um Koaleszenz bei der Blasenbildung vernachlässigen zu können, muss, wie in Kapitel 3.1.1.3 diskutiert, der relative Lochabstand  $s_{Loch} > 8$  sein (siehe Gleichung (3.4)). Da für alle in dieser Arbeit eingesetzten GV  $s_{Loch} > 9$  ist (siehe Tabelle 5-1), kann Koaleszenz bei der Blasenbildung vernachlässigt werden.

Visuelle Beobachtungen der Blasenbildung in der Plexiglasblasensäule zeigten eine gleichmäßige Blasenbildung beim Einsatz des in diesem Kapitel entwickelten GV mit

gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung. In Kapitel 6 werden der GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung und ein GV mit ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung verglichen. Der in Abbildung 5-4 dargestellte GV ist auf Grund der Verklebung nicht für  $T_{BS} > 50\text{ °C}$  geeignet und ist nicht beständig gegenüber allen in dieser Arbeit eingesetzten Flüssigkeiten. Dieser GV wurde daher nur für die Experimente im Stoffsystem Wasser/Luft eingesetzt. Für die Experimente mit Benzonitril/Luft wurde ein GV entworfen, der chemisch beständig ist und für die Anwendung bei hohen Temperaturen ( $T_{BS} < 250\text{ °C}$ ) geeignet ist (siehe Anhang D.4).

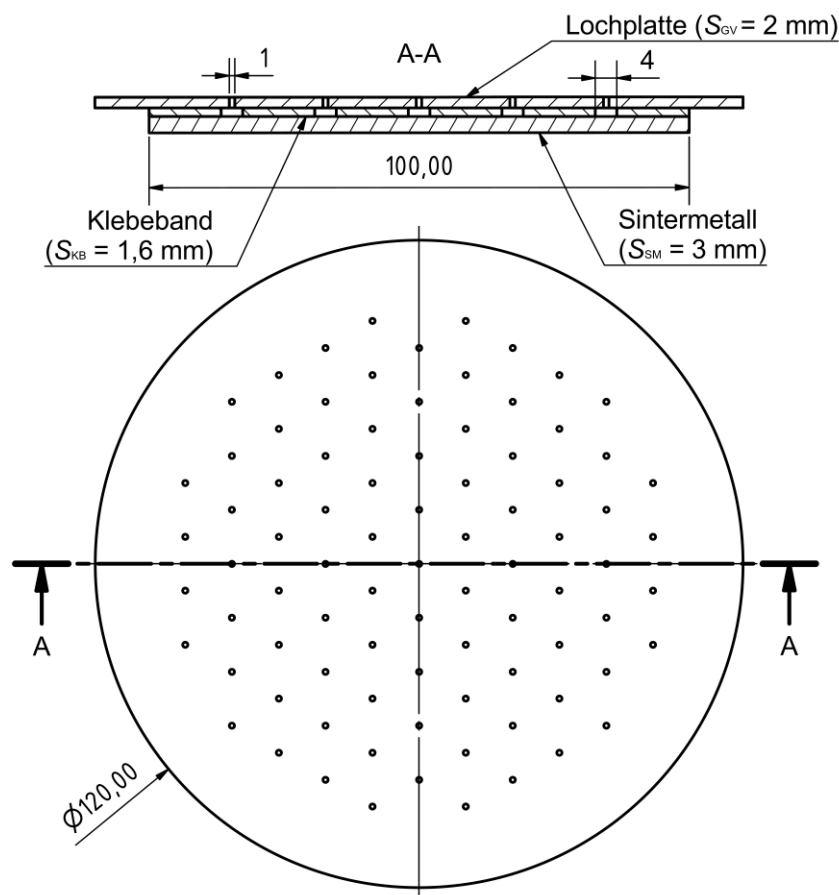


Abbildung 5-4: Konstruktionszeichnung des Gasverteilers GV1 (siehe Tabelle 5-1) für die Plexiglasblasensäule (B100) mit gleichmäßiger Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Gasverteilerlöcher (Maße in Millimeter).

## 5.2 Shadowgraphie zur Bestimmung der Blasengröße, -form und -geschwindigkeit in Einzelblasenkett

In diesem Kapitel werden Messverfahren zur Bestimmung der Blasengröße, -form und -geschwindigkeit auf Basis der Shadowgraphie vorgestellt. Um die Shadowgraphie-Messverfahren zu validieren, werden Messergebnisse im

Referenzstoffsystem Wasser/Luft mit Literaturdaten verglichen. In Kapitel 5.4 werden die Shadowgraphie-Messverfahren eingesetzt, um die Messergebnisse der optischen Nadelsonde zu validieren. Die Validierung der optischen Nadelsonde wird in Einzelblasenkettens durchgeföhrt, da in diesen die Blasengröße und -geschwindigkeit mit der optischen Nadelsonde und den Shadowgraphie-Messverfahren bestimmt werden können. Über den Vergleich der Ergebnisse kann die optische Nadelsonde validiert werden. Darüber hinaus liefern die Shadowgraphie-Messverfahren Informationen über die Blasenform.

Die Shadowgraphie ist eine bildgebende Messmethode zur Erfassung von Partikeln (z. B. Tropfen oder Blasen) und Partikelkollektiven in transparenten Medien. Die Visualisierung der Partikel erfolgt im Durchlicht. Über eine Bildauswertung kann die Partikelform, -größe und -geschwindigkeit bestimmt werden. Abbildung 5-5 zeigt schematisch den Aufbau des in dieser Arbeit verwendeten Shadowgraphie-Systems.

Das Shadowgraphie-System besteht aus einer LED-Beleuchtung mit telezentrischem Objektiv (Arbeitsabstand  $S_{SO} = 200 - 350$  mm) und einer diametral ausgerichteten Kamera mit einem bi-telezentrischen Objektiv (Arbeitsabstand  $S_{EO} = 279,7$  mm). Wenn sich eine Blase zwischen der Beleuchtung und dem Objektiv befindet, wird das ausgestrahlte Licht an der Blase reflektiert oder gebrochen. Die Blase wird von der Kamera als schwarzer Schatten vor einem hellen Hintergrund detektiert (siehe Abbildung 5-6). Durch die Verwendung eines bi-telezentrischen Objektivs (*OPTO Engineering TC23085*, Vergrößerung: 0,104; C-Mount,  $d_{EO} = 143$  mm) werden nur achsparallele Lichtstrahlen auf den Sensor der Kamera abgebildet. Damit kann die wahre Größe einer Blase unabhängig von der Entfernung zum Objektiv erfasst werden [40]. Im Vergleich zu einer diffusen LED-Beleuchtung sendet die LED-Beleuchtung mit telezentrischem Objektiv (*OPTO Engineering LTCLHP096-G*,  $d_{SO} = 120$  mm) nur achsparallele Lichtstrahlen ( $\lambda_{LED} = 520$  nm, Farbe Grün) aus. Ausgestrahlte Lichtstrahlen, die an einer Blase reflektiert oder gebrochen werden, sind nicht achsparallel und werden auf Grund des bi-telezentrischen Objektivs nicht von der Kamera detektiert. Dies führt dazu, dass im Vergleich zu einer Aufnahme mit diffuser LED-Beleuchtung der Rand einer Blase im Schärfbereich des Objektivs  $S_{EO,TS} = 249,7 - 309,7$  mm mit einem höheren Kontrast zum Hintergrund abgebildet wird. Zudem werden Spiegelungen auf der Blasenoberfläche nicht detektiert, was einen konstanten Kontrast zwischen Hintergrund und Blase erzeugt.

Eingesetzt wurde eine monochrome CCD-Kamera zur Bestimmung der Blasengröße und -form (siehe Kap. 5.2.1) sowie eine monochrome Hochgeschwindigkeitskamera (HG-Kamera) zur Bestimmung der Blasen-geschwindigkeit (siehe Kap. 5.2.2).

Nach Liu et. al. 2015 erreichen die an einem Einzelloch-GV gebildeten Blasen ( $d_{B,\ddot{a}q} = 2,26 - 7,33 \text{ mm}$ ) nach einer minimalen Weglänge von ca. 30 mm ihre stationäre Aufstiegs geschwindigkeit [72]. Um für diese Arbeit eine Aufnahme der Blasen im stationären Blasenaufstieg zu gewährleisten, wurde für alle Aufnahmen die Bildachse des Shadowgraphie-Systems auf einer Höhe von 140 mm oberhalb des GV positioniert.

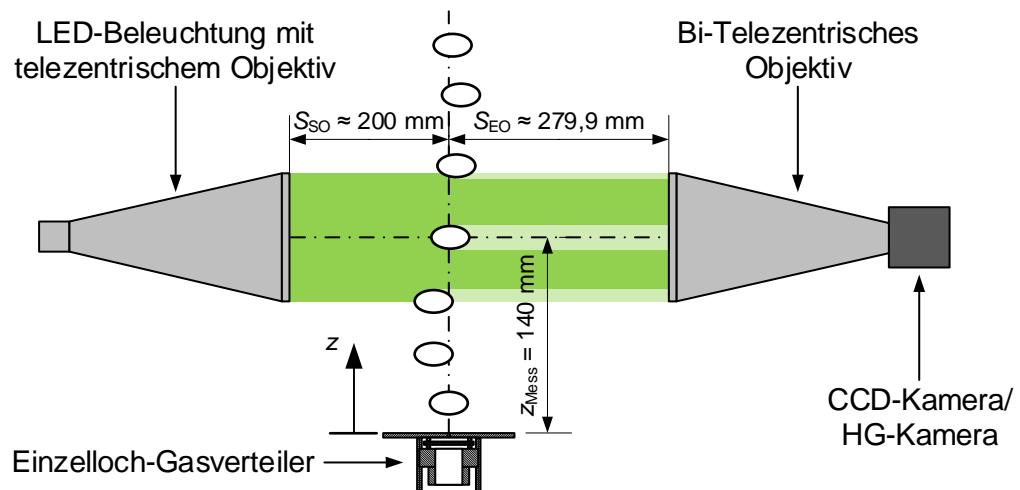


Abbildung 5-5: Schematische Darstellung des in dieser Arbeit verwendeten Shadowgraphie-Systems für die Messung der Blasengröße, -form und -geschwindigkeit in Einzelblasenkett en in der Stahlblasensäule (B300, vgl. Abbildung 5-2)

### 5.2.1 Blasengröße und -form

Die eingesetzte monochrome CCD-Kamera (*Flir FI3-GE-50S5M-C*; Auflösung: 2448 x 2048 Pixel; Pixelgröße: 3,45  $\mu\text{m}$ ; Farbtiefe: 8 bit) ermöglicht bei voller Auflösung eine maximale Aufnahme frequenz von  $f_{\text{CCD}} = 8 \text{ Hz}$ . In Kombination mit dem bi-telezentrischen Objektiv (Vergrößerung: 0,104) ergibt sich ein Abbildungsmaßstab von 0,033 mm/pixel. Bei voller Ausnutzung des CDD-Sensors ergibt sich eine reale Bildgröße von 81,5 x 68,2 mm. Durch die kurze Belichtungszeit von  $t_{\text{EO}} = 0,03 \text{ ms}$  ist die Bewegungsunschärfe einer schnellen Blase mit  $u_B = 0,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (Schirmlblasen mit  $d_{B,\ddot{a}q} > 40 \text{ mm}$ ) ca. 0,015 mm. Damit ist die Bewegungsunschärfe um Faktor 2 geringer als der Abbildungsmaßstab und kann vernachlässigt werden.

Abbildung 5-6 zeigt Shadowgraphie-Aufnahmen zweier Einzelblasenkett en bei unterschiedlichen Gasvolumenströmen  $\dot{V}_{G,\text{Loch}}$  bzw. Weber-Zahlen im Loch  $We_{\text{Loch}}$ . Die optische Achse des Shadowgraphie-Systems wurde auf die Achse der zwei gegenüberliegenden kreisrunden optischen Zugänge ( $d_{\text{opt}} = 80 \text{ mm}$ ) ausgerichtet. Um

die gleiche Blase nicht mehrfach zu detektieren, muss die Aufnahme­frequenz  $f_{\text{CCD}}$  reduziert werden. Bei einer zu erwartenden minimalen Blasengeschwindigkeit von  $u_B = 0,23 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (vgl. Abbildung 3-10) und der gegebenen Höhe ( $d_{\text{opt}}$ ) der optischen Zugänge ergibt sich eine maximale Aufnahme­frequenz von  $f_{\text{CCD}} = 2,875 \text{ Hz}$ . Da nicht die volle Höhe der optischen Zugänge für die Detektion der Blasen eingesetzt wird (siehe Abbildung 5-6 mitte), wurde eine Aufnahme­frequenz von  $f_{\text{CCD}} = 3 \text{ Hz}$  festgelegt.

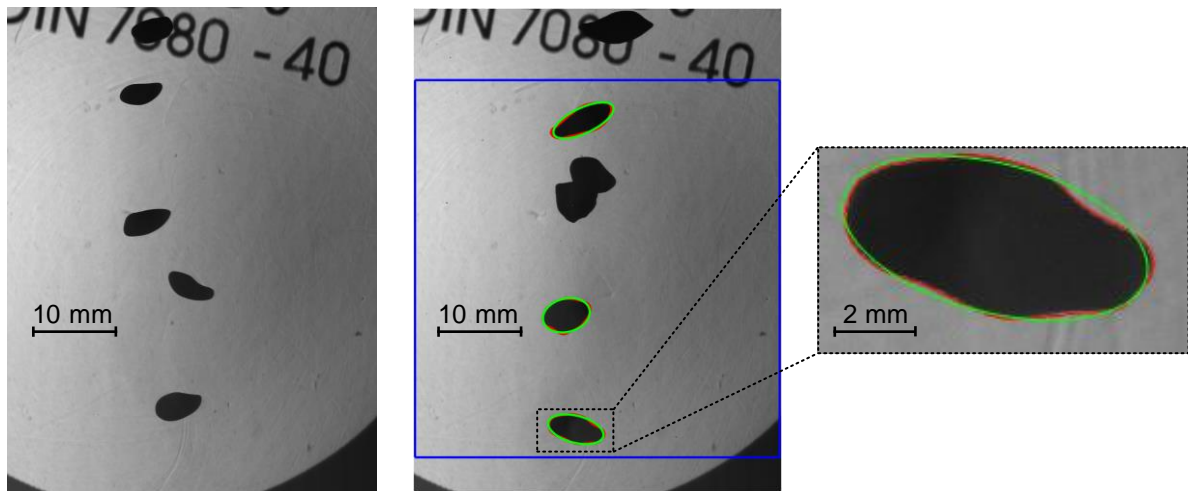


Abbildung 5-6: Blasenerkennung aus Shadowgraphie-Aufnahmen für Einzelloch-Gasverteiler. (BS: drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 17 \text{ °C}$ ; Stoffsystem: Wasser/Luft) Links:  $\dot{V}_{\text{G,Loch}} = 62 \text{ ml}\cdot\text{min}^{-1}$ ; Mitte:  $\dot{V}_{\text{G,Loch}} = 145 \text{ ml}\cdot\text{min}^{-1}$ ; das blaue Rechteck gibt den Auswertungsbereich an; die rote Linie zeigt den Rand eines erkannten Objekts; die grüne Linie zeigt die an das Objekt angepasste Ellipse; Rechts: Vergrößerung eines als Blase erkannten Objekts.

Die Auswertung der Graustufenbilder wurde in MATLAB® durchgeführt. Über den Kontrast zum Hintergrund werden die Ränder einzelner Objekte und die darin eingeschlossene Fläche erkannt. Die auf jedem Bild detektierten Objekte werden gefiltert. Zu kleine Objekte mit einem Umfang von  $U_{\text{Obj}} < 3 \text{ mm}$  (entspricht  $d_{\text{B,äq}} < 1 \text{ mm}$ ) und Objekte außerhalb des Auswertungsbereichs (siehe Abbildung 5-6 mitte) werden nicht berücksichtigt. Wenn sich zwei Blasen überlappen, werden diese als ein Objekt erkannt. In der Projektion zweier überlappender Blasen ergeben sich an den Schnittpunkten der Blasenränder scharfe Einkerbungen. Diese Einkerbungen werden durch eine in dieser Arbeit entwickelte Auswertungsroutine erkannt und Objekte bestehend aus zwei Blasen werden aussortiert. Die automatische Auswertungsmethode wurde validiert, indem eine Stichprobe von 1970 erkannten Objekten manuell kontrolliert wurde. Mehr als 99 % der gefilterten Objekte wurde korrekt als Blase erkannt.



Im zweiten Schritt wird die Form der als Blase detektierten Objekte als Ellipse angenähert (Abbildung 5-6, rechts). Die Ellipse kann dabei um den Schwerpunkt gedreht sein. Bei der Anpassung muss die Ellipse die gleichen zentralen zweiten Momente wie das erkannte Objekt besitzen. Aus den Längen der Haupt- und Nebenachsen  $a$  und  $b$  wird nach Gleichung (3.11) das Achsenverhältnis  $E$  bestimmt. Unter der Annahme, dass die Blase rotationssymmetrisch zur Hauptachse  $a$  ist, wird nach Gleichung (5.1) der äquivalente Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$  berechnet.

$$d_{B,\ddot{a}q} = \sqrt[3]{a \cdot b^2} \quad (5.1)$$

### 5.2.1.1 Bewertung der erforderlichen Mindestanzahl an ausgewerteten Blasen

Um statistisch belastbare Messergebnisse zu erhalten, muss für eine Messung eine Mindestanzahl an Blasen erkannt werden. Um den Einfluss der Anzahl der erkannten Blasen  $N_B$  auf das Messergebnis zu bewerten, wurde für einzelne Messungen der gleitende arithmetische Mittelwert  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_B)$  nach Gleichung (D.3) mit  $N_B = \{100; 200; \dots\}$  berechnet.

Abbildung 5-7 zeigt die relative Abweichung von  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_B)$  vom arithmetischen Mittelwert aus allen erkannten Blasen  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,max})$  für zwei  $We_{Loch}$  ( $d_{Loch} = 1$  mm). Für  $N_B \geq 100$  ist die relative Abweichung von  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_B)$  zu  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,max})$  für alle Messungen im Bereich von  $\pm 1$  %. Mit steigendem  $N_B$  konvergiert die relative Abweichung gegen 0 %. Für  $N_B > 1300$  ist der Betrag der relativen Abweichung für alle Messungen kleiner 0,5 %. Auf Basis dieser Ergebnisse wurde für die vorliegende Arbeit eine Mindestanzahl an erkannten Blasen von  $N_{B,min} = 1500$  definiert. Um die Mindestanzahl zu erreichen, wurden in Abhängigkeit von dem eingestellten Volumenstrom zwischen 1000 und 2000 Einzelbilder aufgenommen und ausgewertet. Die Anzahl der erkannten Blasen liegt im Bereich  $N_{B,max} = 1500 - 11800$  ( $d_{Loch} = 1$  mm).

Am Einzelloch-Gasverteiler mit  $d_{Loch} = 0,4$  mm werden im Vergleich zu  $d_{Loch} = 1$  mm kleinere Blasen gebildet. Es liegt für  $d_{Loch} = 0,4$  mm eine geringere Verformung der Blasen und eine schmalere BGV vor. Beides führt dazu, dass die Mindestanzahl an erkannten Blasen auf  $N_{B,min} = 800$  reduziert werden kann, um eine Abweichung von kleiner 0,5 % zu erreichen. Für  $d_{Loch} = 0,4$  mm lag die Anzahl an erkannten Blasen bei  $N_{B,max} = 800 - 1500$ .

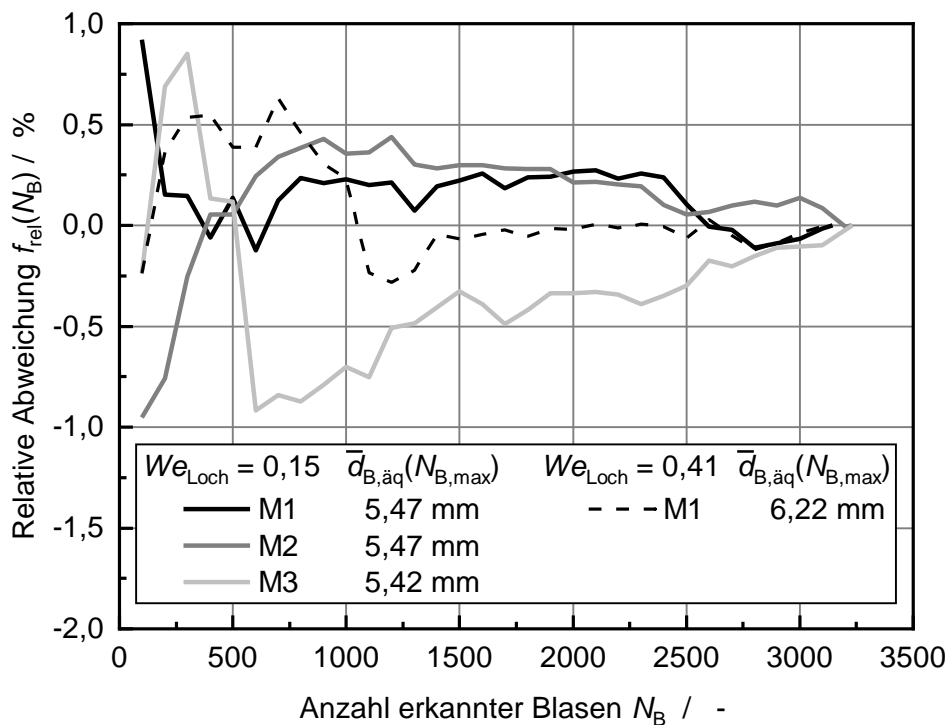


Abbildung 5-7: Relative Abweichung des gleitenden Mittelwerts (siehe Gleichung (D.3)) des äquivalenten Blasendurchmessers in Einzelblasenkettens  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_B)$  zum Mittelwert  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,\text{max}})$  mit  $N_B = \{100; 200; \dots\}$  nach Gleichungen (D.4). (BS: drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 15 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ; Stoffsystem: Wasser/Luft)

### 5.2.1.2 Validierung des Blasenbildungsmodells nach Geary und Rice 1991

Um die Anwendbarkeit des Blasenbildungsmodells nach Geary und Rice 1991 zu validieren (siehe Kap. 3.1.1.2), wurde der Blasendurchmesser der am Einzelloch-Gasverteiler gebildeten Blasen im Stoffsystem Wasser/Luft untersucht [45]. Die Weber-Zahl im Loch wurde für  $d_{\text{Loch}} = 1,0 \text{ mm}$  im Bereich von  $We_{\text{Loch}} = 0,01 - 1,64$  variiert. Für  $d_{\text{Loch}} = 0,4 \text{ mm}$  war  $We_{\text{Loch}} = 0,03 - 0,25$ . In Abbildung 5-8 wird der arithmetische Mittelwert der BGV  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,\text{max}})$  mit der Modellierung der Blasenbildung nach Geary und Rice 1991 verglichen. Die Standardabweichung der BGV  $s_{d,B,\ddot{a}q}$  ist als Fehlerbalken dargestellt. Die Doppelbestimmung von  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,\text{max}})$  zeigt, dass die Wiederholbarkeit der Messergebnisse gegeben ist. Die maximale Abweichung zweier Messpunkte bei gleicher  $We_{\text{Loch}}$  ist 6 %.

Für  $d_{\text{Loch}} = 1,0 \text{ mm}$  und  $We_{\text{Loch}} < 1$  wird der Verlauf der Messwerte vom Modell nach Geary und Rice 1991 qualitativ abgebildet. Die mittlere Abweichung der Messwerte vom Modell beträgt 2,4 % ( $\Delta d_{B,\ddot{a}q} = 0,1 \text{ mm}$ ) mit einer maximalen Abweichung von 6,5 % ( $\Delta d_{B,\ddot{a}q} = 0,4 \text{ mm}$ ). Für  $We_{\text{Loch}} = 1 - 1,64$  ist abweichend vom Modellverlauf eine

Abnahme des gemessenen mittleren Blasendurchmessers zu erkennen. Auch steigt die Standardabweichung der BGV für  $We_{Loch} > 0,6$  an. Eine Analyse der BGV in Abbildung D-4 zeigt, dass für  $We_{Loch} = 0,92$  und  $We_{Loch} = 1,64$  eine breite bimodale BGV vorliegt, was die zunehmende Standardabweichung erklärt. Für  $We_{Loch} = 1,64$  liegt das erste Maximum (Modalwert) bei  $d_{B,\ddot{a}q} \approx 4$  mm und das zweite Maximum bei  $d_{B,\ddot{a}q} = 7,1$  mm. Dabei entspricht das zweite Maximum der Modellvorhersage nach Geary und Rice 1991 für  $We_{Loch} = 1,64$ . Es kann vermutet werden, dass die am GV gebildeten Blasen einen mittleren Durchmesser im Bereich des zweiten Maximums der BGV haben. Die gebildeten Blasen zerfallen zum Teil in unmittelbarer Umgebung zum GV (Primärzerfall) und es entstehen zusätzlich kleine Blasen. In der Literatur wird ein Primärzerfall ab  $We_{Loch} \approx 2$  festgestellt [46] (vgl. Kap. 3.1.1). Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, dass bereits bei  $We_{Loch} \geq 0,92$  Primärzerfall am GV vorliegt.

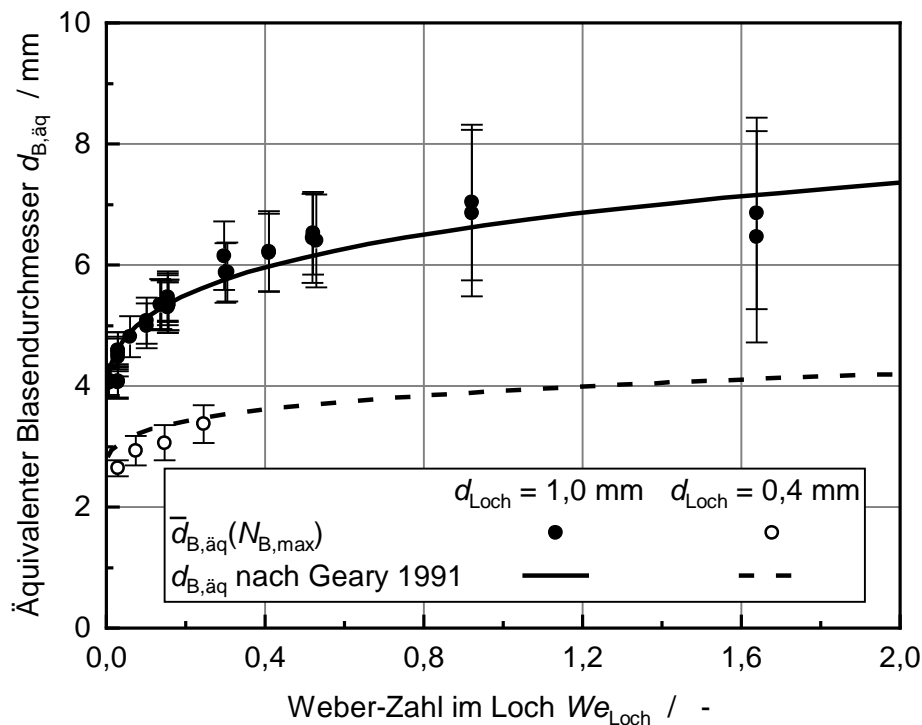


Abbildung 5-8: Vergleich des über Shadowgraphie bestimmten äquivalenten Blasendurchmessers der am Einzelloch-Gasverteiler gebildeten Blasen ( $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}(N_{B,max})$ ) mit der Vorhersage nach Geary und Rice 1991 [45] im Stoffsystem Wasser/Luft. Die Blasengrößenverteilungen sind in Abbildung D-4 gezeigt. (BS: drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch;  $T_L = T_G = 15 - 21$  °C)

Für  $d_{Loch} = 0,4$  mm werden die Messwerte mit einer mittleren Abweichung von  $\Delta d_{B,\ddot{a}q} = 0,3$  mm (8,9 %) beschrieben. Damit liegt die absolute Abweichung zwischen den Messwerten und der Modellvorhersage in der gleichen Größenordnung wie für  $d_{Loch} = 1,0$  mm.

Der Vergleich der Messergebnisse und der Vorhersage der Blasengröße nach Geary und Rice 1991 zeigt, dass die Blasengröße der am Gasverteiler gebildeten Blasen für  $We_{Loch} < 1$  mit einem Fehler von kleiner 9 % vorhergesagt werden kann. Der Einfluss von  $d_{Loch}$  und  $We_{Loch}$  auf die gebildete Blasengröße wird im Bereich der periodischen Blasenbildung mit einer Abweichung von kleiner 10 % durch die Modellierung der Blasenbildung nach Geary und Rice 1991 vorhergesagt (siehe Kap. 3.1.1.2). Auf Basis der Validierung wird festgelegt, dass für diese Arbeit das Modell nach Geary und Rice 1991 für die Abschätzung des Primärblasendurchmessers eingesetzt wird.

## 5.2.2 Blasengeschwindigkeit

Zur Bestimmung der Blasengeschwindigkeit in Einzelblasenketten wurde das Shadowgraphie-System in Abbildung 5-5 in Kombination mit einer HG-Kamera (*Photron FASTCAM Mini AX100*) eingesetzt. Die HG-Kamera ermöglicht die Aufnahme von Graustufenbildern und -videos (Auflösung: 1024 x 1024 Pixel; Pixelgröße: 20  $\mu\text{m}$ ; Farbtiefe: 8 bit) mit einer maximalen Aufnahmefrequenz von  $f_{HG} = 4000$  Hz bei voller Auflösung. In Kombination mit dem bi-telezentrischen Objektiv (siehe Kap. 5.2.1) ergibt sich ein Abbildungsmaßstab von ca. 0,19 mm/Pixel. Durch die kurze Belichtungszeit von 1/2000 ms kann die Bewegungsunschärfe der Blasen vernachlässigt werden. Auf Grund des C-Mount-Anschlusses (Außendurchmesser des Gewindes 25,4 mm) des Objektivs kann nur ein Teil des Kamerasensors (384 x 384 Pixel) verwendet werden (siehe Abbildung 5-9 links). Der nutzbare Ausschnitt des realen Bilds hat einen Durchmesser von ca. 74 mm. Die Aufnahmedauer und Aufnahmefrequenz der HG-Kamera wurden auf  $t_{HG} = 60$  s und  $f_{HG} = 1000$  Hz festgelegt.

Um die vertikale Blasengeschwindigkeit  $u_B$  aus den HG-Videos zu bestimmen, wurde die Zeit bestimmt, die der Schwerpunkt einer Blase für eine bekannte Strecke benötigt. Dazu wurden zwei Ebenen auf unterschiedlichen Höhen definiert. Diese Ebenen sind in Abbildung 5-9 links in Form zweier Linien (Auflösung: 384 x 1 Pixel) mit bekanntem Abstand ( $S_{E1/E2} = 3,08$  mm bzw. 16 Pixel) dargestellt. Um den Zeitpunkt, an dem der Blasenschwerpunkt eine Ebene schneidet ( $t_{E1}$ ,  $t_{E2}$ ), zu bestimmen, wurde jeweils die gleiche Linie (Auflösung der Linie: 384 x 1 Pixel) aus allen Einzelbildern eines HG-Videos zu einem Bild zusammengefügt. Aus einem HG-Video ergibt sich für beide Linien jeweils ein transformiertes Bild (siehe Abbildung 5-9 rechts) mit den Dimensionen Bildbreite und Zeit (Aufnahmedauer  $t_{HG}$ ). In diesem transformierten Bild wird über die in Kapitel 5.2.1 beschriebene Bildauswertung die Position des Schwerpunkts der Objekte im Bild erkannt. Aus der Position im transformierten Bild ergibt sich der Zeitpunkt, an dem der Blasenschwerpunkt die Ebene schneidet. Bei der Bildtransformation wird in Abhängigkeit

von  $f_{HG}$  und  $u_B$  eine Blase in vertikaler Richtung verzerrt. Zudem kann im Zeitraum, in dem eine Blase die Ebene schneidet, eine Formveränderung dieser Blase vorliegen. Beides wird vernachlässigt, da nur der Schwerpunkt der entstehenden Abbildung einer Blase ausgewertet wird.

Aus der Differenz der Zeitpunkte des Schneidens der Ebene 1  $t_{E1}$  und Ebene 2  $t_{E2}$  sowie aus dem Abstand der beiden Ebenen ( $S_{E1/E2} = 3,08 \text{ mm}$ ) kann die vertikale Blasengeschwindigkeit  $u_B$  nach Gleichung (5.2) bestimmt werden.

$$u_B = \frac{S_{E1/E2}}{t_{E2} - t_{E1}} \quad (5.2)$$

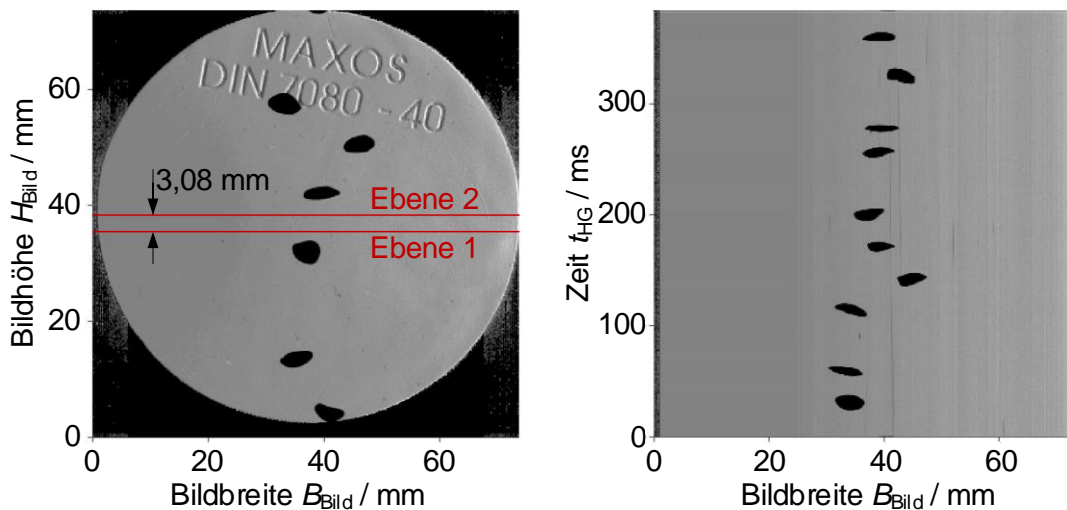


Abbildung 5-9 Bestimmung der Blasengeschwindigkeit aus Hochgeschwindigkeitsaufnahmen. Links: Einzelbild aus HG-Video (BS: drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 18 \text{ °C}$ ; Stoffsystem: Wasser/Luft,  $We_{\text{Loch}} = 0,03$ ). Rechts: für einen Zeitraum von 384 ms für Ebene 1 aus dem HG-Video transformiertes Bild.

Die untersuchten Einzelblasenkette wurden an einem Einzelloch-Gasverteiler mit  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  gebildet. Die Weber-Zahl im Loch wurde zwischen  $We_{\text{Loch}} = 0,01$  und  $We_{\text{Loch}} = 0,52$  variiert. In Abhängigkeit von der eingestellten  $We_{\text{Loch}}$  ist die Anzahl an gemessenen Blasen  $N_{B,\text{max}} = 1220 - 2222$ . Ab  $N_B > 1200$  konvergiert der gleitende arithmetische Mittelwert mit einer Abweichung von kleiner 1 % gegen den Mittelwert aus allen gemessenen Blasengeschwindigkeiten (siehe Abbildung D-5). Damit liegen für  $N_B > 1200$  statistisch belastbare Messergebnisse für die Blasengeschwindigkeit in Blasenketten  $u_{B,K}$  vor.

Abbildung 5-10 zeigt den Vergleich der  $u_{B,K}$ -Messergebnisse mit der Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase nach Mendelson 1967 (vgl. Gleichung (3.9)) und der Berechnung von  $u_{B,K}$  nach Marks 1973 (vgl. Gleichung (3.16)) [62, 79]. Die Messergebnisse sind über den in Kapitel 5.2.1 bestimmten äquivalenten Blasendurchmesser  $d_{B,\text{äq}}$  aufgetragen. Die Standardabweichung der Blasengeschwindigkeitsverteilung ist als Fehlerbalken angegeben. Die Wiederholungsmessungen zeigen Abweichungen von kleiner 3 %. Damit ist die Wiederholbarkeit der Messung gegeben.

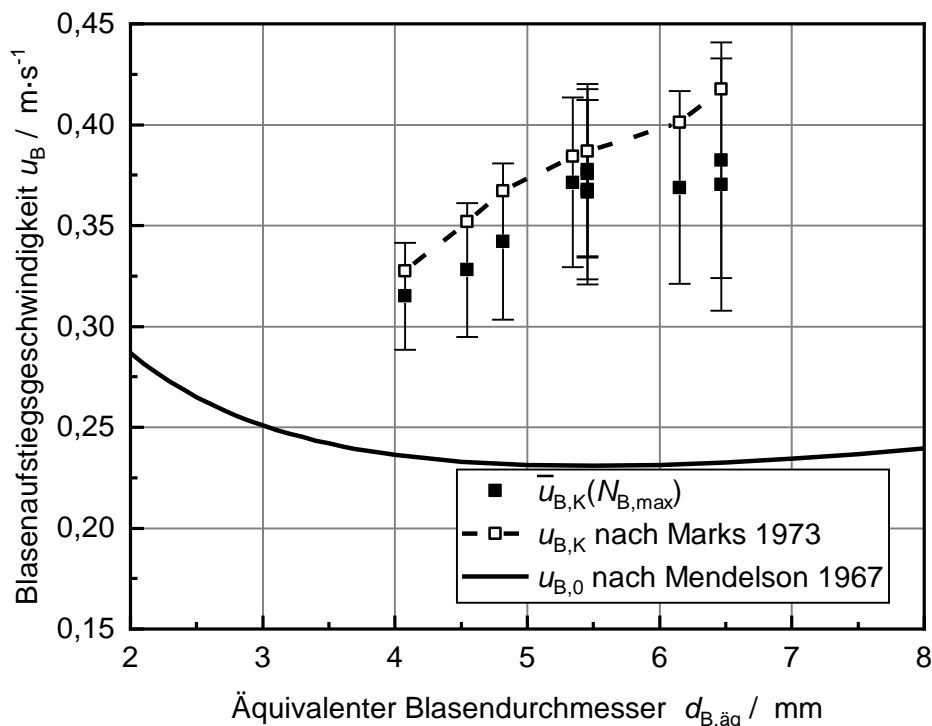


Abbildung 5-10: Vergleich der gemessenen Blasengeschwindigkeit in Einzelblasenkette mit der Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase nach Mendelson 1967 und mit der Geschwindigkeit in Blasenketten nach Marks 1973 (siehe Kap. 3.1.2) (BS: drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzellloch;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 18 \text{ °C}$ ; Stoffsystem: Wasser/Luft) [62, 79]

Die gemessene Blasengeschwindigkeit in der Einzelblasenkette  $u_{B,K}$  ist um 34 – 65 % größer als die Geschwindigkeit einer frei aufsteigenden Einzelblase  $u_{B,0}$  nach Mendelson 1967 [62]. Dabei gilt, je größer die Blasengröße bzw.  $We_{\text{Loch}}$  ist, desto größer ist der Geschwindigkeitsunterschied. Mit steigendem  $We_{\text{Loch}}$  steigt die mittlere Blasenfrequenz  $f_k$  von 9,4 Hz ( $We_{\text{Loch}} = 0,007$ ,  $d_{B,\text{äq}} = 4,1 \text{ mm}$ ) auf 20,9 Hz ( $We_{\text{Loch}} = 0,52$ ,  $d_{B,\text{äq}} = 6,5 \text{ mm}$ ). Damit sinkt der mittlere relative Blasenabstand in der Blasenreihe von  $s_k = 8$  auf  $s_k = 3$  und der „Windschatten-Effekt“ nimmt zu.

Die für diesen Messbereich gültige Korrelation zur Berechnung von  $u_{B,K}$  nach Marks 1973 (vgl. Kap. 3.1.2.2) zeigt den gleichen Verlauf wie die vorliegenden Messergebnisse [79]. Die Korrelation beschreibt die Messwerte quantitativ mit einer mittleren relativen Abweichung von 6 % (maximale relative Abweichung 13 %).

### 5.3 Bestimmung des integralen Gasgehalts in Blasenströmungen mit einer Füllstandmessung

In dieser Arbeit wurde die Bestimmung des integralen Gasgehalts über die Messung des Füllstands realisiert. Nach Gleichung (5.3) kann der integrale Gasgehalt für eine Blasensäule mit konstantem Querschnitt aus dem unbegasten Flüssigkeitsfüllstand  $h_L$  ( $u_{G,GV} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und dem begasten Flüssigkeitsfüllstand  $h_{GL}$  ( $u_{G,GV} > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) berechnet werden.

$$\varepsilon_{G,int} = \frac{V_G}{V_G + V_L} = \frac{h_{GL} - h_L}{h_{GL}} \quad (5.3)$$

Zur Messung des Füllstands wird eine magnetostriktive Füllstandmessung (*WIKA Alexander Wiegand SE & Co. KG, Typ FFG-T*) eingesetzt. Die Füllstandmessung besteht aus einer Führungsstange mit integriertem Wellenleiter und einem Schwimmer, in welchem ein Permanentmagnet als Positionsgeber integriert ist (siehe Abbildung 5-11). Durch einen Stromimpuls auf den Wellenleiter wird kurzzeitig ein radiales Magnetfeld erzeugt. Die Überlagerung des radialen Magnetfelds mit dem Magnetfeld des Permanentmagnetes im Schwimmer führt zu einer plastischen Verformung des Wellenleiters und verursacht eine mechanische Welle. Ein Signalwandler am oberen Ende der Führungsstange misst die Dauer zwischen dem ausgesendeten Stromimpuls und dem Eintreffen der mechanischen Welle. Aus der bekannten Geschwindigkeit der mechanischen Welle und der Dauer zwischen Senden und Empfangen kann die Position des Schwimmers bestimmt werden. Die Position des Schwimmers wird mit einer Messgenauigkeit von  $\Delta h_{sw} = 0,1 \text{ mm}$  bestimmt. Die Aufnahme­frequenz der Füllstandmessung beträgt  $f_{FS} = 16,6 \text{ Hz}$ .

Die Führungsstange ( $d_{FS} = 12 \text{ mm}$ ) wird in beide Blasensäulen (B100, B300, siehe Abbildung 5-1) jeweils von oben eingebaut und ist axial verschiebbar. Wenn nicht anders angegeben, ist das untere Ende der Führungsstange auf einer Höhe von  $z_{FS,B100} = 550 \text{ mm}$  und  $z_{FS,B300} = 702 \text{ mm}$  über dem GV. Der eingesetzte Schwimmer aus Titan ( $d_{sw} = 47,1 \text{ mm}$ ) hat eine effektive Dichte von  $\rho_{sw} = 450 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ . Nach

Abbildung 5-11 ergibt sich der Flüssigkeitsfüllstand ( $h_L$ ,  $h_{GL}$ ) aus der gemessenen Höhe des Schwimmers  $h_{SW}$  über dem GV und der Eintauchtiefe des Schwimmers  $h_{Eintauch}$ . Die Eintauchtiefe  $h_{Eintauch}$  in der unbegasten Flüssigkeit ( $\varepsilon_{G,int} = 0$ ) (siehe Abbildung 5-11 links) wird berechnet (siehe Anhang D.7.1) und wird bei der Kalibrierung der Füllstandmessung berücksichtigt.

Bei der Bestimmung des unbegasten Flüssigkeitsfüllstands  $h_L$  bei  $u_{G,GV} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist eine Messdauer von  $t_{FS} < 10 \text{ s}$  ausreichend, da sich die Flüssigkeitsoberfläche in Ruhe befindet. Der unbegaste Flüssigkeitsfüllstand wird zu Beginn und am Ende jeder Messreihe bestimmt und der Mittelwert aus beiden Messungen verwendet.

Der begaste Flüssigkeitsfüllstand  $h_{GL}$  wird für eine Messdauer von  $t_{FS} = 120 \text{ s}$  gemessen. Mit steigender Gasgeschwindigkeit nehmen die Schwankungen der Flüssigkeitsoberfläche zu (siehe Abbildung D-7), da die Größe und Anzahl der Blasen, die an der Flüssigkeitsoberfläche zerfallen, ansteigt [150]. Im heterogenen und Kolbenströmungsregime treten Schwankungen der Flüssigkeitsoberfläche von bis zu  $\Delta h_{GL} = \pm 70 \text{ mm}$  auf. Es konnte gezeigt werden, dass ab einer Messdauer von  $t_{FS} = 60 \text{ s}$  ( $N_{Mess} = 1000$ ) der geleitete arithmetische Mittelwert  $\bar{h}_{GL}(N_{Mess})$  nach Gleichung (D.3) asymptotisch einläuft ( $N_{Mess} = \{1; 2; \dots\}$ ). Ab  $t_{FS} = 60 \text{ s}$  schwankt  $\bar{h}_{GL}$  um weniger als 0,2 % um den arithmetische Mittelwert nach  $t_{FS} = 120 \text{ s}$ .

Der integrale Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  wird mit den über die gesamte Messdauer  $t_{FS}$  arithmetisch gemittelten Flüssigkeitsfüllständen  $\bar{h}_{GL}$  und  $\bar{h}_L$  nach der folgenden Gleichung bestimmt:

$$\varepsilon_{G,int} = \frac{\bar{h}_{GL} - \bar{h}_L}{\bar{h}_{GL}} \quad (5.4)$$

Mit steigendem Gasgehalt sinkt die Gemischdichte  $\rho_{GL}$  (siehe Gleichung (D.6)) aus Gas- und Flüssigkeitsphase der Blasenströmung. Das Gleichgewicht aus Gewichtskraft und Auftriebskraft am Schwimmer stellt sich neu ein und der Schwimmer taucht tiefer in die Blasenströmung ein (siehe Abbildung 5-11 rechts). Dies wird über eine iterative Berechnung der volumengemittelten Gemischdichte, der Eintauchtiefe  $h_{Eintauch}$  und des integralen Gasgehalts korrigiert (siehe Anhang D.7.1).

Beim Vorliegen einer Schaumschicht am oberen Ende der Blasenströmung befindet sich der Schwimmer innerhalb der Schaumschicht. Innerhalb der Schaumschicht liegt ein gradueller Übergang des Gasgehalts und folglich der Gemischdichte vor [41]. Der Gasgehalt steigt über die Höhe der Schaumschicht an und erreicht am oberen Ende



$\varepsilon_G = 1$  (Gasphase oberhalb der Schaumschicht). Entsprechend entgegengesetzt sinkt die Gemischdichte über die Höhe der Schaumschicht. Die Position des Schwimmers innerhalb der Schaumschicht wird über das Gleichgewicht aus Gewichtskraft und Auftriebskraft festgelegt. Demnach wird der Schwimmer im Mittel die Höhe einnehmen, an der die Dichte der Schaumschicht die effektive Dichte des Schwimmers unterschreitet. Folglich bezieht sich der in dieser Arbeit bestimmte integrale Gasgehalt auf den Teil der Blasenströmung inkl. Schaumschicht, welcher eine Gemischdichte  $\rho_{GL} > \rho_{SW}$  ( $\rho_{SW} = 450 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ) hat.

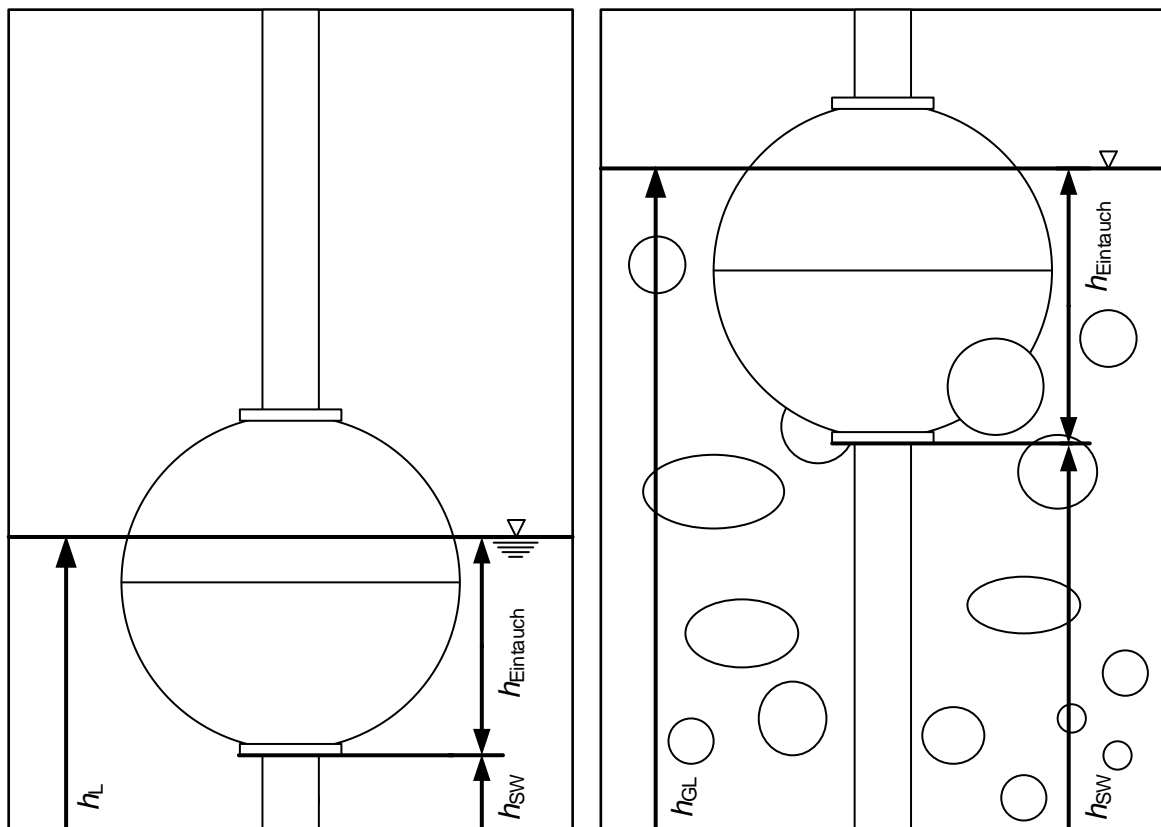


Abbildung 5-11: Schematische Darstellung der Füllstandmessung mit Definition der Eintauchtiefe des Schwimmers  $h_{Eintauch}$ , der Höhe des Schwimmers über dem GV  $h_{SW}$  und dem Flüssigkeitsfüllstand ( $h_L$ ,  $h_{GL}$ ). Links: unbegaste Blasensäule ( $u_{G,GV} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ). Rechts: begaste Blasensäule ( $u_{G,GV} > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ).

Die **Fehlerbetrachtung** bewertet systematische und zufällige Messfehler der Füllstandmessung, welche sich auf die Messabweichung des integralen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,int}$  auswirken. Der absolute Messfehler der Gasgehaltmessung liegt bei  $\Delta\varepsilon_{G,int} = \pm 0,0015$  bis  $\pm 0,0025$ . Eine ausführliche Fehlerbetrachtung ist im Anhang D.7.2 dargestellt.

Die Untersuchung der **Wiederholbarkeit der integralen Gasgehaltsmessung** in Kapitel D.7.3 im Anhang zeigt, dass diese auf Basis der Füllstandmessung gegeben ist. Die Abweichungen zwischen den Wiederholungsmessungen liegen im Bereich des Messfehlers (vgl. Kap. D.7.2). Im Folgenden wird für integrale Gasgehaltsmessungen für jede Gasgeschwindigkeit jeweils der Mittelwerte  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  aus mindestens drei Messreihen angegeben. Die zugehörige Standardabweichung wird als Fehlerbalken dargestellt.

Der **Einfluss des unbegasteten Flüssigkeitsfüllstands  $h_L$  auf den integralen Gasgehalt** wird in Kapitel D.7.5 im Anhang untersucht, um festzustellen, ob für den in dieser Arbeit festgelegten Bereich von  $h_L = 900 - 1000$  mm ein Einfluss von  $h_L$  auf  $\varepsilon_{G,int}$  vernachlässigt werden kann. Zum anderen wird geklärt, ob die Abnahme von  $h_L$  über die Dauer eines Versuchstags auf Grund von Verdunstungen ( $\Delta h_L < 20$  mm) trotz Vorsättigung (siehe Kap. 5.1.1) ebenfalls vernachlässigt werden kann. Die Ergebnisse zeigen, dass im Bereich von  $h_L = 800 - 1200$  mm und  $u_{G,GV} < 0,12$  m·s<sup>-1</sup> der Einfluss von  $h_L$  auf  $\varepsilon_{G,int}$  vernachlässigt werden kann. Dementsprechend wird im Folgenden der Einfluss von  $h_L$  auf die Hydrodynamik im Bereich von  $h_L = 900 - 1000$  mm und die  $h_L$ -Abnahme auf Grund von Verdunstung vernachlässigt.

Da der Einbau von invasiver Messtechnik (Füllstandmessung und optische Nadelsonde) Auswirkungen auf die Hydrodynamik haben kann, wurde der **Einfluss von Einbauten** auf den integralen Gasgehalt untersucht (siehe Kap. D.7.6 im Anhang) [151]. Für das homogene und heterogene Strömungsregime kann der Einfluss der in dieser Arbeit verwendeten Füllstandmessung und der verwendeten Nadelsonde auf die Hydrodynamik vernachlässigt werden.

## 5.4 Bestimmung der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen mit einer optischen Nadelsonde

Um den lokalen Gasgehalt, die Blasengeschwindigkeit und die Blasengröße in einer ab  $\varepsilon_{G,int} > 0,06$  optisch unzugänglichen Blasenströmung zu messen, wird in der vorliegenden Arbeit eine optische Nadelsonde (*M2 Bubbly Flow Analyzer, M2A*) der Firma *A2 Photonic Sensors* eingesetzt [39]. Das in Abbildung 5-12 dargestellte Gesamtmesssystem besteht aus einer Nadelsonde, einem optoelektronischen Modul und einer Software zur Datenerfassung. Die optische Nadelsonde besteht aus einem Lichtleiter aus Glas ( $d_{Glas} = 125$   $\mu$ m) mit einer konischen Spitze. Der Lichtleiter wird vom optoelektronischen Modul durch eine formgebende Metallhülse (Durchmesser: 1,5 mm) in die Blasensäule geführt und um 90° gebogen. Die Nadelsondenspitze kann nach unten (tip-down) oder oben ausgerichtet (tip-up) werden [143, 144]. Bei nach unten ausgerichteter Spitze

werden aufsteigende Blasen von der Nadelsonde vertikal von oben nach unten durchstochen. Die Nadelsonde kann im eingebauten Zustand stufenlos radial verschoben werden. Die radiale Position der Nadelsonde  $r_{BS}$  ergibt sich aus der außerhalb der BS messbaren Länge  $S_{M2A}$ . Die Höhe der Nadelsondenspitze über dem GV ergibt sich aus der Höhe der verwendeten Gewindemuffe über dem GV (siehe Abbildung D-1) und der Länge der Nadelsondenspitze  $S_{Spitze} = 35$  mm (freiliegende Glasspitze 10 mm).

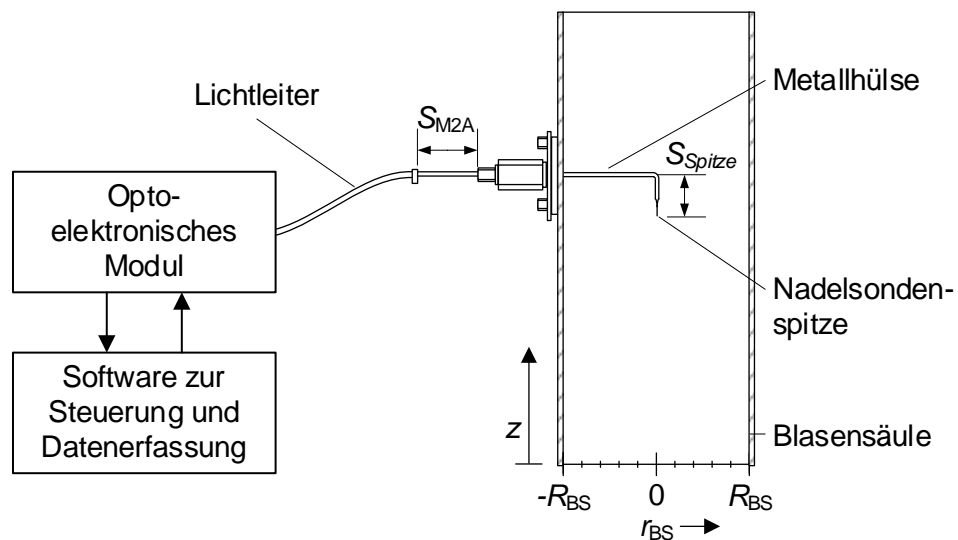


Abbildung 5-12: Schematische Darstellung des Gesamtmesssystems der optischen Nadelsonde zur Messung der lokalen Hydrodynamik in einer Blasenströmung

Das im optoelektronischen Modul erzeugte monochromatische Laserlicht ( $\lambda_L = 1550$  nm) wird mit einer konstanten Lichtstärke durch den Lichtleiter in die Nadelsondenspitze geleitet (siehe Abbildung 5-13).

An der konischen Grenzfläche zwischen Glas und dem die Spitze umgebenden Medium wird das Laserlicht reflektiert und gebrochen. Das Verhältnis aus Lichtbrechung und -reflexion wird durch den Auftreffwinkel des Lichts auf die Grenzfläche und den Brechungsindex des die Spitze umgebenden Mediums bestimmt. Der Winkel der Nadelsondenspitze und die Glaseigenschaften des Lichtleiters sind so gewählt, dass das Laserlicht an der Spitze vorwiegend gebrochen wird (Abbildung 5-13, links), wenn eine Flüssigkeit die Spitze umgibt (Brechungsindex Wasser:  $n_L = 1,33$  bei  $T_L = 20$  °C). Befindet sich die Spitze innerhalb einer Blase (Brechungsindex Luft:  $n_G \approx 1$  bei  $T_G = 20$  °C), wird das Licht an der Grenzfläche verstärkt reflektiert. Das reflektierte Licht gelangt über den Lichtleiter in das optoelektrische Modul. Im optoelektrischen Modul wird das reflektierte Licht von einem Photometer detektiert. Die gemessene Lichtstärke  $I_{Ref}$  wird in Form eines elektrischen Signals ausgegeben.

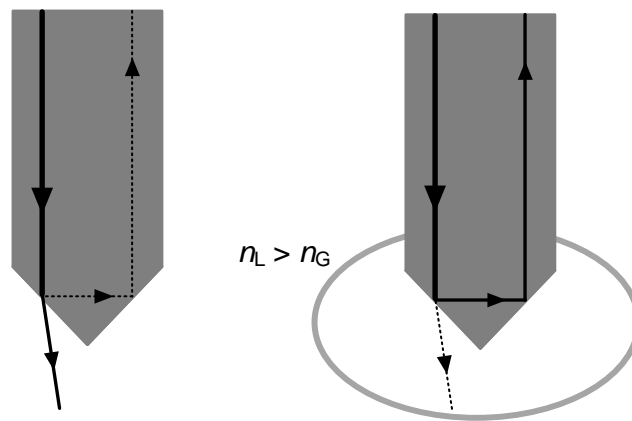


Abbildung 5-13: Schematische Darstellung der Reflexion des Laserlichts in der Nadelsondenspitze. Links: Die Nadelsondenspitze befindet sich in einer Flüssigkeitsphase und das Laserlicht wird vorwiegend in die Flüssigphase gebrochen. Rechts: Die Nadelsondenspitze befindet sich in der Gasphase (innerhalb einer Blase) und das Laserlicht wird vorwiegend in der Nadelsondenspitze reflektiert.

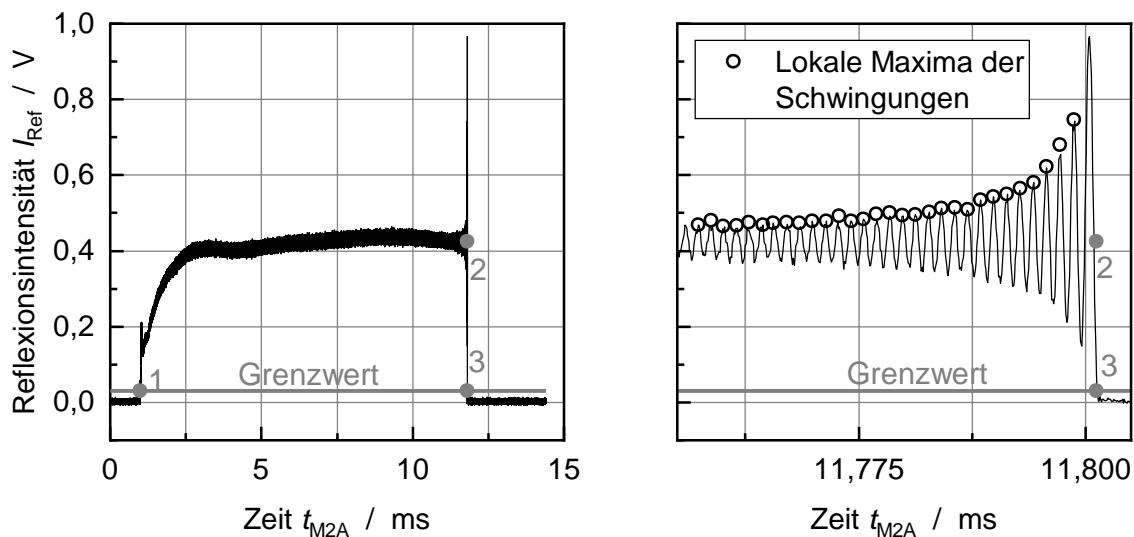


Abbildung 5-14: Exemplarischer Verlauf des Reflexionsintensitätssignals der optischen Nadelsonde beim Durchstechen einer Blase. Links: vollständiges Messsignal. Rechts: vergrößerte Darstellung des Messsignals beim Wiedereintritt der Nadelsondenspitze in die Flüssigphase (Punkt 2 und 3).

Beim Durchstechen einer Blase wird ein charakteristischer Verlauf der Reflexionsintensität  $I_{Ref}$  gemessen (siehe Abbildung 5-14 links). Das Durchstechen einer Blase wird im weiteren Verlauf der Arbeit als Ereignis bezeichnet. Bei  $t_{M2A} = 0$  ms befindet sich die Spitze in der Flüssigkeit, das eingekoppelte Laserlicht wird vorwiegend gebrochen und die gemessene Reflexionsintensität ist  $I_{Ref} \approx 0$  V. Bei  $t_{M2A} = 1$  ms (Punkt 1) durchsticht die Nadelsondenspitze die Blase und  $I_{Ref}$  steigt an, bis die Spitze vollständig abgetrocknet ist ( $t_{M2A} \approx 3$  ms). Bei  $t_{M2A} = 11,8$  ms durchsticht die Spitze die

gegenüberliegende G/L-Grenzfläche und tritt wieder in die Flüssigkeitsphase ein ( $I_{\text{Ref}} \approx 0 \text{ V}$ ). Die Auswertung des Messsignals zur Bestimmung der lokalen Größen

- Ereignisfrequenz  $f_{\text{Erg}}$
- Gasgehalt  $\varepsilon_{\text{G,lok}}$
- Blasengeschwindigkeit  $u_{\text{B,lok}}$
- Blasengröße/Sehnenlänge  $l_{\text{B,lok}}$

wird im Folgenden dargestellt.

### Ereignisfrequenz

Die Ereignisfrequenz  $f_{\text{Erg}}$  wird aus der Anzahl der detektierten Ereignisse  $N_{\text{Erg}}$  und der Aufnahmedauer  $t_{\text{M2A}}$  nach der folgenden Gleichung berechnet:

$$f_{\text{Erg}} = \frac{N_{\text{Erg}}}{t_{\text{M2A}}} \quad (5.5)$$

### Lokaler Gasgehalt

Um den lokalen Gasgehalt  $\varepsilon_{\text{G,lok}}(r_{\text{BS}}, z)$  zu messen, wird eine kontinuierliche  $I_{\text{Ref}}$ -Messung mit einer Aufnahmedauer von  $t_{\text{M2A}} = 500 - 1000 \text{ s}$  und einer Aufnahmefrequenz von  $f_{\text{M2A}} = 3,676 \text{ MHz}$  durchgeführt. Für jedes detektierte Ereignis wird die Zeit  $t_{\text{G}}$  bestimmt, in welcher sich die Nadelsensspitze in der Gasphase befindet. Der Übergang zwischen Gas- und Flüssigphase wird anhand eines Grenzwerts bestimmt ( $I_{\text{Ref,GW}} = 0,03 \text{ V}$ ). Somit beginnt die Zeit innerhalb der Gasphase an Punkt 1 und endet an Punkt 3 (siehe Abbildung 5-14 links). Aus  $t_{\text{G}}$  aller Ereignisse  $N_{\text{Erg}}$  während der Aufnahmedauer  $t_{\text{M2A}}$  ergibt sich  $\varepsilon_{\text{G,lok}}(r_{\text{BS}}, z)$  nach Gleichung (5.6):

$$\varepsilon_{\text{G,lok}}(r_{\text{BS}}, z) = \frac{1}{t_{\text{M2A}}} \cdot \sum_l^{N_{\text{Erg}}(t_{\text{M2A}})} t_{\text{G}}(l) \quad (5.6)$$

Eine Variation des Grenzwerts um  $\Delta I_{\text{Ref,GW}} = 0,01 \text{ V}$  hat eine relative Abweichung des lokalen Gasgehalts von kleiner 0,3 % zur Folge. Der Einfluss des Grenzwerts wird daher nicht weiter berücksichtigt.

Mit steigender Messdauer  $t_{\text{M2A}}$  nimmt die statistische Belastbarkeit der Messung zu und die  $\varepsilon_{\text{G,lok}}$ -Messung konvergiert gegen einen konstanten Wert (siehe Abbildung D-17). Es

konnte gezeigt werden, dass ab einer Messdauer von  $t_{M2A} > 400$  s  $\varepsilon_{G,lok}$  um weniger als 1 % von dem Messwert nach  $t_{M2A} = 500$  s abweicht. Damit ist die gewählte Messdauer von  $t_{M2A} = 500 - 1000$  s ausreichend, um statistisch belastbare Ergebnisse für  $\varepsilon_{G,lok}$  zu erhalten.

### Lokale Blasengeschwindigkeit

Die Bestimmung der lokalen Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}(r_{BS}, z)$  beruht auf dem optischen Doppler-Effekt. Wie in Abbildung 5-15 dargestellt, wird das Laserlicht ( $f_L = 1,93 \cdot 10^{14}$  Hz) mit konstanter Lichtstärke in die Nadelsondenspitze geleitet. Wenn die Nadelsondenspitze innerhalb einer Blase ist, wird ein Anteil des Laserlichts in der Nadelsondenspitze reflektiert. Der andere Anteil des Laserlichts wird in die Gasphase der Blase gebrochen und wird an der Blaseninnenseite (G/L-Phasengrenzflächen) reflektiert. Da sich die Blaseninnenseite auf die Nadelsondenspitze zubewegt, wird das Laserlicht beim Eintreffen an der Phasengrenzfläche auf Grund des Doppler-Effekts zeitlich gestaucht (Blaseninnenseite ist ein bewegter Empfänger). Beim Ausstrahlen von der Phasengrenzfläche wird das Licht nochmals zeitlich gestaucht (Blaseninnenseite ist ein bewegter Sender). Daher hat das an der Blaseninnenseite reflektierte Licht eine höhere Frequenz als das ausgestrahlte Laserlicht ( $f_B > f_L$ ). Das reflektierte Licht mit der Frequenz  $f_B$  durchläuft die Gasblase und gelangt in den Lichtleiter. Da das in der Nadelsondenspitze und an der Blaseninnenseite reflektierte Licht durch denselben Lichtleiter zum Photometer geleitet wird, liegt eine Schwebung nach dem Superpositionsprinzip vor.

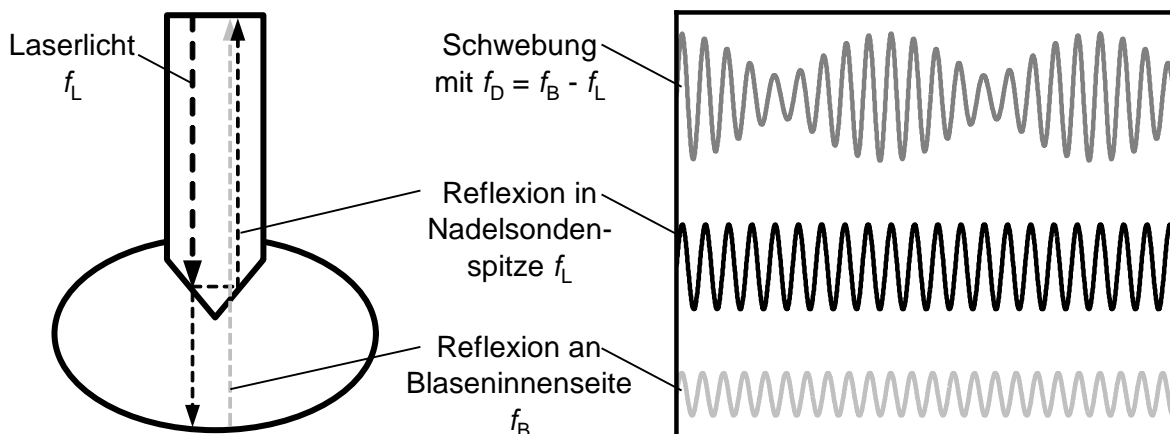


Abbildung 5-15: Erläuterung zur Entstehung der Schwebung bei der Überlagerung der Reflexion in der Nadelsondenspitze und der Reflexion an der Blaseninnenseite, welche auf Grund des Doppler-Effekts eine gestauchte Wellenlänge aufweist.

Die Schwebung zeigt eine periodische zu- und abnehmende Amplitude (Lichtstärke) mit der Doppler-Frequenz  $f_D$ , welche der Frequenzverschiebung durch den Doppler-Effekt entspricht. Wie in Abbildung 5-14 rechts gezeigt, wird die Lichtintensitätsschwankung im Photometer gemessen. Die Lichtintensitätsschwankung kann erst kurz vor dem Durchstechen der Blasengrenzfläche detektiert werden, da zu diesem Zeitpunkt die Intensität der Reflexion an der Blaseninnenseite hoch genug ist. Die Amplitude steigt mit der Zeit  $t_{M2A}$  an, da die Intensität der von der Nadelsondenspitze aufgefangenen Reflexion mit Annäherung der Nadelsondenspitze an die Blaseninnenseite zunimmt.

Die Relativgeschwindigkeit zwischen der Nadelsondenspitze und der Blaseninnenseite kann aus der Frequenz der Intensitätsschwankung nach Gleichung (5.7) berechnet werden. Hierbei wird angenommen, dass die Geschwindigkeit der Blaseninnenseite der Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}$  entspricht. Aus der Messanordnung ergibt sich, dass nur die Geschwindigkeitskomponente parallel zur Nadelsonde (z-Richtung) gemessen wird. Zeigt die Nadelsondenspitze nach unten (tip-down), wird die Geschwindigkeit aufsteigender Blasen ( $u_B > 0$ ) gemessen. Ist die Nadelsondenspitze nach oben ausgerichtet (tip-up), wird die Geschwindigkeit abwärtsströmender Blasen ( $u_B < 0$ ) gemessen.

$$u_{B,lok}(r_{BS}, z) = f_D \cdot \frac{\lambda_L}{2 \cdot n_G} \quad (5.7)$$

Um die Blasengeschwindigkeit zu messen, wurden für einen Messpunkt 10.000 Ereignisse aufgenommen. Das Messverfahren des Herstellers sieht im Gegensatz zur lokalen Gasgehaltmessung eine diskontinuierliche Messung vor. Wenn das Messsignal  $I_{Ref}$  den Grenzwert  $\Delta I_{Ref,GW}$  überschreitet, wird eine Einzelmessung über ein Triggersignal gestartet. Die Aufnahmedauer eines Ereignisses setzt sich aus der Aufnahmedauer vor dem Triggersignal ( $t_{M2A} = 1$  ms) und nach dem Triggersignal zusammen ( $t_{M2A} = 20 - 50$  ms). Die Aufnahmedauer nach dem Triggersignal wurde so festgelegt, dass kein Ereignis unvollständig aufgezeichnet wurde. Die Aufnahmefrequenz wurde auf  $f_{M2A,diskonti} = 20,833$  MHz festgelegt.

Die Frequenz  $f_D$  wird für jedes Ereignis aus dem in Abbildung 5-14 rechts gezeigten  $I_{Ref}$ -Signal über eine Fast-Fourier-Transformation (FFT) bestimmt. Für die Bestimmung von  $f_D$  wird von der Herstellersoftware auf Basis der Messung ein gültiger Messbereich mit einer minimalen Frequenz (ca. 100 kHz) und maximalen Frequenz (ca. 1300 kHz) festgelegt. Dies entspricht einem messbaren Blasengeschwindigkeitsbereich von  $u_{B,lok} = 0,001 - 1$  m·s<sup>-1</sup>. Damit die für ein Ereignis bestimmte Frequenz  $f_D$  als gültig abgespeichert wird, muss die Homogenität der Schwingung im  $I_{Ref}$ -Signal ausreichend

hoch sein. Um dies zu kontrollieren, werden die lokalen Maxima im  $I_{\text{Ref}}$ -Signal jeweils als Start einer Schwingungsperiode festgelegt (siehe Abbildung 5-14 rechts). Aus dem Kehrwert der einzelnen Schwingungsperiodenlängen ergeben sich die jeweiligen Schwingungsfrequenzen. Die Homogenität ist gegeben, wenn die so bestimmten Schwingungsfrequenzen für 20 zusammenhängende Perioden um weniger als 10 % von der über die FFT bestimmte Frequenz  $f_D$  abweichen. Wenn dies nicht gegeben ist, wird für das Ereignis keine Frequenz  $f_D$  aus dem  $I_{\text{Ref}}$ -Signal bestimmt. Für die auswertbaren Ereignisse wird die Blasengeschwindigkeit  $u_{B,\text{lok}}$  nach Gleichung (5.7) bestimmt. Die Anzahl der auswertbaren Ergebnisse  $N_{\text{Erg,uB}}$  hängt von der am Ort der Messung vorliegenden Hydrodynamik ab. Für  $u_{G,\text{GV}} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt der Anteil an auswertbaren Ereignissen zwischen 26 % ( $r_{\text{BS}} = 45 \text{ mm}$ ) und 68 % ( $r_{\text{BS}} = 0 \text{ mm}$ ) (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Durchströmung; tip-down; Stoffsystem: Wasser/Luft).

Um statistisch belastbare Messergebnisse für die lokale Blasengeschwindigkeit zu erhalten, muss  $N_{\text{Erg,uB}} > 2000$  sein. Für  $N_{\text{Erg,uB}} > 2000$  konvergiert der gleitende Mittelwert mit einer relativen Abweichung von kleiner 1 % gegen den arithmetischen Mittelwert aus allen auswertbaren Ereignissen  $\bar{u}_{B,\text{lok}}$  eines Messpunktes (siehe Abbildung D-18 links).

### Lokale Sehnenlänge

Mit der optischen Nadelsonde wird nicht der äquivalente Blasendurchmesser  $d_{B,\text{äq}}$  gemessen, sondern eine Sehnenlänge. Die Sehnenlänge  $l_{B,\text{lok}}$  ist die vertikale Länge, welche die Nadelsondespitze beim Durchstechen einer Blase innerhalb einer Blase zurücklegt. Die gemessene Sehnenlänge ist hierbei abhängig vom Ort des Auftreffens der Nadelsondespitze auf die Blase (siehe Abbildung 5-16).

Für jedes auswertbare Ereignis  $l$  wird aus der jeweiligen Blasengeschwindigkeit  $u_{B,\text{lok}}(l)$  und der Zeit  $t_G(l)$  die durchstochene Sehnenlänge nach der folgenden Gleichung berechnet:

$$l_{B,\text{lok}}(l) = t_G(l) \cdot u_{B,\text{lok}}(l) \quad (5.8)$$

Um statistisch belastbare Messergebnisse für die lokale Sehnenlänge zu erhalten, muss  $N_{\text{Erg,uB}} > 2000$  sein. Für  $N_{\text{Erg,uB}} > 2000$  konvergiert der gleitende Mittelwert nach Gleichung (D.3) mit einer relativen Abweichung von kleiner 1 % gegen den arithmetischen Mittelwert aus allen auswertbaren Ereignissen  $\bar{l}_{B,\text{lok}}$  eines Messpunktes (siehe Abbildung D-18 rechts).



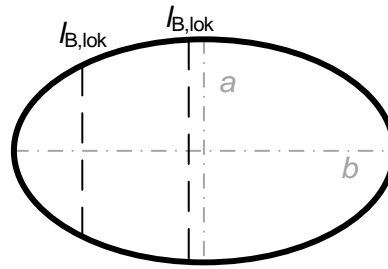


Abbildung 5-16: Schematische Darstellung der mit einer optischen Nadelsonde gemessenen Sehnenlängen einer Blase

### 5.4.1 Validierung der Blasengeschwindigkeitsmessung in Einzelblasenketten

Zunächst wird die Blasengeschwindigkeitsmessung mit der optischen Nadelsonde validiert, da die  $u_B$ -Messung auch die Grundlage der Sehnenlängenbestimmung bildet (vgl. Gleichung (5.8)). Um die  $u_B$ -Messung zu validieren, wird die Blasengeschwindigkeit in einer Einzelblasenkette  $u_{B,K}$  mit der optischen Nadelsonde gemessen und mit Ergebnissen aus Kapitel 5.2.2 (Shadowgraphie) verglichen. Die Geschwindigkeitsmessung mit der optischen Nadelsonde basiert auf dem vom Hersteller vorgesehenen diskontinuierlichen Messverfahren.

Abbildung 5-17 zeigt den Vergleich der  $u_B$ -Messungen der beiden Messverfahren (optische Nadelsonde und Shadowgraphie). Aufgetragen ist der arithmetische Mittelwert, die Standardabweichung der Blasengeschwindigkeitsverteilung ist als Messunsicherheit angegeben. Die Messergebnisse sind jeweils über den äquivalenten Blasendurchmesser in einer Einzelblasenkette aufgetragen, welcher für die gleichen Betriebsbedingungen mithilfe der Shadowgraphie bestimmt wurde (vgl. Kap. 5.2.1). Beide Messverfahren zeigen eine Zunahme von  $u_{B,K}$  mit steigendem  $d_{B,äq}$ . Jedoch liegen die Ergebnisse für die Shadowgraphie-Messung oberhalb der Ergebnisse mit der optischen Nadelsonde. Für  $d_{B,äq} < 5$  mm ist die Abweichung zwischen den Messverfahren  $\Delta u_{B,K} < 0,01$  m·s<sup>-1</sup> (relative Abweichung 3 %). Diese Abweichung liegt im Bereich der Wiederholbarkeit der Shadowgraphie-Messung. Für  $d_{B,äq} > 5$  mm steigt die Abweichung zwischen den Messverfahren auf maximal  $\Delta u_{B,K} \approx 0,03$  m·s<sup>-1</sup> an (relative Abweichung 9 %). Für den gesamten Messbereich weisen die Ergebnisse der  $u_B$ -Messungen mit der optischen Nadelsonde eine höhere Standardabweichung (mittlere  $\bar{s}_{u,B} = 0,072$  m·s<sup>-1</sup>) als die Ergebnisse der Shadowgraphie-Messungen (mittlere  $\bar{s}_{u,B} = 0,044$  m·s<sup>-1</sup>) auf. Der Vergleich der Blasengeschwindigkeitsverteilung beider Messverfahren in Abbildung D-19

( $d_{B,\ddot{a}q} = 5,5 \text{ mm}$ ) zeigt ebenfalls eine breitere Verteilung der Messergebnisse mit der optischen Nadelsonde.

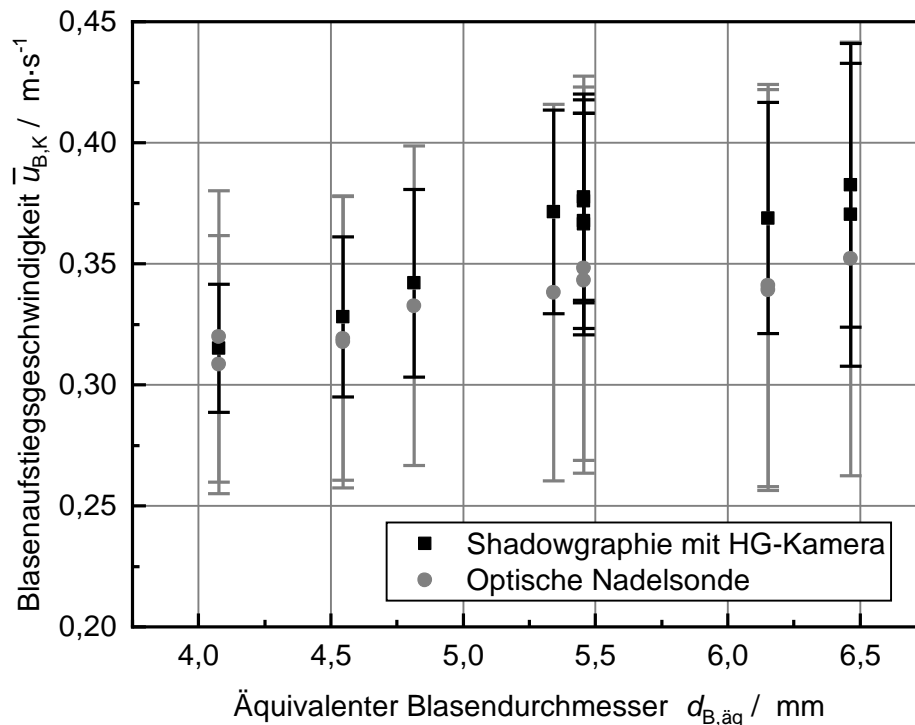


Abbildung 5-17: Vergleich der Geschwindigkeitsmessung in Einzelblasenkettens mit der optischen Nadelsonde und der  $u_B$ -Messung auf Basis der Shadowgraphie (vgl. Kap. 5.2.2). Die Messunsicherheiten entsprechen der jeweiligen Standardabweichung der Messwertverteilung (BS: drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 17 - 18 \text{ }^\circ\text{C}$ ; Stoffsystem: Wasser/Luft)

Die zunehmende Abweichung zwischen den Messverfahren für höhere  $d_{B,\ddot{a}q}$  und die breitere Blasengeschwindigkeitsverteilung auf Basis der optischen Nadelsonden können anhand der unterschiedlichen Messprinzipien begründet werden. In der Shadowgraphie-Messung wird die vertikale Geschwindigkeit des Blaseschwerpunkts einer Blase ausgewertet. Die Messung der Geschwindigkeit des Blaseschwerpunkts ist unabhängig vom Taumeln einer Blase, der Formänderungen und der Oszillation der G/L-Grenzfläche. Mit zunehmenden  $d_{B,\ddot{a}q}$  und  $u_B$  ( $Re_B$ ) nimmt die Oszillation der G/L-Grenzfläche zu (siehe Abbildung 3-11). Die Oszillation der G/L-Grenzfläche kann die Reflexion des Laserlichts auf der Blaseninnenseite beeinträchtigen und die von der Nadelsonde detektierte Reflexionsintensität mit der Frequenz  $f_B$  verringern. Dies führt dazu, dass die Doppler-Frequenz im  $I_{\text{Ref}}$ -Signal weniger stark ausgeprägt ist. Daher sinkt mit steigendem  $u_B$  der Anteil auswertbarer Ereignisse. Aus diesem Grund wird mit zunehmendem  $d_{B,\ddot{a}q}$  eine kleinere mittlere Blasengeschwindigkeit mit der Nadelsonde gemessen, da schnelle Blasen in der Messwertverteilung unterrepräsentiert sind.

Die unterschiedliche Breite der Blasengeschwindigkeitsverteilungen kann mit dem taumelnden Aufstiegsverhalten von Einzelblasen begründet werden. Mit der optischen Nadelsonde wird die Blasengeschwindigkeit über die Messung der Geschwindigkeit der G/L-Grenzfläche an der Blasenunterseite bestimmt. Wenn eine Blase taumelt, ist die Geschwindigkeit der G/L-Grenzfläche auf der einen Seite der Blase geringer als die Geschwindigkeit am Blasenschwerpunkt. Auf der gegenüberliegenden Seite ist die Geschwindigkeit höher. Daher ist die gemessene Geschwindigkeit abhängig vom Ort, an welchem die optische Nadelsonde die Blasen durchsticht, und es ergibt sich eine breitere Blasengeschwindigkeitsverteilung.

Der Vergleich der beiden Messverfahren zeigt, dass die mittlere Blasengeschwindigkeit mit einer optischen Nadelsonde mit einer hohen Genauigkeit (Abweichung kleiner 10 % von Shadowgraphie-Messungen) gemessen werden kann. Mit steigendem  $u_B$  und damit zunehmender Oszillation der G/L-Grenzfläche kann eine Unterschätzung der Blasengeschwindigkeit vorliegen, da der Anteil auswertbarer Ereignisse mit zunehmender Oszillation sinkt.

#### 5.4.2 Vergleich von Sehnenlänge und Blasendurchmesser

Um die Sehnenlängenmessung der optischen Nadelsonde  $l_{B,lok}$  zu validieren, wurden die  $l_{B,lok}$ -Messergebnisse mit Ergebnissen der Shadowgraphie-Messung ( $d_{B,\ddot{a}q}$ ,  $a$ ) verglichen. In Abbildung 5-18 werden die jeweiligen Häufigkeitsverteilungen (Intervallbreite 0,2 mm) für eine Messung in einer Einzelblasenkette mit  $We_{Loch} = 0,15$  im Stoffsystem Wasser/Luft verglichen (vgl. Kap. 5.2.1). Der mittlere äquivalente Blasendurchmesser ist  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q} = 5,5$  mm und die mittlere Länge der Hauptachse ist  $\bar{a} = 3,7$  mm. Im Mittel haben die Blasen ein Achsenverhältnis von  $E = 0,55$ . Die mittlere Sehnenlänge ist mit  $\bar{l}_{B,lok} = 2,1$  mm deutlich kleiner als  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}$  und  $\bar{a}$ . Die Sehnenlängenverteilung ist breiter ( $s_{l,B,lok} = 0,84$  mm) als die Blasengrößenverteilung ( $s_{d,B,\ddot{a}q} = 0,42$  mm) und die Häufigkeitsverteilung von  $a$  ( $s_a = 0,48$  mm).

Die Abweichung zwischen  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}$ ,  $\bar{a}$  und  $\bar{l}_{B,lok}$  sowie deren unterschiedliche Verteilungsbreiten ist durch die eingesetzten Messverfahren begründet. In der Auswertung der Shadowgraphie-Aufnahmen wird die aufgenommene Blasenform mit einer (gedrehten) Ellipse angenähert und daraus  $d_{B,\ddot{a}q}$  berechnet. Dabei entspricht die Hauptachse  $a$  immer der maximalen Höhe der Ellipse. Im Gegensatz dazu wird mit der optischen Nadelsonde die vertikale Sehnenlänge einer Blase am Ort des Durchstechens gemessen. Wird eine elliptische Blase ( $E < 0,9$ ) am Blasenzentrum durchstoßen, wird die maximale Sehnenlänge gemessen. Je weiter entfernt vom Blasenzentrum die

Nadelsonde eine Blase durchsticht, desto kleiner wird die gemessene Sehnenlänge. Da die Auftreffwahrscheinlichkeit mit steigender Entfernung zum Blasenzentrum zunimmt, resultiert im Vergleich zu  $\bar{a}$  eine kleinere mittlere Sehnenlänge und eine breitere Verteilung.

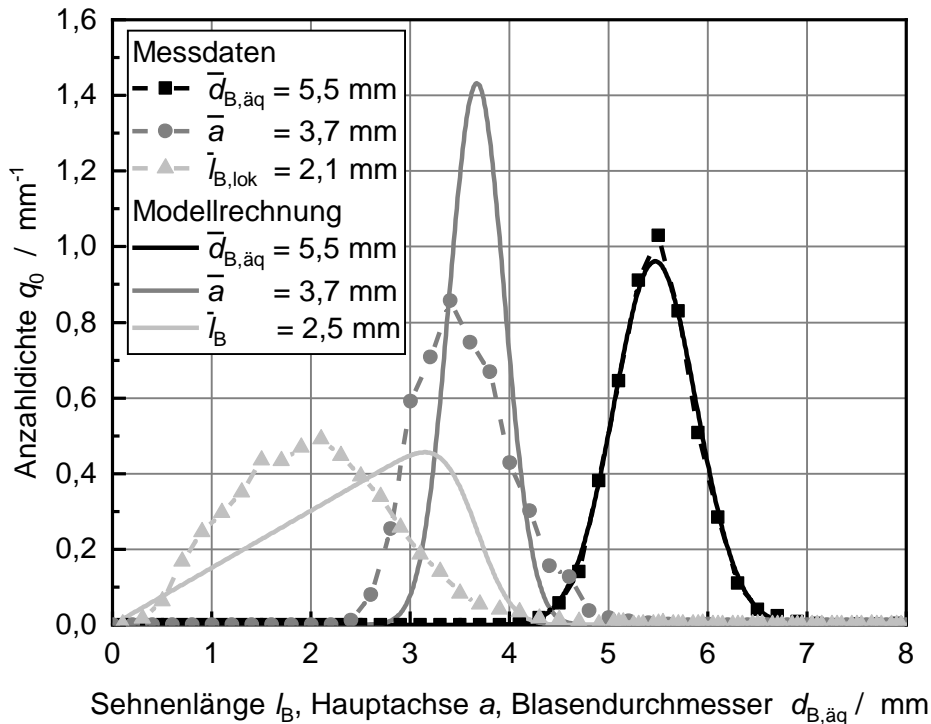


Abbildung 5-18: Vergleich der Ergebnisse der Sehnenlängenmessung  $l_{B,\text{lok}}$  (optische Nadelsonde) mit Messergebnissen der Hauptachse  $a$  und des äquivalenten Blasendurchmessers  $d_{B,\ddot{a}q}$  (Shadowgraphie) in Einzelblasenkettens und Berechnung von  $a$  und  $l_B$  auf Basis des Modells in Anhang E (BS: Stahlblasensäule, GV: Einzelloch-GV,  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ,  $We_{\text{Loch}} = 0,15$ ; Wasser/Luft,  $T_G = T_L = 17 \text{ }^\circ\text{C}$ ). In der Legende ist jeweils der arithmetische Mittelwert der Verteilung angegeben.

Für die in Abbildung 5-18 gezeigten Ergebnisse ist die maximal messbare Sehnenlänge  $l_{B,\text{lok,max}} \approx 4,3 \text{ mm}$  (Summenverteilung  $Q_0 = 0,99$ ). Dies liegt im Bereich der maximalen gemessenen Hauptachse ( $a_{\text{max}} \approx 4,7 \text{ mm}$ ). Wie zuvor diskutiert, ist die Häufigkeit,  $l_{B,\text{lok}} = 4,3 \text{ mm}$  zu messen, viel niedriger, als  $a = 4,3 \text{ mm}$  zu messen, da die Wahrscheinlichkeit, die Blase im Blasenzentrum zu durchstechen, gering ist. Wenn  $l_{B,\text{lok,max}} > a_{\text{max}}$  wäre, wäre der Zusammenhang zwischen der  $l_{B,\text{lok}}$ -Verteilung und der  $a$ -Verteilung inkonsistent und es würde ein systematischer Messfehler vorliegen. Die Messergebnisse zeigen, dass  $l_{B,\text{lok,max}} \approx a_{\text{max}}$  ist. Damit ist die maximal gemessene  $l_{B,\text{lok,max}}$  plausibel.

Um die Konsistenz der gemessenen  $d_{B,\ddot{a}q}$ -Verteilung und  $l_{B,lok}$ -Verteilung weiter zu bewerten, wurde der Zusammenhang zwischen der  $d_{B,\ddot{a}q}$ -Verteilung, der  $a$ -Verteilung und der  $l_{B,lok}$ -Verteilung mathematisch modelliert. Wie in Anhang E detailliert dargestellt, wurde die  $d_{B,\ddot{a}q}$ -Verteilung auf Basis von Auftreffwahrscheinlichkeit in eine  $l_{B,lok}$ -Verteilung transformiert [152]. Bei der Transformation wurde eine homogene Blasenströmung mit einer konstanten elliptischen Blasenform (rotationssymmetrisch zur Hauptachse  $a$ ) angenommen. Die gemessene  $d_{B,\ddot{a}q}$ -Verteilung wurde durch eine Normalverteilung angenähert, welche auf den Messwerten  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q} = 5,5$  mm und  $s_{d,B,\ddot{a}q} = 0,42$  mm basiert (siehe Abbildung 5-18). Die Blasenform wurde mit dem Achsenverhältnis  $E$  beschrieben, welches aus dem Ergebnis der Shadowgraphie-Messung übernommen wurde ( $E = 0,55$ ).

Der Vergleich der transformierten und gemessenen  $a$ -Verteilung in Abbildung 5-18 zeigt, dass beide Verteilungen den gleichen arithmetischen Mittelwert aufweisen. Jedoch ist die gemessene  $a$ -Verteilung breiter als die transformierte  $a$ -Verteilung. Bei der mathematischen Modellierung wird von einer konstanten Blasenform ( $E = 0,55$ ) ausgegangen. In der Realität liegt eine Oszillation der Blasenform vor. Die Shadowgraphie-Messwerte in Abbildung D-6 zeigen eine breite Verteilung des Achsenverhältnisses von  $E_{min} = 0,34$  ( $Q_0 = 0,01$ ) bis  $E_{max} = 0,85$  ( $Q_0 = 0,99$ ). Mit der Oszillation der Blasenform schwankt auch die Blasenhöhe und es wird im Vergleich zur Modellierung eine breitere  $a$ -Verteilung mit dem Shadowgraphie-System gemessen.

Die transformierte und gemessene  $l_B$ -Verteilung weisen die gleiche Breite auf. Jedoch ist der Modalwert der gemessenen  $l_{B,lok}$ -Verteilung kleiner als der Modalwert der transformierten Verteilung. Auch der arithmetischen Mittelwert der  $l_{B,lok}$ -Messwerte ( $\bar{l}_{B,lok} = 2,1$  mm) ist kleiner als der Mittelwert der transformierten Verteilung ( $\bar{l}_B = 2,5$  mm). Dies ist ebenfalls auf die Oszillation der Blasenform zurückzuführen.

Um den Effekt der Blasenform auf die  $l_{B,lok}$ -Verteilung zu verdeutlichen, wurde auf Basis der mathematischen Modellierung der Zusammenhang zwischen  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}$  und  $\bar{l}_B$  in Abhängigkeit von dem Achsenverhältnis  $E$  berechnet (siehe Abbildung 5-19). Bei konstantem  $E$  steigt  $\bar{l}_B$  linear mit steigendem  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}$ . Und je kleiner das Achsenverhältnis  $E$  bei konstantem  $d_{B,\ddot{a}q}$  ist, desto kleiner wird  $\bar{l}_{B,lok}$ . Zusätzlich sind in Abbildung 5-19  $\bar{l}_B$  (transformierte Verteilung) und  $\bar{l}_{B,lok}$  (Messdaten) für  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q} = 5,5$  mm ( $s_{d,B,\ddot{a}q} = 0,42$ ) gezeigt. Nach der Abbildung 5-19 ist der Zusammenhang der Messdaten für  $\bar{l}_{B,lok}$  und  $\bar{d}_{B,\ddot{a}q}$  plausibel, wenn  $E \approx 0,42$  entspricht. Dies würde eine stärkere mittlere Blasenverformung bedeuten, als die Ergebnisse der Shadowgraphie-Messung ( $E = 0,55$ ) zeigen.

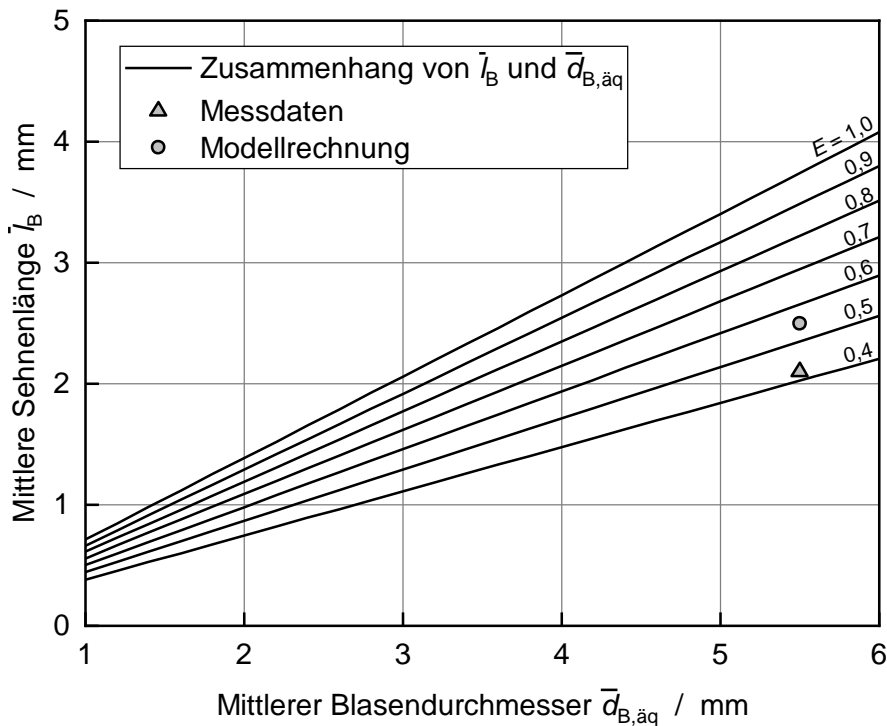


Abbildung 5-19: Modelltechnische Berechnung der mittleren Sehnenlänge aus einem gegebenen mittleren Blasendurchmesser ( $s_{d,B,\ddot{a}q} = 0,1$ ) für ein jeweils konstantes Achsenverhältnis. Die Modellannahmen sind in Anhang E erläutert. Zusätzlich sind die mittleren Sehnenlängen für die in Abbildung 5-18 gezeigten  $l_B$  und  $l_{B,lok}$ -Verteilungen aufgetragen.

Dieser Sachverhalt ist plausibel, da mit sinkendem  $E$  bei  $d_{B,\ddot{a}q} = \text{konst.}$  die Projektionsfläche einer Blase senkrecht zur  $z$ -Achse (Draufsicht) zunimmt. Mit steigender Projektionsfläche steigt ebenfalls die Wahrscheinlichkeit, dass eine Blase beim Aufstieg von der Nadelsonde durchstochen wird. Dies bedeutet, dass bei der Sehnenlängenmessung mit der Nadelsonde in einer homogenen Blasenströmung ( $d_{B,\ddot{a}q} \approx \text{konst.}$ ) stärker abgeflachte Blasen ( $E \searrow$ ) überproportional oft von der Nadelsonde detektiert werden. Dies führt dazu, dass kleine Sehnenlängen in der gemessenen  $l_{B,lok}$ -Verteilung überrepräsentiert sind.

Der Vergleich der Sehnenlängenmessung mit den Ergebnissen der Shadowgraphie-Messungen und der Modellierung der  $l_{B,lok}$ -Verteilung zeigt, dass die  $l_{B,lok}$ -Messdaten nicht unplausibel sind. Es kann an dieser Stelle geschlussfolgert werden, dass für die  $l_{B,lok}$ -Messung der Nadelsonde keine systematischen Messfehler vorliegen. Jedoch ist die gemessene  $l_{B,lok}$ -Verteilung wesentlich abhängig von der Blasenform, der Oszillation der Blasen und der Auftreffwahrscheinlichkeit. Die Ergebnisse bestätigen, dass ohne Informationen über die Blasenform keine quantitativen Aussagen über den äquivalenten Blasendurchmesser auf Basis der gemessenen Sehnenlänge getroffen werden können.

Eine Interpretation der Sehnenlängen-Messdaten hinsichtlich des Blasendurchmessers ist daher im weiteren Verlauf der Arbeit nicht zielführend, um die Zusammenhänge der Hydrodynamik zu verstehen. Um eine Information über die Blasenform innerhalb der Blasenströmung zu erhalten, soll am EBI eine Nadelsonde mit zwei Spitzen eingesetzt werden, welche auf Anregung des EBI vom Hersteller neu entwickelt wurde. Dies ermöglicht Rückschlüsse auf den Blasendurchmesser innerhalb der Blasenströmung und kann damit zum Verständnis der Zusammenhänge zwischen integralen Parametern, lokalen Parametern und lokalen Teilprozessen beitragen.

### **5.4.3 Entwicklung einer neuen Methode zur Auswertung des Reflexionsintensitätssignals der optischen Nadelsonden**

Das Messverfahren des Herstellers der optischen Nadelsonde zur Bestimmung der Blasengeschwindigkeit und der Sehnenlänge basiert auf der Messung von einzelnen Ereignissen (diskontinuierliche Messung) mit einer hohen Aufnahme Frequenz ( $t_{M2A} = 50 \text{ ms}$ ,  $f_{M2A,diskonti} = 20,833 \text{ MHz}$ ). Eine Messung wird beendet, wenn  $N_{Erg} = 10.000$  erreicht wird. Die Gesamtmessdauer ist damit abhängig von  $f_{Erg}$ . Erste Blasengeschwindigkeitsmessungen in einer Blasenströmung zeigen, dass die Ereignisfrequenz der detektierten Ereignisse im Bereich von  $f_{Erg,diskonti} = 3 - 7 \text{ Hz}$  liegt. Die vorliegende  $f_{Erg,diskonti}$  ist im Vergleich zu der Ereignisfrequenz bei der Gasgehaltsmessung ( $f_{Erg} = 10 - 70 \text{ Hz}$ ) und im Vergleich zu Literaturdaten (siehe Abbildung C-3) um den Faktor 10 niedriger. Der Grund dafür ist, dass bei der diskontinuierlichen Messung die Speicherung der Messdaten eines einzelnen Ereignisses eine endliche Zeit in Anspruch nimmt. Erst nach der Speicherung kann erneut eine Einzelmessung durch den Anstieg der Reflexion (siehe Punkt 1 in Abbildung 5-14 links) ausgelöst werden. Daher können Blasen, welche mit einem kurzen zeitlichen Abstand hintereinander aufsteigen, nicht mit dem diskontinuierlichen Messverfahren vermessen werden.

Im heterogenen Strömungsregime liegt in Abhängigkeit von dem Messpunkt ( $z$ ,  $r_{BS}$ ) ein systematischer Messfehler beim diskontinuierlichen Messverfahren vor, da die Aufstiegszone oszilliert (vgl. Kap. 3.2). Innerhalb der Aufstiegszone ist  $f_{Erg}$  und  $u_B$  höher als außerhalb dieser Zone. In Abhängigkeit von der Lage des Messpunkts der Nadelsonde können auf Grund der Oszillation der Aufstiegszone während einer Messung Ereignisse alternierend innerhalb und außerhalb der Aufstiegszone detektiert werden. Da  $f_{Erg}$  innerhalb der Aufstiegszone höher ist als außerhalb, ist der zeitliche Abstand zwischen zwei Ereignissen geringer als außerhalb der Aufstiegszone. Dadurch steigt die

Wahrscheinlichkeit, dass mit dem diskontinuierlichen Messverfahren anteilig weniger Ereignisse innerhalb der Aufstiegszone detektiert werden. Daher wird die Anzahl schnell aufsteigender Blasen innerhalb der Aufstiegszone unterschätzt und es liegt ein systematischer Messfehler vor, wenn die Lage des Messpunkts alternierend innerhalb und außerhalb der Aufstiegszone liegt. Dieser Messfehler führt bei der  $u_B$ -Messung zu kleineren Messwerten.

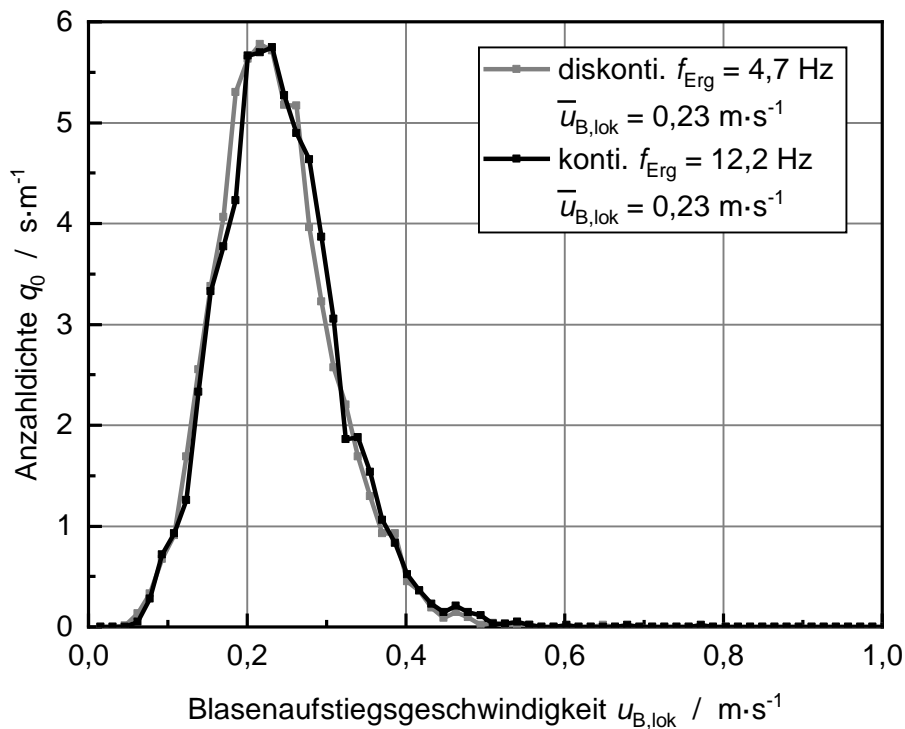


Abbildung 5-20: Vergleich des diskontinuierlichen und des kontinuierlichen Messverfahrens im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) in der Mitte der Blasenströmung ( $r_{BS} = 10 \text{ mm}$ ). (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = T_G = 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 998 \text{ mm}$ )

Um den oben diskutierten systematischen Messfehler bei der Blasengeschwindigkeitsmessung zu beheben, wurde ein neues Messverfahren entwickelt. Das Messverfahren basiert auf der kontinuierlichen Messung des Reflexionssignals, welches zur Bestimmung des lokalen Gasgehalts verwendet wird ( $f_{M2A} = 500 - 1000$ ,  $f_{M2A} = 3,676 \text{ MHz}$ ). Die Auswertung der einzelnen Ereignisse im kontinuierlichen Signal beruht auf der FFT und ähnelt dem in Kapitel 5.4 dargestellten Auswertungsverfahren. Eine detaillierte Beschreibung der Auswertung des kontinuierlichen Signals zeigt Kapitel D.8.3 im Anhang.

Der wesentliche Vorteil des kontinuierlichen Messverfahrens ist die Auswertung aller Ereignisse während der Messdauer. Weiterhin wird der zeitliche Aufwand für eine



Messung verringert, da  $f_{\text{Erg}}$  im Vergleich zum diskontinuierlichen Messverfahren steigt, und der Speicherbedarf wird reduziert. Ein Nachteil ist, dass mit einer geringeren Aufnahmefrequenz  $f_{\text{M2A}}$  aufgenommen wird. Dies hat Auswirkungen auf die Auswertung der Intensitätsschwankung (siehe Abbildung 5-14, Punkt 2). Durch die geringere  $f_{\text{M2A}}$  sinkt die Auflösung der Geschwindigkeitsmessung und die Messung ist limitiert auf  $u_B < 1,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ( $f_{\text{D,max}} < 0,5 \cdot f_{\text{M2A}}$ , Stabilitätskriterium nach Nyquist) [153–155]. Die Limitierung auf  $u_B < 1,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist für die Anwendung in der Blasenströmung keine Einschränkung, da diese oberhalb der Blasengeschwindigkeit von schnell aufsteigenden Schirmblasen ( $u_B = 0,8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt.

Die Abbildung 5-20 und 5-21 zeigen jeweils einen Vergleich der zwei Blasengeschwindigkeits-Messverfahren (diskontinuierliche und kontinuierliche Messung) im homogenen und heterogenen Strömungsregime. Im homogenen Strömungsregime (siehe Abbildung 5-20) unterscheiden sich die Ereignisfrequenzen der beiden Messverfahren um den Faktor 2,6. Trotz der unterschiedlichen  $f_{\text{Erg}}$  zeigen beide Messverfahren eine identische Messwertverteilung und der arithmetische Mittelwert  $\bar{u}_{\text{B,lok}}$  der Messung unterscheidet sich um weniger als 1 %. Im homogenen Strömungsregime wirkt sich der oben diskutierte systematische Messfehler des diskontinuierlichen Messverfahrens nicht aus, da die Blasen mit gleicher Geschwindigkeit aufsteigen (vgl. Kap. 2.1). Weiterhin zeigt der Vergleich im homogenen Strömungsregime, dass die in dieser Arbeit entwickelte Auswertung des kontinuierlichen Signals die gleichen Resultate wie das Auswertungsverfahren des Herstellers liefert.

Im heterogenen Strömungsregime (siehe Abbildung 5-21) weichen die Messwertverteilungen deutlich voneinander ab. Der arithmetische Mittelwert  $\bar{u}_{\text{B,lok}}$  ist für das diskontinuierliche Messverfahren um 20 % kleiner als  $\bar{u}_{\text{B,lok}}$  auf Basis des kontinuierlichen Messverfahrens. Die Ereignisfrequenzen  $f_{\text{Erg}}$  an diesem Messpunkt unterscheiden sich um den Faktor 8, womit der  $f_{\text{Erg}}$ -Unterschied zwischen den Messverfahren größer als im homogenen Strömungsregime ausfällt. An dem gewählten Messpunkt ( $r_{\text{BS}} = 40 \text{ mm}$ ) befindet sich die Nadelsondenspitze alternierend innerhalb oder außerhalb der Aufstiegszone. Dies führt bei dem diskontinuierlichen Messverfahren zu dem in diesem Kapitel zuvor beschriebenen systematischen Messfehler durch die Unterschätzung der Anzahl schnell aufsteigender Blasen (siehe Seite 85).

Um den systematischen Messfehler zu verdeutlichen, wurde für das in Abbildung 5-21 gezeigte Beispiel die Ereignisfrequenz des kontinuierlichen Messverfahrens auf den Wert des diskontinuierlichen Messverfahrens reduziert ( $f_{\text{Erg,diskonti}} = 2,451 \text{ Hz}$ ). Dazu wurden die Messwerte des kontinuierlichen Messverfahrens in Intervalle von  $f_{\text{Erg,diskonti}}^{-1}$  eingeordnet und nur der jeweils erste Messwert eines jeden Intervalls zur Auswertung

herangezogen. Die sich ergebende reduzierte Messwertverteilung ist ebenfalls in Abbildung 5-21 dargestellt. Die reduzierte Messwertverteilung nähert sich der Verteilung des diskontinuierlichen Messverfahrens an und die arithmetischen Mittelwerte unterscheiden sich um weniger als 2 %.

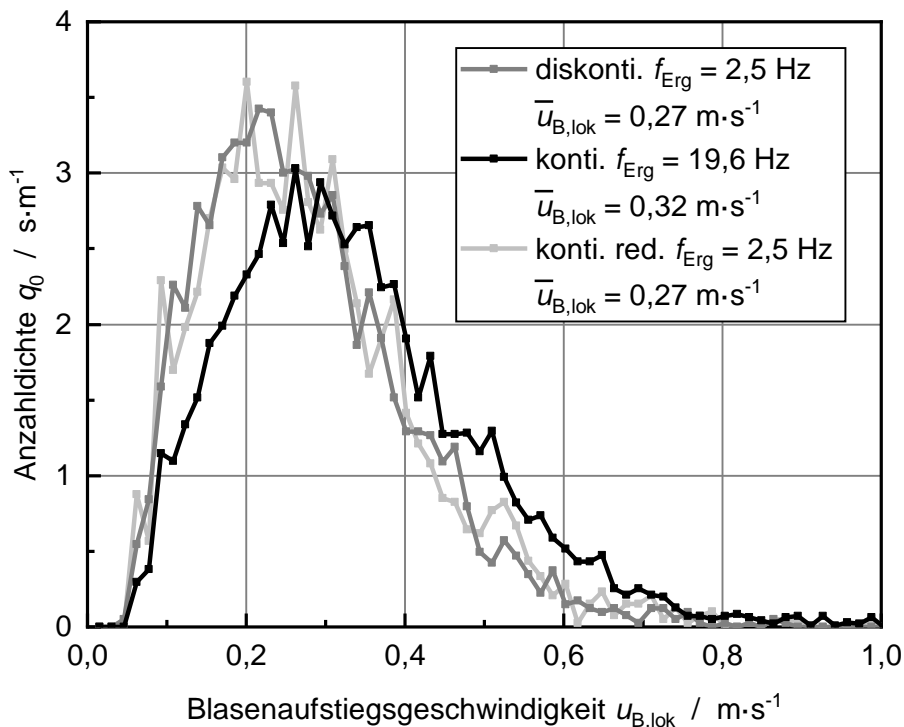


Abbildung 5-21: Vergleich des diskontinuierlichen und des kontinuierlichen Messverfahrens im heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,064 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) bei  $r_{BS} = 40 \text{ mm}$ . Zusätzlich wird die reduzierte Messwertverteilung des kontinuierlichen Messverfahrens gezeigt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = T_G = 19 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Der Vergleich der Messverfahren zeigt, dass mit dem neuen Messverfahren ein systematischer Fehler des diskontinuierlichen Messverfahrens vermieden werden kann. Zudem zeigt die Blasengeschwindigkeitsverteilung im heterogenen Strömungsregime keine Messwerte von  $u_B > 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Daher ist die Einschränkung der Blasengeschwindigkeitsmessung des kontinuierlichen Messverfahrens auf  $u_B < 1,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  keine Limitierung. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden die Blasengeschwindigkeits- und Sehnenlängenmessungen auf Basis des kontinuierlichen Messverfahrens durchgeführt. In weiterführenden Arbeiten sollte auch die  $u_{B,lok}$  und  $l_{B,lok}$ -Messungen in Einzelblasenkettchen auf Basis einer kontinuierlichen Messung durchgeführt werden.

## 6 Einfluss der Gasvolumenstrom-Verteilung in Lochplatten-Gasverteiltern auf die Hydrodynamik in Blasenströmungen

Für ein definiertes Experiment müssen alle Daten (z. B. Betriebsbedingungen) angegeben werden und der Gasverteiler sowie die Blasenbildung am Gasverteiler müssen wohl definiert sein. Dazu muss die Verteilung des Gasvolumenstroms  $\dot{V}_{G,GV}$  am GV räumlich und zeitlich konstant sein (vgl. Kap. 3.1.1.3). Bei einer gleichmäßigen Gasvolumenstrom-Verteilung ist  $\dot{V}_{G,Loch}$  für jedes Loch eines Lochplatten-Gasverteilers gleich. Bei einer ungleichmäßigen Gasvolumenstrom-Verteilung liegen unterschiedliche  $\dot{V}_{G,Loch}$  vor, welche zeitlichen Schwankungen unterliegen können. Die Gasvolumenstrom-Verteilung ist im Wesentlichen abhängig von der Konstruktion des GV und weiterhin von den Stoffeigenschaften der Gas- und Flüssigkeitsphase sowie den Betriebsbedingungen (z. B.  $u_{G,GV}$ ). Die Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher eines Lochplatten-Gasverteilers hat, wie in Kapitel 3.3 und 3.4 diskutiert, einen Einfluss auf die Hydrodynamik im Blasensäulenreaktor. Der Einfluss der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Hydrodynamik wird in der Literatur überwiegend nicht berücksichtigt. Um eine ungleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung zu vermeiden, wird mitunter eine gleichmäßige Durchströmung mithilfe vieler Kapillaren realisiert (vgl. Abbildung 3-5 rechts) oder eine minimale Gasgeschwindigkeit gewählt [17, 156].

In dieser Arbeit wurde ein GV entwickelt, der eine gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher der eingesetzten Lochplatten-Gasverteiler für alle Betriebsbedingungen sicherstellt (siehe Kap. 5.1.4). Mit diesem GV ist konstruktiv sichergestellt, dass  $\dot{V}_{G,Loch}$  für alle Löcher annähernd gleich ist (siehe Kap. 3.1.1). Beides ist Voraussetzung, um einen am Lochplatten-Gasverteiler gebildeten Primärblasendurchmesser auf Basis eines Blasenbildungsmodells z. B. nach Geary und Rice 1991 (siehe Kap. 3.1.1.2) vorherzusagen [45].

In diesem Kapitel wird der Einfluss der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Hydrodynamik der Blasenströmung diskutiert. Dazu wurden Messungen mit zwei Varianten des GV1 (vgl. Tabelle 5-1) bei gleichen Betriebsbedingungen in der Plexiglasblasensäule (B100) durchgeführt. Beide Lochplatten-GV-Varianten haben das gleiche Lochbild und den gleichen Lochdurchmesser ( $d_{Loch} = 1 \text{ mm}$ ). Allerdings wird nur bei einer Variante eine gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung konstruktiv sichergestellt. Der Vergleich der GV basiert auf visuellen Beobachtungen der Blasenströmung sowie Messung des integralen relativen Gasgehalts, des lokalen Gasgehalts und der lokalen Blasengeschwindigkeit.

## Visuelle Beobachtungen

Abbildung 6-1 zeigt die Blasenverteilung in der Gleichgewichtszone ( $z \approx 140 - 460$  mm) bei gleicher  $u_{G,GV}$  für den GV1 mit ungleichmäßiger (links) und gleichmäßiger (rechts) Gasvolumenstrom-Verteilung. Die visuelle Beobachtung der Blasenbildung am GV ohne konstruktive Sicherstellung der gleichmäßigen Gasvolumenstrom-Verteilung bei  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  zeigt, dass eine sich stochastisch ändernde Durchströmung der Löcher vorliegt (siehe Abbildung 6-1 links). Dabei werden abwechselnd Löcher nicht durchströmt. Dies spiegelt sich in einer inhomogenen Blasengrößenverteilung (BGV) und ungleichmäßigen Verteilung der Blasen über den Blasensäulenquerschnitt wieder. Zudem ist das Aufstiegsverhalten der Blasen unregelmäßig und zum Teil strömen Blasen auf Grund einer induzierten Flüssigkeitszirkulation nach unten.

Im Vergleich dazu liegt bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung eine periodische Blasenbildung (vgl. Kap. 3.1.1.1) vor. Diese führt zu einer homogenen BGV (siehe Abbildung 6-1 rechts) und die Blasen steigen mit gleichmäßiger Geschwindigkeit und gleichmäßig über den Blasensäulenquerschnitt verteilt nach oben auf.

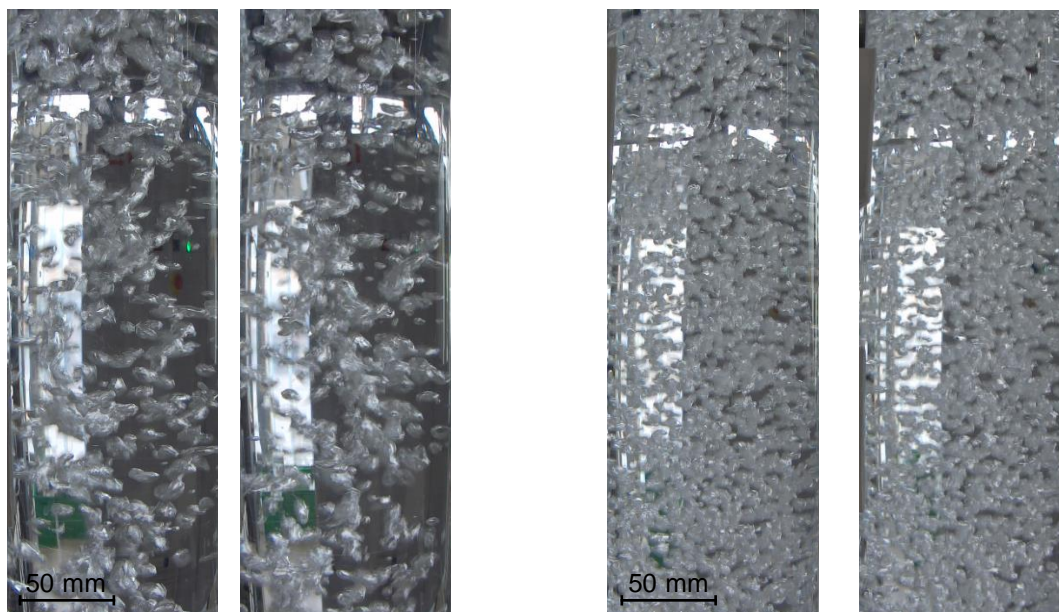


Abbildung 6-1: Visueller Vergleich von ungleichmäßiger (links) und gleichmäßiger (rechts) Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des Lochplatten-Gasverteilers zu jeweils zwei Zeitpunkten. Die Bilder zeigen den Bereich in der Höhe von  $z \approx 140 - 460$  mm oberhalb des GV. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1; Stoffsystem: Wasser/Luft;  $h_L = 1000$  mm;  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ )

## Integraler Gasgehalt

Abbildung 6-2 zeigt den Einfluss der Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung auf den integralen Gasgehalt. Bis  $u_{G,GV} = 0,17 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wird für den GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung ein höherer integraler Gasgehalt gemessen. Für  $u_{G,GV} < 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist für den GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung ein linearer Verlauf zu erkennen. In diesem Bereich liegt das homogene Strömungsregime vor (vgl. Abbildung 6-1 rechts). Aus dem  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlauf kann auf einen Übergang ins heterogene Strömungsregime für  $u_{G,GV} > 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  geschlossen werden (siehe Abbildung 7-1). Am Ende des linearen  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlaufs bei  $u_{G,GV} = 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist der Unterschied zum GV mit ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung  $\Delta\bar{\varepsilon}_{G,int} = 0,039$ . In Bezug auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung entspricht dies einem Unterschied von 23 %. Ein Vergleich zum Messfehler (siehe Kap. 5.3) zeigt, dass der gemessene Unterschied signifikant ist.

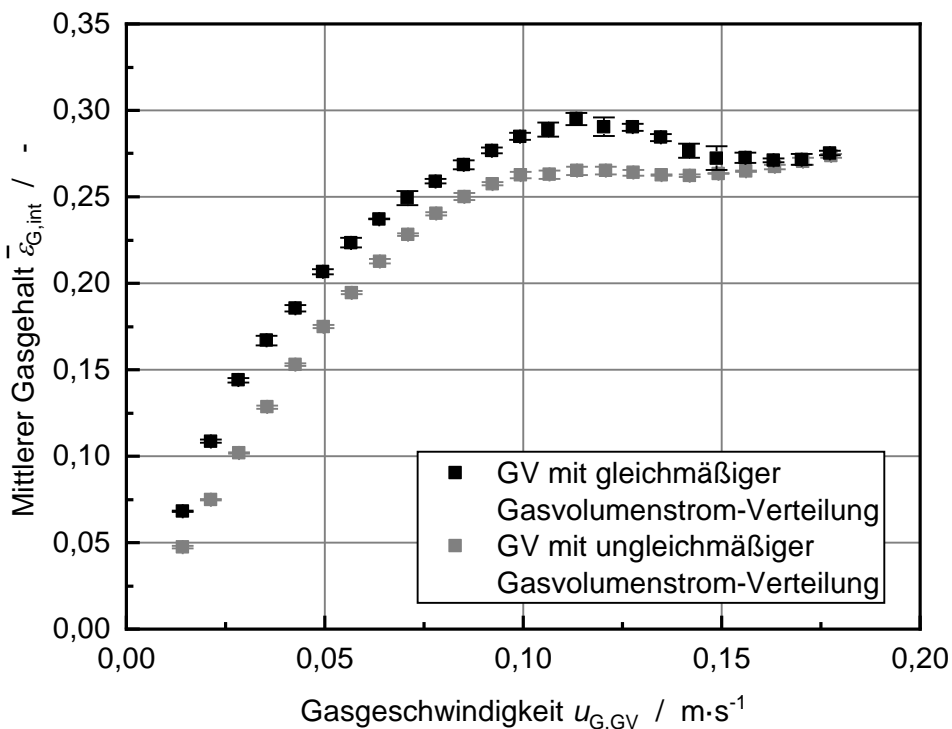


Abbildung 6-2: Einfluss der Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung am Lochplatten-Gasverteiler auf den integralen Gasgehalt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1; Stoffsystem: Wasser/Luft;  $T_L = 18 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

Für den GV mit ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung endet der lineare  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlauf bei  $u_{G,GV} = 0,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Im Gegensatz zum GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung zeigt die visuelle Beobachtung, dass trotz des linearen

$\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlaufs keine homogene Blasenströmung vorliegt (vgl. Abbildung 6-1 links). Dieser unklar definierte Bereich wird in der Literatur auf Grund des linearen  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlaufs bei gleichzeitig heterogener BGV als pseudo-homogenes Strömungsregime bezeichnet.

Für gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung bildet sich bei  $u_{G,GV} \approx 0,12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ein  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Maximum aus, das den Übergang ins Kolbenblasenströmungsregime markiert. Bei ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung bildet sich beim Regimeübergang ein Sattelpunkt aus.

Der diskutierte Vergleich der  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Messdaten zeigt, dass bei ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung ein signifikant geringerer integraler Gasgehalt gemessen wird. Der Vergleich mit den visuellen Beobachtungen verdeutlicht, dass auf Basis einer  $\varepsilon_{G,int}$ -Messung nicht auf die vorliegende Blasenströmung (z. B. Strömungsregime,  $d_{B,\ddot{a}q}$ ) geschlossen werden kann (vgl. Kap. 3.3).

### Lokaler Gasgehalt und lokale Blasengeschwindigkeit

Um die visuellen Beobachtungen zu quantifizieren, wurden für die gleichen Betriebsbedingungen ( $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) Messungen des lokalen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,lok}$  und der Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}$  mit der optischen Nadelsonde durchgeführt. Abbildung 6-3 zeigt die Messergebnisse von  $\varepsilon_{G,lok}$  aufgetragen, über den normierten Radius  $r_{BS}/R_{BS}$ . Da die Messungen bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung symmetrisch zur Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  sind, wurden die Messungen nur für  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  durchgeführt und an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  gespiegelt. Die Bewertung der Symmetrie ist im Anhang F detailliert dargestellt.

Bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung ist der lokale Gasgehalt im Bereich von  $r_{BS}/R_{BS} = -0,6$  bis  $0,6$  mit einer maximalen Abweichung von  $\Delta\varepsilon_{G,lok} = 0,005$  ( $\hat{=} 6 \%$ ) nahezu konstant. Dies deckt sich mit den visuellen Beobachtungen einer gleichmäßigen Blasenverteilung. Mit zunehmendem Radius ( $r_{BS}/R_{BS} = 0,9$ ) wird ein Anstieg des Gasgehalts von  $\varepsilon_{G,lok} = 0,1$  auf  $\varepsilon_{G,lok} = 0,126$  gemessen. Dieser Anstieg ist darauf zurückzuführen, dass die Blasen auf Grund der zunehmenden Wandreibung langsamer aufsteigen als in der Blasensäulenmitte. Wie in Gleichung (2.4) gezeigt, führt eine Abnahme von  $u_B$  zu einer Steigerung von  $\varepsilon_G$ . Eine Abnahme von  $u_{B,lok}$  im Randbereich wird durch die Messergebnisse von  $u_{B,lok}$  in Abbildung 6-4 bestätigt.

Im Gegensatz zum radialen  $\varepsilon_{G,lok}$ -Profil bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung nimmt bei ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung der Gasgehalt mit zunehmendem Radius ab. Zudem zeigt die Spiegelung der Messwerte bei  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$ , dass die  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messergebnisse bei ungleichmäßiger

Gasvolumenstrom-Verteilung nicht symmetrisch sind. Die  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messwerte bei  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  weichen für den gleichen Radius um bis zu 16 % von den Werten bei  $r_{BS}/R_{BS} \leq 0$  ab. Im Vergleich dazu ist diese Abweichung bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung maximal 4 % (siehe Abbildung F-1 im Anhang F). Das  $\varepsilon_{G,lok}$ -Profil bei ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung deutet darauf hin, dass die Blasen verstärkt in der Blasensäulenmitte aufsteigen und sich trotz einer relativ geringen Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  eine Flüssigkeitszirkulation ausbildet.

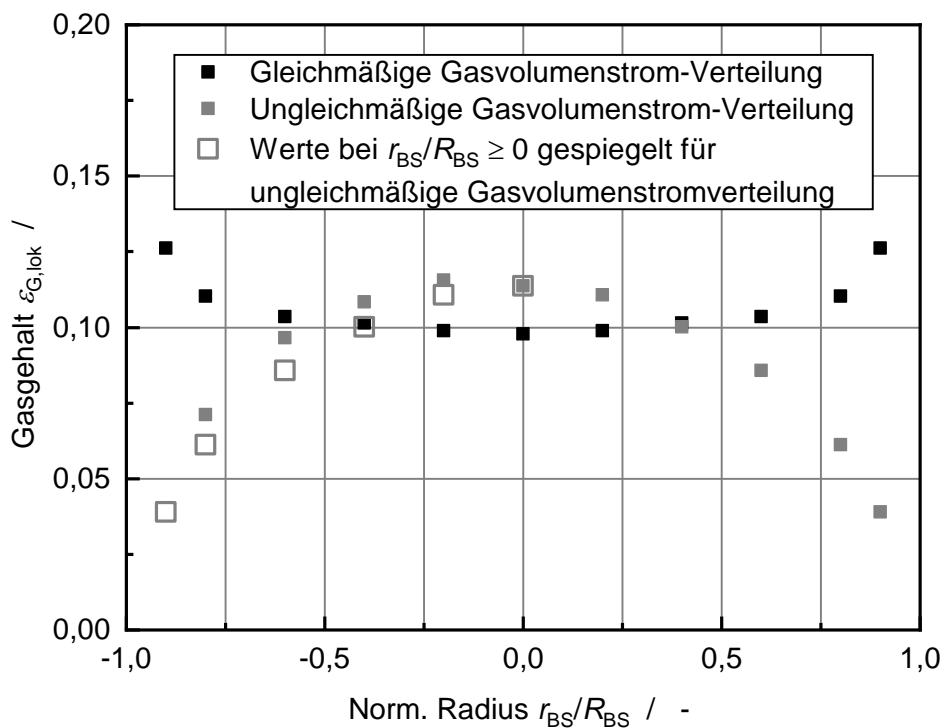


Abbildung 6-3: Einfluss der Gleichmäßigkeit der Gasvolumenstrom-Verteilung am Lochplatten-Gasverteiler auf den lokalen Gasgehalt bei  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Zur Bewertung der radialen Symmetrie wurden die zeitlich gemittelten Messwerte ( $t_{M2A} \geq 500 \text{ s}$ ) bei ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung für  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  gespiegelt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1; Stoffsystem: Wasser/Luft  $T_L = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Abbildung 6-4 zeigt die Messergebnisse der gemittelten lokalen Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{B,lok}$  für beide GV-Varianten. Für den GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung liegt in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} = -0,6$  bis  $0,6$ ) eine nahezu konstante  $\bar{u}_{B,lok} \approx 0,23 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  vor. Die maximale Abweichung zwischen den Messwerten in diesem Bereich beträgt weniger als 2 %. Wie bei der  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messung ist das  $\bar{u}_{B,lok}$ -Profil symmetrisch zur Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  (siehe Abbildung F-2 im Anhang F). Damit wird die visuelle Beobachtung eines gleichmäßigen Blasenauftriebs durch die Nadelsondenmessungen bestätigt. Die gemessene  $\bar{u}_{B,lok}$  in der Blasensäulenmitte ist nahezu gleich der Geschwindigkeit einer Einzelblasen mit  $d_{B,\ddot{a}q} = 4 - 8 \text{ mm}$

(vgl. Abbildung 3-10). Daraus kann geschlussfolgert werden, dass für  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und eine gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung eine eventuell vorliegende Flüssigkeitszirkulation vernachlässigbar ist. Dies entspricht dem erwarteten Verhalten im homogenen Strömungsregime (siehe Kap. 3.2). Wie zuvor diskutiert, sinkt  $\bar{u}_{B,lok}$  für  $r_{BS}/R_{BS} > 0,6$  bzw.  $r_{BS}/R_{BS} < -0,6$  auf Grund der zunehmenden Wandreibung ab.

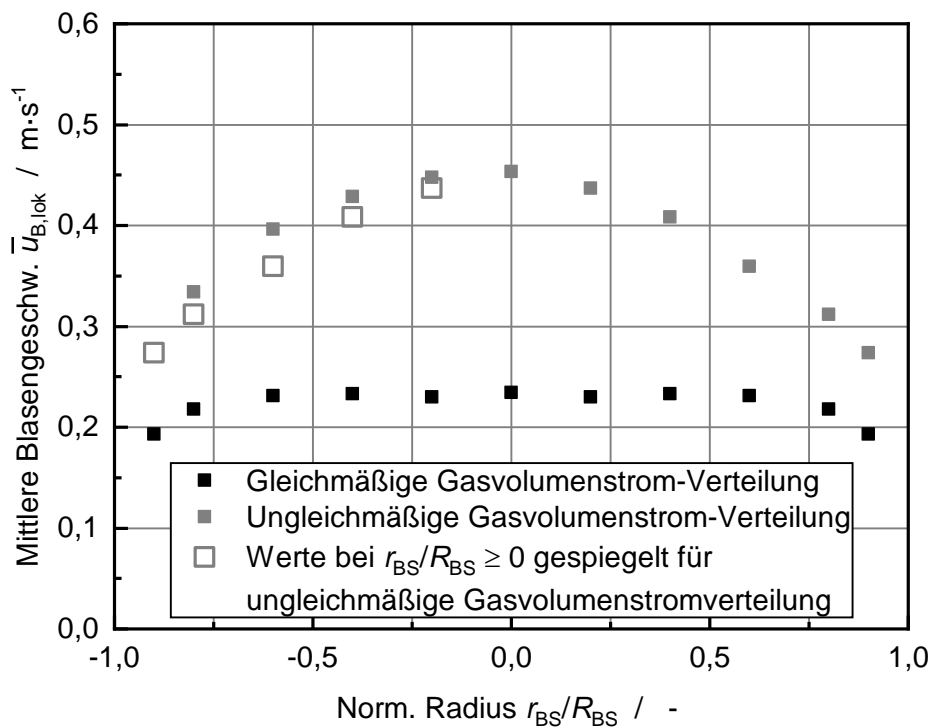


Abbildung 6-4: Einfluss der Gleichmäßigkeit der Gasvolumenstrom-Verteilung am Lochplatten-Gasverteiler auf die mittlere lokale Blasengeschwindigkeit bei  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1; Stoffsystem: Wasser/Luft;  $T_L = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Die  $\bar{u}_{B,lok}$ -Ergebnisse für den GV mit ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung zeigen eine stärkere radiale Abhängigkeit im Vergleich zur anderen GV-Varianten. Für  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  wird die maximale Blasengeschwindigkeit von  $\bar{u}_{B,lok} = 0,45 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  gemessen. Mit zunehmendem Radius sinkt  $\bar{u}_{B,lok}$ . Der niedrigste Wert für  $\bar{u}_{B,lok}$  wird bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0,9$  gemessen ( $\bar{u}_{B,lok} = 0,27 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ). Das  $\bar{u}_{B,lok}$ -Profil deutet auf das Vorliegen einer Zirkulationsströmung der Flüssigkeit hin, welche die Blasen auf der Achse ( $r_{BS}/R_{BS} = 0$ ) zusätzlich beschleunigen und am Rand nach unten befördern (siehe Kap. 7). Dies deckt sich mit der visuellen Beobachtung, dass auch abwärtsströmende Blasen vorliegen. Wie bei der  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messung ist das  $\bar{u}_{B,lok}$ -Profil trotz einer ausreichend langen Messdauer von  $t_{M2A} > 500 \text{ s}$  nicht symmetrisch zur Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  auf Grund der ungleichmäßigen Gasvolumenstrom-Verteilung.



Die in diesem Kapitel diskutierten Ergebnisse zeigen den Einfluss der Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Hydrodynamik. Die Ergebnisse bestätigen, dass mit dem in dieser Arbeit entwickelten GV die gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung sichergestellt werden kann. Bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung entsteht für das Stoffsystem Wasser/Luft bei geringen Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} < 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  eine homogene Blasenströmung mit homogener Blasenverteilung, Blasen-geschwindigkeit und Blasendurchmesser. Bei ungleichmäßiger Verteilung liegt trotz eines linearen  $\bar{\epsilon}_{G,int}$ -Verlauf für alle Gasgeschwindigkeiten eine heterogene Blasenströmung vor.

Mit dem GV mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung ist ein definiertes Experiment möglich. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden ausschließlich Gasverteiler verwendet, bei welchen die gleichmäßige Gasvolumenstrom-Verteilung konstruktiv sichergestellt wird. Damit kann die Blasenbildung auf Basis von theoretischen Modellen beschrieben werden. Dies ermöglicht die Untersuchung der lokalen Hydrodynamik und verschiedener Teilprozesse (z. B. Einfluss der Stoffeigenschaften auf die Blasenkoaleszenz) ohne eine Überlagerung durch einen undefinierten Gasverteilerereinfluss.

## 7 Bewertung der Messverfahren zu Bestimmung der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen mit einer optischen Nadelsonde

In diesem Kapitel werden die Messverfahren zur Bestimmung von  $\varepsilon_{G,lok}$ ,  $u_{B,lok}$  auf Basis der optischen Nadelsonde bewertet. Ziel ist es, die Plausibilität der Messergebnisse sowie systematische Messabweichungen zu bewerten. Dazu wurden Messungen mit der optischen Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft durchgeführt und mit integralen Messungen ( $\varepsilon_{G,int}$ ,  $\bar{u}_B$ ) verglichen. Die in diesem Kapitel diskutierten Ergebnisse basieren auf Messungen in der Plexiglasblasensäule (B100) mit dem Lochplatten-Gasverteiler GV1 (siehe Tabelle 5-1) mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des GV (vgl. Kap. 6). Die Nadelsondenmessungen wurden bei sechs unterschiedlichen Gasgeschwindigkeiten im Bereich von  $u_{G,GV} = 0,011 - 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  auf einer Höhe von  $z = 365 \text{ mm}$  oberhalb des GV durchgeführt. Die Gasgeschwindigkeiten wurden so gewählt, dass lokale Messergebnisse im homogenen und heterogenen Strömungsregime sowie im Übergangsbereich vorliegen. Zur Einordnung der gewählten Gasgeschwindigkeiten sind diese in Abbildung 7-1 eingetragen. Für jede Gasgeschwindigkeit wurden zur Bestimmung von radialen Profilen ( $\varepsilon_{G,lok}$ ,  $u_{B,lok}$ ) 2 – 6 Messreihen mit Schrittweiten von  $\Delta r_{BS} = 5 \text{ mm}$  und  $\Delta r_{BS} = 10 \text{ mm}$  durchgeführt.

Die in Abbildung 7-1 angegebenen Strömungsregime wurden über visuelle Beobachtungen und aus dem  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlauf bestimmt. Der Übergang vom homogenen Strömungsregime ins heterogene Strömungsregime entspricht dem Ende des linearen  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlaufs bei  $u_{G,GV} \approx 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Diese Übergangsgeschwindigkeit wird bestätigt durch die Auswertung der zeitlichen Schwankungen der Füllstandmessung (siehe Kap. D.7.7 im Anhang). Aus den zugrundeliegenden Messdaten der Füllstandmessung wurden bei Nedeltchev et al. 2021 die Strömungsregime über eine zeitabhängige Analyse der  $h_{GL}$ -Schwankungen (vgl. Abbildung D-7 im Anhang) bestimmt [157]. Nach dieser Analyse ist der Übergangsbereich zwischen dem homogenen und dem heterogenen Strömungsregime im Bereich von  $u_{G,GV} = 0,032 - 0,047 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Dies entspricht dem in dieser Arbeit bestimmten Wert. Der Beginn des Kolbenströmungsregimes wurde über visuelle Beobachtungen festgelegt. Bestätigt wird der Übergang durch eine sprunghafte Zunahme der  $h_{GL}$ -Schwankungen im Übergangsbereich von  $u_{G,GV} = 0,113 - 0,135 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (siehe Abbildung D-16 im Anhang).

Um die Messergebnisse der Nadelsonde ( $\varepsilon_{G,lok}$ ,  $u_{B,lok}$ ) mit integralen Messergebnissen zu vergleichen ( $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ ,  $\bar{u}_B$ ), wurden jeweils zeitgleich Messungen des integralen Gasgehalts mit der Füllstandmessung durchgeführt.

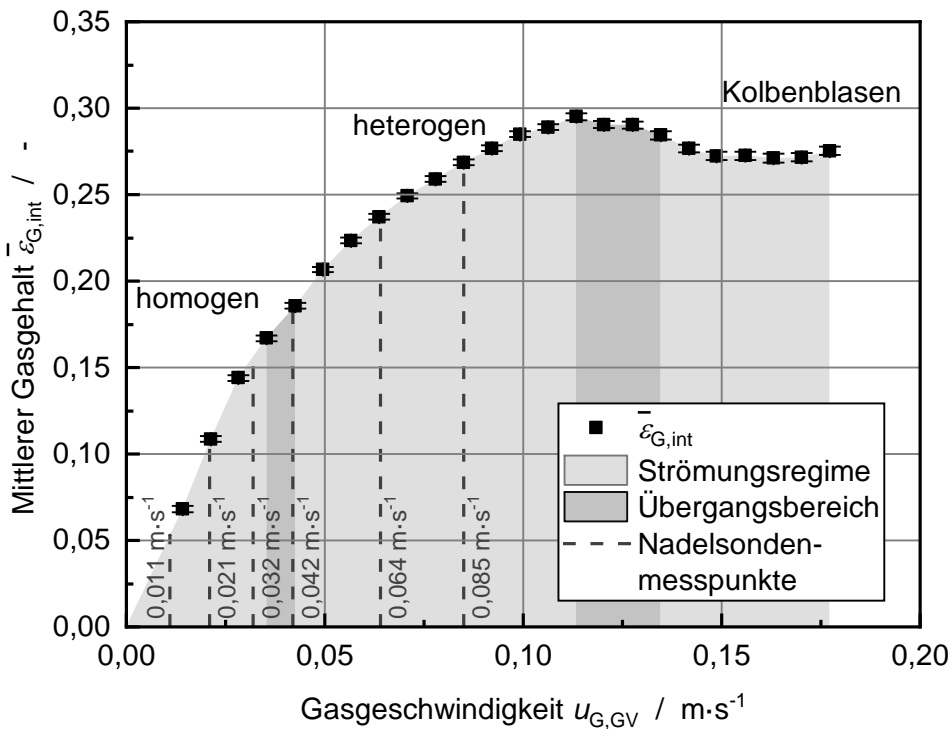


Abbildung 7-1: Integraler Gasgehalt, gemessen mit der Füllstandmessung in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft. Zusätzlich sind die Strömungsregime und die Nadelsonden-Messpunkte angegeben (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

## 7.1 Gasgehalt

Zur Bewertung des Messverfahrens zu Bestimmung des lokalen Gasgehalts werden die lokalen Messergebnisse diskutiert (Kap. 7.1.1) und mit Messdaten zum integralen Gasgehalt verglichen (Kap. 7.1.2). Der Vergleich zeigt einen systematischen Messfehler, welcher durch Messungen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde bestätigt wird (Kap. 7.1.3).

### 7.1.1 Lokale Messung mit optischer Nadelsonde

Abbildung 7-2 zeigt den lokalen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,lok}$  über den normierten Radius, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Die Anzahl der Messungen pro Messpunkt liegt bei  $N_{Mess} = 1 - 6$ . Die Messdauer einer Messung ist  $t_{M2A} = 500 - 1000$  s (vgl. Kapitel 5.4). Dargestellt ist jeweils der arithmetische Mittelwert aller Messungen pro Messpunkt, die Standardabweichung ist als Fehlerbalken angegeben. Es wird deutlich, dass mit steigender Gasgeschwindigkeit der lokale Gasgehalt steigt. Dies stimmt überein mit der in Abbildung 7-1 gezeigten Abhängigkeit des integralen Gasgehalts von  $u_{G,GV}$ .

Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt in der Mitte der Blasensäule ( $r_{BS}/R_{BS} = -0,8$  bis  $0,8$ ) ein nahezu konstanter Gasgehalt vor. Die maximale Abweichung zwischen den Messwerten in diesem Bereich ist  $\Delta\varepsilon_{G,lok} = 0,01$ . Im Randbereich der Blasensäule steigt der Gasgehalt an. Wie in Kapitel 6 diskutiert, ist die nahezu konstante Gasgehaltsverteilung in der Blasensäulenmitte plausibel, da die Blasen gleichmäßig über den Querschnitt verteilt aufsteigen. Im Randbereich werden die Blasen durch die zunehmende Wandreibung gebremst und der Gasgehalt steigt.

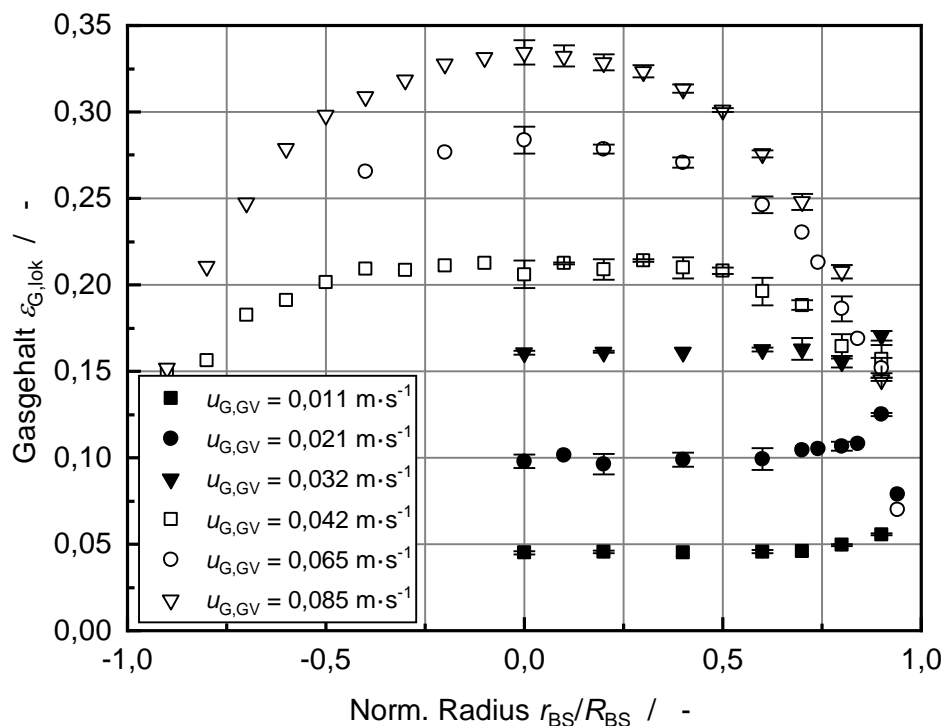


Abbildung 7-2: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Am Ende des homogenen Strömungsregimes ( $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und im Übergangsbereich zum heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) ist  $\varepsilon_{G,lok}$  in der Blasensäulenmitte nahezu konstant. Aber im Vergleich zum homogenen Strömungsregime ist der Verlauf im Randbereich unterschiedlich. Bei  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  nimmt der Gasgehalt im Bereich von  $r_{BS} = 0,7 - 0,8$  ab und steigt für  $r_{BS} > 0,8$  an. Bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt für  $r_{BS}/R_{BS} > 0,5$  eine monotone Abnahme von  $\varepsilon_{G,lok}$  mit steigendem Radius vor. Dies deutete darauf hin, dass für  $u_{G,GV} \geq 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  eine Zirkulationsströmung der Flüssigkeitsphase vorliegt. Die Zirkulationsströmung ist bei  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wenig ausgeprägt und nimmt bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  zu. Mit zunehmender Zirkulationsströmung steigt die mittlere Blasengeschwindigkeit, entsprechend sinkt der Gasgehalt (vgl. Kapitel 3.3). Daher verringert sich für  $u_{G,GV} > 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  die Steigung des  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Verlaufs in Abbildung 7-1 [108].

Im heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,064 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt, wie erwartet, keine gleichmäßige Gasgehaltsverteilung über den Radius vor und  $\varepsilon_{G,lok}$  sinkt monoton mit zunehmendem Radius. Im Randbereich der Blasensäule  $r_{BS}/R_{BS} > 0,6$  nimmt die  $\varepsilon_{G,lok}$ -Abhängigkeit vom Radius zu. Dieser Verlauf ist auf eine voll ausgeprägte Zirkulationsströmung der Flüssigkeitsphase zurückzuführen.

## 7.1.2 Vergleich des lokalen und integralen Gasgehalts

Um die Messung des lokalen Gasgehalts zu validieren, wird der lokale Gasgehalt (nach unter ausgerichtete Nadelsonde) mit dem integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  (Füllstandmessung) verglichen. Um die Messwerte vergleichen zu können, muss aus den radialen  $\varepsilon_{G,lok}$  Messwerten der flächengemittelte lokale Gasgehalt  $\bar{\varepsilon}_{G,lok}$  auf der Höhe  $z$  bestimmt werden. Bestimmt wird  $\bar{\varepsilon}_{G,lok}(z)$  mithilfe eines Flächenintegrals über die Querschnittsfläche der Blasensäule (siehe Gleichung (H.1)). Für die numerische Integration wird eine an die  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messwerte angepasste Funktion verwendet (siehe Abbildung H-1 im Anhang H).

Abbildung 7-3 zeigt den Vergleich des flächengemittelten lokalen Gasgehalt  $\bar{\varepsilon}_{G,lok}(z)$  und des volumengemittelten integralen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,int}$  in Form eines Paritätsdiagramms. Um die beiden Gasgehaltsmessungen vergleichen zu können, muss der lokale Gasgehalt innerhalb der Gleichgewichtzone gemessen werden. Der Gasgehalt in der Gleichgewichtzone entspricht für eine Flüssigkeitshöhe von  $h_L > 800 \text{ mm}$  nahezu dem integralen Gasgehalt, da für  $h_L > 800 \text{ mm}$  der Einfluss der Anströmzone und der Blasenzerfalls/Schaumzone auf  $\varepsilon_{G,int}$  vernachlässigt werden kann (siehe Kap. 5.3). Es

wurde auf der Höhe  $z = 365$  mm gemessen, da auf dieser Höhe die Gleichgewichtszone vorliegt.

Für das homogene Strömungsregime ( $u_{G,GV} \leq 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt die maximale Abweichung zwischen  $\bar{\varepsilon}_{G,\text{lok}}$  und  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  bei  $\Delta\varepsilon_G = 0,0085$ . Dies ist in der Größenordnung der Messunsicherheit der integralen Gasgehaltsmessung (siehe Kap. 5.3). Die relative Abweichung ist bei  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  am größten (ca. 13 %), da für  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  der Gasgehalt relativ niedrig ist. Der Vergleich der Messergebnisse zeigt, dass die optische Nadelsonde im homogenen Strömungsregime im Rahmen der Messunsicherheit verlässlich Messergebnisse für den Gasgehalt liefert.

Für  $u_{G,GV} > 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (heterogenes Strömungsregime) steigt die Abweichung zwischen den Messverfahren mit steigender Gasgeschwindigkeit. Die Messergebnisse der Nadelsonde ( $\bar{\varepsilon}_{G,\text{lok}}$ ) unterschätzen den Gasgehalt. Für  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist die mittlere Abweichung  $\Delta\varepsilon_G = 0,055$  (ca. 20 %). Die monotone Zunahme der Abweichung mit steigender Gasgeschwindigkeit ist ein Indiz für einen systematischen Messfehler bei der lokalen Gasgehaltsmessung mit der Nadelsonde.

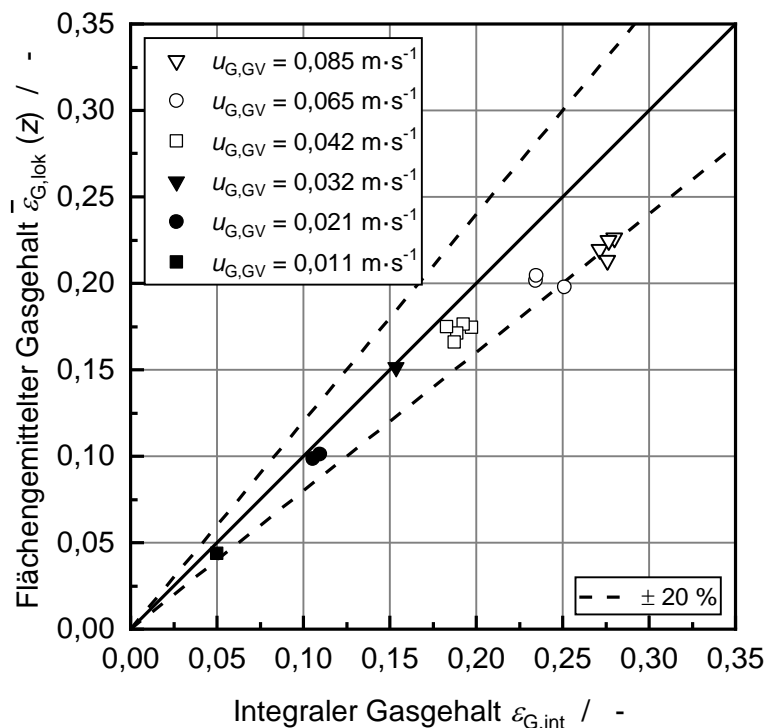


Abbildung 7-3: Auftragung des lokalen Gasgehalts über den integralen Gasgehalt bei Gasgeschwindigkeiten von  $u_{G,GV} = 0,011 - 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Alle Versuche wurden mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde auf einer Höhe von  $z = 0,365$  m durchgeführt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000$  mm)

Ein Erklärungsansatz für den systematischen Messfehler im heterogenen Strömungsregime ist, dass abwärtsströmende Blasen im Randbereich der Blasensäule vereinzelt nicht von der nach unten ausgerichteten Nadelsonde erfasst werden. Da die formgebende Metallhülse um den Lichtleiter (Durchmesser: 1,5 mm) einen Strömungswiderstand darstellt, werden abwärtsströmende Blasen abgelenkt. Diese Blasen werden nicht von der Nadelsondenspitze durchstoßen und damit nicht detektiert. Dies führt zu einer Unterschätzung des lokalen Gasgehalts bei der Messung mit der Nadelsonde. Videoaufnahmen mit der HG-Kamera im Randbereich der Plexiglasblasensäule (B100) bestätigen, dass abwärtsströmende Blasen von der Metallhülse abgelenkt werden.

### 7.1.3 Messungen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde

Um den in Kapitel 7.1.2 diskutierten systematischen Messfehler der lokalen Gasgehaltsmessung zu quantifizieren, wurden zusätzlich Messungen des lokalen Gasgehalts mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde durchgeführt. Die Ergebnisse für zwei  $u_{G,GV}$  sind in Abbildung 7-4 gezeigt. Hierbei ist  $\varepsilon_{G,lok,tip-down}$  der lokale Gasgehalt mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde und  $\varepsilon_{G,lok,tip-up}$  der lokale Gasgehalt mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde. Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) ist  $\varepsilon_{G,lok,tip-up}$  um ca. 50 % geringer als  $\varepsilon_{G,lok,tip-down}$ . Dieser Unterschied ist nahezu konstant über den gesamten Blasensäulenquerschnitt. Da im homogenen Strömungsregime nur aufsteigende Blasen vorliegen (vgl. Kap. 6), werden bei nach oben ausgerichteter Nadelsonde ca. 50 % der aufsteigenden Blasen durch die Metallhülse abgelenkt und nicht detektiert. Dieses Ergebnis bestätigt den oben aufgeführten Erklärungsansatz für den systematischen Messfehler.

Für  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (heterogenes Strömungsregime) ist in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} \leq 0,6$ )  $\varepsilon_{G,lok,tip-up} < \varepsilon_{G,lok,tip-down}$ . Mit zunehmendem Radius wird der Unterschied geringer und für  $r_{BS}/R_{BS} > 0,8$  ist  $\varepsilon_{G,lok,tip-up} > \varepsilon_{G,lok,tip-down}$ . Dieser radiale Verlauf hängt von dem jeweiligen Anteil aufsteigender und abwärtsströmender Blasen ab. In der Blasensäulenmitte liegen überwiegend aufsteigende Blasen vor (Aufstiegszone, vgl. Kap. 3.2). Wie im homogenen Strömungsregime werden die aufsteigenden Blasen z. T. an der nach oben ausgerichteten Nadelsonde abgelenkt und nicht detektiert. Im Randbereich nimmt der Anteil abwärtsströmender Blasen zu. Daher werden bei nach unten ausgerichteter Nadelsonde weniger Blasen detektiert, dagegen mehr bei nach oben ausgerichteter Nadelsonde.

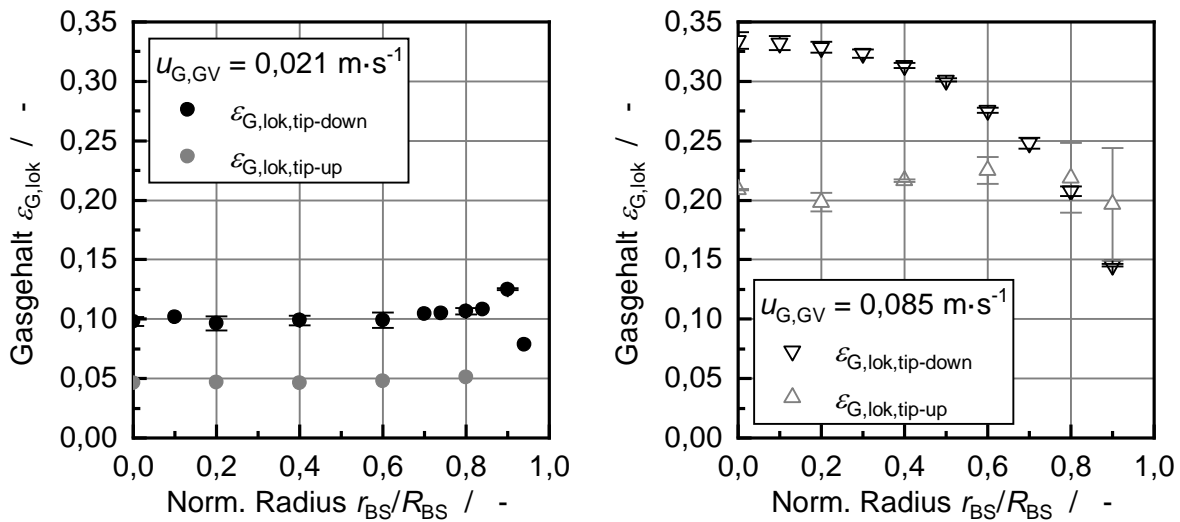


Abbildung 7-4: Lokaler Gasgehalt mit nach unten und oben ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft ( $N_{\text{Mess}} = 1 - 5$ ) (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 25 \text{ °C}$ ;  $T_G = 17 - 25 \text{ °C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

Wenn nur aufsteigende Blasen (z. B. homogenes Strömungsregime) vorliegen, sind die Messergebnisse des lokalen Gasgehalts mit nach unten ausgerichtete Nadelsonde verlässlich. Wenn aufsteigende und abwärtsströmende Blasen (z. B. im Randbereich im heterogenen Strömungsregime) vorliegen, liegt ein systematischer Messfehler vor. Da unabhängig von der Ausrichtung der Nadelsonde der jeweilige Anteil aufsteigender und abwärtsströmender Blasen nicht bekannt ist, kann im heterogenen Strömungsregime aus den lokalen Gasgehaltsmessungen mit der Nadelsonde nicht auf den tatsächlich vorliegenden lokalen Gasgehalt geschlossen werden.

## 7.2 Blasengeschwindigkeit

Zur Bewertung des Messverfahrens zu Bestimmung der lokalen Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{B,\text{lok}}$  werden die lokalen Messergebnisse diskutiert (Kap. 7.2.1) und mit Messdaten zur volumengemittelten Blasengeschwindigkeit verglichen (Kap. 7.2.2). Wie für das Messverfahren des lokalen Gasgehalts (vgl. Kap 7.1.2) liegt ein systematischer Messfehler bei der  $\bar{u}_{B,\text{lok}}$ -Messung vor. Messungen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde bestätigen diesen Messfehler (Kap. 7.2.3).

### 7.2.1 Lokale Messung mit optischer Nadelsonde

Abbildung 7-5 zeigt die lokale Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{B,\text{lok}}$ , gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Die Anzahl der Messungen pro Messpunkt liegt bei



$N_{\text{Mess}} = 1 - 6$ . Für eine Messung ist die Anzahl der ausgewerteten Ereignisse  $N_{\text{Erg}} = 2000 - 100000$  (vgl. Kap. 5.4.3). Dargestellt ist jeweils der arithmetische Mittelwert aus allen Messungen  $N_{\text{Mess}}$  pro Messpunkt ( $z$ ,  $r_{\text{BS}}$ ), die Standardabweichung ist als Fehlerbalken angegeben.

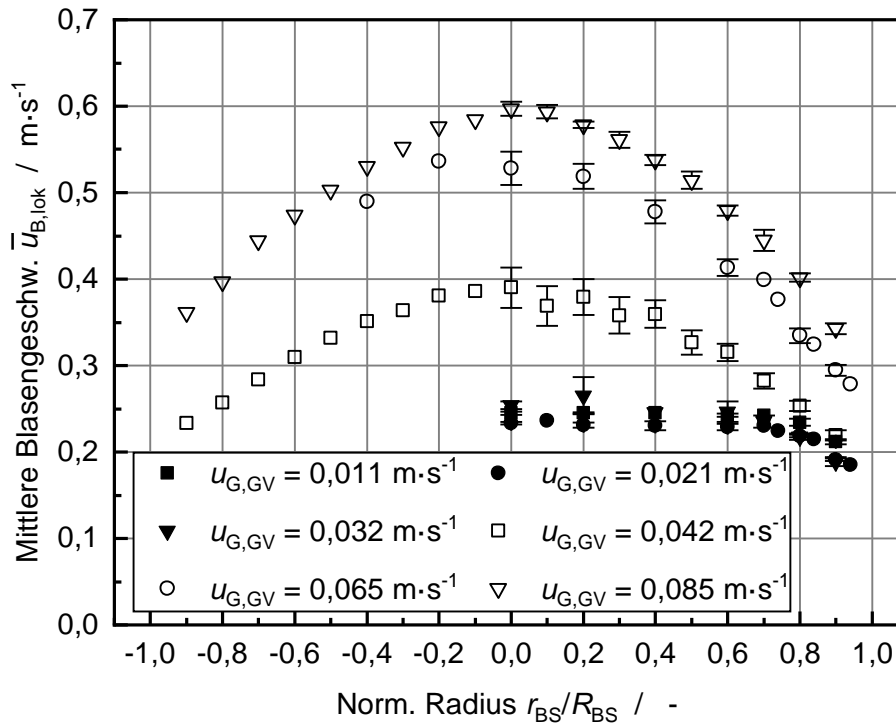


Abbildung 7-5: Lokale Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde für Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 17 - 26 \text{ °C}$ ;  $T_G = 17 - 26 \text{ °C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Zum Teil zeigen die  $\bar{u}_{B,lok}$ -Profile abschnittsweise keinen monoton fallenden bzw. steigenden Verlauf (z. B. bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ,  $r_{\text{BS}}/R_{\text{BS}} = 0 - 0,4$ ). Dies ist auf die Mittelwertbildung aus mehreren Messreihen zurückzuführen. Eine Untersuchung der Wiederholbarkeit im heterogenen Strömungsregime zeigt mittlere Abweichungen von bis zu 10 % zwischen den Messreihen (siehe Kap. G im Anhang) [158]. Da die Messreihen mit unterschiedlicher radialer Auflösung ( $\Delta r_{\text{BS}} = 5 \text{ mm}$ ,  $\Delta r_{\text{BS}} = 10 \text{ mm}$ ) durchgeführt wurden, ist die Anzahl der vorliegenden Messungen pro Messpunkt ( $z$ ,  $r_{\text{BS}}$ ) unterschiedlich (siehe Abbildung G-1). Die Abweichungen zwischen den Messreihen führen zu dem nicht monotonen fallenden bzw. steigenden Verlauf des  $\bar{u}_{B,lok}$ -Profils. Die Abweichungen zwischen den Messreihen können auf Schwankungen der Gas- und Flüssigkeitstemperatur von  $\Delta T_L = \Delta T_G = 5 \text{ K}$  zurückgeführt werden. Auch die Güte der Gasvorsättigung schwankt zwischen den Messreihen, da die Beheizung des Vorsättigers (vgl. Kap. 5.1.1) nicht bei allen Messreihen zur Verfügung stand. Für weiterführende

Arbeiten muss daher eine Temperierung der gesamten Versuchsanlage vorgesehen werden.

Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} \leq 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) ist  $\bar{u}_{B,lok}$  in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} = -0,6$  bis  $0,6$ ) nahezu unabhängig vom Radius. Zum Rand der Blasensäule sinkt  $\bar{u}_{B,lok}$ , da die Reibung am Blasensäulenrand zunimmt. Dies führt, wie in Kapitel 7.1 diskutiert, zu einem Anstieg des Gasgehalts im Randbereich der Blasensäule. Im Gegensatz zum Gasgehalt zeigt die gemessene Blasengeschwindigkeit im homogenen Strömungsregime einen vernachlässigbaren Einfluss der Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$ . In der Blasensäulenmitte ist  $\bar{u}_{B,lok} = 0,23 - 0,25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  für  $u_{G,GV} \leq 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Der Messwert bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0,2$  und  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wird nicht berücksichtigt, da eine vergleichsweise große Messwertstreuung vorliegt, was auf einen Messfehler hindeutet. Auch im Randbereich liegt kein Einfluss von  $u_{G,GV}$  auf  $\bar{u}_{B,lok}$  vor. Der zu vernachlässigende Effekt von  $u_{G,GV}$  auf  $\bar{u}_{B,lok}$  ist mit der Abhängigkeit der Blasengeschwindigkeit vom äquivalenten Blasendurchmesser zu begründen (vgl. Kap. 3.1.2.1). Unter Vernachlässigung von Blasenkoaleszenz kann die vorliegende Blasengröße im homogenen Strömungsregime mit dem Blasenbildungsmodell nach Geary und Rice 1991 abgeschätzt werden [45]. Für  $u_{G,GV} = 0,011 - 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und  $d_{Loch} = 1 \text{ mm}$  ist  $d_{B,\ddot{a}q} = 4 - 6 \text{ mm}$  (siehe Abbildung 8-1). Für  $d_{B,\ddot{a}q} = 4 - 6 \text{ mm}$  variiert die Geschwindigkeit einer Einzelblase  $u_{B,0}$  um ca. 1 %. Folglich kann der  $d_{B,\ddot{a}q}$ -Einfluss auf  $u_{B,0}$  in diesem Bereich vernachlässigt werden (siehe Abbildung 3-10). Daher ist die Blasengeschwindigkeit im homogenen Strömungsregime für alle  $u_{G,GV}$  nahezu konstant. Dies führt zu der linearen Abhängigkeit des integralen Gasgehalts von  $u_{G,GV}$  im homogenen Strömungsregime.

Der Einfluss des Blasenschwarms, d. h. die Abnahme von  $\bar{u}_{B,lok}$  mit steigendem  $\varepsilon_G$  (vgl. Kap. 3.1.2.3), kann auf Basis der zwei vorliegenden Messwerte im homogenen Strömungsregime nicht eindeutig gezeigt werden. Wie zu erwarten, ist auf Grund des höheren Gasgehalts für  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (vgl. Abbildung 7-2)  $\bar{u}_{B,lok}$  in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} = 0 - 0,6$ ) um ca. 5 % geringer als bei  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Obwohl für  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  der Gasgehalt weiter steigt, liegt entgegen der Erwartung ein höheres  $\bar{u}_{B,lok}$  vor. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass bereits bei  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  der Übergang ins heterogene Strömungsregime einsetzt. Um gezielt den Einfluss des Blasenschwarm auf  $\bar{u}_{B,lok}$  mit der Nadelsonde zu untersuchen, müssten  $\bar{u}_{B,lok}$ -Messwerte bei mehr als drei Gasgeschwindigkeiten bzw. Gasgehalten im homogenen Strömungsregime vorliegen.

Im heterogenen Strömungsregime  $u_{G,GV} > 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt ein ausgeprägtes radiales  $\bar{u}_{B,lok}$ -Profil vor. In der Blasensäulenmitte wird die höchste Blasengeschwindigkeit

gemessen und mit zunehmenden Radius nimmt  $\bar{u}_{B,lok}$  ab. Im Gegensatz zum homogenen Strömungsregime steigt  $\bar{u}_{B,lok}$  mit zunehmender Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$ . Dies ist auf die zunehmende Bildung von Großblasen mit steigendem  $u_{G,GV}$  zurückzuführen, welche in der Blasensäulenmitte aufsteigen. Zudem liegt eine Zirkulationsströmung der Flüssigphase vor, welche Blasen in der Blasensäulenmitte zusätzlich beschleunigt und im Randbereich nach unten transportiert. Visuelle Beobachtungen der Strömung in der Plexiglasblasensäule bestätigen diese Schlussfolgerungen qualitativ. Messungen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonden bestätigen diese Schlussfolgerungen quantitativ (siehe Kap. 7.2.3).

## 7.2.2 Vergleich von lokaler und volumengemittelter Blasengeschwindigkeit

Um die Messungen der lokalen Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{B,lok}$  mit der volumengemittelten Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  (siehe Gleichung (2.4)) zu vergleichen, muss aus den radialen  $\bar{u}_{B,lok}$ -Messwerten die flächengemittelte Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  berechnet werden. Bestimmt wird  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  mithilfe eines Flächenintegrals. Im Flächenintegral in Gleichung (H.2) in Anhang H wird die lokale Gasgeschwindigkeit mit dem lokalen Gasgehalt gewichtet. Für die numerische Integration wird eine an die  $\bar{u}_{B,lok}$ -Messwerte angepasste Funktion verwendet (siehe Abbildung H-2 im Anhang H).

Abbildung 7-6 zeigt den Vergleich von  $\bar{u}_{B,lok}$  und  $\bar{u}_B$  in Form eines Paritätsdiagramms. Wie in Kapitel 7.1 erläutert, wird innerhalb der Gleichgewichtzone ( $z = 365$  mm) gemessen und Einlaufeffekte können auf Grund der Höhe der Blasensäule vernachlässigt werden.

Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} \leq 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt die Abweichung zwischen  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  und  $\bar{u}_B$  im Bereich von -1 % bis 5 %. Diese Abweichung befindet sich im Bereich der Wiederholbarkeit der  $\bar{u}_{B,lok}$ -Messungen mit der Nadelsonde. Eine weitere Fehlerquelle beim Vergleich von  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  und  $\bar{u}_B$  sind die Anpassungsfunktionen für das Flächenintegral. Das Ergebnis von  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  ist sensitiv hinsichtlich der Integration im Randbereich, da der Randbereich wegen der äquidistanten Messwerte und der Flächengewichtung einen vergleichsweise großen Einfluss hat.

Auf Basis der Daten kann geschlussfolgert werden, dass mit der Nadelsonde die Blasengeschwindigkeit im homogenen Strömungsregime verlässlich gemessen wird.

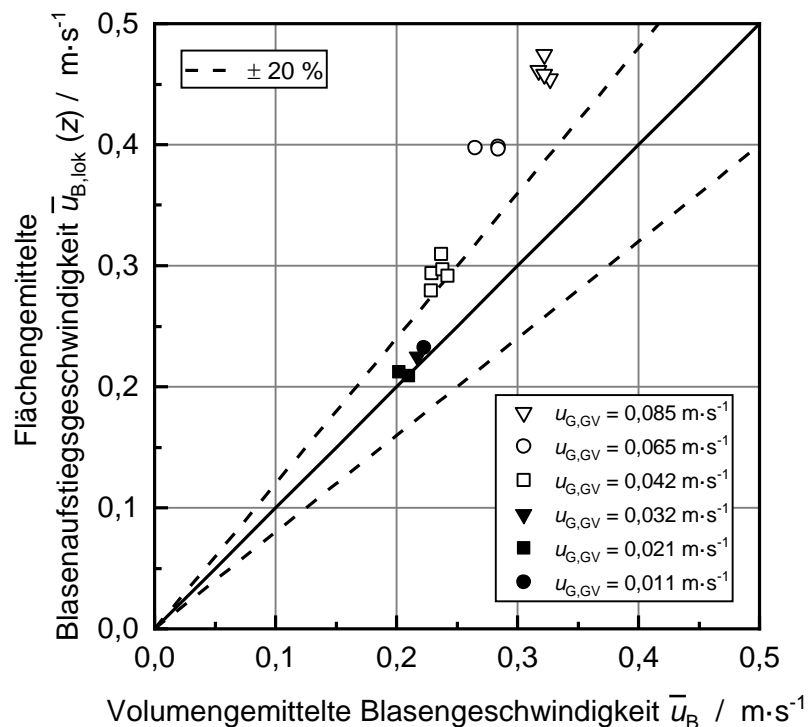


Abbildung 7-6: Auftragung der lokal gemessenen Blasengeschwindigkeit über der volumengemittelten Blasengeschwindigkeit bei Gasgeschwindigkeiten von  $u_{G,GV} = 0,011 - 0,085 m \cdot s^{-1}$ . Alle Versuche wurden mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde auf einer Höhe von  $z = 0,365 m$  durchgeführt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 17 - 26 \text{ } ^\circ C$ ;  $T_G = 17 - 26 \text{ } ^\circ C$ ;  $h_L = 1000 mm$ )

Im heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} > 0,032 m \cdot s^{-1}$ ) nimmt die Abweichung zwischen  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  und  $\bar{u}_B$  mit steigender Gasgeschwindigkeit zu und liegt für alle Messungen bei mehr als 20 %. Wie beim Vergleich der Gasgehaltsmessverfahren in Kapitel 7.1 liegt bei der Messung der Blasengeschwindigkeit ein systematischer Fehler vor. Die volumengemittelte Blasengeschwindigkeit setzt sich zusammen aus der Geschwindigkeit aufsteigender und abwärtsströmender Blasen. Da abwärtsströmende Blasen von der nach unten ausgerichteten Nadelsonde nicht gemessen werden, führt dies zu einer Überschätzung der mittleren Blasengeschwindigkeit. Dieser Effekt ist im Randbereich der Blasensäule am stärksten ausgeprägt, da in diesem Bereich der überwiegende Anteil abwärtsströmender Blasen vorliegt. Der Effekt nicht gemessener abwärtsströmender Blasen im Randbereich wird durch die Unterschätzung des lokalen Gasgehalts in diesem Bereich reduziert. Da im Flächenintegral zur Bestimmung von  $\bar{u}_{B,lok}(z)$  die lokale Blasengeschwindigkeit mit dem lokalen Gasgehalt gewichtet wird, führt die Unterschätzung des Gasgehalts im Randbereich zu einer verringerten Überschätzung von  $\bar{u}_{B,lok}(z)$ .

### 7.2.3 Blasengeschwindigkeit von abwärtsströmenden Blasen

Mit der nach unten ausgerichteten Nadelsonde kann nur die Geschwindigkeit aufsteigender Blasen bestimmt werden. Um die Geschwindigkeit und den Anteil abwärtsströmender Blasen zu quantifizieren, wurden zusätzlich Messungen mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde durchgeführt. Die Messungen wurden an den radialen Positionen  $r_{BS}/R_{BS} = \{0; 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 0,9\}$  durchgeführt. Die Geschwindigkeitsmessungen werden als gültig bewertet, wenn für mindestens 1 % der aufgenommenen Ereignisse eine Geschwindigkeit bestimmt werden kann (vgl. Kap. 5.4).

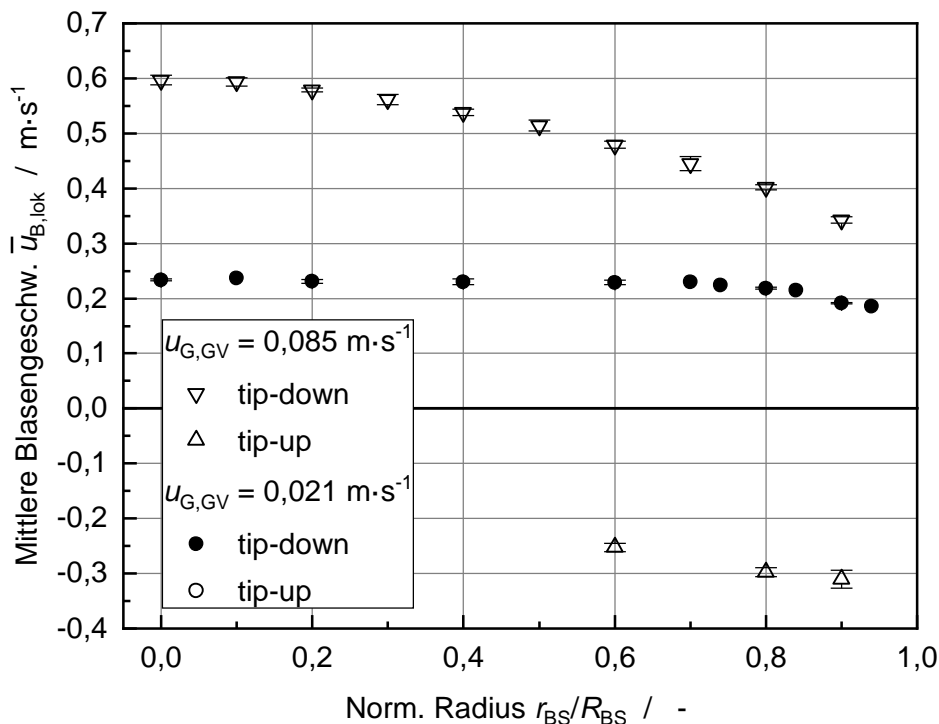


Abbildung 7-7: Blasengeschwindigkeit aufsteigender ( $u_{B,lok} > 0 m \cdot s^{-1}$ ) und abwärtsströmender ( $u_{B,lok} < 0 m \cdot s^{-1}$ ) Blasen für  $u_{G,GV} = 0,021 m \cdot s^{-1}$  und  $u_{G,GV} = 0,085 m \cdot s^{-1}$  im Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit der Nadelsonde. Für  $u_{G,GV} = 0,021 m \cdot s^{-1}$  tip-up wurden keine Ereignisse detektiert, für die eine Blasengeschwindigkeit gemessen werden kann. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Abbildung 7-7 zeigt die Blasengeschwindigkeit aufsteigender (tip-down) und abwärtsströmender (tip-up) Blasen für eine Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} = 0,021 m \cdot s^{-1}$  (homogenes Strömungsregime) und  $u_{G,GV} = 0,085 m \cdot s^{-1}$  (heterogenes Strömungsregime). Im homogenen Strömungsregime wird über den gesamten Blasensäulenquerschnitt keine gültige Geschwindigkeit mit nach oben ausgerichteter Nadelsonde gemessen. Daraus folgt, dass keine abwärtsströmenden Blasen vorliegen. Dies wird auch durch visuelle Beobachtungen bestätigt (vgl. Kap. 6).

Im heterogenen Strömungsregime wird für  $r_{BS}/R_{BS} \leq 0,4$  mit der nach oben ausgerichteten Nadelsonde keine Geschwindigkeit gemessen. Es liegen in diesem Bereich somit keine abwärtsströmenden Blasen vor. Für  $r_{BS}/R_{BS} > 0,4$  werden auf Grund der Flüssigkeitszirkulation abwärtsströmende Blasen detektiert. Die negative Geschwindigkeit steigt mit steigendem Radius, da im Randbereich der Blasensäule die Geschwindigkeit der abwärtsströmenden Flüssigkeit (Zirkulationsströmung) zunimmt (siehe Abbildung 3-18).

Um am Beispiel des heterogenen Strömungsregimes bei  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  den jeweiligen Anteil der aufsteigenden und abwärtsströmenden Blasen zu analysieren, ist in Abbildung 7-8 die Ereignisfrequenz  $f_{Erg}$  aufgetragen. Zusätzlich wird die Frequenz der Ereignisse gezeigt, für welche eine Blasengeschwindigkeit gemessen werden kann ( $f_{Erg,uB}$ ). Wie in Kapitel 3.4.2 diskutiert, ist sowohl für die nach oben als auch nach unten ausgerichtete Nadelsonde  $f_{Erg}$  in der Blasensäulenmitte am höchsten. Mit steigendem Radius sinkt  $f_{Erg}$  monoton für beide Konfigurationen.

Mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde wird in der Mitte der Blasensäule für ca. 50 % der Ereignisse eine Blasengeschwindigkeit gemessen. Mit steigendem Radius sinkt der Anteil der Ereignisse, für die eine Geschwindigkeit gemessen wird. Für  $r_{BS}/R_{BS} = 0,9$  ist  $f_{Erg,uB,tip-down} \approx 0,15 \cdot f_{Erg,tip-down}$ . Dies ist darauf zurückzuführen, dass im Randbereich der Blasensäule der Anteil aufsteigender Blasen abnimmt.

Dies wird auch deutlich aus dem radialen Verlauf von  $f_{Erg,tip-up}$  und  $f_{Erg,uB,tip-up}$  für die nach oben ausgerichtete Nadelsonde. In der Blasensäulenmitte ist  $f_{Erg,tip-up}$  maximal und sinkt mit steigendem Radius monoton. In der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} \leq 0,4$ ) ist  $f_{Erg,uB,tip-up} < 1 \text{ Hz}$  und der Anteil der Ereignisse, für welche eine Geschwindigkeit gemessen wird, ist kleiner 1 % ( $f_{Erg,uB,tip-up} < 0,01 \cdot f_{Erg,tip-up}$ ). Somit liegen in der Blasensäulenmitte keine abwärtsströmenden Blasen vor. Mit steigendem Radius nimmt  $f_{Erg,uB,tip-up}$  zu. Auch der Anteil der Ereignisse, für welche eine Geschwindigkeit gemessen wird, steigt. Für  $r_{BS}/R_{BS} > 0,8$  wird für abwärtsströmende Blasen eine höhere  $f_{Erg,uB,tip-up}$  als für aufsteigende Blasen ( $f_{Erg,uB,tip-down}$ ) gemessen.

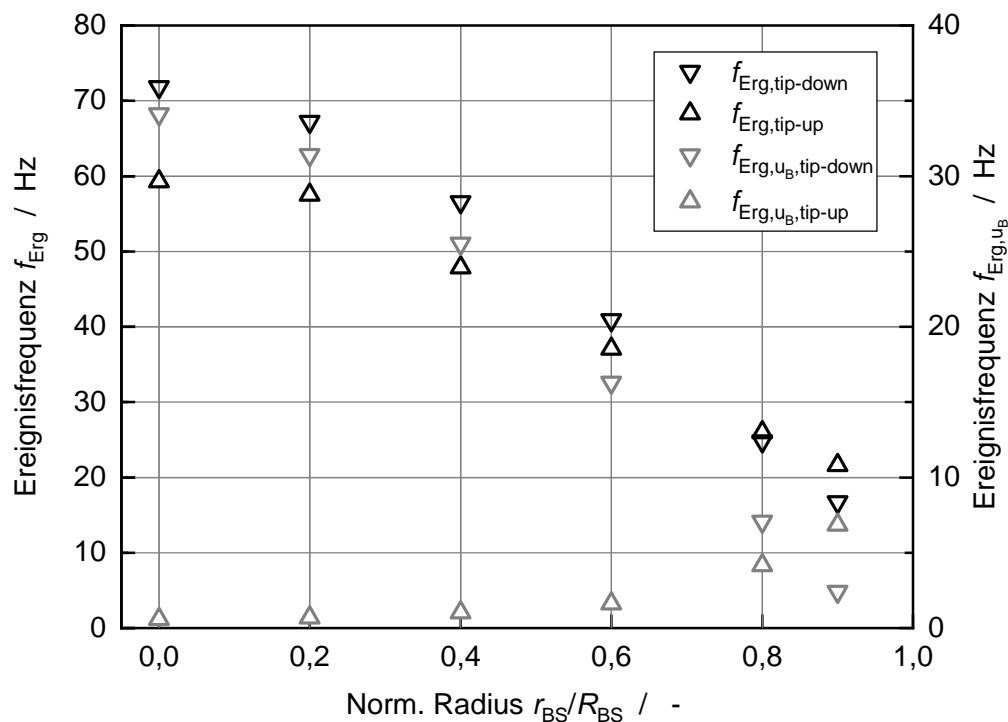


Abbildung 7-8: Ereignisfrequenz und Frequenz der Ereignisse, für welche eine Geschwindigkeit gemessen wird, im heterogenen Strömungsregime bei  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  im Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 25 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 17 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Aus den Messergebnissen von  $u_{B,lok}$  und  $f_{Erg}$  kann geschlossen werden, dass mit entsprechend ausgerichteter Nadelsonde die Geschwindigkeit aufsteigender und abwärtsströmender Blasen gemessen werden kann. Jedoch kann nicht auf die mittlere lokale Blasengeschwindigkeit geschlossen werden, da die absoluten Anteile von aufsteigenden und abwärtsströmenden Blasen nicht bekannt sind. Dies verdeutlicht die qualitative Darstellung in Abbildung 7-9, für welche angenommen wird, dass ein fester Anteil aufsteigender und abwärtsströmender Blasen vorliegt (linke Säule). Bei der Messung mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde lösen aufsteigende und abwärtsströmende Blasen Ereignisse aus. Jedoch wird nur ein Teil der abwärtsströmenden Blasen detektiert (vgl. Kap. 7.1). Zudem können nur Ereignisse, für die jeweils eine Geschwindigkeit gemessen wird, eindeutig als aufsteigende Blasen eingeordnet werden. Gleiches gilt auch für die Messung mit der nach oben ausgerichteten Nadelsonde.

Die in diesem Kapitel diskutierten Ergebnisse zeigen eine Limitierung der in dieser Arbeit eingesetzten Nadelsonde. Für Blasenströmungen mit gleichzeitig vorliegenden aufsteigenden und abwärtsströmenden Blasen kann nicht auf den lokalen Gasgehalt und

die mittlere Blasengeschwindigkeit geschlossen werden, da der Anteil aufsteigender und abwärtsströmender Blasen nicht eindeutig bestimmt werden kann.

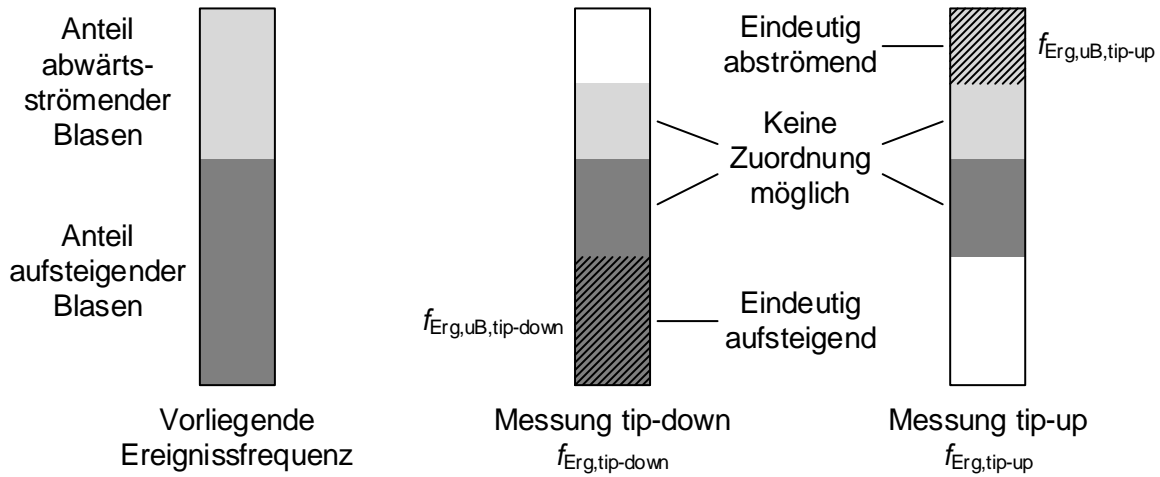


Abbildung 7-9: Schematische Darstellung der gemessenen Ereignisfrequenz  $f_{Erg}$  und der Ereignisfrequenz  $f_{Erg,uB}$  (Blasengeschwindigkeit kann gemessen werden) für die nach unten (mitte) und oben (rechts) ausgerichtete Nadelsonde unter der Annahme fester Anteile aufsteigender und abwärtsströmender Blasen (links). In der Mitte und Rechts entsprechen die weißen Flächen dem jeweiligen Anteil der nicht detektierten Blasen.



## 8 Anwendung der entwickelten Messverfahren zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik in einer Blasenströmung mit definierter Gasverteilung

In diesem Kapitel werden die in dieser Arbeit entwickelten Messverfahren (Kap. 5) und der entwickelte Lochplatten-Gasverteiler (vgl. Kap. 5.1.4 und 6) mit definierter Verteilung des Gasvolumenstroms eingesetzt. Beispielfähig werden eine apparative und eine stoffliche Einflussgröße untersucht:

- Variation des Gasverteilerdesigns ( $d_{\text{Loch}}$ )
- Variation der Oberflächenspannung ( $\sigma_L$ )

Durch den Einsatz eines Gasverteilers mit definierter Gasvolumenstrom-Verteilung können die Einflussgrößen ohne die Überlagerungen durch einen undefinierten Gasverteiler Einfluss untersucht werden. Der Fokus der Untersuchungen liegt auf dem homogenen Strömungsregime und dem Übergangsbereich ins heterogene Strömungsregime. Um den Effekt der Einflussgrößen auf den integralen Gasgehalt anhand lokaler Parameter zu diskutieren, wurden der integrale Gasgehalt  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  (siehe Kap. 5.3) und die lokalen Parameter  $\varepsilon_{G,\text{lok}}$ ,  $u_{B,\text{lok}}$  und  $f_{\text{Erg}}$  (siehe Kap. 5.4) experimentell bestimmt. Da auf Basis der angewendeten Messverfahren keine Informationen über die Blasenform vorliegen, kann anhand der Sehnenlängen-Messdaten keine eindeutige Aussage über den Blasendurchmesser getroffen werden (vgl. Kap. 5.4.2). Daher werden die Messdaten zur Sehnenlänge  $l_{B,\text{lok}}$  in diesem Kapitel nicht diskutiert. Die Sehnenlängen-Messdaten werden in einem Exkurs im Anhang I.1.1 diskutiert.

### 8.1 Einfluss des Gasverteilers

Um den Einfluss des Gasverteilers (GV) zu untersuchen, wurden die Lochplatten-Gasverteiler GV1 ( $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ) und GV3 ( $d_{\text{Loch}} = 0,4 \text{ mm}$ ) (siehe Tabelle 5-1) gewählt. Zunächst wird ausgehend von theoretischen Vorbetrachtungen der Einfluss des GV auf die Hydrodynamik diskutiert. Die theoretischen Vorbetrachtungen (Kap. 8.1.1) werden fortführend mit lokalen und integralen Messdaten (Kap. 8.1.2 und 8.1.3) zur Hydrodynamik im Stoffsystem Wasser/Luft verglichen.

### 8.1.1 Theoretische Vorüberlegungen

Die theoretischen Vorbetrachtungen basieren auf dem Einfluss des GV auf die Blasenbildung. Abbildung 8-1 zeigt den Primärblasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$  für beide GV in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit. Berechnet wurde  $d_{B,\ddot{a}q}$  nach dem Modell nach Geary und Rice 1991 (siehe Kap. 3.1.1.2). Für alle  $u_{G,GV}$  ist  $d_{B,\ddot{a}q}$  für den GV1 größer als für den GV3. Diese Aussage bestätigen die experimentellen Untersuchungen in Einzelblasenkettchen in Kapitel 5.2.1.2. Die Aussage gilt nur für  $We_{Loch} < 2$ , da im Modell nach Geary und Rice 1991 kein Primärblasenzerfall berücksichtigt wird.

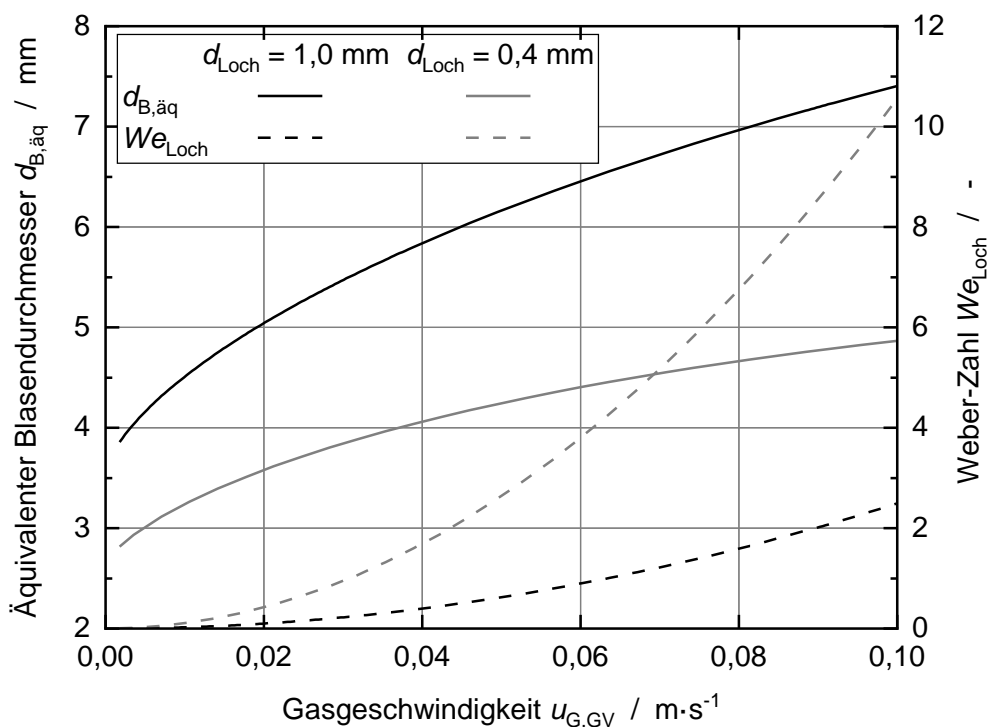


Abbildung 8-1: Einfluss des Gasverteilerdesigns auf den Primärblasendurchmesser: GV1 ( $d_{Loch} = 1,0$  mm) und GV3 ( $d_{Loch} = 0,4$  mm) (vgl. Tabelle 5-1). Die Berechnung des Primärblasendurchmessers beruht auf dem Modell nach Geary und Rice 1991 [45].

Auf Basis der diskutierten Primärblasendurchmesser ist zu erwarten, dass im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} < 0,035$  m·s<sup>-1</sup>) für den GV3 kleinere Blasen ( $d_{B,\ddot{a}q} < 3,9$  mm) vorliegen als für GV1 ( $d_{B,\ddot{a}q} < 5,6$  mm). Trotz der unterschiedlichen Blasengröße ist der Unterschied zwischen der Geschwindigkeit einer jeweiligen Einzelblase  $u_{B,0}$  kleiner 6 %, da für  $d_{B,\ddot{a}q} = 3 - 6$  mm  $u_{B,0}$  um maximal 0,02 m·s<sup>-1</sup> variiert (siehe Abbildung 3-10). Da für  $d_{B,\ddot{a}q} = 3 - 6$  mm der Einfluss von  $d_{B,\ddot{a}q}$  auf  $u_{B,0}$  klein ist, kann nach Gleichung (2.4) angenommen werden, dass bei gleichem  $u_{G,GV}$  der Gasgehalt im homogenen Strömungsregime ebenfalls nahezu gleich ist für beide GV.

### 8.1.2 Lokale Blasengeschwindigkeit

Um die Aussagen aus den theoretischen Vorüberlegungen zur Blasengeschwindigkeit zu überprüfen, zeigt Abbildung 8-2 den Vergleich der **lokalen Blasengeschwindigkeit**  $u_{B,lok}$  für beide GV. Gemessen wurde jeweils mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde in der Plexiglasblasensäule (B100).

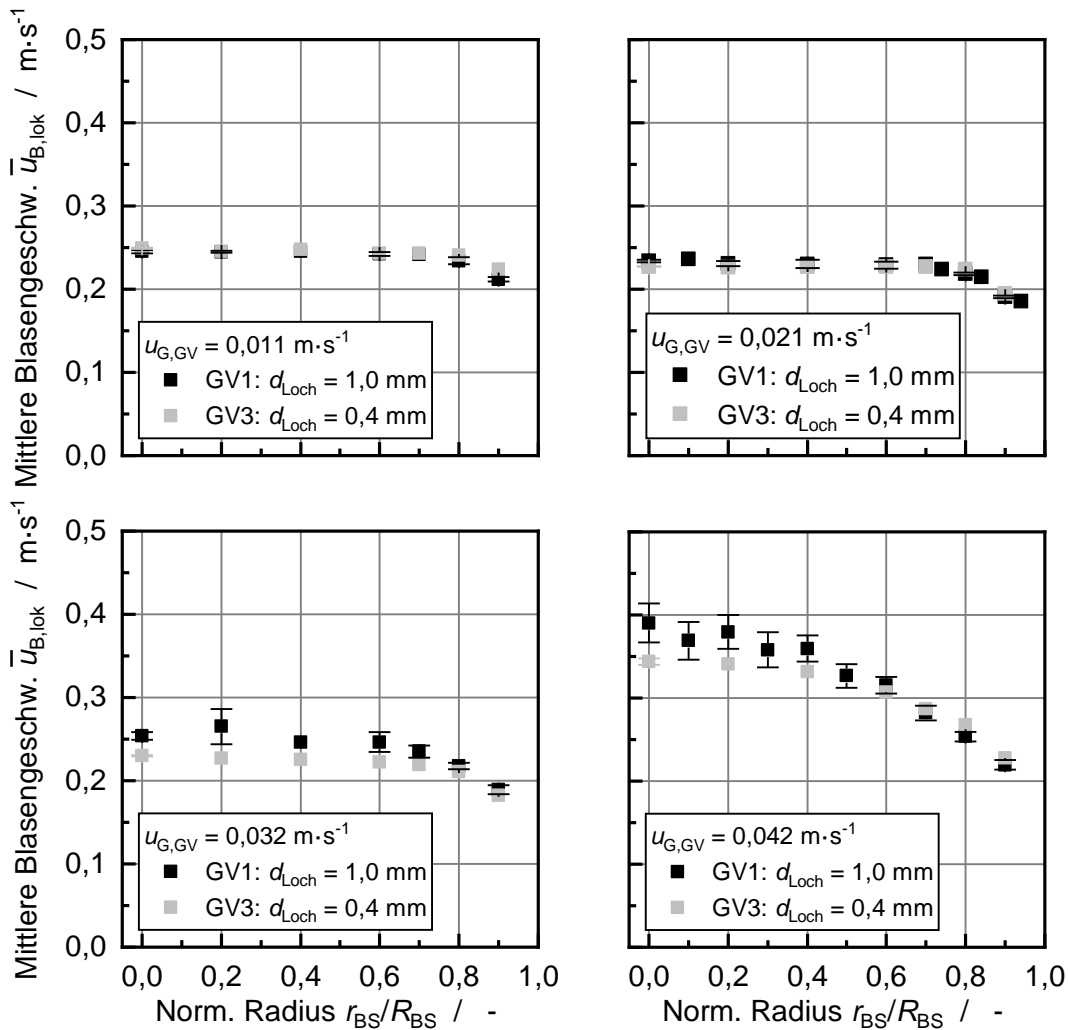


Abbildung 8-2: Vergleich der lokalen Blasengeschwindigkeit für zwei unterschiedliche Gasverteiler für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde (siehe Tabelle 5-1). (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 und GV3 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

Die Ergebnisse der  $u_{B,lok}$ -Messungen bestätigen die zuvor beschriebene Erwartung, dass  $u_{B,lok}$  im homogenen Strömungsregime für beide GV nahezu gleich ist. Für  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  weichen die radialen  $u_{B,lok}$ -Verläufe für GV1 und GV3 um weniger als 4 % voneinander ab. Es liegt jeweils eine nahezu konstante

Blasengeschwindigkeit über den Querschnitt der Blasensäule vor. Im Randbereich sinkt  $u_{B,lok}$  auf Grund der zunehmenden Wandreibung.

Im Bereich des Übergangs ins heterogene Strömungsregime bei  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (siehe Abbildung 8-2) zeigen die Ergebnisse in der Blasensäulenmitte für GV1 ein höheres  $u_{B,lok}$  als für den GV3. Dies deutet darauf hin, dass für den GV1 bereits bei geringeren  $u_{G,GV}$  eine Zirkulationsströmung und der Übergang ins heterogene Strömungsregime vorliegen. Bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt für beide GV das heterogene Strömungsregime vor, da jeweils ein ausgeprägter  $u_{B,lok}$ -Verlauf vorliegt. Auch hier liegt für den GV1 in der Blasensäulenmitte eine höhere  $u_{B,lok}$  vor. Dies deutet ebenfalls auf eine stärker ausgeprägte Zirkulationsströmung beim GV1 hin.

Die Tendenz, dass für den GV1 der Übergang ins heterogene Strömungsregime bei geringeren  $u_{G,GV}$  vorliegt, bestätigt auch die Betrachtung der Ereignisfrequenz  $f_{Erg}$  in Abbildung I-1 im Anhang I. Für  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wird für den GV1 bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  eine höhere  $f_{Erg}$  gemessen als für den GV3 und im Randbereich eine niedrigere  $f_{Erg}$ . Dieses Ergebnis bestätigt, dass für  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  die Zirkulationsströmung für den GV1 stärker ausgeprägt ist, da für den GV1 die Blasen vermehrt auf der Achse aufsteigen im Vergleich zum GV3.

### 8.1.3 Integraler und lokaler Gasgehalt

Abbildung 8-3 zeigt den integralen Gasgehalt  $\bar{\epsilon}_{G,int}$  für GV1 und GV3. Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} \leq 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt der maximale Unterschied zwischen GV1 und GV3 bei  $\Delta\bar{\epsilon}_{G,int} = 0,007$ . Diese Abweichung liegt im Bereich der Messabweichungen (siehe Kap. 5.3). Dieses Ergebnis bestätigt die zuvor beschriebene Erwartung, dass auf Grund einer nahezu gleichen Blasengeschwindigkeit (vgl. Kap. 8.1.2) trotz unterschiedlicher Blasengröße der nahezu gleiche Gasgehalt vorliegt.

Im heterogenen Strömungsregime für  $u_{G,GV} = 0,042 - 0,113 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist der Gasgehalt für den GV3 höher als für den GV1. Die maximale  $\bar{\epsilon}_{G,int}$ -Differenz liegt im heterogenen Strömungsregime bei  $\Delta\bar{\epsilon}_{G,int} = 0,017$ . Diese geringe Abweichung ist als signifikant zu bewerten, da das Messverfahren geringere Messabweichungen ausweist. Die Analyse der Linearität der beiden  $\bar{\epsilon}_{G,int}$ -Verläufe im Bereich  $u_{G,GV} < 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  zeigt, dass der Übergang ins heterogene Strömungsregime für den GV3 zu einer leicht höheren Gasgeschwindigkeit verschoben ist im Vergleich zum GV1. Dies entspricht auch den Schlussfolgerungen aus den Ergebnissen zur lokalen Blasengeschwindigkeit (vgl. Kap. 8.1.2). Die Verschiebung des Strömungsregimeübergangs deutet auf eine

geringere Koaleszenzwahrscheinlichkeit in der Anströmzone beim GV3 hin. Es würde sich eine höhere Anströmzone ausbilden, was ebenfalls eine Steigerung von  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  im heterogenen Strömungsregime erklärt.

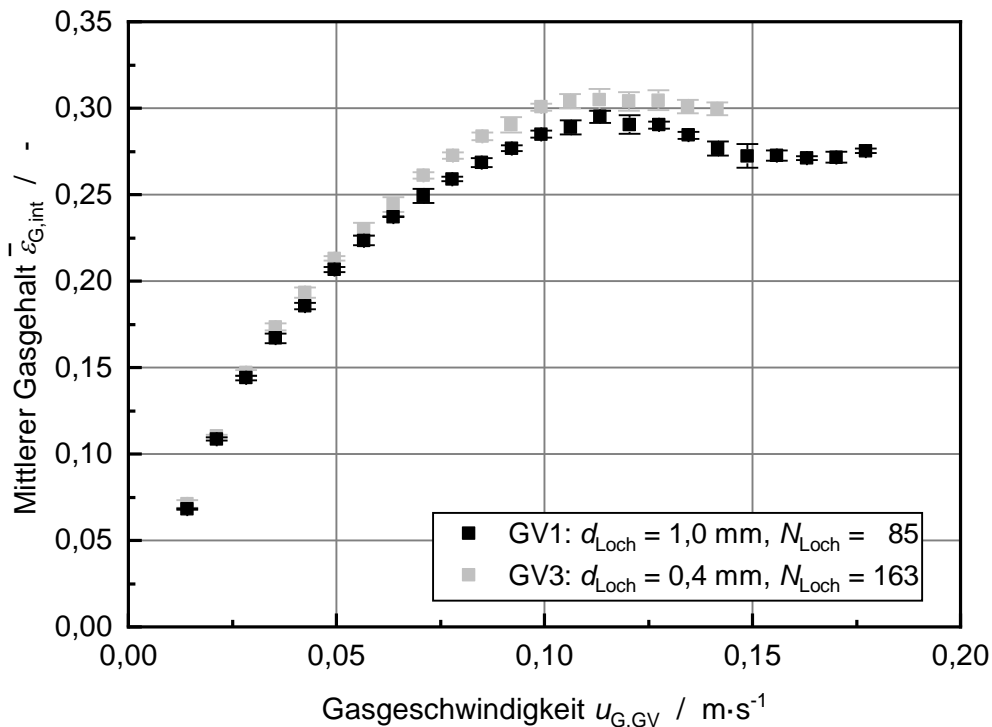


Abbildung 8-3: Vergleich des integralen Gasgehalts für zwei unterschiedliche Gasverteiler in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit der Füllstandmessung (siehe Tabelle 5-1) (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 und GV3 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

Um die Ergebnisse zum integralen Gasgehalt zu bestätigen, zeigt Abbildung 8-4 den radialen Verlauf des **lokalen Gasgehalts**, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Im homogenen Strömungsregime bei  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (Abbildung 8-4, links) zeigen die Ergebnisse für GV1 und GV3 den nahezu gleichen radialen Verlauf mit Abweichungen von  $\Delta\varepsilon_{G,lok} < 0,003$  bzw. kleiner 4 %. Dies steht im Einklang mit den Ergebnissen der integralen Gasgehaltsmessungen. Die  $\varepsilon_{G,lok}$ -Verläufe zeigen die erwartete nahezu konstante Gasgehaltsverteilung über den Blasensäulenquerschnitt ( $r_{BS}/R_{BS} < 0,8$ ). Im Randbereich steigt  $\varepsilon_{G,lok}$  auf Grund der zunehmenden Wandreibung (vgl. Kap. 7.1.2).

Im heterogenen Strömungsregime (Abbildung 8-4, rechts) zeigen die  $\varepsilon_{G,lok}$ -Ergebnisse für GV1 und GV3 einen ähnlichen radialen Verlauf mit einer maximale Abweichung von  $\Delta\varepsilon_{G,lok} = 0,015$  bzw. 4 %. Diese Abweichung entspricht der  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Differenz bei gleicher Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (siehe Abbildung 8-3). Das ausgeprägte

radiale Profil ist für beide GV auf das Vorliegen einer voll ausgeprägten Zirkulationsströmung zurückzuführen (vgl. Kap. 7.1.2). Dieses Ergebnis steht im Einklang mit den Messungen des integralen Gasgehalts.

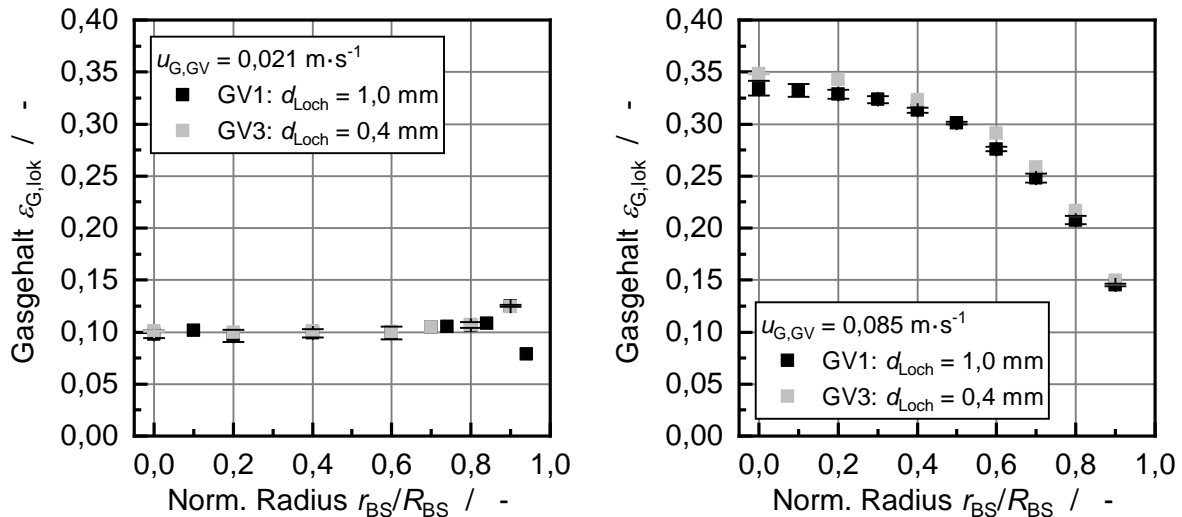


Abbildung 8-4: Vergleich des lokalen Gasgehalts für zwei unterschiedliche Gasverteiler für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde (siehe Tabelle 5-1). (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 und GV3 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{\text{Vor}} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

### 8.1.4 Ergebnisdiskussion und Vergleich mit Literaturdaten

Die in Kapitel 8.1.2 und 8.1.3 diskutierten Messergebnisse zur lokalen und integralen Hydrodynamik zeigen einen geringen Einfluss des Gasverteilers auf die Blasengeschwindigkeit und auf den Gasgehalt. Dies bestätigt die theoretischen Vorüberlegungen (Kap. 8.1.1).

Die Ergebnisse aus der Literatur in Abbildung 3-21 zum Einfluss des Gasverteilers bzw. des Lochdurchmessers  $d_{\text{Loch}}$  auf  $\varepsilon_{G,\text{int}}$  zeigen einen deutlich anderen Gasverteilereinfluss. In Abbildung 3-21 ist der Unterschied zwischen den Gasverteilern ( $d_{\text{Loch}} = 0,5 \text{ mm}$  und  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ) deutlich größer als in dieser Arbeit. Die maximale Abweichung bei  $u_{G,GV} = 0,08 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist  $\Delta\varepsilon_{G,\text{int}} \approx 0,16$  und somit um den Faktor 10 größer als in dieser Arbeit. Es wird von den Autoren auf Basis der Messdaten geschlossen, dass für  $d_{\text{Loch}} \geq 1 \text{ mm}$  kein homogenes Strömungsregime möglich ist.

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, dass für  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  ein homogenes Strömungsregime möglich ist (vgl. Kap. 6) und dass der Einfluss von  $d_{\text{Loch}}$  deutlich geringer ist, als in der Literatur gezeigt. Der Unterschied zu den Literaturdaten ist die

gleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV, was bei den Literaturdaten mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht gegeben ist (vgl. Kap. 3.3.2). Um dies auch für  $d_{\text{Loch}} > 1 \text{ mm}$  zu bestätigen, müssen weiterführend Gasverteiler mit größerem  $d_{\text{Loch}}$  eingesetzt werden. Der Vergleich mit den Literaturdaten zeigt, dass für eine wissenschaftlich belastbare Untersuchung des Gasverteilerinflusses auf die Hydrodynamik in einer Blasensäule (z. B. Variation von  $d_{\text{Loch}}$  oder  $a_{\text{frei}}$ ) eine definierte Blasenbildung am GV Voraussetzung ist.

## 8.2 Einfluss der Oberflächenspannung

Um den Einfluss der Oberflächenspannung auf die Hydrodynamik zu untersuchen, wurden in dieser Arbeit die Stoffsysteme Wasser/Luft ( $\sigma_L = 73,8 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) und Benzonitril/Luft ( $\sigma_L = 39,1 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) eingesetzt (vgl. Kap. 5.1.3 und Anhang D.3). Bei  $T_L = 20 \text{ °C}$  beträgt der Unterschied der Flüssigkeitsviskosität  $\Delta\eta_L = 0,3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ . In Bezug auf die Literaturdaten in Abbildung 3-20 ist die absolute Viskositätsdifferenz als gering zu bewerten. Jedoch wurde im Bereich von  $\eta_L = 1 - 3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  ein Einfluss der Viskosität auf die Hydrodynamik gezeigt, weshalb die relative Viskositätsdifferenz im Folgenden kritisch diskutiert wird. Der Dichteunterschied ist  $\Delta\rho_L = 7 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$  bzw. weniger als 1 % und wird im Folgenden vernachlässigt. Die Spannweite der Stoffeigenschaften auf Grund der Variation der Flüssigkeitstemperatur ( $T_L = 17 - 26 \text{ °C}$ ) in dieser Arbeit zeigt Tabelle D-2 im Anhang.

Aufbauend auf theoretischen Vorbetrachtungen (Kap. 8.2.1) wird der Einfluss der Oberflächenspannung diskutiert. Die theoretischen Vorbetrachtungen werden mit Messungen der integralen und lokalen Hydrodynamik (Kap. 8.2.2 und 8.2.3) verglichen. Die Messung zum Stoffsystem Wasser/Luft wurde in der Plexiglasblasensäule (B100) durchgeführt, die Messungen zum Stoffsystem Benzonitril/Luft wurden in der Stahlblasensäule (B300) durchgeführt (vgl. Kap. 5.1.1). Der Unterschied im Durchmesser von  $d_{\text{BS}} = 100 \text{ mm}$  bzw.  $d_{\text{BS}} = 107 \text{ mm}$  hat einen zu vernachlässigenden Einfluss auf die Hydrodynamik (siehe Anhang J). Eingesetzt wurde jeweils der GV1 mit  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  und gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung.

### 8.2.1 Theoretische Vorüberlegungen

Die theoretischen Vorbetrachtungen basieren auf der Blasenbildung für beide Stoffsysteme. Abbildung 8-5 zeigt die Primärblasendurchmesser auf Basis des Modells nach Geary und Rice 1991 (siehe Kap. 3.1.1.2). Für  $u_{\text{G,GV}} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist der

Primärblasendurchmesser im Stoffsystem Wasser/Luft um ca. 10 % größer ( $\Delta d_{B,\ddot{a}q} = 0,4 \text{ mm}$ ). Mit steigender Gasgeschwindigkeit und damit steigendem Primärblasendurchmesser nimmt der Unterschied zwischen den Stoffsystemen ab. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Oberflächenspannungskraft unabhängig vom Gasvolumenstrom im Gasverteilerloch  $\dot{V}_{G,\text{Loch}}$  und  $d_{B,\ddot{a}q}$  ist (siehe Tabelle B-1). Da die übrigen Kräfte (z. B. Impulskraft, Auftriebskraft) mit steigendem  $u_{G,GV}$  zunehmen, sinkt der Einfluss der Oberflächenspannung.

Der Vergleich von Modellergebnissen und Messergebnissen für das Stoffsystem Wasser/Luft wird ausführlich in Kapitel 5.2.1.2 diskutiert. Für das Stoffsystem Benzonitril/Luft werden die Modellergebnisse nach Geary und Rice 1991 für  $u_{G,GV} < 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  durch die Messungen in Einzelblasenkettens bestätigt. Oberhalb von  $u_{G,GV} = 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegen erhebliche Abweichungen zwischen Modellergebnissen und den Messergebnissen vor. Wie in Kapitel 5.2.1.2 diskutiert, sinkt mit steigendem  $u_{G,GV}$  der gemessene Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$ , da für  $u_{G,GV} > 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  Primärzerfall vorliegt, welcher im Modell nach Geary und Rice 1991 nicht berücksichtigt wird. Die folgenden theoretischen Vorüberlegungen beziehen sich daher nur auf das homogene Strömungsregime, da für  $u_{G,GV} < 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ein Primärzerfall der Blasen in beiden Stoffsystemen vernachlässigt werden kann.

Auf Basis des gebildeten Primärblasendurchmessers wird die Blasengeschwindigkeit einer Einzelblase  $u_{B,0}$  für beide Stoffsysteme bestimmt. Für  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (homogenes Strömungsregime) ergibt sich nach dem Modell von Geary und Rice 1991 für Wasser/Luft ein Primärblasendurchmesser von  $d_{B,\ddot{a}q} = 5,5 \text{ mm}$  ( $EO_B = 4,0$ ) und für Benzonitril/Luft  $d_{B,\ddot{a}q} = 5,3 \text{ mm}$  ( $EO_B = 7,1$ ). Ausgehend von diesen Primärblasendurchmessern kann über  $EO_B$  und  $Mo$  ( $T_L = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ) mithilfe des Diagramms in Abbildung I-5  $Re_B$  für beide Stoffsysteme abgeschätzt werden. Mit  $Re_{B,\text{Wasser}} \approx 1400$  und  $Re_{B,\text{Benzonitril}} \approx 900$  ergibt sich nach Gleichung (8.1), dass  $u_{B,0}$  für Benzonitril/Luft um 12 % geringer ist im Vergleich zu Wasser/Luft.

$$\frac{u_{B,0,\text{Benzonitril}}}{u_{B,0,\text{Wasser}}} = \frac{Re_{B,\text{Benzonitril}}}{Re_{B,\text{Wasser}}} \cdot \frac{\eta_{L,\text{Benzonitril}}}{\eta_{L,\text{Wasser}}} \cdot \frac{\rho_{L,\text{Wasser}}}{\rho_{L,\text{Benzonitril}}} \cdot \frac{d_{B,\text{Wasser}}}{d_{B,\text{Benzonitril}}} = 0,88 \quad (8.1)$$

Auch nach der Korrelation von Mendelson 1967 in Gleichung (3.9) weisen für  $u_{G,GV} < 0,1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  die Primärblasen im Stoffsystem Benzonitril/Luft ein geringes  $u_{B,0}$  auf (siehe Abbildung I-6 im Anhang I) [62]. Für  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und das Stoffsystem Wasser/Luft ist  $u_{B,0}(d_{B,\ddot{a}q} = 5,5 \text{ mm}) = 0,23 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und für Benzonitril/Luft ist  $u_{B,0}(d_{B,\ddot{a}q} = 5,3 \text{ mm}) = 0,20 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Dies entspricht einer Abnahme von 13 % für das



Stoffsystem Benzonitril/Luft im Vergleich zum Stoffsystem Wasser/Luft und entspricht dem Ergebnis auf Basis von Abbildung I-5 im Anhang.

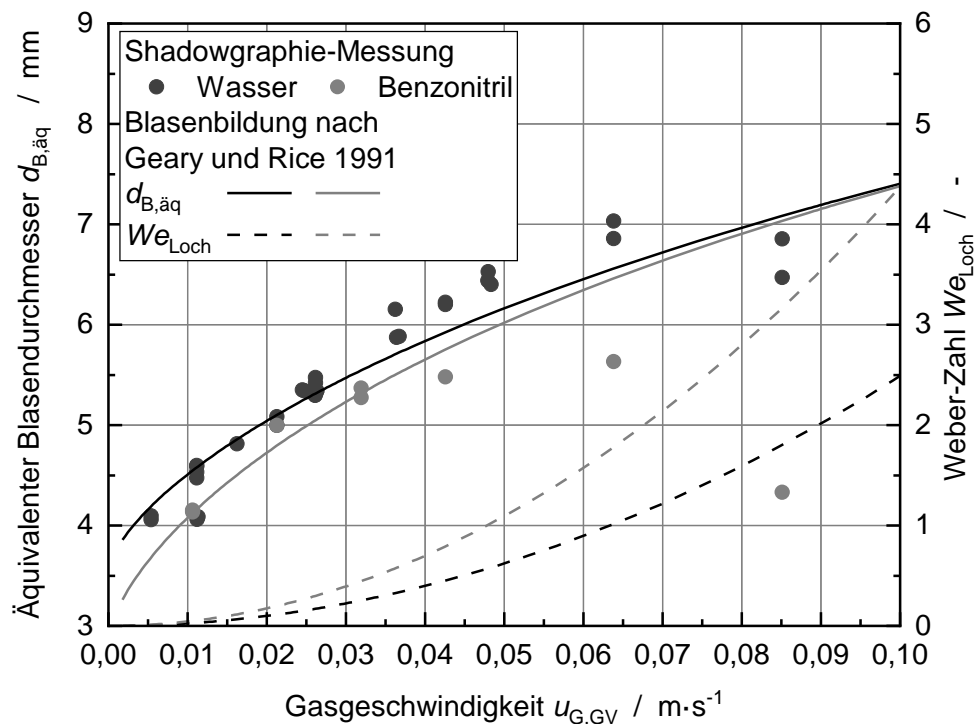


Abbildung 8-5: Einfluss der Oberflächenspannung auf die Primärblasenbildung: Stoffsysteme Wasser/Luft ( $\sigma_L = 73,8 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) und Benzonitril/Luft ( $\sigma_L = 39,1 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) für einen Lochdurchmesser  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  (GV1). Berechnung der Primärblasengröße nach Geary und Rice 1991 [45]. Die experimentellen Ergebnisse basieren auf Shadowgraphie-Messungen (vgl. Kap. 5.2.1).

Der Einfluss der um  $\Delta\eta_L = 0,3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  höheren Flüssigkeitsviskosität des Stoffsystems Benzonitril/Luft auf die Blasengeschwindigkeit kann nach Auswertung des Diagramms in Abbildung I-5 vernachlässigt werden. Für die Korrelation nach Mendelson 1967 besteht im Gültigkeitsbereich ( $\eta_L = 0,52 - 1,76 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ ) ebenfalls kein Viskositätseinfluss (siehe Gleichung (3.9)). Auch die Korrelation nach Tsuchiya et al. 1997 zeigt in diesem Bereich nur einen kleinen Einfluss (2 %) der Viskosität auf die Blasengeschwindigkeit [159].

Ausgehend von diesen theoretischen Überlegungen wird für das homogene Strömungsregime ein geringeres  $u_B$  für Benzonitril/Luft im Vergleich zu Wasser/Luft erwartet. Entsprechend wird im homogenen Strömungsregime ein höherer Gasgehalt für Benzonitril/Luft erwartet (siehe Gleichung (2.4)).

## 8.2.2 Lokale Blasengeschwindigkeit

Um die Aussagen aus den theoretischen Vorüberlegungen zur Blasengeschwindigkeit zu überprüfen, zeigt Abbildung 8-6 den Vergleich der lokalen Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}$  für beide Stoffsysteme. Für  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  zeigen die  $u_{B,lok}$ -Profile für Wasser/Luft und Benzonitril/Luft einen nahezu konstanten Verlauf in der Blasensäulenmitte. Da auch die Messergebnisse für  $f_{Erg}$  jeweils einen nahezu konstanten radialen Verlauf zeigen, liegt bei  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  für beide Stoffsysteme eine homogene Blasenströmung vor. Hierbei muss darauf verwiesen werden, dass für das Stoffsystem Benzonitril/Luft nur zwei Messreihen durchgeführt wurden (Anzahl Messungen  $N_{Mess} = 1 - 2$ ) und daher die Messergebnisse nicht vollumfänglich statistisch belastbar sind. Für  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist die Blasengeschwindigkeit für Benzonitril/Luft über den gesamten Blasensäulenquerschnitt niedriger als für Wasser/Luft. Dies stimmt überein mit den theoretischen Vorüberlegungen.

Mit steigender Gasgeschwindigkeit ( $u_{G,GV} = 0,021 - 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) zeigen die Messergebnisse für Benzonitril/Luft in der Blasensäulenmitte entgegen der Erwartung ein höheres  $u_{B,lok}$  als für Wasser/Luft. Zudem besteht eine radiale Abhängigkeit von  $u_{B,lok}$  für Benzonitril/Luft. Dies deutet darauf hin, dass bereits für  $u_{G,GV} \geq 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  eine Zirkulationsströmung der Flüssigphase vorliegt und damit eine höhere Blasengeschwindigkeit. Die Messergebnisse für  $f_{Erg}$  in Abbildung 8-7 weisen für  $u_{G,GV} \geq 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ebenfalls eine radiale Abhängigkeit auf und bestätigen das Vorliegen einer Zirkulationsströmung für das Stoffsystem Benzonitril/Luft.

Ein Grund für das beobachtete Einsetzen der Zirkulationsströmung bei einer geringeren  $u_{G,GV}$  kann die stärkere Verformung/Abflachung der Blasen im Stoffsystem Benzonitril/Luft sein.

Durch die geringere Oberflächenspannung bzw. Oberflächenkraft ist für das Stoffsystem Benzonitril/Luft ein geringeres Achsenverhältnis  $E$  zu erwarten im Vergleich zu Wasser/Luft. Dies zeigen auch die Messwerte für die Sehnenlänge  $l_{B,lok}$  (Abbildung I-8) und die Ereignisfrequenz  $f_{Erg}$ . Für  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wird ein  $\Delta d_{B,\ddot{a}q} = 0,4 \text{ mm}$  zwischen den beiden Stoffsystemen erwartet (vgl. Abbildung 8-5). Da der Sehnenlängenunterschied  $\Delta l_{B,lok} > 0,4 \text{ mm}$  ist, kann geschlossen werden, dass eine stärkere Blasenverformung für das Stoffsystem Benzonitril/Luft vorliegt. Die Ereignisfrequenz  $f_{Erg}$  für Benzonitril/Luft ist größer als für Wasser/Luft. Dies kann ebenfalls auf eine stärkere Verformung zurückgeführt werden. Eine zunehmende Verformung der Blasen erhöht die Treffwahrscheinlichkeit der Nadelsondenspitze, da die

Projektionsfläche einer Blase orthogonal zur z-Achse bei konstantem  $d_{B,\text{äq}}$  größer ist, je kleiner  $E$  ist.

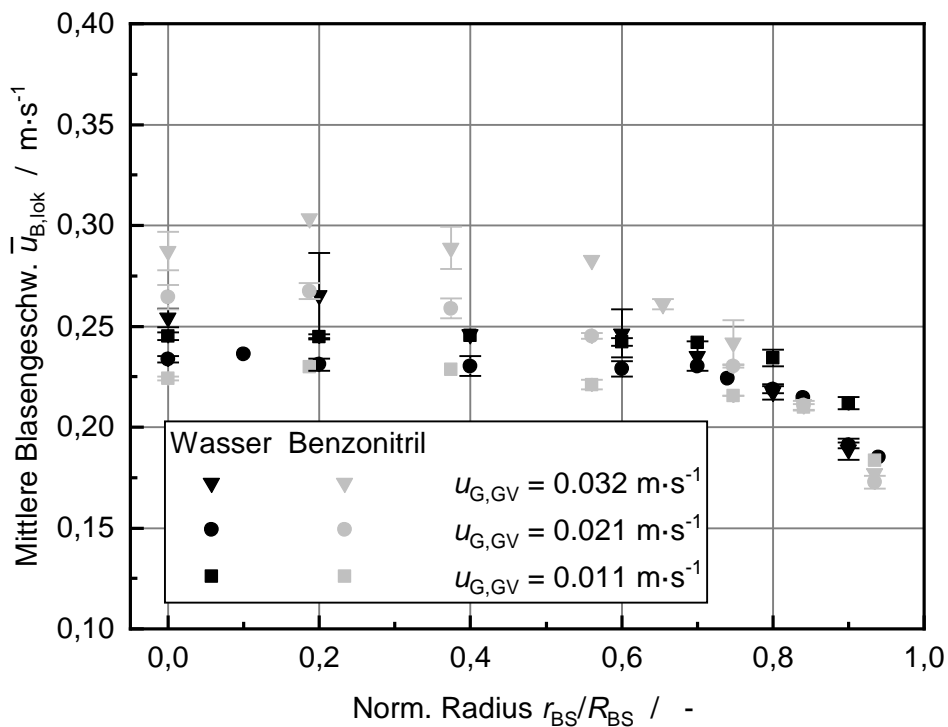


Abbildung 8-6: Mittlere lokale Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde in den Stoffsystemen Wasser/Luft und Benzonitril/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100,  $h_L = 1000$  mm) und Stahlblasensäule (B300;  $h_L = 900$  mm); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26$  °C;  $T_G = 19 - 26$  °C;  $T_{Vor} = 20$  °C).

Auf Grund der stärkeren Verformung der Blasen und dem höheren Gasgehalt im Stoffsystem Benzonitril/Luft ist der freie Querschnitt zwischen den Blasen geringer als für das Stoffsystem Wasser/Luft. Die durch den Blasenanstieg nach oben verdrängte Flüssigkeit muss daher durch einen geringeren freien Querschnitt nach unten strömen. Daher kann bereits bei einer geringeren  $u_{G,GV}$  die Flüssigkeit nach außen verdrängt werden und muss im Randbereich nach unten fließen. Dies führt zum Einsetzen einer Zirkulationsströmung bei einer geringeren  $u_{G,GV}$  als im Stoffsystem Wasser/Luft.

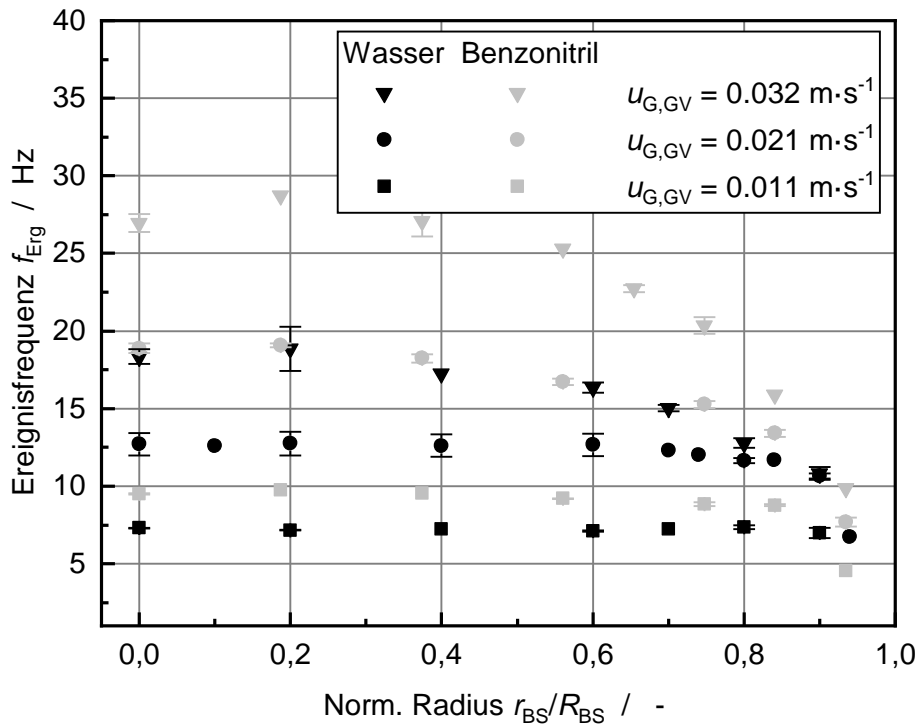


Abbildung 8-7: Ereignisfrequenz, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde in den Stoffsystemen Wasser/Luft und Benzonitril/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100;  $h_L = 1000$  mm) und Stahlblasensäule (B300;  $h_L = 900$  mm); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26$  °C;  $T_G = 19 - 26$  °C;  $T_{Vor} = 20$  °C).

### 8.2.3 Integraler und lokaler Gasgehalt

Abbildung 8-8 zeigt den Vergleich des integralen Gasgehalts  $\bar{\epsilon}_{G,int}$  für die Stoffsysteme Wasser/Luft und Benzonitril/Luft. Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} \leq 0,035$  m·s<sup>-1</sup>) zeigt das Stoffsystem Benzonitril/Luft einen höheren  $\bar{\epsilon}_{G,int}$  als das Stoffsystem Wasser/Luft. Bei  $u_{G,GV} = 0,021$  m·s<sup>-1</sup> ist der Unterschied 8 % bezogen auf Wasser, bei  $u_{G,GV} = 0,035$  m·s<sup>-1</sup> ist der Unterschied 15 %. Dies steht im Einklang mit den theoretischen Vorüberlegungen in Kapitel 8.2.1, welche ein höheres  $\bar{\epsilon}_{G,int}$  für das Stoffsystem Benzonitril/Luft im homogenen Strömungsregime vorhersagen.

Die Literaturstudie zum Einfluss der Oberflächenspannung in Kapitel 3.3.1 zeigt ebenfalls einen Anstieg von  $\epsilon_{G,int}$  mit sinkendem  $\sigma_L$ . Jedoch ist der in dieser Arbeit gezeigte Einfluss der Oberflächenspannung im homogenen Strömungsregime deutlich geringer als in Abbildung 3-20. Für  $u_{G,GV} = 0,035 - 0,063$  m·s<sup>-1</sup> ist  $\bar{\epsilon}_{G,int}$  für Benzonitril/Luft größer als für Wasser/Luft mit einem Maximum bei  $u_{G,GV} = 0,057$  m·s<sup>-1</sup>. Für  $u_{G,GV} > 0,063$  m·s<sup>-1</sup> weist das Stoffsystem Benzonitril/Luft einen niedrigeren  $\epsilon_{G,int}$  auf. Dies steht im Widerspruch zu dem in der Literatur gezeigten Einfluss von  $\sigma_L$  auf  $\epsilon_{G,int}$  in Abbildung 3-20. In der

Literaturstudie ist  $\varepsilon_{G,int}$  im untersuchten Gasgeschwindigkeitsbereich ( $u_{G,GV} = 0,012 - 0,39 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) höher für das Stoffsystem mit niedrigerer Oberflächenspannung. Im Folgenden werden zwei Ursachen für diese Unterschiede zur Literaturstudie diskutiert.

Zum einen ist in Abbildung 3-20 der Einfluss der Oberflächenspannung überlagert mit einem Anstieg der Flüssigkeitsviskosität von  $\eta_L = 1,0 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  auf  $\eta_L = 2,9 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ . Im Bereich  $\eta_L < 3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  hat eine Zunahme der Flüssigkeitsviskosität einen steigenden Gasgehalt zur Folge und verzerrt somit den  $\sigma_L$ -Einfluss (vgl. Kap. 3.3.1). Auch in dieser Arbeit liegt eine Überlagerung des Einflusses der Oberflächenspannung durch einen Anstieg der Flüssigkeitsviskosität von  $\Delta\eta_L = 0,3 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  vor. Um diese Überlagerung in zukünftigen Arbeiten auszuschließen, muss für das Stoffsystem Benzonnitril/Luft  $T_L = 40 \text{ }^\circ\text{C}$  eingestellt werden. Damit kann die gleiche Flüssigkeitsviskosität eingestellt werden bei einem Dichteunterschied von  $\Delta\rho_L = 20 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$  bzw. 2 %.

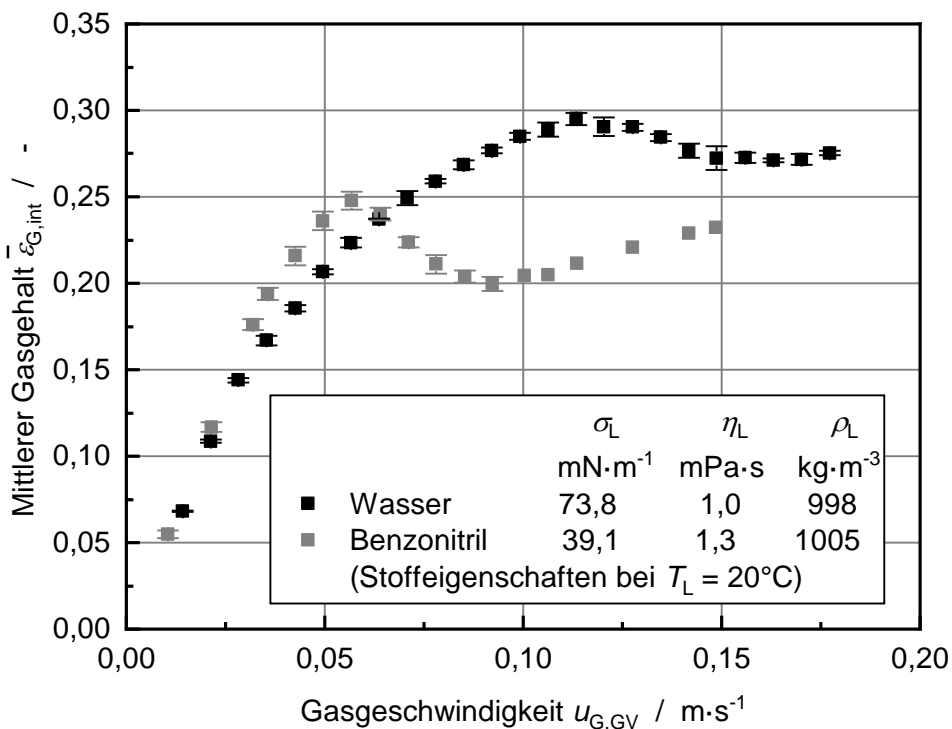


Abbildung 8-8: Einfluss der Oberflächenspannung auf den integralen Gasgehalt (BS: Plexiglasblasensäule (B100,  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ) und Stahlblasensäule (B300;  $h_L = 900 \text{ mm}$ ); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Zum anderen ist der Übergang ins Kolbenströmungsregime bei einer Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} = 0,063 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und somit bei einem geringeren  $u_{G,GV}$  als für das Stoffsystem Wasser/Luft. Durch das Entstehen von schnell aufsteigenden Kolbenblasen sinkt

zunächst der Gasgehalt und liegt unterhalb des Stoffsystems Wasser/Luft. Für  $u_{G,GV} > 0,113 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  liegt auch für Wasser/Luft das Kolbenströmungsregime vor und der  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Unterschied zwischen den Stoffsystemen sinkt. Die Schwankungen der Füllstandmessung (siehe Abbildung I-7 im Anhang) bestätigen, dass das Kolbenströmungsregime für Benzonitril/Luft bei  $u_{G,GV} = 0,063 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  vorliegt. Für Benzonitril/Luft sind  $h_{GL}$ -Schwankungen von  $\pm 45 \text{ mm}$  zu beobachten, während bei gleicher  $u_{G,GV}$  für Wasser/Luft die Schwankungen auf  $\pm 15 \text{ mm}$  begrenzt sind. Der Übergang ins Kolbenströmungsregime bei geringeren  $u_{G,GV}$  als bei Wasser/Luft ist mit dem Vorliegen von Schirmblasen bei geringeren  $d_{B,\ddot{a}q}$  zu begründen. Nach Abbildung I-5 liegen für  $EO_B > 40$  Schirmblasen vor. Für Einzelblasen im Stoffsystem Wasser/Luft entspricht dies einem  $d_{B,\ddot{a}q} > 17 \text{ mm}$  (vgl. Kap. 3.1.2.1). Auf Grund der geringeren Oberflächenspannung liegen im Stoffsystem Benzonitril/Luft Schirmblasen bereits bei  $d_{B,\ddot{a}q} > 13 \text{ mm}$  vor (vgl. Gleichung (3.7)). Aus diesem Zusammenhang wird an dieser Stelle geschlussfolgert, dass auch Kolbenblasen im Stoffsystem Benzonitril/Luft bei geringeren  $u_{G,GV}$  vorliegen als im Stoffsystem Wasser/Luft.

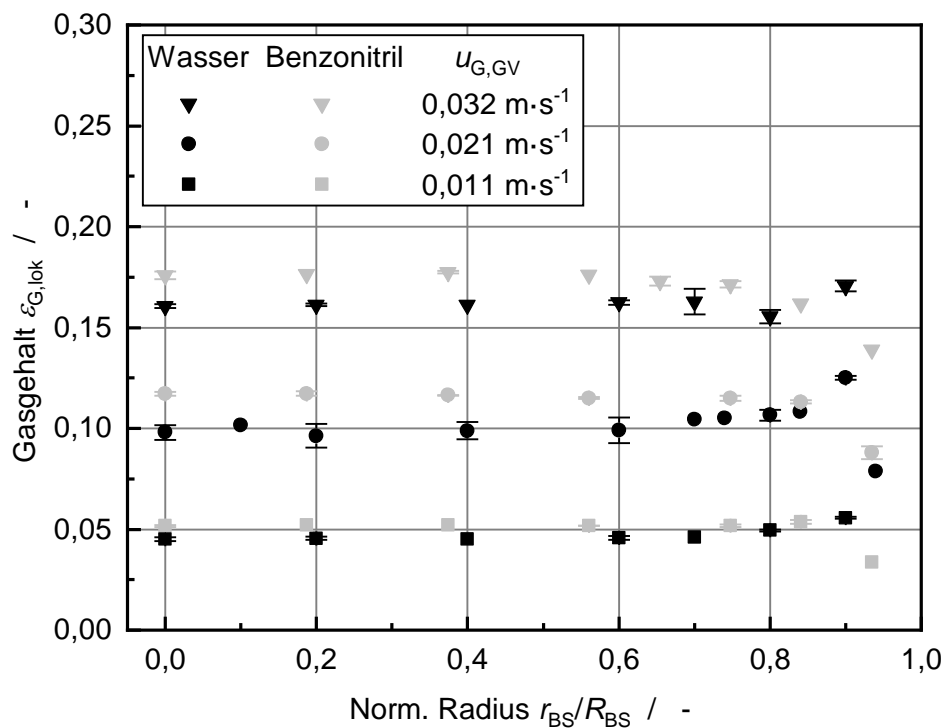


Abbildung 8-9: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft und Benzonitril/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100,  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ) und Stahlblasensäule (B300;  $h_L = 900 \text{ mm}$ ); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Um die Überlagerung der Messungen durch die Ausbildung des technisch irrelevanten Kolbenströmungsregimes zu verhindern und die Aussagen aus Experimenten auf technische Blasensäulenreaktoren übertragen zu können, müssen die Untersuchungen zur Hydrodynamik in Blasensäulen mit  $d_{BS} > 150 - 200$  mm durchgeführt werden (vgl. Kap. 3.3.3).

Abbildung 8-9 zeigt den Vergleich des lokalen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,lok}$  für beide Stoffsysteme im homogenen Strömungsregime. Wie beim integralen Gasgehalt ist  $\varepsilon_{G,lok}$  für das Stoffsystem Benzonitril/Luft um bis zu 15 % größer als für Wasser/Luft. Wie fürs homogene Strömungsregime erwartet, zeigen alle  $\varepsilon_{G,lok}$ -Profile in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} \leq 0,7$ ) eine nahezu konstante Gasgehaltsverteilung über den Blasensäulenquerschnitt. Wie in Kapitel 7.1 diskutiert, zeigen die Messergebnisse für Wasser/Luft einen höheren Gasgehalt im Randbereich der Blasensäule. Für Benzonitril/Luft weisen die Messwerte für  $u_{G,GV} < 0,032$  m·s<sup>-1</sup> niedrigere Gasgehalte im Randbereich auf. Dies deutet auf das Vorliegen einer Zirkulationsströmung hin und bestätigt damit die Schlussfolgerung aus Kapitel 8.2.2, dass die Zirkulationsströmung für das Stoffsystem Benzonitril/Luft bei geringeren  $u_{G,GV}$  einsetzt im Vergleich zum Stoffsystem Wasser/Luft.

## 8.2.4 Ergebnisdiskussion

Die experimentellen Ergebnisse im homogenen Strömungsregime bestätigen, dass mit sinkender Oberflächenspannung ein höherer Gasgehalt vorliegt. Wie in den theoretischen Vorüberlegungen postuliert, ist dies bei geringer Gasgeschwindigkeit ( $u_{G,GV} < 0,011$  m·s<sup>-1</sup>) auf eine sinkende Blasengeschwindigkeit mit sinkender Oberflächenspannung zurückzuführen. Allerdings wird entgegen der theoretischen Vorüberlegung mit steigender Gasgeschwindigkeit eine höhere Blasengeschwindigkeit mit sinkender Oberflächenspannung gemessen. Dies ist damit begründet, dass für das untersuchte Stoffsystem Benzonitril/Luft das Einsetzen einer Zirkulationsströmung und der Übergang ins Kolbenströmungsregime jeweils bei einer geringeren Gasgeschwindigkeit einsetzen im Vergleich zum Stoffsystem Wasser/Luft. Um die Überlagerung durch die Bildung von Kolbenblasen zu unterbinden, müssen weiterführende experimentelle Untersuchungen in Blasensäulen mit  $d_{BS} > 150 - 200$  mm durchgeführt werden.

### 8.3 Schlussfolgerungen aus der Anwendung der Messverfahren

Im Kapitel 8.1 und 8.2 wurden die in dieser Arbeit entwickelten Messverfahren zur Bestimmung von integralen und lokalen Parametern zur Beschreibung der Hydrodynamik angewendet. Es wurden beispielhaft die Einflussgrößen Gasverteilerdesign ( $d_{\text{Loch}}$ ) und Oberflächenspannung  $\sigma_L$  untersucht.

Es konnte gezeigt werden, dass mit den experimentell bestimmten lokalen Parametern ( $\varepsilon_{G,\text{lok}}$ ,  $u_{B,\text{lok}}$ ,  $f_{\text{Erg}}$ ) eine tiefer gehende Interpretation der Zusammenhänge zwischen integralem Gasgehalt und den Einflussgrößen möglich ist. Anhand der lokalen Messdaten werden in dieser Arbeit theoretische Vorüberlegungen zu den Zusammenhängen innerhalb einer Blasenströmungen bestätigt. Die lokalen Messdaten führen zu einem besseren Verständnis der Zusammenhänge innerhalb der untersuchten Blasenströmung. Die entwickelten Messverfahren sollten daher in fortführenden Arbeiten angewendet werden zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Stoffeigenschaften und integralen sowie lokalen Parametern (z. B. Einfluss der Flüssigkeitsviskosität auf die Hydrodynamik). Damit kann auf Basis von lokalen Messdaten ein besseres Verständnis der Zusammenhänge innerhalb einer Blasenströmung erreicht werden. Auf dieser Basis können weiterführend theoretische Korrelationen und Modelle zur Beschreibung der Hydrodynamik ausgearbeitet werden, welche eine Beschreibung der Hydrodynamik für einen breiten Bereich an Stoffeigenschaften, Reaktorgeometrien und Betriebsbedingungen ermöglichen.

Zudem bestätigen die Ergebnisse in Kapitel 8.1 und 8.2 die Notwendigkeit eines wohl definierten Experiments hinsichtlich der Stoffeigenschaften und der Gasverteilung. Für die Literaturdaten kann häufig eine Überlagerung der untersuchten Einflussgrößen durch eine undefinierte Gasverteilung nicht ausgeschlossen werden, da eine gleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht immer gegeben ist.



## 9 Zusammenfassung

Blasensäulenreaktoren werden überwiegend auf Basis von Messdaten und daraus abgeleiteten empirischen Korrelationen für integrale Parameter (z. B.  $\varepsilon_{G,int}$  und  $\beta_{i,L} \cdot a_{G/L}$ ) beschrieben. Für die Auslegung von Blasensäulenreaktoren ist dieses Vorgehen nur bedingt geeignet, da diese empirischen Korrelationen nur in jeweils begrenzten Bereichen, für die Messdaten vorliegen, zuverlässig sind. Um Korrelationen und Modelle zur Beschreibung der Hydrodynamik für einen breiten Bereich der Stoffeigenschaften, der Reaktorgeometrien und der Betriebsbedingungen zu entwickeln, muss der Zusammenhang zwischen integralen Parametern, lokalen Parametern und lokalen Teilprozessen verstanden sein.

Das Ziel dieser Arbeit war, einen Beitrag zum besseren Verständnis der Zusammenhänge zwischen den Stoffeigenschaften, den Gaseintrittsbedingungen am Gasverteiler und den integralen Parametern auf der Basis von Messdaten zur Beschreibung der lokalen Hydrodynamik zu leisten. Dazu wurden Messverfahren mithilfe einer optischen Nadelsonde zur Bestimmung von lokalen Parametern zur Beschreibung der Hydrodynamik entwickelt und an einem in dieser Arbeit errichteten Blasensäulen-Versuchsstand eingesetzt. Um definierte experimentelle Randbedingungen zu schaffen, wurde ein Gasverteiler entwickelt, welcher eine definierte Blasenbildung sicherstellt.

Die Experimente zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik wurden in einer Plexiglas- und einer Stahlblasensäule mit Innendurchmessern von 100 mm bzw. 107 mm bei Umgebungsdruck und -temperatur durchgeführt. Eingesetzt wurde vollentsalztes Wasser mit einem Flüssigkeitsfüllstand von  $h_L = 900 - 1000$  mm. Zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenspannung  $\sigma_L$  auf die Hydrodynamik in einer Blasensäule wurde zusätzlich die Flüssigkeit Benzolnitril verwendet. Als Gasphase ( $u_{G,GV} = 0 - 0,17 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) wurde vorgesättigte Druckluft eingesetzt. Als Gasverteiler wurden Lochplatten-Gasverteiler mit Lochdurchmessern von  $d_{Loch} = 0,4$  mm und  $d_{Loch} = 1,0$  mm verwendet.

Um definierte Randbedingungen bei den experimentellen Untersuchungen zu erreichen, wurde ein Lochplatten-Gasverteiler entwickelt, welcher eine zeitlich und räumlich konstante Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Löcher des Gasverteilers unabhängig von den Betriebsbedingungen und den Stoffeigenschaften sicherstellt. Mit diesem Gasverteiler ist eine definierte Blasenbildung am Lochplatten-Gasverteiler gegeben. Der Vergleich zwischen einem Lochplatten-Gasverteiler mit konstanter Gasvolumenstrom-Verteilung und einem gewöhnlichen Gasverteiler ohne konstante Gasvolumenstrom-

Verteilung zeigt einen stark ausgeprägten Einfluss der Homogenität der Gasvolumenstrom-Verteilung auf die Hydrodynamik. So liegt für den gewöhnlichen Gasverteiler eine stochastische Blasenbildung vor und das homogene Strömungsregime bildet sich für die untersuchten Gasgeschwindigkeiten ( $u_{G,GV} = 0 - 0,17 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) nicht aus. Dagegen wird für den neu entwickelten Gasverteiler mit identischem Lochbild eine definierte Blasenbildung beobachtet und das homogene Strömungsregime bildet sich aus für  $u_{G,GV} < 0,035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Um bei experimentellen Untersuchungen von Einflussgrößen auf die Hydrodynamik (z. B.  $\sigma_L$ ) eine Überlagerung durch eine undefinierte Blasenbildung auszuschließen, wurden in dieser Arbeit ausschließlich Gasverteiler mit konstanter Gasvolumenstrom-Verteilung verwendet.

Die Bestimmung der integralen volumengemittelten Parameter zur Beschreibung der Hydrodynamik basiert auf einer Füllstandmessung mit einem Schwimmer. Über die Messung des begasten ( $u_{G,GV} > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und des unbegasten ( $u_{G,GV} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) Füllstands wird der volumengemittelte integrale Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  und die daraus abgeleitete mittlere Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  bestimmt. Die Wiederholbarkeit der Messungen ist gegeben, da die Abweichungen zwischen den Wiederholungsmessungen im Bereich des Messfehlers von kleiner 5 % sind.

Für die Messung der lokalen Größen wurde eine optische Nadelsonde mit einer Spitze eingesetzt, für welche ein neues Auswertungsverfahren entwickelt wurde. Damit werden die lokalen Größen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,lok}$ , Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}$ , Sehnenlänge  $l_{B,lok}$  und Ereignisfrequenz  $f_{Erg}$  mit einer kontinuierlichen Messung ( $t_{M2A} = 500 - 1000 \text{ s}$ ) ermittelt. Zur Validierung der  $u_{B,lok}$ -Messdaten und  $l_{B,lok}$ -Messdaten wurde ein Vergleich mit einem bildgebenden Shadowgraphie-Messverfahren durchgeführt. Der Vergleich an gemessenen Einzelblasen zeigt, dass die Messung der Blasengeschwindigkeit mit der Nadelsonde Abweichungen kleiner 10 % gegenüber dem Shadowgraphie-Messverfahren aufweist und die gemessene Sehnenlängenverteilung plausibel ist. Zur Bewertung der  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messdaten wird der lokale Gasgehalt in der Gleichgewichtszone gemessen und mit Messdaten zum integralen Gasgehalt verglichen. Um die Gasgehaltsmessdaten zu vergleichen, wird aus den  $\varepsilon_{G,lok}$ -Messdaten mithilfe eines Flächenintegrals auf den integralen Gasgehalt geschlossen. Ein Einfluss der Anströmzone direkt oberhalb des Gasverteilers und der Blasenzerfallszone auf den integralen Gasgehalt kann auf Grund des Flüssigkeitsfüllstands von  $h_L = 900 - 1000 \text{ mm}$  ausgeschlossen werden. Die geringe absolute Abweichung von  $\Delta\varepsilon_G = 0,0085$  zwischen lokalem und integralem Gasgehalt im homogenen Strömungsregime zeigt, dass die optische Nadelsonde im Rahmen der Messunsicherheit verlässliche Messergebnisse für den lokalen Gasgehalt liefert. Wenn, wie im heterogenen Strömungsregime, gleichzeitig

auf- und abwärtsströmende Blasen vorliegen, kann mit der nach unten bzw. oben ausgerichteten Nadelsonde die Geschwindigkeit auf- bzw. abwärtsströmender Blasen gemessen werden. Jedoch kann nicht eindeutig bestimmt werden, wie groß der Anteil auf- bzw. abwärtsströmender Blasen ist. Dies führt im heterogenen Strömungsregime zu einem systematischen Messfehler bei der zeitlich gemittelten lokalen Blasengeschwindigkeit und bei dem lokalen Gasgehalt.

Zum Schluss der Arbeit wurden der neu entwickelte Gasverteiler und die entwickelten Messverfahren auf Basis der optischen Nadelsonde angewendet, um exemplarisch die Einflussgrößen Gasverteilerdesign ( $d_{\text{Loch}}$ ) und Oberflächenspannung  $\sigma_L$  auf die Hydrodynamik zu untersuchen. Zunächst wurde in theoretischen Vorüberlegungen der jeweilige Einfluss von  $d_{\text{Loch}}$  und  $\sigma_L$  auf Basis eines Blasenbildungsmodells und von Korrelationen für die Aufstiegsgeschwindigkeit einer Einzelblase diskutiert.

Die theoretischen Vorüberlegungen zum Einfluss des Gasverteilerdesigns auf die Hydrodynamik basieren auf den in dieser Arbeit eingesetzten Gasverteilern ( $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  und  $d_{\text{Loch}} = 0,4 \text{ mm}$ ). Für beide Gasverteiler wird ein nahezu gleicher Gasgehalt erwartet, da die aus der Korrelation bestimmte Blasengeschwindigkeit der gebildeten Blasen ebenfalls nahezu gleich ist. Literaturdaten zum experimentell bestimmten integralen Gasgehalt zeigen jedoch einen gegenläufigen Effekt von  $d_{\text{Loch}}$  auf die Hydrodynamik. Der integrale Gasgehalt sinkt mit zunehmendem  $d_{\text{Loch}}$  und es wird postuliert, dass für  $d_{\text{Loch}} \geq 1 \text{ mm}$  kein homogenes Strömungsregime möglich ist. Die in dieser Arbeit durchgeführten Messungen der lokalen und integralen Parameter bestätigen die theoretischen Vorüberlegungen und zeigen, dass die Blasengeschwindigkeit sowie der lokale und integrale Gasgehalt für beide Gasverteiler nahezu identisch sind. Dies unterscheidet sich von den Daten aus der Literatur: In dieser Arbeit wird durch den Gasverteiler eine gleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des Gasverteilers erzeugt, was bei den Literaturdaten mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht gegeben ist und zu einer regellosen Blasenbildung führt.

Um den Einfluss der Oberflächenspannung auf die Hydrodynamik zu untersuchen, wurde in dieser Arbeit zusätzlich zum Stoffsystem Wasser/Luft ( $\sigma_L = 73,8 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) das Stoffsystem Benzonitril/Luft ( $\sigma_L = 39,1 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) eingesetzt. Auf Basis der theoretischen Vorüberlegungen wird erwartet, dass trotz nahezu gleicher Blasengröße der Gasgehalt mit sinkender Oberflächenspannung steigt, da die Blasengeschwindigkeit mit sinkender Oberflächenspannung abnimmt. Bei einer geringen Gasgeschwindigkeit von  $u_{G,GV} = 0,011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  werden die theoretischen Vorüberlegungen durch die Messung der lokalen Blasengeschwindigkeit und des lokalen sowie integralen Gasgehalts bestätigt. Mit steigender Gasgeschwindigkeit wird entgegen der Vorüberlegung eine höhere

Blasengeschwindigkeit mit sinkender Oberflächenspannung gemessen. Dies ist damit begründet, dass für das untersuchte Stoffsystem Benzonitril/Luft eine Zirkulationsströmung und der Übergang ins Kolbenströmungsregime jeweils bei einer geringeren Gasgeschwindigkeit einsetzt im Vergleich zum Stoffsystem Wasser/Luft.

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, dass die entwickelten Messverfahren zur Bestimmung lokaler Parameter in Blasenströmungen ( $\varepsilon_{G,lok}$ ,  $u_{B,lok}$ ,  $f_{Erg}$ ) eingesetzt werden können und eine tiefer gehende Interpretation der Zusammenhänge zwischen integralem Gasgehalt und den Einflussgrößen ermöglichen. Zudem bestätigen die Messergebnisse die Notwendigkeit eines Gasverteilers mit definierter Blasenbildung, um eine Überlagerung der zu untersuchenden Einflussgröße durch eine undefinierte Gasverteilung und damit verbundene regellose Blasenbildung zu vermeiden. Es wurde weiterhin demonstriert, dass mit den entwickelten Methoden theoretische Zusammenhänge experimentell überprüft werden können. Dies führt zu einem besseren Verständnis der Zusammenhänge innerhalb der untersuchten Blasenströmung. So kann zum Beispiel mit den in dieser Arbeit entwickelten Methoden der in der Literatur nicht eindeutige Einfluss der Flüssigkeitsviskosität auf die Hydrodynamik untersucht werden. Das bessere Verständnis der Zusammenhänge innerhalb einer Blasenströmung kann zur Entwicklung von Korrelationen zur Beschreibung der Hydrodynamik mit breiteren Gültigkeitsbereichen beitragen.

## 10 Summary

Bubble column reactors are mainly described on the basis of measured data and empirical correlations for integral parameters derived from experimental data (e.g.  $\varepsilon_{G,int}$  and  $\beta_{i,L} \cdot a_{G/L}$ ). For the design of bubble column reactors, this approach is only suitable to a limited extent, since these empirical correlations are only reliable in limited range of validity. The range of validity is set by the underlying measured data. In order to develop correlations and models to describe hydrodynamics for a wide range of material properties, reactor geometries and operating conditions, the relationship between integral parameters, local parameters and local processes must be understood.

The objective of this work was to contribute to a better understanding of the relationships between material properties, gas inlet conditions at the gas distributor and integral parameters based on measured parameters to describe local hydrodynamics. For this purpose, measurement methods based on an optical needle probe for the determination of local parameters for the description of the hydrodynamics were developed. In this work the developed methods were applied to a bubble column test rig set up. For defined experimental conditions, a gas distributor was developed, which ensures a defined bubble formation.

Experiments to study local and integral hydrodynamics were performed in a Plexiglas and a steel bubble column with inner diameters of 100 mm and 107 mm, respectively. The experiments were performed at ambient pressure and temperature with fully demineralized water with a liquid level of  $h_L = 900 - 1000$  mm. To investigate the influence of the surface tension  $\sigma_L$  on the hydrodynamics, the liquid benzonitrile was also used. Pre-saturated compressed air was used as the gas phase ( $u_{G,GV} = 0 - 0.17$  m·s<sup>-1</sup>). Perforated plate gas distributors with hole diameters of  $d_{Loch} = 0.4$  mm and  $d_{Loch} = 1.0$  mm were used as gas distributors.

For defined conditions during the experimental investigations, a defined bubble formation at the perforated plate gas distributor had to be ensured. To achieve this, a perforated plate gas distributor was developed, which ensures a spatial-temporal constant gas volume flow distribution to the holes of the gas distributor independent of the operating conditions and material properties. The comparison between a perforated plate gas distributor with constant gas volume flow distribution and an ordinary gas distributor without constant gas volume flow distribution shows a strong influence of the homogeneity of the gas volume flow distribution on the hydrodynamics. Thus, for the ordinary gas distributor stochastic bubble formation is described and the homogeneous

flow regime does not form for the gas velocities studied ( $u_{G,GV} = 0 - 0.17 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ). In contrast, defined bubble formation is observed for the newly developed gas distributor with identical hole pattern. Also, the homogeneous flow regime is formed for  $u_{G,GV} < 0.035 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . In order to prevent superimposition due to undefined bubble formation in experimental investigations of hydrodynamics (e.g., influence of  $\sigma_L$ ), only gas distributors with constant gas volume flow distribution were used in this work.

The determination of the integral volume-averaged parameters for the description of the hydrodynamics is based on a level measurement by means of a float. Via the measurement of the gassed ( $u_{G,GV} > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) and ungassed ( $u_{G,GV} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liquid level, the volume-averaged integral gas hold-up  $\varepsilon_{G,int}$  is determined. Thus, the mean bubble velocity  $\bar{u}_B$  is derived from the integral gas hold-up. The repeatability of the measurements is given, since the deviations between the repeat measurements are in the range of the measurement error of less than 5%.

For the measurement of the local parameters, an optical needle probe with a single tip was used, for which a new evaluation process was developed. Thereby, the local parameter gas hold-up  $\varepsilon_{G,lok}$ , bubble velocity  $u_{B,lok}$ , chord length  $l_{B,lok}$  and event frequency  $f_{Erg}$  are determined from a single continuous measurement ( $t_{M2A} = 500 - 1000 \text{ s}$ ). To validate the measurement data of  $u_{B,lok}$  and  $l_{B,lok}$ , the data were compared with data measured by means of a shadowgraphy imaging measurement technique. The comparison on measured single bubbles shows that the measurement of the bubble velocity with the needle probe has deviations of less than 10% compared to the shadowgraphy measurement method. Also, the measured chord length distribution is plausible. To evaluate the  $\varepsilon_{G,lok}$  measurement data, the local gas hold-up is measured in the equilibrium zone and compared with measurement data of the integral gas hold-up. In order to compare the measurement data, the integral gas hold-up is calculated from the  $\varepsilon_{G,lok}$  measurement data using an area integral. The influence of the inlet zone directly above the gas distributor and the bubble break-up zone at the top of the bubble column on the integral gas hold-up can be neglected, since a sufficient liquid level of  $h_L = 900 - 1000 \text{ mm}$  was applied. The small absolute deviation of  $\Delta\varepsilon_G = 0.0085$  between local and integral gas hold-up in the homogeneous flow regime shows that the optical needle probe provides reliable measurement results for the local gas hold-up within the measurement uncertainty. If, as in the heterogeneous flow regime, up-flowing and down-flowing bubbles are present simultaneously, the downward and upward orientated needle probe can be used to measure the velocity of up-flowing and down-flowing bubbles, respectively. However, the rate of up-flowing or down-flowing bubbles cannot be

determined clearly. This leads to a systematic measurement error of the time-averaged local bubble velocity and local gas hold-up in the heterogeneous flow regime.

At the end of this work, the newly developed gas distributor and the developed measurement methods based on the optical needle probe were applied to investigate the influence of the gas distributor design ( $d_{\text{Loch}}$ ) and surface tension  $\sigma_L$  on the hydrodynamics. First, the influence of  $d_{\text{Loch}}$  and  $\sigma_L$  on the hydrodynamics was discussed in theoretical considerations, respectively. The theoretical considerations were based on correlations for bubble formation at the gas distributor and thermal velocity of a single bubble.

The theoretical considerations on the influence of the gas distributor design on the hydrodynamics are based on the gas distributors used in this work ( $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$  and  $d_{\text{Loch}} = 0.4 \text{ mm}$ ). The gas hold-up is expected to be nearly the same for both gas distributors, since the bubble velocity of the bubbles formed is also nearly the same. However, literature data on the experimentally determined integral gas hold-up show an opposite effect of the hole diameter  $d_{\text{Loch}}$  on the hydrodynamics. The integral gas hold-up decreases with increasing  $d_{\text{Loch}}$  and it is postulated that a homogeneous flow regime is not possible for  $d_{\text{Loch}} \geq 1 \text{ mm}$ . The measurements of the local and integral parameters performed in this work confirm the theoretical considerations and show that the bubble velocity and the local and integral gas hold-up are almost identical for both gas distributors. The difference to the literature data is the uniform distribution of the gas volume flow to the holes of the gas distributor, which is most likely not given in the literature data and leads to a stochastic bubble formation.

To investigate the influence of surface tension on hydrodynamics, benzonitrile/air ( $\sigma_L = 39.1 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ) was used in this work in addition to water/air ( $\sigma_L = 73.8 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ). Based on the theoretical considerations, the bubble velocity decreases with decreasing surface tension although the bubble size is almost the same. Therefore, the gas hold-up should increase with decreasing surface tension. At a low gas velocity of  $u_{\text{G,GV}} = 0.011 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , the theoretical considerations are confirmed by measuring the local bubble velocity and the local as well as integral gas hold-up. As the gas velocity increases, a higher bubble velocity with decreasing surface tension is measured, contrary to the theoretical considerations. This is due to the fact that for benzonitrile/air, the onset of a circulation flow and the transition to the slug flow regime both start at a lower gas velocity compared to water/air.

The results of this work show that the developed measurement methods can be used to determine local parameters in bubbly flows ( $\varepsilon_{\text{G,lok}}$ ,  $U_{\text{B,lok}}$ ,  $f_{\text{Erg}}$ ) and allow a more detailed

interpretation of the relationships between integral gas hold-up and the influencing variables. For example, the methods developed in this work can be used to investigate the influence of liquid viscosity on hydrodynamics, which is not clear in the literature. It was further demonstrated that theoretical preliminary considerations can be experimentally verified with the developed measurement methods. This leads to a better understanding of the relationships within the investigated bubble flow and can contribute to the development of correlations with broader ranges of validity. In addition, the measurement results confirm the necessity of a gas distributor with defined bubble formation. This avoids a superimposition during the study of the influencing variables by an undefined gas distribution and the associated stochastic bubble formation.



## 11 Ausblick

Ein Fokus dieser Arbeit lag auf der Entwicklung und Bewertung von Messverfahren zur Untersuchung der integralen und lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen. Ausgehend von dem in dieser Arbeit entwickelten definierten Experiment sind für weiterführende experimentelle Arbeiten zur Untersuchung der Hydrodynamik die folgenden Rückschlüsse relevant:

- Notwendig ist die Entwicklung eines Messverfahrens zur Bestimmung der Blasenform in Blasenströmungen. Bestellt wurde eine auf Anregung des EBI vom Hersteller neu entwickelte Nadelsonde mit zwei Spitzen.
- Um den systematischen Messfehler bei der Bestimmung des lokalen Gasgehalts bei gleichzeitig vorliegenden auf- bzw. abwärtsströmenden Blasen zu bewerten, wird am EBI ein Vergleich mit einem tomographischen Messverfahren angestrebt [160].
- Die  $u_{B,lok}$  und  $I_{B,lok}$ -Messungen in Einzelblasenkettens müssen mit dem in dieser Arbeit entwickelten kontinuierlichen Messverfahren wiederholt werden, da die Einzelblasenmessungen mit dem diskontinuierlichen Messverfahren durchgeführt wurden.
- Notwendige Anpassungen am experimentellen Aufbau und der Methodik werden im Anhang K diskutiert

Um wie in Kapitel 3.4.2 diskutiert den Zusammenhang von integraler und lokaler Hydrodynamik sowie den lokalen Teilprozessen zu verstehen, können aufbauend auf den Ergebnissen dieser Arbeit die folgenden wissenschaftlichen Fragestellungen bearbeitet werden:

- Axialer Verlauf der Hydrodynamik: ist die Untersuchung der Gleichgewichtzone ausreichend, um den Gesamtreaktor zu beschreiben?
- Variation der Viskosität und Oberflächenspannung im Zweiphasensystem mit den in dieser Arbeit definierten Modellstoffsystemen: z. B. Aufklärung des nicht eindeutigen Einflusses der Viskosität auf die Hydrodynamik
- Übertragung der Messverfahren auf eine Dreiphasen-Blasenströmung (G, L, S)

Dies kann einen Beitrag dazu leisten, physikalisch begründete Modelle zur Beschreibung der Hydrodynamik in Blasensäulen zu entwickeln.

## Publikationsliste

### Buchbeiträge

Mörs, F.; Graf, F.; Kolb, T. (2019): Reaktoren für Dreiphasen-Reaktionen: Suspensionsreaktoren. Beitrag in: Handbuch Chemische Reaktoren. In: Reschetilowski, W. (Hg.): *Handbuch Chemische Reaktoren*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. ISBN 978-3-662-56444-8.

### Zeitschriftenaufsätze

Nedeltchev, S.; Mörs, F.; Mühlbauer, A.; Hlawitschka, M. W.; Graf, F.; Kolb, T.; Bart, H.-J. (2021): Reliable identification of the first transition velocity in various bubble columns based on accurate sophisticated methods. *Chemical Engineering Research and Design* 165, S. 409–425. DOI: 10.1016/j.cherd.2020.11.013.

Leiblein, J.; Bär, K.; Mörs, F.; Hotz, C.; Graf, F. (2021): Techno-Economic Analysis of Green Hydrogen Production from Solar Energy in Mena and Transport to Central Europe. In: Renné, D.; Weber, E.; Hachem-Vermette, C.; Frank, E. (Hg.): Proceedings of the ISES Solar World Congress 2021. ISES Solar World Congress 2021. Virtual. Freiburg, Germany: International Solar Energy Society, S. 1–11.

Schlautmann, R.; Böhm, H.; Zauner, A.; Mörs, F.; Tichler, R.; Graf, F.; Kolb, T. (2021): Renewable Power-to-Gas. A Technical and Economic Evaluation of Three Demo Sites Within the STORE&GO Project. In: *Chemie Ingenieur Technik* 9 (7), S. 50. DOI: 10.1002/cite.202000187.

Thema, M.; Weidlich, T.; Hörl, M.; Bellack, A.; Mörs, F.; Hackl, F. et al. (2019): Biological CO<sub>2</sub>-Methanation: An Approach to Standardization. *Energies* 12 (9), S. 1670. DOI: 10.3390/en12091670.

Mörs, F.; Ortloff, F.; Graf, F.; Kolb, T. (2019): Hydrodynamik in Blasensäulen – Messung von relativem Gasgehalt und Blasengröße. *Chemie Ingenieur Technik* 85 (2), S. 1371. DOI: 10.1002/cite.201800107.

Ullrich, T.; Lindner, J.; Bär, K.; Mörs, F.; Graf, F.; Lemmer, A. (2017): Influence of operating pressure on the biological hydrogen methanation in trickle-bed reactors. *Bioresource Technology*. DOI: 10.1016/j.biortech.2017.09.069.

Götz, M.; Lefebvre, J.; Mörs, F.; Ortloff, F.; Reimert, R.; Bajohr, S.; Kolb, T. (2017): Novel gas holdup correlation for slurry bubble column reactors operated in the homogeneous regime. *Chemical Engineering Journal* 308, S. 1209–1224. DOI: 10.1016/j.cej.2016.09.101.

Götz, M.; Lefebvre, J.; Mörs, F.; Reimert, R.; Graf, F.; Kolb, T. (2016): Hydrodynamics of organic and ionic liquids in a slurry bubble column reactor operated at elevated temperatures. *Chemical Engineering Journal* 286, S. 348–360. DOI: 10.1016/j.cej.2015.10.044.

Götz, M.; Lefebvre, J.; Mörs, F.; McDaniel Koch, A.; Graf, Fr.; Bajohr, S. et al. (2015): Renewable Power-to-Gas: A technological and economic review. *Renewable Energy*. DOI: 10.1016/j.renene.2015.07.066.

### **Vorträge auf Konferenzen**

Mörs, F.; Bär, K.; Ortloff, F.; Graf, F.; Kolb, T. "Modelling and evaluation of promising reactor concepts for biological methanation", 2nd International Bioeconomy Congress, Stuttgart, Deutschland, 12.09.2017

Mörs, F.; Bär, K.; Ortloff, F.; Graf, F.; Kolb, T. „Modellierung von Fermentationsreaktoren zur Erzeugung von einspeisefähigem Biogas innerhalb der Power-to-Gas Kette“, Jahrestagung der Biotechnologen 2016, Aachen, Deutschland, 13.09.2016

Mörs, F.; Götz, M.; Graf, F. „Vergleich von biologischen und katalytischen Methanisierungskonzepten“, Fachforum Biologische Methanisierung, Regensburg, Deutschland, 11.11.2015

### **Posterbeiträge auf Konferenzen**

Mörs, F.; Graf, F.; Kolb, T. „Local Hydrodynamics in Bubble Column – Measurements Based on Optical Needle Probes“, 4th International Symposium on Multiscale Multiphase Process Engineering, Berlin, Deutschland, 26.–28.09.2022

Mörs, F.; Ortloff, F.; Graf, F.; Kolb, T. „Hydrodynamik in Blasensäulen bei erhöhtem Druck - Messung von relativem Gasgehalt und Blasengröße“, Jahrestreffen der ProcessNet-Fachgruppe Mehrphasenströmungen, Bremen, Deutschland, 6./7.03.2018

Mörs, F.; Ortloff, F.; Graf, F.; Kolb, T. „Hydrodynamik in Blasensäulen bei erhöhtem Druck - Messung von relativem Gasgehalt und Blasengröße“, Jahrestreffen der ProcessNet-Fachgruppe Fluidverfahrenstechnik, Köln, Deutschland, 9./10.03.2017

## Anhang

### A Weitere Definitionen: Beschreibung von Blasensäulenreaktoren

In Kapitel 2 werden die Begriffe und Parameter zur Beschreibung eines Blasensäulenreaktors diskutiert. Die in Kapitel 2.1 eingeführte axiale und radiale Dispersion einer Komponente  $i$  in der Phase  $j$  wird über Dispersionskoeffizienten beschrieben. Mithilfe dieser Koeffizienten werden nach Gleichung (A.1) und (A.2) die axialen und radialen Stoffstromdichten  $J_{i,j,ax}$  und  $J_{i,j,rad}$  der Komponente  $i$  in Phase  $j$  bestimmt [15].

$$J_{i,j,ax} = D_{j,ax} \cdot \frac{\partial c_{i,j}}{\partial z} \quad (\text{A.1})$$

$$J_{i,j,rad} = D_{j,rad} \cdot \frac{\partial c_{i,j}}{\partial r_{BS}} \quad (\text{A.2})$$

In Kapitel 2.3 wird effektive volumenspezifische Reaktionsgeschwindigkeit  $r_{i,eff}$  diskutiert. In Tabelle A-1 sind die Gleichungen zu Beschreibung der Stofftransportschritte definiert.

Grundsätzlich kann auch der Abtransport der Reaktionsprodukte (Schritte 5 – 7) die effektive volumenspezifische Reaktionsgeschwindigkeit  $r_{i,eff}$  beeinflussen [19]. Die Schritte 5 – 7 können aber immer dann vernachlässigt werden, wenn die in Schritt 4 berücksichtigte intrinsische Reaktionskinetik keine Produktinhibierung aufweist.

Tabelle A-1: Einzelschritte der Gesamtreaktion eines gasförmigen Edukts (Komponente  $i$ ) im Suspensionsreaktor als volumenbezogene Stoffstromdichten (Gleichung (A.3) – (A.6))

Schritt	Vorgang	
1	Transport aus der Gasphase an die G/L-Phasengrenze	
		$\dot{n}_{i,G} = \beta_{i,G} a_{G/L} \cdot (c_{i,G} - c_{i,G}^*)$ (A.3)
2	Transport des gelösten Edukts von der G/L-Phasengrenze in die Flüssigkeitsphase	
		$\dot{n}_{i,L} = \beta_{i,L} a_{G/L} (c_{i,L}^* - c_{i,L}) = \beta_{i,L} \cdot a_{G/L} \cdot \left( \frac{c_{i,G}^*}{H_{i,cc}} - c_{i,L} \right)$ (A.4)
3	Transport aus der Flüssigkeitsphase an L/S-Phasengrenzfläche	
		$\dot{n}_{i,S} = \beta_{i,S} a_{L/S} \cdot (c_{i,L} - c_{i,S}^*)$ (A.5)
4	Porendiffusion ins Katalysatorkorn, Adsorption an der Katalysatoroberfläche, chemische Reaktion (Reaktion 1. Ordnung) und Desorption der Produkte	
		$r_i = \eta_{\text{Poren}} \cdot \nu_i \cdot (1 - \varepsilon_G) \cdot \varepsilon_S \cdot \rho_S \cdot k_j \cdot c_{i,S}^*$ (A.6)
5 – 7	Transport der Reaktionsprodukte vom Katalysator in die Gasphase (entsprechend der Schritte 1 – 3)	

Das Lösungsgleichgewicht an der G/L-Phasengrenzfläche wird über den konzentrationsbezogenen Henry-Koeffizienten  $H_{i,cc}$  dargestellt:

$$H_{i,cc} = \frac{c_{i,G}^*}{c_{i,L}^*} \quad (\text{A.7})$$

Die Phasengrenzfläche ist in der folgenden Gleichung definiert:

$$a_{G/L} = \frac{A_{G/L}}{V_{BS}} = 6 \frac{\varepsilon_{G,int}}{d_{B,SMD}} \quad (\text{A.8})$$

## B Modellierung der Blasenbildung nach Geary und Rice

Das zweistufige Modell nach Geary und Rice 1991 ermöglicht eine physikalisch begründete Vorhersage des Primärblasendurchmessers im Zweiphasensystem ohne empirische Anpassungsparameter [45]. Wie in Kapitel 3.1.1.2 beschrieben, basiert das Modell auf der Lösung des Kräftegleichgewichts einer Blase in Gleichung (3.3). Die berücksichtigten Kräfte sind in Tabelle B-1 aufgeführt. Für die Trägheitskraft in Gleichung (B.6) ist der Koeffizient der virtuellen Masse  $\alpha = 11/16$  [45].

Tabelle B-1: Definition der bei der Blasenbildung relevanten Kräfte (siehe Abbildung 3-6) [45, 161]

Auftriebskraft:	$F_A = V_B \cdot \rho_L \cdot g$	(B.1)
Impulskraft:	$F_I = \frac{\dot{V}_{G,Loch}^2 \cdot \rho_G}{\pi \cdot \frac{1}{4} d_{Loch}^2}$	(B.2)
Oberflächenkraft:	$F_\sigma = \pi \cdot \sigma_L \cdot d_{Loch}$	(B.3)
Widerstandskraft bei $Re_B < 1$ :	$F_W = 3 \cdot \pi \cdot \eta_L \cdot d_B \cdot u_B$	(B.4)
Widerstandskraft bei $1 \leq Re_B \leq 500$ :	$F_W = 5 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{\rho_L \cdot \eta_L}{2}} \cdot \left(\frac{1}{2} d_B \cdot u_B\right)^{\frac{3}{2}}$	(B.5)
Trägheitskraft:	$F_T = \frac{d}{dt} (\alpha \cdot \rho_L \cdot V_B \cdot u_B)$	(B.6)
Gewichtskraft:	$F_G = V_B \cdot \rho_G \cdot g$	(B.7)

Unter der Annahme einer sphärischen Form der Blase und einer Reynolds-Zahl in der Größenordnung von  $Re_B \approx 100$  ergibt sich für die erste Stufe die vollständige Kräftebilanz nach Tabelle B-1:

$$\begin{aligned} \frac{\pi \cdot d_B^3}{6} \cdot \rho_L \cdot g + \frac{\dot{V}_{G,Loch}^2 \cdot \rho_G}{\pi \cdot \frac{1}{4} d_{Loch}^2} - \pi \cdot \sigma_L \cdot d_{Loch} - 5 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{\rho_L \cdot \eta_L}{2}} \cdot \left( \frac{\dot{V}_{G,Loch}}{2 \cdot \pi \cdot d_B} \right)^{\frac{3}{2}} \\ = \frac{\alpha \cdot \rho_L \cdot \dot{V}_{G,Loch}^2}{4 \cdot \pi \cdot d_B^2} \end{aligned} \quad (B.8)$$

Die Lösung dieser Gleichung ergibt den Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q,S1}$  nach der ersten Stufe. Dabei beginnt die Blase für  $d_{B,\ddot{a}q} > d_{B,\ddot{a}q,S1}$  aufzusteigen. Der Zeit  $t_{S1}$  ist die Dauer der ersten Stufe. Ausgehend vom  $d_{B,\ddot{a}q,S1}$  und  $t_{S1}$  wird die zeitabhängige Kräftegleichung für die zweite Stufe aufgestellt, in welcher  $x$  die Länge des Gasschlauchs zwischen Blase und Gasverteilerloch ist:

$$\begin{aligned} \frac{\pi \cdot d_B^3}{6} \cdot \rho_L \cdot g (t - t_{S1}) + \frac{\dot{V}_{G,Loch}^2 \cdot \rho_G}{\pi \cdot \frac{1}{4} d_{Loch}^2} - \pi \cdot \sigma_L \cdot d_{Loch} - 5 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{\rho_L \cdot \eta_L}{2}} \\ \cdot \left( \frac{\dot{V}_{G,Loch}}{2 \cdot \pi \cdot d_B (t - t_{S1})} \right)^{\frac{3}{2}} - \frac{\alpha \cdot \rho_L \cdot \dot{V}_{G,Loch}^2}{3 \cdot \pi \cdot d_B^2 (t - t_{S1})} \\ = \alpha \cdot \rho_L \cdot \frac{d}{d(t - t_{S1})} \cdot \left[ \frac{\pi \cdot d_B^3}{6} \frac{dx}{dx} \right] \end{aligned} \quad (B.9)$$

Durch Integration mit den Grenzen  $x=0$  und  $x=d_{Loch}$  (Kriterium für das Ablösen der Blasen vom Loch) ergibt sich die Berechnungsgleichung für den Primärblasendurchmesser. Die Berechnung des Primärblasendurchmessers wurde in der Software MATLAB<sup>®</sup> unter der Verwendung der Funktion *fzero* umgesetzt.

### C Weitere Literaturdaten: Lokale Hydrodynamik

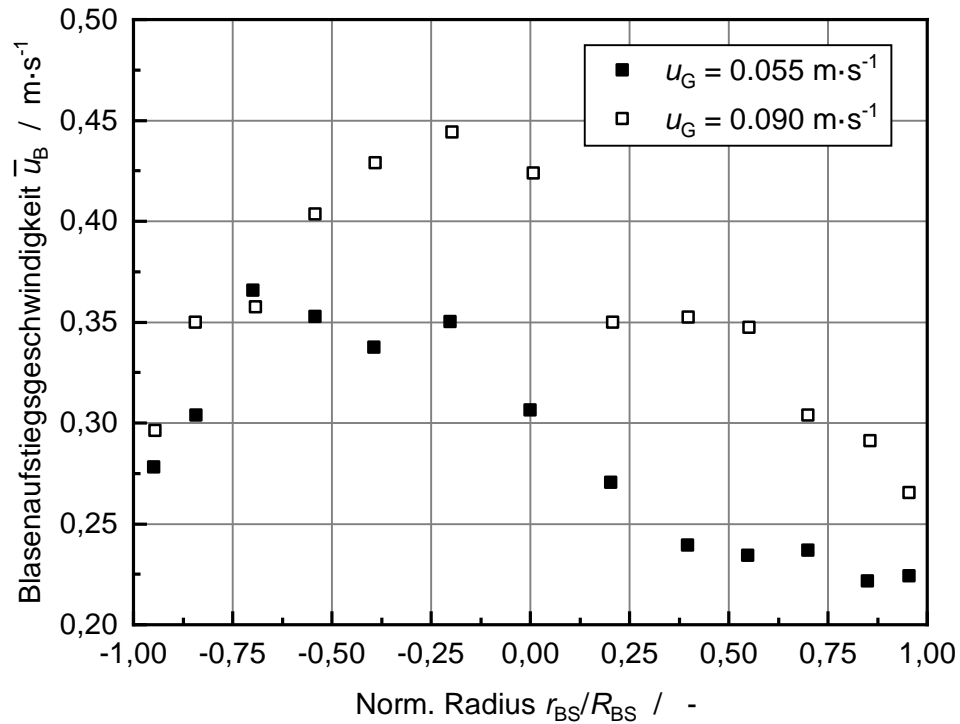


Abbildung C-1: Arithmetisch gemittelte Blasengeschwindigkeit, gemessen mit einer optischen Nadelsonde ( $d_{BS} = 800 \text{ mm}$ ,  $h_L = 2 \text{ m}$ , Leitungswasser/Luft, GV: Lochplatte,  $N_{Loch} = 2304$ ,  $d_{Loch} = 0,5 \text{ mm}$ ,  $z_{Mess} = 1,05 \text{ m}$ ,  $a_{frei} = 0,09 \%$ ) [143]



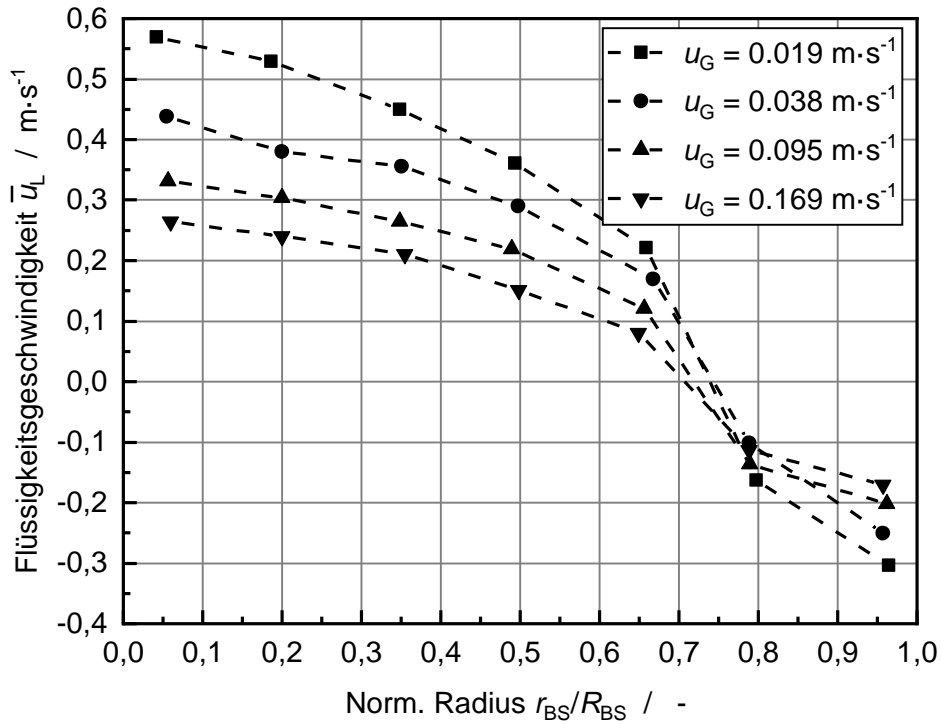


Abbildung C-2: Zeitlich gemittelte Flüssigkeitgeschwindigkeit, gemessen mit einer „Pavlov-Sonde“. ( $d_{BS} = 138 \text{ mm}$ ,  $h_{BS} = 1,37 \text{ m}$ , Leitungswasser/Luft, GV: Lochplatte,  $N_{Loch} = 61$ ,  $d_{Loch} = 0,4 \text{ mm}$ ,  $z_{Mess} = 0,6 \text{ m}$ ) [137]

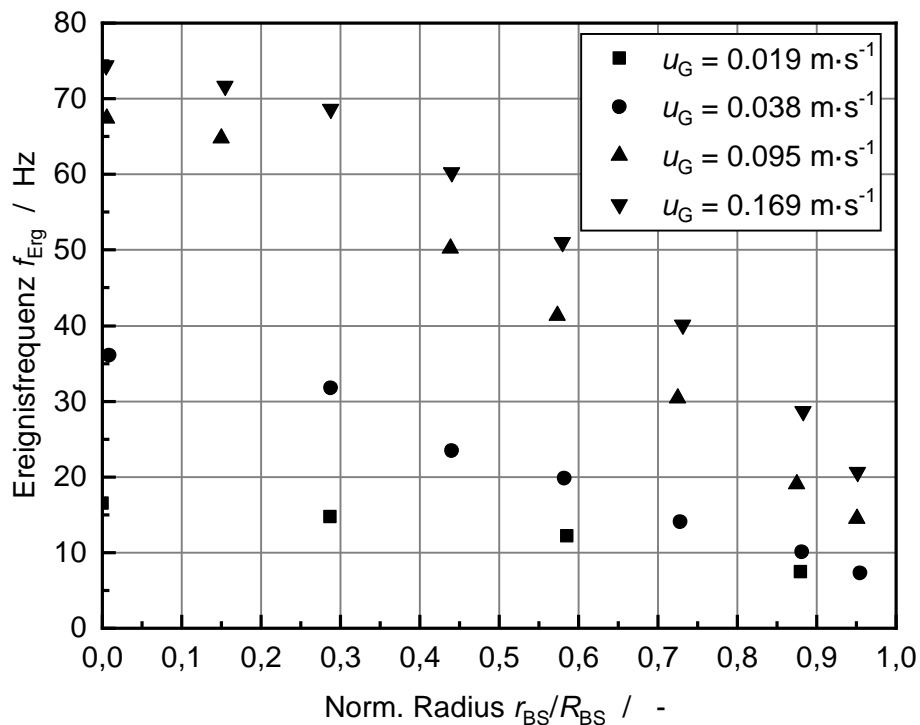


Abbildung C-3: Ereignisfrequenz, gemessen mit einer elektrischen Nadelsonde. ( $d_{BS} = 138 \text{ mm}$ ,  $h_{BS} = 1,37 \text{ m}$ , Leitungswasser/Luft, GV: Lochplatte,  $N_{Loch} = 61$ ,  $d_{Loch} = 0,4 \text{ mm}$ ,  $z_{Mess} = 0,6 \text{ m}$ ) [137]

## D Zusatzinformation Material & Methoden

### D.1 Detaillierte Darstellung der eingesetzten Blasensäulen

In Kapitel 5.1 wird der in dieser Arbeit verwendete experimentelle Aufbau detailliert beschrieben. Die Abbildung D-1 zeigt eine detaillierte schematische Darstellung der eingesetzten Blasensäulen (vgl. Abbildung 5-1).

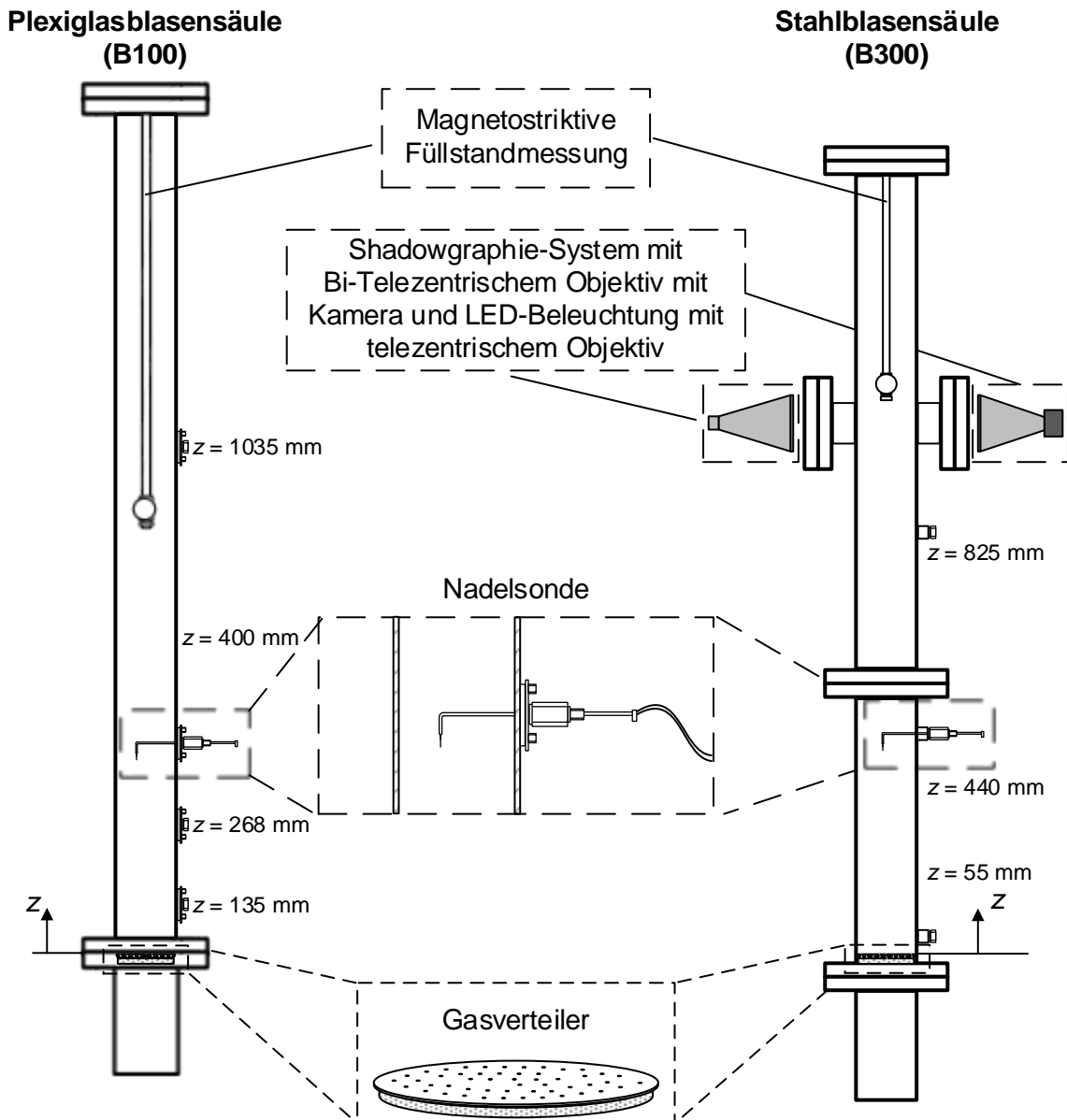


Abbildung D-1: Detaillierte schematische Darstellung der eingesetzten Blasensäulen

### D.2 Berechnung zur Gasvolumenstrom-Regelung

Der Sollwert der Volumenstromregelung am MFC  $\dot{V}_{G,MFC,NTP}$  (trockenes Gas) wurde für jeden Messpunkte in Abhängigkeit von  $T_{GV}$  und  $p_{GV}$  aus der für den Versuch notwendigen

Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$  berechnet. Auf Grund des Betriebs der Blasensäulen bei Umgebungsdruck beruht die Umrechnung auf dem idealen Gasgesetz. Der notwendige Volumenstrom  $\dot{V}_{G,GV}$  direkt oberhalb des GV ergibt sich aus Gleichung (2.2). Der Sollwert der Volumenstromreglung am MFC  $\dot{V}_{G,MFC,NTP}$  ergibt sich nach Gleichung (D.1) aus  $\dot{V}_{G,GV}$ .

$$\dot{V}_{G,MFC,NTP} = \frac{p_{GV}}{p_{NTP}} \cdot \frac{T_{NTP}}{T_{GV}} \cdot \left(1 - \frac{p_S(T_{GV})}{p_{GV}}\right) \cdot \dot{V}_{G,GV} \quad (D.1)$$

In Gleichung (D.1) wird die Zunahme des Volumenstroms auf Grund der Vorsättigung des Gases durch die Berücksichtigung des Dampfdrucks  $p_S(T_{GV})$  der Flüssigkeit berücksichtigt. Der Druck direkt oberhalb des GV  $p_{GV}$  ergibt sich nach Gleichung (D.2) aus dem Druck am Kopf der Blasensäule (entspricht dem Luftdruck) und dem statischen Druck der Flüssigkeit ( $\rho_L \cdot g \cdot h_L$ ).

$$p_{GV} = p_{BS} + \rho_L \cdot g \cdot h_L \quad (D.2)$$

### D.3 Stoffsystemrecherche zur Variation der Stoffeigenschaften

Um ausgehend von Wasser den Einfluss der Stoffeigenschaften der Flüssigkeitsphase auf die Hydrodynamik zu untersuchen, müssen die Stoffeigenschaften einzeln variiert werden. D. h. nur eine Stoffeigenschaft darf variiert werden, während die übrigen Stoffeigenschaften konstant gehalten werden müssen. Wie auf Basis von Literaturdaten in Kapitel 3.3.1 diskutiert, überlagert bereits eine geringe Abweichung der Flüssigkeitsviskosität um  $\Delta\eta_L = 1,9 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  den Einfluss der Oberflächenspannung (Variation um  $\Delta\sigma_L = 43 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ).

Auf dieser Grundlage wurden in der vorliegenden Arbeit Flüssigkeiten recherchiert, um den Einfluss der Oberflächenspannung und Flüssigkeitsviskosität zu untersuchen. Das Ziel der Literaturrecherche war es, die folgenden Stoffeigenschaftsvariationen zu ermöglichen:

- Variation der Oberflächenspannung bei konstanter Flüssigkeitsviskosität und -dichte
- Variation der Flüssigkeitsviskosität bei konstanter Oberflächenspannung und Flüssigkeitsdichte

Bei der Literaturrecherche wurden sicherheitstechnische Anforderungen (z. B. Flammpunkt, Gesundheitsgefahren) berücksichtigt.

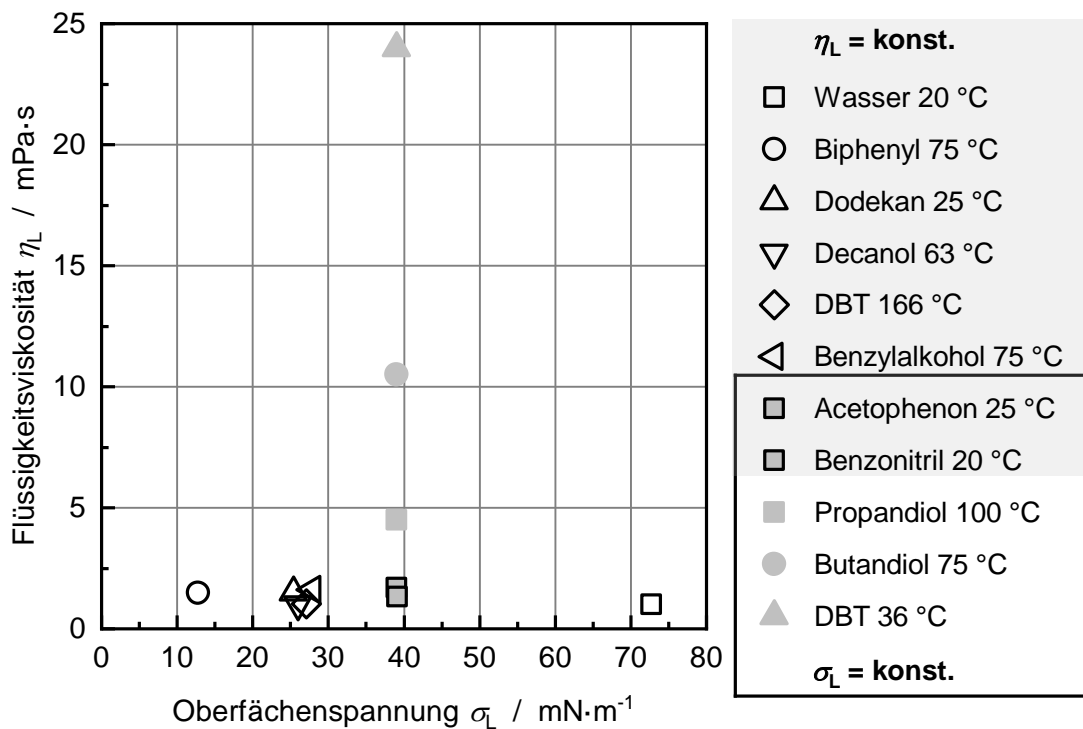


Abbildung D-2: Auftragung der Oberflächenspannung und der Flüssigkeitsviskosität der ausgewählten Flüssigkeiten. Die in der Legende grau hinterlegten Flüssigkeiten sind geeignet für die Variation der Oberflächenspannung. Die in der Legende schwarz eingerahmten Flüssigkeiten sind geeignet für die Variation der Flüssigkeitsviskosität. Die Flüssigkeitseigenschaften sind in Tabelle D-1 tabellarisch aufgeführt.

Das Ergebnis der Literaturrecherche ist in Abbildung D-2 gezeigt. Die Stoffdaten sind zusätzlich in Tabelle D-1 zusammengefasst. Die Stoffdaten wurden dem *VDI-Wärmeatlas* und dem *Handbook of Chemistry and Physics* entnommen [162, 163]. Die ausgewählten Flüssigkeiten ermöglichen eine Variation der Oberflächenspannung von  $\sigma_L = 12,8 - 73,8 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$  bei nahezu konstanter Flüssigkeitsviskosität ( $\eta_L = 1,0 - 1,6 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ ) und -dichte ( $\rho_L = 750 - 1040 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ). Die Flüssigkeitsviskosität kann von  $\eta_L = 1,3 - 24 \text{ mPa}\cdot\text{s}$  variiert werden ( $\sigma_L = 36 - 39 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ ,  $\rho_L = 1000 - 1030 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ).

Tabelle D-1: Tabellarische Auflistung der Stoffeigenschaften der ausgewählten Flüssigkeiten zur Variation der Oberflächenspannung und der Flüssigkeitsviskosität. Angegeben sind die Bezugstemperatur der Flüssigkeit  $T_L$ , die Oberflächenspannung  $\sigma_L$ , Flüssigkeitsviskosität  $\eta_L$ , Dichte  $\rho_L$ , Morton-Zahl  $\log(Mo)$  und der Flammpunkt  $T_{\text{Flammpunkt}}$ .

Flüssigkeits- bezeichnung	$T_L$ in °C	$\sigma_L$ in mN·m <sup>-1</sup>	$\eta_L$ in mPa s	$\rho_L$ in kg·m <sup>-3</sup>	$\log(Mo)$	$T_{\text{Flammpunkt}}$ in °C
Wasser	20	73,8	1,01	998	-10,6	-
Biphenyl	75	12,8	1,48	1040	-7,7	113
Dodekan	25	25,4	1,50	750	-8,4	80
Decanol	63	26,0	1,00	800	-9,2	108
Dibenzyltoluol	166	27,1	1,02	936	-9,2	200
Benzylalkohol	75	27,9	1,62	1003	-8,5	94
Acetophenon	25	39,0	1,70	1030	-8,9	77
Benzonitril	20	39,1	1,33	1005	-9,3	67
Propandiol	20	39,1	1,33	1010	-7,2	67
Butandiol	75	39,0	10,50	980	-5,7	128
Dibenzyltoluol	100	36,0	5,00	1020	-4,3	130

Um in dieser Arbeit die Oberflächenspannung zu variieren (vgl. Kap. 5.1.3 und 8.2), wurden die Flüssigkeiten Wasser und Benzonitril eingesetzt. Auf Grund unterschiedlicher Flüssigkeitstemperaturen  $T_L$  im Verlauf dieser Arbeit ergeben sich entsprechende Variationen der Stoffeigenschaften der eingesetzten Flüssigkeiten (siehe Tabelle D-2).

Tabelle D-2: Variation der Stoffeigenschaften der Stoffsysteme von Wasser/Luft und Benzonitril/Luft in Abhängigkeit von der in dieser Arbeit vorliegenden minimalen und maximalen Flüssigkeitstemperatur

	Flüssigkeits- viskosität $\eta_L$ in mPa·s	Oberflächen- spannung $\sigma_L$ in mN·m <sup>-1</sup>	Flüssigkeitsdichte $\rho_L$ in kg·m <sup>-3</sup>
Wasser $T_L = 17 - 26$ °C	1,08 – 0,88	74,5 – 72,4	1000 – 996
Benzonitril $T_L = 17 - 26$ °C	1,40 – 1,21	39,4 – 38,4	1008 – 1000

#### **D.4 Konstruktion eines chemisch beständigen Gasverteilers mit räumlich und zeitlich konstanter Gasvolumenstrom-Verteilung für hohe Temperaturen**

Um für die experimentellen Untersuchungen mit der Flüssigkeit Benzonnitril (siehe Kap. 8.2) eine definierte Gasvolumenstrom-Verteilung am Gasverteiler sicherzustellen (vgl. Kap. 5.1.4), musste ein chemisch beständiger Gasverteiler entwickelt werden. Für den in Kapitel 5.1.4 entwickelten Gasverteiler wurde ein Hochleistungs-Klebeband eingesetzt. Bei Kontakt mit Benzonnitril quoll das Hochleistungs-Klebeband auf und die Funktion war nicht sichergestellt.

Um einen chemisch beständigen Gasverteiler zu erhalten, wurde die Sintermetallscheibe mit der Lochplatte verschraubt (siehe Abbildung D-3). Um einen Luftaustausch zwischen den Volumina  $V_K$  unterhalb von jedem Loch auszuschließen, wurde eine 0,5 mm starke Dichtung aus Polytetrafluorethylen (PTFE) eingesetzt. Durch die Verschraubung wurde ein temperaturfester und chemisch beständiger Gasverteiler realisiert. Das Dichtungsmaterial kann an die notwendige Betriebstemperatur und die eingesetzten Flüssigkeiten angepasst werden.

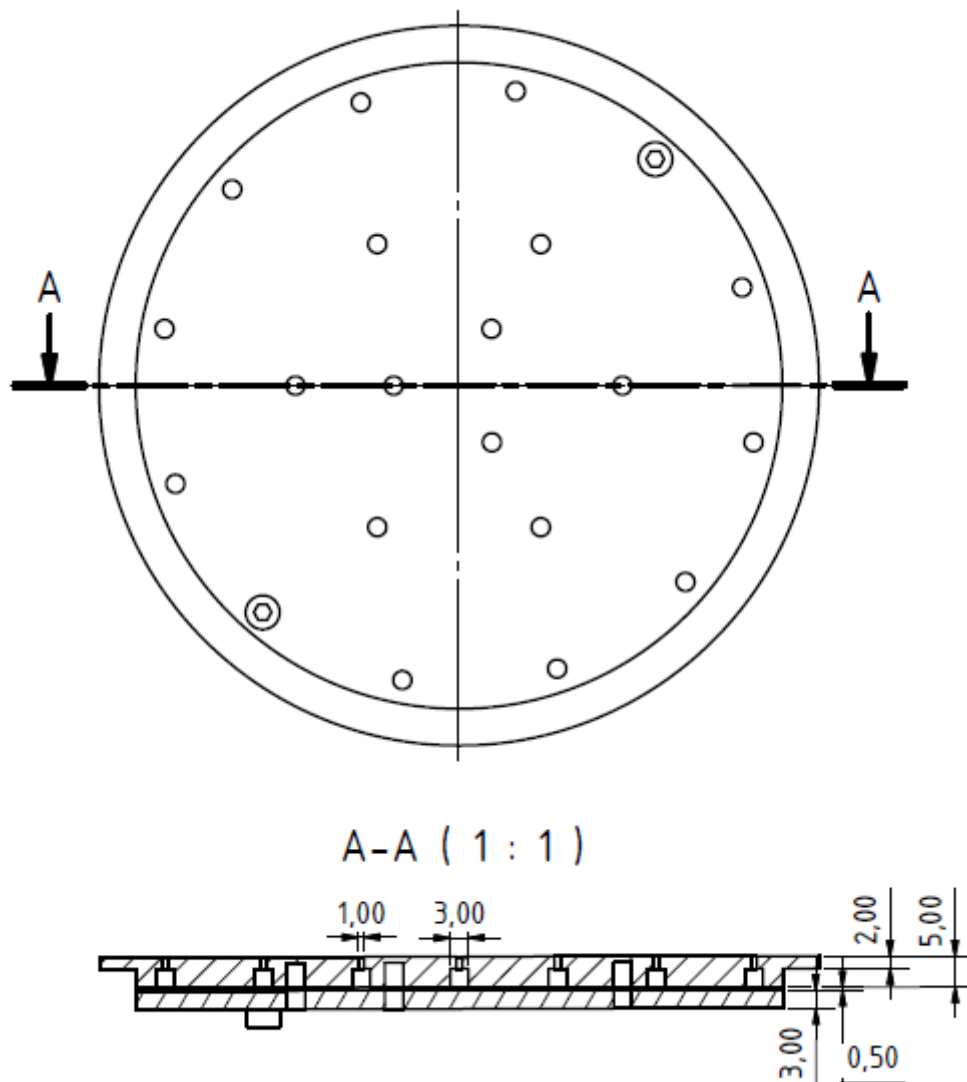


Abbildung D-3: Technische Zeichnung des chemisch beständigen Gasverteilers

## D.5 Gleitender Mittelwert

In diesem Kapitel wird der gleitende arithmetische Mittelwert einer Messgröße  $X$  (z. B.  $d_{B,\ddot{a}q}$ ,  $u_{B,lok}$ ) definiert. Um eine statistisch belastbare Messung zu erhalten, ist eine Mindestanzahl an vermessenen Blasen ( $N_B$  oder  $N_{Erg}$ ) oder eine Mindestaufnahmedauer erforderlich. Der gleitende Mittelwert wird in dieser Arbeit eingesetzt, um zu bewerten, ab wann der gleitende Mittelwert gegen den arithmetischen Mittelwert aus allen Messdaten konvergiert. In dieser Arbeit gilt die folgende Definition für den gleitenden Mittelwert einer Messgröße  $X$ :

$$\bar{X}(N_B) = \frac{1}{N_B} \cdot \sum_{l=1}^{N_B} X(l) \quad (\text{D.3})$$

Um zu bewerten wie viele Messwerte notwendig sind, wird die relative Abweichung  $f_{\text{rel}}(N_B)$  des gleitenden Mittelwerts  $\bar{X}(N_B)$  zum Mittelwert aus allen Messwerten  $\bar{X}(N_{B,\text{max}})$  bestimmt:

$$f_{\text{rel}}(N_B) = \frac{\bar{X}(N_B) - \bar{X}(N_{B,\text{max}})}{\bar{X}(N_{B,\text{max}})} \quad (\text{D.4})$$

## D.6 Weitere Ergebnisse: Bestimmung der Blasengröße, -form und -geschwindigkeit mithilfe der Shadowgraphie

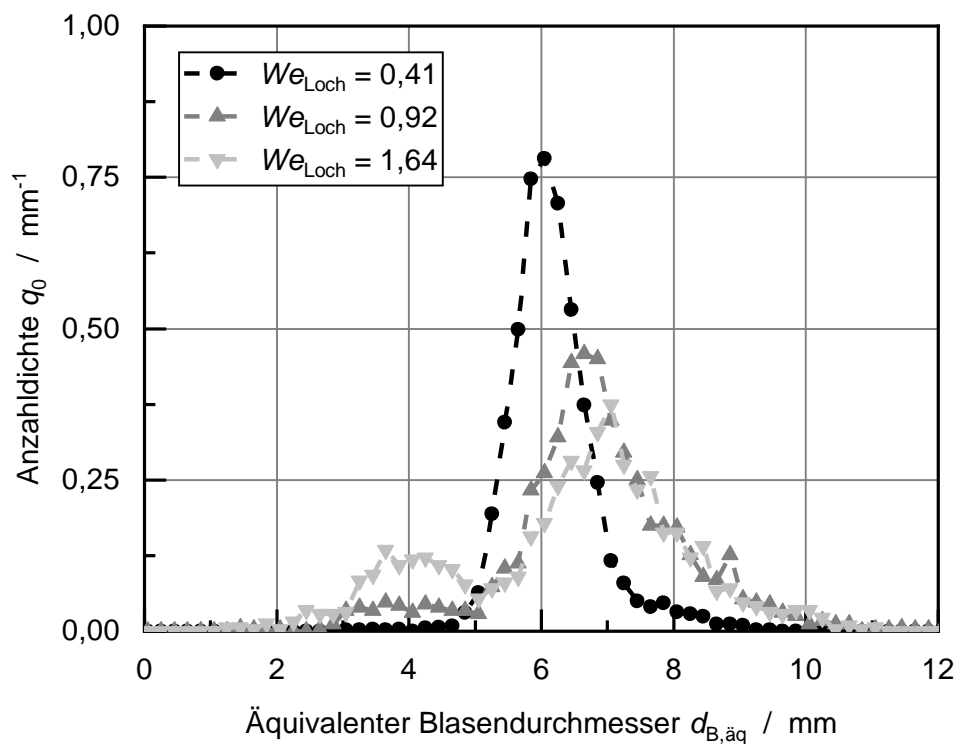


Abbildung D-4: Blasengrößenverteilung des mithilfe der Shadowgraphie bestimmten äquivalenten Blasendurchmesser in einer Einzelblasenkette im Stoffsystem Wasser/Luft für unterschiedliche  $u_{G,\text{Loch}}$  bzw.  $We_{\text{Loch}}$  (BS: Drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch nach Abbildung 5-3;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ , Stoffsystem Wasser/Luft).



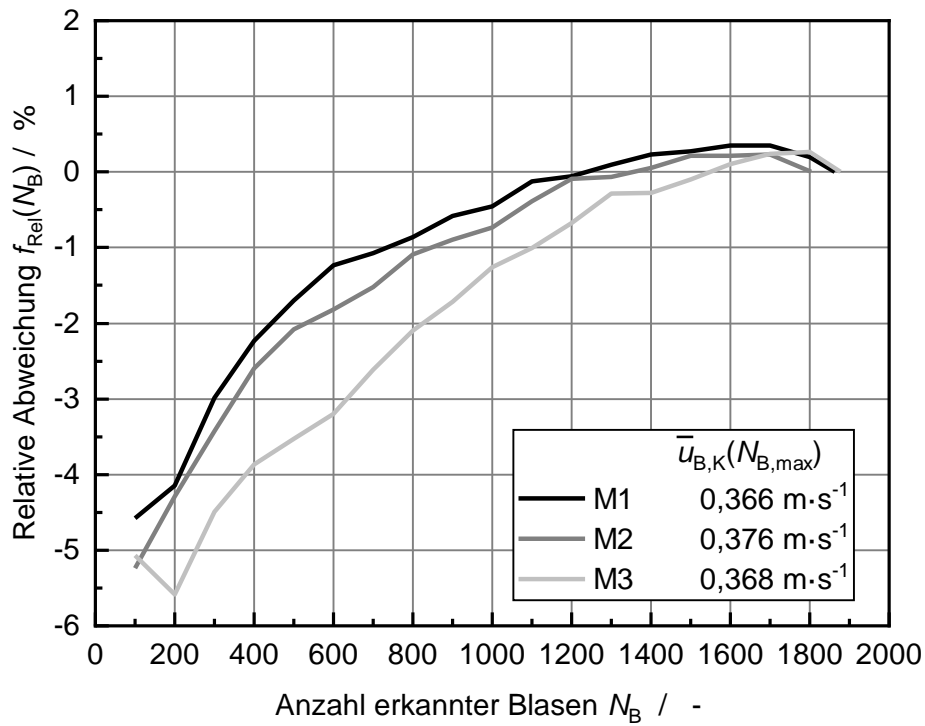


Abbildung D-5: Relative Abweichung des gleitenden Mittelwerts  $\bar{u}_{B,K}(N_B)$  nach Gleichung (D.3) der Blasengeschwindigkeit, bestimmt mithilfe der Shadowgraphie in Einzelblasenkettens zum Mittelwert  $\bar{u}_{B,K}(N_{B,\max})$  nach Gleichungen (D.4) mit  $N_B = \{100; 200; \dots; N_{B,\max}\}$ . (BS: Drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch nach Abbildung 5-3;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$   $T_L = T_G = 16 - 18 \text{ }^\circ\text{C}$ , Stoffsystem: Wasser/Luft)

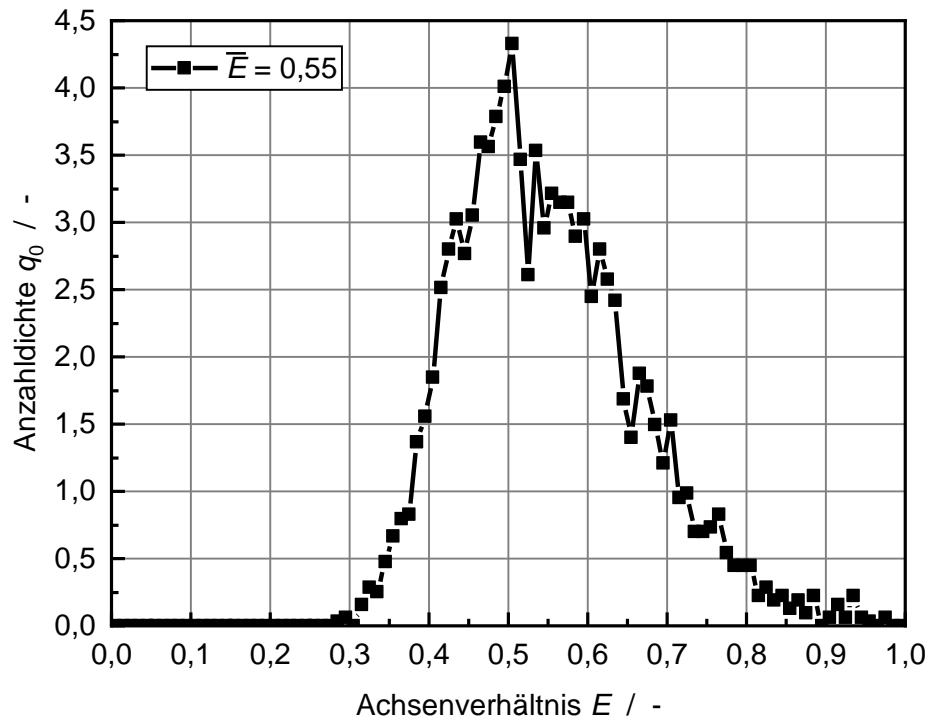


Abbildung D-6: Achsenverhältnis  $E$  (Shadowgraphie) in Einzelblasenkettens (BS: Drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2, GV: Einelloch nach Abbildung 5-3,  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ,  $We_{\text{Loch}} = 0,15$ , Stoffsystem Wasser/Luft,  $T_G = T_L = 17 \text{ °C}$ ).

## D.7 Weitere Ergebnisse: Bestimmung des integralen Gasgehalts in Blasenströmungen mit einer Füllstandmessung

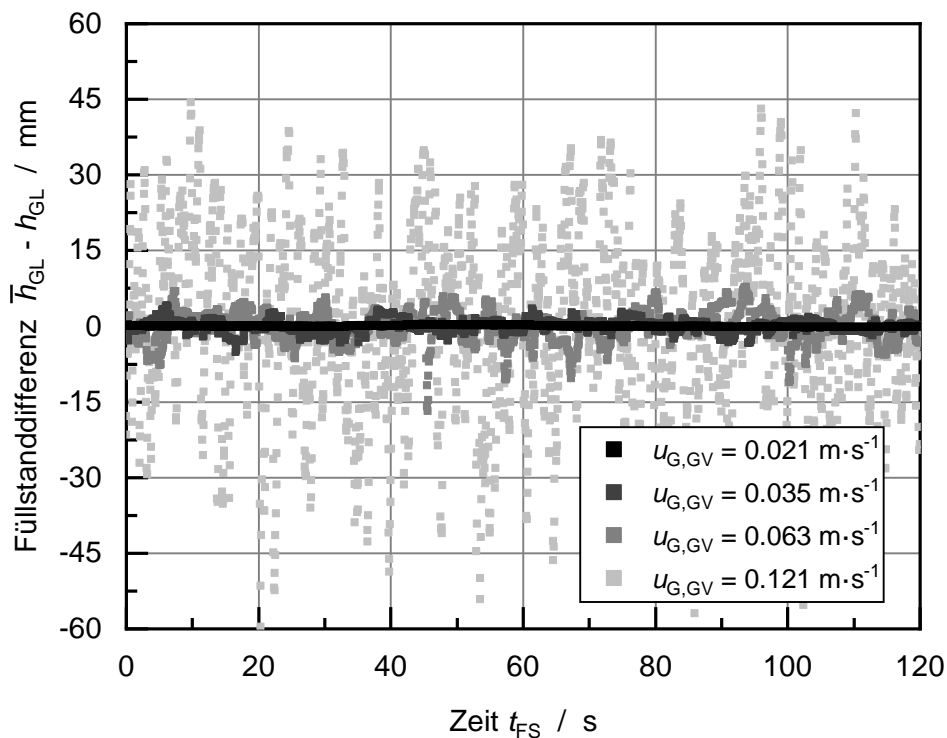


Abbildung D-7: Zeitlicher Verlauf der Füllstandmessung  $h_{GL}$ , normiert auf den jeweiligen arithmetischen Mittelwert  $\bar{h}_{GL}$  ( $N_{Mess}$ ) im Stoffsystem Wasser/Luft. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 20 \text{ °C}$ ;  $T_G = 22 \text{ °C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ °C}$ ).

### D.7.1 Korrektur der Füllstandmessung

Die Messung des integralen Gasgehalts basiert auf der Messung des Füllstands (vgl. Kap. 5.3). Dazu werden der unbegaste Flüssigkeitsfüllstand  $h_L$  ( $u_{G,GV} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und der begaste Flüssigkeitsfüllstand  $h_{GL}$  ( $u_{G,GV} > 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) bestimmt werden. Bei der Messung des Füllstands liegen zwei systematische Fehler vor, welche über die in diesem Kapitel beschriebene Methode rechnerisch korrigiert werden. Zum einen muss die Eintauchtiefe  $h_{Eintauch}$  des Schwimmers korrigiert werden (siehe Abbildung 5-11). Zum anderen verdrängt sowohl der Schwimmer als auch die Führungsstange Flüssigkeit, was zu einem erhöhten Messwert führt. Beide Effekte sind abhängig vom vorliegenden integralen Gasgehalt und dem vorliegenden  $h_{GL}$ . Daher muss  $\varepsilon_{G,int}$  iterativ berechnet werden [148, 164]).

Die in Kapitel 5.3 beschriebene magnetostriktive Füllstandmessung misst die Höhe  $h_{GL,Mess}$  des Schwimmers oberhalb des GV. Dabei wird der Messwert auf die Unterseite des Schwimmers bezogen. Um die tatsächlich vorliegende Flüssigkeitshöhe zu

bestimmen, muss die Eintauchtiefe  $h_{\text{Eintauch}}$  addiert werden. Die Eintauchtiefe  $h_{\text{Eintauch}}$  ergibt sich aus dem Anteil des Schwimmervolumens  $V_{\text{SW,Eintauch}}$ , welcher eingetaucht ist.  $V_{\text{SW,Eintauch}}$  wird bestimmt nach Gleichung (D.5):

$$V_{\text{SW,Eintauch}}(\varepsilon_{\text{G,int}}) = \frac{\rho_{\text{SW}} \cdot V_{\text{SW}}}{\rho_{\text{GL}}(\varepsilon_{\text{G,int}})} \quad (\text{D.5})$$

Hierbei wird die Gemischdichte  $\rho_{\text{GL}}$  nach Gleichung (D.6) bestimmt:

$$\rho_{\text{GL}}(\varepsilon_{\text{G,int}}) = \rho_{\text{G}} \cdot \varepsilon_{\text{G,int}} + (1 - \varepsilon_{\text{G,int}}) \cdot \rho_{\text{L}} \quad (\text{D.6})$$

Für die Berechnung von  $h_{\text{Eintauch}}$  aus  $V_{\text{SW,Eintauch}}$  wird die Form des Schwimmers als Kugel ( $d_{\text{SW}} = 47,1 \text{ mm}$ ) mit einer zentralen vertikalen Bohrung von 15,3 mm angenähert.

Durch das Eintauchen des Schwimmers ( $V_{\text{SW,Eintauch}}$ ) und durch die Führungsstange der Füllstandmessung ( $V_{\text{Führungsstange}}$ ) wird ein Teil der Blasenströmung verdrängt und der Füllstand steigt. Beide Volumina sind abhängig vom gemessenen Gasgehalt bzw. dem gemessenen Füllstand  $h_{\text{GL}}$ . Da die Verdrängung der Blasenströmung zu einer Erhöhung des Füllstands führt, muss die nach Gleichung (D.7) bestimmte Höhenkorrektur  $h_{\text{Verdrängung}}$  vom Messergebnis subtrahiert werden.

$$h_{\text{Verdrängung}}(\varepsilon_{\text{G,int}}) = \frac{V_{\text{SW,Eintauch}}(\varepsilon_{\text{G,int}}) + V_{\text{Führungsstange}}(h_{\text{GL}})}{\frac{\pi}{4} \cdot d_{\text{BS}}^2} \quad (\text{D.7})$$

Mit beiden Korrekturen kann der begaste Füllstand  $h_{\text{GL}}$  nach Gleichung (D.8) berechnet werden.

$$h_{\text{GL}} = h_{\text{GL,Mess}} - h_{\text{Verdrängung}}(\varepsilon_{\text{G,int}}) + h_{\text{Eintauch}}(\varepsilon_{\text{G,int}}) \quad (\text{D.8})$$

Für das System Wasser/Luft und  $h_{\text{L}} \approx 1000 \text{ mm}$  sind die maximalen Korrekturen  $h_{\text{Verdrängung}} \approx 6 \text{ mm}$  und  $h_{\text{Eintauch}} \approx 17 \text{ mm}$ . Da  $h_{\text{Eintauch}}$  und  $h_{\text{Verdrängung}}$  für die Plexiglaskolonne (B100) mit steigendem  $\varepsilon_{\text{G,int}}$  bzw.  $h_{\text{GL}}$  zunehmen, liegt eine nahezu konstante Korrektur von  $h_{\text{GL,Mess}}$  und  $h_{\text{L,Mess}}$  vor. Dies führt zu einer relativ geringen Korrektur des integralen Gasgehalts im Bereich kleiner 1 %.

### D.7.2 Bewertung des Messfehlers

Nach Gleichung (5.3) basiert die Berechnung des Gasgehalts auf der Messung des begasten  $h_{GL}$  und unbegasten Füllstands  $h_L$ . Die Messgenauigkeit der magnetostriktiven Füllstandmessung wird vom Hersteller mit  $\Delta h_{SW} = 0,1$  mm angegeben (*WIKA Alexander Wiegand SE & Co. KG, Typ FFG-T*). Der zufällige Fehler der Füllstandmessung  $\Delta h$  wurde jeweils nach Gleichung (D.9) auf Basis der Standardabweichung der Füllstandmessung  $s_h$ , dem Student-Faktor  $t_{Stud}$  und der Anzahl an Messwerten  $N_{Mess}$  berechnet. Der Student-Faktor  $t_{Stud}$  wird für ein Vertrauensniveau von 99,73 % berechnet [165].

$$\Delta h = \frac{t_{Stud} \cdot s_h}{N_{Mess}} \quad (D.9)$$

Auf Grund des hohen  $N_{Mess}$  liegt der zufällige Fehler der begasten Füllstandmessung für alle Messungen bei  $\Delta h_{GL} < 2$ mm. Um Fehler bei der Kalibrierung zu berücksichtigen, wird zusätzlich ein systematischer Fehler von 1 mm angenommen.

Für  $\Delta h_L$  kann der zufällige Fehler vernachlässigt werden, da sich die Flüssigkeitsoberfläche während der Messung in Ruhe befindet. Es wird für  $\Delta h_L$  lediglich ein systematischer Fehler von 1 mm angenommen.

Über eine lineare Fehlerfortpflanzung nach Gleichung (D.10) wird der absolute Fehler der integralen Gasgehaltmessung  $\Delta \varepsilon_{G,int}$  bestimmt.

$$\Delta \varepsilon_{G,int} = \left| \frac{\partial \varepsilon_{G,int}}{\partial h_{GL}} \right| \cdot \Delta h_{GL} + \left| \frac{\partial \varepsilon_{G,int}}{\partial h_L} \right| \cdot \Delta h_L \quad (D.10)$$

Für die Messung im Rahmen dieser Arbeit ist der absolute Messfehler der Gasgehaltmessung  $\Delta \varepsilon_{G,int} = \pm 0,0015$  bis  $\pm 0,0025$  (vgl. Kap.5.3).

### D.7.3 Wiederholbarkeit der integralen Gasgehaltmessung

Zur Untersuchung der Wiederholbarkeit der integralen Gasgehaltmessung wurden 13 Messreihen mit gleichbleibenden Betriebsbedingungen durchgeführt (siehe Abbildung D-8). Da die Messreihen unterschiedliche Gasgeschwindigkeitsbereiche abdecken, liegen unterschiedlich viele Messungen für jede Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$  vor ( $N_{Mess} = 4 - 8$ ). Aus den bei einer Gasgeschwindigkeit vorhandenen Messwerten für  $\varepsilon_{G,int}$  wird für jedes  $u_{G,GV}$  der arithmetische Mittelwert  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  berechnet. Da die eingestellten Gasgeschwindigkeiten auf Grund unterschiedlicher Temperaturen und Drücke um bis zu

2 % voneinander abweichen, wurden die  $\varepsilon_{G,int}$ -Messwerte mittels linearer Interpolation auf die gleiche Gasgeschwindigkeit umgerechnet.

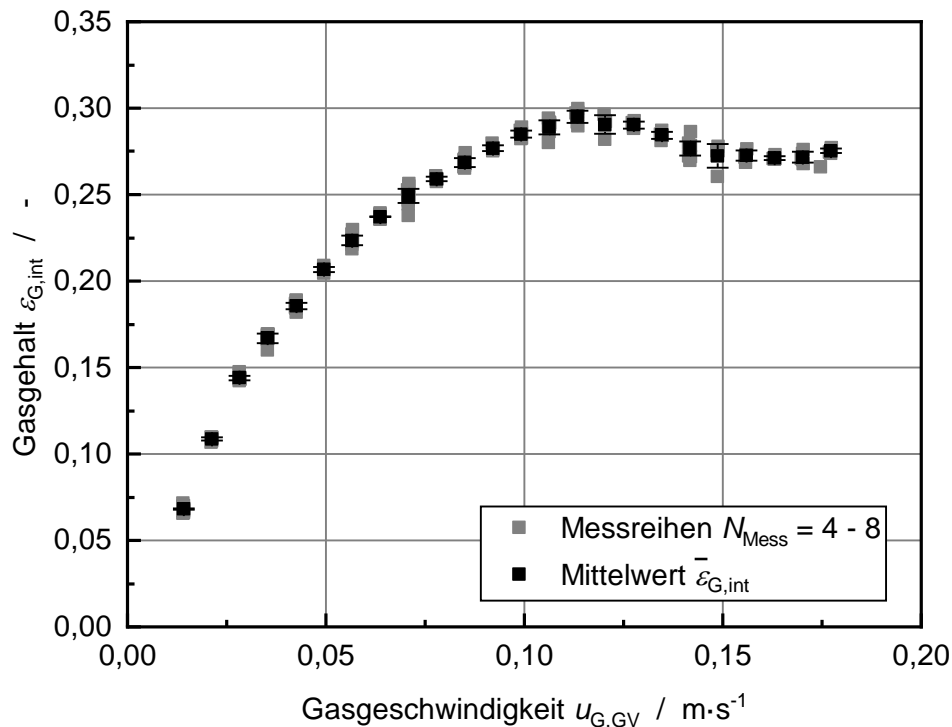


Abbildung D-8: Wiederholbarkeit der Messung des integralen Gasgehalts. Vergleich von 13 Messreihen bei gleichen Betriebsbedingungen (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstromverteilung; Stoffsystem: Wasser/Luft  $T_L = 18 - 23 \text{ °C}$ ;  $T_G = 19 - 23 \text{ °C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ °C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

Die mittlere Abweichung aller  $\varepsilon_{G,int}$ -Messwerte bei gleichen  $u_{G,GV}$  zum jeweiligen  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  liegt bei  $\Delta\varepsilon_{G,int} = 0,0036$  ( $f_{rel} = 1,5 \%$ ) mit einer maximalen Abweichungen von  $\Delta\varepsilon_{G,int} = 0,012$  ( $f_{rel} = 4,6 \%$ ) bei  $u_{G,GV} = 0,148 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Die Standardabweichung liegt zwischen  $s_{\varepsilon,G,int} = 0,0003 - 0,007$ . Diese Abweichungen liegen in der Größenordnung der in Kapitel 5.3 ermittelten Messfehler. Zudem konnte gezeigt werden, dass die Schwankungen der Flüssigkeits- und Gastemperatur ( $T_L = 18 - 23$ ,  $T_G = 19 - 23 \text{ °C}$ ) einen Einfluss auf den integralen Gasgehalt haben, welcher im Bereich der hier vorliegenden Messabweichungen liegen (siehe Anhang D.7.4).

Die Ergebnisse zeigen, dass die Wiederholbarkeit der integralen Gasgehaltsmessung auf Basis der Füllstandmessung gegeben ist. Im Folgenden wird für integrale Gasgehaltsmessungen für jede Gasgeschwindigkeit jeweils der Mittelwerte  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  aus mindestens drei Messreihen angegeben. Die zugehörige Standardabweichung wird als Fehlerbalken dargestellt.

### D.7.4 Einfluss der Flüssigkeits- und Gastemperatur

In diesem Kapitel wird der Einfluss der Flüssigkeitstemperatur  $T_L$  und der Gastemperatur  $T_G$  auf den integralen Gasgehalt diskutiert. Dazu wurden die Messdaten für den integralen Gasgehalt über die Temperaturen  $T_L$  und  $T_G$  aufgetragen.

Um ein radiales Profil mit der optischen Nadelsonde aufzunehmen, muss ein konstanter Betriebspunkt für bis zu 4 h eingestellt werden. Über diesen Zeitraum wird zu Beginn jeder Nadelsondenmessung eine integrale Gasgehaltsmessung durchgeführt. In Abbildung D-9 sind die Messwerte der integralen Gasgehaltsmessung über  $T_L$  und  $T_G$  aufgetragen. Der integrale Gasgehalt sinkt jeweils mit steigender Temperatur.

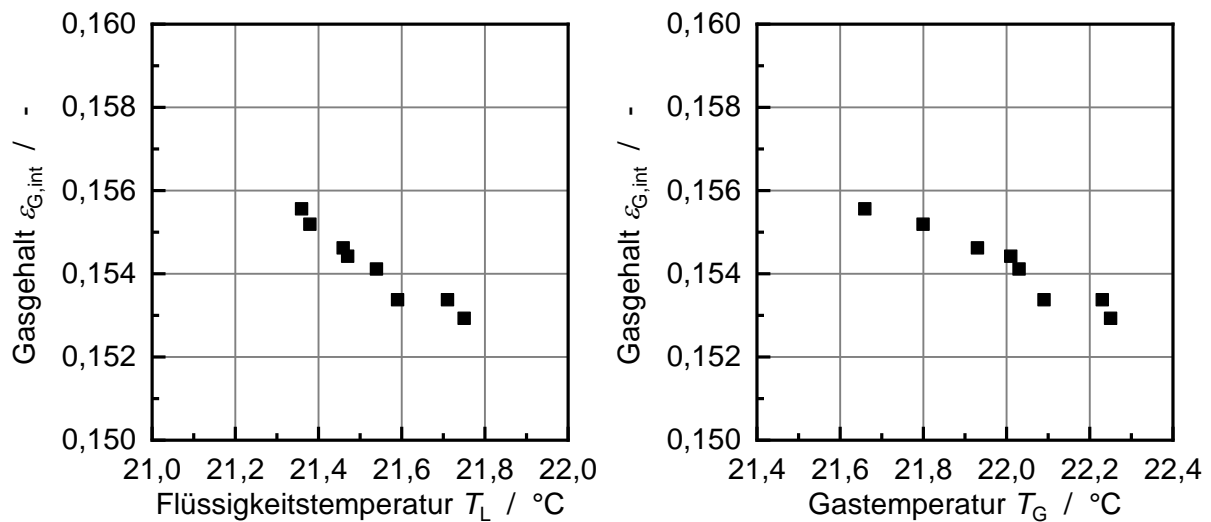


Abbildung D-9: Einfluss der Flüssigkeitstemperatur  $T_L$  (links) und Gastemperatur  $T_G$  (rechts) auf den integralen Gasgehalt während eines konstanten Betriebspunkts zeitgleich zur radial aufgelösten Messung mit der Nadelsonde. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Durchströmung;  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ °C}$ )

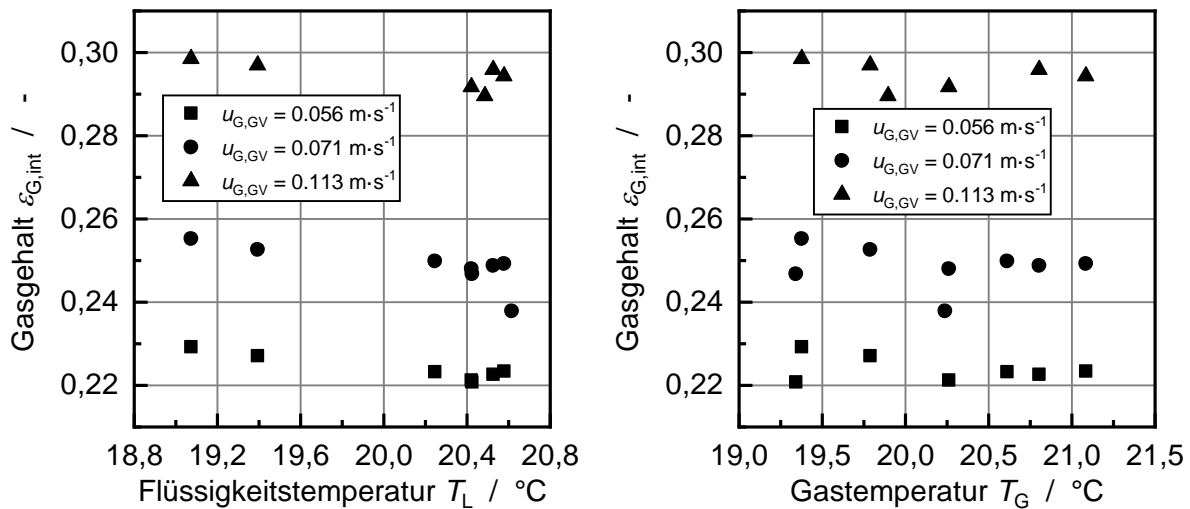


Abbildung D-10: Einfluss der Flüssigkeitstemperatur (links,  $T_G = 19 - 21$ ) und Gastemperatur (rechts,  $T_L = 19 - 21$ ) auf den integralen Gasgehalt für gleiche Gasgeschwindigkeiten. Enthalten sind Daten aus unterschiedlichen Messreihen im Stoffsystem Wasser/Luft. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Durchströmung;  $h_L = 1000$  mm;  $T_{Vor} = 20$  °C)

Ein ähnliches qualitatives Verhalten ist auch in Abbildung D-10 für die Ergebnisse aus unterschiedlichen Messreihen bei jeweils gleicher Geschwindigkeit zu erkennen. Der Einfluss der steigenden Gastemperatur auf die  $u_{G,GV}$  als Grund für die Abnahme kann ausgeschlossen werden, da mit steigender Temperatur die Gasgeschwindigkeit zunehmen würde und sich ein höherer Gasgehalt einstellen würde. Zudem wird der Einfluss der Temperatur bei der Einstellung von  $u_{G,GV}$  berücksichtigt (vgl. Kap. 5.1.1).

Um eine Überlagerung der integralen und lokalen Messungen durch Temperaturschwankungen auszuschließen, muss die Versuchsanlage temperiert werden. Da bereits die Variation von  $T_L$  und  $T_G$  um ca. 1 K einen Einfluss auf das Messergebnis hat (siehe Abbildung D-8), sollten die Temperaturschwankungen innerhalb der Versuchsanlage auf kleiner 1 K reduziert werden.

### D.7.5 Einfluss des Flüssigkeitsfüllstands $h_L$

In dieser Arbeit wird ein unbegaster Flüssigkeitsfüllstand von  $h_L = 900 - 1000$  mm für die Experimente festgelegt. Für höhere Flüssigkeitsfüllstände kann es mit steigendem integralen Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  zum Überlaufen der Blasensäulen kommen. Ein Einfluss von  $h_L$  auf  $\varepsilon_{G,int}$  kann im Vorhinein nicht ausgeschlossen werden, da nach Kapitel 3.3.3 die Mindesthöhe zur Vernachlässigung des Einflusses von  $h_L$  auf  $\varepsilon_{G,int}$  bei  $h_{L,min} > 1000$  mm liegt. Für  $h_L > h_{L,min}$  überwiegt die Gleichgewichtszone und der Einfluss der Einlaufzone sowie der Blasenzerfall/Schaumzone auf  $\varepsilon_{G,int}$  kann vernachlässigt werden.



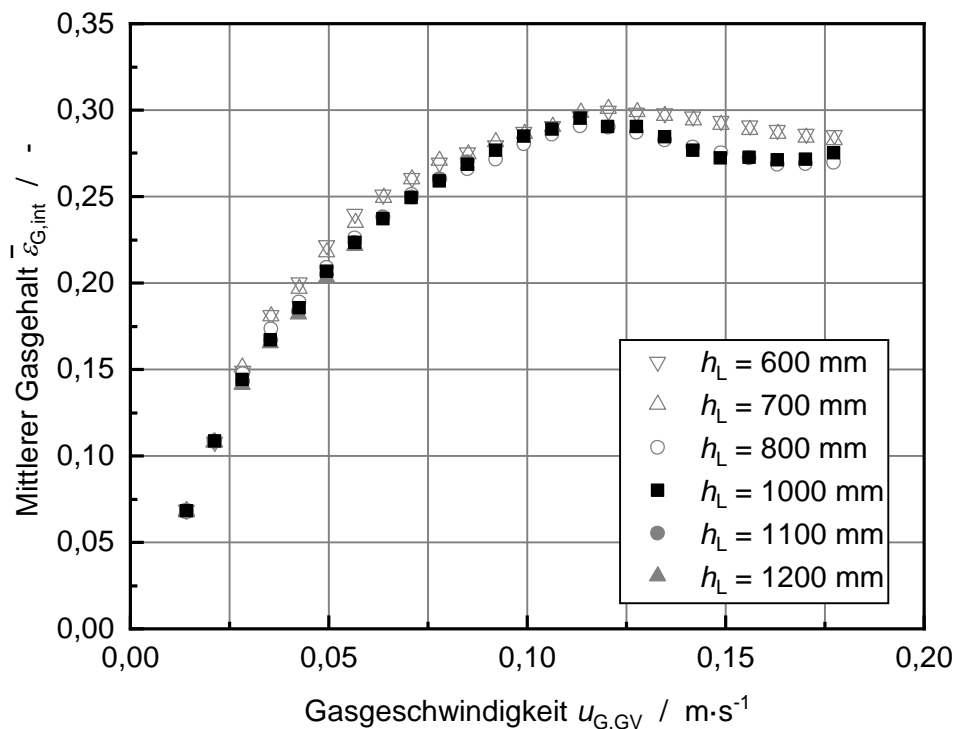


Abbildung D-11: Untersuchung des Einflusses des Flüssigkeitsfüllstands  $h_L$  auf den Gasgehalt (BS: Plexiglasblasensäule (B100), GV: GV1 mit gleichmäßiger Durchströmung,  $T_L = 18 - 23$  °C,  $T_G = 19 - 23$  °C,  $T_{Vor} = 20$  °C).

Um für den verwendeten experimentellen Aufbau den Einfluss des Flüssigkeitsfüllstands auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  zu bewerten, wurde der Flüssigkeitsfüllstand zwischen  $h_L = 600 - 1200$  mm variiert. Eine gleichmäßige Verteilung des Gasvolumenstroms auf die Löcher des GV ist durch die Verwendung des in Kapitel 5.1.4 entwickelten GV für alle  $h_L$  sichergestellt. Die Auftragungen von  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  (mittleres  $N_{Mess} \approx 5$ ) über  $u_{G,GV}$  für unterschiedliche  $h_L$  in Abbildung D-11 zeigen qualitativ den gleichen Verlauf mit einem Maximum bei  $u_{G,GV} \approx 0,012$ . Für  $u_{G,GV} = 0,03 - 0,1$   $m \cdot s^{-1}$  (heterogenes Strömungsregime) und für  $u_{G,GV} > 0,12$   $m \cdot s^{-1}$  (Kolbenströmungsregime) liegt jeweils ein Einfluss von  $h_L$  auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  vor.

Um den Einfluss von  $h_L$  auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  zu verdeutlichen, zeigt Abbildung D-12  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  in Abhängigkeit von  $h_L$  für unterschiedliche Gasgeschwindigkeiten  $u_{G,GV}$ . Im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,021$   $m \cdot s^{-1}$ ) besteht kein Einfluss von  $h_L$  auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  ( $\Delta\bar{\varepsilon}_{G,int} = 0,0005$ ). In diesem Strömungsregime können Koaleszenz- und Zerfallsprozesse vernachlässigt werden. Daher wird die Blasengrößenverteilung durch die Blasenbildung am GV bestimmt und die Höhe der Anströmzone (vgl. Abbildung 3-1) kann vernachlässigt werden. Nahezu auf der gesamten Höhe der Blasenströmung liegt die Gleichgewichtszone vor. Daher hat  $h_L$  keinen Einfluss auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ .

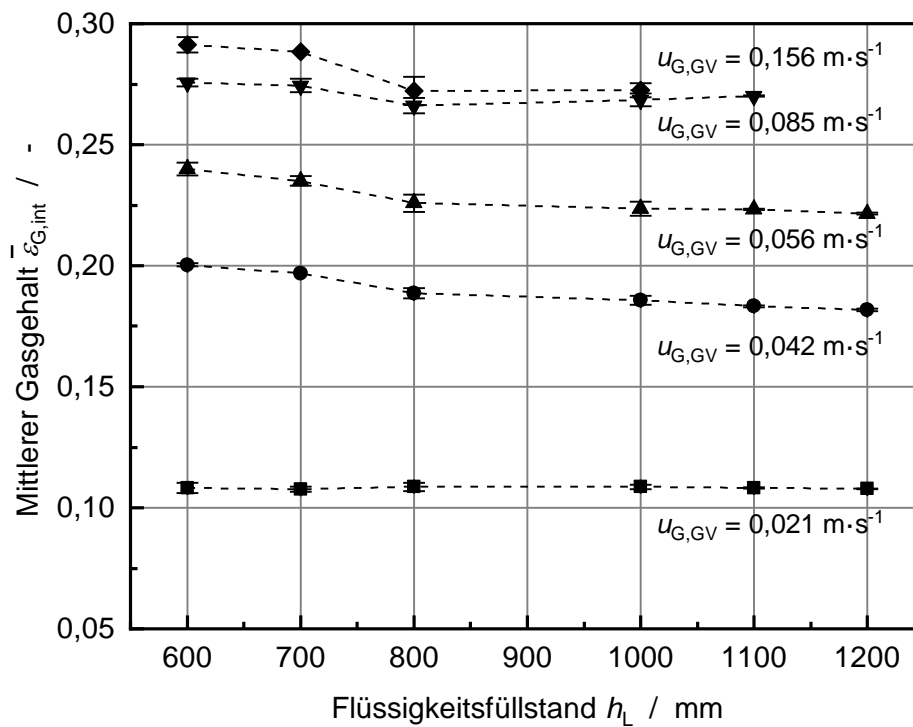


Abbildung D-12: Einfluss des Flüssigkeitsfüllstands  $h_L$  auf den integralen Gasgehalt im Stoffsystem Wasser/Luft im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ), heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,042 - 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und Kolbenströmungsregime ( $u_{G,GV} = 0,156 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstromverteilung;  $T_L = 18 - 24 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 24 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $T_{\text{Vor}} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ )

Im heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,042 - 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) nimmt  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  mit sinkendem  $h_L$  zu. Da die BGV durch Koaleszenz- und Zerfallsprozesse bestimmt wird, liegt eine Anströmzone oberhalb des GV vor, und durch eine im Vergleich zum homogenen Strömungsregime höhere Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$  steigt die Höhe der Blasenzerfalls- bzw. Schaumzone. Dadurch nimmt mit sinkendem  $h_L$  der Anteil der Gleichgewichtszone am begasten Füllstand  $h_{GL}$  ab. Da sich der Gasgehalt in den verschiedenen Zonen der Blasenströmung unterscheidet, hängt  $\varepsilon_{G,int}$  von  $h_L$  ab. Für  $h_L = 800 - 1200 \text{ mm}$  liegen die Abweichungen für alle  $u_{G,GV}$  bei kleiner 2 % bezogen auf den Wert bei  $h_L = 1000 \text{ mm}$  und sind damit im Bereich der Messabweichungen. Für  $h_L < 800 \text{ mm}$  liegt ein signifikanter Anstieg von  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  mit sinkendem  $h_L$  vor, da der Anteil der Anströmzone und Blasenzerfalls- bzw. Schaumzone stark zunimmt.

Im Kolbenströmungsregime ( $u_{G,GV} > 0,12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) liegt eine ähnliche Abhängigkeit des integralen Gasgehalts von  $h_L$  wie im heterogenen Strömungsregime vor. Für  $h_L > 800 \text{ mm}$  kann der Einfluss von  $h_L$  auf  $\varepsilon_{G,int}$  vernachlässigt werden.

Im Bereich von  $h_L = 800 - 1200$  mm und  $u_{G,GV} < 0,12$  m·s<sup>-1</sup> wird in dieser Arbeit der Einfluss von  $h_L$  auf  $\varepsilon_{G,int}$  vernachlässigt. Damit kann auch der Einfluss eines durch Verdunstung ( $\Delta h_L < 20$  mm) veränderten Füllstands auf die lokale und integrale Hydrodynamik vernachlässigt werden (vgl. Kap 5.1.1 und 5.3).

### D.7.6 Einfluss von Einbauten

Der Einbau von invasiver Messtechnik (Füllstandmessung und optische Nadelsonde) hat Auswirkungen auf die Hydrodynamik, da das Aufstiegsverhalten der Blasen in unmittelbarer Nähe der Einbauten beeinflusst wird. Nach Youssef und Al-Dahhan 2009 liegt kein signifikanter Einfluss von Einbauten auf die Hydrodynamik vor, wenn die Einbauten weniger als 5 % der freien Querschnittsfläche der BS einnehmen [151]. Die vertikale Führungsstange der Füllstandmessung ( $d_{FS} = 12$  mm) nimmt in der Plexiglasblasensäule (B100) ab einer Höhe von  $z_{FS,B100} = 550$  mm ca. 1,5 % der Querschnittsfläche ( $d_{BS} = 100$  mm) ein. Die radial verschiebbare Nadelsonde nimmt auf der Einbauhöhe maximal 2,5 % (vollständig eingeschoben) der Querschnittsfläche ein. Demnach sollte kein Einfluss der invasiven Messtechnik auf  $\varepsilon_{G,int}$  vorliegen. Um die Aussage zu verifizieren, wurde der Einfluss der Führungsstange und der Nadelsonde auf  $\varepsilon_{G,int}$  untersucht.

Um den Einfluss der Führungsstange zu untersuchen, wurde der Abstand der Führungsstange zum GV von  $z_{FS,B100} = 550$  mm auf  $z_{FS,B100} = 950$  mm erhöht (siehe Abbildung D-13). Damit wird die Eintauchtiefe der Führungsstange in die Blasenströmung kleiner.

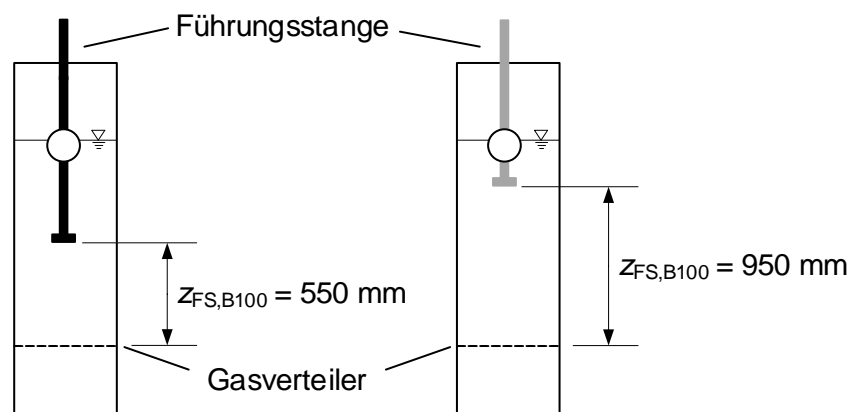


Abbildung D-13: Schematische Darstellung der unterschiedlichen Einbaupositionen der Führungsstange der Füllstandmessung in der Plexiglasblasensäule (B100).

Der Einfluss der Einbaupositionen der Füllstandmessung auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  ist in Abbildung D-14 gezeigt. Im homogenen und heterogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} < 0,11$  m·s<sup>-1</sup>) ist der

Einfluss der Einbauposition auf  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  im Bereich der Messabweichungen ( $\Delta\bar{\varepsilon}_{G,int} < 0,009$ ). Folglich kann der Einfluss der Führungsstange vernachlässigt werden. Nach dem  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ -Maximum (Ausbildung des Kolbenströmungsregimes) ist  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  für  $z_{FS,B100} = 950$  mm kleiner. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass für  $z_{FS,B100} = 550$  mm Groß- und Kolbenblasen durch die zusätzliche Reibung an der tiefer eingetauchten Führungsstange langsamer aufsteigen. Zudem steigt die Zerfallswahrscheinlichkeit von Groß- und Kolbenblasen an der Führungsstange für  $z_{FS,B100} = 550$  mm. Dies führt ebenfalls zu einer verringerten mittleren Blasengeschwindigkeit und folglich zu einem höheren  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$ . Für  $u_{G,GV} > 0,15$  m·s<sup>-1</sup> (voll ausgebildetes Kolbenströmungsregime) ist der Effekt der Führungsstange weniger ausgeprägt.

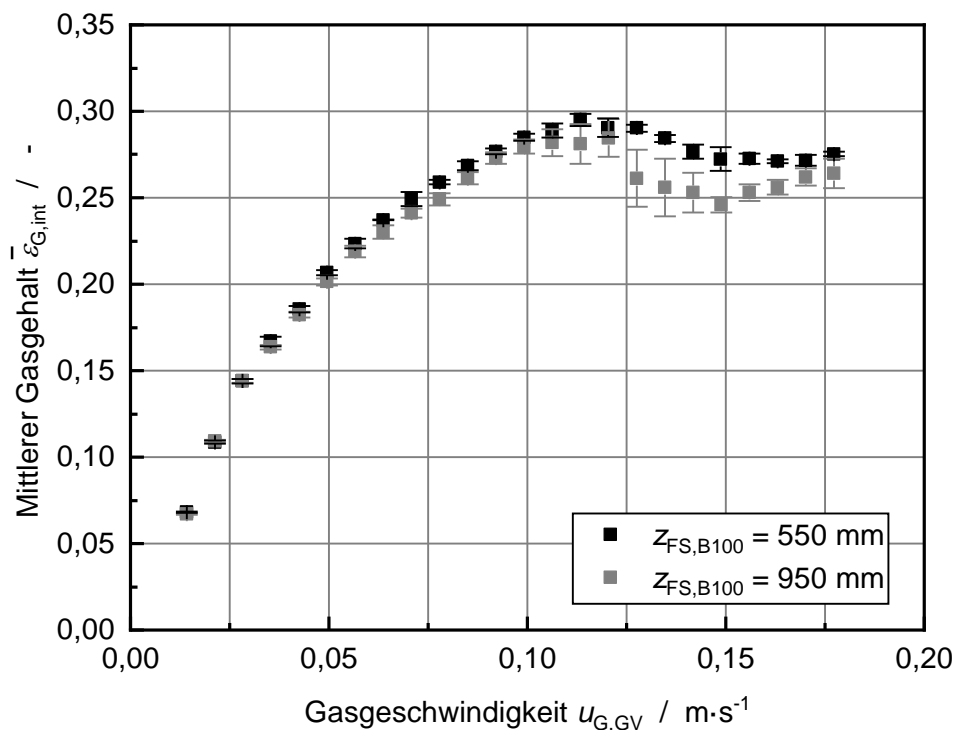


Abbildung D-14: Untersuchung des Einflusses der Einbauposition der Führungsstange der Füllstandmessung (siehe Abbildung D-13) auf den integralen Gasgehalt (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit  $d_{Loch} = 1$  mm und gleichmäßiger Gasvolumenstromverteilung;  $h_L = 1000$  mm;  $T_L = 18 - 23$  °C;  $T_L = 19 - 23$  °C,  $T_{Vor} = 20$  °C).

Auf Basis der Ergebnisse zum Einfluss der Führungsstange auf die Hydrodynamik ist anzunehmen, dass der Einfluss der Nadelsonde auf Grund der geringeren Größe ebenfalls vernachlässigt werden kann. Der Vergleich der  $\bar{\varepsilon}_{G,int}$  Messergebnisse ohne und mit eingebauter Nadelsonde in Abbildung D-15 zeigt für  $u_{G,GV} \leq 0,12$  m·s<sup>-1</sup> eine maximale Abweichung von  $\Delta\bar{\varepsilon}_{G,int} = 0,006$ . Dies liegt im Bereich der Messabweichung und bestätigt, dass die eingebaute Nadelsonde einen zu vernachlässigenden Einfluss auf  $\varepsilon_{G,int}$  hat.

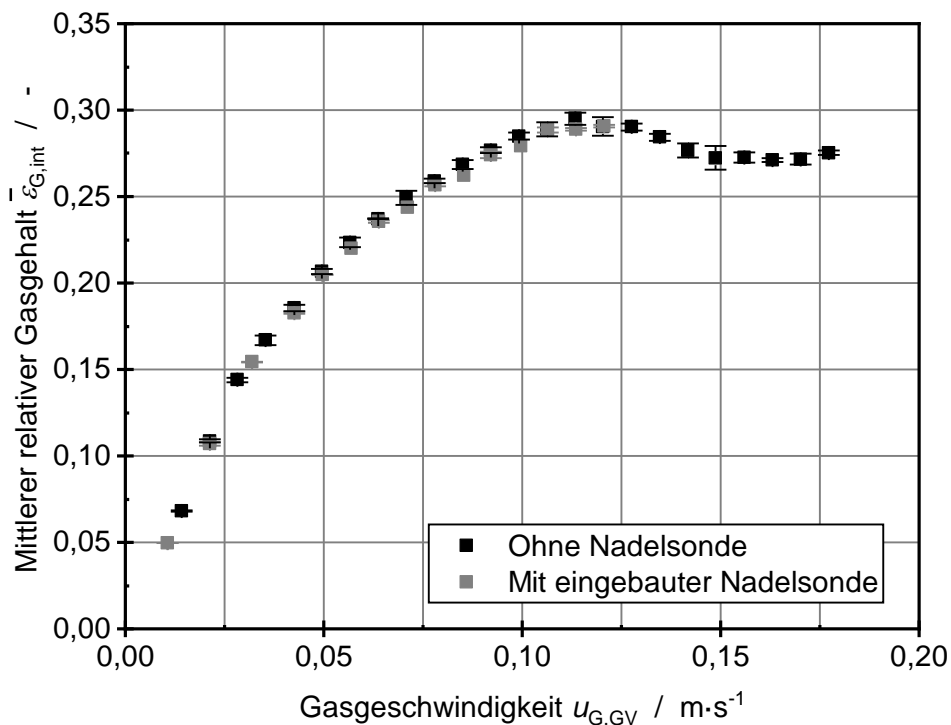


Abbildung D-15: Einfluss der Nadelsonde auf den integralen Gasgehalt gemessen im Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100), GV: GV1 mit gleichmäßiger Durchströmung,  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ,  $T_L = 18 - 24 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $T_G = 19 - 24 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Für die technisch relevanten Strömungsregime (homogen und heterogen) kann der Einfluss der in dieser Arbeit verwendeten Einbauten auf die Hydrodynamik vernachlässigt werden. Im technisch irrelevanten Kolbenströmungsregime liegt für die verwendeten Blasensäulen und den untersuchten  $u_{G,GV}$ -Bereich ein Einfluss der Führungsstange auf den integralen Gasgehalt vor, da das Aufstiegsverhalten der Groß- und Kolbenblasen beeinflusst wird.

### D.7.7 Bestimmung der Strömungsregime aus zeitlichem Signal der Füllstandmessung

Aus der zeitlichen Variation des Füllstands während der Messdauer  $t_{FS}$  können Rückschlüsse auf das vorliegende Strömungsregime gezogen werden. In Abbildung D-7 sind die Differenzen der einzelnen Füllstandmessung zum Mittelwert aller Füllstandmessungen über die Messdauer aufgetragen. Die Amplitude der zeitlichen Variation des Füllstands während der Messdauer steigt mit zunehmender Gasgeschwindigkeit. Die Abhängigkeit der Standardabweichung (STD) der Füllstanddifferenz  $\bar{h}_{GL} - h_{GL}$  von der Gasgeschwindigkeit ist in Abbildung D-16 gezeigt. Im homogenen Strömungsregime ist  $s_{\bar{h}_{GL} - h_{GL}} < 1 \text{ mm}$  und im heterogenen Strömungsregime steigt der STD monoton bis  $s_{\bar{h}_{GL} - h_{GL}} = 8,3 \text{ mm}$  an. Beim Übergang in

das Kolbenströmungsregime ist die Zunahme der STD der Füllstandmessung höher im Vergleich zum heterogenen Strömungsregime. Dies ist damit begründet, dass die Flüssigkeitsoberfläche auf Grund der großen Schirmlblasen stark schwankt.

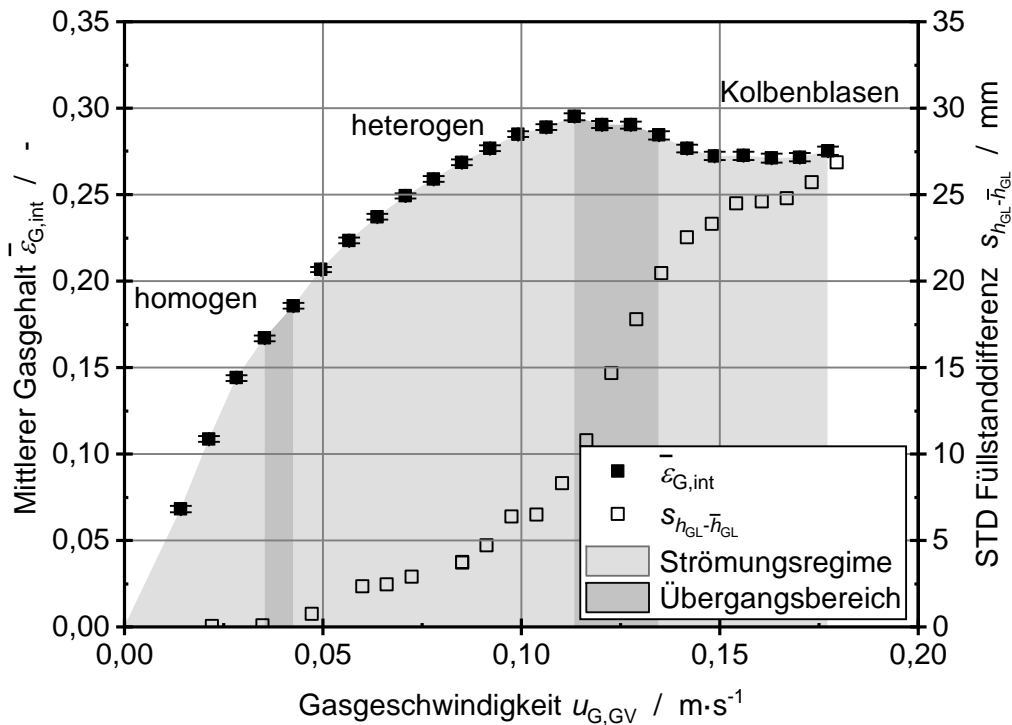


Abbildung D-16: Integraler Gasgehalt in Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit der Füllstandmessung. Zusätzlich sind die Strömungsregime und die Standardabweichung der Füllstanddifferenz  $\bar{h}_{GL} - h_{GL}$  angegeben (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstromverteilung;  $T_L = 18 - 23 \text{ °C}$ ;  $T_G = 19 - 23 \text{ °C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ °C}$ ).

## D.8 Weitere Ergebnisse: Bestimmung der lokalen Hydrodynamik in Blasenströmungen mit einer optischen Nadelsonde

### D.8.1 Bewertung der erforderlichen Mindestmessdauer

Um die minimale Aufnahmedauer  $t_{MSA}$  eines Messpunkts mit der Nadelsonde für die Bestimmung von  $\varepsilon_{G,lok}$  zu ermitteln, wurde der gleitende Mittelwert über die Aufnahmedauer aufgetragen. Dies ist beispielhaft für einen Messpunkt bei  $r_{BS} = 45 \text{ mm}$  und  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  gezeigt. An diesem Messpunkt ist auf Grund der vorliegenden Flüssigkeitszirkulation und Oszillation der Aufstiegszone von der größten Messvarianz auszugehen. Ab einer Aufnahmedauer von  $t_{MSA} > 200 \text{ s}$  konvergiert der gleitende Mittelwert in Richtung des Mittelwerts bei  $t_{MSA} = 500 \text{ s}$ . Für  $t_{MSA} > 200 \text{ s}$  können die statistischen Schwankungen vernachlässigt werden. Auf Basis dieser Untersuchung

wurde für die Erfassung von  $\varepsilon_{G,lok}$  eine Aufnahmedauer von  $t_{M2A} = 500 - 1000$  s festgesetzt (vgl. Kap. 5.4).

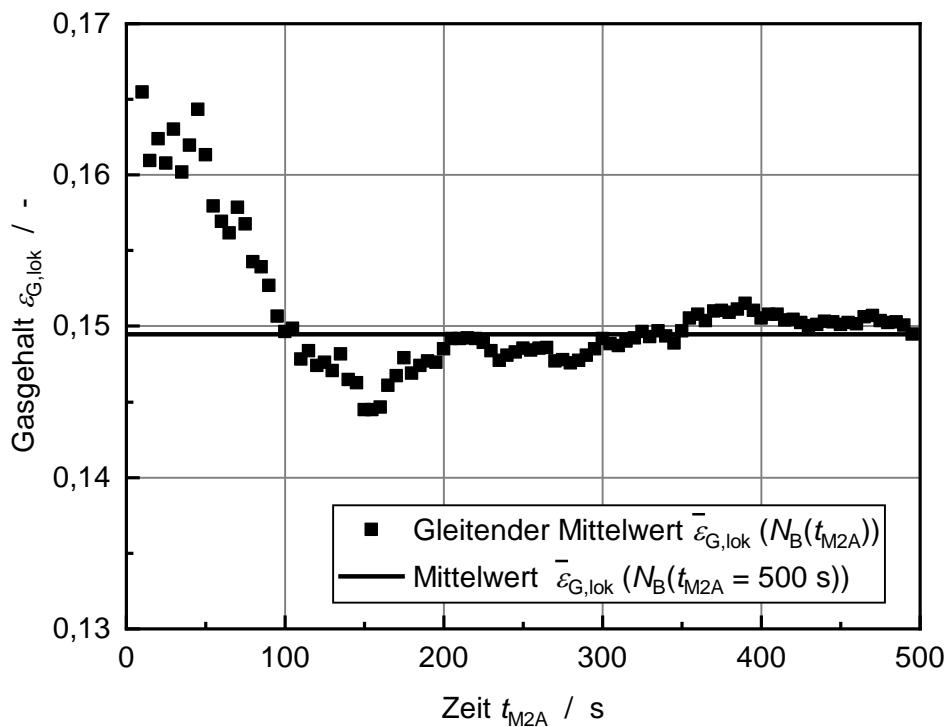


Abbildung D-17: Lokaler Gasgehalt, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft am Radius  $r_{BS} = 45$  mm und  $u_{G,GV} = 0,085$  m·s<sup>-1</sup>. Der gleitende Mittelwert wurde mit einer zeitlichen Auflösung von  $\Delta t_{M2A} = 5$  s berechnet (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = T_G = 20$  °C).

Um statistisch belastbare Messergebnisse für die Blasengeschwindigkeit und die Sehnenlänge zu erhalten, muss eine Mindestanzahl von auswertbaren Ereignissen festgelegt werden. Dies wird in Kapitel 5.4 auf Basis der in Abbildung D-18 links und rechts dargestellten Messdaten diskutiert. Für eine statistisch belastbare Messung der Blasengeschwindigkeit und der Sehnenlänge muss eine Anzahl der auswertbaren Ereignisse von  $N_{Erg,uB} > 2000$  erreicht werden.

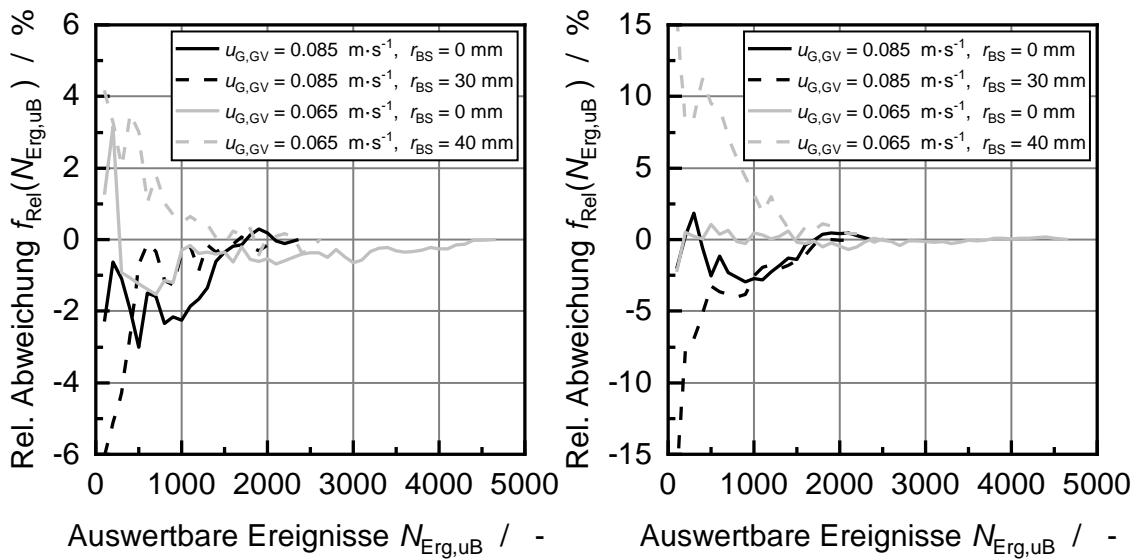


Abbildung D-18: Relative Abweichung (Gleichungen (D.4)) des gleitenden Mittelwerts (Gleichung (D.3)) der Messergebnisse der optischen Nadelsonde in der Blasenströmung mit  $N_{\text{Erg,uB}} = \{100; 200; \dots\}$ . Links:  $f_{\text{rel}}$  der Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{\text{B,lok}}(N_{\text{Erg,uB}})$  zum Mittelwert  $\bar{u}_{\text{B,lok}}(N_{\text{Erg,uB,max}})$ ; Rechts:  $f_{\text{Rel}}$  der Sehnenlänge  $\bar{l}_{\text{B,lok}}(N_{\text{Erg,uB}})$  zum Mittelwert  $\bar{l}_{\text{B,lok}}(N_{\text{Erg,uB,max}})$  (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Durchströmung;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_{\text{L}} = 17 - 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{\text{G}} = 19 - 22 \text{ }^\circ\text{C}$ , Stoffsystem: Wasser/Luft,  $h_{\text{L}} = 1000 - 1015 \text{ mm}$ )

## D.8.2 Validierung der Geschwindigkeitsmessung in Einzelblasen

Dieses Kapitel enthält die zusätzliche Abbildung D-19 zum Vergleich der Blasengeschwindigkeitsverteilung, gemessen mit der Nadelsonde und dem Shadowgraphie-System. Die Ergebnisse zur Validierung der Nadelsonde werden in Kapitel 5.4.1 diskutiert.



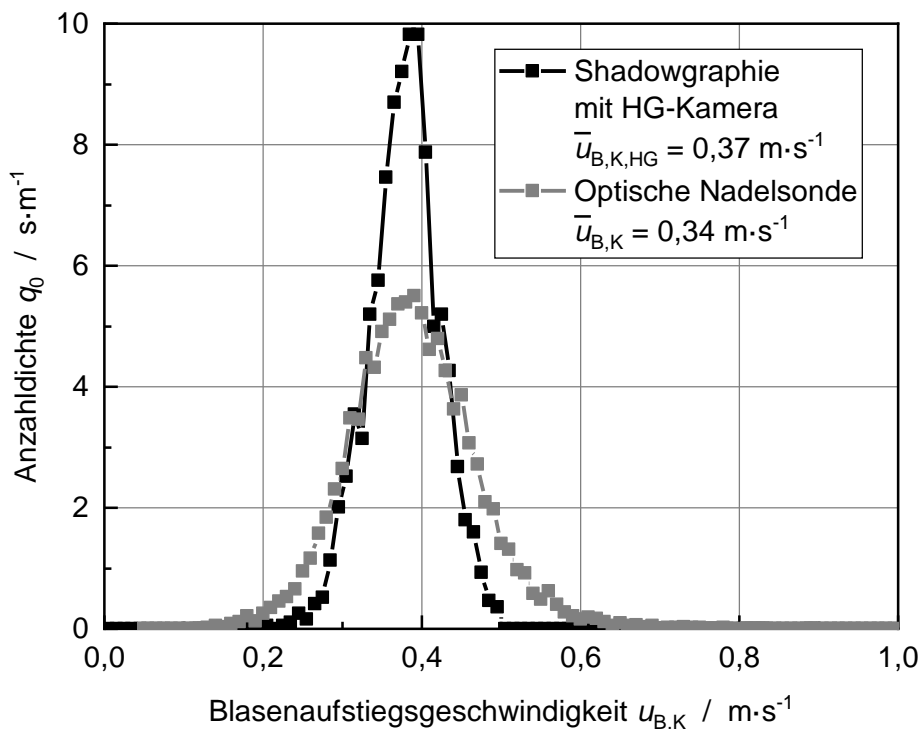


Abbildung D-19: Vergleich der Blasengeschwindigkeitsverteilungen in Einzelblasenkettens ( $d_{B,\text{äq}} = 5,5 \text{ mm}$ ) mit der optischen Nadelsonde und mit der  $u_B$ -Messung auf Basis der Shadowgraphie (vgl. Kapitel 5.2.2). (BS: Drucklose Stahlblasensäule (B300) nach Abbildung 5-2; GV: Einzelloch;  $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ;  $T_L = T_G = 17 - 18 \text{ °C}$ ; Stoffsystem: Wasser/Luft)

### D.8.3 Weitere Beschreibung zur Entwicklung einer Auswertungsmethode auf Basis eines kontinuierlichen Messsignals

Wie in Kapitel 5.4.3 diskutiert, wurde in dieser Arbeit ein neues Auswertungsverfahren zur Bestimmung der Blasengeschwindigkeit und der Sehnenlänge aus dem kontinuierlichen Messsignal entwickelt. Die Auswertung des Signals und die Datenverarbeitung wurden mithilfe der Software MATLAB<sup>®</sup> umgesetzt.

Für die Auswertung werden alle Ereignisse einzeln eingelesen und ausgewertet. Die Auswertung läuft in den folgenden Schritten ab:

- Auf Basis der ersten 100 Ereignisse wird für jeden Messpunkt ein Grenzwert bestimmt, um den Übergang zwischen Gas- und Flüssigphase zu bestimmen. Dieser Übergang definiert den zeitlichen Beginn und das Ende eines Ereignisses (vgl. Abbildung 5-14).
- Für die Auswertung mithilfe der FFT wird der Zeitraum von 1 ms vor dem Ende eines jeden Ereignisses festgelegt. Eine Frequenz wird bestimmt, wenn der

höchste Peak in der Frequenzanalyse eine ausreichend hohe Prominenz aufweist. Als weiteres Kriterium muss die Frequenz oberhalb von 25 kHz liegen. Als Obergrenze wurde der Wert von 20 % unterhalb des Stabilitätskriteriums nach Nyquist (vgl. Kap. 5.4.3) festgelegt [153]. Dies entspricht einer maximalen Frequenz von 1470 kHz.

- Um die mithilfe der FFT bestimmte Frequenz zu verifizieren, wird wie bei der Auswertung des diskontinuierlichen Signals die Homogenität der Schwingung im  $I_{\text{Ref}}$ -Signal analysiert. Über die Auswertung der Abstände der lokalen Maxima des  $I_{\text{Ref}}$ -Signals wird eine Frequenz bestimmt. Wenn diese Frequenz für mindestens 5 Schwingungen um weniger als 10 % von der mithilfe der FFT bestimmten Frequenz abweicht, wird für das ausgewertete Ereignis die Blasengeschwindigkeit nach Gleichung (5.7) und die Sehnenlängen nach Gleichung (5.8) berechnet.

## E Mathematischer Zusammenhang zwischen einer Sehnenlängen- und Blasendurchmesserverteilung

Mit der optischen Nadelsonde werden Sehnenlängen von Blasen in einer Blasenströmung gemessen. Da innerhalb der Blasenströmung unterschiedlich große Blasen vorliegen und die jeweils gemessene Sehnenlänge abhängig ist vom Ort des Auftreffens (vgl. Kap. (5.4)), wird für jeden Messpunkt eine Sehnenlängenverteilung gemessen. Um von der Sehnenlängenverteilung auf die Blasengrößenverteilung zu schließen, muss auf Basis von Auftreffwahrscheinlichkeiten die Sehnenlängenverteilung transformiert werden. Clark und Torton 1988 schlugen eine Vorwärts- ( $d_B$ - zu  $l_B$ -Verteilung) und Rückwärtstransformation ( $l_B$ - zu  $d_B$ -Verteilung) für verschiedene Blasenformen vor [166]. Sie nahmen eine homogene Blasenverteilung über dem Reaktorquerschnitt an. Liu et al. 1998 erweiterte das Berechnungsmodell und berücksichtigte die ungleichmäßige Verteilung der Blasen [167]. In dieser Arbeit wurde nur die Vorwärtstransformation durchgeführt, welche im Folgenden erläutert wird.

Für eine **Vorwärtstransformation** müssen die Anzahldichteverteilung über den Blasensäulenquerschnitt  $P_n(d_{BS})$  und die Blasengrößenverteilung  $P_{dB}(R_B)$  bekannt sein.  $R_B$  ist hier der horizontale Radius einer Blase. Die Vorwärtstransformation wird unter den folgenden Annahmen durchgeführt:

- Die Nadelsonde ist auf der zentralen Achse der Blasensäule positioniert
- Die Anzahldichteverteilung ist im gleichen Abstand zur zentralen Achse konstant
- Die Anzahldichteverteilung ist für jede Blasengröße gleich
- Die Blase nimmt die Form eines abgeflachten Rotationsellipsoids mit dem horizontalen Radius  $R_B$  und dem maximalen vertikalen Radius von  $E \cdot R_B$  an (siehe Abbildung E-2)
- Für die Form der Blasen wird ein konstantes Achsenverhältnis  $E$  festgelegt.

Ausgehend von diesen Annahmen ist die Anzahldichteverteilung  $P_n(r)$  nur noch vom Abstand  $r$  zwischen der Nadelsondenspitze und dem Blasenzentrum abhängig (vgl. Abbildung E-1). Bei  $r = 0$  trifft die Nadelsonde die Blase im Blasenzentrum. Bei  $r = R_B$  trifft die Nadelsonde die Blasen am äußeren Rand.

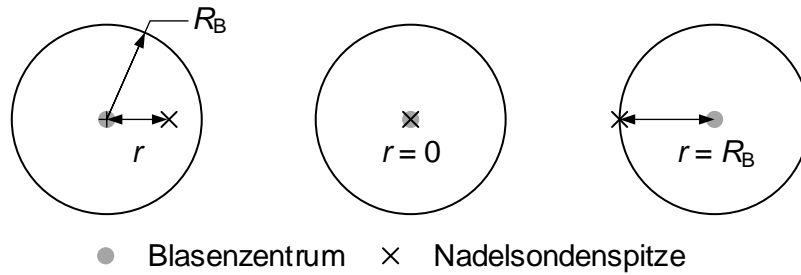


Abbildung E-1: Schematische Darstellung möglicher Auftreffpunkt der Nadelsonde (Draufsicht auf Blase). Links: Nadelsonde trifft Blase im Abstand  $r$  zum Blasenzentrum, im Abstand  $R_B$  zum Rand. Mitte: Nadelsonde trifft Blase im Blasenzentrum ( $r = 0$ ), rechts: Nadelsonde trifft Blase am Rand ( $r = R_B$ ).

Im ersten Schritt wird die Wahrscheinlichkeit  $P(r|R_B)$ , dass eine Blase der Größe  $R$  im Abstand  $r$  zwischen Nadelsonde und Blasenzentrum getroffen wird, berechnet:

$$P(r|R_B) = \frac{P_n(r) \cdot r}{\int_0^R P_n(r) \cdot r \, dr} \quad (\text{E.1})$$

Für das homogene Strömungsregime kann eine über den Querschnitt konstante Blasenanzahlverteilung angenommen werden und es gilt  $P_n(r) = \text{konst.}$  Durch Einsetzen der konstanten Blasenanzahlverteilung in Gleichung (E.1) ergibt sich Gleichung (E.2):

$$P(r|R_B) = \frac{r}{\int_0^{R_B} r \, dr} = \frac{2 \cdot r}{R_B^2} \quad (\text{E.2})$$

Jedem Ort des Durchstoßes im Abstand  $r$  zwischen Nadelsondenspitze und Blasenzentrum ist in Abhängigkeit von der Verformung des abgeflachten Rotationsellipsoids eine Sehnenlänge  $l_B$  zugewiesen (siehe Abbildung E-2). Gleichung (E.3) beschreibt den Zusammenhang zwischen  $r$  und  $l_B$  in Abhängigkeit von dem Achsenverhältnis  $E$  (Gleichung (3.11)).

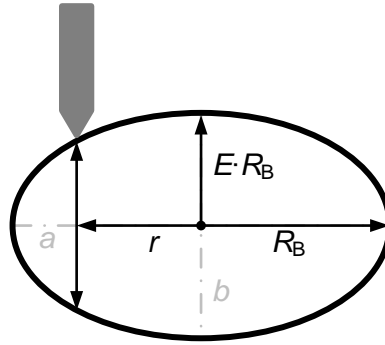


Abbildung E-2: Modell des abgeplatteten Rotationsellipsoids

$$\left| \frac{dr}{dl_B} \right| = \frac{l_B}{4 \cdot E^2 \cdot r} \quad (\text{E.3})$$

Die Wahrscheinlichkeit  $P_1(l_B|R_B)$ , dass eine Blase der Größe  $R_B$  an einer Stelle mit der Sehnenlänge  $l_B$  getroffen wird, ergibt sich nach Gleichung (E.4):

$$P_1(l_B|R_B) = P(r|R_B) \cdot \left| \frac{dr}{dl_B} \right| \quad (\text{E.4})$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (E.2) und (E.3) in Gleichung (E.4) ergibt sich der Zusammenhang zwischen Sehnenlängenverteilung  $P_1(l_B)$  und Blasengrößenverteilung  $P_{dB}(R_B)$  nach Gleichung (E.5). Durch die Integration nach  $R_B$  ergibt sich die Sehnenlängenverteilung  $P_1(l_B)$ .  $R_{B,\max}$  ist der maximale horizontale Radius, welcher in der Blasenströmung vorliegt.

$$P_1(l_B) = \int_{l_B/2E}^{R_{B,\max}} \frac{l_B \cdot P_n(r)}{4 \cdot E^2 \int_0^{R_B} r \cdot P_n(r) dr} \cdot P_{dB}(R_B) dR_B \quad (\text{E.5})$$

## F Symmetrie der Messungen mit der optischen Nadelsonde

In Kapitel 6 wird die Symmetrie der Messwerte der optischen Nadelsonde zur Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  diskutiert. Bei ungleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung am Gasverteiler liegt keine Symmetrie der Messwerte vor (siehe Abbildung 6-3 und Abbildung 6-4). Um die Symmetrie der Messwerte bei gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung am GV zu bestätigen, werden in diesem Kapitel die Messwerte auf Symmetrie geprüft. In Abbildung F-1 ist der lokale Gasgehalt bei zwei Gasgeschwindigkeiten aufgetragen. Um die Symmetrie zu prüfen, wurden die Werte für  $r_{BS}/R_{BS} > 0$  an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  gespiegelt. Die maximale Abweichung zwischen den gespiegelten und nicht gespiegelten Messwerten beträgt  $\Delta\varepsilon_{G,lok} = 0,008$  bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und  $r_{BS}/R_{BS} = 0,5$ . Dies entspricht einer relativen Abweichung von ca. 5 %. Die mittlere relative Abweichung liegt bei kleiner 3 % für  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und bei kleiner 1 % für  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .

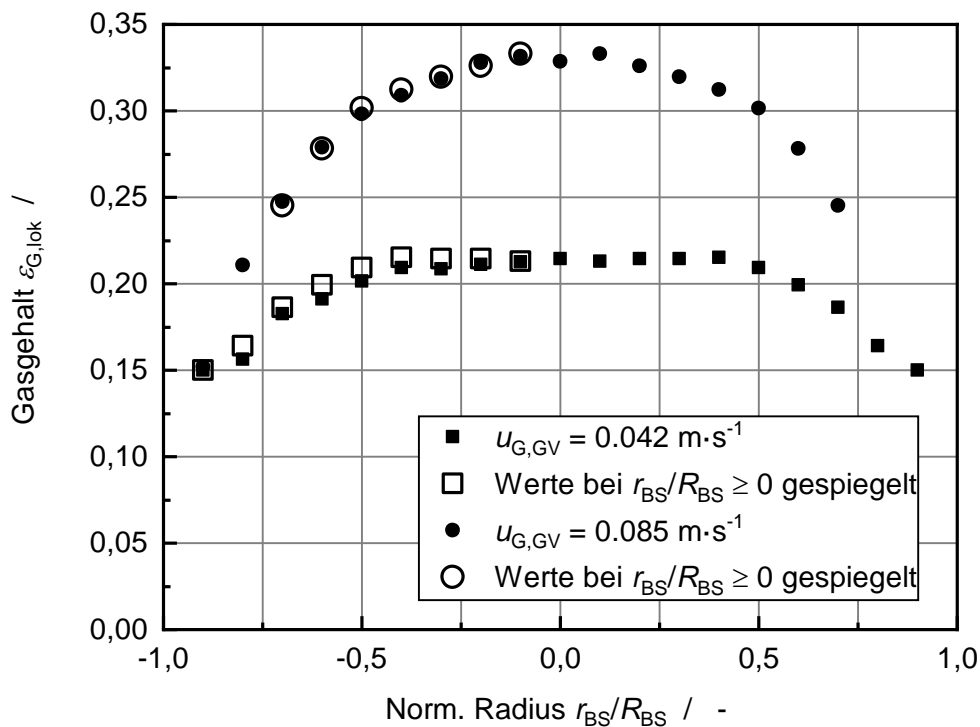


Abbildung F-1: Messung des lokalen Gasgehalts mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Zur Bewertung der radialen Symmetrie wurden die Messwerte für  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  gespiegelt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung; Stoffsystem: Wasser/Luft  $T_L = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

In Abbildung F-2 ist die lokale Blasengeschwindigkeit für zwei Gasgeschwindigkeiten aufgetragen. Um die Symmetrie zu prüfen, wurden die Werte für  $r_{BS}/R_{BS} > 0$  an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  gespiegelt. Die maximale Abweichung zwischen den gespiegelten und nicht gespiegelten Messwerten beträgt  $\Delta u_{B,lok} = 0,015 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und

$r_{BS}/R_{BS} = 0,9$ . Dies entspricht einer relativen Abweichung von weniger ca. 6 %. Die mittlere relative Abweichung liegt bei kleiner 2 % für  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  und bei kleiner 1 % für  $u_{G,GV} = 0,085 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .

Auf Grund der geringen relativen Abweichungen von im Mittel weniger als 3 % wird die Symmetrie der Messwerte des Gasgehalts und der Blasengeschwindigkeit als gegeben bewertet. Auf Basis dieses Ergebnisses wurden in dieser Arbeit für Gasverteiler mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung nur Halbprofile für  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  gemessen.

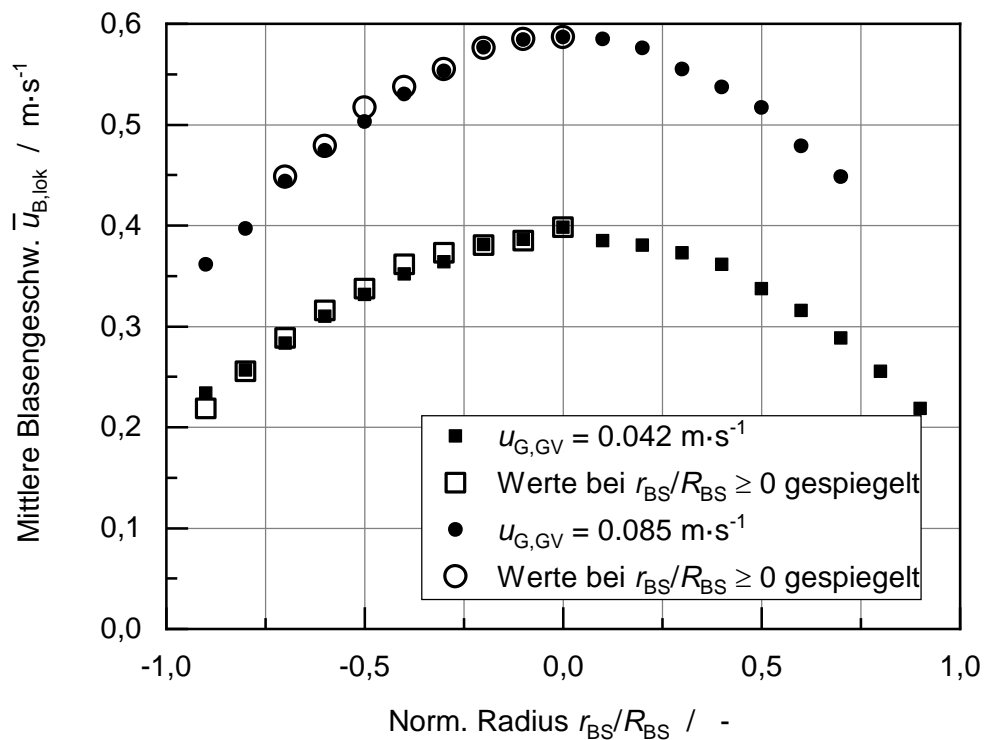


Abbildung F-2: Messung der lokalen Blasengeschwindigkeit mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. Zur Bewertung der radialen Symmetrie wurden die Messwerte für  $r_{BS}/R_{BS} \geq 0$  an der Achse bei  $r_{BS}/R_{BS} = 0$  gespiegelt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung; Stoffsystem: Wasser/Luft  $T_L = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

## G Zusätzliche Abbildungen zur Bewertung der Messverfahren

Um statistisch belastbare Messergebnisse zu erhalten, wurden die Nadelsondenmessungen der lokalen Parameter  $\varepsilon_{G,lok}$ ,  $u_{B,lok}$  wiederholt. Es wurden bis zu 6 Messreihen für einen Betriebspunkt durchgeführt. Da die Messreihen mit unterschiedlichen Schrittweiten von  $\Delta r_{BS} = 5$  mm und  $\Delta r_{BS} = 10$  mm durchgeführt wurden, liegen für jeden radialen Messpunkt unterschiedlich viele Messungen vor (siehe Abbildung G-1). Unter anderem auf Grund von Schwankungen der Gas- und Flüssigkeitstemperatur sowie der Güte der Vorsättigung beträgt die mittlere Abweichung zwischen den Messreihen bis zu 10 % (siehe Kap. 7.2.1). Dies führt zu einem abschnittsweise nicht monotonen fallenden bzw. steigenden Verlauf des radialen Profils der arithmetischen Mittelwerte. Beispielhaft wird dieses statistische Problem anhand der in Abbildung G-1 gezeigten Messdaten erläutert. Für  $r_{BS} = 0$  mm liegen 5 Messwerte vor, die eine Streuung von  $\pm 7$  % bezogen auf den arithmetischen Mittelwert aufweisen. Für  $r_{BS} = 5$  mm sind nur zwei Messungen aus zwei Messreihen vorhanden. Da eine der Messreihen den Verlauf mit der im Mittel kleinsten Blasengeschwindigkeit aufweist, wird der arithmetische Mittelwert für den Messpunkt bei  $r_{BS} = 5$  mm nach unten verschoben. Um dieses Problem zu vermeiden, müssen mehr Messreihen mit der Schrittweite von  $\Delta r_{BS} = 5$  mm durchgeführt werden.



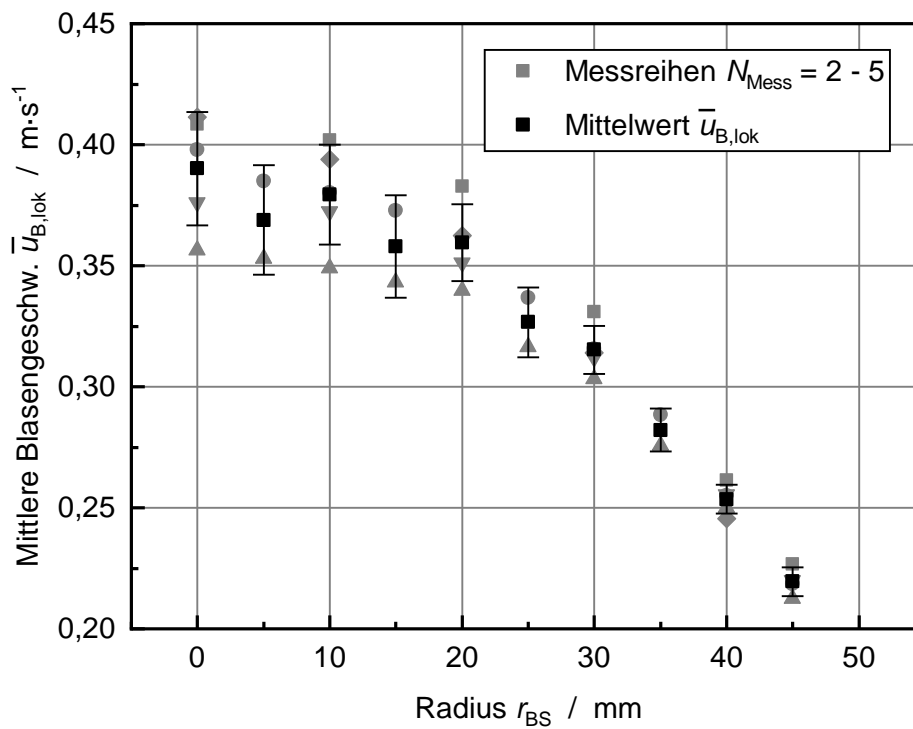


Abbildung G-1: Darstellung aller Messreihen (graue Symbole) zur Bestimmung der lokalen Blasengeschwindigkeit mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Der arithmetische Mittelwert aus allen Messreihen ist mit schwarzen Symbolen gezeigt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung; Stoffsystem: Wasser/Luft  $T_L = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 20 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

## H Berechnung des flächengemittelten Gasgehalts und der Blasengeschwindigkeit

Um die Messdaten des lokalen Gasgehalts und der lokalen Blasengeschwindigkeit mit den volumengemittelten integralen Messdaten zu vergleichen (siehe Kap. 7.1.2 und 7.2.2), muss aus den radial gemessenen lokalen Messdaten der jeweilige flächengemittelte Wert berechnet werden.

Der flächengemittelte Gasgehalt  $\bar{\varepsilon}_{G,lok}$  wird nach Gleichung (H.1) berechnet. Dabei ist  $A_{BS}$  die Querschnittsfläche,  $r_{BS}$  der Radius der Blasensäule und  $\varphi$  der Winkel der Kreiskoordinate. Für die Integration wird eine kontinuierliche Funktion des lokalen Gasgehalts  $\varepsilon_{G,lok}(r_{BS}, z)$  benötigt. Dazu wird auf Basis der Messdaten eine Anpassungsfunktion mit der Software MATLAB® erstellt. Als Anpassungsfunktion wird ein Polynomzug mit stückweise definierten Polynomen gewählt. Für die Anpassung wird der Gasgehalt bei  $r_{BS}/R_{BS} = 1$  mit  $\varepsilon_{G,lok} = 0$  festgelegt. Abbildung H-1 zeigt beispielhaft die Anpassungsfunktion für den lokalen Gasgehalt für zwei Gasgeschwindigkeit. Zusätzlich sind  $\bar{\varepsilon}_{G,lok}$  und der zeitgleich gemessene integrale Gasgehalt  $\varepsilon_{G,int}$  angegeben. Diese Ergebnisse bilden die Grundlage für die Abbildung 7-3.

$$\bar{\varepsilon}_{G,lok}(z) = \frac{1}{A_{BS}} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^{r_{BS}} r \cdot \varepsilon_{G,lok}(r_{BS}, z) dr_{BS} d\varphi \quad (H.1)$$

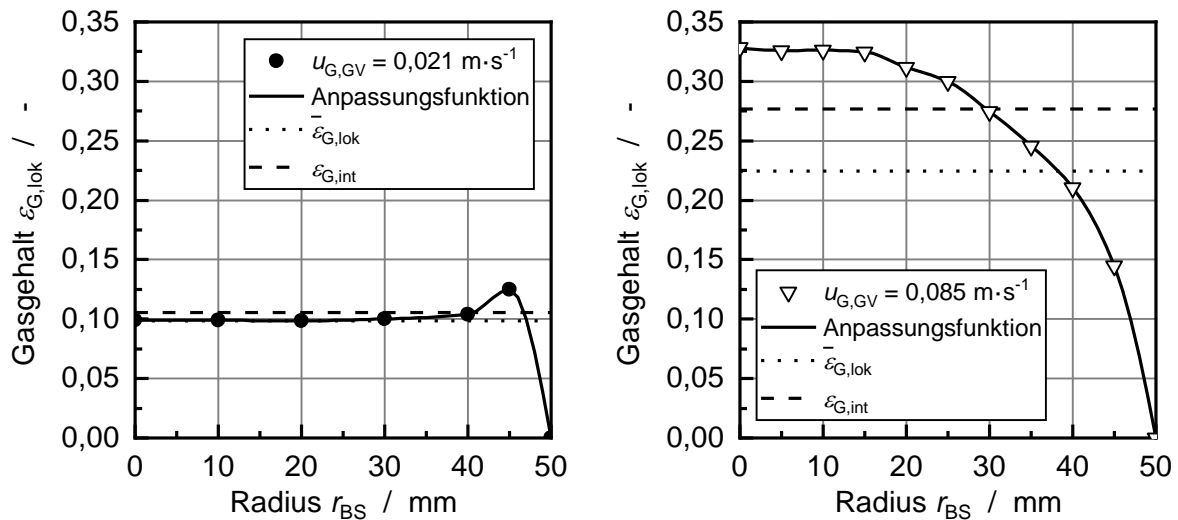


Abbildung H-1: Auftragung des lokalen Gasgehalts, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft auf einer Höhe von  $z = 0,365$  m. Zusätzlich sind die Anpassungsfunktion, der flächengemittelte und der volumengemittelte Gasgehalt gezeigt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 25$  °C;  $T_G = 17 - 25$  °C;  $h_L = 1000$  mm)

Die flächengemittelte Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_{B,lok}$  wird nach Gleichung (H.2) berechnet. Hierbei wird die Blasengeschwindigkeit mit dem gemessenen lokalen Gasgehalt gewichtet. Für die Integration wird neben der zuvor bestimmten Anpassungsfunktion für den lokalen Gasgehalt eine kontinuierliche Funktion für die Blasengeschwindigkeit  $u_{B,lok}(r_{BS}, z)$  benötigt. Dazu wird auf Basis der Messdaten eine Anpassungsfunktion mit der Software MATLAB® erstellt.

$$\bar{u}_{B,lok}(z) = \frac{1}{A_{BS} \cdot \bar{\varepsilon}_{G,lok}(z)} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^{r_{BS}} r \cdot \varepsilon_{G,lok}(r_{BS}, z) \cdot u_{B,lok}(r_{BS}, z) dr_{BS} d\varphi \quad (H.2)$$

Als Anpassungsfunktion wird ein Polynomzug mit stückweise definierten Polynomen gewählt. Für die Anpassung wird die Blasengeschwindigkeit bei  $r_{BS}/R_{BS} = 1$  auf  $u_{G,lok} = 0$  m·s<sup>-1</sup> festgelegt. Abbildung H-2 zeigt beispielhaft die Anpassungsfunktion für die lokale Blasengeschwindigkeit für zwei Gasgeschwindigkeiten. Zusätzlich zeigt das Diagramm  $\bar{u}_{B,lok}$  die aus dem zeitgleich gemessenen Gasgehalt abgeleitete volumengemittelte Blasengeschwindigkeit  $\bar{u}_B$  (siehe Gleichung (2.4)). Diese Ergebnisse bilden die Grundlage für die Abbildung 7-6.

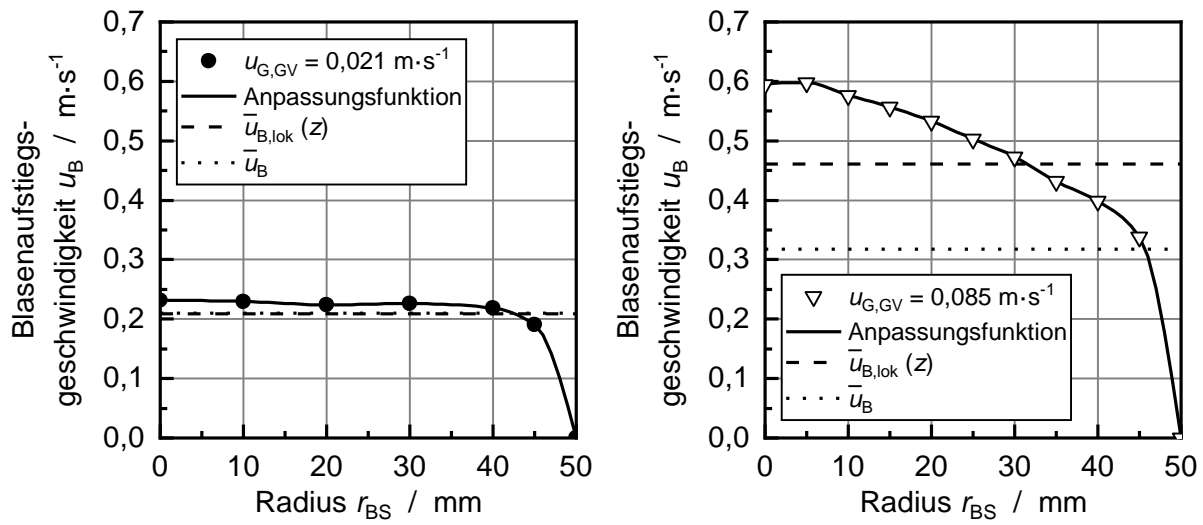


Abbildung H-2: Auftragung der lokalen Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft auf einer Höhe von  $z = 0,365 \text{ m}$ . Zusätzlich sind die Anpassungsfunktion, die flächengemittelte und die volumengemittelte Blasengeschwindigkeit gezeigt. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV: GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 25 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 17 - 25 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ )

## I Weitere Ergebnisse: Anwendung der entwickelten Messverfahren zur Untersuchung der lokalen und integralen Hydrodynamik in einer Blasenströmung

### I.1 Einfluss des Gasverteilers

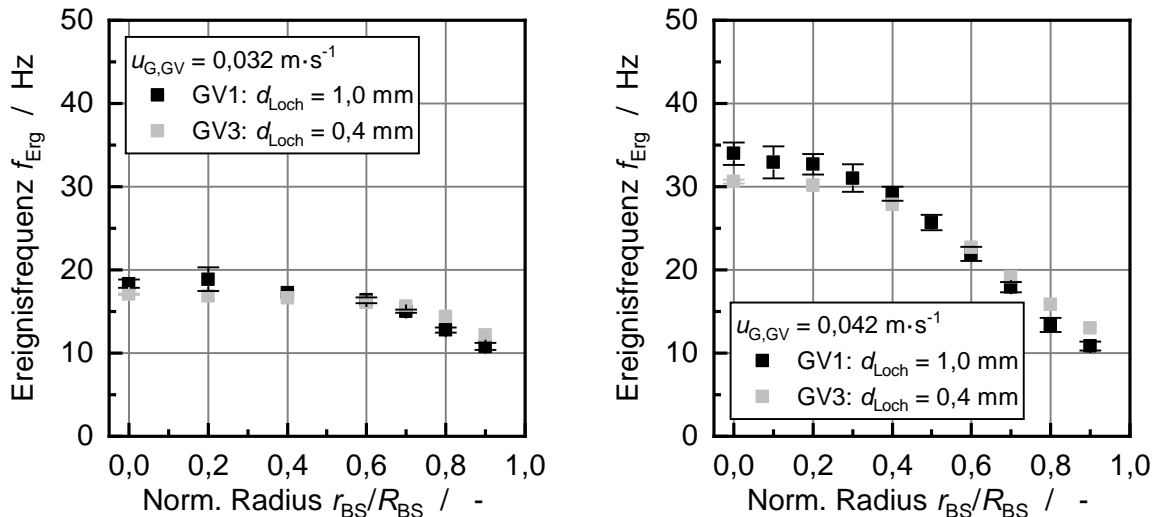


Abbildung I-1: Vergleich der lokalen Ereignisfrequenz für zwei unterschiedliche Gasverteiler (siehe Tabelle 5-1) für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde. (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 und GV3 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

#### I.1.1 Exkurs zum Einfluss des Gasverteilers auf die Sehnenlänge

In diesem Kapitel werden die Sehnenlängen-Messdaten diskutiert. Da auf Basis der angewendeten Messverfahren keine Informationen über die Blasenform vorliegen, kann anhand der Sehnenlängen-Messdaten keine eindeutige Aussage über den Blasendurchmesser getroffen werden (vgl. Kap. 5.4.2). Daher werden die Messdaten zur Sehnenlänge  $l_{B,lok}$  in diesem Kapitel als Exkurs zu Kapitel 8 diskutiert.

Die Abbildung I-2 zeigt die mittlere Sehnenlänge  $\bar{l}_{B,lok}$  für den GV1 und GV3 im homogenen Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) und am Übergang ins heterogene Strömungsregime ( $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ).

Bei  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  wird erwartet, dass  $d_{B,\ddot{a}q}$  über den Querschnitt gleich ist, da Koaleszenz im homogenen Strömungsregime nicht relevant ist. Jedoch nimmt die Sehnenlänge mit steigendem Radius zu (siehe Abbildung I-2 links). Der Anstieg von  $l_{B,lok}$  mit  $r_{BS}/R_{BS}$  kann auf eine unterschiedliche Verformung der Blasen auf Grund unterschiedlicher Blasengeschwindigkeiten zurückgeführt werden. Wie in Abbildung 8-2

zu erkennen ist, sinkt die Blasengeschwindigkeit für  $r_{BS}/R_{BS} > 0,7$ . Ab diesem Radius steigt  $l_{B,lok}$  entsprechend. Der gleiche Zusammenhang wird auch bei  $u_{G,GV} = 0,042 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  beobachtet. Mit zunehmendem Radius sinkt  $u_{B,lok}$  (siehe Abbildung 8-2), entsprechend steigt die gemessene Sehnenlänge an (siehe Abbildung I-2 rechts).

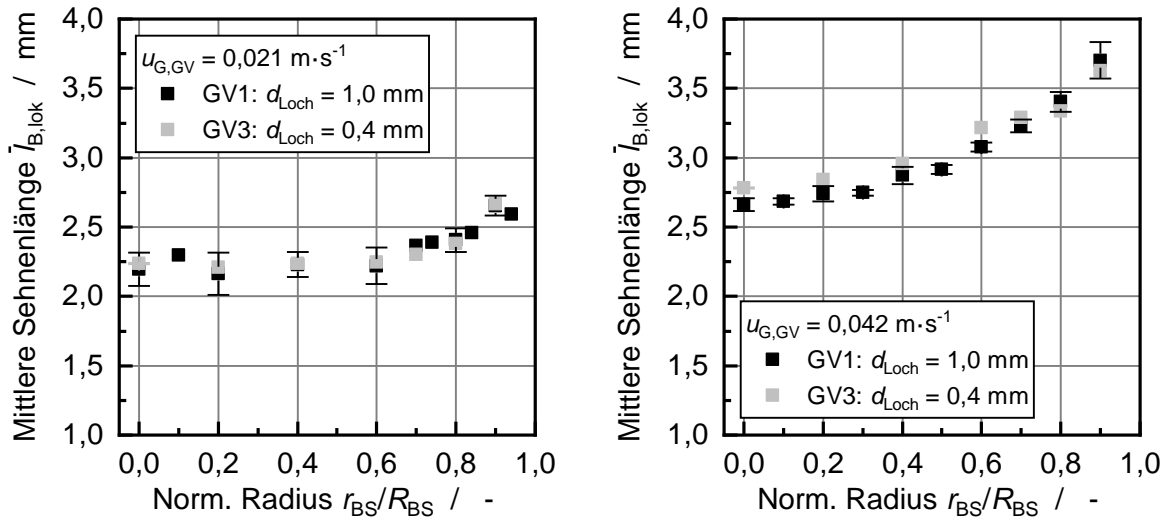


Abbildung I-2: Vergleich der mittleren Sehnenlänge für zwei unterschiedliche Gasverteiler für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde (siehe Tabelle 5-1). (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 und GV3 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ).

Im homogenen Strömungsregime ist  $l_{B,lok}$  in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} < 0,6$ ) für beide GV nahezu gleich und der maximale Unterschied ist  $\Delta l_{B,lok} < 0,1 \text{ mm}$ . Dieser Unterschied liegt im Bereich der Wiederholbarkeit ( $s_{l_{B,lok}} < 0,15 \text{ mm}$ ) und wird als nicht signifikant bewertet. Auch der Vergleich der Sehnenlängenverteilung in Abbildung I-3 zeigt keinen signifikanten Unterschied zwischen GV1 und GV3. Dieses Ergebnis ist unerwartet, da nach dem Blasenbildungsmodell von Geary und Rice 1991 bei  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  für den GV1 ein  $d_{B,\ddot{a}q} = 5,1 \text{ mm}$  erwartet wird und für den GV3 ein  $d_{B,\ddot{a}q} = 3,6 \text{ mm}$  (vgl. Abbildung 8-1) [45].

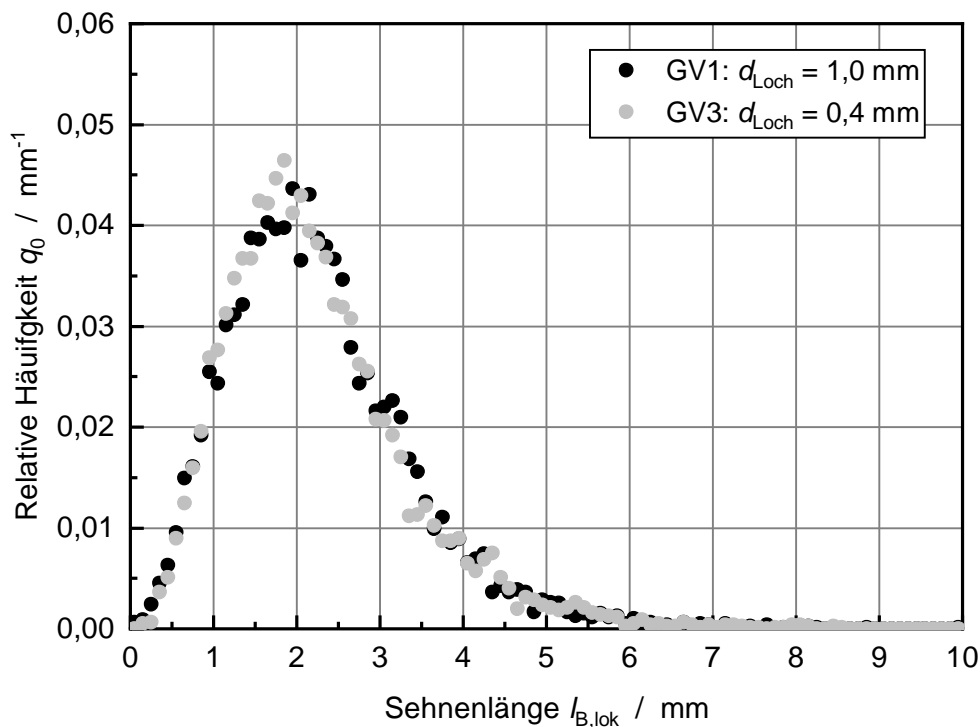


Abbildung I-3: Vergleich der Sehnenlängenverteilung für zwei unterschiedliche Gasverteiler (siehe Tabelle 5-1) für das Stoffsystem Wasser/Luft, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde für  $u_{G,GV} = 0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ; (BS: Plexiglasblasensäule (B100); GV1 und GV3 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 20 - 22 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 18 - 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Die Übereinstimmung der gemessenen Sehnenlängen für beide GV kann mit einer unterschiedlich starken Verformung der Blasen erklärt werden. Die Verformung einer Blase nimmt zu mit steigendem Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$  bzw. Eötvös-Zahl  $EO_B$  (siehe Abbildung 3-13 und Abbildung 3-17). Zudem führt eine steigende Blasengeschwindigkeit  $u_B$  zu einer zunehmenden Abflachung einer Blase, da der Staudruck oberhalb der Blase zunimmt. Eine zunehmende Verformung/Abflachung einer Blase führt zur Abnahme des Achsenverhältnisses  $E$ . Abbildung I-4 zeigt den theoretischen Zusammenhang zwischen  $l_{B,lok}$  und  $EO_B$  auf Basis der mathematischen Modellierung in Anhang E. Es wird deutlich, dass eine gleiche mittlere Sehnenlänge gemessen wird, wenn für den GV1 ( $d_{B,\ddot{a}q} = 5,1 \text{ mm}$  nach Geary und Rice 1991,  $EO_B = 3,54$ ) ein  $E \approx 0,55$  vorliegt und beim GV3 ( $d_{B,\ddot{a}q} = 3,6 \text{ mm}$  nach Geary und Rice 1991,  $EO_B = 1,76$ )  $E \approx 0,9$  entspricht. Jedoch zeigt die Korrelation von Besagni et al. 2016, dass für  $EO_B > 2$  das Achsenverhältnis  $E$  nur geringfügig mit steigendem  $EO_B$  sinkt [89]. Allerdings basiert die Korrelation von Besagni 2016 auf optischen Messungen im Randbereich der Blasenströmung, weshalb die Gültigkeit hier nicht sichergestellt ist. Auch eine stärkere Verformung der Blasen bei GV1 auf Grund einer höheren Blasengeschwindigkeit  $u_B$  kann hier nicht als Begründung

angeführt werden, da die Ergebnisse der  $u_{B,lok}$ -Messungen für beide GV nahezu gleich sind (siehe Abbildung 8-2 rechts oben).

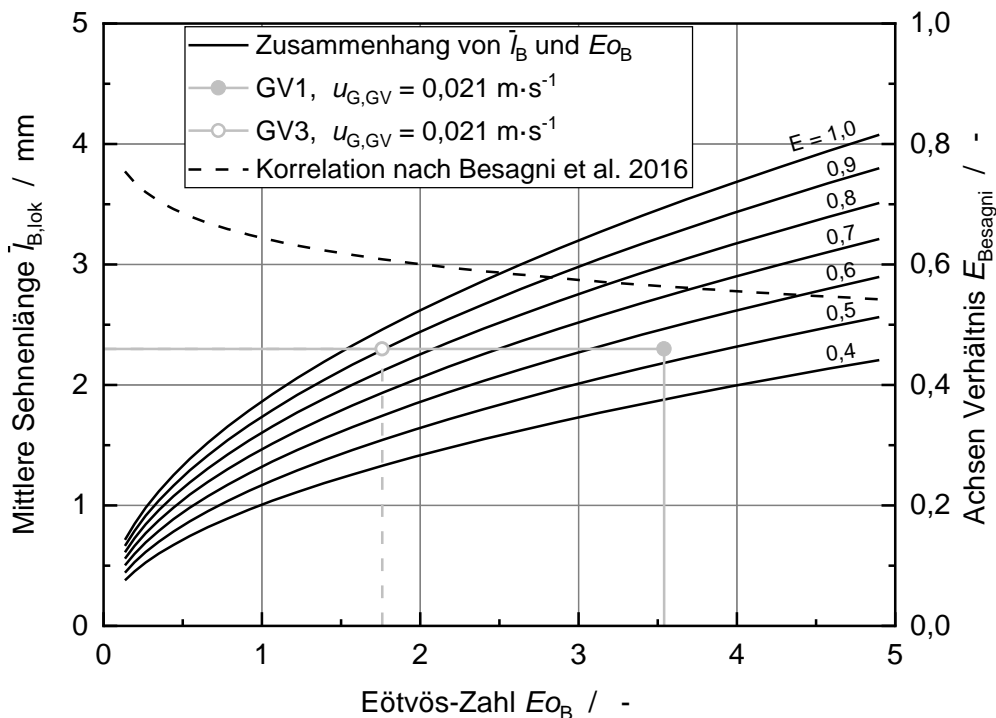


Abbildung I-4: Zusammenhang zwischen der Eötvös-Zahl  $Eo_B$  und der mittleren Sehnenlänge für unterschiedliche Achsenverhältnisse  $E$  (siehe Anhang E). Auf der rechten Achse ist das Achsenverhältnis nach Besagni 2016 aufgetragen. Eingezeichnet sind zusätzlich  $Eo_B$  für die am GV3 ( $d_{B,\ddot{a}q} = 3,6$  mm nach Geary und Rice 1991) und GV1 ( $d_{B,\ddot{a}q} = 5,1$  mm nach Geary und Rice 1991) gebildeten Blasen für  $u_{G,GV} = 0,021$  m·s<sup>-1</sup>. Die mittlere Sehnenlänge entspricht dem Messwert in der Blasensäulenmitte in Abbildung I-2 links.

Wie der Vergleich von  $l_{B,lok}$  und  $d_{B,\ddot{a}q}$  in Einzelblasenkettens zeigt auch das Ergebnis der Sehnenlängenmessung in der Blasenströmung, dass mit der in dieser Arbeit eingesetzten Nadelsonde mit einer Spitze der äquivalente Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$  nicht bestimmt werden kann. Obwohl bei den verwendeten Gasverteilern ( $d_{Loch} = 0,4$  und  $1,0$  mm) unterschiedliche  $d_{B,\ddot{a}q}$  vorliegen müssten, wird durch die Nadelsonde die nahezu gleiche mittlere Sehnenlänge und Sehnenlängenverteilung gemessen. Dass Koaleszenz vernachlässigt werden kann und tatsächlich unterschiedliche Blasendurchmesser  $d_{B,\ddot{a}q}$  für GV1 und GV3 vorliegen, muss durch alternative Messverfahren bestätigt werden. Um  $d_{B,\ddot{a}q}$  in einer Blasenströmung mit einer Nadelsonde zu bestimmen, muss neben  $l_{B,lok}$  auch die Blasenform messtechnisch bestimmt werden. Durch den weiterführenden Einsatz einer Nadelsonde mit zwei parallelen Spitzen sind zusätzlich Aussagen zur Blasenform möglich.



## I.2 Einfluss der Oberflächenspannung

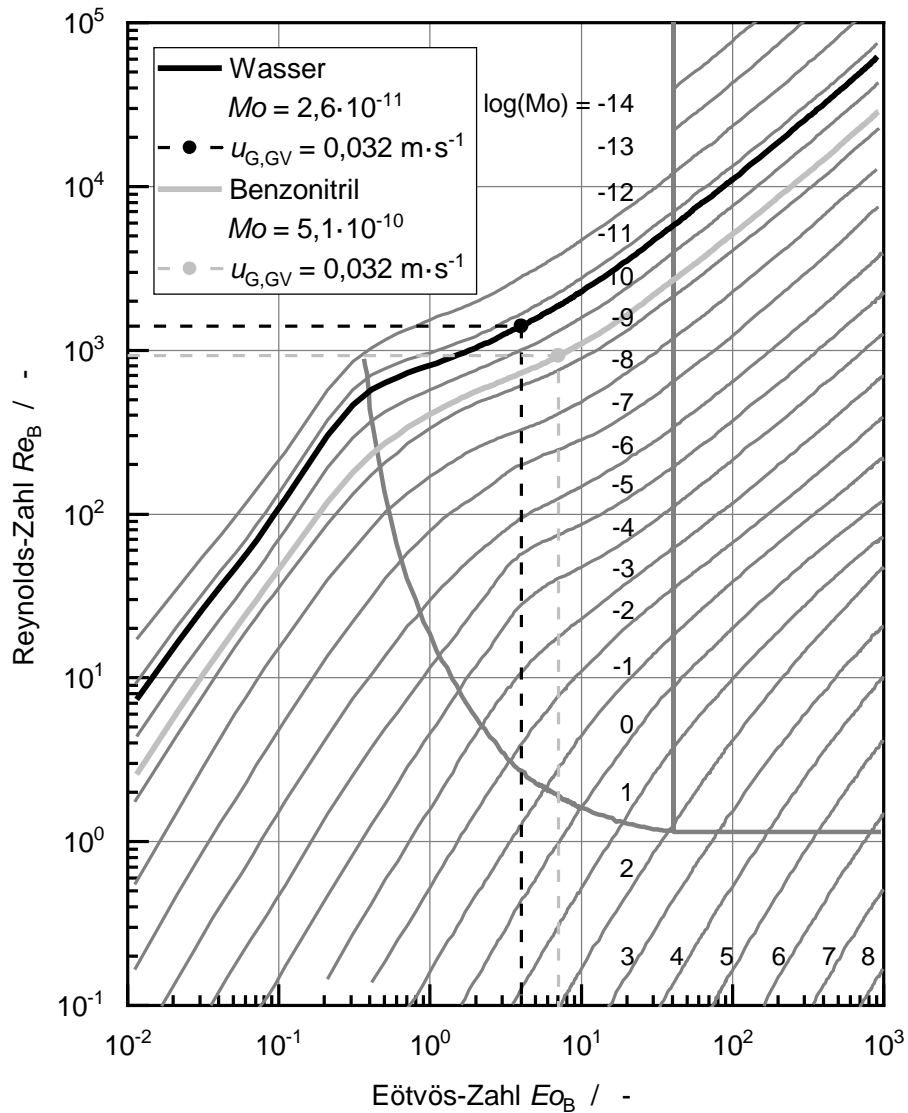


Abbildung I-5: Einordnung des Aufstiegsverhaltens ( $u_{B,0}$ , Blasenform) einer Einzelblase für die Stoffsysteme Wasser/Luft ( $T_L = 20 \text{ °C}$ ) und Benzonitril/Luft ( $T_L = 20 \text{ °C}$ ) in Abhängigkeit von der Morton-Zahl  $Mo$ , der Reynolds-Zahl  $Re_B$  und der Eötvös-Zahl  $Eo_B$ , bearbeitet nach [59]. Für  $u_{G,GV} = 0,032 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ist für beide Stoffsysteme auf Basis der Primärblasendurchmesser in Abbildung 8-5 der jeweilige Zusammenhang von  $Re_B$  und  $Eo_B$  gezeigt.

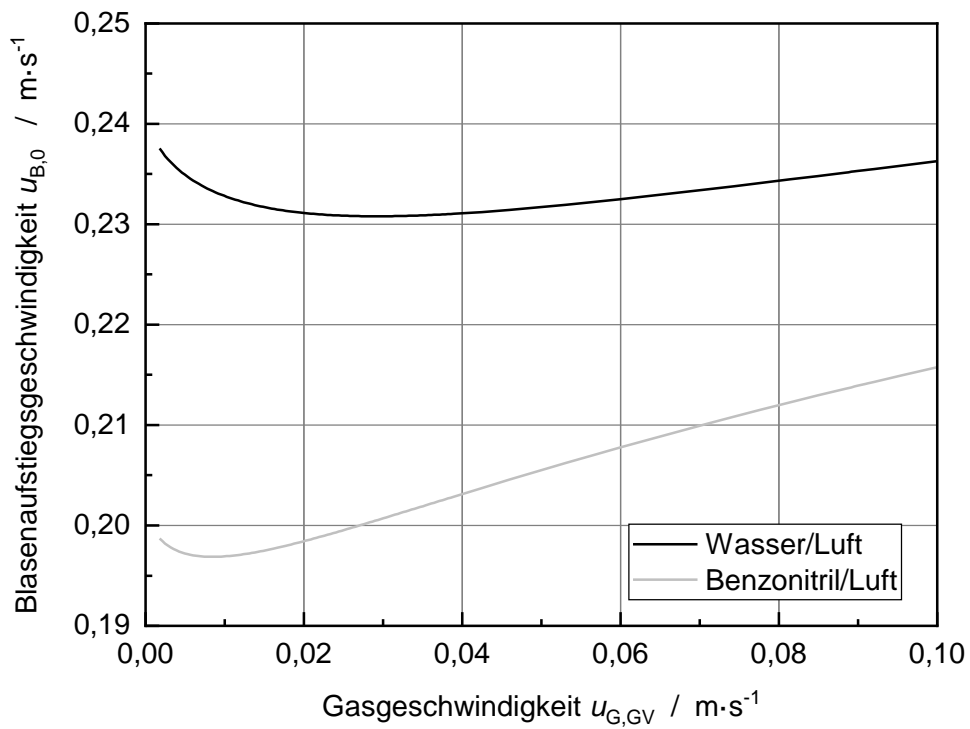


Abbildung I-6: Blasengeschwindigkeit nach Gleichung (3.7) auf Basis der am Gasverteiler ( $d_{\text{Loch}} = 1 \text{ mm}$ ) gebildeten Blasengröße nach Geary und Rice 1991 (vgl. Kap. 3.1.1.2 und Abbildung 8-5). Für die Berechnung wurden die in Tabelle D-1 aufgeführten Stoffeigenschaften bei  $T_L = T_G = 20 \text{ °C}$  eingesetzt [45, 62].

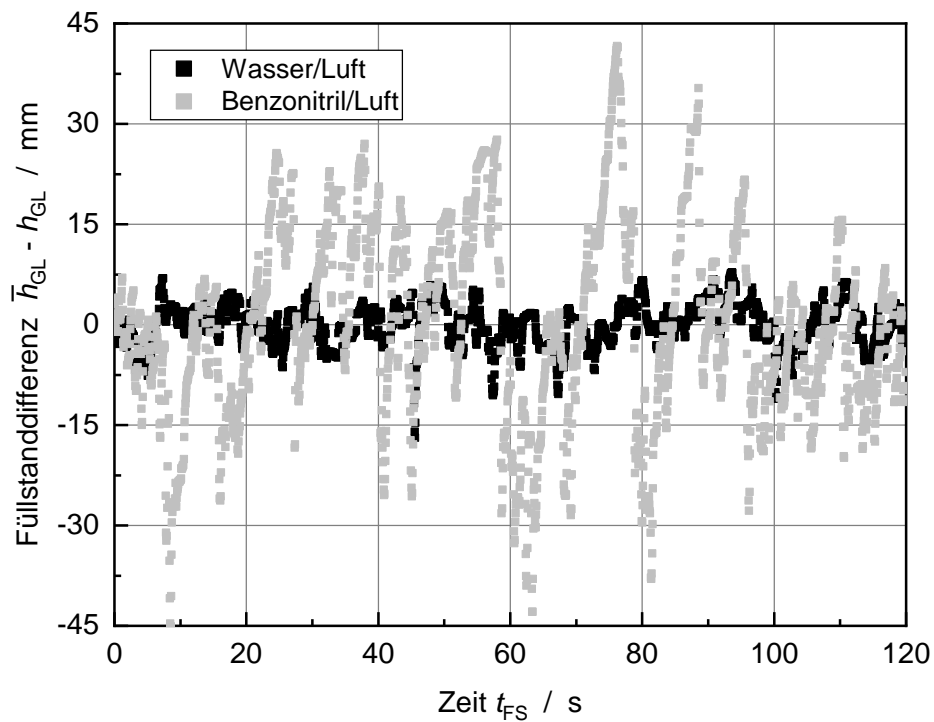


Abbildung I-7: Zeitlicher Verlauf der auf den Mittelwert normierten Füllstandmessung mit dem GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung bei gleicher Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV} = 0,063 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . (Wasser/Luft: BS: Plexiglasblasensäule (B100);  $T_L = 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 22 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{\text{Vor}} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ) (Benzonitril/Luft: BS: Stahlblasensäule (B300);  $T_L = 24 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

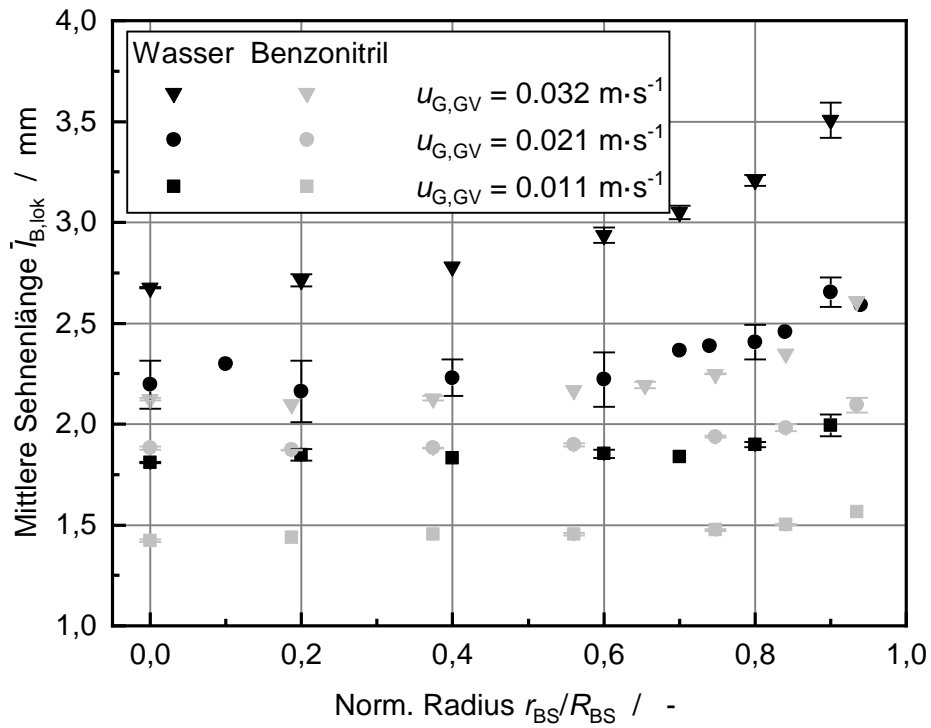
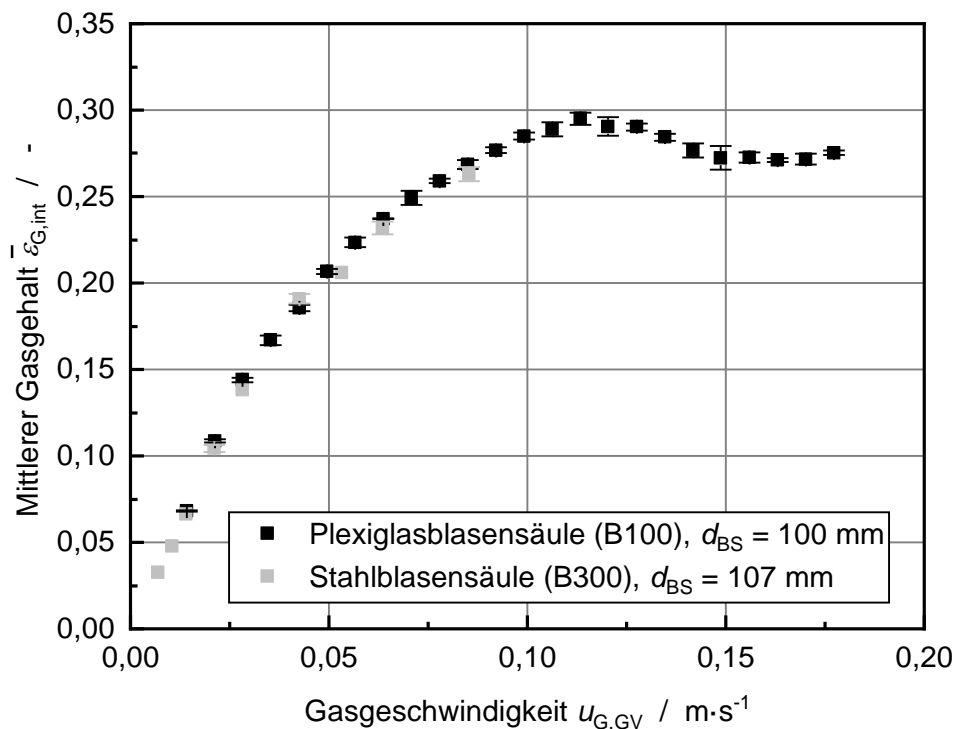


Abbildung I-8: Mittlere Sehnenlänge, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde im Stoffsystem Wasser/Luft und Benzonitril/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100,  $h_L = 1000 \text{ mm}$ ) und Stahlblasensäule (B300;  $h_L = 900 \text{ mm}$ ); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 19 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

## J Vergleich der Hydrodynamik in der Plexiglas- und Stahlblasensäule

Für die Untersuchung des Einflusses der Oberflächenspannung in Kapitel 8.2 wurden die Messungen fürs Stoffsystem Wasser/Luft in der Plexiglasblasensäule (B100,  $d_{BS} = 100$  mm) durchgeführt und die Messungen fürs Stoffsystem Benzonitril/Luft in der Stahlblasensäule (B300,  $d_{BS} = 107$  mm). In diesem Kapitel wird der Einfluss der Differenz der Innendurchmesser der eingesetzten Blasensäulen von  $\Delta d_{BS} = 7$  mm auf die Hydrodynamik der Blasenströmung diskutiert. Um den Einfluss der unterschiedlichen Innendurchmesser zu untersuchen, wurden Messungen der integralen ( $\varepsilon_{G,int}$ ) und lokalen ( $\varepsilon_{G,log}$ ,  $u_{B,lok}$ ) Hydrodynamik durchgeführt. In beiden Blasensäulen wurde zu diesem Zweck das Stoffsystem Wasser/Luft verwendet.

In Abbildung J-1 ist der integrale Gasgehalt für das Stoffsystem Wasser/Luft in der Plexiglas- und Stahlblasensäule gezeigt. Die Differenzen zwischen den Messungen liegen bei  $\Delta \bar{\varepsilon}_{G,int} < 0,007$ . Diese Abweichung liegt im Bereich der Messabweichungen (siehe Kap. 5.3). Folglich kann für  $u_{G,GV} \leq 0,085$  m·s<sup>-1</sup> kein Einfluss der Dimension der Blasensäule auf den integralen Gasgehalt festgestellt werden.



Abbildungung J-1: Einfluss der Differenz der Innendurchmesser der Blasensäulen von  $\Delta d_{BS} = 7$  mm auf den integralen Gasgehalt für das Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100) und Stahlblasensäule (B300); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26$  °C;  $T_G = 18 - 26$  °C;  $T_{Vor} = 20$  °C (nur bei B100)).

Abbildungung J-2 zeigt den Vergleich des lokalen Gasgehalts in der Plexiglas- und Stahlblasensäule im homogenen und heterogenen Strömungsregime. Im homogenen Strömungsregime ist die relative Abweichung in der Blasensäulenmitte ( $r_{BS}/R_{BS} < 0,8$ ) kleiner als 4 %. Eine mögliche Abweichung im Randbereich kann in dieser Arbeit nicht bewertet werden, da auf Grund der unterschiedlichen Innendurchmesser die Messauflösung des normierten Radius unterschiedlich ist. Im heterogenen Strömungsregime wird die Abweichung zwischen den Blasensäulen mithilfe einer linearen Interpolation der Messdaten der Stahlblasensäule bestimmt. Auf dieser Basis wird die relative Abweichung bei  $r_{BS}/R_{BS} \approx 0,6$  mit kleiner 2 % abgeschätzt.

Abbildungung J-3 zeigt den Vergleich der Blasengeschwindigkeit in der Plexiglas- und Stahlblasensäule im homogenen und heterogenen Strömungsregime. Wie für den Gasgehalt ist im homogenen Strömungsregime die relative Abweichung kleiner 2 %. Für das heterogene Strömungsregime wird mithilfe einer linearen Interpolation die relative Abweichung mit kleiner 7 % abgeschätzt. Diese Abweichung der Blasengeschwindigkeitsmessung liegt im Bereich der Wiederholbarkeit der Nadelsondenmessungen (siehe Anhang H).

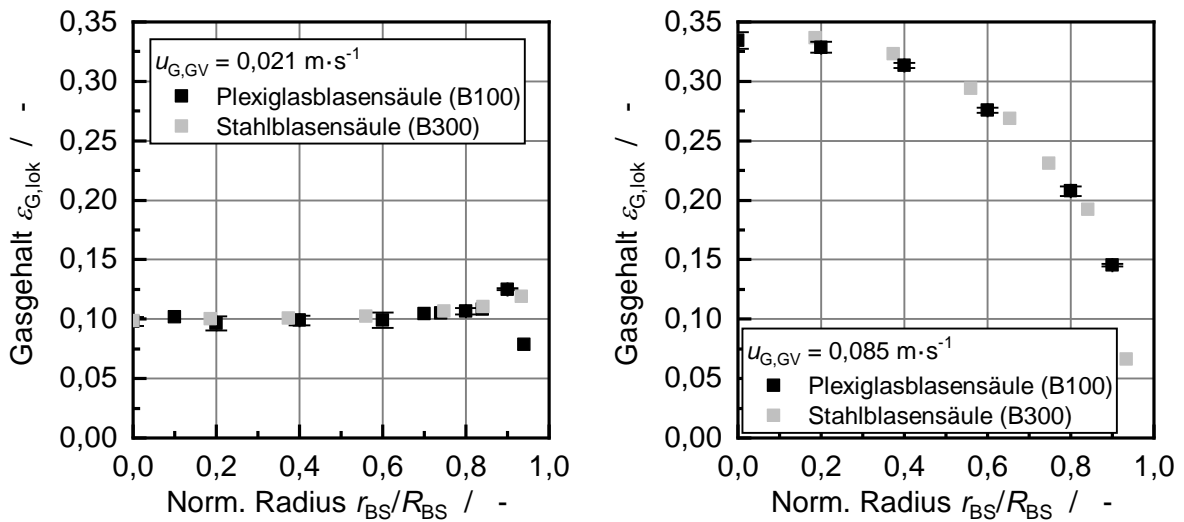


Abbildung J-2: Einfluss der Differenz der Inndurchmesser der Blasensäulen von  $\Delta d_{BS} = 7 \text{ mm}$  auf den lokalen Gasgehalt mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde für das Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100) und Stahlblasensäule (B300); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  (nur bei B100)).

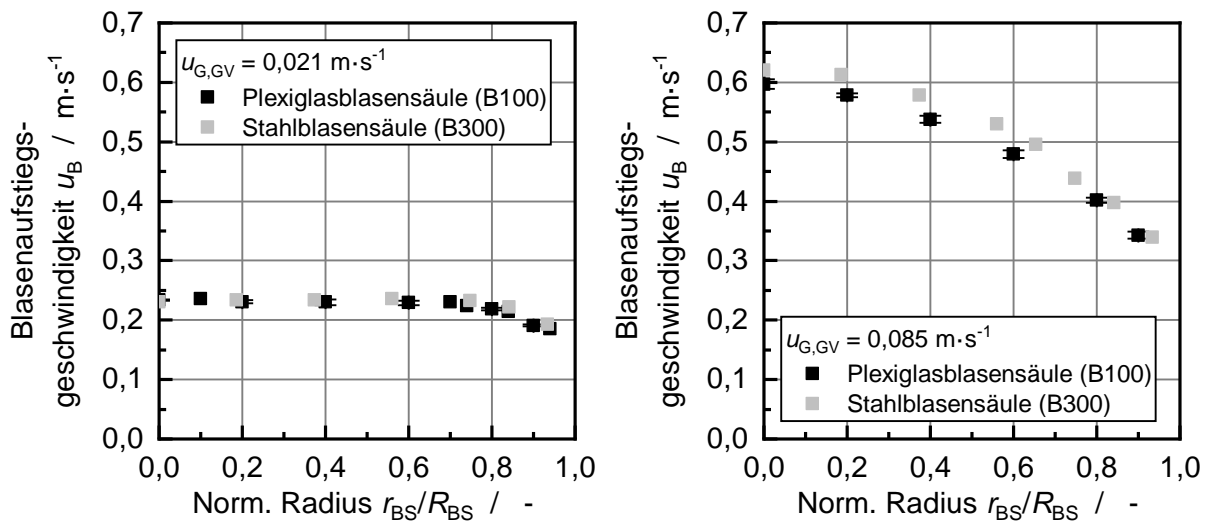


Abbildung J-3: Einfluss der Differenz der Inndurchmesser der Blasensäulen von  $\Delta d_{BS} = 7 \text{ mm}$  auf die Blasengeschwindigkeit, gemessen mit nach unten ausgerichteter Nadelsonde für das Stoffsystem Wasser/Luft (BS: Plexiglasblasensäule (B100) und Stahlblasensäule (B300); GV1 mit gleichmäßiger Gasvolumenstrom-Verteilung;  $T_L = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_G = 18 - 26 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $T_{Vor} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  (nur bei B100)).

Die in diesem Kapitel ermittelten Abweichungen zwischen der Plexiglas- und Stahlblasensäule liegen im Bereich der in dieser Arbeit ermittelten Messabweichungen. Daraus ergibt sich, dass der Einfluss der Differenz der Inndurchmesser von  $\Delta d_{BS} = 7 \text{ mm}$  in dieser Arbeit vernachlässigt werden kann.

## **K Experimenteller Ausblick: notwendige Anpassungen des Versuchsaufbaus und der Versuchsdurchführung**

Aus den Ergebnissen dieser Arbeit lassen sich die folgenden Anpassungen am experimentellen Aufbau bzw. der Methodik ableiten:

- Um das Kolbenströmungsregime zu vermeiden, müssen experimentelle Untersuchungen zur Hydrodynamik in einer Blasensäule mit  $d_{BS} > 150$  mm durchgeführt werden.
- Es muss gezeigt werden, dass zwei unterschiedliche Modellstoffsysteme, welche die gleichen Stoffeigenschaften (Flüssigkeitsdichte, -viskosität und Oberflächenspannung) aufweisen, das gleiche Verhalten hinsichtlich der Hydrodynamik haben. Dies würde sicherstellen, dass keine relevante Einflussgröße vernachlässigt wird.
- Um die Wiederholbarkeit zwischen den Messreihen zu erhöhen, ist eine exakte Temperierung ( $\pm 1$  K) der Blasensäule und des Vorsättigers notwendig.
- Um eine gleich bleibende Blasenbildung am GV bei veränderlichen Betriebsbedingungen sicherzustellen (z. B. bei unterschiedlichen  $h_L$ ), wurde mit einer konstanten Gasgeschwindigkeit  $u_{G,GV}$  bezogen auf Druck und Temperatur am GV gearbeitet (vgl. Gleichung (2.2)). Allerdings zeigt die Diskussion, dass damit z. B. der Einfluss des veränderlichen Drucks  $p_{GV}$  bzw. der Gasdichte  $\rho_G$  nur unzureichend berücksichtigt wird. In weiterführenden Arbeiten müssen weitere Größen (z. B.  $We_{Loch}$ ) evaluiert werden, welche konstant sein müssen, um eine nahezu konstante Blasenbildung bei veränderlichen Betriebsbedingungen zu erreichen.



## Literaturverzeichnis

- [1] Bundesministeriums der Justiz. *Bundes-Klimaschutzgesetz* [online]. KSG. 12 Dezember 2019 [Zugriff am: 6. Juni 2023]. Verfügbar unter: <https://www.gesetze-im-internet.de/ksg/BJNR251310019.html>
- [2] UNFCCC. *Paris Agreement* [online]. 12 Dezember 2015 [Zugriff am: 6. Juni 2023]. Verfügbar unter: [https://unfccc.int/sites/default/files/english\\_paris\\_agreement.pdf](https://unfccc.int/sites/default/files/english_paris_agreement.pdf)
- [3] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie. *Entwicklung der erneuerbaren Energien in Deutschland im Jahr 2019* [online]. 8 November 2020, 12:00. Verfügbar unter: [https://www.erneuerbare-energien.de/EE/Navigation/DE/Service/Erneuerbare\\_Energien\\_in\\_Zahlen/Entwicklung/entwicklung-der-erneuerbaren-energien-in-deutschland.html](https://www.erneuerbare-energien.de/EE/Navigation/DE/Service/Erneuerbare_Energien_in_Zahlen/Entwicklung/entwicklung-der-erneuerbaren-energien-in-deutschland.html)
- [4] Europäische Kommission. *Europäischer Grüner Deal* [online]. *Erster klimaneutraler Kontinent werden* [Zugriff am: 9. Juli 2022]. Verfügbar unter: [https://ec.europa.eu/info/strategy/priorities-2019-2024/european-green-deal\\_de](https://ec.europa.eu/info/strategy/priorities-2019-2024/european-green-deal_de)
- [5] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie. 7. Energieforschungsprogramm. Innovationen für die Energiewende. Berlin, 09.2018.
- [6] Lefebvre, J. Three-phase CO<sub>2</sub> methanation. Methanation reaction kinetics and transient behavior of a slurry bubble column reactor. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie, 2019.
- [7] Eilers, H.E. Flexibler Betrieb der Fischer-Tropsch-Synthese - Katalysator- und Reaktorverhalten mit Co in der 3-Phasen-Blasensäule. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie, 2018.
- [8] Chaudhari, R.V., Ramachandran, P.A. Three phase slurry reactors. In: *AIChE Journal*, 1980, 26(2), S. 177-201. DOI: 10.1002/aic.690260202.
- [9] Biardi, G., Baldi, G. Three-phase catalytic reactors. In: *Catalysis Today*, 1999, 52(2-3), S. 223-234. DOI: 10.1205/026387699526520.
- [10] Deckwer, W.-D. On the mechanism of heat transfer in bubble column reactors. In: *Chemical Engineering Science*, 1980, 35(6), S. 1341-1346. DOI: 10.1016/0009-2509(80)85127-X.
- [11] Sauerschell, S., Bajohr, S., Kolb, T. Methanation Pilot Plant with a Slurry Bubble Column Reactor. Setup and First Experimental Results. In: *Energy & Fuels*, 2022, S. 141. DOI: 10.1021/acs.energyfuels.2c00655.

- [12] Rieth, I., Grünewald, M. Einfluss der Genauigkeit der Reaktionskinetik auf die simulationsgestützte Auslegung von Blasensäulen. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2019, 91(12), S. 1777-1786. DOI: 10.1002/cite.201900115.
- [13] Rollbusch, P., Bothe, M., Becker, M., Ludwig, M., Grünewald, M., Schlüter, M., Franke, R. Bubble columns operated under industrial relevant conditions – current understanding of design parameters. In: *Chemical Engineering Science*, 2015, (126), S. 660-678. DOI: 10.1016/j.ces.2014.11.061.
- [14] Hecht, K., Bey, O., Etmüller, J., Graefen, P., Friehmelt, R., Nilles, M. Effect of Gas Density on Gas Holdup in Bubble Columns. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2015, 87(6), S. 762-772. DOI: 10.1002/cite.201500010.
- [15] Mörs, F., Graf, F., Kolb, T. Reaktoren für Dreiphasen-Reaktionen: Suspensionsreaktoren. Beitrag in: Handbuch Chemische Reaktoren. In: Reschetilowski, W., Hg. *Handbuch Chemische Reaktoren*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2019. ISBN 978-3-662-56444-8.
- [16] Basha, O.M., Morsi, B.I. CFD for the Design and Optimization of Slurry Bubble Column Reactors. In: Ionescu, A., Hg. *Computational Fluid Dynamics - Basic Instruments and Applications in Science*. Rijeka, Croatia: InTech, 2018. ISBN 978-953-51-3790-0.
- [17] Hecht, K.J., Krause, U., Hofinger, J., Bey, O., Nilles, M., Renze, P. Prediction of gas density effects on bubbly flow hydrodynamics. New insights through an approach combining population balance models and computational fluid dynamics. In: *AIChE Journal*, 2018, 64(10), S. 3764-3774. DOI: 10.1002/aic.16336.
- [18] Steynberg, A., Dry, M. Fischer-Tropsch Technology. Amsterdam: Elsevier, 2004. *Studies in surface science and catalysis*. v. 152. ISBN 978-0444513540.
- [19] Nedeltchev, S., Schumpe, A. Slurry Reactors. In: Ertl, G., Knözinger, H., Schüth, F. und Weitkamp, J., Hg. *Handbook of Heterogeneous Catalysis*. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2008, S. 2132-2156. ISBN 3527312412.
- [20] Deckwer, W.-D. Reaktionstechnik in Blasensäulen. Frankfurt am Main, Aarau: Salle, Sauerländer, 1985. ISBN 978-3794126064.
- [21] Zehner, P., Kraume, M. Bubble Columns. In: *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2000. ISBN 3527306730.

- [22] Krishna, R., van Baten, J.M. Mass transfer in bubble columns. In: *Catalysis Today*, 2003, 79-80, S. 67-75. DOI: 10.1016/S0920-5861(03)00046-4.
- [23] Kölbel, H., Beinhauer, R., Langemann, H. Dynamische Messung des relativen Gasgehaltes in Blasensäulen mittels Absorption von Röntgenstrahlen. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 1972, 44(11), S. 697-704. DOI: 10.1002/cite.330441102.
- [24] Shah, Y.T., Kelkar, B.G., Godbole, S.P., Deckwer, W.-D. Design parameters estimations for bubble column reactors. In: *AIChE Journal*, 1982, 28(3), S. 353-379. DOI: 10.1002/aic.690280302.
- [25] Lewis, W.K., Whitman, W.G. Principles of Gas Absorption. In: *Industrial & Engineering Chemistry*, 1924, 16(12), S. 1215-1220. DOI: 10.1021/ie50180a002.
- [26] Götz, M. Methanisierung im Dreiphasen-Reaktor. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie, 2014.
- [27] Deckwer, W.-D., Alper, E. Katalytische Suspensions-Reaktoren. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 1980, 52(3), S. 219-228. DOI: 10.1002/cite.330520305.
- [28] Sängler, P., Deckwer, W.-D. Liquid—Solid Mass Transfer in Aerated Suspensions. In: *The Chemical Engineering Journal*, 1981, 22(3), S. 179-186. DOI: 10.1016/0300-9467(81)80013-5.
- [29] Baerns, M., Hofmann, H., Renken, A. Chemische Reaktionstechnik. Stuttgart: Thieme, 1987. *Lehrbuch der technischen Chemie*. 1. ISBN 3-13-687501-x.
- [30] Lefebvre, J., Trudel, N., Bajohr, S., Kolb, T. A study on three-phase CO<sub>2</sub> methanation reaction kinetics in a continuous stirred-tank slurry reactor. In: *Fuel*, 2018, 217, S. 151-159. DOI: 10.1016/j.fuel.2017.12.082.
- [31] Weisz, P.B., Prater, C.D. Interpretation of Measurements in Experimental Catalysis. In: *Advances in Catalysis*, 1954, 6, S. 143-196. DOI: 10.1016/S0360-0564(08)60390-9.
- [32] Gupta, P., Ong, B., Al-Dahhan, M.H., Duduković, M.P., Toseland, B.A. Hydrodynamics of churn turbulent bubble columns. Gas–liquid recirculation and mechanistic modeling. In: *Catalysis Today*, 2001, 64(3-4), S. 253-269. DOI: 10.1016/S0920-5861(00)00529-0.
- [33] Moin, P., Mahesh, K. Direct Numerical Simulation. A Tool in Turbulence Research. In: *Annual Review of Fluid Mechanics*, 1998, 30(1), S. 539-578. DOI: 10.1146/annurev.fluid.30.1.539.
- [34] Schwarze, R. CFD-Modellierung. Grundlagen und Anwendungen bei Strömungsprozessen. Berlin: Springer, 2013. ISBN 978-3-642-24377-6.

- [35] Abel, N.H., Schlusemann, L., Grünewald, M. Beschreibung von Blasensäulen mithilfe von Kompartiment-Modellansätzen. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2013, 85(7), S. 1112-1117. DOI: 10.1002/cite.201300043.
- [36] Rollbusch, P., Becker, M., Ludwig, M., Grünewald, M. Shortcut-Modellierung von Blasensäulenreaktoren. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2013, 85(9), S. 1425. DOI: 10.1002/cite.201250725.
- [37] Deckwer, W.-D., Louisi, Y., Zaidi, A., Ralek, M. Hydrodynamic Properties of the Fischer-Tropsch Slurry Process. In: *Industrial & Engineering Chemistry Process Design and Development*, 1980, 19(4), S. 699-708. DOI: 10.1021/i260076a032.
- [38] Woo, K.-J., Kang, S.-H., Kim, S.-M., Bae, J.-W., Jun, K.-W. Performance of a slurry bubble column reactor for Fischer-Tropsch synthesis. Determination of optimum condition. In: *Fuel Processing Technology*, 2010, 91(4), S. 434-439. DOI: 10.1016/j.fuproc.2009.04.021.
- [39] Nedeltchev, S., Schumpe, A. New Approaches for Theoretical Estimation of Mass Transfer Parameters in Both Gas-Liquid and Slurry Bubble Columns. In: El-Amin, M., Hg. *Mass Transfer in Multiphase Systems and its Applications*. Rijeka, Croatia: InTech, 2011. ISBN 978-953-307-215-9.
- [40] Lichti, M., Bart, H.-J. Partikelmesstechnik in der Fluidverfahrenstechnik. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2017, 89(12), S. 1599-1610. DOI: 10.1002/cite.201700035.
- [41] Langemann, H., Kölbl, H. Stationäre und instationäre Konzentrationsverteilungen in Reaktoren mit abschnittsweise unterschiedlichen Eigenschaften. In: *verfahrenstechnik 1*, 1967, (1/2), S. 5-18.
- [42] Pilon, L., Viskanta, R. Minimum superficial gas velocity for onset of foaming. In: *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 2004, 43(2), S. 149-160. DOI: 10.1016/S0255-2701(03)00012-6.
- [43] Rübiger, N., Schlüter, M. L4.1 Bildung und Bewegung von Tropfen und Blasen. In: VDI, Hg. *VDI-Wärmeatlas*. 11., bearb. u. erw. Aufl. Berlin u.a.: Springer Vieweg, 2013. ISBN 978-3-642-19981-3.
- [44] Ruff, K. Bildung von Gasblasen an Düsen bei konstantem Volumendurchsatz. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 1972, 44(24), S. 1360-1366. DOI: 10.1002/cite.330442407.
- [45] Geary, N.W., Rice, R.G. Bubble size prediction for rigid and flexible spargers. In: *AIChE Journal*, 1991, 37(2), S. 161-168. DOI: 10.1002/aic.690370202.

- [46] Klug, P. Der Blasenbildungsvorgang bei der Gasverteilung an Lochplatten. Dissertation. Technische Universität Clausthal, 1983.
- [47] Yang, G.Q., Luo, X., Lau, R., Fan, L.S. Bubble formation in high-pressure liquid–solid suspensions with plenum pressure fluctuation. In: *AIChE Journal*, 2000, 46(11), S. 2162-2174. DOI: 10.1002/aic.690461109.
- [48] Kumar, R., Kuloor, N.K. The Formation of Bubbles and Drops. In: *Advances in Chemical Engineering Volume 8*: Elsevier, 1970, S. 255-368. ISBN 9780120085088.
- [49] Tsuge, H., Hibino, S.-I. Bubble Formation from an Orifice Submerged in Liquids. In: *Chemical Engineering Communications*, 1983, 22(1-2), S. 63-79. DOI: 10.1080/00986448308940046.
- [50] Davidson, J.F., Schueler, B.O.G. Bubble Formation at an Orifice in a Viscous Liquid. In: *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*, 1960, (38), S. 144-154.
- [51] Jamialahmadi, M., Zehtaban, M.R., Müller-Steinhagen, H., Sarrafi, A., Smith, J.M. Study of Bubble Formation Under Constant Flow Conditions. In: *Chemical Engineering Research and Design*, 2001, 79(5), S. 523-532. DOI: 10.1205/02638760152424299.
- [52] Harteveld, W.K. Bubble Columns. Structures or stability? Dissertation. Technische Universität Delft, 2005.
- [53] Miyahara, T., Hayashino, T. Size of Bubbles Generated from Perforated Plates in Non-Newtonian Liquids. In: *Journal of Chemical Engineering of Japan*, 1995, 28(5), S. 596-600. DOI: 10.1252/jcej.28.596.
- [54] Leonard, C., Ferrasse, J.-H., Boutin, O., Lefevre, S., Viand, A. Bubble column reactors for high pressures and high temperatures operation. In: *Chemical Engineering Research and Design*, 2015, 100, S. 391-421. DOI: 10.1016/j.cherd.2015.05.013.
- [55] Avdeev, A.A. Bubble Systems. Cham: Springer International Publishing, 2016. *Mathematical Engineering*. ISBN 978-3-319-29286-1.
- [56] Peebles, F.U., Garber, H.J. Studies on the motion of gas bubbles in liquids. In: *Chemical engineering progress*, 1953, (49), S. 88-97.
- [57] Fan, L.-S., Tsuchiya, K. Bubble wake dynamics in liquids and liquid-solid suspensions. Boston: Butterworth-Heinemann, 1990. *Butterworth-Heinemann series in chemical engineering*. ISBN 0409902861.

- [58] Merker, D., Böhm, L., Oßberger, M., Klüfers, P., Kraume, M. Mass Transfer in Reactive Bubbly Flows - A Single-Bubble Study. In: *Chemical Engineering & Technology - CET*, 2017, 40(8), S. 1391-1399. DOI: 10.1002/ceat.201600715.
- [59] Clift, R., Grace, J.R., Weber, M.E. Bubbles, Drops, and Particles. New York: Academic Press, 1978. ISBN 0-12-176950-X.
- [60] Lindt, J.T. Time dependent mass transfer from single bubbles. Dissertation. Technische Universität Delft, 1971.
- [61] Haberman, W.L., Morton, R.K. An Experimental Study of Bubbles Moving in Liquids. In: *Transactions of the American Society of Civil Engineers: ASCE*, 1954, 121(1), S. 227-252. DOI: 10.1061/TACEAT.0007317.
- [62] Mendelson, H.D. The prediction of bubble terminal velocities from wave theory. In: *AIChE Journal*, 1967, 13(2), S. 250-253. DOI: 10.1002/aic.690130213.
- [63] Davies, R.M., Taylor, G.I. The mechanics of large bubbles rising through extended liquids and through liquids in tubes. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 1950, 200(1062), S. 375-390. DOI: 10.1098/rspa.1950.0023.
- [64] Grace, J.R. Shapes and Velocities of Bubbles Rising in Infinite Liquids. In: *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*, 1973, (51), S. 116-120.
- [65] Lin, T.-J., Fan, L.-S. Heat transfer and bubble characteristics from a nozzle in high-pressure bubble columns. In: *Chemical Engineering Science*, 1999, 54(21), S. 4853-4859. DOI: 10.1016/S0009-2509(99)00205-5.
- [66] Mersmann, A. Auslegung und Maßstabsvergrößerung von Blasen- und Tropfensäulen. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 1977, 49(9), S. 679-691. DOI: 10.1002/cite.330490902.
- [67] Siemes, W. Gasblasen in Flüssigkeiten. Teil II. Der Aufstieg von Gasblasen in Flüssigkeiten. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 1954, 26(11), S. 614-630. DOI: 10.1002/cite.330261109.
- [68] Aybers, N.M., Tapucu, A. Studies on the drag and shape of gas bubbles rising through a stagnant liquid. In: *Wärme- und Stoffübertragung*, 1969, 2(3), S. 171-177. DOI: 10.1007/BF00751164.
- [69] Okawa, T., Tanaka, T., Kataoka, I., Mori, M. Temperature effect on single bubble rise characteristics in stagnant distilled water. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2003, 46(5), S. 903-913. DOI: 10.1016/S0017-9310(02)00345-9.

- [70] Sanada, T., Sugihara, K., Shirota, M., Watanabe, M. Motion and drag of a single bubble in super-purified water. In: *Fluid Dynamics Research*, 2008, 40(7-8), S. 534-545. DOI: 10.1016/j.fluidyn.2007.12.005.
- [71] Wellek, R.M., Agrawal, A.K., Skelland, A.H.P. Shape of liquid drops moving in liquid media. In: *AIChE Journal*, 1966, 12(5), S. 854-862. DOI: 10.1002/aic.690120506.
- [72] Liu, L., Yan, H., Zhao, G. Experimental studies on the shape and motion of air bubbles in viscous liquids. In: *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2015, 62, S. 109-121. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2014.11.018.
- [73] Krishna, R. A Scale-Up Strategy for a Commercial Scale Bubble Column Slurry Reactor for Fischer-Tropsch Synthesis. In: *Oil & Gas Science and Technology*, 2000, 55(4), S. 359-393. DOI: 10.2516/ogst:2000026.
- [74] Gumulya, M., Utikar, R.P., Evans, G.M., Joshi, J.B., Pareek, V. Interaction of bubbles rising inline in quiescent liquid. In: *Chemical Engineering Science*, 2017, 166, S. 1-10. DOI: 10.1016/j.ces.2017.03.013.
- [75] Katz, J., Meneveau, C. Wake-induced relative motion of bubbles rising in line. In: *International Journal of Multiphase Flow*, 1996, 22(2), S. 239-258. DOI: 10.1016/0301-9322(95)00081-X.
- [76] Schlüter, M. Blasenbewegung in praxisrelevanten Zweiphasenströmungen. Disstertation. Universität Bremen, 2002.
- [77] Ruzicka, M.C. On bubbles rising in line. In: *International Journal of Multiphase Flow*, 2000, 26(7), S. 1141-1181. DOI: 10.1016/S0301-9322(99)00078-6.
- [78] Zhang, J., Fan, L.-S. On the rise velocity of an interactive bubble in liquids. In: *Chemical Engineering Journal*, 2003, 92(1-3), S. 169-176. DOI: 10.1016/S1385-8947(02)00189-4.
- [79] Marks, C.H. Measurements of the Terminal Velocity of Bubbles Rising in a Chain. In: *Journal of Fluids Engineering*, 1973, 95(1), S. 17. DOI: 10.1115/1.3446951.
- [80] Sommerfeld, M. L3.1 Bewegung fester Partikel in Gasen und Flüssigkeiten. In: VDI, Hg. *VDI-Wärmeatlas*. 11., bearb. u. erw. Aufl. Berlin u.a.: Springer Vieweg, 2013. ISBN 978-3-642-19981-3.
- [81] Kendoush, A.A. Hydrodynamic model for bubbles in a swarm. In: *Chemical Engineering Science*, 2001, 56(1), S. 235-238. DOI: 10.1016/S0009-2509(00)00096-8.

- [82] Richardson, J.F., Zaki, W.N. The sedimentation of a suspension of uniform spheres under conditions of viscous flow. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 1954, 3(2), S. 65-73. DOI: 10.1016/0009-2509(54)85015-9.
- [83] Ishii, M., Zuber, N. Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows. In: *AIChE Journal*, 1979, 25(5), S. 843-855. DOI: 10.1002/aic.690250513.
- [84] Lockett, M.J., Kirkpatrick, R.D. Ideal bubbly flow and actual flow in bubble columns. In: *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*, 1975, 53, S. 267-273.
- [85] Zehner, P. Beschreibung der Fluiddynamik von gleichmässig fluidisierten Kugelschwärmen. In: *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 1985, 19(1), S. 57-65. DOI: 10.1016/0255-2701(85)80005-2.
- [86] Davidson, J.F., Harrison, D. The behaviour of a continuously bubbling fluidised bed. In: *Chemical Engineering Science*, 1966, 21(9), S. 731-738. DOI: 10.1016/0009-2509(66)87001-X.
- [87] Krishna, R., Urseanu, M.I., van Baten, J.M., Ellenberger, J. Rise velocity of a swarm of large gas bubbles in liquids. In: *Chemical Engineering Science*, 1999, 54(2), S. 171-183. DOI: 10.1016/S0009-2509(98)00245-0.
- [88] Ziegenhein, T., Lucas, D. Observations on bubble shapes in bubble columns under different flow conditions. In: *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2017, 85, S. 248-256. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2017.03.009.
- [89] Besagni, G., Inzoli, F. Bubble size distributions and shapes in annular gap bubble column. In: *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2016, 74, S. 27-48. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2015.11.020.
- [90] Besagni, G., Inzoli, F. The effect of liquid phase properties on bubble column fluid dynamics. Gas holdup, flow regime transition, bubble size distributions and shapes, interfacial areas and foaming phenomena. In: *Chemical Engineering Science*, 2017, 170, S. 270-296. DOI: 10.1016/j.ces.2017.03.043.
- [91] Prince, M.J., Blanch, H.W. Bubble coalescence and break-up in air-sparged bubble columns. In: *AIChE Journal*, 1990, 36(10), S. 1485-1499. DOI: 10.1002/aic.690361004.
- [92] Chaudhari, R.V., Hofmann, H. Coalescence of gas bubbles in liquids. In: *Reviews in Chemical Engineering*, 1994, 10(2), S. 131-190. DOI: 10.1515/REVCE.1994.10.2.131.



- [93] Liao, Y., Lucas, D. A literature review on mechanisms and models for the coalescence process of fluid particles. In: *Chemical Engineering Science*, 2010, 65(10), S. 2851-2864. DOI: 10.1016/j.ces.2010.02.020.
- [94] Oolman, T.O., Blanch, H.W. Bubble Coalescence In Stagnant Liquids. In: *Chemical Engineering Communications*, 2007, 43(4-6), S. 237-261. DOI: 10.1080/00986448608911334.
- [95] Lee, C.-H., Erickson, L.E., Glasgow, L.A. Bubble Breakup and Coalescence in Tubulent Gas-Liquid Dispersions. In: *Chemical Engineering Communications*, 2010, 59(1-6), S. 65-84. DOI: 10.1080/00986448708911986.
- [96] Vrij, A. Possible mechanism for the spontaneous rupture of thin, free liquid films. In: *Discussions of the Faraday Society*, 1966, 42, S. 23. DOI: 10.1039/df9664200023.
- [97] Ribeiro, C.P., Mewes, D. On the effect of liquid temperature upon bubble coalescence. In: *Chemical Engineering Science*, 2006, 61(17), S. 5704-5716. DOI: 10.1016/j.ces.2006.04.043.
- [98] Orvalho, S., Ruzicka, M.C., Olivieri, G., Marzocchella, A. Bubble coalescence. Effect of bubble approach velocity and liquid viscosity. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 2015, 134, S. 205-216. DOI: 10.1016/j.ces.2015.04.053.
- [99] Schäfer, R., Merten, C., Eigenberger, G. Bubble size distributions in a bubble column reactor under industrial conditions. In: *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2002, 26(6-7), S. 595-604. DOI: 10.1016/S0894-1777(02)00189-9.
- [100] Lin, T.-J., Tsuchiya, K., Fan, L.-S. Bubble flow characteristics in bubble columns at elevated pressure and temperature. In: *AIChE Journal*, 1998, 44(3), S. 545-560. DOI: 10.1002/aic.690440306.
- [101] Bellman, R., Pennington, R.H. Effects of Surface Tension and Viscosity on Taylor Instability. In: *Q. J. Appl. Math*, 1954, 51(151).
- [102] Wilkinson, P.M., Dierendonck, L.L. v. Pressure and gas density effects on bubble break-up and gas hold-up in bubble columns. In: *Chemical Engineering Science*, 1990, 45(8), S. 2309-2315. DOI: 10.1016/0009-2509(90)80110-Z.
- [103] Ueyama, K., Miyauchi, T. Properties of recirculating turbulent two phase flow in gas bubble columns. In: *AIChE Journal*, 1979, 25(2), S. 258-266. DOI: 10.1002/aic.690250207.

- [104] Chen, J., Kemoun, A., Al-Dahhan, M.H., Duduković, M.P., Lee, D.J., Fan, L.-S. Comparative hydrodynamics study in a bubble column using computer-automated radioactive particle tracking (CARPT)/computed tomography (CT) and particle image velocimetry (PIV). In: *Chemical Engineering Science*, 1999, 54(13-14), S. 2199-2207. DOI: 10.1016/S0009-2509(98)00349-2.
- [105] Lin, T.-J., Reese, J., Hong, T., Fan, L.-S. Quantitative analysis and computation of two-dimensional bubble columns. In: *AIChE Journal*, 1996, 42(2), S. 301-318. DOI: 10.1002/aic.690420202.
- [106] Liu, L., Yan, H., Ziegenhein, T., Hessenkemper, H., Li, Q., Lucas, D. A systematic experimental study and dimensionless analysis of bubble plume oscillations in rectangular bubble columns. In: *Chemical Engineering Journal*, 2019, 372, S. 352-362. DOI: 10.1016/j.cej.2019.04.158.
- [107] Wang, A., Marashdeh, Q., Fan, L.-S. ECVT imaging of 3D spiral bubble plume structures in gas-liquid bubble columns. In: *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 2014, 92(12), S. 2078-2087. DOI: 10.1002/cjce.22070.
- [108] Zahradník, J., Fialová, M., Ruzicka, M.C., Drahos, J., Kaštánek, F., Thomas, N.H. Duality of the gas-liquid flow regimes in bubble column reactors. In: *Chemical Engineering Science*, 1997, 52(21-22), S. 3811-3826. DOI: 10.1016/S0009-2509(97)00226-1.
- [109] Wilkinson, P.M., Spek, A.P., van Dierendonck, L.L. Design parameters estimation for scale-up of high-pressure bubble columns. In: *AIChE Journal*, 1992, 38(4), S. 544-554. DOI: 10.1002/aic.690380408.
- [110] Stegeman, D., Knop, P.A., Wijnands, A.J.G., Westerterp, K.R. Interfacial Area and Gas Holdup in a Bubble Column Reactor at Elevated Pressures. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 1996, 35(11), S. 3842-3847. DOI: 10.1021/ie960325h.
- [111] Behkish, A. Hydrodynamic and Mass Transfer Parameter in Large- Scale Slurry Bubble Column Reactors. Dissertation. University of Pittsburgh, 2004.
- [112] Kazakis, N.A., Papadopoulos, I.D., Mouza, A.A. Bubble columns with fine pore sparger operating in the pseudo-homogeneous regime. Gas hold up prediction and a criterion for the transition to the heterogeneous regime. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 2007, 62(12), S. 3092-3103. DOI: 10.1016/j.ces.2007.03.004.
- [113] Yang, J.H., Yang, J.-I., Kim, H.-J., Chun, D.H., Lee, H.-T., Jung, H. Two regime transitions to pseudo-homogeneous and heterogeneous bubble flow for various

- liquid viscosities. In: *Chemical Engineering & Processing: Process Intensification*, 2010, 49(10), S. 1044-1050. DOI: 10.1016/j.cep.2010.07.015.
- [114] Shah, M., Kiss, A.A., Zondervan, E., van der Schaaf, J., Haan, A.B. de. Gas Holdup, Axial Dispersion, and Mass Transfer Studies in Bubble Columns. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 2012, 51(43), S. 14268-14278. DOI: 10.1021/ie301227t.
- [115] Lim, D.H., Park, J.H., Kang, Y., Jun, K.W. Structure of bubble holdups in a viscous slurry bubble column with low surface tension media. In: *Special Issue of APCRE11*, 2013, 108(0), S. 2-7. DOI: 10.1016/j.fuproc.2012.06.024.
- [116] Ruzicka, M.C., Drahos, J., Mena, P.C., Teixeira, J.A. Effect of viscosity on homogeneous–heterogeneous flow regime transition in bubble columns. In: *Chemical Engineering Journal*, 2003, 96(1-3), S. 15-22. DOI: 10.1016/j.cej.2003.08.009.
- [117] Mouza, A.A., Dalakoglou, G.K., Paras, S.V. Effect of liquid properties on the performance of bubble column reactors with fine pore spargers. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 2005, 60(5), S. 1465-1475. DOI: 10.1016/j.ces.2004.10.013.
- [118] Besagni, G., Inzoli, F., Guido, G. de, Pellegrini, L.A. The dual effect of viscosity on bubble column hydrodynamics. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 2017, 158, S. 509-538. DOI: 10.1016/j.ces.2016.11.003.
- [119] Peterhans, E. Über die Grösse von Gasblasen und deren Einfluss auf die Absorption. Dissertation. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 1943.
- [120] Chaumat, H., Billet, A.M., Delmas, H. Hydrodynamics and mass transfer in bubble column: Influence of liquid phase surface tension. In: *Chemical Engineering Science*, 2007, 62(24), S. 7378-7390. DOI: 10.1016/j.ces.2007.08.077.
- [121] Zhao, M., Niranjana, K., Davidson, J.F. Mass transfer to viscous liquids in bubble columns and air-lift reactors. Influence of baffles. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 1994, 49(14), S. 2359-2369. DOI: 10.1016/0009-2509(94)E0032-L.
- [122] Ruff, K., Pilhofer, T., Mersmann, A. Vollständige Durchströmung von Lochböden bei der Fluid-Dispergierung. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 1976, 48(9), S. 759-764. DOI: 10.1002/cite.330480906.

- [123] Nedeltchev, S., Hampel, U., Schubert, M. Experimental study on the radial distribution of the main transition velocities in bubble columns. In: Vorobieff, P. und Brebbia, C.A., Hg. *Eight International Conference On Computational and Experimental Methods in Multiphase and Complex Flow*: WIT PressSouthampton, UK, 2015, S. 127-138.
- [124] Stichlmair, J. L1.7 Druckverlust bei der Durchströmung von Lochplatten. In: VDI, Hg. *VDI-Wärmeatlas*. 11., bearb. u. erw. Aufl. Berlin u.a.: Springer Vieweg, 2013. ISBN 978-3-642-19981-3.
- [125] Vandu, C.O., Krishna, R. Influence of scale on the volumetric mass transfer coefficients in bubble columns. In: *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 2004, 43(4), S. 575-579. DOI: 10.1016/S0255-2701(03)00015-1.
- [126] Chilekar, V.P. Hydrodynamics and Mass Transfer in Slurry Bubble Columns: Scale and Pressure Effects. Dissertation. Technische Universität Eindhoven, 2007.
- [127] Sasaki, S., Uchida, K., Hayashi, K., Tomiyama, A. Effects of column diameter and liquid height on gas holdup in air-water bubble columns. In: *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2017, 82, S. 359-366. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2016.11.032.
- [128] Thorat, B.N., Shevade, A.V., Bhilegaonkar, K.N., Aglawe, R.H., Parasu Veera, U., Thakre, S.S., Pandit, A.B., Sawant, S.B., Joshi, J.B. Effect of Sparger Design and Height to Diameter Ratio on Fractional Gas Hold-up in Bubble Columns. In: *Chemical Engineering Research and Design*, 1998, 76(7), S. 823-834. DOI: 10.1205/026387698525577.
- [129] Besagni, G., Gallazzini, L., Inzoli, F. On the scale-up criteria for bubble columns. In: *Petroleum*, 2019, 5(2), S. 114-122. DOI: 10.1016/j.petlm.2017.12.005.
- [130] Basha, O.M., Sehabiague, L., Abdel-Wahab, A., Morsi, B.I. Fischer–Tropsch Synthesis in Slurry Bubble Column Reactors: Experimental Investigations and Modeling – A Review. In: *International Journal of Chemical Reactor Engineering*, 2015, 13(3). DOI: 10.1515/ijcre-2014-0146.
- [131] Luo, X., Lee, D.J., Lau, R., Yang, G., Fan, L.-S. Maximum stable bubble size and gas holdup in high-pressure slurry bubble columns. In: *AIChE Journal*, 1999, 45(4), S. 665-680. DOI: 10.1002/aic.690450402.
- [132] Boyer, C., Duquenne, A.-M., Wild, G. Measuring techniques in gas–liquid and gas–liquid–solid reactors. In: *Chemical Engineering Science*, 2002, 57(16), S. 3185-3215. DOI: 10.1016/S0009-2509(02)00193-8.

- [133] Fischer, F., Hampel, U. Ultra fast electron beam X-ray computed tomography for two-phase flow measurement. In: *Nuclear Engineering and Design*, 2010, 240(9), S. 2254-2259. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2009.11.016.
- [134] Barthel, F., Bieberle, M., Hoppe, D., Banowski, M., Hampel, U. Velocity measurement for two-phase flows based on ultrafast X-ray tomography. In: *Flow Measurement and Instrumentation*, 2015, 46, S. 196-203. DOI: 10.1016/j.flowmeasinst.2015.06.006.
- [135] van der Welle, R. Void fraction, bubble velocity and bubble size in two-phase flow. In: *International Journal of Multiphase Flow*, 1985, 11(3), S. 317-345. DOI: 10.1016/0301-9322(85)90061-8.
- [136] Schlüter, M. Lokale Messverfahren für Mehrphasenströmungen. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2011, 83(7), S. 992-1004. DOI: 10.1002/cite.201100039.
- [137] Hills, J.H. Radial Nonuniformity of Velocity and Voidage in a Bubble Column. In: *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*, 1974, (52), S. 1-9.
- [138] Mena, P.C., Rocha, F.A., Teixeira, J.A., Sechet, P., Cartellier, A. Measurement of gas phase characteristics using a monofibre optical probe in a three-phase flow. In: *Chemical Engineering Science*, 2008, 63(16), S. 4100-4115. DOI: 10.1016/j.ces.2008.05.010.
- [139] Maximiano Raimundo, P., Cloupet, A., Cartellier, A., Beneventi, D., Augier, F. Hydrodynamics and scale-up of bubble columns in the heterogeneous regime. Comparison of bubble size, gas holdup and liquid velocity measured in 4 bubble columns from 0.15 m to 3 m in diameter. In: *Chemical Engineering Science*, 2019, 198, S. 52-61. DOI: 10.1016/j.ces.2018.12.043.
- [140] Raimundo, P.M., Cartellier, A., Beneventi, D., Forret, A., Augier, F. A new technique for in-situ measurements of bubble characteristics in bubble columns operated in the heterogeneous regime. In: *Chemical Engineering Science*, 2016, 155, S. 504-523. DOI: 10.1016/j.ces.2016.08.041.
- [141] Parisien, V., Farrell, A., Pjontek, D., McKnight, C.A., Wiens, J., Macchi, A. Bubble swarm characteristics in a bubble column under high gas holdup conditions. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 2017, 157, S. 88-98. DOI: 10.1016/j.ces.2016.04.051.
- [142] Pjontek, D., Parisien, V., Macchi, A. Bubble characteristics measured using a monofibre optical probe in a bubble column and freeboard region under high gas holdup conditions. In: *Chemical Engineering Science*, 2014, 111, S. 153-169. DOI: 10.1016/j.ces.2014.02.024.

- [143] Chen, W., Tsutsumi, A., Otawara, K., Shigaki, Y. Local Bubble Dynamics and Macroscopic Flow Structure in Bubble Columns with Different Scales. In: *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 2003, 81(6), S. 1139-1148. DOI: 10.1002/cjce.5450810603.
- [144] Manjrekar, O.N., Duduković, M.P. Application of a 4-point optical probe to a Slurry Bubble Column Reactor. In: *Chemical Engineering Science*, 2015, 131, S. 313-322. DOI: 10.1016/j.ces.2015.03.027.
- [145] Craig, V.S.J., Ninham, B.W., Pashley, R.M. The effect of electrolytes on bubble coalescence in water. In: *The Journal of Physical Chemistry*, 1993, 97(39), S. 10192-10197. DOI: 10.1021/j100141a047.
- [146] Jin, H., Qin, Y., Yang, S., He, G., Guo, Z. Radial Profiles of Gas Bubble Behavior in a Gas-Liquid Bubble Column Reactor under Elevated Pressures. In: *Chemical Engineering & Technology - CET*, 2013, 37(10), 1721-1728. DOI: 10.1002/ceat.201200551.
- [147] Rollbusch, P., Becker, M., Ludwig, M., Bieberle, A., Grünewald, M., Hampel, U., Franke, R. Experimental investigation of the influence of column scale, gas density and liquid properties on gas holdup in bubble columns. In: *International Journal of Multiphase Flow*, 2015, 75, S. 88-106. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.05.009.
- [148] Feth, T. Messung des relativen Gasgehalts in Blasensäulen im Stoffsystem Wasser - Luft bei erhöhtem Druck. Bachelorarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, 2018.
- [149] Rinkewitz, F. Räumlich aufgelöste Messung der Hydrodynamik in Blasensäulen mittels optischer Nadelsonde. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, 2020.
- [150] Yamashita, F. Fluctuations in height of bubbling layer in a bubble column. In: *Journal of Chemical Engineering of Japan*, 1994, 27(3), S. 415-417. DOI: 10.1252/jcej.27.415.
- [151] Youssef, A.A., Al-Dahhan, M.H. Impact of Internals on the Gas Holdup and Bubble Properties of a Bubble Column. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 2009, 48(17), S. 8007-8013. DOI: 10.1021/ie900266q.
- [152] Leiblein, J. Räumlich aufgelöste Messung des relativen Gasgehalts, der Blasengeschwindigkeit und der Blasengröße in Blasenströmungen. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, 2019.

- [153] Sänger, A.D. Zerstäubung hochviskoser Fluide bei variierendem Systemdruck - Grundlagenforschung zur Hochdruck-Flugstromvergasung. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie, 2018.
- [154] Baghani, A., Brant, A., Salcudean, S., Rohling, R. A high-frame-rate ultrasound system for the study of tissue motions. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, 2010, 57(7), S. 1535-1547. DOI: 10.1109/TUFFC.2010.1584.
- [155] Versluis, M. High-speed imaging in fluids. In: *Experiments in Fluids*, 2013, 54(2), S. 1-35. DOI: 10.1007/s00348-013-1458-x.
- [156] Al Mesfer, M.K., Sultan, A.J., Al-Dahhan, M.H. Study the effect of dense internals on the liquid velocity field and turbulent parameters in bubble column for Fischer-Tropsch (FT) synthesis by using Radioactive Particle Tracking (RPT) technique. In: *17th International Symposium of Chemical Reaction Engineering (IS CRE 17)*, 2017, 161, S. 228-248. DOI: 10.1016/j.ces.2016.12.001.
- [157] Nedeltchev, S., Mors, F., Muhlbauer, A., Hlawitschka, M.W., Graf, F., Kolb, T., Bart, H.-J. Reliable identification of the first transition velocity in various bubble columns based on accurate sophisticated methods. In: *Chemical Engineering Research and Design*, 2021, 165, S. 409-425. DOI: 10.1016/j.cherd.2020.11.013.
- [158] Fröhlich, D. Einsatz einer optischen Nadelsonde zur räumlich aufgelösten Messung der lokalen Hydrodynamik in Blasensäulen. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, 2020.
- [159] Tsuchiya, K., Furumoto, A., Fan, L.-S., Zhang, J. Suspension viscosity and bubble rise velocity in liquid-solid fluidized beds. In: *Chemical Engineering Science*, 1997, 52(18), S. 3053-3066. DOI: 10.1016/S0009-2509(97)00127-9.
- [160] Muhlbauer, A., Bock, O., Raab, R., Hlawitschka, M.W., Bart, H. - J. Solid Particle Effects in Centi - scale Slurry Bubble Columns. In: *Chemie Ingenieur Technik*, 2021, 93(1-2), S. 318-325. DOI: 10.1002/cite.202000136.
- [161] Gapp, E.K. Messung von Primarblasendurchmessern an Einlochgasverteilern - Einfluss der Gasgeschwindigkeit. Karlsruher Institut für Technologie, 2016.
- [162] LIDE, D.R., Hg. *CRC handbook of chemistry and physics. A ready-reference book of chemical and physical data*. 85. ed. Boca Raton: CRC Press, 2004. ISBN 9780849304859.
- [163] VDI, Hg. *VDI-Wärmeatlas*. 11., bearb. u. erw. Aufl. Berlin u.a.: Springer Vieweg, 2013. ISBN 978-3-642-19981-3.

- [164] Kaiser, E. Entwicklung einer Methode zur Bestimmung des volumetrischen Stoffübergangskoeffizienten in Blasensäulen. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, 2018.
- [165] Stroppe, H. Physik für Studierende der Natur- und Ingenieurwissenschaften. Ein Lehrbuch zum Gebrauch neben Vorlesungen ; mit 25 Tabellen, 238 durchgerechneten Beispielen und 140 Aufgaben mit Lösungen. 14., aktualisierte Aufl. München: Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., 2008. ISBN 3446415025.
- [166] Clark, N.N., Turton, R. Chord length distributions related to bubble size distributions in multiphase flows. In: *International Journal of Multiphase Flow*, 1988, 14(4), S. 413-424. DOI: 10.1016/0301-9322(88)90019-5.
- [167] Liu, W., Clark, N.N., Karamavruç, A.I. Relationship between bubble size distributions and chord-length distribution in heterogeneously bubbling systems. In: *Chemical Engineering Science*, 1998, 53(6), S. 1267-1276. DOI: 10.1016/S0009-2509(97)00426-0.