

## DIPLOMARBEIT

# Entwicklung einer Laborblasensäule und eine Parameterstudie am Eulerschen Modell für Blasenströmungen mit gleichmäßiger Begasung

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines Diplom-Ingenieurs  
unter der Leitung von

Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Anton Friedl  
und

Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Michael Harasek

E166

Inst. f. Verfahrenstechnik, Umwelttechnik und Techn. Biowissenschaften

eingereicht an der Technischen Universität Wien

**Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften**

von

Michael Lukasser

Matrikelnummer: 9826798

Herzog-Sigmundstraße 6a, A-6176 Völs

Wien, am 16. April 2008

# Kurzfassung

In dieser Arbeit wurde eine Laborblasensäule mit einem quadratischen Querschnitt ( $0,2 \times 0,2 \text{ m}$ ) und einer Höhe von ungefähr  $2 \text{ m}$  für Experimente zum Gas-Strippen bei der Ethanolfermentation entwickelt. Die transparente Ausführung und Flexibilität in Bezug auf Konfigurationsänderungen ermöglicht die Durchführung zahlreicher Experimente und Messungen mit Hochgeschwindigkeitskamera, LDA und PIV. Es wurde der globale Gasvolumenanteil bei gleichmäßiger Begasung von deionisiertem Wasser mit Luft bei unterschiedlichen Füllständen ( $0,5 - 1,5 \text{ m}$ ), Gasleerrohrgeschwindigkeiten (bis  $0,25 \text{ m/s}$ ) und Siebbodenkonfigurationen (gleichmäßig, lokal, Reihe; mit  $1, 2$  und  $3 \text{ mm}$  Bohrungen) und -material (PVC-U, Aluminium und teflonbeschichtetes PVC-U) bei Umgebungsbedingungen gemessen. Außerdem wurde eine Parameterstudie am Eulerschen Modell für eine Blasenströmung bei gleichmäßiger Begasung mit den Fluiden Wasser und Luft durchgeführt. Dafür wurde ein Gitter mit der Geometrie der entwickelten Blasensäule generiert (ungefähr  $360000$  Zellen). Es wurden der Zeitschritt für die instationäre Simulation, verschiedene Turbulenz- und Widerstandsmodelle, Blasengrößen ( $5, 7, 5$  und  $10 \text{ mm}$  Durchmesser), die Diskretisierung der Differentialgleichungen (nach erster und zweiter Ordnung) und Gasvolumenströme ( $40, 80$  und  $160 \text{ l/min}$ ) variiert. Es wurde mit einem anfänglichen Füllstand von  $1 \text{ m}$  simuliert. Auch eine stationäre Simulation wurde durchgeführt, die allerdings zu keinem physikalisch sinnvollen Ergebnis konvergierte. Die laminare Simulation lieferte die aussichtsreichsten Ergebnisse.

# Abstract

For this thesis a laboratory scale bubble column with a quadratic cross section ( $0,2 \times 0,2$  m) and a height of about 2 m was built for experiments on gas-stripping for the product removal of ethanol fermentations. In order for being able to use this bubble column for numerous different experiments and measurements with high-speed camera, LDA and PIV, it was important to have a transparent and flexible construct in regards to configuration changes. The total gas hold-up was measured at uniform gassing of deionised water with air at different liquid levels (0,5 – 1,5 m), superficial gas velocities (up to 0,25 m/s) and sieve tray configurations (uniform, local, row; with 1, 2 and 3 mm holes) with different materials (PVC-U, aluminium and teflon coated PVC-U) at ambient conditions. Furthermore a parameter study was conducted at the Eulerian model for bubble flow with uniform gassing with the fluids water and air. Therefore a mesh (approximately 360000 cells) with the dimensions of the built bubble column was generated. Variations of conditions included the time steps for an unsteady simulation, different turbulence and drag models, bubble sizes (5, 7,5 and 10 mm diameter), the discretization of the differential equations (with first and second order) and the gas volume flow (40, 80 and 160 l/min). All simulations were performed with an initial liquid level of 1 m. Besides the transient simulations also a steady-state simulation was carried out. However, it converged to no physical, useful result. As a result, the laminar simulation yields to be the most promising.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung</b>	<b>ii</b>
<b>Abstract</b>	<b>iii</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>vii</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>x</b>
<b>Symbolverzeichnis</b>	<b>xi</b>
<b>Danksagung</b>	<b>xvi</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Zielsetzung</b>	<b>2</b>
<b>I Blasensäulen: Stand des Wissens</b>	<b>3</b>
<b>3 Aufbau und Eigenschaften von Blasensäulen</b>	<b>4</b>
3.1 Begaser . . . . .	4
3.2 Einbauten . . . . .	7
3.3 Bauformen . . . . .	7
3.3.1 Einfache Blasensäule . . . . .	7
3.3.2 Abstromblasensäule . . . . .	9
3.3.3 Schlaufenreaktor . . . . .	9
3.3.3.1 Airliftschlaufenreaktor . . . . .	9
3.3.3.2 Strahlschlaufenreaktor . . . . .	10
<b>4 Fluiddynamik</b>	<b>11</b>
4.1 Blasenbildung . . . . .	11
4.1.1 Einzelne Öffnung . . . . .	12
4.1.1.1 Blasenbildungsregime . . . . .	12

## Inhaltsverzeichnis

4.1.1.2	Einflussfaktoren auf die Blasenbildung . . . . .	13
4.1.2	Mehrere Öffnungen . . . . .	16
4.1.2.1	Blasenbildungsregime . . . . .	16
4.1.2.2	Einflussfaktoren auf die Blasenbildung . . . . .	16
4.1.3	Messtechniken für die Blasenbildung . . . . .	17
4.2	Blasenströmung . . . . .	17
4.2.1	Einzelne Blase . . . . .	18
4.2.1.1	Blasenformen und Aufstiegsbahnen . . . . .	18
4.2.1.2	Einflussfaktoren auf die Blasenbewegung . . . . .	20
4.2.2	Blasenschwarm bei gleichmäßiger Begasung . . . . .	23
4.2.2.1	Blasenströmungsregime . . . . .	23
4.2.2.2	Einflussfaktoren auf die Blasenströmungsregime . . . . .	25
4.2.3	Messtechniken für die Blasenbewegung . . . . .	28
<b>5</b>	<b>Numerische Strömungssimulation (CFD) von Blasenströmungen</b>	<b>32</b>
5.1	Euler-Lagrange Ansatz . . . . .	33
5.2	Euler-Euler Ansatz . . . . .	34
5.2.1	Volume of Fluid (VOF) Modell . . . . .	34
5.2.2	Eulersches Modell . . . . .	34
5.2.3	Mixture Modell . . . . .	35
<b>II</b>	<b>Entwicklung einer Laborblasensäule zum Gas-Strippen</b>	<b>36</b>
<b>6</b>	<b>Auslegung</b>	<b>37</b>
6.1	Form, Volumen und Grundmaterial der Blasensäule . . . . .	37
6.2	Gasbedarf zum Strippen . . . . .	39
6.3	Klarer Füllstand . . . . .	40
6.4	Wärmebedarf in der Blasensäule . . . . .	41
6.5	Druckverlust über die Blasensäule . . . . .	46
6.6	Verdichter- und Gasheizungsleistung . . . . .	48
<b>7</b>	<b>Konstruktion</b>	<b>50</b>
7.1	Beschreibung der Blasensäule . . . . .	50
7.2	Temperatur des Heizelementes der Gasrohrheizung . . . . .	53
7.3	Wandstärke des Glases und PVC-U . . . . .	56
<b>8</b>	<b>Aufbau und Inbetriebnahme</b>	<b>60</b>

<b>III Messungen des globalen Gasvolumenanteiles und eine Parameterstudie am Eulerschen Modell</b>	<b>63</b>
<b>9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles</b>	<b>64</b>
9.1 Versuchsdurchführung . . . . .	64
9.2 Auswertung . . . . .	65
<b>10 Parameterstudie am Eulerschen Modell</b>	<b>72</b>
10.1 Gittergenerierung . . . . .	72
10.2 Modellkonfigurationen . . . . .	73
10.3 Ergebnisse der Simulationen . . . . .	74
<b>IV Diskussion, Ausblick und Zusammenfassung</b>	<b>78</b>
<b>11 Diskussion und Ausblick</b>	<b>79</b>
<b>12 Zusammenfassung</b>	<b>81</b>
<b>V Anhang</b>	<b>83</b>
<b>A Pläne &amp; Skizzen</b>	<b>84</b>
<b>B Gitter &amp; Simulationsergebnisse</b>	<b>92</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>105</b>

# Abbildungsverzeichnis

3.1	Statische Begaser (siehe auch Zehner u. Kraume (2000)) . . . . .	5
3.2	dynamische Begaser (siehe auch Zehner u. Kraume (2000)) . . . . .	6
3.3	Bauformen von Blasensäulen (siehe auch Zehner u. Kraume (2000)) . . . . .	8
4.1	Blasenbildungsregime nach Rübiger u. Schlüter (2002) . . . . .	12
4.2	Blasenformen (siehe auch Koebe (2004)) . . . . .	18
4.3	Diagramm zum Abschätzen der Blasenform und -aufstiegsgeschwindigkeit (auch für Tropfen) nach Clift u. a. (1978) . . . . .	19
4.4	Stationäre Steiggeschwindigkeit von Luftblasen in Wasser bei 20°C nach Prandtl u. a. (1990), (siehe auch Kulkarni u. Joshi (2005)) . . . . .	21
4.5	Blasenströmungsregime (siehe Kantarci u. a. (2005)) . . . . .	24
4.6	Regimekarte für niedrigviskose Flüssigkeiten bei Umgebungsbedingungen nach Shaikh u. Al-Dahhan (2007) . . . . .	26
4.7	Typischer Verlauf des globalen Gasvolumenanteiles gegen die Gasleerrohrgeschwindigkeit bei Blasenströmungen in einfachen Blasensäulen nach Ruzicka u. a. (2001) (siehe auch Zahradnik u. a. (1997)) . . . . .	29
4.8	Typischer Verlauf des Driftfluss gegen den globalen Gasvolumenanteil bei Blasenströmungen nach Shaikh u. Al-Dahhan (2007) . . . . .	30
6.1	Fließbild der Laboranlage zum Gas-Strippen . . . . .	38
7.1	3d-Modell der Blasensäule . . . . .	51
7.2	Funktionsweise der Verschlusskonstruktion (geschnittene Darstellung) . . . . .	52
7.3	Ergebnisse der FE-Simulation für das Gehäuse Gaszufuhr (31) . . . . .	57
7.4	Ergebnisse der FE-Simulation für die Glasscheibe (29) . . . . .	59
8.1	Normalvolumenstrom gegen Druckdifferenz an der Messblende mit 7 mm Durchmesser . . . . .	62
9.1	Begaserkonfigurationen . . . . .	65
9.2	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung und verschiedenen Lochdurchmessern . . . . .	67

## Abbildungsverzeichnis

9.3	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei lokaler Begasung und verschiedenen Lochdurchmessern . . . . .	67
9.4	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei Begasung durch eine Lochreihe und verschiedenen Lochdurchmessern . . . . .	68
9.5	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung (Lochdurchmesser 1mm) und verschiedenen Füllständen . . . . .	68
9.6	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung (Lochdurchmesser 1mm) und verschiedenen Materialien . . . . .	69
9.7	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 1 mm Aluminiumboden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit . . . . .	70
9.8	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 1 mm PVC-U-Boden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit . . . . .	70
9.9	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 2 mm PVC-U-Boden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit . . . . .	71
9.10	Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 3 mm PVC-U-Boden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit . . . . .	71
B.1	Geometrie für das Gitter . . . . .	93
B.2	Gitter am Siebboden . . . . .	94
B.3	Auswirkung der Zeitschrittweite auf die Simulation nach 0,5 s Begasung (von links: 10 ms; 0,01 ms, 0,1 ms und 0,5 ms . . . . .	95
B.4	Vergleich einiger Variationen nach 1 s Begasung . . . . .	96
B.5	Vergleich einiger Variationen nach 2 s Begasung . . . . .	97
B.6	Vergleich einiger Variationen nach 5 s Begasung . . . . .	98
B.7	Vergleich einiger Variationen nach 10 s Begasung . . . . .	99
B.8	Vergleich verschiedener (a) Blasendurchmesser und (b) Gaseintrittsgeschwindigkeiten nach 2 s Begasung . . . . .	100
B.9	Vergleich verschiedener Modelle für Widerstandskoeffizienten (ACHTUNG: verwendete Turbulenzmodelle: (a) RNG k- $\epsilon$ Modell dispersed, (b) Realizable k- $\epsilon$ Modell each phase) nach 2 s Begasung . . . . .	101

## Abbildungsverzeichnis

B.10 (a) Stationäre Simulation (Änderung des Basisfalles) und (b) Diskretisierung der Differentialgleichungen mit “First Order Upwind” (Änderung der Variante 6) nach 1 s Begasung . . . . .	102
B.11 Vergleich der Variante 10 (laminar) mit einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme und dem VOF-Modell (nach Jordan u. Horvath (2008)); Begasung: in den Simulationen mit 80 l/min, real mit 96 l/min . . . .	103
B.12 Vergleich der Variante 10 (laminar) mit einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme und dem VOF-Modell (nach Jordan u. Horvath (2008)); Begasung: in den Simulationen mit 80 l/min, real mit 96 l/min . . . .	104

# Tabellenverzeichnis

6.1	Koeffizienten für die Antoine Gleichung (aus Friedl (1990)) . . . . .	40
6.2	Stoffwerte für Kohlendioxid, Ethanol und Wasser (aus Krauss (2002a); Kleiber u. Roh (2002); Wagner (2002), teilweise interpoliert bei $p =$ 100000 Pa . . . . .	42
6.3	Stoffwerte der Luft zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten bei natürlicher Konvektion (aus Krauss (2002b)), linear interpoliert bei $p = 100000$ Pa . . . . .	43
6.4	Wärmeverluste der Blasensäule und der Vorkammer . . . . .	45
7.1	Stoffwerte für Kohlendioxid bei $\vartheta_m = 46,75^\circ\text{C}$ und $p = 100000$ Pa (Krauss, 2002a), linear interpoliert . . . . .	54
7.2	mechanische Eigenschaften von Floatglas und PVC-U . . . . .	56
10.1	Fluent-Modelle des Basisfalles . . . . .	73
10.2	Stoffwerte von Wasser und Luft . . . . .	74
10.3	Simulierten Varianten mit den Änderungen am Basisfall . . . . .	75

# Symbolverzeichnis

## Griechische Buchstaben

$\alpha$	Expansionskoeffizient, siehe Gleichung (6.29)
$\alpha$	Wärmeübergangszahl in $\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$
$\beta$	räumlicher Wärmeausdehnungskoeffizient in $\frac{1}{\text{K}}$
$\eta$	Wirkungsgrad, siehe Gleichung (6.35)
$\eta$	dynamische Viskosität in Pa s
$\gamma$	Aktivitätskoeffizient
$\kappa$	Isentropenexponent
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit in $\frac{\text{W}}{\text{m K}}$
$\mu$	Poisson-Zahl
$\nu$	kinematische Viskosität in $\frac{\text{m}^2}{\text{s}}$
$\sigma$	Oberflächenspannung in $\frac{\text{N}}{\text{m}}$
$\tau$	Zeitkonstante in s
$\varepsilon$	Volumenanteil
$\varrho$	Dichte in $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
$\vartheta$	Celsius-Temperatur in °C

## Indizes

a	außen
ch	charakteristisch

## Symbolverzeichnis

ges	gesamt
g	Gasphase
h	hydrostatisch
i	innen
l	Flüssigphase
max	maximal
min	minimal
m	mittel
n	nass
r	Reaktion
v	Verlust
<i>i</i>	Komponente <i>i</i>
<i>s</i>	isentrop
BS	Blasensäule
B	Blase
CO <sub>2</sub>	Kohlendioxid
C <sub>6</sub> H <sub>12</sub> O <sub>6</sub>	Glucose
EtOH	Ethanol
FM	Fermentationsmaische
HE	Heizelement
L	Loch
MG	Mehrphasengemisch
N	Normalbedingung ( $p_N = 101325 \text{ Pa}$ , $T_N = 273,15 \text{ K}$ )
O	Oberfläche

## Symbolverzeichnis

RH	Rohrheizung
St	Stahl
VK	Vorkammer
MW	Mineralwolle
Wand	Wandmaterial
Zyl	Zylinder
S	System
$\vartheta$	Celsius-Temperatur (für die Stoffeigenschaft)
1 – 8	Stellen im Fließbild
o	kreisrund
$\infty$	Umgebung

### Lateinische Buchstaben

$c_p$	isobare spezifische Wärmekapazität in $\frac{\text{J}}{\text{kg K}}$
$d$	Durchmesser in m
$g$	Fallbeschleunigung $g = 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$
$j$	Driftfluss in $\frac{\text{m}}{\text{s}}$
$l$	charakteristische Länge in m
$n$	Anzahl
$p$	Druck in Pa
$q$	Wärmestromdichte in $\frac{\text{W}}{\text{m}^2}$
$r$	spezifische Verdampfungsenthalpie $\frac{\text{J}}{\text{kg}}$
$s$	Wandstärke in m
$t$	Dicke des Siebbodens in m
$u$	Stationäre Aufstiegs geschwindigkeit in $\frac{\text{m}}{\text{s}}$

## Symbolverzeichnis

$v$	Geschwindigkeit in $\frac{\text{m}}{\text{s}}$
$w$	Massenanteil
$x$	Stoffmengenanteil in der Flüssigphase
$y$	Stoffmengenanteil in der Gasphase
$z$	z-Koordinate in m
$\mathcal{R}$	allgemeine Gaskonstante $\mathcal{R} = 8,314 \frac{\text{J}}{\text{molK}}$
$A$	Antoine-Koeffizient
$B$	Antoine-Koeffizient, siehe Gleichung (6.2)
$B$	Breite in m
$C$	Antoine-Koeffizient
$D$	Durchmesser in m
$H$	Höhe in m
$M$	molare Masse in $\frac{\text{kg}}{\text{mol}}$
$P$	Leistung in W
$T$	Absoluttemperatur ( $T = \vartheta + 273,15 \text{ K}$ ) in K
$U$	Leerrohrgeschwindigkeit in der Blasensäule in $\frac{\text{m}}{\text{s}}$
$V$	Volumen in $\text{m}^3$
$X$	Massenbeladung in $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Eo	Eötvös-Zahl
Fr	Froude-Zahl
Gr	Grashof-Zahl
Mo	Morton-Zahl
Nu	Nußelt-Zahl
Pr	Prandtl-Zahl

## Symbolverzeichnis

$Ra$	Rayleigh-Zahl
$Re$	Reynolds-Zahl
$St$	Stokes-Zahl
$We$	Weber-Zahl
$\Delta p$	Druckdifferenz in Pa
$\dot{m}$	Massenstrom in $\frac{kg}{s}$
$\dot{q}$	volumenbezogener Wärmestrom in $\frac{W}{m^3}$
$p^\circ$	Sättigungsdampfdruck in Pa
$\dot{H}$	Enthalpiestrom in W
$\dot{Q}$	Wärmestrom in W
$\dot{V}$	Volumenstrom in $\frac{m^3}{s}$

# Danksagung

Ich bedanke mich bei

- Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Anton Friedl und Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Michael Harasek für die gut funktionierende Betreuung und das Ermöglichen dieser sehr lehrreichen, interessanten Arbeit.
- Dipl.-Ing. Christian Jordan für seinen unermüdlichen Einsatz rund um die Entwicklung der Blasensäule, seinen zahlreichen Anregungen und Ideen
- allen Kollegen der Arbeitsgruppe “Thermische Verfahrenstechnik und Simulation” für das angenehme Arbeitsklima und die allgemeine Hilfsbereitschaft.

Bei meiner Familie und meinen Freunden bedanke ich mich für Ermutigung und Aufmunterung während meiner Studienzeit.

Ganz herzlicher Dank gebührt meinen Eltern für ihre grenzenlose Unterstützung und Förderung – kurz dafür, dass sie immer für mich da sind.

# 1 Einleitung

Blasensäulen werden als Mehrphasenreaktoren und -kontaktapparate eingesetzt. In ihnen werden Flüssigkeiten oder Suspensionen mit Gasen in Kontakt gebracht, wobei zum Beispiel gasförmige Edukte absorbiert oder flüssige Produkte gestrippt werden. Die Flüssigkeiten bilden die kontinuierliche, die Gase und Feststoffe die disperse Phase. Der einfache Aufbau dieser Apparate und das Fehlen mechanisch bewegter Teile wie Rührer bewirken relativ niedrige Investitions- und Instandhaltungskosten. Gute Durchmischung der Flüssigkeit führt zu fast einheitlichen Temperatur- und Konzentrationsverteilungen in der Blasensäule. Die große Phasengrenzfläche zwischen Gas und Flüssigkeit ist für guten Wärme- und Stoffübergang verantwortlich. Das Verhalten der Blasenströmung unter vorgegebenen Betriebsbedingungen ist durch ihre komplexe Fluidodynamik trotz zahlreicher Untersuchungen äußerst schwierig vorherzusagen und bedarf weiterer Entwicklung und Verbesserung von Modellen. Industriell werden Blasensäulen zum Beispiel für die Fischer-Tropsch Synthese, Abwasseraufbereitung oder die Produktion von Hefe eingesetzt ([Henkel, 2000](#)).

Eine weitere Einsatzmöglichkeit für Blasensäulen ist die kontinuierliche Produktabtrennung flüchtiger Substanzen aus Fermentationsmaischn durch Gas-Strippen ([Friedl, 1990](#)). Dabei wird ein Trägergas, das zum Beispiel während der Fermentation entsteht, in die Blasensäule eingebracht und mit dem Produkt angereichert. Anschließend wird das Produkt durch Kondensation vom Trägergas abgetrennt. Oft wirken die während einer Fermentation entstehenden Produkte auf die produzierenden Mikroorganismen toxisch. Deshalb müssen die Produktkonzentrationen niedrig gehalten werden. Bei Batch Fermentationen geschieht das durch Verdünnen der Maische mit Wasser. Der Nachteil dabei ist die geringe volumetrische Produktivität durch die niedrige Zelldichte. Außerdem sind die Produkte stark verdünnt und ihre Abtrennung dementsprechend aufwendiger. Daraus folgen höhere Anlagen- und Betriebskosten. Über die Effizienz der Produktabtrennung beim Gas-Strippen während Fermentationen ist kaum etwas bekannt. Deshalb wären für die Vorhersage der Wirtschaftlichkeit dieses Verfahrens empirische Daten wichtig.

## 2 Zielsetzung

Im Rahmen dieser Arbeit soll eine Laborblasensäule für Experimente zum Gas-Strippen bei der Ethanolfermentation entwickelt werden. Es sollen Experimente sowohl zur Untersuchung der Einflussfaktoren auf die Fluidodynamik von Blasenströmungen als auch zum Wärme- und Stoffübergang durchführbar sein. Die Blasen Säule soll transparent sein, um Blasenströmungen beobachten und Messungen mit einem Laser Doppler Anemometer oder einem PIV-System durchführen zu können. Außerdem sollen Geometrievierungen wie der Einbau von Trennwänden oder der Einsatz unterschiedliche Begaser möglich sein. Durch den Einbau von Trennwänden wird die Blasen Säule zum Airliftschlaufenreaktor. Die Phasen in der Blasen Säule sollen im Gegen- oder Gleichstrom geführt werden können. Auch Reinigungsmöglichkeiten der Blasen Säule sollen berücksichtigt werden.

Für das Scale-up und den Entwurf von Blasen Säulen (wie auch anderen Apparaten) können verschiedene Modelle der numerischen Strömungsmechanik eingesetzt werden. Um herauszufinden, wie gut diese Modelle die Realität abbilden, müssen sie validiert werden. Der Rechenaufwand, der auch für die Kosten von Simulationen entscheidend ist, sollte niedrig und die Genauigkeit hoch sein.

In dieser Arbeit soll das Eulersche Modell aus der kommerziellen Software Fluent validiert werden. Es ist das aufwendigste Modell des Euler-Euler Ansatzes in Fluent (Fluent, 2005) und für Simulationen im industriellen Maßstab geeignet. Zur Validierung soll der globale Gasvolumenanteil des Zweiphasengemisches Wasser/Luft in der entwickelten Laborblasensäule gemessen und mit den entsprechenden Simulationen verglichen werden. Es soll gleichmäßige Begasung bei einem konstanten Flüssigkeitsfüllstand von 1 m und verschiedenen Gasleerrohrgeschwindigkeiten untersucht werden. Die Lochdurchmesser der verwendeten Siebböden betragen 1, 2 und 3 mm.

# Teil I

## Blasensäulen: Stand des Wissens

# 3 Aufbau und Eigenschaften von Blasensäulen

Blasensäulen bestehen grundsätzlich aus einem Behälter mit mindestens einem Begaser. Sie können unterschiedlich ausgeführt und mit Einbauten adaptiert werden. Je nach gewünschtem Verhalten der Verweilzeit von Gas und Flüssigkeit und der spezifischen Phasengrenzfläche wird der entsprechende Blasensäulentyp verwendet. Die Gas- und Flüssigphase können im Gleich- oder Gegenstrom geführt werden. Verschiedene Ausführungen, Modifikationen und Eigenschaften von Blasensäulen werden von [Zehner u. Kraume \(2000\)](#) beschrieben.

## 3.1 Begaser

Begaser bestimmen die Verteilung der Gasphase über den Querschnitt vor allem in der Nähe des Gaseintritts. Je mehr Energie über den Begaser dissipiert wird, umso kleiner sind die Blasen und desto enger ist ihre Größenverteilung. Im homogenen Regime (siehe [Abschnitt 4.2.2.1](#)) ist die Blasengröße neben der Gasleerrohrgeschwindigkeit hauptsächlich vom Begaser abhängig. Der Typ, die Geometrie und das Material sowie die Orientierung des Begasers sollten auf die gewünschte Anwendung abgestimmt werden. Blasensäulen können auch mit mehreren über die Höhe verteilten Begasern ausgestattet sein. Grundsätzlich wird zwischen statischen und dynamischen Begasern unterschieden.

Bei der statischen Begasung wird die Energie für die Dispergierung durch das Gas selbst eingebracht. Statisch (siehe ([Abbildung 3.1](#))) kann zum Beispiel mit

- einem oder mehreren Rohren
- einem Rohr zum Beispiel in Ringform mit Bohrungen
- einem Siebboden
- einem elastischen Begaser

### 3 Aufbau und Eigenschaften von Blasensäulen

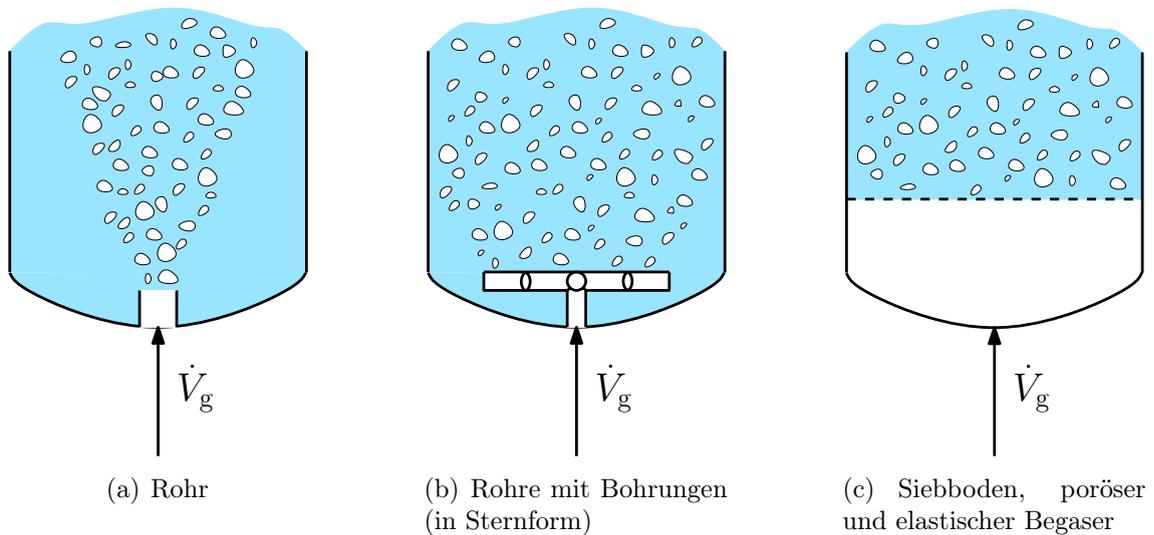


Abbildung 3.1: Statische Begaser (siehe auch [Zehner u. Kraume \(2000\)](#))

- porösen Begasern wie Fritten oder Sintermetallplatten

begast werden. Ein einzelnes Rohr als Begaser ist die einfachste Konstruktion aber eine gleichförmige Verteilung des Gases über den Querschnitt erfolgt erst bei ausreichender Begasung ab einer bestimmten Höhe. Eine gleichmäßige Begasung kann mit durchlöcherten Rohren oder Siebböden erreicht werden. Allerdings ist dafür und um Durchregnen zu vermeiden ein Mindestgasvolumenstrom erforderlich. Elastische Begaser passen dagegen ihre Öffnungen dem Gasvolumenstrom an und es entstehen kleine Blasen. Solche Begaser sind nur für niedrige Temperaturen und Drücke geeignet, selbstreinigend und werden in der Abwasseraufbereitung verwendet [Loubiere u. Hebrard \(2003\)](#). Kleine Blasen entstehen auch durch poröse Begaser. Ihre Anfälligkeit für Ablagerungen ist jedoch nachteilig.

Bei der dynamischen Begasung geschieht die Dispergierung des Gases durch einen Flüssigkeitsstrahl als Treibstrahl. Die Fähigkeit dieser Begaser Kleinstblasen zu erzeugen ist vorteilhaft. Dynamische Begaser (siehe [Abbildung 3.2](#)) sind

- einphasige Strahldüsen
- zweiphasige Strahldüsen
- zweiphasige Injektorstrahldüsen
- Ejektorstrahldüsen
- Ejektoren
- Venturidüsen.

### 3 Aufbau und Eigenschaften von Blasensäulen

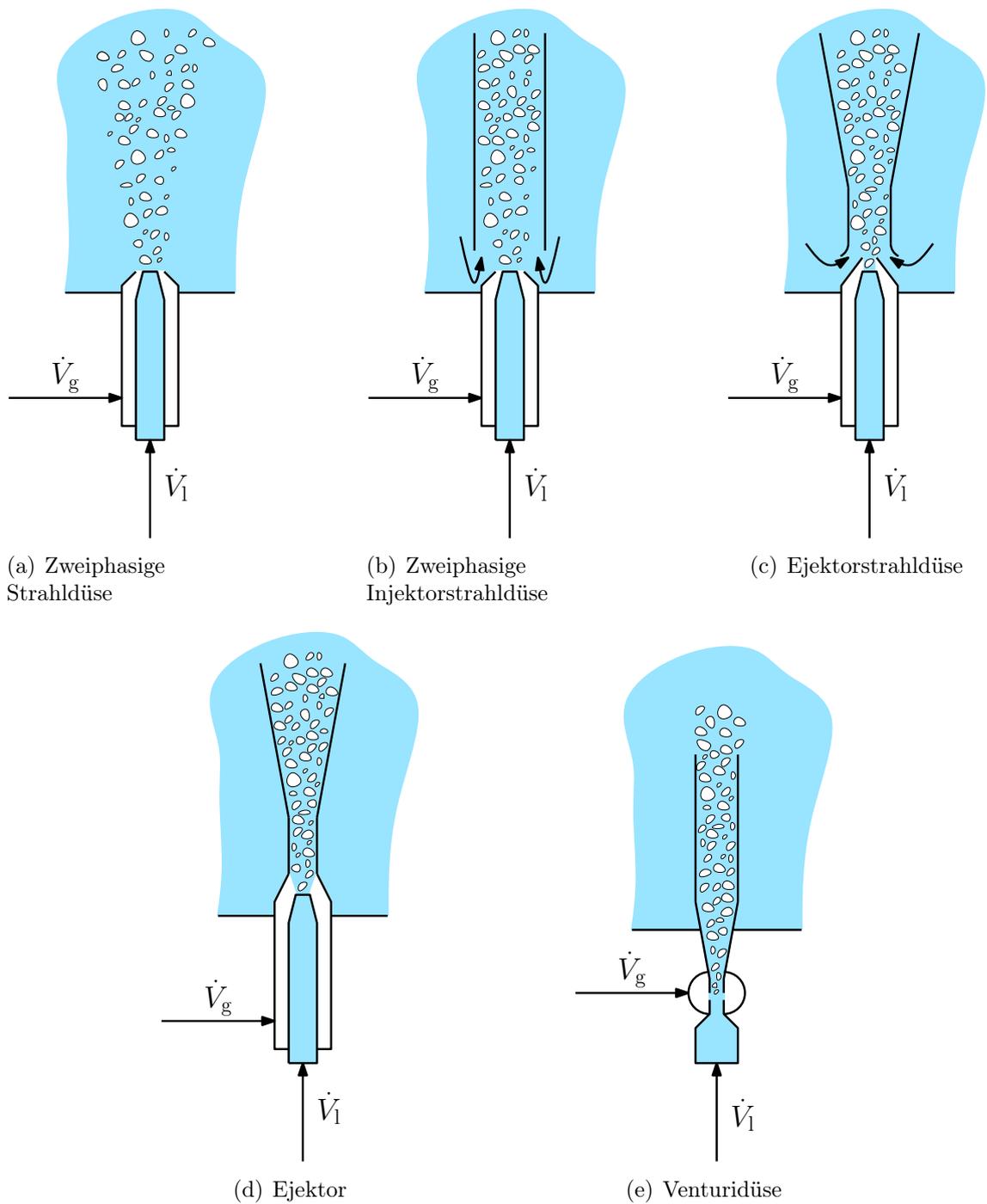


Abbildung 3.2: dynamische Begaser (siehe auch [Zehner u. Kraume \(2000\)](#))

Strahl- und Injektorstrahldüsen sind im Unterschied zu den anderen angeführten Düsen nicht in der Lage das Gas gleichzeitig anzusaugen, zu komprimieren und zu dispergieren. Die Düsen werden nach benötigtem Gas- zu Flüssigkeitsvolumenstromverhältnis ausgewählt, wobei die Injektorstrahldüse das höchste Verhältnis erreicht. Beim Einsatz von Düsen in Dreiphasensystemen ist ihre Neigung zum Verstopfen nachteilig.

## 3.2 Einbauten

Blasensäulen werden selten in ihrer Reinform verwendet. Zur Beeinflussung ihrer charakteristischen Eigenschaften und zum Einstellen von notwendigen Betriebsbedingungen werden Einbauten eingesetzt.

Um eine gleichmäßige Verteilung des Gases über den Querschnitt zu gewährleisten, werden Blasensäulen zum Beispiel mit mehreren Siebböden über die Höhe, Packungen oder statischen Mischern ausgestattet. Außerdem wird dadurch die Rückvermischung des Gases und der Flüssigkeit vermindert.

Zum Temperieren des Zweiphasengemisches werden einzelne Rohrleitungen, Rohrbündel, Rohrschlangen, usw. in die Blasensäule eingebaut.

## 3.3 Bauformen

Die folgenden Bauformen sind in [Abbildung 3.3](#) dargestellt. Sie werden nach Bedarf auch in Kombination angewendet.

### 3.3.1 Einfache Blasensäule

Eine einfache Blasensäule besteht aus einem Behälter und einem Begaser, der sich am Boden befindet (siehe [Abbildung 3.3](#) (a)). Das Gas wird am oberen Ende der Blasensäule abgezogen, die Flüssigkeit kann dazu im Gegen- oder Gleichstrom geführt werden. Charakteristisch ist die lange Verweilzeit der Flüssigkeit. Die Stromführung der Phasen hat kaum Einfluss auf die relativ kurze Verweilzeit des Gases. Beide Phasen erfahren eine starke Rückvermischung. Der globale Gasvolumenanteil steigt mit zunehmender Gas- und abnehmender Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit bei Führung im Gleichstrom. Bei Gegenstromführung steigt er mit zunehmender Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit.

### 3 Aufbau und Eigenschaften von Blasensäulen

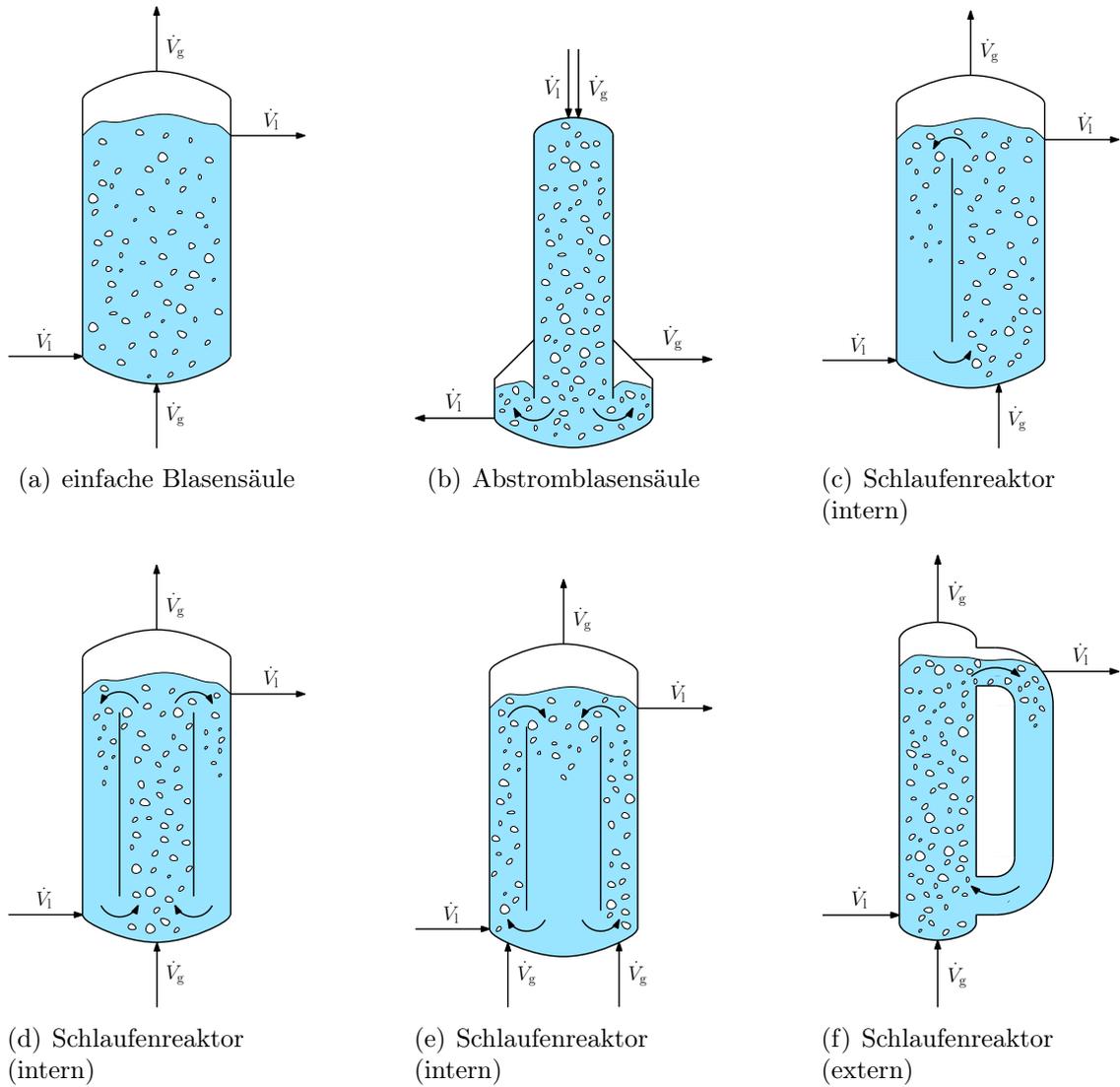


Abbildung 3.3: Bauformen von Blasensäulen (siehe auch [Zehner u. Kraume \(2000\)](#))

### 3.3.2 Abstromblasensäule

In Abstromblasensäulen befindet sich der Begaser und der Flüssigkeitseinlass am oberen Behälterende. Gas und Flüssigkeit strömen nach unten und werden dort abgezogen. Die Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit muss größer als die Relativgeschwindigkeit zwischen den beiden Phasen sein, um die Gasblasen nach unten zu befördern. Ein Schweben und eine damit verbundene lange Verweilzeit der Gasblasen ist bei entsprechender Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit möglich. Die Trennung des Zweiphasengemisches erfolgt intern durch eine spezielle Konstruktion oder durch einen externen Separator. Dieser Blasensäulentyp wird verwendet, wenn lange Gas- und kurze Flüssigkeitsverweilzeiten benötigt werden und kleine Gas- mit großen Flüssigkeitsmengen in Kontakt gebracht werden müssen. Zunehmende Gas- und abnehmende Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit bedeuten steigenden globalen Gasvolumenanteil. Die flüssige Phase erfährt aufgrund der hohen Leerrohrgeschwindigkeit eine geringe, die Gasphase wie bei der einfachen Blasensäule eine starke Rückvermischung.

### 3.3.3 Schlaufenreaktor

Bei Schlaufenreaktoren wird je nach Begasertyp zwischen Airlift- und Strahldüsen-schlaufenreaktoren unterschieden. Durch Einbauten wie vertikale Trennwände oder konzentrische Rohre werden Blasensäulen in Steig- und Fallbereiche geteilt und damit interne Schlaufen verwirklicht. Ein Steig- und ein Fallrohr verbunden über zwei horizontale Rohre ergibt eine Ausführung mit externer Schlaufe.

#### 3.3.3.1 Airliftschlaufenreaktor

Ein statischer Begaser befindet sich am unteren Ende des Steigrohres. Die Dichteunterschiede aufgrund der unterschiedlichen Gasvolumenanteile in Steig- und Fallrohr treiben die zirkulierende Strömung an. Mit steigender Leerrohrgeschwindigkeit der Flüssigkeit im Steigrohr steigt auch die Absolutgeschwindigkeit der Gasblasen und damit sinkt der globale Gasvolumenanteil. Der globale Gasvolumenanteil ist kleiner als bei einer einfachen Blasensäule mit gleicher Gasleerrohrgeschwindigkeit. Die Wechselwirkungen zwischen den Gasblasen sind weniger stark und der Übergang zum heterogenen Strömungsregime (siehe [Abschnitt 4.2.2.1](#)) ist zu höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten verschoben. Aufgrund des geringeren globalen Gasvolumenanteiles und der damit verbundenen kleineren spezifischen Oberfläche wird

der Stoffübergang im Schlaufenreaktor dementsprechend schlechter. Obwohl für beide Phasen die axiale Dispersion mit steigender Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit kleiner wird, steigt die Rückvermischung durch die steigende Umlaufgeschwindigkeit.

Die Reaktoren mit externer Schlaufe werden bei wesentlich höheren Gas- und Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeiten betrieben als einfache Blasensäulen und Airliftschlaufenreaktoren mit innerer Schlaufe.

#### 3.3.3.2 Strahlschlaufenreaktor

Strahlschlaufenreaktoren werden mit dynamischen Begasern und vor allem bei höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten betrieben. Diese ermöglichen auch eine Begasung und somit die Zu- und Abfuhr beider Phasen vom oberen Behälterende.

Bei Begasung von oben ist die treibende Kraft für den Umlauf vom Flüssigkeitsstrahl aufzubringen. Ähnlich wie bei Abstromblasensäulen muss die Flüssigkeitsleerrohrgeschwindigkeit im Fallrohr größer als die Relativgeschwindigkeit der Gasblasen sein, um ein Abwärtsströmen der Blasen zu ermöglichen. Die Düse kann im Gasraum über dem Mehrphasengemisch angebracht werden. Der Flüssigkeitsstrahl reißt das ihn umgebende Gas mit und dispergiert es. Dadurch steigt der globale Gasvolumenanteil bis der Fluidspiegel die Düse erreicht und die Gaszufuhr blockiert. So kann eine Selbstregulierung des globalen Gasvolumenanteiles verwirklicht werden. Einge-tauchte Düsen müssen selbstansaugend oder das Gas aus der Düse muss unter Druck gesetzt sein. Es werden lange Verweilzeiten für das Gas erreicht, weil die Gasblasen zumindest einmal einen kompletten Umlauf durchfahren müssen. Aufgrund der inneren Rückführung des Gases und der hohen Umlaufgeschwindigkeiten der Flüssigkeit werden beide Phasen stark rückvermischt.

Für die Begasung von unten werden selbstansaugende Düsen oder Düsen mit unter Druck gesetztem Gas verwendet. Die Rückvermischung der Flüssigphase ist wesentlich stärker als bei der einfachen Blasensäule und beim Airliftschlaufenreaktor, weil die Umlaufgeschwindigkeit generell größer ist. Bei geringer Flüssigkeitsstrahlgeschwindigkeit verhalten sich diese Strahlschlaufenreaktoren ähnlich wie Airliftschlaufenreaktoren.

## 4 Fluiddynamik

Die Fluiddynamik ist von der Bildung bis zum Austritt der Blasen aus dem Fluidgemisch für Stoff- und Wärmeübergang entscheidend. Blasengröße und Blasengrößenverteilung werden vom Begaser bestimmt und in der Strömung durch Blasenkoaleszenz und -zerfall verändert. Im Folgenden sollen nur Strömungen mit newtonschen Medien betrachtet werden. Im Review von [Kulkarni u. Joshi \(2005\)](#) werden Blasenbildung und die Blasenbewegung qualitativ beschrieben und zahlreiche Berechnungsmodelle dazu angeführt. Die Bildung und Bewegung einzelner Blasen wird von [Räbiger u. Schlüter \(2002\)](#) behandelt. Das Verhalten einer einzelnen Blase bei der Entstehung und in Bewegung ist industriell kaum relevant aber ihre Untersuchung für das Verständnis der sich wesentlich komplexer verhaltenden Blasenschwärme wichtig. Aufgrund der zahlreichen Einflussfaktoren auf Blasenbildung und -bewegung gestaltet sich das Auffinden von allgemein gültigen Korrelationen äußerst schwierig. Versuche über einen großen Betriebsbereich sind sehr aufwändig. Die Veränderung einzelner Stoffgrößen (unabhängig voneinander) ist schwierig. Durch das Vernachlässigen von Einflussfaktoren tauchen in der Literatur widersprüchliche Ergebnisse auf.

### 4.1 Blasenbildung

Die Blasenbildung beeinflusst die anschließende Blasenströmung entscheidend. Die Blasengröße hängt von vielen Einflussfaktoren ab. Die unmittelbar an der Öffnung gebildete Primärblase kann je nach Gasdurchsatz auch in Sekundärblasen zerteilt werden. Es soll nur die Blasenbildung bei statischer Begasung an vertikalen kreisrunden Öffnungen, die sich am Boden der Blasensäule befinden, betrachtet werden. Von [Bals \(2002\)](#) wird die Blasenbildung an einzelnen und mehreren Öffnungen grundlegend beschrieben.

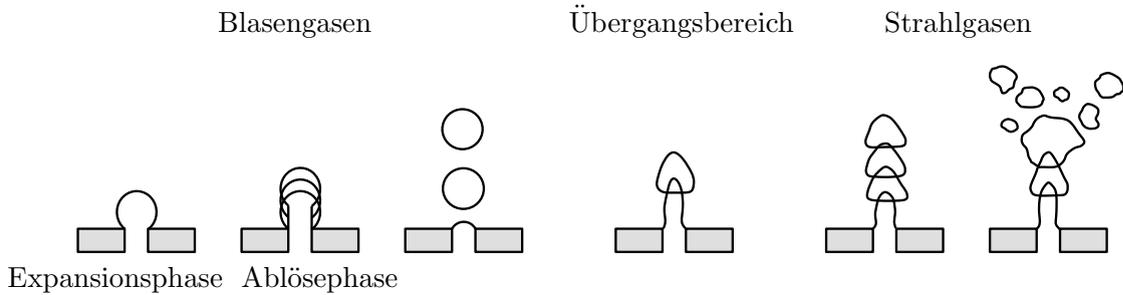


Abbildung 4.1: Blasenbildungsregime nach [Räbiger u. Schlüter \(2002\)](#)

### 4.1.1 Einzelne Öffnung

Die folgenden Unterpunkte gelten für Kapillaren oder Platten mit einem Bohrloch. Der Mechanismus der Blasenbildung an Kapillaren wird von [Räbiger \(1982\)](#) über einen großen Durchsatzbereich untersucht.

#### 4.1.1.1 Blasenbildungsregime

Es wird (wie in [Abbildung 4.1](#) dargestellt) zwischen Blasen- und Strahlgasen, getrennt von einem Übergangsbereich, unterschieden. Der Bereich der Sekundärblasenbildung und damit die Grenze zum Übergangsbereich kann über die Weber-Zahl

$$\text{We} = \frac{v_L^2 \cdot d_L \cdot \rho_g}{\sigma} \geq 2 \text{ bei } d_L \cdot \sqrt{\frac{\rho_g \cdot g}{\sigma}} \cdot \left( \frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g} \right)^{\frac{5}{8}} \leq 2,32 \quad (4.1)$$

oder über die modifizierte Froude-Zahl

$$\text{Fr} = \frac{v_L^2}{d_L \cdot g} \cdot \left( \frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g} \right)^{\frac{5}{4}} \geq 0,37 \text{ bei } d_L \cdot \sqrt{\frac{\rho_g \cdot g}{\sigma}} \cdot \left( \frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g} \right)^{\frac{5}{8}} > 2,32 \quad (4.2)$$

abgeschätzt werden, wobei der Einfluss einer überlagerten Flüssigkeitsströmung, der Viskosität, sowie des Kontaktwinkels vernachlässigt wird. Es werden immer Einzel- oder Doppelblasen gebildet. Die Primär- und Sekundärblasengröße nimmt mit steigendem Gasdurchsatz zu. Der bei der Blasenbildung entstehende Verbindungsschlauch zwischen Gasblase und Öffnung beeinflusst die Blasenbildung entscheidend. Er wird mit steigendem Gasdurchsatz länger. Beim Abriss verursacht die Oberflächenspannung eine Verkleinerung der Blasenoberfläche. Dabei schnellt der Gasschlauch mehr oder weniger stark in die Gasblase und reißt Flüssigkeit mit.

Blasengasen tritt bei geringem Gasdurchsatz auf. Die Gasblasen entstehen periodisch. Mit steigendem Gasdurchsatz steigt auch die Blasenbildungsfrequenz. Bei

geringer Frequenz können sich Einzelblasen fast ungestört bilden und ablösen. Die mit einer Blase mitgerissene und wieder zurückströmende Flüssigkeit wirkt kaum auf die nachfolgende Blase. Die Blasengröße ist in diesem Regime vor allem vom Öffnungsdurchmesser, von der Oberflächenspannung und der Dichtedifferenz der Fluide bestimmt. Charakteristisch ist eine enge Blasengrößenverteilung.

Im Übergangsbereich treten Doppelblasen auf. Die Bildungsfrequenz ist höher und die mit dem Schlauch mitgerissenen Flüssigkeit zieht eine zweite, kleinere Blase aus der Öffnung.

Ab einem gewissen Gasdurchsatz wird Strahlgasen beobachtet. Trotz des Namens Strahlgasen entstehen in diesem Regime einzelne Blasen. Entgegen früheren Annahmen ist kein kontinuierlicher Gasstrahl vorhanden. Mit dem abgerissenen Verbindungsschlauch wird Flüssigkeit so stark mitgerissen, dass sie die Blasenkupe durchschlägt und die Primärblase in Sekundärblasen zerteilt. Ebenso wird eine zweite, kleinere Blase aus der Öffnung gesaugt.

### 4.1.1.2 Einflussfaktoren auf die Blasenbildung

Aufgrund der vielen Einflussfaktoren ist zur Zeit eine Vorhersage der Blasengröße unter festgelegten Bedingungen unmöglich. Komplexe Zusammenhänge erschweren das Erkennen der Auswirkungen einzelner Einflussfaktoren.

### Begasergeometrie

**Begasertyp:** Häufig werden zylindrische Öffnungen zur Begasung verwendet.

Bei Verwendung von Lochplatten mit einer scharfkantigen Öffnung löst die Strömung ab, kontrahiert und expandiert dahinter. Bei abgefasten Bohrungen ist die Kontraktion schwächer und dadurch auch der Druckverlust kleiner. Laut [Thorat u. a. \(2001\)](#) bewirkt eine dickere Platte auch einen geringeren Druckverlust, wenn die engste Einschnürung innerhalb der Öffnung liegt. Allerdings steigt der Druckverlust mit dickeren Platten aufgrund der Wandreibung.

In langen, dünnen Kapillaren ist der Druckgradient so groß, dass Druckschwankungen in der Vorkammer die Gasblase kaum erreichen. Der Einfluss der Vorkammergröße ist somit auf die Blasenbildung vernachlässigbar. Bei nicht benetzenden Medienkombinationen ist der Außendurchmesser der Kapillare für die Blasenbildung entscheidend.

**Öffnungsdurchmesser:** Mit größerem Durchmesser werden auch die Blasen größer. Im Gegensatz zu kleinen steigt bei größeren Öffnungen die Blasengröße erst mit größeren Gasdurchsätzen deutlich.

**Vorkammervolumen:** Das Kammervolumen vor dem Begaser ist entscheidend für den Blasenbildungsmechanismus.

Bei sehr kleinem Volumen strömt in etwa gleich viel Gas in die Blase wie in die Kammer. Blasen- und Vorkammerdruck ändern sich zeitlich.

Große Vorkammervolumen bewirken, dass der Vorkammerdruck und der Druck in der Öffnung nahezu konstant bleiben. Der Gasvolumenstrom in die Blase kann größer als der in die Vorkammer sein. Er ist vom Anfangsdruck und vom Druckverlust der Öffnung abhängig. Es bilden sich größere Gasblasen und der Druckverlust in der Kammer ist kleiner. Ab einem bestimmten Vorkammervolumen hat es auf die Blasengröße keinen Einfluss mehr .

Bei mittleren Vorkammervolumen variieren Druck und Gasvolumenstrom sowohl in der Blase als auch in der Vorkammer.

**Kantenbehandlung der Öffnung:** Die Innen- wie auch die Außenkante (bei Kapillaren) der Begaseröffnung kann abgefast, abgerundet oder auch scharfkantig belassen sein. Der Winkel an der Kontaktlinie flüssig-fest-gasförmig wird somit verändert und die Blasenbildung beeinflusst.

### Stoffeigenschaften

**Dynamische Viskosität:** Mit steigender Viskosität der Flüssigkeit steigt auch die Primärblasengröße. Bei hoher Viskosität und geringen Gasdurchsätzen können Doppelblasen koaleszieren. Daher sind die Sekundärblasen beim Blasen gasen größer als die Primärblasen. Höhere Viskosität bewirkt, dass Strahlgasen erst bei höheren Durchsätzen auftritt. In diesem Bereich werden die Primärblasen wieder zerteilt.

Über den Einfluss der Viskosität des Gases auf die Blasengröße wurde in der Literatur nichts gefunden.

**Dichte:** Mit steigender Flüssigkeitsdichte nimmt der hydrostatische Druck und der archimedische Auftrieb zu. Die Blasengröße wird kleiner. Bei geringen Füllständen hat die Dichte keinen merklichen Einfluss auf die Blasengröße.

## 4 Fluiddynamik

Die Gasdichte kann durch Erhöhung des Druckes oder durch Verwendung eines Gases mit höherer molarer Masse erhöht werden. Der archimedische Auftrieb und die Blasengröße wird dadurch kleiner.

**Oberflächenspannung:** Die Oberflächenspannung beeinflusst die Blasenbildung vor allem bei kleinen Öffnungsdurchmessern und geringen Durchsätzen. Die Oberflächenspannung kann mit oberflächenaktiven Stoffen verändert werden, ohne dass sich die anderen Stoffeigenschaften der Flüssigkeit maßgeblich ändern. Allerdings wirkt sich die Oberflächenspannung bei kontaminierter und reiner Flüssigkeit unterschiedlich auf die Blasengröße aus. [Loubiere u. Hebrard \(2004\)](#) stellten fest, dass nicht unbedingt mit der kleinsten Oberflächenspannung die kleinste Blasengröße erreicht wird. Die Oberflächenspannung wurde mit an-, kat- und nichtionischen oberflächenaktiven Substanzen eingestellt. Mit der Oberflächenspannung ändert sich ebenfalls die Benetzbarkeit und somit der Kontaktwinkel mit dem Begaser.

**Begasermaterial:** Je nach Materialkombination Gas/Flüssigkeit/Feststoff und Oberflächenbehandlung des Feststoffes wird der Feststoff von der Flüssigkeit mehr oder weniger gut benetzt. Um kleinere Blasen zu erhalten, muss der Feststoff von der Flüssigkeit benetzbar sein. Gas und Flüssigkeit sind meist verfahrensbedingt vorgegeben. Daher kann das gewünschte Benetzungsverhalten nur über das Begasermaterial und seine Oberflächenbehandlung eingestellt werden.

### Betriebsparameter

**Gasvolumenstrom:** Generell steigt die Blasengröße mit dem Gasvolumenstrom. Kleine Durchsätze bewirken Blasenbildung im Blasen-, große im Strahlgasenregime.

**Füllstand:** Mit dem Füllstand steigt auch der hydrostatische Druck und damit auch die Gasdichte im Begaser.

**Druck/Temperatur:** Mit dem Druck und der Temperatur ändern sich die Stoffeigenschaften.

**Zwangsweise bewegte Flüssigkeit:** Wird die Flüssigkeit zwangsweise bewegt, bilden sich generell kleinere Blasen als bei ruhender Flüssigkeit. Die Blasenbildungsmechanismen ändern sich mit Strömungsführung und -geschwindigkeit.

## 4.1.2 Mehrere Öffnungen

Die Folgenden Unterpunkte gelten Siebböden, Lochblechen oder Böden mit mehreren Kapillaren.

### 4.1.2.1 Blasenbildungsregime

Die Blasenbildung an mehreren Öffnungen ist wesentlich komplizierter als an einzelnen, erfolgt aber trotzdem ähnlich. Es existieren die gleichen Regime (siehe auch [Abschnitt 4.1.1.1](#)), wobei vor allem das Strahlgasenregime technisch relevant ist. Die Gasblasen bilden und lösen sich an den verschiedenen Öffnungen zu verschiedenen Zeitpunkten und beeinflussen sich dabei gegenseitig. Das Strahlgasenregime tritt erst auf, wenn alle Öffnungen Gasblasen bilden.

### 4.1.2.2 Einflussfaktoren auf die Blasenbildung

Zu den in [Abschnitt 4.1.1.2](#) genannten Einflussfaktoren kommt der Lochabstand zur Begasergeometrie dazu. Vor allem der Gasvolumenstrom beeinflusst aus welchen und wievielen Öffnungen Blasen gebildet werden.

**Gasvolumenstrom** Wie bei einzelnen Öffnungen steigt die Blasengröße mit steigendem Gasdurchsatz.

Sehr kleine Gasdurchsätze verursachen Durchregnen der Flüssigkeit. Die anderen Einflussfaktoren bestimmen den Gasdurchsatz, bei dem Durchregnen auftritt. Die Blasen bilden sich an einzelnen bis wenigen Öffnungen.

Bei Steigerung des Gasdurchsatzes bilden sich die Blasen an mehreren Öffnungen. Bei Erfüllung der Bedingung [Gleichung 4.1](#) beziehungsweise [Gleichung 4.2](#) für alle Öffnungen tritt kein Durchregnen mehr auf. Aus welchen Öffnungen Blasen gebildet werden, hängt von den instationären Druck- und Strömungsverhältnissen unmittelbar vor und nach dem Begaser ab. Um sogenanntes Gruppengasen zu vermeiden, muss der Gasdurchsatz einen Mindestwert überschreiten. Beim Gruppengasen entstehen mehrere Blasen direkt hintereinander. Anschließend setzt die Blasenbildung aus, bis der Druck in der Vorkammer wieder aufgebaut wird. Daraufhin bildet sich wieder eine Blasengruppe.

Erst ab einem ausreichenden Gasdurchsatz bilden sich aus allen Öffnungen Gasblasen. Somit wird gleichmäßig begast. Die Sekundärblasenbildung erfolgt nicht

mehr unbedingt wie in [Abschnitt 4.1.1.1](#) beschrieben. Die von benachbarten und vorher gebildeten Blasen mitgerissene und wieder rückströmende Flüssigkeit bewirken Scherfelder, die für die Sekundärblasenbildung verantwortlich sind. Der Einfluss der Vorkammer ist im Strahlgasbereich vernachlässigbar.

**Lochabstand** Mit kleiner werdenden Lochabständen steigen die Wechselwirkungen zwischen den Blasen und die Koaleszenzneigung in Begasernähe. Kleinere Lochabstände als die Blasengröße bewirken Blasenkoaleszenz der sich bildenden Blasen und anschließenden Blasenzerfall in Begasernähe.

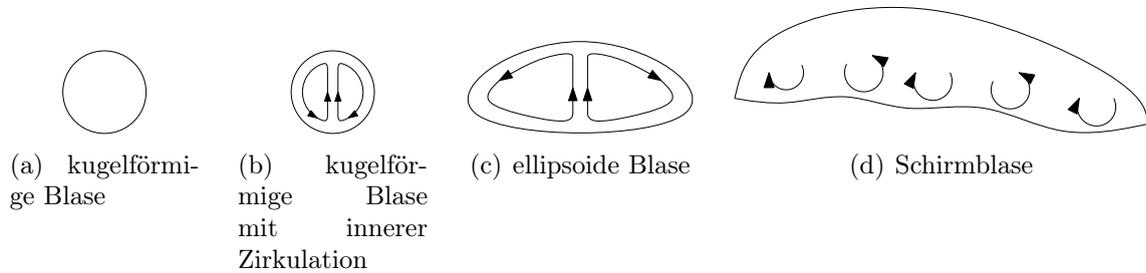
### 4.1.3 Messtechniken für die Blasenbildung

Verschiedene Messtechniken zur Untersuchung der Blasenbildung können in [Kulkarni u. Joshi \(2005\)](#) gefunden werden. Der Vorgang der Blasenbildung wird mit Photokameras in Kombination mit Stroboskopen, Hochgeschwindigkeitskameras und Röntgenapparaten beobachtet. Aus den erhaltenen Bildern können die Blasenbildungsfrequenz, die Anzahl der gebildeten Blasen im Strahlgasregime und die Blasengröße bestimmt werden. Die Kameras sind im Gegensatz zu Röntgenapparaten auf Anwendungen mit transparenten und halbtransparenten Medien im Wandbereich beschränkt. Allerdings sind Röntgenapparate wesentlich kostenintensiver und die Handhabung aufgrund der Röntgenstrahlen gefährlich.

Im Blasengasregime kann die Blasengröße auch über das verdrängte Flüssigkeitsvolumen bestimmt werden. Dafür muss die Blasenbildungsfrequenz bekannt und die Blasengröße konstant sein. Dieses Verfahren kann sowohl bei Verwendung von transparenten als auch trüben Medien angewendet werden. Das verdrängte Volumen muss vor allem bei kleinen Blasen sehr genau gemessen werden.

## 4.2 Blasenströmung

Je nach Systembedingungen ergeben sich für eine Blasenströmung eine bestimmte Rückvermischung und Verweilzeitverteilung der einzelnen Phasen, die Phasengrenzfläche sowie die Verweilzeit der Blasen. Der Wärme- und Stoffübergang ist stark an die Strömung gekoppelt.

Abbildung 4.2: Blasenformen (siehe auch [Koebe \(2004\)](#))

### 4.2.1 Einzelne Blase

Für einzelne Blasen kann die stationäre Aufstiegsgeschwindigkeit auf einfache Weise gemessen werden, wobei horizontale Geschwindigkeitskomponenten nicht berücksichtigt werden. [Koebe \(2004\)](#) berichtet in seiner Arbeit über beobachtete Aufstiegsverhalten einzelner Blasen. In [Prandtl u. a. \(1990\)](#) wird die Bewegung einzelner Blasen beschrieben.

#### 4.2.1.1 Blasenformen und Aufstiegsbahnen

Aufgrund der Kompressibilität der Luft und der Verformbarkeit der Blasen ist die Blasenbewegung schwer vorhersagbar. Je nach Systemeigenschaften können Blasen in Bewegung verschiedene Formen (siehe [Abbildung 4.2](#)) einnehmen und dabei unterschiedliche Arten von Traktorien zurücklegen. Blasenform, -aufstiegsgeschwindigkeit und -trajektorie beeinflussen sich gegenseitig sehr stark.

Je nachdem ob und wie sich die Strömung von der Blase ablöst und wie die Oberfläche deformiert ist, können Blasen geradlinige, zickzackförmige, helikale oder geradlinig stockende Bahnen durchlaufen. Solange die Strömung nicht ablöst, steigt die Blase geradlinig auf. Eine zickzackförmige Bewegung kann in geradlinige oder helikale Bewegung umschlagen aber nicht umgekehrt.

Blasen können kugelförmige, ellipsoide und schirmförmige Gestalt annehmen. Das Gas zirkuliert generell im Inneren der Blase. Ausnahmen sind kleine, kugelförmige Blasen ohne innere Zirkulation. Die Oberfläche ändert sich während des Aufstieges mehr oder weniger stark periodisch. Die grundsätzliche Form kann aber qualitativ gut vorhergesagt werden. Im Diagramm von [Clift u. a. \(1978\)](#) (siehe [Abbildung 4.3](#)), das auch für Flüssigkeitstropfen verwendet wird, können Blasenform und -aufstiegsgeschwindigkeit abgeschätzt werden. Dazu ist die Berechnung der Eötvös-Zahl

## 4 Fluidynamik

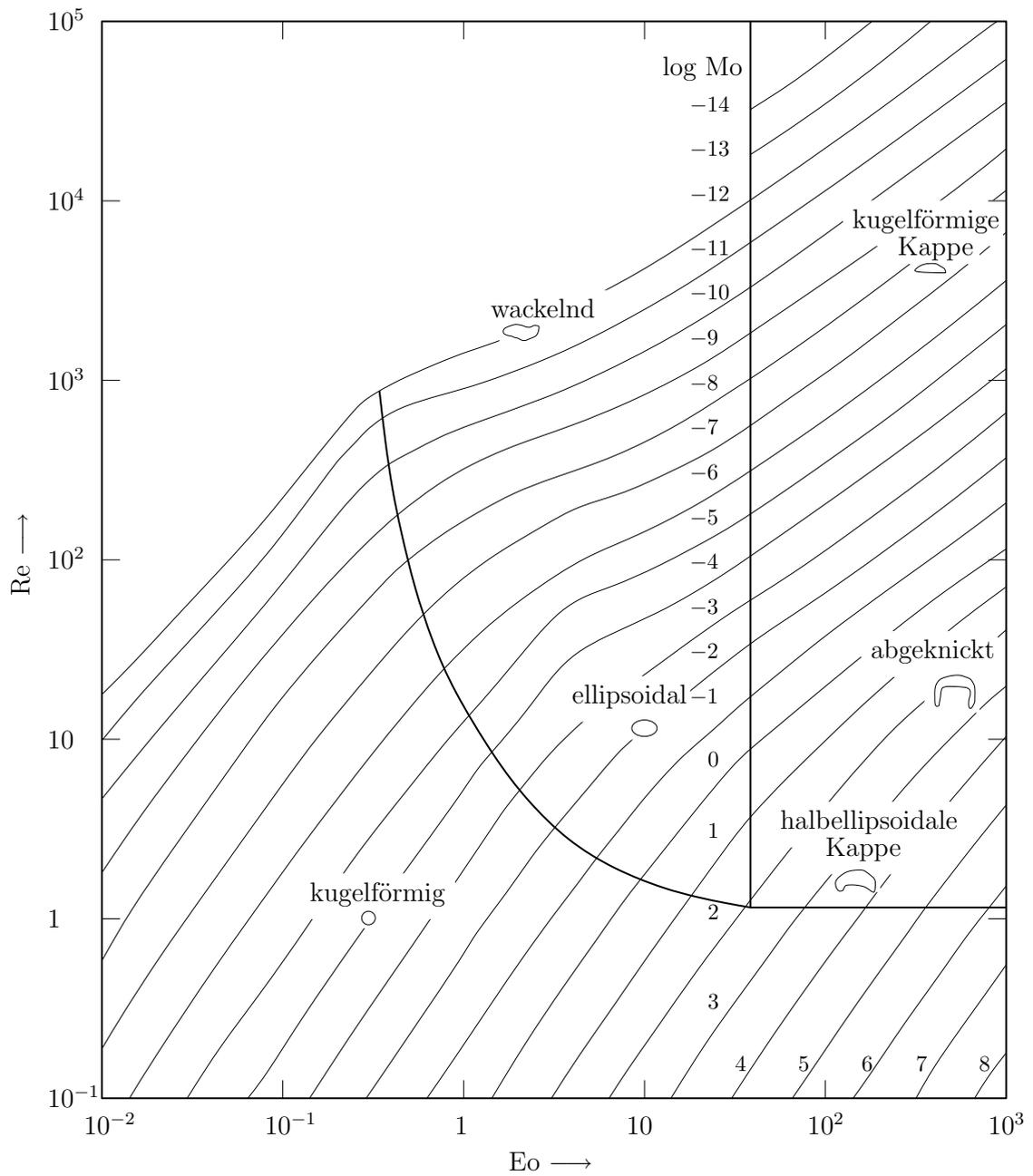


Abbildung 4.3: Diagramm zum Abschätzen der Blasenform und -aufstiegsgeschwindigkeit (auch für Tropfen) nach Clift u. a. (1978)

## 4 Fluiddynamik

$$Eo = \frac{g \cdot (\varrho_l - \varrho_g) \cdot d_B^2}{\sigma} \quad (4.3)$$

und der Morton-Zahl

$$Mo = \frac{g \cdot \eta_l^4 \cdot (\varrho_l - \varrho_g)}{\varrho_l^2 \cdot \sigma^3} \quad (4.4)$$

notwendig.

Neben den Stoffwerten muss das Blasenvolumen bekannt sein. Daraus wird der einer Kugel äquivalente Durchmesser berechnet:

$$d_B = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot V_B}{\pi}} \quad (4.5)$$

Die Reynolds-Zahl kann aus dem Diagramm abgelesen werden und daraus die stationäre Blasenauftiegs geschwindigkeit berechnet werden. Die Reynoldszahl ist folgendermaßen definiert:

$$Re = \frac{u_B \cdot d_B \cdot \varrho_l}{\eta_l} \quad (4.6)$$

Kugelförmige Blasen steigen geradlinig auf. Ellipsoide Blasen können auf zickzackförmigen, helikalen und geradlinigen Bahnen aufsteigen. Schirmblasen steigen geradlinig stockend auf.

### 4.2.1.2 Einflussfaktoren auf die Blasenbewegung

Mit der Blasenbewegung wird die Verweilzeit der Blase in der Flüssigkeit bestimmt.

#### Blasenbildung

**Blasengröße:** Mit der Blasengröße steigt der archimedische Auftrieb und auch die Verformbarkeit der Gasblasen.

**Anfangsdeformation:** Die Anfangsdeformation und somit die Blasenbildung spielt vor allem bei ellipsoiden Blasen eine entscheidende Rolle. Starke Anfangsdeformationen begünstigen die zickzackförmige und die helikale Bewegung der Blasen. Je nach

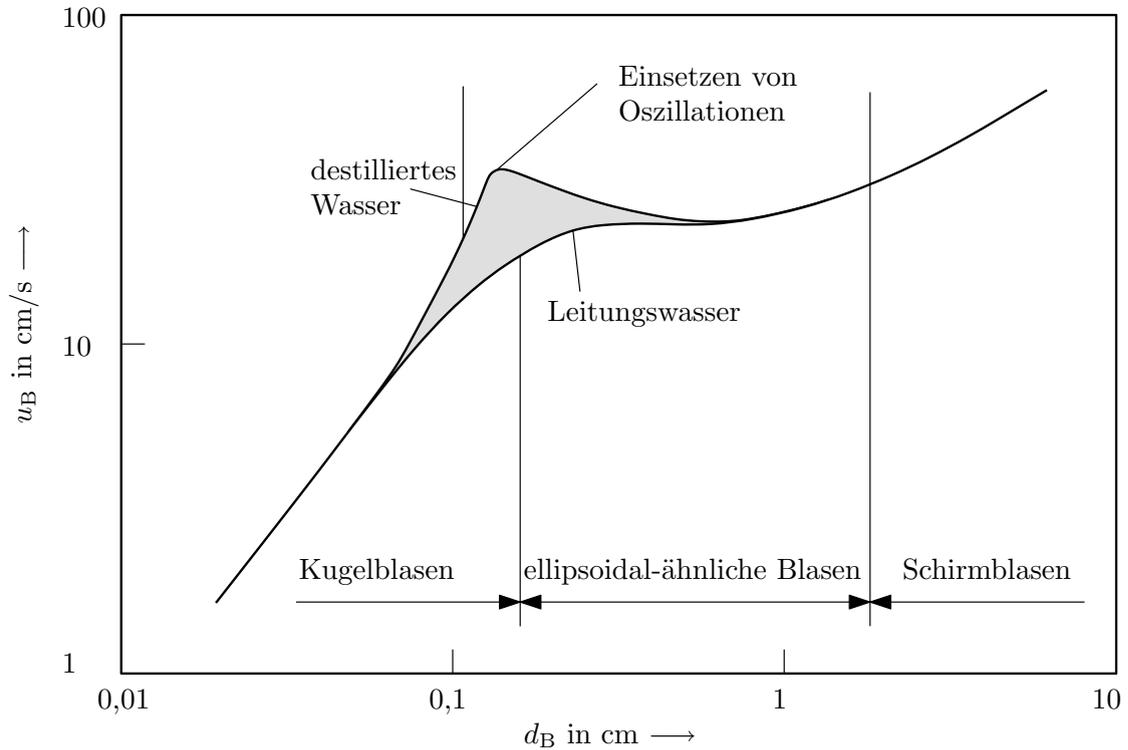


Abbildung 4.4: Stationäre Steiggeschwindigkeit von Luftblasen in Wasser bei 20°C nach Prandtl u. a. (1990), (siehe auch Kulkarni u. Joshi (2005))

Anfangsdeformation kann die stationäre Blasenauftiegs­geschwindigkeit in sehr reinen ähnlich wie bei kontaminierten Flüssigkeiten schwanken (siehe [Abbildung 4.4](#)). Bei hohen Anfangsdeformationen ergeben sich höhere stationäre Blasenauftiegs­geschwindigkeiten als bei kleiner.

### Blasensäulengeometrie

**Blasensäulendurchmesser:** Die stationäre Auf­stiegsgeschwindigkeit der Gas­blase wird mit dem Blasensäulendurchmesser größer. Bei genügend großem Abstand der Blase zur Wand verschwindet der Wand­einfluss und die stationäre Auf­stiegsgeschwindigkeit ändert sich nicht mehr.

### Stoffeigenschaften

**dynamische Viskosität:** Mit steigender dynamischer Viskosität der Fluide wird die stationäre Blasenauftiegs­geschwindigkeit geringer.

## 4 Fluiddynamik

**Dichte:** Mit größerer Flüssigkeitsdichte steigt der archimedische Auftrieb und auch die Änderung der Blasengröße über die Steighöhe.

Höhere Gasdichte bewirkt höheres Blasengewicht, was die Blasenauftiegs geschwindigkeit verringert.

**Oberflächenspannung/Verunreinigungen:** Mit steigender Oberflächenspannung stabilisiert sich die Kugelgestalt der Blase.

Oberflächenaktive Stoffe ad- und desorbieren an der Grenzfläche zwischen Gas und Flüssigkeit und blockieren je nach Konzentration und Blasengröße eine Filmbewegung. Die Blase verhält sich wie ein starrer Körper. Es findet keine Gaszirkulation wie bei gleich großen Blasen in reiner Flüssigkeit statt. Der Strömungswiderstand dieser kontaminierten Blasen ist größer und daher die stationäre Aufstiegs geschwindigkeit kleiner. Außerdem ist in kontaminierten Flüssigkeiten die Blasenbewegung weniger stabil als in reinen. Vor allem bei elliptischen Blasen führen kleinen Störungen schon zu zickzackförmigen und helikalen Blasenbewegungen. Sehr kleine Blasen haben schon bei praktisch unvermeidbaren, sehr kleinen Konzentrationen von Verunreinigungen eine starre Oberfläche.

Die Auswirkungen der oberflächenaktiven Substanzen auf die stationäre Aufstiegs geschwindigkeit von Luftblasen in Wasser bei 20 °C zeigt [Abbildung 4.4](#). Abhängig von der Konzentration der Verunreinigungen kann die stationäre Aufstiegs geschwindigkeit im grauen Bereich variieren.

### Betriebsparameter

**Füllstand:** Je weiter die Blase aufsteigt, umso größer wird sie. Um einen möglichen Umschlag einer instabilen zickzackförmigen in eine helikale Bewegung beobachten zu können, muss der Füllstand ausreichend hoch sein.

**Druck/Temperatur:** Mit dem Druck und der Temperatur ändern sich die Stoffeigenschaften der Fluide. Dazu zählen auch die Löslichkeit des Gases in der Flüssigkeit, die Sättigungsmenge des Flüssigkeitsdampfes im Gas und der Stoffübergang der Fluide.

## 4.2.2 Blasenschwarm bei gleichmäßiger Begasung

Der wohl wichtigste Parameter zur hydrodynamischen Charakterisierung einer Blasensäule ist der globale Gasvolumenanteil (auch “hold-up”). Dieser ist folgendermaßen definiert:

$$\varepsilon_g = \frac{V_g}{V_g + V_l} \quad (4.7)$$

Mit  $V$  wird das eingenommene Volumen der jeweiligen Phase im Mehrphasengemisch bezeichnet. Mit steigendem globalem Gasvolumenanteil steigt die spezifische Phasengrenzfläche.

### 4.2.2.1 Blasenströmungsregime

Bhole u. Joshi (2005); Bröder (2003); Kantarci u. a. (2005); Monahan u. a. (2005); Shaikh u. Al-Dahhan (2007); Wild u. a. (2003); Zehner u. Kraume (2000) beschreiben in ihren Arbeiten Charakteristiken der Blasenströmungsregime.

In Blasensäulen werden drei verschiedene Strömungsformen, die von einem Übergangsbereich getrennt sind, beobachtet:

- homogene Blasenströmung
- heterogene Blasenströmung
- Pfropfenströmung (Taylor-)

In [Abbildung 4.5](#) sind die Regime schematisch dargestellt. Betriebsparameter, Geometrie und Stoffeigenschaften bestimmen mehr oder weniger stark das Regime der Strömung.

Die homogene Blasenströmung zeichnet sich durch eine Strömung von kleinen, gleichförmigen Blasen aus. Blasenkoaleszenz und -zerfall treten praktisch nicht auf. Daraus folgt eine enge Blasengrößenverteilung. Die Blasen steigen in vertikalen, relativ geradlinigen Bahnen auf. Die Aufstiegs geschwindigkeit der Blasen sowie der lokale Gasvolumenanteil ist über den Querschnitt ziemlich konstant. Die mit den aufsteigenden Blasen mitbewegte Flüssigkeit kann zwischen den Blasen zurückfließen und führt nur zu lokalen Zirkulationen der Flüssigkeit.

Die heterogene Blasenströmung ist durch eine breite Blasengrößenverteilung gekennzeichnet. Blasenkoaleszenz und -zerfall verursachen kleine und große Blasen unterschiedlicher Form. Große Blasen steigen schnell und vor allem in der Mitte der

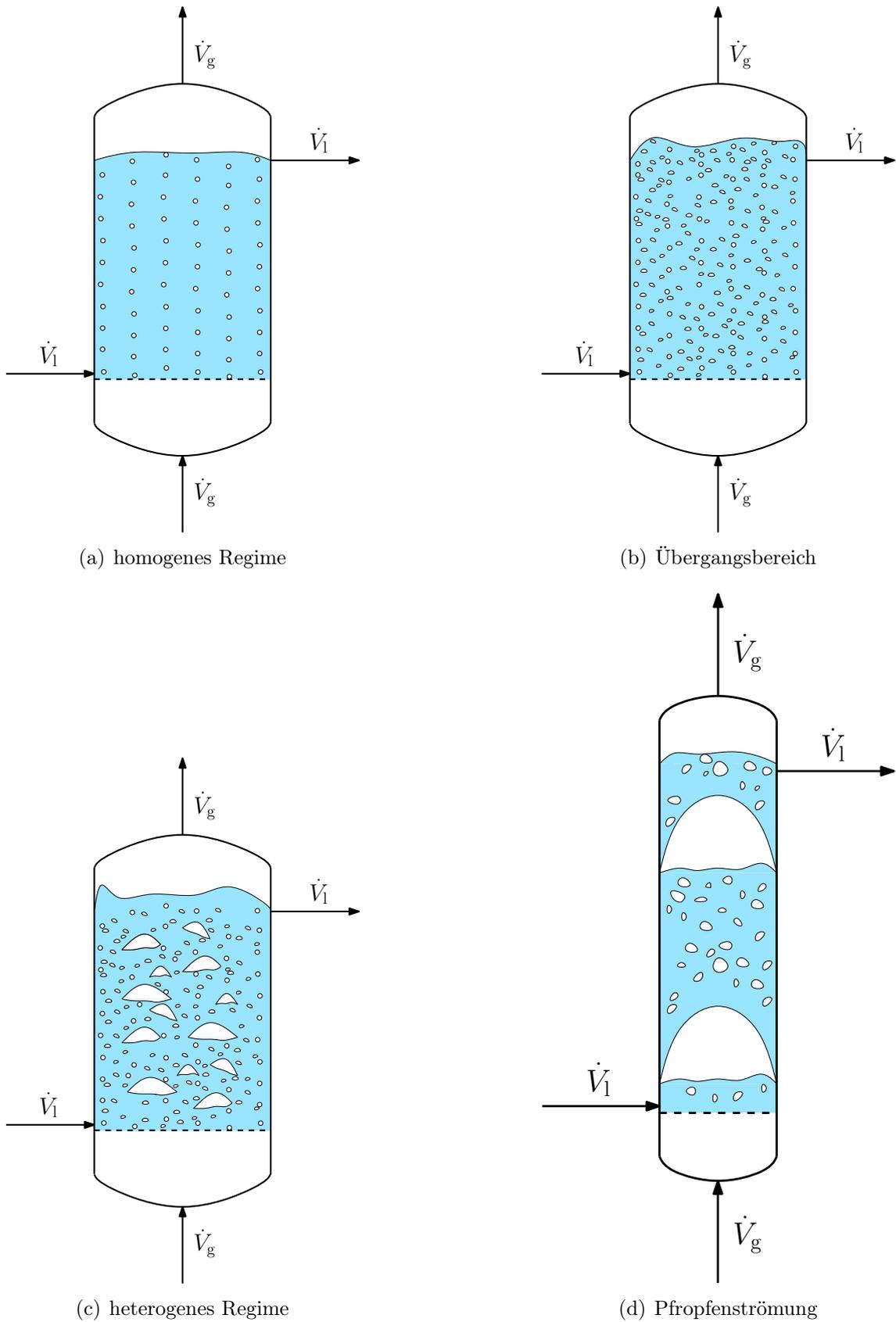


Abbildung 4.5: Blasenströmungsregime (siehe Kantarci u. a. (2005))

Blasensäule auf. Ein stark ausgeprägtes Profil des Gasvolumenanteiles über den Querschnitt ist die Folge. Große radiale Dichteunterschiede verursachen großräumige Zirkulationen von kleinen Blasen und der Flüssigkeit. Vor allem für industrielle Anwendungen ist die heterogene Blasenströmung von Bedeutung.

Die Pfropfenströmung wird nur in Blasensäulen mit relativ geringem Durchmesser wie zum Beispiel in Laborblasensäulen beobachtet. Aufsteigende Blasen koaleszieren und bilden eine Blase über den gesamten Querschnitt der Blasensäule. Die Blase wird an der Säulenwand stabilisiert.

Im Übergangsbereich überlagern sich die Charakteristiken der einzelnen Regime.

Die gravierenden fluiddynamischen Unterschiede der verschiedenen Strömungsformen wirken sich stark auf die Mechanismen des Wärme- und Stoffüberganges aus. Daher ist für eine Modellierung der Fluiddynamik und des Wärme- und Stoffüberganges die Vorhersage des Übergangsbereiches und damit des Regimes wichtig.

### 4.2.2.2 Einflussfaktoren auf die Blasenströmungsregime

Die folgenden Einflussfaktoren auf das Regime werden im Review von [Shaikh u. Al-Dahhan \(2007\)](#) ausführlich beschrieben.

#### Betriebsparameter

**Gasleerrohrgeschwindigkeit:** In [Abbildung 4.6](#) ist der Einfluss der Gasleerrohrgeschwindigkeit auf das Strömungsregime dargestellt. Generell wird bei niedriger Gasleerrohrgeschwindigkeit im homogenen Regime begast. Bei Erhöhung des Gasvolumenstromes wird zunächst der Übergangsbereich durchschritten. Je nach Säulendurchmesser wird dann bei hohen Gasleerrohrgeschwindigkeiten Pfropfen- oder heterogene Blasenströmung beobachtet.

**Druck:** Eine Veränderung des Druckes bewirkt Änderungen der Stoffeigenschaften. Erhöhung des Druckes führt zu vermehrtem Blasenzerfall und verringerter Blasenkoaleszenz. Es treten weniger große Blasen auf und die Grenze homogenes Regime/Übergangsbereich verschiebt sich zu höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten. Außerdem tritt der Übergangsbereich in einem breiteren Intervall von Gasleerrohrgeschwindigkeiten auf.

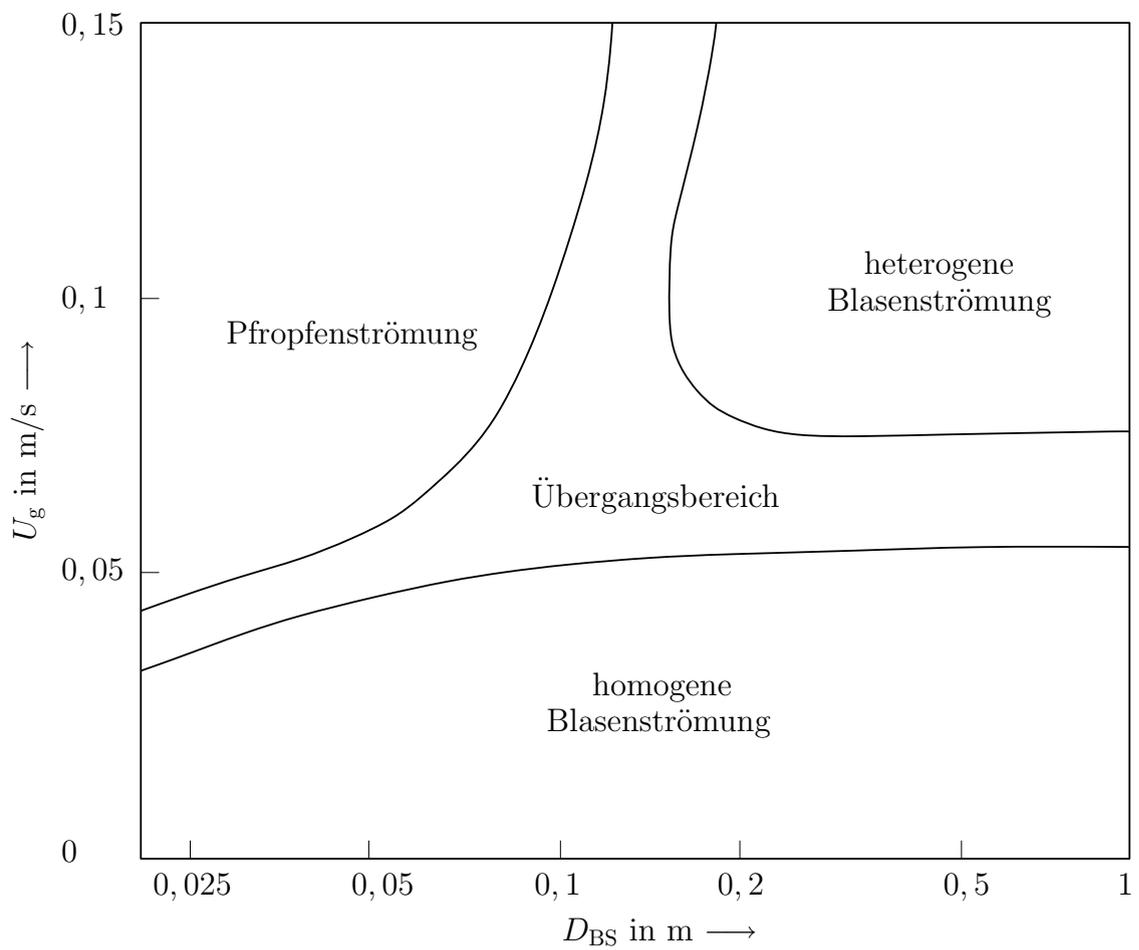


Abbildung 4.6: Regimekarte für niedrigviskose Flüssigkeiten bei Umgebungsbedingungen nach [Shaikh u. Al-Dahhan \(2007\)](#)

**Temperatur:** Eine Veränderung der Temperatur bewirkt Änderungen der Stoffeigenschaften. Bei höheren Temperaturen entstehen kleinere Blasen und der Übergangsbereich verschiebt sich zu höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten.

**Füllstand der Flüssigkeit:** Mit steigendem Füllstand wird der Übergangsbereich schon bei geringerer Gasleerrohrgeschwindigkeit erreicht. Ab einer gewissen Höhe hat der Füllstand praktisch keinen Einfluss auf die Regimegrenze.

**Feststoffkonzentration:** Je nach Eigenschaften (Benetzbarkeit, Größe, Form, Dichte) und Konzentration des Feststoffes kann der Übergangsbereich bei höheren oder niedrigeren Gasleerrohrgeschwindigkeiten erreicht werden.

### Blasensäulengeometrie

**Säulendurchmesser:** In [Abbildung 4.6](#) ist der Einfluss des Säulendurchmessers auf die Regime dargestellt. Bei Vergrößerung des Durchmessers verschiebt sich der Übergangsbereich zu höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten. Allerdings wurde aber auch gegenteiliges Verhalten beobachtet. Ab einem gewissen Durchmesser ist der Übergangsbereich unabhängig von diesem. Hohe Gasleerrohrgeschwindigkeiten bewirken Pfropfenströmung bei kleinen und heterogene Blasenströmung bei großen Durchmessern.

**Begaser (Siebboden):** Der Begaser bestimmt im homogenen Regime die Blasengröße und beeinflusst direkt die Gasleerrohrgeschwindigkeit für den Übergangsbereich. Der Übergangsbereich wird bei größeren Lochdurchmessern schon mit verringerter Gasleerrohrgeschwindigkeit erreicht. Vergrößerung des Lochabstandes bewirkt Gegenteiliges.

### Stoffeigenschaften

**Dynamische Viskosität:** Die dynamische Viskosität der Flüssigkeit hat entscheidenden Einfluss auf das Regime. Erhöhung der dynamische Viskosität stabilisiert die Blasengrenzfläche. Es tritt vermehrt Blasenkoaleszenz und vermindert Blasenzerfall auf. Das führt zu größeren Blasen und der Übergangsbereich wird bei niedrigeren Gasleerrohrgeschwindigkeiten erreicht.

**Oberflächenspannung:** Bei Verringerung der Oberflächenspannung ist die Häufigkeit der Blasenkoaleszenz niedriger. Dadurch wird der Übergangsbereich zu höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten verschoben.

**Dichte:** Höhere Gasdichte verschiebt den Übergangsbereich zu größeren Gasleerrohrgeschwindigkeiten.

### 4.2.3 Messtechniken für die Blasenbewegung

Zur fluiddynamischen Charakterisierung von Blasensäulen und zur Aufklärung von Blasenbewegungen sind Messungen notwendig. Für die Auslegung und das Scale-up von Blasensäulen können Korrelationen entwickelt und Modelle validiert werden. [Shaikh u. Al-Dahhan \(2007\)](#) beschreiben Methoden, mit denen das Strömungsregime identifiziert werden kann.

#### Visuelle Beobachtung

Diese relativ einfache Messtechnik wird für einzelne Blasen und Blasenschwärme eingesetzt, um Blasenform, -trajektorien, -aufstiegsgeschwindigkeit, und -strömungsregime zu bestimmen. Außerdem können Blasenkoaleszenz und -zerfall beobachtet werden. Foto-, Video- und Hochgeschwindigkeitskameras können dafür zu Hilfe genommen werden. Ihr Einsatz ist auf transparente Medien und Strömungen mit geringem Gasgehalt oder Flachapparaturen beschränkt.

#### Entwicklung globaler fluiddynamischer Parameter

Zur Identifizierung des Strömungsregimes von Blasenschwärmen wird die Entwicklung globaler fluiddynamischer Parameter beobachtet.

**Globaler Gasvolumenanteil:** Das Verhalten des globalen Gasvolumenanteiles ist nicht nur für die Bestimmung des Regimes, sondern auch für die Auslegung einer Blasensäule wichtig. Wie in [Abbildung 4.7](#) dargestellt, steigt der globale Gasvolumenanteil im homogenen Regime ziemlich linear mit der Gasleerrohrgeschwindigkeit. Beim Erreichen des Übergangsbereiches ist die Beziehung zwischen dem globalen Gasvolumenanteil und der Gasleerrohrgeschwindigkeit nicht mehr linear. Der Beginn des Übergangsbereiches ist durch eine deutliche Steigungsänderung der Kurve erkennbar. Manche Kurven weisen ein lokales Maximum, das den Übergangsbereich

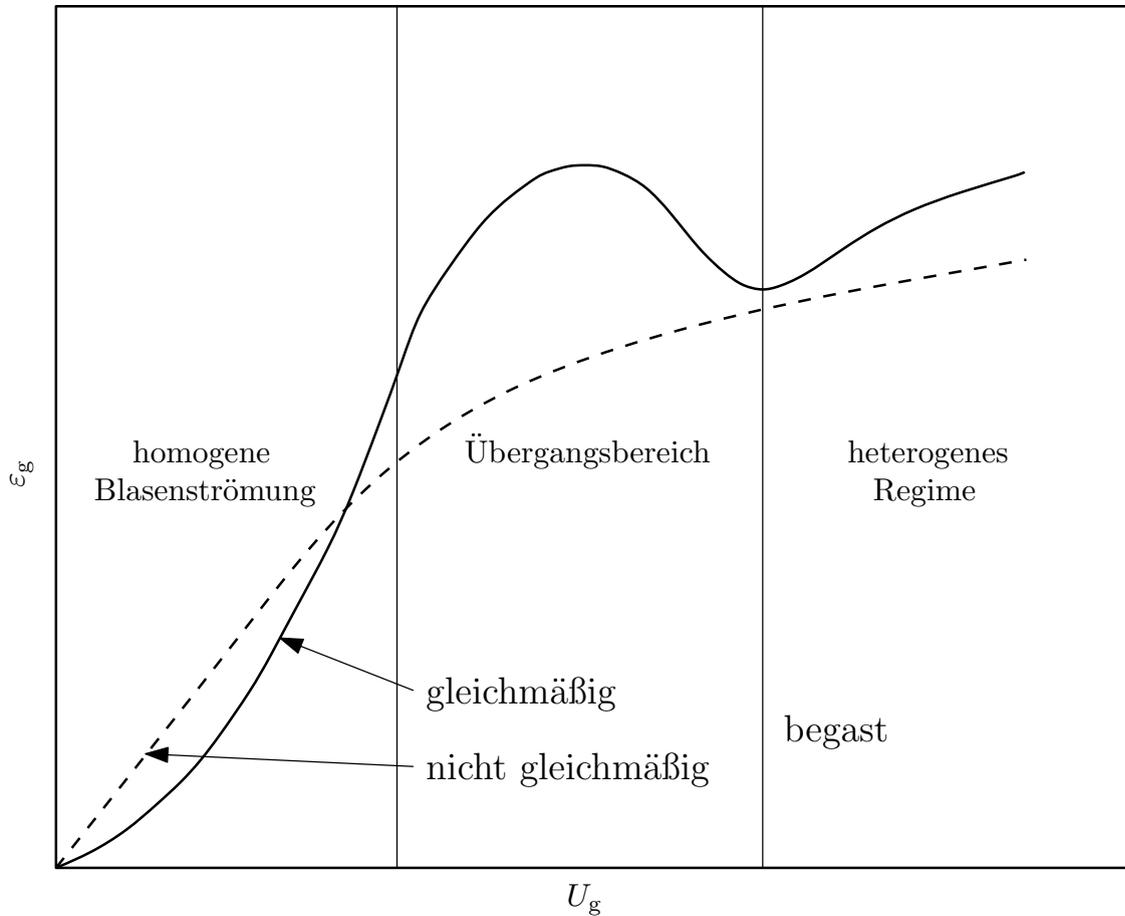


Abbildung 4.7: Typischer Verlauf des globalen Gasvolumenanteiles gegen die Gasleerrohrgeschwindigkeit bei Blasenströmungen in einfachen Blasen-säulen nach Ruzicka u. a. (2001) (siehe auch Zahradnik u. a. (1997))

kennzeichnet, auf. Ist keiner dieser charakteristischen Punkte erkennbar, wird für die Identifizierung das Driftfluss-Modell angewendet.

**Driftfluss:** Der Driftfluss wird gegen den globalen Gasvolumenanteil aufgetragen. Diese Kurve zeigt dann eine wesentlich stärkere Änderung der Steigung im Übergangsbereich (siehe [Abbildung 4.8](#)). Der Driftfluss ist folgendermaßen definiert:

$$j_{gl} = U_g(1 - \varepsilon_g) \pm U_l \varepsilon_g \quad (4.8)$$

Das Plus wird bei Gegen- das Minus bei Gleichstrom verwendet.

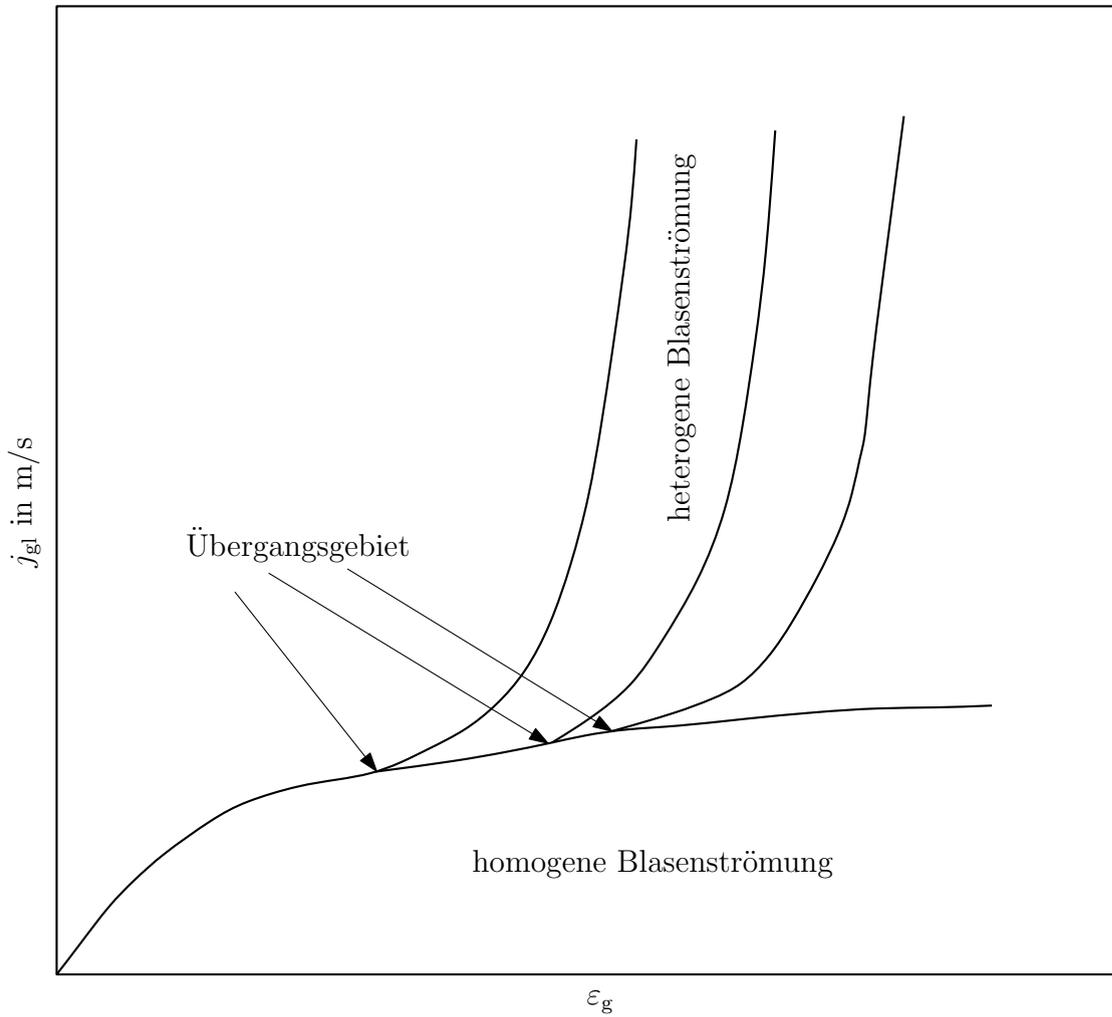


Abbildung 4.8: Typischer Verlauf des Driftfluss gegen den globalen Gasvolumenanteil bei Blasenströmungen nach [Shaikh u. Al-Dahhan \(2007\)](#)

### Zeitliche Charakteristiken fluiddynamischer Größen

Zur Identifizierung des Strömungsregimes von Blasen Schwärmen werden die zeitlichen Schwankungen folgender Größen gemessen:

- Druck
- lokaler Gasvolumenanteil
- Temperatur
- Leitfähigkeit
- lokale Blasenfrequenz
- Schall

Für die Messung dieser Größen werden geeignete Sensoren in der Blasenströmung positioniert. Die Sensoren beeinflussen die Strömung und ermöglichen nur Punktmessungen. Verschiedene Zeitreihenanalysen werden zur Interpretation der Schwankungen und Bestimmung des Strömungsregimes angewandt.

### Aufwändige Messverfahren

Diese Messverfahren sind kostenintensiv, kompliziert und werden zur Untersuchung von Blasenströmungen vor allem in Laboranlagen eingesetzt. Zu diesen Verfahren zählen:

- Particle Image Velocimetry (PIV)
- Electrical Capacitance Tomography (ECT)
- Electrical Resistance Tomography (ERT)
- Laser Doppler Anemometry (LDA)
- Computer Automated Radioactive Particle Tracking (CARPT)
- $\gamma$ -ray Computed Tomography (CT)

Sie liefern detaillierte Informationen der Blasenströmung, woraus zum Beispiel instationäre Geschwindigkeitsfelder, Blasengrößen und -verteilungen und Blasen trajektorien abgeleitet werden können. Im Gegensatz zu den tomographischen Verfahren sind PIV und LDA auf transparente Medien und Strömungen mit geringem Gasvolumenanteil oder Flachapparaturen beschränkt. Außerdem ist es für PIV und LDA nicht möglich dreidimensionale, instationäre Informationen zu erhalten.

# 5 Numerische Strömungssimulation (CFD) von Blasenströmungen

CFD kann als wertvolles Hilfsmittel zur Auslegung und Designoptimierung von Blasensäulen oder zur Aufklärung von Phänomenen und Erfassung von nicht messbaren Größen von Blasenströmungen eingesetzt werden. Die Variation einzelner Stoffgrößen (unabhängig voneinander) ist im Gegensatz zur Realität möglich. Allerdings gestaltet sich die Simulation von Blasenströmungen aufgrund der über einen großen Zeit- und Längenskalenbereich stattfindenden Vorgänge sehr schwierig. Es treten zum Beispiel kleine Wirbel im Blasennachlauf sowie großräumige Zirkulationen über den gesamten Reaktor auf. Zusätzlich können Blasenzerfall und -koaleszenz sowie die Kompressibilität des Gases Vorhersagen von Blasenströmungen erschweren. Verschiedene Ansätze und Modelle mit ihren Erhaltungsgleichungen und Anwendungen werden in [Fluent \(2005\)](#); [Ranade \(2002\)](#) gefunden. Grundsätzlich werden Blasenströmungen mit dem Euler-Euler oder dem Euler-Lagrange Ansatz beschrieben. Der benötigte Detailgrad der Simulation und die Stokes-Zahl bestimmen die Wahl des Modells. Die Stokes-Zahl wird aus dem Verhältnis der Zeitkonstanten der Blase  $\tau_B = \rho_g \cdot d_B^2 / 18\eta_l$  und der Zeitkonstanten des Systems  $\tau_{ch} = l_S / v_S$  berechnet:

$$\text{St} = \frac{\tau_B}{\tau_{ch}} \quad (5.1)$$

Bei einer Stokes-Zahl viel kleiner als eins folgen die Blasen der Strömung und alle Modelle können verwendet werden. Wenn die Stokes-Zahl größer als eins ist, bewegen sich die Blasen unabhängig von der Strömung und außer dem Mixture-Modell (siehe [Abschnitt 5.2.3](#)) sind alle geeignet. Die für die Simulation definierten numerischen Phasen müssen nicht unbedingt den thermodynamischen entsprechen. Zum Beispiel werden ähnlich große Blasen einer numerischen Phase zugeordnet und somit kann mit Blasengrößenverteilungen simuliert werden. Die Veränderung der Verteilung durch Blasenzerfall und -koaleszenz kann über Populationsbilanzen (wie in [Jakobsen u. a.](#)

(2005) beschrieben) berücksichtigt werden werden.

## 5.1 Euler-Lagrange Ansatz

Dieser Ansatz ermöglicht die Berechnung der Trajektorien jeder einzelnen Gasblase. Der Volumenanteil der gasförmigen (dispersen) Phase ist in der Fluent-Implementierung auf einen Volumenanteil von ungefähr 10% begrenzt. Mit diesem Ansatz können Geometrievariationen wie zum Beispiel das Höhen-zu-Breitenverhältnis (Delnoij u. a., 1999) oder Begaserkonfigurationen (Lapin u. a., 2002) untersucht werden. Mit der Anzahl der Gasblasen im Volumen des Simulationsgebietes steigt der Rechenaufwand, weshalb Simulationen für große Apparaturen nur beschränkt möglich sind (eventuell örtliche Begasung).

Die Bewegung der flüssigen (kontinuierlichen) Phase wird im Eulerschen (ortsfest), die der gasförmigen im Lagrangeschen (massfest) Bezugssystem berechnet. Die Flüssigkeit wird als Kontinuum behandelt und ihre Bewegung über volumengemittelte Massen- und Impulsbilanzen berechnet. Bei vernachlässigbarer Beeinflussung der Flüssigkeit durch die Gasphase kann die Flüssigkeit wie eine Einphasenströmung behandelt werden. Andernfalls müssen Austauschquellterme in den Bilanzen berücksichtigt werden. Der Einfluss der gasförmigen Phase auf die flüssige wird aus der Mittelung über viele Blasen-Trajektorien abgeleitet. Je kleiner die Blasengröße und je geringer der Gasvolumenanteil ist, desto geringer ist der Einfluss auf die flüssige Phase. Mit steigender Blasenanzahl und -größe werden die Wechselwirkungen Gasblasen-Flüssigkeit, Flüssigkeit-Gasblasen und Gasblasen-Gasblasen größer und müssen modelliert werden. Für jede Gasblase wird ihre Trajektorie über ihr Geschwindigkeitsfeld und das Geschwindigkeitsfeld über eine Kräftebilanz an der Blase berechnet. Dabei werden die Trägheits-, Schwer- und Druckkraft berücksichtigt. Die Gasblasen sind viel kleiner als die Zellen, dadurch auf einen Punkt reduziert und somit werden die internen Strömungen in der Gasblase nur modelliert. Die Wechselwirkungen zwischen Gas- und Flüssigphase, werden aufgrund der begrenzten räumlichen und zeitlichen Auflösung durch die notwendige Diskretisierung nicht mehr aufgelöst. Dafür werden verschiedene Kräfte mit halbempirischen Korrelationen eingeführt. Dazu zählen zum Beispiel die Widerstandskraft, “added mass force” oder die “lift force”. Allerdings sind diese Kräfte laut Sokolichin (2004) vorsichtig einzusetzen. Sie sind teilweise empirisch nicht nachweisbar oder relativ genaue Korrelationen sind kaum zu ermitteln. Ihr Einfluss auf die Simulationsergebnisse ist aber relativ groß, was zum Anpassen der Simulation an Experimente verleiten kann. Mit jeder

eingeführten Kraft steigt außerdem der Rechenaufwand.

## 5.2 Euler-Euler Ansatz

Die Betrachtung aller Phasen erfolgt hier im Eulerschen Bezugssystem.

### 5.2.1 Volume of Fluid (VOF) Modell

Dieses Modell kann für zwei oder mehr nicht mischbare Fluide verwendet werden. Die Strömung in und um die Gasblasen wird durch Anwendung dieses Modells detailliert aufgelöst. Allerdings müssen die Zellen dafür viel kleiner als die Blasen sein, was mit einem enormen Rechenaufwand verbunden ist. Daher werden vor allem einzelne bis wenige aufsteigende Blasen in einem relativ kleinen Simulationsgebiet simuliert. Über die gewonnenen Informationen können dann Koeffizienten der Phasenkopplungsmodelle beispielsweise für das Eulersche Modell bestimmt werden (wie für die “lift force” in [Bothe u. a. 2006](#)). Auch der Austritt der Blase aus der freien Oberfläche und ihre Bildung können simuliert werden (zum Beispiel [Valencia u. a. 2002](#)). Daraus können Blasengrößen für die anderen Modelle abgeschätzt werden.

Zur Strömungssimulation muss für alle Phasen zusammen ein einfacher Satz von Bilanzen gelöst werden. Dabei müssen spezielle Randbedingungen an der Grenzfläche zwischen diesen Phasen erfüllt werden. Die Stoffwerte ändern sich sprunghaft über die Grenzfläche. In allen Zellen werden die Stoffeigenschaften und Variablen über die Volumenanteile der einzelnen Phasen gemittelt. Die Grenzfläche der betrachteten Phase wird über Zellen mit einem Volumenanteil ungleich 0 oder 1 verfolgt (surface tracking). Dafür wird eine Kontinuitätsgleichung für den Volumenanteil der entsprechenden Phase gelöst. Modelle für die Oberflächenspannung und die Adhäsion an der Wand können in die Simulation einbezogen werden.

### 5.2.2 Eulersches Modell

Dieses Modell ist auch für Blasenströmungen mit einem Gasvolumenanteil höher 10% anwendbar und im Gegensatz zu den anderen zwei Modellen ein echtes Mehrphasenmodell. Blasenströmungen mit relativ hohem globalen Gasvolumenanteil können auch im industriellen Maßstab in angemessener Zeit simuliert werden. Allerdings wird die Blasenströmung relativ grob aufgelöst. [Akhtar u. a. \(2006\)](#) führen Simulationen mit dem Eulerschen Modell zur Berechnung des globalen Gasvolumenanteiles

in Abhängigkeit von Gasleerrohrgeschwindigkeit und Siebbodenkonfiguration durch [Ranade u. Tayalia \(2001\)](#) vergleichen Ring- und Doppelringbegaser auf Durchmischung und Fluidodynamik.

Alle Phasen (auch die dispersen) werden im Eulerschen Modell als sich gegenseitig durchdringende Kontinuen behandelt. Die verschiedenen Phasen können sich mathematisch gesehen an einem Ort zur gleichen Zeit befinden, obwohl dies in der Realität nicht möglich ist. Die für diesen Ansatz eingeführten Volumenanteile der einzelnen Phasen werden als stetige Funktionen in Raum und Zeit angenommen. Ihre Summe ergibt eins. Für eine aussagekräftige Mittelung des Volumenanteils in einer Zelle muss diese größer als die größte Blasenfraktion sein. Für jede Phase wird ein Satz von Erhaltungsgleichungen gelöst. Kleinskalige Strömungen können aufgrund des relativ groben Gitters nicht aufgelöst werden und die Kopplung der Phasen muss deshalb modelliert werden.

### 5.2.3 Mixture Modell

Dieses Modell ist bei einer Stokes-Zahl viel kleiner als eins für zwei oder mehr Phasen geeignet. Vorteilhaft ist der geringere Rechenaufwand gegenüber dem Eulerschen Modell. Die Phasen werden wie im Eulerschen Modell als interpenetrierende Kontinuen behandelt. Wie im VOF-Modell wird ein Satz Bilanzen allerdings für die Phasenmischung gelöst. Die Phasen können unterschiedliche Geschwindigkeiten aufweisen. Dafür muss aber eine zusätzlich Bilanz für den Volumenanteil der Gasphase eingeführt werden. Ihre Relativgeschwindigkeit gegenüber der Flüssigphase wird mit Hilfe des Driftflussmodells gelöst.

## Teil II

# Entwicklung einer Laborblasensäule zum Gas-Strippen

# 6 Auslegung

Im folgenden wird eine einfache Blasensäule im Labormaßstab zum Gas-Strippen mit Kohlendioxid für die Ethanolfermentation durch die alkoholische Gärung von Hefe ausgelegt. Das dazugehörige Fließbild ist in [Abbildung 6.1](#) dargestellt.

## 6.1 Form, Volumen und Grundmaterial der Blasensäule

Anders wie bei industriellen Anwendungen wird das Volumen der Blasensäule nicht an einen gewünschten Produktstrom sondern an die Platzverhältnisse im Labor angepasst. Typische Abmessungen und Formen von Laborblasensäulen sind von [Shaikh u. Al-Dahhan \(2007\)](#) zusammengefasst.

Aufgrund der besseren Beobachtbarkeit von Blasenströmungen soll die Blasensäule die Form eines Rechteckkanals einnehmen. Die Wände sollen aus Floatglas gefertigt werden. Es hat gegenüber Acrylglas bessere mechanische Eigenschaften, ist nicht quellbar und vor allem für PIV ohne Probleme einsetzbar. Die Raumhöhe limitiert die Höhe für das Mehrphasengemisch auf  $H_{BS} = 2$  m. Die Breite des Quaders sollte so groß wie möglich sein, um den Einfluss der Wand auf die Blasenströmung zu minimieren. Die Breite darf aber auch nicht zu groß sein, um Strömungen bei höheren Höhen-zu-Breitenverhältnissen zu ermöglichen. Es wird eine quadratische Grundfläche mit  $B_{BS} = 0,2$  m Breite festgelegt. Durch den Einbau einer Trennwand kann auch eine Flachapparatur verwirklicht werden.

Als Begaser wird ein Siebboden eingesetzt. Für diese Art der Begasung wird eine Vorkammer benötigt. Laut [Thorat u. a. \(2001\)](#) ist das optimale Höhen-zu-Breitenverhältnis  $H_{VK}/B_{VK} = 1$  um einen minimalen Druckverlust zu erreichen. Da bei Experimenten mit geringen Gasdurchsätzen mit Durchregnen gerechnet werden muss, wird ein Puffervolumen für die Flüssigkeit eingerechnet. Für das festgelegte Höhen-zu-Breitenverhältnis von  $H_{VK}/B_{VK} = 2$  ergibt sich bei einer Vorkammerbreite von  $B_{VK} = B_{BS} = 0,2$  m eine Vorkammerhöhe von  $H_{VK} = 0,4$  m. Die Vorkammer wird

## 6 Auslegung

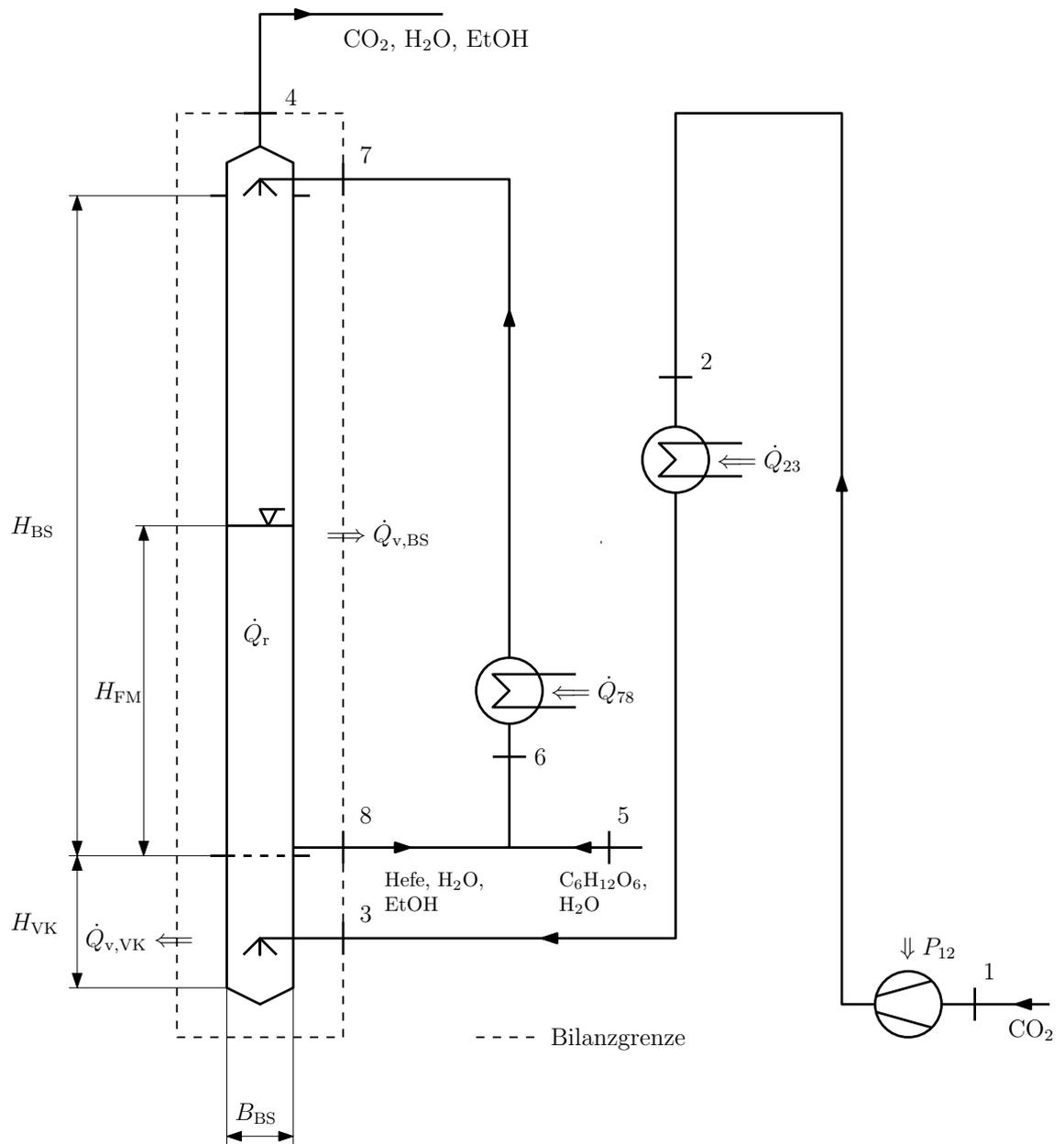


Abbildung 6.1: Fließbild der Laboranlage zum Gas-Strippen

aus PVC-U gefertigt, weil es relativ günstig und leicht zu verarbeiten ist und die thermischen, sowie mechanischen Ansprüche relativ klein sind.

Die Blasensäule liegt größenmäßig verglichen mit den in der Literatur angeführten Laborblasensäulen im mittleren bis höheren Bereich.

## 6.2 Gasbedarf zum Strippen

Um die Ethanolkonzentration konstant und niedrig halten zu können, muss ein bestimmter minimaler Gasdurchsatz durch die Blasensäule gewährleistet werden. Er ist entscheidend für die Dimensionierung von Blasensäulen im industriellen Maßstab. Die volumetrische Ethanolproduktivität der Hefe, die Temperatur, der Druck, die maximal gewünschte Ethanolkonzentration in der Maische und die erreichte Gasbeladung mit Ethanol bestimmen den minimalen Gasbedarf.

Die volumetrische Ethanolproduktivität ist schwierig abzuschätzen, weil sie von vielen Faktoren wie die Zelldichte, Temperatur, Ethanolkonzentration, pH-Wert, usw. abhängt. [Kosaric u. a. \(2001\)](#) gibt praktische Werte für die volumetrische Ethanolproduktivität an. Sie ist auch verfahrensabhängig und beträgt zum Beispiel bei Batch-Fermentationen  $\dot{m}_{r,\text{EtOH}}/V_{\text{FM}} = 1,8 - 2,5 \text{ kg m}^{-3} \text{ h}^{-1}$  und bei kontinuierlichen Fermentationen mit immobilisierten Zellen bis zu ca.  $\dot{m}_{r,\text{EtOH}}/V_{\text{FM}} = 50 \text{ kg m}^{-3} \text{ h}^{-1}$ . Zur Auslegung wird eine volumetrische Ethanolproduktivität von  $\dot{m}_{r,\text{EtOH}}/V_{\text{FM}} = 50 \text{ kg m}^{-3} \text{ h}^{-1}$  angenommen. Dafür müssen laut Bruttogleichung von [Kaltschmitt u. Reinhardt \(1997\)](#) für die Gärung  $\dot{m}_{\text{C}_6\text{H}_{12}\text{O}_6}/V_{\text{FM}} = 98 \text{ kg m}^{-3} \text{ h}^{-1}$  Glucose umgesetzt werden. Es entstehen dabei  $\dot{m}_{r,\text{CO}_2}/V_{\text{FM}} = 48 \text{ kg m}^{-3} \text{ h}^{-1}$  Kohlendioxid und es werden  $\dot{q}_T = 18 \text{ kW m}^{-3}$  in Form von Wärme frei.

Mit der Temperatur steigt die Ethanolproduktivität der Hefe aber auch die toxische Wirkung wird stärker. Bis zu  $w_{\text{EtOH}} = 2\%$  Ethanol wird praktisch keine toxische Wirkung des Ethanols festgestellt. Die optimale Fermentationstemperatur ist knapp unter der optimalen Wachstumstemperatur. Pro Massenprozent Ethanol sollte  $1^\circ\text{C}$  von der optimalen Wachstumstemperatur abgezogen werden. Gängige Hefen haben optimale Wachstumstemperaturen bis zu  $40^\circ\text{C}$  ([Kosaric u. a., 2001](#)). Für die Auslegung wird mit einem konstanten Massenanteil von  $w_{\text{EtOH,FM}} = 5\%$  Ethanol und einer optimalen Fermentationstemperatur von  $\vartheta_{\text{FM}} = 35^\circ\text{C}$  gerechnet.

Zur Berechnung der im Gleichgewicht möglichen Gasbeladung mit Ethanol und Wasser wird die Gleichung für ideales Gasverhalten von Dalton mit der für reales Flüss-

## 6 Auslegung

Tabelle 6.1: Koeffizienten für die Antoine Gleichung (aus Friedl (1990))

Koeffizient	$A_i$	$B_i$	$C_i$	Gültigkeits- bereich
Ethanol	8,1122	1592,864	226,184	20 – 93 °C
Wasser	8,07131	1730,630	233,426	1 – 100 °C

sigkeitsverhalten von Raoult gleichgesetzt:

$$y_i \cdot p_{\text{ges}} = \gamma_i \cdot x_i \cdot p_i^\circ \quad (6.1)$$

Die Aktivitätskoeffizienten einer wässrigen Ethanollösung mit  $w_{\text{EtOH}} = 5\%$  betragen in etwa für Wasser  $\gamma_{\text{H}_2\text{O}} = 1$  und für Ethanol  $\gamma_{\text{EtOH}} = 5$  (wie bei Friedl (1990)). Für den Gesamtdruck wird  $p_{\text{ges}} = 100000$  Pa angenommen.

Der Sättigungsdampfdruck wird mit der Gleichung von Antoine berechnet:

$$\log_{10} \left( \frac{p_i^\circ}{133,332 \text{ Pa}} \right) = A_i - \frac{B_i}{C_i + \frac{\vartheta}{1^\circ\text{C}}} \quad (6.2)$$

Die dazugehörigen Konstanten sind in [Tabelle 6.1](#) aufgelistet.

Die Gleichgewichtsbeladung wird auf das Normvolumen eines idealen Gases bezogen und ergibt  $X_{\text{EtOH}} = 0,0289 \text{ kg m}^{-3}$  für Ethanol und  $X_{\text{H}_2\text{O}} = 0,0468 \text{ kg m}^{-3}$  für Wasser.

Für die angenommene volumetrische Produktivität von  $\dot{m}_{\text{r,EtOH}}/V_{\text{FM}} = 50 \text{ kg m}^{-3} \text{ h}^{-1}$  wird ein Normvolumenstrom von mindestens  $\dot{V}_{\text{N}}/V_{\text{FM}} = 1730 \text{ m}^3 \text{ m}^{-3} \text{ h}^{-1}$  eines idealen Gases benötigt.

### 6.3 Klarer Füllstand

Mit steigendem Füllstand nimmt das Flüssigkeitsvolumen in der Blasensäule zu. Daher wird auch ein höherer Gasvolumenstrom benötigt, um die Ethanolkonzentration konstant niedrig zu halten. Dies ist mit einer größer werdenden Expansion des Fluidgemisches verbunden, welches die Blasensäule ausfüllen sollte.

Für einen angenommenen Füllstand von  $H_{\text{FM}} = 1$  m ergibt das Flüssigkeitsvolumen in der Blasensäule  $V_{\text{FM}} = 40$  l. Das bedeutet, dass mit dem zuvor berechneten Gasbe-

## 6 Auslegung

darf mindestens ein Normvolumenstrom eines idealen Gases von  $\dot{V}_N = 19,21 \text{ s}^{-1}$  notwendig ist. Daraus ergibt sich für die Gasleerrohrgeschwindigkeit  $U_g = 0,48 \text{ m s}^{-1}$ . Trotz der zahlreichen in der Literatur angegebenen Korrelationen zur Berechnung des globalen Gasvolumenanteiles (Kantarci u. a., 2005) gibt es kaum Experimente mit einer so hohen Gasleerrohrgeschwindigkeit. Von Zehner u. Kraume (2000) wird ein Diagramm mit dem globalen Gasvolumenanteil in Abhängigkeit von der Gasleerrohrgeschwindigkeit für bis zu ca.  $U_g = 0,6 \text{ m s}^{-1}$  mit den Fluiden Wasser/Luft für Blasensäulen mit ähnlichen Dimensionen wie für die geplante dargestellt. Dort ergibt sich bei einer Gasleerrohrgeschwindigkeit von  $U_g = 0,48 \text{ m s}^{-1}$  ein globaler Gasvolumenanteil von fast  $\varepsilon_g = 0,5$ . Hiermit wäre das Volumen der Blasensäule in etwa ausgefüllt.

Zur Bestimmung der Wandstärke der Blasensäule wird ein Füllstand mit Wasser von  $H = 2 \text{ m}$  angenommen, weil auch Einzelblasenversuche bei gefüllter Blasensäule möglich sein sollen. Aufgrund von Erfahrungswerten eines Glasers wird vorerst für die Wandstärke  $s_{BS} = 8 \text{ mm}$  angenommen.

### 6.4 Wärmebedarf in der Blasensäule

Um die Temperatur in der Blasensäule auf  $\vartheta_{MG} = 35 \text{ °C}$  konstant zu halten muss folgende, stationäre Wärmebilanz erfüllt sein (siehe [Abbildung 6.1](#), Bilanzgrenze):

$$0 = \dot{H}_4 + \dot{H}_8 - \dot{H}_7 - \dot{H}_3 + \dot{Q}_{v,BS} + \dot{Q}_{v,VK} - \dot{Q}_r \quad (6.3)$$

Die verwendeten Stoffwerte für Kohlendioxid, Ethanol und Wasser sind in [Tabelle 6.2](#) angeführt. Die allgemeine Gaskonstante  $\mathcal{R} = 8,314 \frac{\text{J}}{\text{mol K}}$  kann in (Lucas u. Lucas, 2002) gefunden werden. Die Dichte des Kohlendioxids unter Normalbedingungen wird folgendermaßen berechnet:

$$\varrho_{N,CO_2} = \frac{p_N \cdot M_{CO_2}}{\mathcal{R} \cdot T_N} = 1,964 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (6.4)$$

Für die Eintrittstemperatur des Kohlendioxids in die Blasensäule wird  $\vartheta_3 = 55 \text{ °C}$  gewählt, um möglichst viel Ethanol zu strippen und trotzdem die Hefe thermisch nicht zu stark zu belasten. Der mit dem Kohlendioxid in die Blasensäule zuzuführende Enthalpiestrom ergibt dann:

$$\dot{H}_3 = (\dot{V}_N \cdot \varrho_{N,CO_2} - \dot{m}_{r,CO_2}) \cdot c_{p,CO_2}^{\vartheta_3} \cdot (\vartheta_3 - \vartheta_N) = 1800 \text{ W} \quad (6.5)$$

## 6 Auslegung

Tabelle 6.2: Stoffwerte für Kohlendioxid, Ethanol und Wasser (aus Krauss (2002a); Kleiber u. Roh (2002); Wagner (2002), teilweise interpoliert bei  $p = 100000$  Pa)

Stoffe	Kohlendioxid			Ethanol		Wasser	
molare Masse $M$ in kg/mol	$44,01 \cdot 10^{-3}$			$46,07 \cdot 10^{-3}$		$18,02 \cdot 10^{-3}$	
Temperatur $\vartheta$ in °C	35	38,5	55	35	40	35	40
isobare spezifische Wärmekapazität $c_p^\vartheta$ in J/kg K	860,3	863,6	879,1	2535	2581	4179	4179
spezifische Verdampfungsenthalpie $r^\vartheta$ in $10^3$ J/kg	–	–	–	907,7	–	2418	–
Dichte $\rho$ in kg/m <sup>3</sup>	–	–	–	744,9	–	994	–
dynamische Viskosität $\eta$ in $10^{-6}$ Pa s	–	–	16,37	–	–	–	–

Das trockene Kohlendioxid nimmt während dem Durchströmen Wasser- und Ethanol Dampf auf. Die Durchmischung ist aufgrund der Blasenströmung sehr gut. Deshalb wird angenommen, dass die Fluide die Blasensäule mit der Temperatur des Mehrphasengemisches  $\vartheta_{\text{MG}} = \vartheta_8 = \vartheta_4 = 35$  °C verlassen und die Gleichgewichtsbelastungen erreicht werden. Der mit Wasser- und Ethanol Dampf beladene Enthalpiestrom beträgt dann:

$$\begin{aligned}
 \dot{H}_4 = & \dot{V}_N \cdot \rho_{\text{N,CO}_2} \cdot c_{p,\text{CO}_2}^{\vartheta_4} \cdot (\vartheta_4 - \vartheta_N) + \\
 & + \dot{V}_N \cdot X_{\text{EtOH}} \cdot \left[ c_{p,\text{EtOH}}^{\vartheta_4} \cdot (\vartheta_4 - \vartheta_N) + r_{\text{EtOH}}^{\vartheta_4} \right] + \\
 & + \dot{V}_N \cdot X_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \left[ c_{p,\text{H}_2\text{O}}^{\vartheta_4} \cdot (\vartheta_4 - \vartheta_N) + r_{\text{H}_2\text{O}}^{\vartheta_4} \right] = 3997 \text{ W}
 \end{aligned} \tag{6.6}$$

Die Verlustwärmeströme  $\dot{Q}_{v,\text{BS}}$  und  $\dot{Q}_{v,\text{VK}}$  sind vernachlässigbar klein. Weil keine Isolierung an den Wänden angebracht wird, sollen die Verluste aber zur Überprüfung trotzdem abgeschätzt werden.

An der Innenseite wird der Wärmeübergang vernachlässigt und die Oberflächentemperatur der Wand mit der Fluidtemperatur gleichgesetzt. Aufgrund der kleinen Wärmeverluste wird die Fluidtemperatur als konstant angenommen. An der Außenseite werden die Wärmeübergangskoeffizienten für natürliche Konvektion an

## 6 Auslegung

Tabelle 6.3: Stoffwerte der Luft zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten bei natürlicher Konvektion (aus Krauss (2002b)), linear interpoliert bei  $p = 100000 \text{ Pa}$

Stoff	Luft		
Temperatur $\vartheta_m$ in $^{\circ}\text{C}$	22, 25	27, 25	35
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ in $\text{W/m K}$	$25,88 \cdot 10^{-3}$	$26,23 \cdot 10^{-3}$	$26,79 \cdot 10^{-3}$
kinematische Viskosität $\nu$ in $\text{m}^2/\text{s}$	$155,9 \cdot 10^{-7}$	$160,4 \cdot 10^{-7}$	$167,9 \cdot 10^{-7}$
Prandtl-Zahl Pr	0,7145	0,7138	0,7129

vertikalen Platten mit Gleichung 6.7 bis Gleichung 6.12 aus (Klan, 2002) berechnet. Die Werte für  $\lambda$ ,  $\nu$  und Pr müssen bei  $\vartheta_m = (\vartheta_O - \vartheta_\infty)/2$  eingesetzt werden. Für die Umgebungstemperatur wird  $\vartheta_\infty = 20^{\circ}\text{C}$ , für die Wandaußentemperaturen  $\vartheta_{O,BS} = 34,5^{\circ}\text{C}$  bzw.  $\vartheta_{O,VK} = 50^{\circ}\text{C}$  angenommen. Die verwendeten Stoffwerte werden in Tabelle 6.3 angeführt. Die charakteristischen Längen  $l$  betragen für die Blasensäule  $H_{BS} = 2 \text{ m}$  und für die Vorkammer  $H_{VK} = 0,4 \text{ m}$ .

$$\beta = \frac{1}{T_\infty} \quad (6.7)$$

$$\text{Gr} = \frac{gl^3\beta(\vartheta_O - \vartheta_\infty)}{\nu^2} \quad (6.8)$$

$$\text{Ra} = \text{Gr} \cdot \text{Pr} \quad (6.9)$$

$$f_1(\text{Pr}) = \left[ 1 + \left( \frac{0,492}{\text{Pr}} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{-\frac{16}{9}} \quad \text{im Bereich } 0,001 < \text{Pr} < \infty \quad (6.10)$$

$$\text{Nu} = \left\{ 0,825 + 0,387 [\text{Ra} \cdot f_1(\text{Pr})]^{\frac{1}{6}} \right\}^2 \quad \text{im Bereich } 10^{-1} < \text{Ra} < 10^{12} \quad (6.11)$$

## 6 Auslegung

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{l} \quad (6.12)$$

Mit der errechneten Wärmeübergangszahl  $\alpha$  wird die Wärmestromdichte  $q_v$  berechnet und überprüft ob die zuvor getroffene Annahme für die Oberflächentemperatur  $\vartheta_O$  gerechtfertigt war.

$$q_v = \alpha \cdot (\vartheta_O - \vartheta_\infty) \quad (6.13)$$

$$\vartheta_O = \vartheta_i - q_v \cdot \frac{s}{\lambda_{\text{Wand}}} \quad (6.14)$$

Die Temperatur  $\vartheta_i$  ist die Oberflächentemperatur der Wand an der Innenseite. Die Wärmeleitfähigkeiten werden für Glas  $\lambda_{\text{Wand,BS}} = 0,8 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  aus [Kneidl \(2002\)](#) und für PVC  $\lambda_{\text{Wand,VK}} = 0,17 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  aus [Neubronner \(2002\)](#) entnommen. Für die Wandstärke der Vorkammer wird zur Berechnung der Verluste vorerst  $s_{\text{VK}} = 6 \text{ mm}$  angenommen.

Die Wärmeverluste werden unter Vernachlässigung der Deckflächen folgendermaßen berechnet:

$$\dot{Q}_v = q_v \cdot B \cdot H \cdot 4 \quad (6.15)$$

Die Ergebnisse werden in [Tabelle 6.4](#) aufgelistet.

Die durch die Hefe während der alkoholischen Gärung entstehende Wärmeleistung wird folgendermaßen berechnet:

$$\dot{Q}_r = \dot{q}_r \cdot V_{\text{FM}} = 720 \text{ W} \quad (6.16)$$

Die Leistung für die Flüssigkeitsheizung ergibt sich aus der Differenz der Enthalpieströme  $\dot{H}_7 - \dot{H}_8$ . Der zur Erfüllung der Massenbilanz zuzuführende Glucose- $\dot{m}_{5,\text{C}_6\text{H}_{12}\text{O}_6} = 1,09 \cdot 10^{-3} \text{ kg s}^{-1}$  und Wassermassenstrom  $\dot{m}_{5,\text{H}_2\text{O}} = 0,9 \cdot 10^{-3} \text{ kg s}^{-1}$  wird dabei vernachlässigt.

$$\dot{Q}_{78} = \dot{H}_7 - \dot{H}_8 = \dot{H}_4 - \dot{H}_3 + \dot{Q}_{v,\text{BS}} + \dot{Q}_{v,\text{VK}} - \dot{Q}_r = 1604 \text{ W} \quad (6.17)$$

## 6 Auslegung

Tabelle 6.4: Wärmeverluste der Blasensäule und der Vorkammer

betrachtetes Teil	Blasensäule	Vorkammer	Rohrheizung
räumlicher Wärmeausdehnungskoeffizient $\beta$ in $\text{K}^{-1}$	$3,661 \cdot 10^{-3}$	$3,661 \cdot 10^{-3}$	$3,661 \cdot 10^{-3}$
Grashof-Zahl Gr	$1,619 \cdot 10^{10}$	$2,446 \cdot 10^8$	$5,507 \cdot 10^9$
Rayleigh-Zahl Ra	$1,156 \cdot 10^{10}$	$1,744 \cdot 10^8$	$3,935 \cdot 10^9$
Funktion $f_1$ (Pr)	0,3479	0,3477	0,348
Nußelt-Zahl Nu	264,3	72,18	188,3
Wärmeübergangskoeffizient $\alpha$ in $\text{W m}^2 \text{K}^{-1}$	3,466	4,834	—
Wärmestromdichte $q_v$ in $\text{W m}^{-2}$	50,26	145,0	—
nachgerechnete Oberflächentemperatur $\vartheta_O$ in $^\circ\text{C}$	34,497	49,88	—
Verlustwärmestrom $\dot{Q}_v$ in W	80,42	46,4	—

## 6 Auslegung

Die zuzuführende Flüssigkeit soll wegen thermischer Schonung der Hefe die Temperatur von  $\vartheta_7 = 40^\circ\text{C}$  nicht überschreiten. Damit ergibt sich der im Kreislauf zu führenden Flüssigkeitsmassenstrom:

$$\begin{aligned} \dot{m}_7 &= \dot{m}_8 = \\ &= \frac{\dot{H}_7 - \dot{H}_8}{\left(w_{\text{EtOH,FM}} \cdot c_{p,\text{EtOH}}^{\vartheta_7} + w_{\text{H}_2\text{O,FM}} \cdot c_{p,\text{H}_2\text{O}}^{\vartheta_7}\right) \cdot (\vartheta_7 - \vartheta_N) - \left(w_{\text{EtOH,FM}} \cdot c_{p,\text{EtOH}}^{\vartheta_8} + w_{\text{H}_2\text{O,FM}} \cdot c_{p,\text{H}_2\text{O}}^{\vartheta_8}\right) \cdot (\vartheta_8 - \vartheta_N)} = \\ &= 78 \cdot 10^{-3} \frac{\text{kg}}{\text{s}} \end{aligned} \tag{6.18}$$

### 6.5 Druckverlust über die Blasensäule

Nachdem der notwendige Gasvolumenstrom abgeschätzt und die Eintrittsgastemperatur festgelegt ist, muss der anfallende Druckverlust in der Blasensäule berechnet werden, um einen Verdichter auswählen zu können. [Thorat u. a. \(2001\)](#) entwickelten eine Korrelation zur Berechnung des Druckverlustes in Blasensäulen mit Siebböden unter Einbeziehung zahlreicher Geometrieparameter für das System Wasser/Luft in einer runden Blasensäule. Diese Korrelation wird für eine erste Abschätzung verwendet. Die Oberflächenspannung der Flüssigkeit und das Benetzungsverhalten am Begaser werden allerdings nicht berücksichtigt, weil sie bei hohen Gasdurchsätzen nicht relevant sind.

Für die Berechnung muss der verwendete Siebboden und der Rohrdurchmesser der Gaszuleitung in die Vorkammer festgelegt werden. Die Geometrie des Siebbodens ist im [Anhang A](#) unter Pläne & Skizzen (Zeichnungsnummer: 24, Siebboden 3 mm) dargestellt. Die acht um die mittlere Öffnung angeordneten Bohrungen werden für lokale Begasung verwendet und wurden nicht berücksichtigt.

Der Rohrdurchmesser wird über die wirtschaftliche Rohrgeschwindigkeit berechnet. Das Rohr für die Gaszuleitung soll aus PVC-U gefertigt werden, weil es leicht zu verlegen, relativ günstig und leicht ist. Der Rohrleitungshersteller [Fischer](#) gibt ausführliche Planungsgrundlagen für industrielle Kunststoffrohrleitungen an. Für Gase sollen Leerrohrgeschwindigkeiten zwischen  $10 - 30 \text{ m s}^{-1}$  eingehalten werden. Um die Druckverluste in den Rohrleitungen gering zu halten wird eine möglichst niedrige Rohrgeschwindigkeit angestrebt. Es wird angenommen, dass der Verdichter einen Druck zwischen  $p_{\min} = 110000 \text{ Pa}$  und  $p_{\max} = 150000 \text{ Pa}$  aufbringen muss, um den Norm-Gasvolumenstrom  $\dot{V}_N = 23,4 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$  zu gewährleisten. Die Temperatur des Gases steigt während der Strömung von  $\vartheta_1 = 20^\circ\text{C}$  auf  $\vartheta_3 = 55^\circ\text{C}$ . Daraus

## 6 Auslegung

ergeben sich der minimale und maximale Volumenstrom:

$$\dot{V}_{\min} = \dot{V}_N \cdot \frac{p_N \cdot T_1}{p_{\max} \cdot T_N} = 0,01696 \frac{\text{m}^3}{\text{s}} \quad (6.19)$$

$$\dot{V}_{\max} = \dot{V}_N \cdot \frac{p_N \cdot T_3}{p_{\min} \cdot T_N} = 0,02589 \frac{\text{m}^3}{\text{s}} \quad (6.20)$$

Aus dem Produktkatalog von Georg Fischer wird ein PVC-U Rohr mit 10 bar Nenn-  
druck und einem Innendurchmesser von  $d_i = 45,2 \text{ mm}$  gewählt. Das ergibt eine  
Gasgeschwindigkeit von  $v_{\min} = 10,6 \text{ m/s}$  bis  $v_{\max} = 16,1 \text{ m/s}$  und liegt im wirt-  
schaftlichen Bereich.

Der Druckverlust über die Blasensäule setzt sich folgendermaßen zusammen:

$$\Delta p_{\text{BS}} = \Delta p_{\text{h}} + \Delta p_{\text{n}} \quad (6.21)$$

Der hydrostatische Druckverlust wird unter Vernachlässigung des Gases mit der  
Flüssigkeitsdichte

$$\rho_l = \varrho_{\text{EtOH}}^{\text{FM}} \cdot w_{\text{EtOH}} + \varrho_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{FM}} \cdot w_{\text{H}_2\text{O}} = 981,5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (6.22)$$

zu

$$\Delta p_{\text{h}} = (\varepsilon_l \cdot \rho_l + \varepsilon_g \cdot \rho_g) \cdot g \cdot H_{\text{BS}} = 9629 \text{ Pa} \quad (6.23)$$

berechnet.

Der nasse Druckverlust, der sich aus dem trockenen und dem restlichen zusammen-  
setzt, muss iteriert werden. Weil die Korrelation für Blasensäulen mit Kreisquer-  
schnitt gelten, wird der quadratische Querschnitt der geplanten Blasensäule in den  
äquivalenten Kreisdurchmesser umgerechnet.

$$D_o = \sqrt{B_{\text{BS}}^2 \cdot \frac{4}{\pi}} = 0,2257 \text{ m} \quad (6.24)$$

Damit die Korrelation zur Druckverlustberechnung angewendet werden kann, muss  
die Bedingung

$$H \geq 0,2 \cdot D_o + 0,5 \cdot d_i \quad \text{wenn} \quad d_i > \frac{D_o}{100} \quad (6.25)$$

## 6 Auslegung

erfüllt sein (ist in der Konstruktion zu beachten). Am Austritt der Blasensäule wird ein Druck von  $p_4 = 100000$  Pa angenommen. Die Iteration ergibt für den nas- sen Druckverlust  $\Delta p_n = 9349$  Pa, den Druckverlust über die Blasensäule  $\Delta p_{BS} = 18980$  Pa und für den Druck unmittelbar unter dem Siebboden

$$p_{VK} = \Delta p_h + \Delta p_n + p_4 = 119000 \text{ Pa} \quad (6.26)$$

Die folgenden Gleichungen sind für diese Berechnung erforderlich:

$$\Delta p_n \cdot \frac{\alpha^2 \cdot \left(\frac{s_{SB}}{d_L}\right)^{0,2} \cdot \left(\frac{H_{VK} \cdot D_o^2}{n_L \cdot d_L^2 \cdot s_{SB}}\right)^{-0,08}}{\frac{1}{2} \cdot \rho_{CO_2} \cdot v_L^2 \cdot \left(\frac{t}{d_L}\right)^{0,4}} = \frac{k}{Re_L} + 0,14 = 0,825 \quad (6.27)$$

$$\kappa = \frac{c_p^{\vartheta_3}}{c_p^{\vartheta_3} - \frac{\mathcal{R}}{M_{CO_2}}} = 1,274 \quad (6.28)$$

$$\alpha = 1 - \left[ 0,41 + 0,35 \left(\frac{d_L}{D_o}\right)^4 \right] \cdot \frac{\Delta p_n}{\kappa \cdot p_{VK}} = 0,9748 \quad (6.29)$$

$$k = \frac{8,9 \cdot 10^4 \cdot H_{FM}}{\left(\frac{t}{d_L}\right)^{1,4} \cdot \left(\frac{s_{SB}}{d_L}\right)^{1,6} \cdot D_o} + 1192 = 13680 \quad (6.30)$$

$$\rho_{CO_2} = \frac{p_{VK} \cdot M_{CO_2}}{\mathcal{R} \cdot T_3} = 1,92 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (6.31)$$

$$v_L = \dot{V}_N \cdot \frac{p_N \cdot T_3}{p_{VK} \cdot T_N} \cdot \frac{4}{n_L \cdot d_L^2 \cdot \pi} = 56,77 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (6.32)$$

$$Re_L = \frac{v_L \cdot d_L \cdot \rho_{CO_2}}{\eta_{CO_2}^{\vartheta_3}} = 19980 \quad (6.33)$$

## 6.6 Verdichter- und Gasheizungsleistung

Der Beitrag der kinetischen Energie des Kohlendioxids zur Verdichterleistung ist in der Größenordnung von

$$\frac{\dot{V}_N \cdot \rho_{N,CO_2} \cdot v_{\max}^2}{2} = 4,893 \text{ W} \quad (6.34)$$

## 6 Auslegung

und wird für die Berechnung vernachlässigt. Ebenfalls werden die Reibungsverluste in den Rohrleitungen nicht beachtet ( $p_2 = p_3 = p_{\text{VK}}$ ). Mit der Eintrittstemperatur  $T_1 = 293,15^\circ\text{C}$ , dem Eintrittsdruck  $p_1 = 100000\text{ Pa}$ , der spezifischen Wärmekapazität  $c_{p,\text{CO}_2}^{\vartheta_1} = 845,9\text{ J kg}^{-1}\text{ K}^{-1}$ , dem Isentropenexponenten  $\kappa = 1,288$  und dem geschätzten Isentropenwirkungsgrad  $\eta_s = 0,85$  ergibt sich somit die Verdichterleistung

$$P_{12} = \dot{V}_N \cdot \varrho_{\text{N,CO}_2} \cdot \frac{c_{p,\text{CO}_2}^{\vartheta_1} \cdot T_1}{\eta_s} \left[ \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right] = 458,3\text{ W} \quad (6.35)$$

der Enthalpiestrom

$$\dot{H}_2 = \dot{V}_N \cdot \varrho_{\text{N,CO}_2} \cdot c_{p,\text{CO}_2}^{\vartheta_1} \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_N) + P_{12} = 638,7\text{ W} \quad (6.36)$$

damit

$$\vartheta_2 = \frac{\dot{H}_2}{\dot{V}_N \cdot \varrho_{\text{N,CO}_2} \cdot c_{p,\text{CO}_2}^{\vartheta_2}} + \vartheta_N = 38,5^\circ\text{C} \quad (6.37)$$

und schließlich unter Vernachlässigung der Wärmeverluste über die Rohrleitung die notwendige Heizungsleistung

$$\dot{Q}_{23} = \dot{H}_3 - \dot{H}_2 = 1161\text{ W} \quad (6.38)$$

# 7 Konstruktion

Im [Anhang A](#) sind die Konstruktionspläne und Skizzen (Zeichnungsnummer: 02-24), in [Abbildung 7.1](#) das 3d-Modell der Blasensäule dargestellt (erstellt mit Solid Edge V19). Detaillierte Pläne können in [Lukasser \(2007\)](#) gefunden werden. Im Folgenden wird, wenn nicht anders angegeben, die Teilenummerierung der Zeichnungsnummer 02 verwendet.

## 7.1 Beschreibung der Blasensäule

Die Hauptmaterialien der Blasensäule sind Floatglas, rostfreier Stahl und PVC-U. Der Einsatz von Floatglas als Wandmaterial (30) der Blasensäule ermöglicht das Beobachten von Blasenströmungen und Blasenbildung (auch mit Kameras) und Messungen mit PIV und LDA. Der Füllstand und die Höhe des expandierten Fluidgemisches kann mit einem Maßband leicht abgelesen werden. Der Rahmen (24) aus rostfreiem Stahl gibt der Konstruktion Stabilität und bildet die Anschlussflansche für die PVC-U-Gehäuse (31 & 32) und den Verschlussrahmen (26). Das PVC-U lässt sich gut verarbeiten, ist relativ günstig und kann nachträglich leicht bearbeitet werden. Die maximale Einsatztemperatur ist allerdings auf 60 °C beschränkt. Die verwendeten PVC-U-Rohre halten laut Hersteller bei dieser Temperatur Überdrücken von bis zu 100000 Pa stand. Für die Vorkammer wird eine Wand aus transparentem PVC verwendet, um eventuell durchgereinete Flüssigkeit beobachten und bei Bedarf über das Teil 36 ablassen zu können.

Durch das Abnehmen des Verschlussrahmens und der Verschlusscheibe (26 & 29) besteht Zugang zum inneren der Blasensäule. Die Funktionsweise dieser Verschlusskonstruktion ist in [Abbildung 7.2](#) dargestellt. Somit kann die Blasensäule durch das Einfügen von Trennwänden zum Schlaufenreaktor oder zur Flachapparatur umgerüstet werden. Reinigungsarbeiten im Inneren sind leicht durchzuführen. Außerdem kann der Begaser gewechselt und das Verhalten verschiedener Begaser (siehe [Abschnitt 3.1](#)) untersucht werden. Für Versuche an einzelnen Öffnungen kann die

## 7 Konstruktion



Abbildung 7.1: 3d-Modell der Blasensäule

## 7 Konstruktion

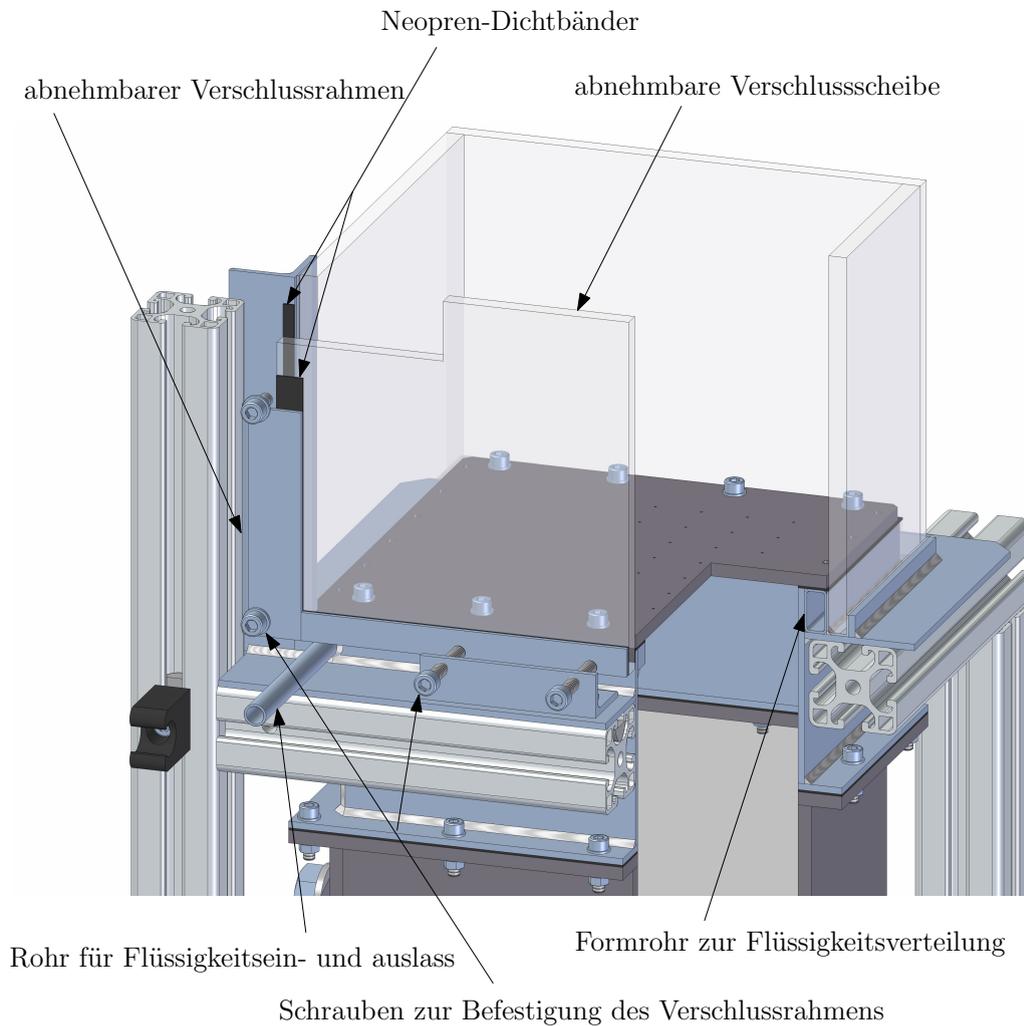


Abbildung 7.2: Funktionsweise der Verschlusskonstruktion (geschnittene Darstellung)

Vorkammer (31) abgenommen und die Gaszufuhr zum Beispiel über automatische Spritzendosierer erfolgen.

Bei Verwendung einer PVC-U-Platte als Verschluss Scheibe (29) können problemlos Sensoren, Probenentnahmesysteme, usw. an beliebiger Position angebracht werden. Durch den Anbau eines Strömungskanals an die PVC-U-Platte kann eine externe Schlaufe verwirklicht werden (eher aufwendig).

Die Rohrleitung für die Gaszufuhr (33) wird als Schlaufe über die Höhe der Blasen säule verlegt, um bei Aussatz der Gaszufuhr ein mögliches Durchfließen von Flüssigkeit zu vermeiden. Ein eventuell angeschlossener Verdichter könnte ansonsten beschädigt werden. Die zwei über 2 m langen, geraden, senkrechten Rohrleitungsteile werden zur Integration einer Rohrheizung und einer Messblende (Zeichnungsnummer: 14 & 15) in die Gaszuleitung genutzt. Die Gasverteilung in der Vorkammer

erfolgt über ein Gasverteilerrohr, das bei Bedarf ausgetauscht werden kann.

Die Flüssigkeit wird durch Teil 35 über Schläuche entweder den Rohren im Rahmen (24) oder dem Flüssigkeitsverteilerrohr im Abgasgehäuse (Zeichnungsnummer: 12; 1) zu- oder abgeführt (auch alles gleichzeitig). Je nach Betätigung der Hähne kann die Flüssigkeitsführung im Gleich- oder Gegenstrom zur Gasphase erfolgen. Das Flüssigkeitsverteilerrohr kann nach Bedarf gewechselt werden.

Die Blasensäule und die Rohrleitungen sind an ein Gestell (23) aus hochfesten Aluminiumprofilen montiert. Diese zeichnen sich durch ihre Flexibilität bei der Montage von Teilen aus. Die technischen Daten der Aluminiumprofile werden vom Profilhersteller [Item](#) angegeben. Montagempfehlungen, wie zum Beispiel die Bevorzugung von Formschluss gegenüber dem Reibschluss in Krafrichtung wurden berücksichtigt. Bei voller Füllung der Blasensäule mit Wasser wirkt ein maximales Gewicht von 2000 N auf das Gestell. Auf jedes der vier vertikalen, tragenden Profile wirkt je nach Lage des Schwerpunktes vor allem eine Druckbelastung von ungefähr 500 N. Bei einer Querschnittsfläche der Profile von  $507 \text{ mm}^2$  ergibt das eine Druckspannung von weniger als  $1 \text{ N mm}^{-2}$ . Laut Hersteller liegt die 0,2%-Dehngrenze (Zugbelastung) bei  $R_{p0,2} = 195 \text{ N mm}^{-2}$ .

Eine Auffangwanne (38) soll Überschwemmungen im Labor durch austretende Flüssigkeit verhindern.

## 7.2 Temperatur des Heizelementes der Gasrohrheizung

Die Konstruktion der Rohrheizung ist im [Anhang A](#) (Zeichnungsnummer: 14) dargestellt. Das Heizelement kann laut Hersteller eine Maximaltemperatur von  $800^\circ\text{C}$  einnehmen. Nun soll überprüft werden, ob unter den Auslegungsbedingungen in [Kapitel 6](#) die Maximaltemperatur wohl nicht überschritten wird.

Dazu werden zur Berechnung der Wärmeübergangszahl am Heizelement Korrelationen aus [Gnielinski \(2002\)](#) für eine längsangeströmte ebenen Wand verwendet. Die Krümmung des Heizelementes wird vernachlässigt. Die Stoffwerte werden für die mittlere Fluidtemperatur  $\vartheta_m = (\vartheta_2 + \vartheta_3) / 2 = 46,75^\circ\text{C}$  eingesetzt und sind in [Tabelle 7.1](#) angegeben. Ihre Druckabhängigkeit wird vernachlässigt. Die charakteristische Länge der Kennzahlen ist die Länge des Heizelementes  $l_{\text{HE}} = 1,18 \text{ m}$ . Der Durchmesser des Heizelementes ist  $d_{\text{HE}} = 7,9 \text{ mm}$ , der Rohrrinnendurchmesser

## 7 Konstruktion

Tabelle 7.1: Stoffwerte für Kohlendioxid bei  $\vartheta_m = 46,75^\circ\text{C}$  und  $p = 100000\text{ Pa}$  (Krauss, 2002a), linear interpoliert

Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ in W/m K	$18,4 \cdot 10^{-3}$
spezifische Wärmekapazität $c_p$ in J/kg K	871,3
dynamische Viskosität $\eta$ in Pas	$15,97 \cdot 10^{-6}$

$d_{i,\text{St}} = 42\text{ mm}$ . Die Prandtl-Zahl wird mit

$$\text{Pr} = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda} = 0,7562 \quad (7.1)$$

die Reynolds-Zahl mit

$$\text{Re} = \frac{\dot{V}_N \cdot p_N \cdot 4 \cdot M_{\text{CO}_2}}{T_N \cdot (d_{i,\text{St}}^2 - 2 \cdot d_{\text{HE}}^2) \cdot \pi \cdot \mathcal{R}} \cdot \frac{l_{\text{HE}}}{\eta} = 2,166 \cdot 10^6 \quad (7.2)$$

die Nußelt-Zahl mit

$$\text{Nu} = \frac{0,037 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}}{1 + 2,443 \cdot \text{Re}^{-0,1} \cdot (\text{Pr}^{\frac{2}{3}} - 1)} = 3626 \quad (7.3)$$

und schließlich der Wärmeübergangskoeffizient mit

$$\alpha = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda}{l_{\text{HE}}} = 56,54 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}} \quad (7.4)$$

berechnet.

Diese Korrelation ist unter folgenden Bedingungen gültig:

$$5 \cdot 10^5 < \text{Re} < 10^7 \quad (7.5)$$

und

$$0,6 < \text{Pr} < 2000 \quad (7.6)$$

Um die Oberflächentemperatur  $\vartheta_{\text{HE}}$  des Heizelementes zu bestimmen, muss die folgende differentielle Wärmebilanz am Heizelement gelöst werden:

## 7 Konstruktion

$$\dot{V}_N \cdot \varrho_{N,CO_2} \cdot c_p \cdot d\vartheta = 2 \cdot \alpha \cdot (\vartheta_{HE} - \vartheta) \cdot d_{HE} \cdot \pi \cdot dz \quad (7.7)$$

Die Temperatur im Rohr wird über den Querschnitt und die Oberflächentemperatur des Heizelementes als konstant angenommen. Wärmestrahlung wird aufgrund der relativ niedrigen Temperaturen nicht berücksichtigt. Wärmeverluste durch das Rohr werden aufgrund einer Isolierung mit Mineralwolle vernachlässigt. Nach Integration mit den Randbedingungen  $\vartheta = \vartheta_2$  an der Stelle  $z = 0$  und  $\vartheta = \vartheta_3$  an der Stelle  $z = l_{HE}$  ergibt sich die Oberflächentemperatur am Heizelement mit

$$\vartheta_{HE} = \frac{\vartheta_3 - \vartheta_2 \cdot e^{-\frac{2 \cdot \alpha \cdot d_{HE} \cdot \pi \cdot l_{HE}}{\dot{V}_N \cdot \varrho_{N,CO_2} \cdot c_p}}}{1 - e^{-\frac{2 \cdot \alpha \cdot d_{HE} \cdot \pi \cdot l_{HE}}{\dot{V}_N \cdot \varrho_{N,CO_2} \cdot c_p}}} = 210,8 \text{ °C} \quad (7.8)$$

Zur Überprüfung der Wärmeverluste muss der Wärmeübergangskoeffizient für natürliche Konvektion an der Außenseite der Rohrheizung über [Gleichung 6.7](#) bis [Gleichung 6.11](#) berechnet werden. Die Oberflächentemperatur wird an der Außenseite mit  $\vartheta_{O,RH} = 25 \text{ °C}$ , an der Innenseite mit  $\vartheta_3 = 55 \text{ °C}$  und die Umgebungstemperatur mit  $\vartheta_\infty = 20 \text{ °C}$  angenommen. Der Wärmeübergang an der Innenseite wird vernachlässigt. Die charakteristische Länge der Rohrheizung ist  $l_{RH} = 2 \text{ m}$ , der Außendurchmesser der Isolierung  $D_{a,MW} = 0,11 \text{ m}$ . Die für die Berechnung verwendeten Stoffdaten sind in [Tabelle 6.3](#), die Ergebnisse in [Tabelle 6.4](#) angegeben. Die Nußelt-Zahl für den Zylinder wird mit

$$Nu_{Zyl} = Nu + 0,87 \cdot \frac{l}{D} = 204,1 \quad (7.9)$$

berechnet ([Klan, 2002](#)). Daraus ergibt sich der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha = 2,641 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  und die Wärmestromdichte

$$q_v = \alpha \cdot (\vartheta_{O,RH} - \vartheta_\infty) = 13,21 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} \quad (7.10)$$

Die zuvor angenommene Oberflächentemperatur an der Außenseite der Rohrheizung wird mit

$$\vartheta_{O,RH} = \vartheta_3 - q_v \cdot \left[ \frac{1}{\lambda_{St}} \cdot \ln \left( \frac{d_{a,St}}{d_{i,St}} \right) + \frac{1}{\lambda_{MW}} \cdot \ln \left( \frac{D_{a,MW}}{d_{a,St}} \right) \right] \cdot D_{RH} = 25,25 \text{ °C} \quad (7.11)$$

überprüft. Der Außendurchmesser des Stahlrohres beträgt  $d_{a,St} = 48,5 \text{ mm}$ . Die Wärmeleitfähigkeiten werden für Stahl  $\lambda_{St} = 57 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$  aus [Neubronner u. Stübner \(2002\)](#) und für Mineralwolle  $\lambda_{MW} = 0,04 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$  aus [Kasperek \(2002\)](#) entnommen. Der

Tabelle 7.2: mechanische Eigenschaften von Floatglas und PVC-U

	Floatglas	PVC-U
Elastizitätsmodul $E$ in $\text{N}/\text{mm}^2$	70000	3000
Poisson-Zahl $\mu$	0,23	0,35
Biegezugfestigkeit in $\text{N}/\text{mm}^2$	45	–
Streckspannung in $\text{N}/\text{mm}^2$	–	55
maximale von Mises-Spannung aus der FE-Simulation in $\text{N}/\text{mm}^2$	8,18	36,9

Verlustwärmestrom ergibt dann

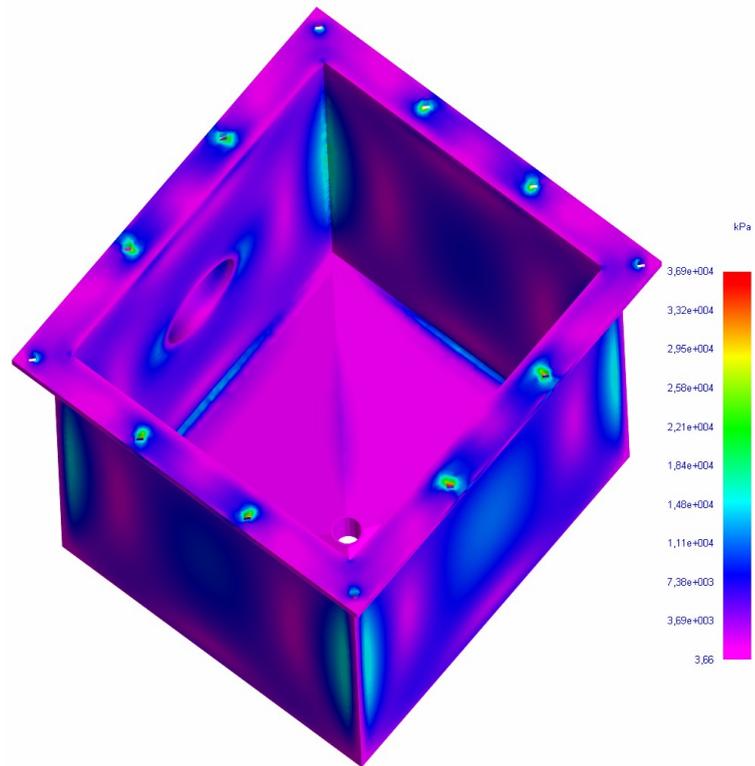
$$\dot{Q}_v = q_v \cdot D_{a,MW} \cdot \pi \cdot l_{RH} = 9,13 \text{ W} \quad (7.12)$$

### 7.3 Wandstärke des Glases und PVC-U

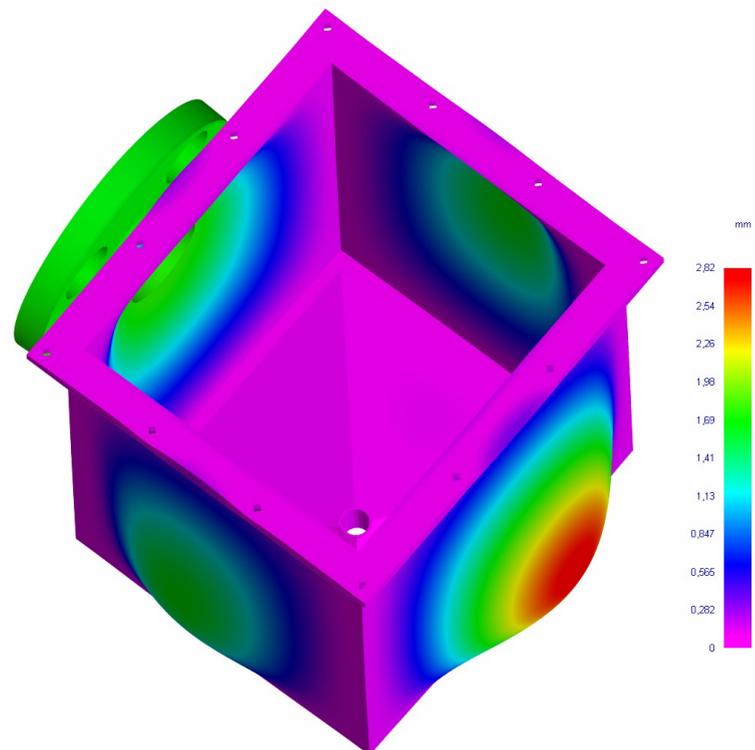
Zur Überprüfung der Festigkeit der Glaswände (29 & 30) und des Gehäuses für die Gaszufuhr (31) wurden Finite-Elemente-Simulationen mit Femap Express (in Solid Edge integriert, mit NX Nastran Solver) durchgeführt. Die dafür notwendigen mechanischen Eigenschaften für die PVC-U-Platten und für das Floatglas (von [Skalicki u. Karimi-Auer \(2007\)](#)) sind in [Tabelle 7.2](#) angegeben. [Faigle](#), der Hersteller der PVC-U-Platten, gibt leider keine Werte für die Poisson-Zahl an. Diese wurde von [Dyka](#) (PVC-U-Rohr-Hersteller) übernommen.

Das Gehäuse für die Gaszufuhr (31) wurde als ein Teil modelliert. Für den verwendeten Tangit PVC-U Klebstoff (Rohstoffbasis: PVC-U, Tetrahydrofuran (THF stabilisiert), Methylethylketon, Cyclohexanon) wurden dieselben mechanischen Eigenschaften wie für den Kunststoff angenommen. Laut Hersteller hat Tangit PVC-U die gleiche Temperaturbeständigkeit wie das PVC-U. Die Wandstärke für die PVC-U-Platten beträgt 6 mm. Für die Belastung des Gehäuses wurde auf der Innenseite ein Absolutdruck von 150000 Pa und auf der Außenseite ein Absolutdruck von 100000 Pa festgelegt. Die Anschlussbohrungen im Flansch wurden als starr eingespannt angenommen. Das Ergebnis ist in [Abbildung 7.3](#) dargestellt.

## 7 Konstruktion



(a) von Mises-Spannung



(b) Verschiebung (übertrieben dargestellt)

Abbildung 7.3: Ergebnisse der FE-Simulation für das Gehäuse Gaszufuhr (31)

## 7 Konstruktion

Zur Überprüfung der Glasscheiben wurde die Verschlusscheibe (29) mit 8 mm Wandstärke für die Simulation auf der Außenseite mit einem Absolutdruck von 100000 Pa und auf der Innenseite mit einem konstanten Absolutdruck von 130000 Pa beaufschlagt. Die stirnseitigen Flächen wurden als starr eingespannt angenommen. Das Ergebnis ist in [Abbildung 7.4](#) dargestellt.

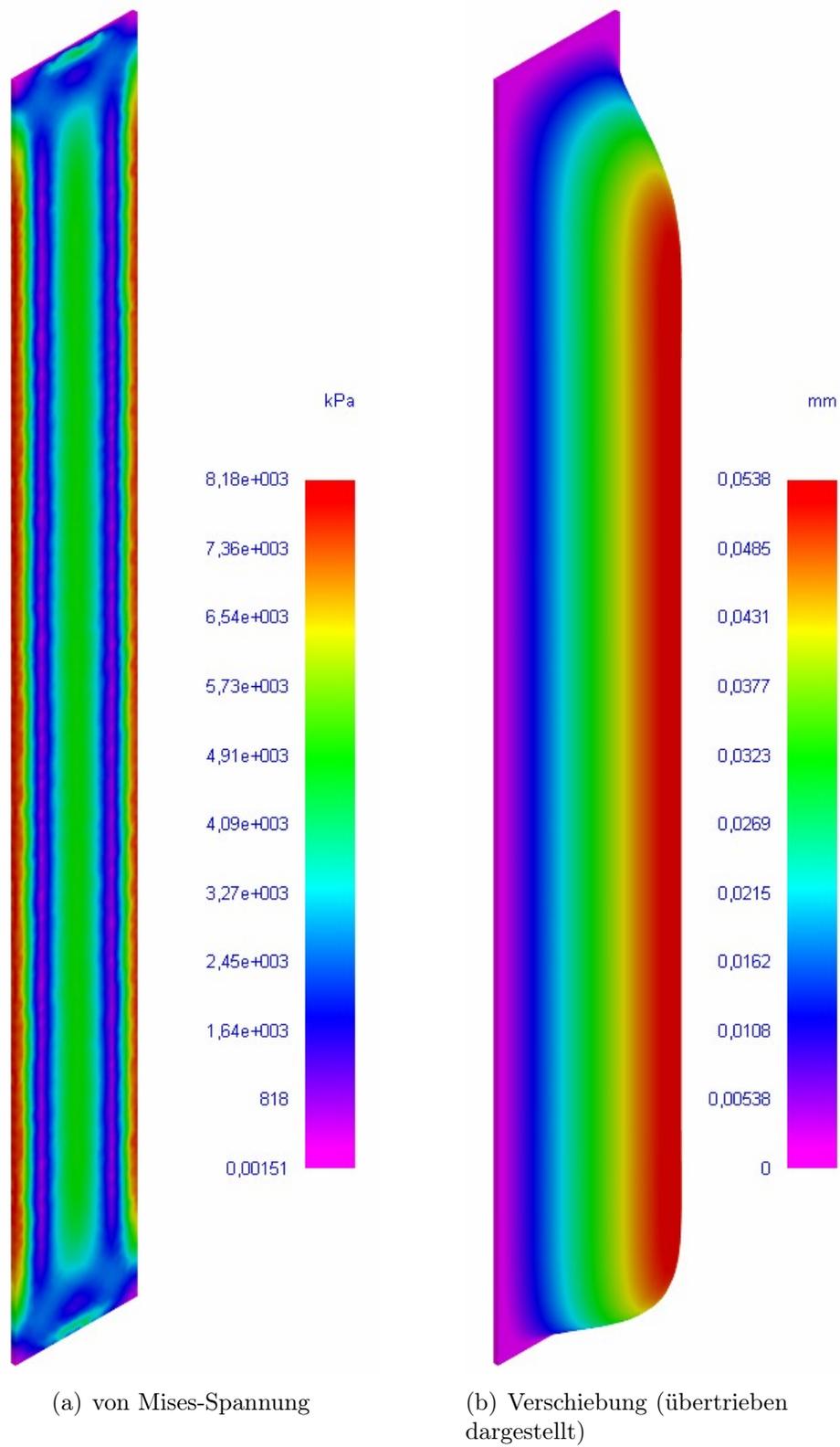


Abbildung 7.4: Ergebnisse der FE-Simulation für die Glasscheibe (29)

## 8 Aufbau und Inbetriebnahme

Die Blasensäule wurde wie in den Konstruktionsplänen in [Anhang A](#) dargestellt zusammen- und aufgebaut.

Die Fertigung der einzelnen Teile und der Aufbau der Blasensäule verliefen relativ reibungslos. Das größte Problem stellten die in U-Form geklebten Glasscheiben (30), die mit Aquariumsilikon (6) in den Rahmen (24) eingeklebt wurden, dar. Aufgrund eines Transportschadens lösten sich nach mehreren Betriebsstunden die Klebestellen zwischen den Scheiben. Nach der arbeitsintensiven Entfernung des Glases und Reinigung des Rahmens wurden im zweiten Versuch die Glasscheiben einzeln in den Rahmen eingeklebt. Diese Methode ist auch in Zukunft zu bevorzugen, weil Transportschäden vermieden werden und das Glas leichter eingeklebt werden kann.

Die Gehäuse für Gaszufuhr und Abgas (31 & 32) können im Unterschied zur Verschluss-scheibe (29) mit herkömmlichem Werkzeug montiert werden. Zur Befestigung der Verschluss-scheibe mit dem Verschlussrahmen (26) an den Rahmen (24) muss ein Drehmomentenschlüssel verwendet werden, um einen Bruch der Scheibe zu vermeiden. Die Schrauben werden in einem Umlaufsinn nacheinander angezogen, um die Dichtung fortlaufend anzupressen. Das notwendige Drehmoment zur Abdichtung wurde durch allmähliches Antasten ermittelt. Aufgrund der Nachgiebigkeit der Dichtung werden die Schrauben in drei Umläufen angezogen.

Die Verschaltung der Blasensäule über Gewebeschläuche, Hähne, T-Stücke, usw. und der Anschluss der Sensoren und Regler erfolgte wie im R & I-Fließschema in [Anhang A](#) (Zeichnungsnummer: 01). Die Kreiselpumpen (P1A & B) dienen zum Füllen und Entleeren der Blasensäule. Mit der Wasserstrahlpumpe (P1) kann durchgeregnete Flüssigkeit aus der Vorkammer (31) abgesaugt werden. Zwei Massenstromregler für Luft werden bei kleinen Massenströmen eingesetzt (FIRC 11:  $\dot{V}_{N,\max} = 5 \text{ l min}^{-1}$ ; FIRC 12:  $\dot{V}_{N,\max} = 30 \text{ l min}^{-1}$ ). Mit dem Staubfilter (F1) wird Sand aus der Pressluftleitung abgetrennt und damit eine mögliche Beschädigung der Durchflussmesser von FIRC 11 & 12 verhindert. Für die Zukunft geplante Einrichtungen sind strichliert eingezeichnet. Die Schläuche wurden mit Schlauchschellen an den Tüllen befestigt. Feuchte- und Temperatursensoren sind mit ihren Anschlussdrähten mit Si-

likon in ihre Anschlussstutzen eingeklebt. Die Drucksensoren für die Gasgehäuse (31 & 32) und die Messblende (Zeichnungsnummer: 15) sind über Pneumatikschläuche mit ihrer Messstelle verbunden. Die Schläuche sind über eingeklebte Steckverbinder mit den Gasgehäusen verbunden und an der Messblende direkt eingeklebt (Silikon). Der Drucksensor PDIR 06 wurde in das entsprechende T-Stück von Teil 35 eingeschraubt.

Das erste Füllen der Blasensäule mit Wasser zeigte, dass die Glaswände dem hydrostatischen Druck standhalten und dicht sind. Es zeigte sich auch, dass das Gehäuse für die Gaszufuhr (31) nicht dicht verklebt und die Schweißnähte in den Ecken des unteren Flansches vom Rahmen (24) nicht dicht verschweißt waren. Die betroffenen Fugen wurden mit Silikon abgedichtet. Die Fertigungsfehler am Gehäuse können durch ausreichendes Auftragen von Kleber vermieden werden. Vorsichtshalber wurde auch das Gehäuse für das Abgas mit Silikon verfugt. Sorgfältiges Reinigen der PVC-U Oberfläche ist notwendig, um für ausreichende Haftung des Silikons zu sorgen. Die Eckstöße am Rahmen sind konstruktiv nicht gerade vorteilhaft, sollten aber für Überdrücke von 20000 Pa trotzdem dicht verschweißbar sein.

Bei Begasung mit Pressluft der wasserbefüllten Blasensäule stellte sich heraus, dass nach Stoppen der Gaszufuhr der Gasdruck in der Zuleitung rasch sank. Nach einer Dichtheitsprüfung der Klebestellen der unter Druck stehenden Gasleitung konnten die Undichtheiten mit Hilfe von Seifenwasser an den eingeklebten Sensoren, Steckverbindern und Pneumatikschläuchen ausfindig gemacht werden. Durch nochmaliges, sorgfältiges Einkleben mit dem mäßig gut haftenden Silikon konnten diese Leckagen abgedichtet werden.

Bei Begasung tritt ab einer bestimmten Druckdifferenz über dem Siebboden das Gas auch zwischen Siebboden und Dichtung durch. Der Siebboden wird aufgebo-gen, weil er nur mit je vier Schrauben auf zwei gegenüberliegenden Seiten befestigt werden kann (siehe auch [Abbildung 7.2](#)). An den anderen Seiten wird die Flüssigkeit eingelassen. PVC-U-Siebböden halten Druckdifferenzen bis zu 5000 Pa, Aluminium-Siebböden bis zu 25000 Pa stand.

Starke Begasung führt zu einer Strömung, die die Blasensäule dynamisch belastet und zu einer deutlich sichtbaren, schwingenden Bewegung anregt. Das Gestell (23) müsste starrer ausgeführt sein oder verstärkt werden, um die Auslenkungen der Blasensäule zu reduzieren.

Zur Messung von Gasvolumenströmen, die mit FIRC 11 & 12 nicht mehr erfassbar sind, wird die Messblende (Zeichnungsnummer: 15) verwendet. Der Volumenstrom wird mit dem Kugelhahn V-32 eingestellt. Da die gebaute Blende keiner Norm ent-

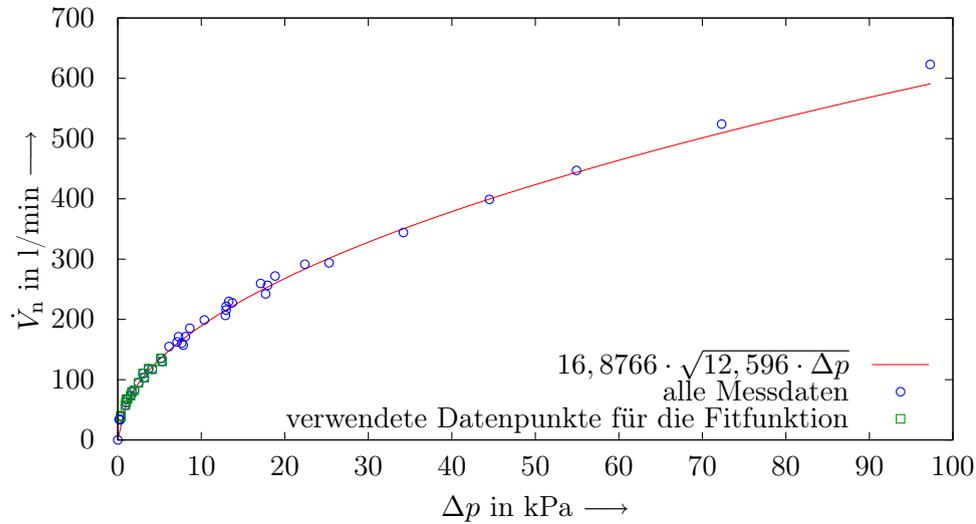


Abbildung 8.1: Normalvolumenstrom gegen Druckdifferenz an der Messblende mit 7 mm Durchmesser

spricht, muss sie kalibriert werden. Für die Messungen in dieser Arbeit wird eine kleine Messblende mit 7 mm Durchmesser verwendet, um über einen großen Volumenstrombereich messen zu können. Die Kalibration wurde mit einem Gaszähler, der in einem Normvolumenstrombereich von  $35 - 150 \text{ l min}^{-1}$  arbeitet und einer Stoppuhr durchgeführt. In [Abbildung 8.1](#) werden die Messpunkte und die eingepasste Blendenfunktion dargestellt. Die Messpunkte wurden bei Umgebungstemperatur (ungefähr  $25^\circ \text{C}$ ) bei verschiedenen Füllständen aufgenommen, um den Einfluss des Absolutdruckes ( $100000 - 130000 \text{ Pa}$ ) auf die Blendenfunktion zu überprüfen. Da in diesem Bereich keine signifikante Abhängigkeit vom Absolutdruck festgestellt werden konnte, wird er vernachlässigt.

## Teil III

# Messungen des globalen Gasvolumenanteiles und eine Parameterstudie am Eulerschen Modell

# 9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles

Der globale Gasvolumenanteil und damit die Expansion des Mehrphasengemisches im Betriebspunkt ist eine entscheidende Größe zur Auslegung von Blasensäulen. Der Verlauf des globalen Gasvolumenanteiles gegen die Gasleerrohrgeschwindigkeit charakterisiert vor allem den Begaser und ist relativ einfach zu messen. Dieser Zusammenhang soll im Folgenden untersucht werden, um erste Erfahrungen mit der entwickelten Blasensäule zu machen.

## 9.1 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden mit Druckluft und deionisiertem Wasser durchgeführt, wobei Begaserkonfiguration, Gasleerrohrgeschwindigkeit und Füllstand bei Umgebungsbedingungen variiert wurden. Das zwischen den Versuchen im Tank aufbewahrte Wasser wurde stichprobenartig auf pH-Wert, Leitfähigkeit, und Oberflächenspannung geprüft. Dabei wurden keine nennenswerten Abweichungen von der Literatur beobachtet. Weder zum Frischwasser noch zeitlich konnten Unterschiede in der Wasserqualität festgestellt werden. Der Einfluss der gemessenen Temperatur- und Druckschwankungen der Umgebung ( $\vartheta_{\infty} = 20 - 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $p_{\infty} = 99000 - 102400 \text{ Pa}$ ) auf die Volumenstrommessung und auf die Blasenströmung wurde vernachlässigt.

Zur Begasung wurden Siebböden mit 1, 2 und 3 mm Bohrungen (wie in Zeichnungsnummer 24 im [Anhang A](#) mit 3 mm Bohrungen dargestellt) verwendet. Die Siebböden wurden aus PVC-U und Aluminium gefertigt. Ein PVC-U-Boden mit 1 mm Bohrungen wurde mit Teflon-Spray beschichtet. Für die verschiedenen Konfigurationen der Siebböden in [Abbildung 9.1](#) wurden die entsprechenden Bohrungen von unten (anströmseitig) mit Isolierband abgeklebt.

Nachdem der entsprechende Siebboden festgeschraubt und die Blasensäule verschlossen ist, wird sie mit dem deionisierten Wasser aus dem Tank befüllt. Während dem

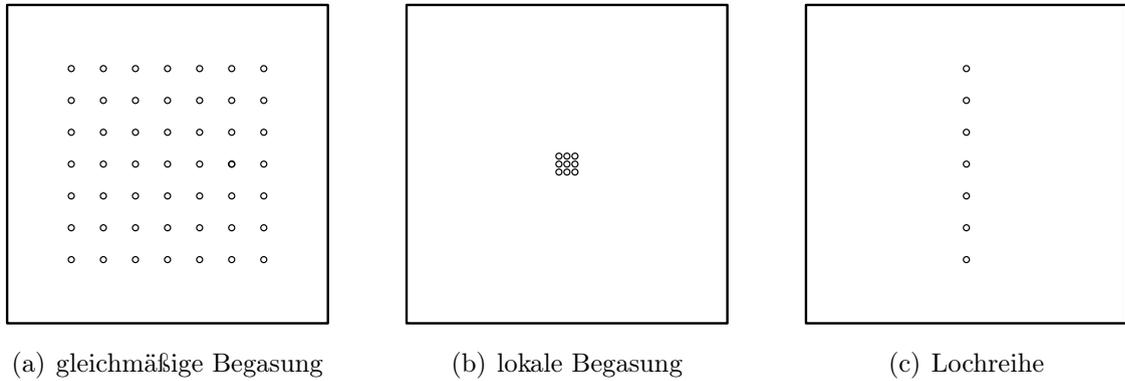


Abbildung 9.1: Begaserkonfigurationen

Füllvorgang wird begast, um Durchregen zu vermeiden. Der klare Füllstand  $H_1$  wird mit Hilfe eines an der Blasensäule befestigten Maßbandes eingestellt. Dafür wird die Gaszufuhr kurz gestoppt.

Zum Variieren der Gasleerrohrgeschwindigkeiten werden geringe Gasdurchsätze (bis  $\dot{V}_{n,g} = 35 \text{ l/min}$ ) mit den Massenstromreglern FIRC 11 & 12 eingestellt, höhere über den Kugelhahn V-32. Der Wirkdruck an der Messblende wird dabei für die Auswertung aufgezeichnet.

Für jeden eingestellten Gasdurchsatz wird die Höhe des Mehrphasengemisches  $H_{1+g}$  mit dem Maßband abgemessen. Dies gestaltet sich vor allem bei höheren Gasdurchsätzen durch die starken Schwankungen der Oberfläche als äußerst schwierig. Während des Ablesens wird der Normalvolumenstrom  $\dot{V}_{n,g}$  an den FIRC 11 & 12 beziehungsweise der Wirkdruck an der Messblende für ungefähr eine Minute aufgezeichnet.

## 9.2 Auswertung

Die aufgezeichneten Werte (Normalvolumenstrom und Wirkdruck) werden für die Auswertung arithmetisch gemittelt. Die Gasleerrohrgeschwindigkeit wird mit

$$U_g = \frac{\dot{V}_{n,g}}{B_{BS}^2} \quad (9.1)$$

berechnet. Bis zu einem Gasdurchsatz von  $\dot{V}_{n,g} = 35 \text{ l/min}$  wird der Normalvolumenstrom aus der Aufzeichnung verwendet. Darüber muss der Normalvolumenstrom mit Hilfe der Blendenfunktion (siehe [Abbildung 8.1](#)) und dem gemittelten Wirkdruck ermittelt werden.

Die Berechnung des globalen Gasvolumenanteiles erfolgt folgendermaßen:

$$\varepsilon_g = \frac{V_{1+g} - V_1}{V_{1+g}} = \frac{H_{1+g} - H_1}{H_{1+g}} \quad (9.2)$$

Die Verläufe des globalen Gasvolumenanteiles gegen die Gasleerrohrgeschwindigkeiten sind in [Abbildung 9.2](#) bis [Abbildung 9.6](#) dargestellt. Keiner dieser Verläufe weist ein lokales Maximum im Übergangsbereich wie in [Abbildung 4.7](#) (Volllinie) auf. Sie gleichen eher dem Verlauf in [Krishna u. van Baten \(2003\)](#) (strichlierte Linie in [Abbildung 4.7](#)), was auf nicht gleichmäßiges Begasen (wurde auch beobachtet) zurückzuführen ist ([Ruzicka u. a., 2001](#)). Während den Messungen konnte für keinen Gasdurchsatz ein typisch homogenes Regime mit nahezu geradlinig aufsteigenden Blasen beobachtet werden.

Es wurden Siebböden aus PVC-U mit verschiedenen Lochdurchmessern bei gleichmäßiger ([Abbildung 9.2](#)) und lokaler Begasung ([Abbildung 9.3](#)), sowie bei Begasung durch eine Lochreihe ([Abbildung 9.4](#)) verglichen. Bei gleicher Gasleerrohrgeschwindigkeit sollte theoretisch mit steigendem Lochdurchmesser der globale Gasvolumenanteil sinken.

Die Auswirkung verschiedener Füllstände am 1 mm PVC-U-Siebboden auf den globalen Gasvolumenanteil ist in [Abbildung 9.5](#) dargestellt. Der globale Gasvolumenanteil soll dabei mit zunehmenden Füllstand abnehmen (wie in [Ruzicka u. a. \(2003\)](#)).

Die Auswirkung der Benetzbarkeit auf den globalen Gasvolumenanteil wurde durch Verwendung verschiedener Siebbodenmaterialien untersucht und in [Abbildung 9.6](#) dargestellt. Entgegen der Erwartungen ist der globale Gasvolumenanteil für Aluminium vor allem bei höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten am geringsten. Mit nicht benetzbaren Siebböden (mit Teflon beschichtet) werden größere Blasen als durch schlecht (PVC-U) und gut benetzbaren (Aluminium) gebildet. Dies wurde in [Loimer u. a. \(2004\)](#) gezeigt.

Wie in [Abbildung 9.2](#) bis [Abbildung 9.6](#) ersichtlich, konnten die zu erwartenden Tendenzen nicht festgestellt werden. Daraufhin wurden Messungen mit gleichmäßiger Begasung wiederholt, um auf Reproduzierbarkeit zu überprüfen. Die Ergebnisse sind in [Abbildung 9.7](#) bis [Abbildung 9.10](#) dargestellt. Vor allem bei höheren Gasleerrohrgeschwindigkeiten sind die Messunsicherheiten, bedingt durch die Subjektivität des Betrachters und den Schwierigkeiten beim Abmessen der Höhe des Fluidgemisches, größer. Diese Messmethode ist also nicht geeignet, um die Einflussfaktoren auf den globalen Gasvolumenanteil zu untersuchen. Berührungslose, zum Beispiel optische Füllstandssensoren sind wohl besser geeignet, die Höhe des Fluidgemisches

## 9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles

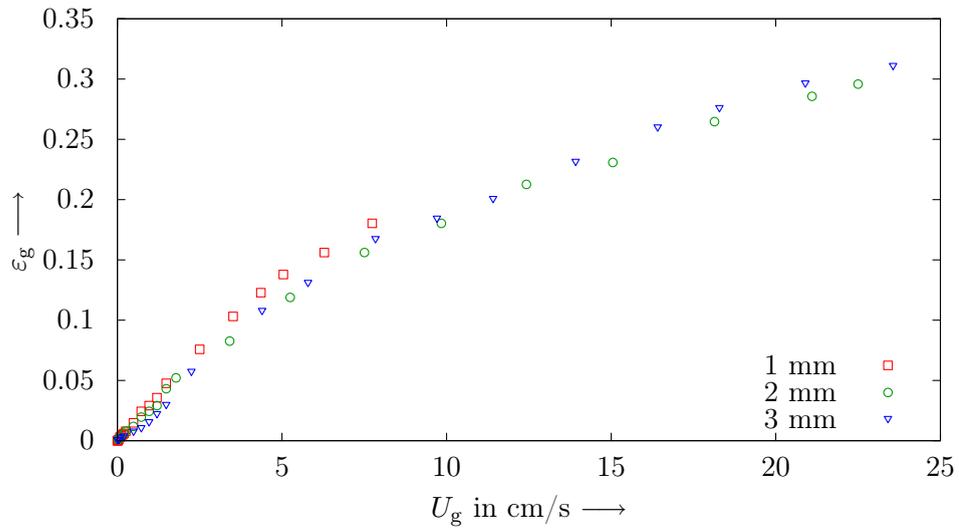


Abbildung 9.2: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gaslerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung und verschiedenen Lochdurchmessern

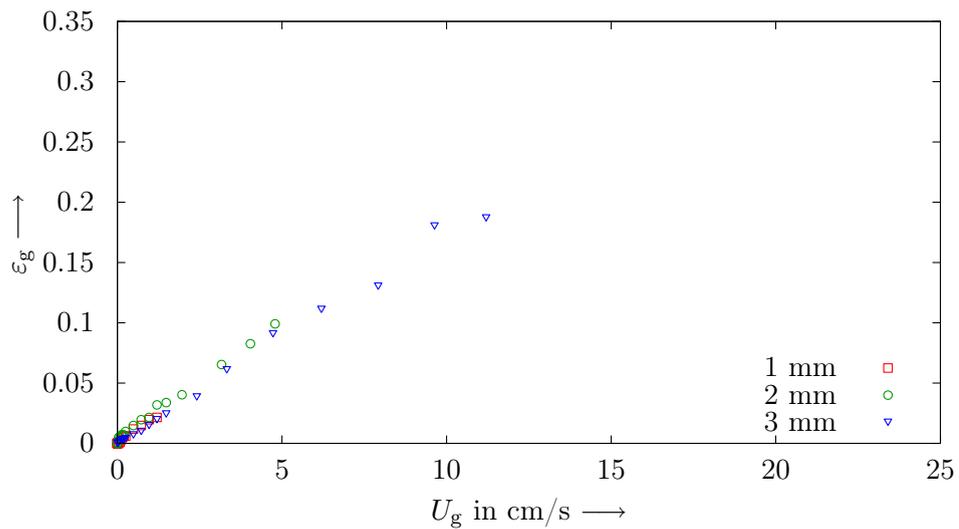


Abbildung 9.3: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gaslerrohrgeschwindigkeit bei lokaler Begasung und verschiedenen Lochdurchmessern

9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles

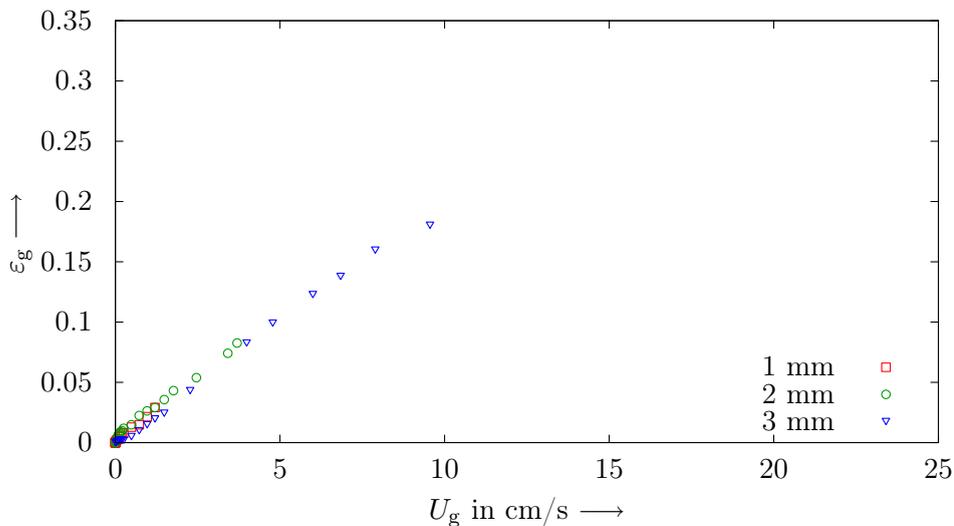


Abbildung 9.4: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gaslerrohrgeschwindigkeit bei Begasung durch eine Lochreihe und verschiedenen Lochdurchmessern

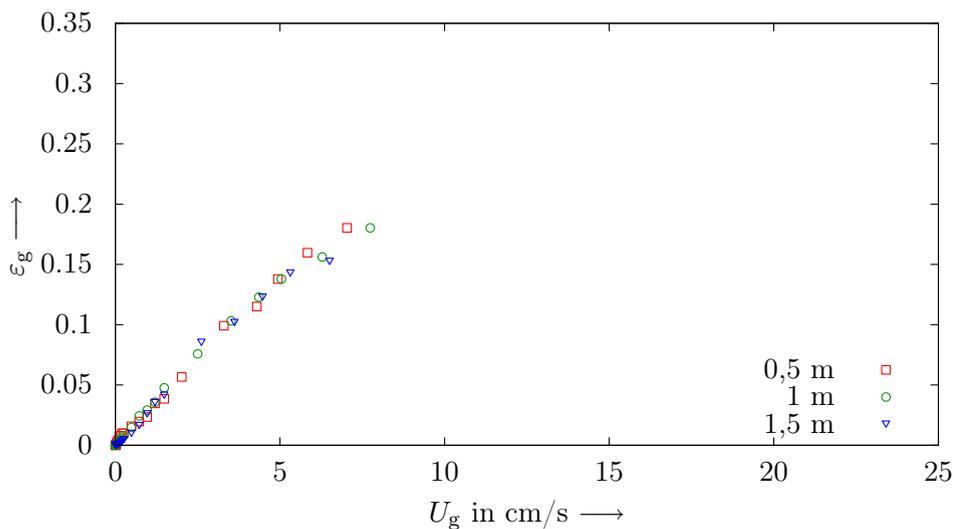


Abbildung 9.5: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gaslerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung (Lochdurchmesser 1mm) und verschiedenen Füllständen

## 9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles

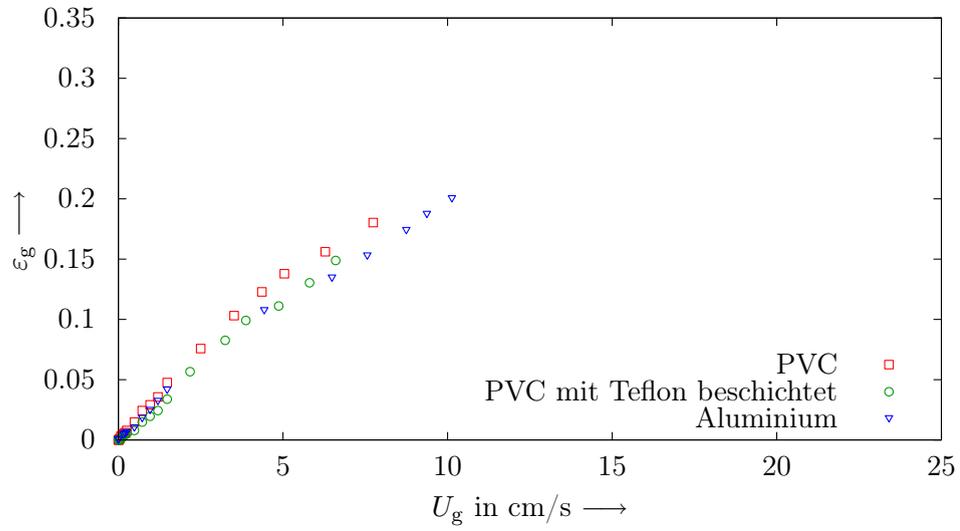


Abbildung 9.6: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung (Lochdurchmesser 1mm) und verschiedenen Materialien

zu bestimmen. Die Messwerte können ohne Probleme objektiv über eine längere Messperiode zeitgemittelt werden.

## 9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles

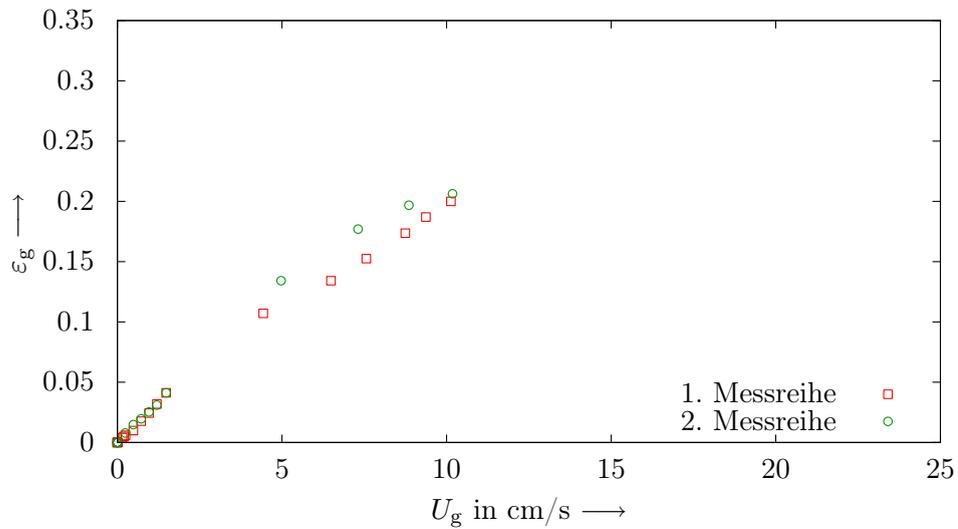


Abbildung 9.7: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 1 mm Aluminiumboden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit

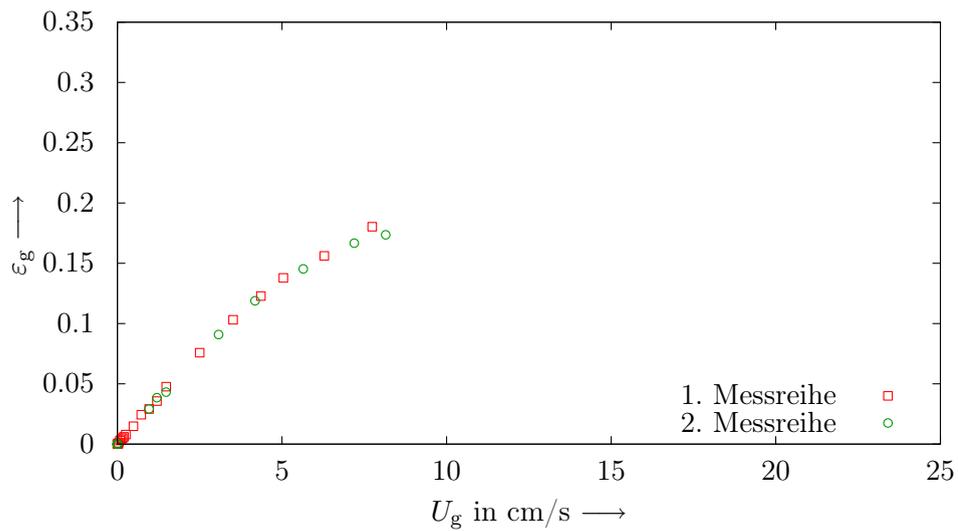


Abbildung 9.8: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 1 mm PVC-U-Boden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit

## 9 Messung des globalen Gasvolumenanteiles

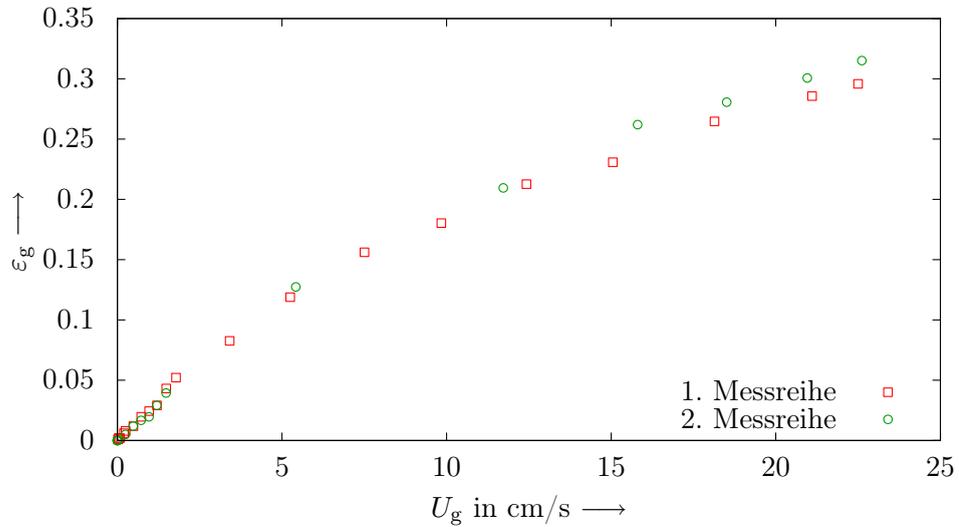


Abbildung 9.9: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 2 mm PVC-U-Boden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit

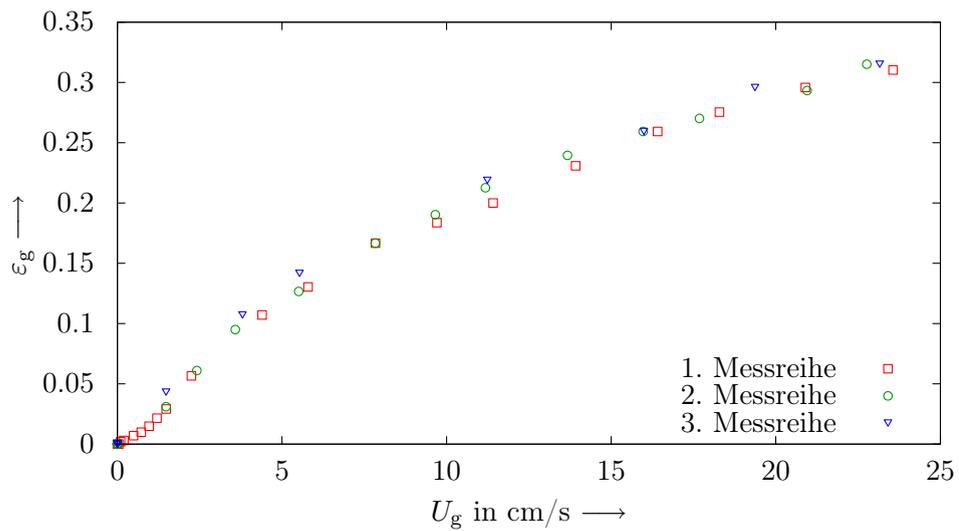


Abbildung 9.10: Globaler Gasvolumenanteil gegen Gasleerrohrgeschwindigkeit bei gleichmäßiger Begasung am 3 mm PVC-U-Boden, Überprüfung auf Reproduzierbarkeit

# 10 Parameterstudie am Eulerschen Modell

Die folgende Studie soll dazu dienen, für Blasenströmungen mit gleichmäßiger Begasung die bestmögliche Modell- und Parameterwahl zu finden. Es sollen die optimalen Einstellungen vor allem für industrielle Anwendungen gefunden werden. [Fluent \(2005\)](#) schlägt dafür das Eulersche Modell aus dem Euler-Euler-Ansatz für Mehrphasenströmungen vor.

## 10.1 Gittergenerierung

Vor einer numerischen Strömungssimulation muss zur räumlichen Diskretisierung ein Gitter im betrachteten Volumen erstellt werden. Die Geometrie für die nachfolgende Simulation von Blasenströmungen ist in [Abbildung B.1](#) im [Anhang B](#) dargestellt und berücksichtigt nur das relevante Gebiet für die Blasenströmung und damit für die Simulation. Um die Verteilung des Gases am Siebboden in die Simulation mit einzubeziehen, inkludiert die Geometrie einen Teil des Gehäuses für die Gaszufuhr (31). Die Abmessungen entsprechen dem durchströmbaren Innenraum der entwickelten Blasensäule. Die 3 mm Bohrungen zur Begasung sind gleich wie am Siebboden (Zeichnungsnummer: 24) im [Anhang A](#) angeordnet.

Das Gitter wurde nach folgenden Anforderungen erstellt:

- Die Anzahl der Zellen im gesamten Volumen soll auf 400000 limitiert sein, um Anwendungen im industriellen Maßstab mit ähnlichem Detailgrad in angemessener Zeit simulieren zu können.
- Die Zellen sollen für die Simulation mit dem Eulerschen Modell größer als die größte Blasenfraktion sein.
- Für bessere Konvergenz und Genauigkeit sollen nur sechsflächige Zellen verwendet werden.

Tabelle 10.1: Fluent-Modelle des Basisfalles

Modell	Einstellung
Space	3d
Time	unsteady, 1st-Order Implicit
Viscous	Realizeable k- $\epsilon$ turbulence Model
Multiphase	k- $\epsilon$ Model for each phase

- Ein abrupter Größenunterschied einer Zelle zur Nachbarzelle soll genauso wie stark verzerrte Zellen für eine bessere Konvergenz vermieden werden.

Zur Erstellung des Gitters wurde die Software Gambit 2. 1. 2 verwendet. Die größte Schwierigkeit bereitete dabei die Integration der kleinen Bohrungen in das relativ grobe Gitter, weil verzerrte Zellen und starke Größenunterschiede benachbarter Zellen vermieden werden sollten. Der erste Schritt war das zweidimensionale Gitter an der Oberseite des Siebbodens, das in [Abbildung B.2](#) dargestellt und an der Unterseite ähnlich ausgeführt ist. Die Anzahl der Zellen wurde mit größer werdendem Abstand vom Siebboden (nach oben und unten) ausgedünnt. Dafür wurde die Geometrie in mehrere Segmente unterteilt, der “Pave”-Algorithmus und die “Size-Function” verwendet. Im oberen Bereich der Geometrie nehmen die Zellen die Form von Würfeln mit 10 mm Seitenlänge an. Das generierte Gitter besteht aus ungefähr 360000 Zellen.

## 10.2 Modellkonfigurationen

Die Simulationen wurden mit der Software Fluent (Version: 3d, dp, segregated, eulerian, rke, unsteady; Release: 6. 2. 16) durchgeführt. Alle für die Simulationen von den Standardeinstellungen abweichenden Modelle und Parameter werden im Folgenden angeführt.

Die für den Basisfall verwendeten Modelle sind in [Tabelle 10.1](#) dargestellt. Die Basis-simulation wurde mit einer Blasenklasse mit einem kugeläquivalenten Durchmesser von 7,5 mm durchgeführt. Die Stoffwerte der verwendeten Fluide Wasser und Luft wurden aus der Standard-Fluent-Datenbank geladen und sind in [Tabelle 10.2](#) angegeben. Es wurde mit konstanten Stoffwerten gerechnet (auch Gasphase inkompressibel). Der Widerstandskoeffizient der Gasblasen wurde mit dem Modell nach Schiller-Naumann berechnet. Die Fallbeschleunigung wurde mit  $g = 9,81 \text{ m/s}^2$  und der Umgebungsdruck (Referenzpunkt außerhalb der Geometrie) mit 101325 Pa festgelegt. Für die Diskretisierung aller Differentialgleichungen wurde der QUICK-Algorithmus

Tabelle 10.2: Stoffwerte von Wasser und Luft

Stoffwert	Wasser	Luft
Dichte $\rho$ in $\text{kg}/\text{m}^3$	998,2	1,225
dynamische Viskosität $\eta$ in $\text{Pa}\cdot\text{s}$	$1,003 \cdot 10^{-3}$	$1,7894 \cdot 10^{-5}$

verwendet. Die Zeitschrittweite der instationären Simulation beträgt 0,001 s bei maximal 30 Iterationen (je nach Residuen) pro Zeitschritt. Für die Randbedingung am Gaseintritt (graue Fläche in [Abbildung B.1](#)) wurde “velocity-inlet” mit einer Gasgeschwindigkeit von 0,04 m/s und am Gasaustritt (schwarze Fläche in [Abbildung B.1](#)) “pressure-outlet” mit einer Druckdifferenz von 0 Pa gewählt. Den restlichen Flächen wurde die Randbedingung “wall” (undurchlässig, Haftbedingung) zugewiesen. In allen Simulationen wird die Blasensäule im Anfangszustand bei einem klaren Füllstand von 1 m begast.

Die Parameteränderungen in den simulierten Varianten sind in [Tabelle 10.3](#) angegeben. Außerdem wurden eine stationäre und eine Simulation mit Diskretisierung der Differentialgleichungen nach “First Order Upwind”<sup>1</sup> durchgeführt. Je nach Variante wurden 5 – 25 s Realzeit simuliert.

### 10.3 Ergebnisse der Simulationen

Im [Anhang B](#) werden verschiedene Varianten gegenübergestellt. Dort wird der Volumenanteil der Luft in der Symmetrieebene der Geometrie dargestellt ([Abbildung B.3](#) bis [Abbildung B.10](#)). Die Ziffern am oberen Ende der Darstellungen stehen für die Variationen nach [Tabelle 10.3](#).

Um den optimalen Zeitschritt für die instationäre Simulation zu finden, wurde dieser variiert (Variationen 1-3) und die Ergebnisse der Simulationen verglichen (siehe [Abbildung B.3](#)). Der Zeitschritt soll so klein sein, dass die Ergebnisse der Simulation nicht mehr merklich beeinflusst werden. Eine kleine Zeitschrittweite bedeutet aber hohen Rechenaufwand. Für die nachfolgenden Simulationen wurde ein Mittelweg mit  $5 \cdot 10^{-4}$  s gewählt.

In [Abbildung B.4](#) bis [Abbildung B.7](#) werden verschiedene Varianten nach 1, 2, 5 und 10 s Begasung gegenübergestellt. Die Luft benötigt in den Simulationen (ausgenommen Variante 10) erstaunlicherweise mehr als 5 s, um durch die Wasseroberfläche

<sup>1</sup>Änderung der Variante 6

Tabelle 10.3: Simulierten Varianten mit den Änderungen am Basisfall

Var.	Parameter/Modelle						
	Zeit- schritt- weite	Wider- stands- koeffizi- ent	Blasen- durch- messer	Gasge- schwin- digkeit	Diskre- tisie- rung	Viscous	Multiphase
1	$10^{-5}$ s						
2	$10^{-4}$ s						
3	$5 \cdot 10^{-4}$ s						
4	$5 \cdot 10^{-4}$ s	symmetric					
5	$5 \cdot 10^{-4}$ s					RNG	
6	$5 \cdot 10^{-4}$ s					RNG	dispersed
7	$5 \cdot 10^{-4}$ s	Morsi- Alexander				RNG	dispersed
8	$5 \cdot 10^{-4}$ s				1. Order Upwind	RNG	dispersed
9	$5 \cdot 10^{-4}$ s					RNG	mixture
10	$5 \cdot 10^{-4}$ s					laminar	
11	$5 \cdot 10^{-4}$ s		5 mm			RNG	dispersed
12	$5 \cdot 10^{-4}$ s		10 mm			RNG	dispersed
13	$5 \cdot 10^{-4}$ s			0,02 m/s		RNG	mixture
14	$5 \cdot 10^{-4}$ s			0,08 m/s		RNG	mixture

durchzubrechen. Eine einzelne Gasblase mit einem kugeläquivalenten Durchmesser von 7,5 mm steigt laut dem Diagramm von Prandtl u. a. (1990) in [Abbildung 4.4](#) mit einer stationären Geschwindigkeit von ungefähr 24 cm/s. Das bedeutet, diese Blase würde einen Höhenunterschied von 1,1 m (geschätzte Expansion des Fluidgemisches berücksichtigt) in 4,6 s zurücklegen. Bei gleichmäßiger Begasung sollte die Durchbruchzeit für die Luft aufgrund des Schwarmeffektes kleiner sein, was nur mit der laminaren Variante 10 erreicht wurde. In der Realität benötigt die Luft bei gleicher Begasung wie in der Simulation ungefähr 2,5 s für den Durchbruch durch die Wasseroberfläche. In den Simulationen kann diese Zeit theoretisch allerdings nicht erreicht werden. In der Realität bildet sich an der Blasenfront nahezu über den gesamten Querschnitt der Blasensäule eine Riesenblase (siehe Hochgeschwindigkeitsaufnahme in [Abbildung B.11](#) und [Abbildung B.12](#)), die als erstes durchbricht. Im Gegensatz dazu werden in der Simulation nur Luftblasen mit 7,5 mm Durchmesser berücksichtigt, die auch im Schwarm die Steiggeschwindigkeit der Riesenblase nicht erreichen können. Überraschenderweise lieferte die laminare Variante 10, sowohl die Durchbruchzeit als auch die Verteilung der Luft in der Blasensäule betreffend, die besten Ergebnisse. Ein direkter Vergleich mit Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wird in [Abbildung B.11](#) und [Abbildung B.12](#) dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass die Simulation im Unterschied zur Aufnahme in der Symmetrieebene der Geometrie zweidimensional dargestellt wird und dass sich die Begasung der Blasensäule in der Realität (961/min) und der Simulation (801/min) unterscheidet. Mit einer Verringerung der Blasengröße (zum Beispiel auf 6 mm Durchmesser) in der Simulation könnten die Aufstiegsgeschwindigkeit und der globale Gasvolumenanteil eventuell korrigiert werden. Anhand der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen kann auch beobachtet werden, dass das Verhalten der Wasseroberfläche nur in Variante 10 der Realität entspricht. Bis zum Durchbruch der Luft hebt sich der Wasserspiegel nahezu ohne Schwankungen über den Querschnitt. Danach beginnt die Oberfläche stark zu schwanken. Beim Einsatz der Turbulenzmodelle in den Simulationen war die häufige Überschätzung der turbulenten Viskositätsrate durch die Turbulenzmodelle auffallend.

Der Einfluss durch die Wahl der Blasengröße wurde am Vergleich der Varianten 6, 11 und 12 untersucht (siehe [Abbildung B.8](#) (a)). Obwohl das Eulersche Modell für kleinere Blasen (verglichen mit der Zellgröße) besser geeignet ist, wurde die Variante 11 instabil.

Der Vergleich der Varianten 9, 13 und 14 soll den Einfluss des Gasvolumenstromes auf die Simulation zeigen. (siehe [Abbildung B.8](#) (b)). Die starke Abhängigkeit der Durchbruchzeit vom Gasvolumenstrom in den Simulationen konnte in der Realität

nicht beobachtet werden.

Der Vergleich der Modelle zur Berechnung der Widerstandskoeffizienten der Gasblasen nach Schiller-Naumann (Variante 6) mit Morsi-Alexander (Variante 7) zeigte keinen nennenswerten Unterschied (siehe [Abbildung B.9 \(a\)](#)). Beim Einsatz des symmetric-Modells (Variante 4) steigt die Gasphase schneller auf als unter Verwendung von Schiller-Naumann (Variante 3) (siehe [Abbildung B.9 \(b\)](#)). Beim Vergleich von Variante 4 und 6 fällt auf, dass die Turbulenzmodelle die Steiggeschwindigkeit wesentlich mehr als die Modelle der Widerstandskoeffizienten beeinflussen.

Die stationäre Simulation konvergiert zwar aber gegen keine sinnvolle physikalische Lösung, was bei diesem stark instationären Problem nicht verwunderlich ist (siehe [Abbildung B.10 \(a\)](#)).

Die Simulation mit der Diskretisierung der Differentialgleichungen nach “First Order Upwind” lieferte keine sinnvollen physikalischen Ergebnisse (siehe [Abbildung B.10 \(b\)](#)).

## Teil IV

# Diskussion, Ausblick und Zusammenfassung

# 11 Diskussion und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Laborblasensäule entwickelt, die sehr leicht Konfigurationsveränderungen zulässt. Begaser können leicht gewechselt und Einbauten installiert werden. Durch eine austauschbare Seitenwand können auf ihrer gesamten Fläche Sensoren und Probennahmestellen eingesetzt werden. Die Transparenz der Blasensäule ermöglicht Untersuchungen mit Hochgeschwindigkeitskameras, PIV und LDA. Für die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen muss allerdings eine entsprechend leistungsfähige Lichtquelle installiert werden. Zur leichteren Erstellung von Strömungsprofilen mit einem Laser-Doppler-Anemometer sollte dafür eine automatisierte Traversiereinrichtung errichtet werden.

Die Messungen des globalen Gasvolumenanteiles lieferten nur teilweise befriedigende Ergebnisse, weil die angewandte Messmethode die Untersuchung von Einflussfaktoren auf den globalen Gasvolumenanteil nicht zulässt. Um für eine Anwendung den optimalen Begaser auswählen zu können, wären Versuche zur Charakterisierung verschiedener Begaser sinnvoll. Einzelblasenversuche sind wichtig, weil die Einflussfaktoren vor allem auf die Blasenbildung relativ leicht untersucht werden können (zum Beispiel mit einer Hochgeschwindigkeitskamera). Auch die Auswirkung oberflächenaktiver Substanzen unterschiedlicher Natur (an-, kat- und nichtionisch) auf Blasenbildung und -strömung wäre interessant. Experimente mit Stoff- und Wärmeübergang sollen durchgeführt werden, um die Leistungsfähigkeit der Blasensäule zu bestimmen. Ziel ist es, in der entwickelten Blasensäule eine Ethanolfermentation mit Gas-Strippen durchführen zu können und zu optimieren.

Ursprünglich sollte in dieser Arbeit das Eulersche Modell auf Anwendbarkeit für Blasenströmungen im industriellen Maßstab überprüft werden. Jedoch stellte sich nach den ersten Simulationen heraus, dass die Durchbruchzeit des Blasenschwarmes in der Simulation immer größer als die der realen Einzelblase war. Deshalb wurde versucht, mit der vorhergehenden Parameterstudie eine geeignete Modell- und Parameterkonfiguration am Eulerschen Modell zu finden. Alle Varianten unter dem Einsatz von Turbulenzmodellen scheinen nicht befriedigend zu sein. Nur das laminare Modell (Variante 10) sieht vielversprechend aus und sollte genauer untersucht werden.

Ebenso sollte das VOF-Modell überprüft werden. [Jordan u. Horvath \(2008\)](#) haben bereits mit ersten VOF-Simulationen<sup>1</sup> begonnen. Erste vielversprechende Ergebnisse können in [Abbildung B.11](#) und [Abbildung B.12](#) betrachtet werden. Das VOF-Modell ist zwar durch die notwendige Verwendung von sehr feinen Gittern sehr rechenintensiv aber könnte in Zukunft durch die stark steigenden Rechnerleistungen auch in Anwendungen mit industriellen Dimensionen eine große Rolle spielen. Zusätzlich soll das VOF-Modell durch Simulationen von einzelnen bis wenigen Gasblasen zum Ableiten von Kopplungsmodellen (über UDF) zwischen den Phasen für das Eulersche Modell verwendet werden. Wenn die Hydrodynamik von den Simulationen halbwegs gut abgebildet werden kann, sollen Stoff- und Wärmeübergangsmodelle überprüft und/oder implementiert (über UDF) werden. Die numerische Strömungssimulation sollte nicht nur für die hydrodynamische Auslegung und Optimierung von Blasensäulen, sondern auch zur Abschätzung der dynamischen Beanspruchung ihrer Bauteile durch die instationäre Blasenströmung verwendet werden.

---

<sup>1</sup>unter Verwendung des Smagorinsky-Modells (ohne k-Gleichung) und des gleichen, relativ groben Gitters, wie in [Abschnitt 10.1](#) beschrieben

## 12 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde eine Laborblasensäule entwickelt, die für Experimente zum Gas-Strippen bei der Ethanolfermentation eingesetzt werden soll. Das Volumen für die Blasenströmung hat die Form eines Quaders und misst  $0,2 \times 0,2 \times 2$  m (quadratischer Querschnitt). Der Mantel besteht aus Floatglas, um Transparenz für Beobachtungen zu gewährleisten. Eine Seitenwand kann abgenommen und ausgetauscht werden. Das ermöglicht einen Zugriff ins Innere der Blasen Säule und somit einen Begaserwechsel, Innenreinigung und Flexibilität in Bezug auf Geometrievariationen. Die Blasen Säule kann bei Temperaturen zwischen Umgebungstemperatur und  $60^\circ\text{C}$  und bei Umgebungsdruck betrieben werden. Der Druck in der Vorkammer ist auf  $0,3$  bar Überdruck begrenzt. Durch die Verwendung der Werkstoffe Floatglas, rostfreier Stahl und PVC-U können zum Beispiel Wasser, Alkohole, Fermentationsmaischen für die Ethanolfermentation, usw. als flüssige und verschiedene Gase als gasförmige Medien eingesetzt werden. Das zugeführte Gas kann mit einem  $2,3$  kW-Heizelement in einer Rohrheizung erhitzt werden. Eine Flüssigkeitsheizung ist ebenfalls vorgesehen.

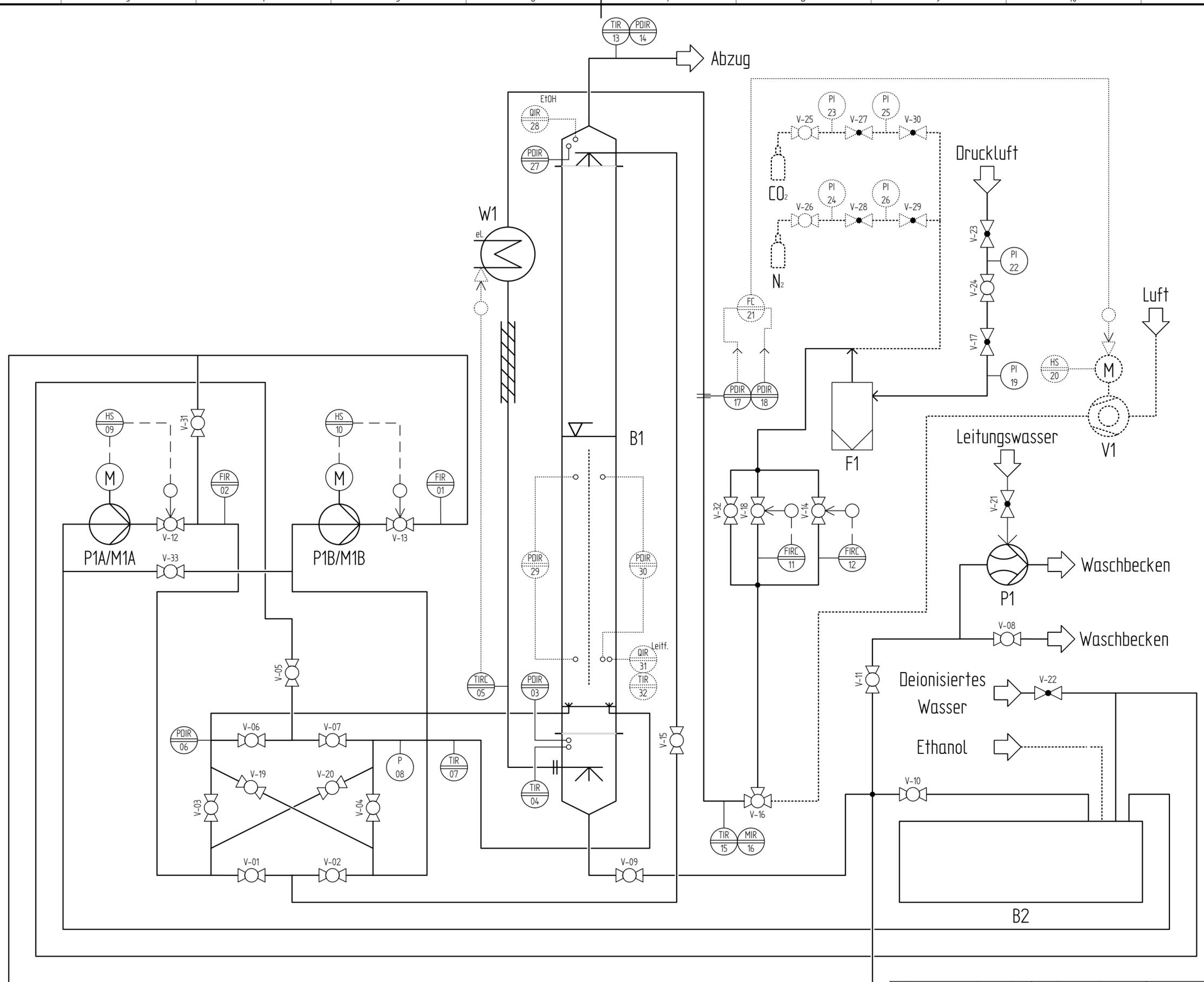
Die ersten Versuche mit der entwickelten Blasen Säule wurden mit den Fluiden Luft und deionisiertem Wasser bei Umgebungsbedingungen durchgeführt, um den Verlauf des globalen Gasvolumenanteiles in Abhängigkeit von der Gasleerrohrgeschwindigkeit zu bestimmen. Dabei wurden Begaserkonfiguration (gleichmäßig, lokal, Reihe; mit  $1, 2$  und  $3$  mm Bohrungen) und -material (PVC-U, Aluminium und teflonbeschichtetes PVC-U) und der Füllstand ( $0,5, 1$  und  $1,5$  m) variiert. Der globale Gasvolumenanteil wurde über die Expansion des Fluidgemisches berechnet. Die Höhe des expandierten Fluidgemisches konnte wegen der starken Schwankungen der Oberfläche nur mit beschränkter Genauigkeit abgemessen (mit einem Maßband) werden. Zusätzlich wurden einige Versuche wiederholt, um auf Reproduzierbarkeit zu überprüfen. Wie sich herausstellte, konnten aufgrund der Messunsicherheiten einige der erwarteten Tendenzen nicht bestätigt werden. Zur besseren und automatisierbaren Bestimmung der Höhe des Fluidgemisches wäre wohl ein optischer Füllstandssensor besser geeignet.

## 12 Zusammenfassung

Es wurde eine Parameterstudie am Eulerschen Modell für Blasenströmungen durchgeführt. Dazu wurde ein Gitter mit der Geometrie der entwickelten Laborblasensäule mit ungefähr 360000 Zellen generiert. Die Simulationen wurden mit Wasser bei einem Füllstand von 1 m und Luftblasen mit 7,5 mm Durchmesser durchgeführt. Die Blasensäule wurde am Eintritt mit 0,04 m/s bei einem Volumenstrom von 80 l/min begast. Der Einfluss des Zeitschrittes auf die Simulation wurde untersucht. Es stellte sich ein optimaler Zeitschritt von  $5 \cdot 10^{-4}$  s heraus. Zahlreiche untersuchte Konfigurationen mit Turbulenzmodellen lieferten kein befriedigendes Ergebnis, vor allem weil die simulierten Durchbruchzeiten eines Blasenschwarmes größer als bei realen Einzelblasen gleicher Größe sind. Am aussichtsreichsten war die Simulation mit dem laminaren Modell. Die Durchbruchzeit nahm realistische Werte an und die Verteilung der Gasphase entspricht qualitativ realen Blasenströmungen. Auch Simulationen mit anderen Blasengrößen (5 mm und 10 mm) und Gasgeschwindigkeiten am Eintritt (0,02 m/s und 0,08 m/s), sowie mit unterschiedlichen Modellen für die Widerstandskoeffizienten (Schiller-Naumann, Morsi-Alexander und symmetric) wurden durchgeführt. Eine stationäre Simulation und eine Simulation mit einer Diskretisierung 1. Ordnung aller Differentialgleichungen brachten keine physikalisch sinnvollen Ergebnisse. Ein direkter Vergleich von laminaren Eulerschen und VOF-Simulationen mit Hochgeschwindigkeitsaufnahmen einer entsprechenden Blasenströmung sieht sehr vielversprechend für zukünftige Untersuchungen aus.

Teil V  
Anhang

# A Pläne & Skizzen

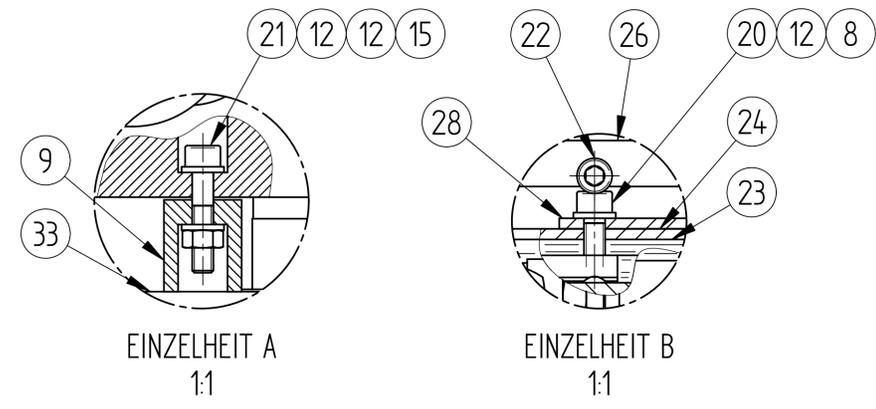
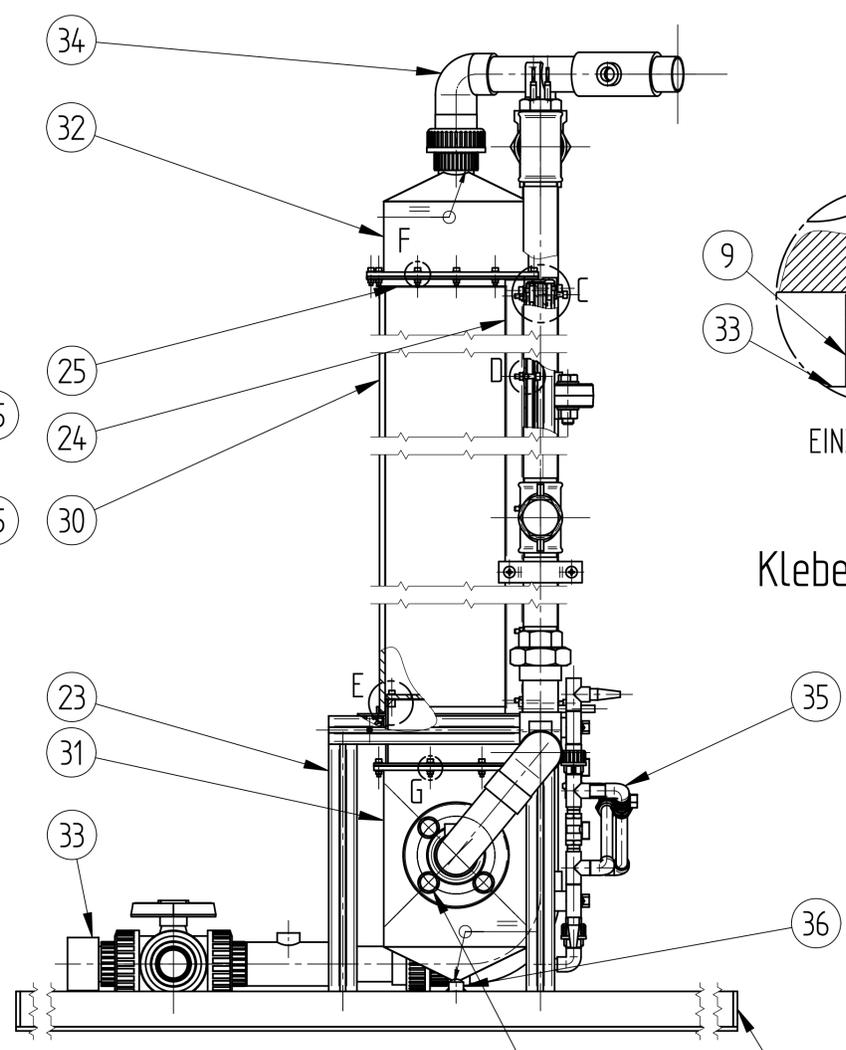
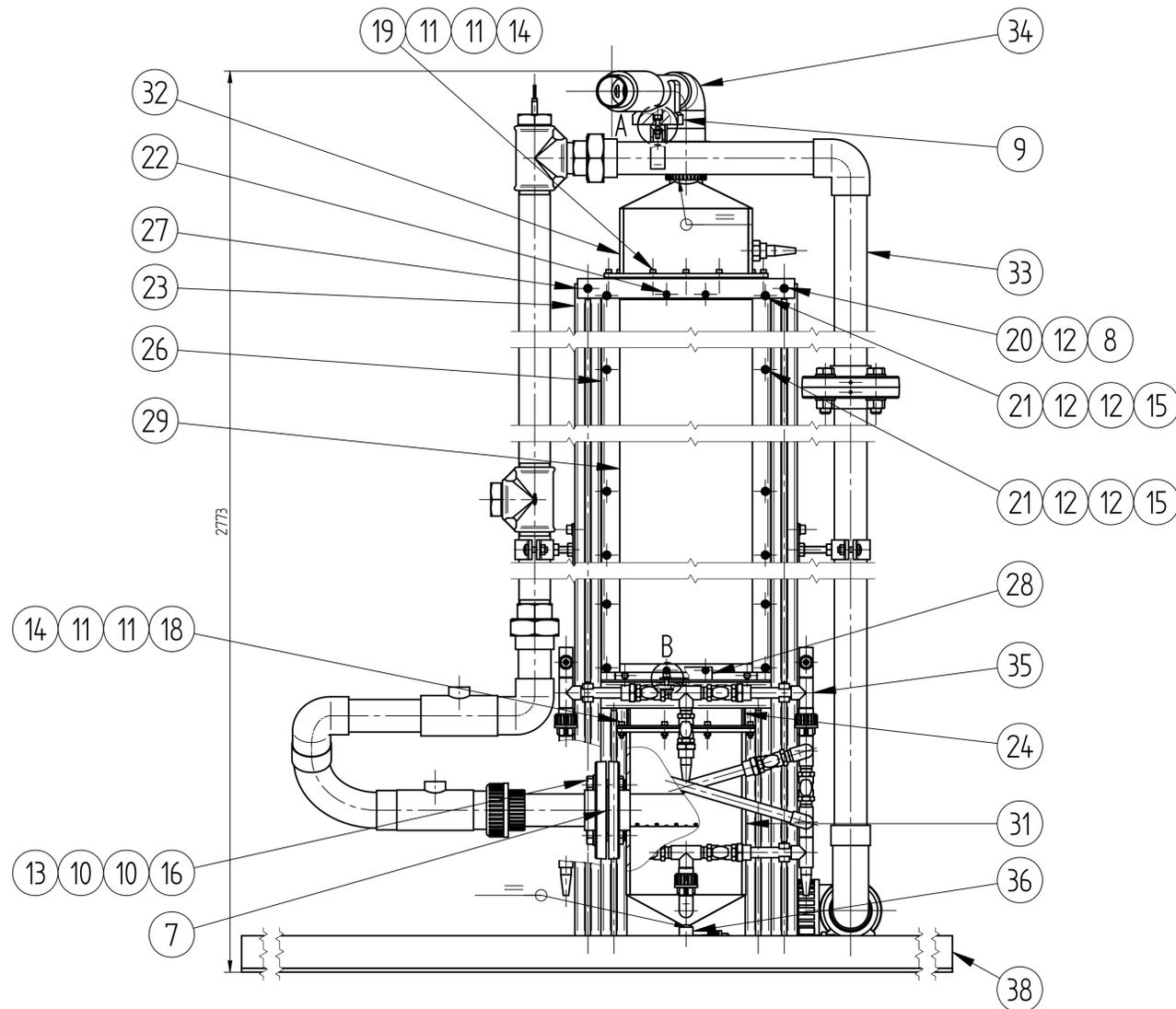


Benennung	Blasensäule	Tank	Staubfilter	Wasserstrahlpumpe	Kreiselpumpe	Rohrheizung
Technische Daten	80L	110L	-	-	10-48 l/min / 45-10 Hm / 0,6 kW	23 kW
zulässiger Betriebsdruck in Mpa	0,125 am Sensor 03	0,1	1	-	-	0,125
zulässige Betriebstemperatur in °C	50	60	60	-	-	300
Werkstoff	14301/Floatglas/PVC-U	PP	PC	Glas	Stahl	E235/Incoloy 800/EN-GJMw400-5

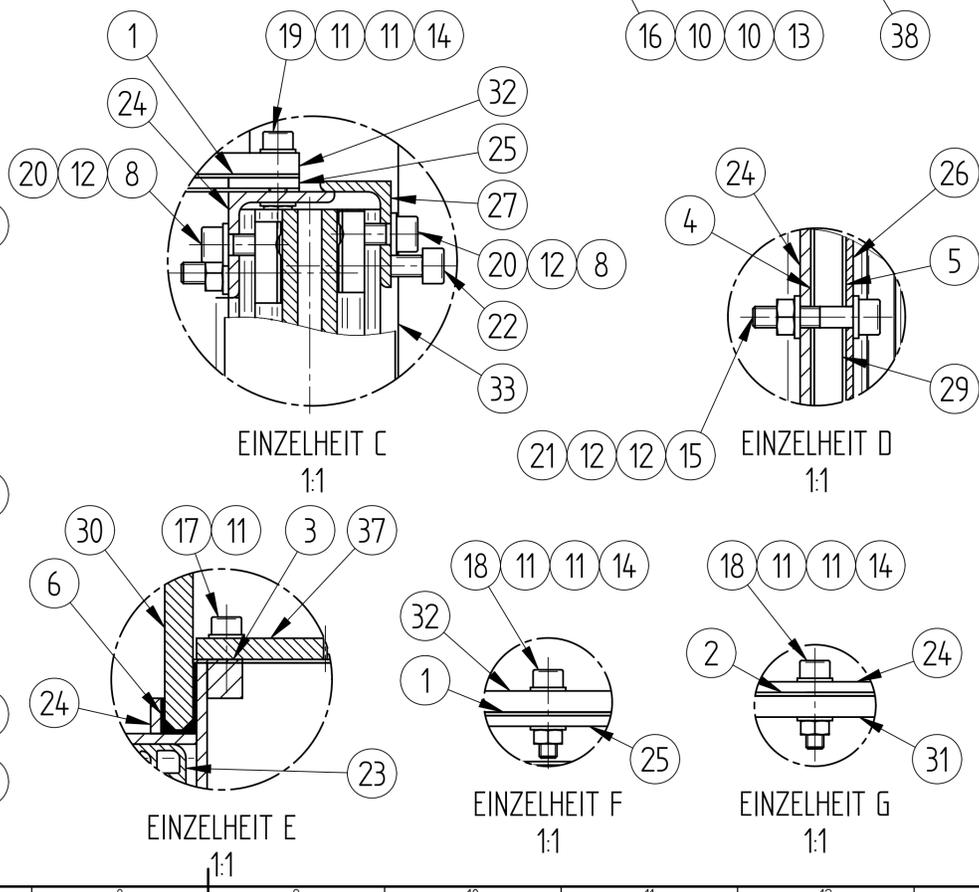
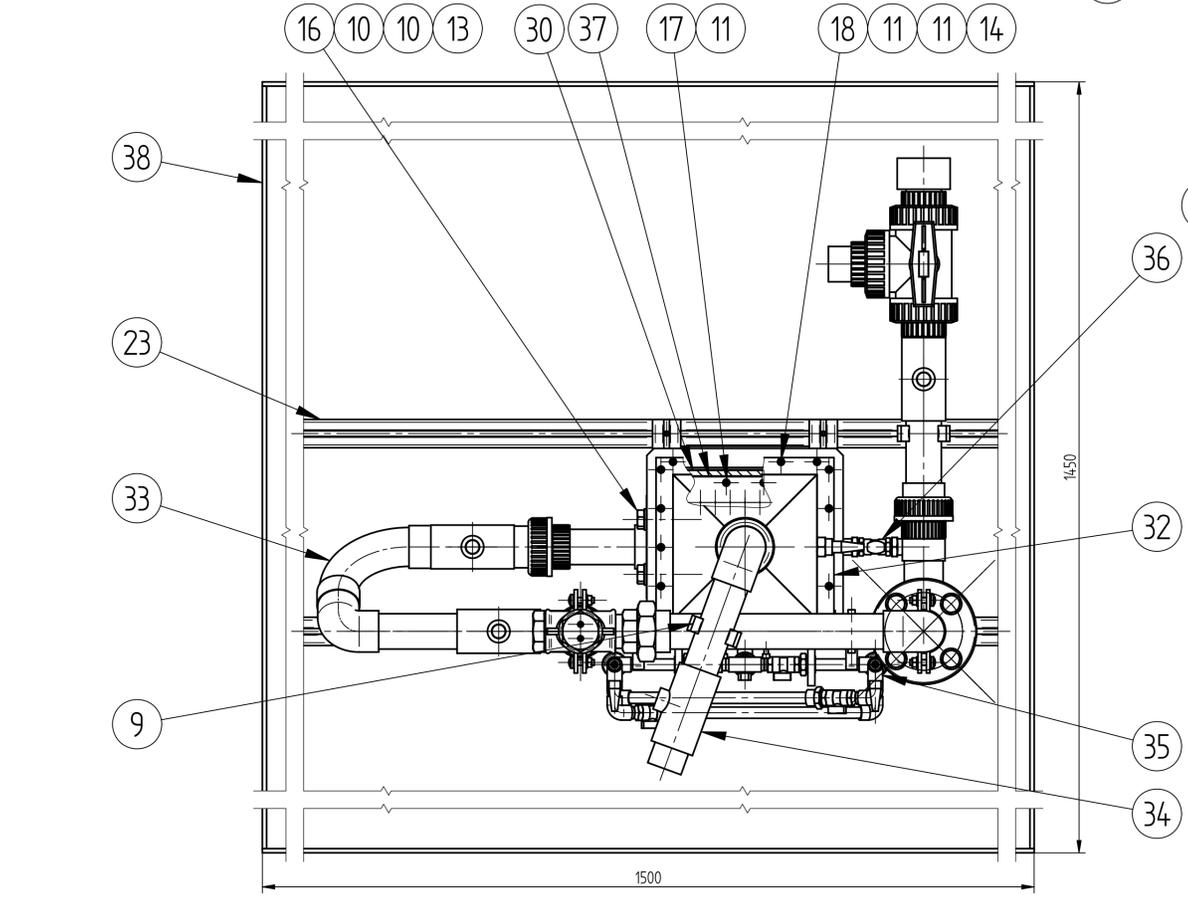
	Datum	Name
Bearb.	26.11.2007	M. Lukasser
Gepr.		
Norm		
Gez.	26.11.2007	M. Lukasser

Blasensäule		Blatt 1
Rohrleitungs- und Instrumentenschema		
Zeichnungsnummer: 01		1 BL
Ers. für	Ers. durch	





Klebestellen mit Tangit PVC-U Kleber geklebt



Pos.Nr.	Titel	Material	Zeichnungsnummer	Menge
1	Dichtband Abgas 12 x 2	Neopren - Kautschuk		1
2	Dichtband Gaszufuhr 12 x 2	Neopren - Kautschuk		1
3	Dichtband Siebboden 12 x 2	Neopren - Kautschuk		1
4	Dichtband Verschluss 12 x 2	Neopren - Kautschuk		1
5	Dichtband Verschlussrahmen 12 x 2	Neopren - Kautschuk		1
6	Dichtmasse Glas/Flansch	Aquariumsilikon		1
7	Flachdichtung DN40	EPDM		1
8	Nutenstein 8 St M6	Stahl, rostfrei		16
9	Rohrklemme DN10	Polypropylen		2
10	Scheibe DIN 125-1 A - 17	Stahl, verzinkt		4
11	Scheibe DIN 125-1 A - 5,3	A2		68
12	Scheibe DIN 125-1 A - 6,4	A2		102
13	Sechskantmutter DIN 934 M16	8 verzinkt		4
14	Sechskantmutter DIN 934 M5	A2-70		30
15	Sechskantmutter DIN 934 M6	A2-70		43
16	Sechskantschraube ISO 4017 M16x50	8.8 verzinkt		4
17	Zylinderschraube DIN 912 - M5 x 12	A2-70		8
18	Zylinderschraube DIN 912 - M5 x 20	A2-70		25
19	Zylinderschraube DIN 912 - M5 x 25	A2-70		5
20	Zylinderschraube DIN 912 - M6 x 16	A2-70		16
21	Zylinderschraube DIN 912 - M6 x 30	A2-70		43
22	Zylinderschraube DIN 912 - M6 x 40	A2-70		4
23	Gestell		03	1
24	Rahmen		04	1
25	Rahmen Abschluss		05	1
26	Verschlussrahmen		06	1
27	Verschlusswinkel oben DIN 1028 - 30 x 3	14301	07	1
28	Verschlusswinkel unten DIN 1028 - 30 x 3	14301	08	1
29	Verschluss Scheibe	Floatglas	09	1
30	Glasscheiben in U-Form geklebt		10	1
31	Gehäuse Gaszufuhr		11	1
32	Gehäuse Abgas		12	1
33	Gaszuleitung		13	1
34	Abgasleitung		19	1
35	Flüssigkeitszuleitung		20	1
36	Flüssigkeitsauslass Gehäuse Gaszufuhr		21	1
37	Siebboden 1mm	PVC-U	22	1
38	Auffangwanne		25	1

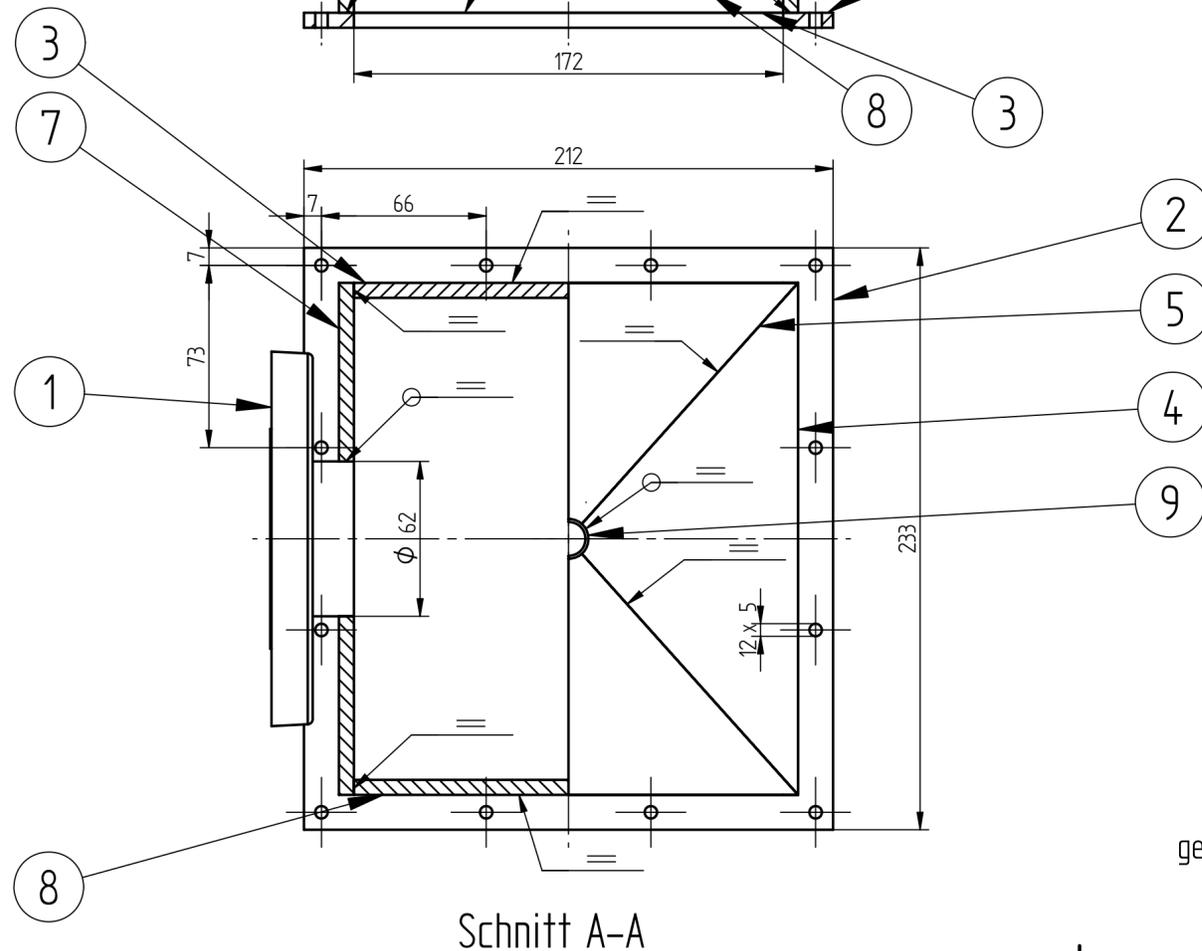
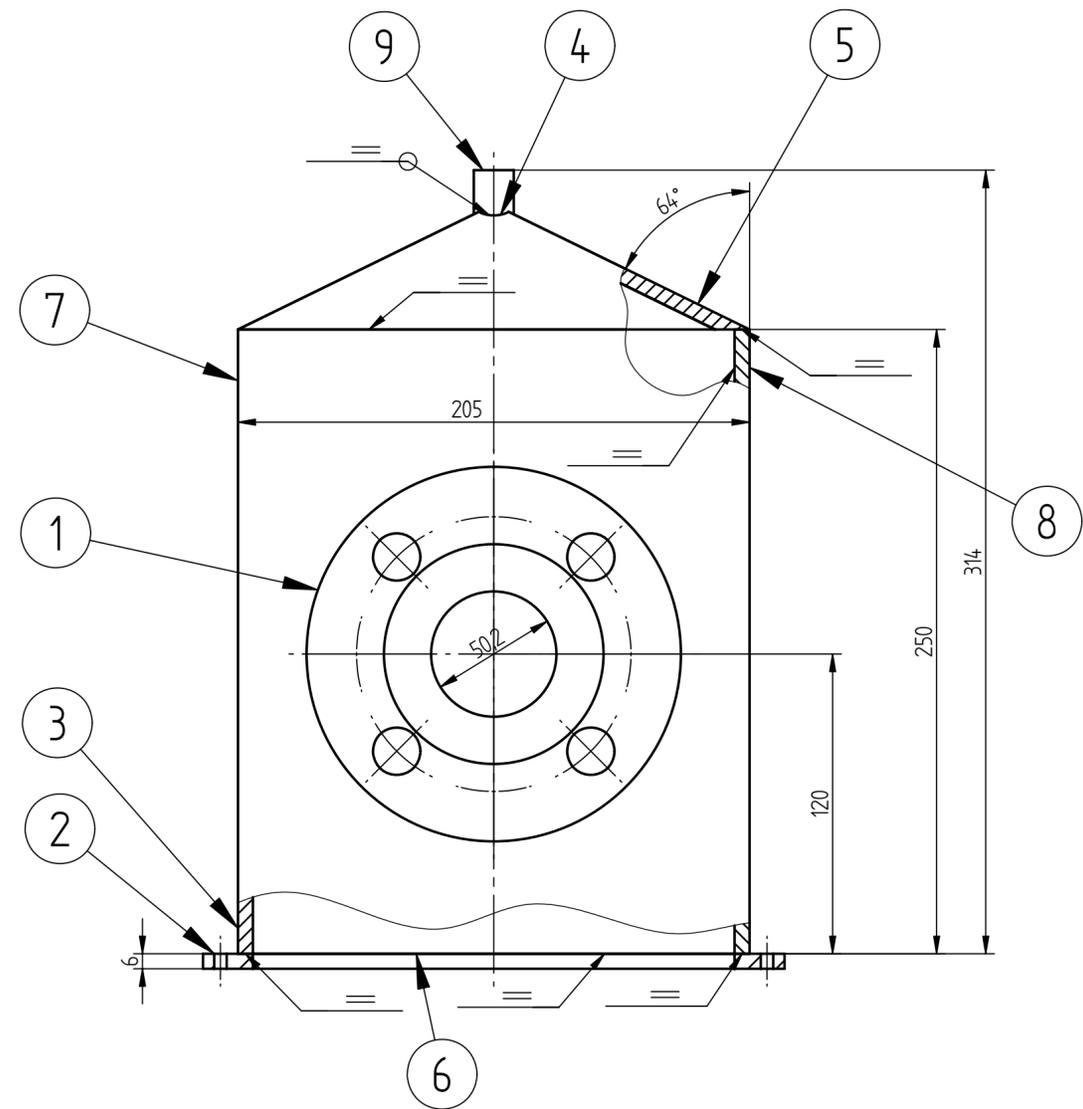
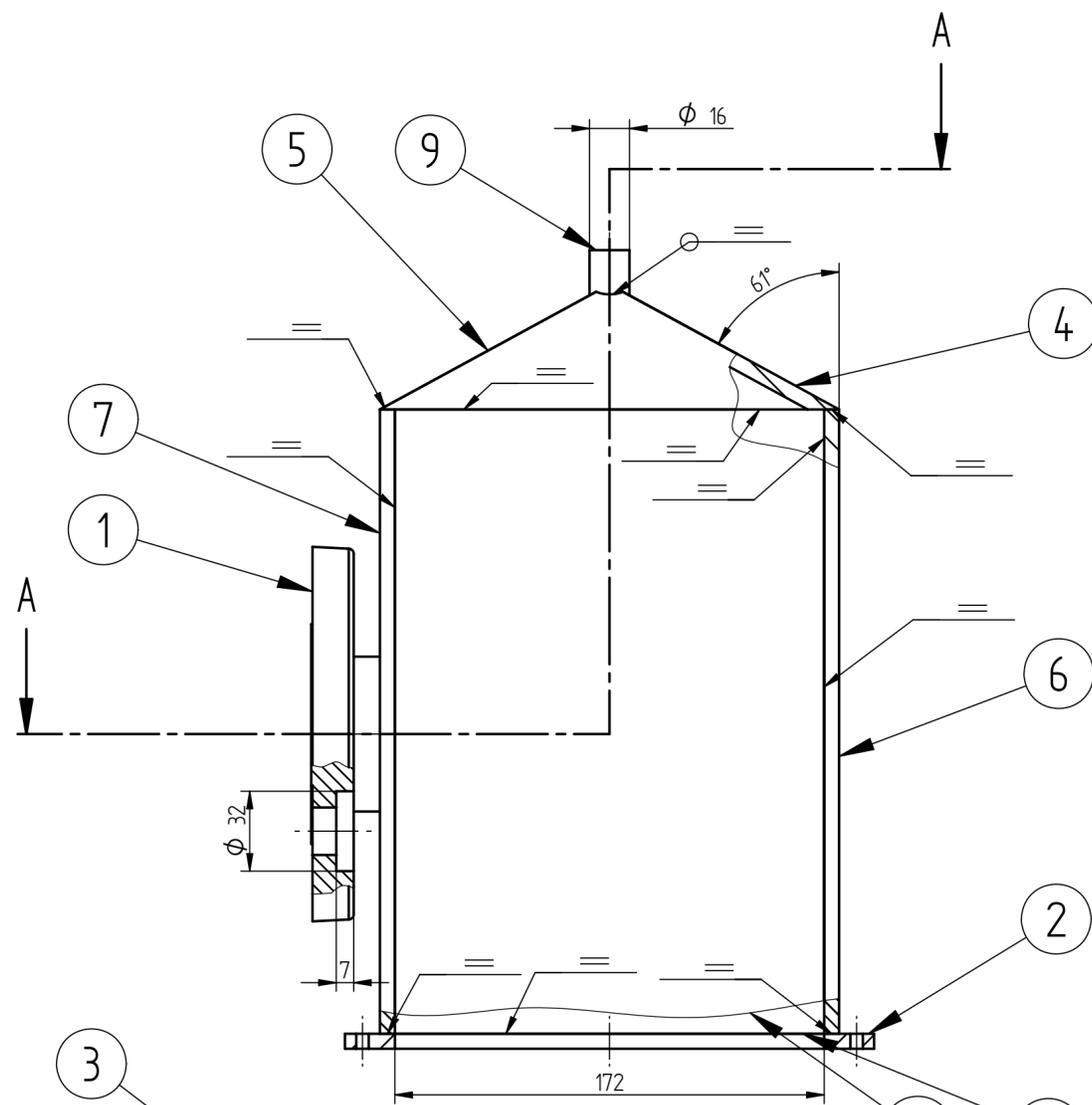
Maßstab 1:5 (1:1) m = 124,132 kg  
Werkstoff

Bearb. 01.04.2008 M. Lukasser  
Gepr. M. Lukasser  
Norm  
Gez. 10.04.2007 M. Lukasser

Blasensäule  
Zusammenstellungszeichnung  
Zeichnungsnummer: 02

Blatt 1  
1 Bl.

Zust. Änderung Datum Name Ursprung Ers. für Ers. durch



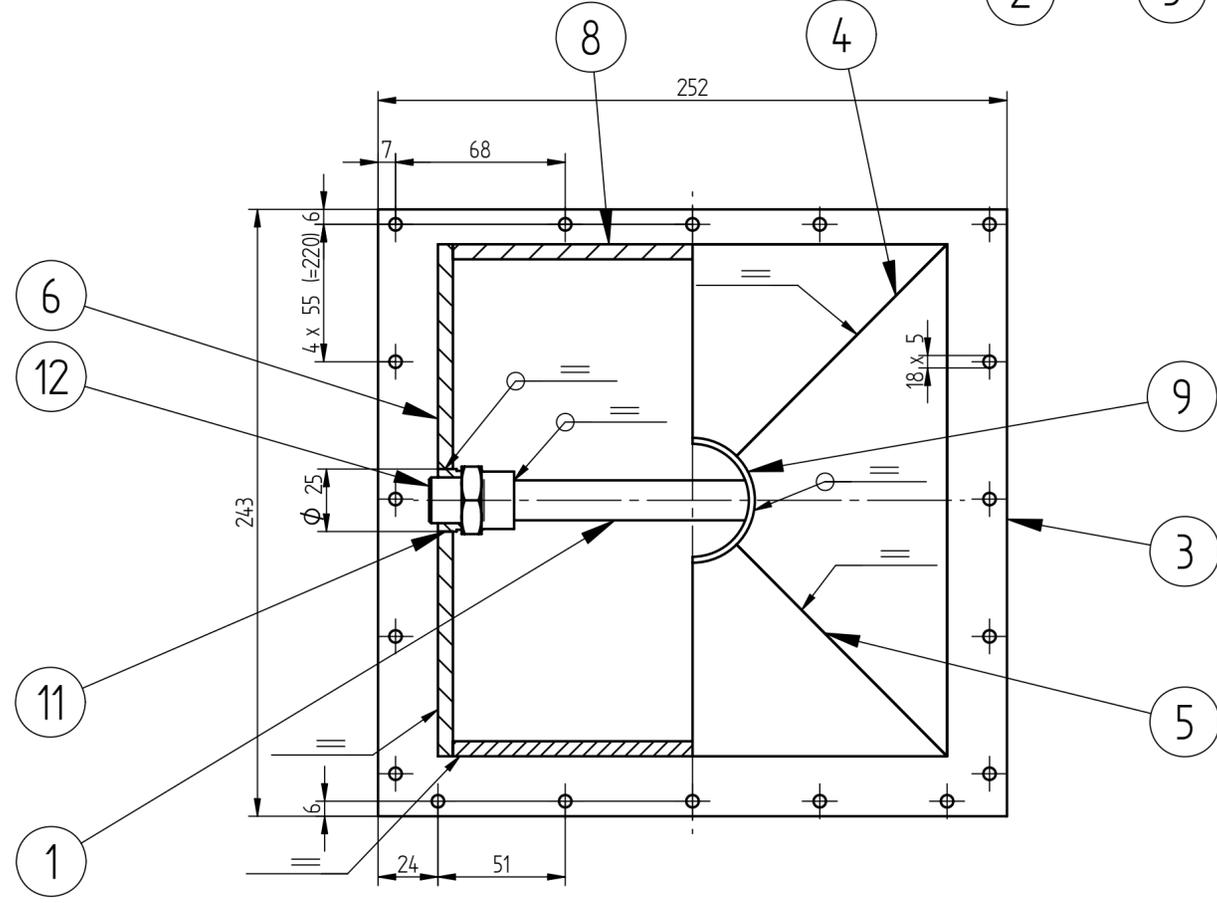
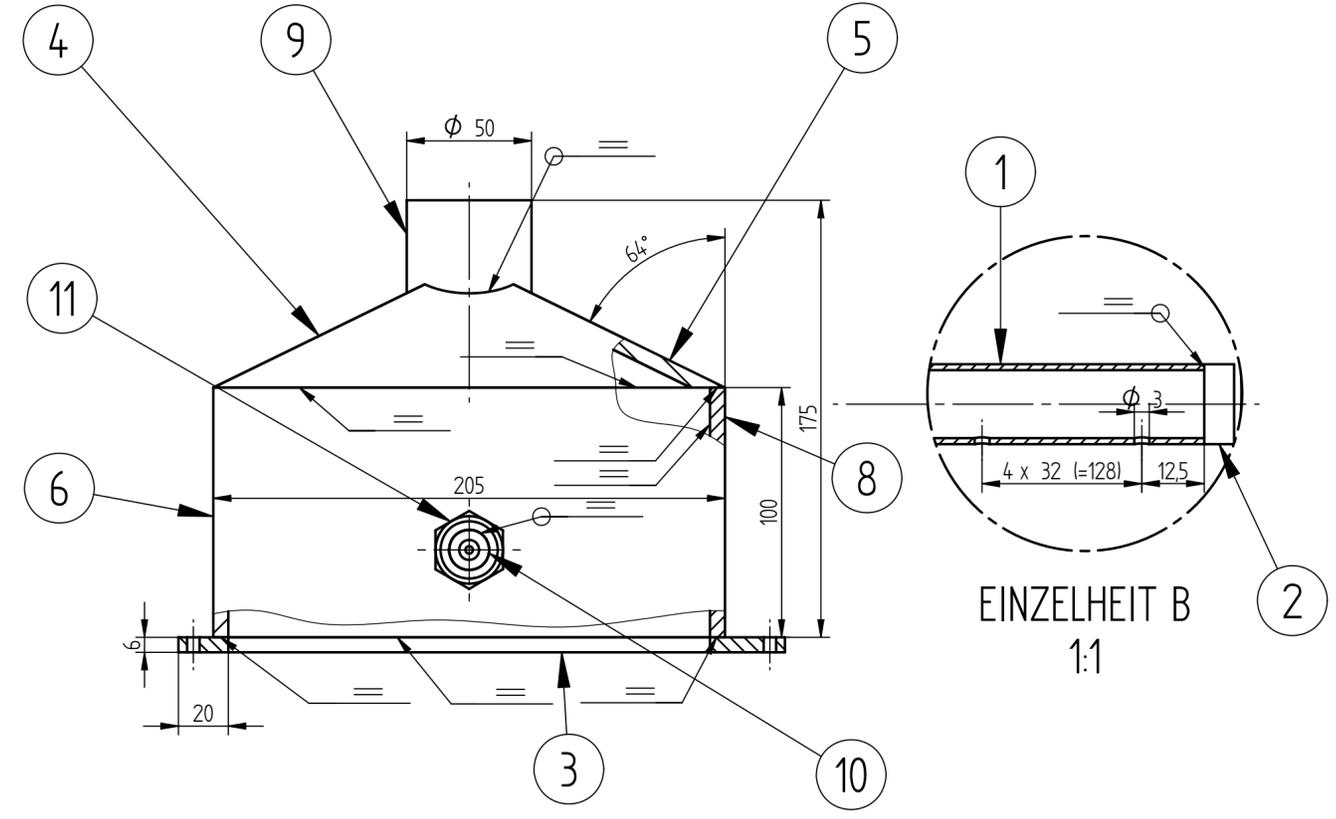
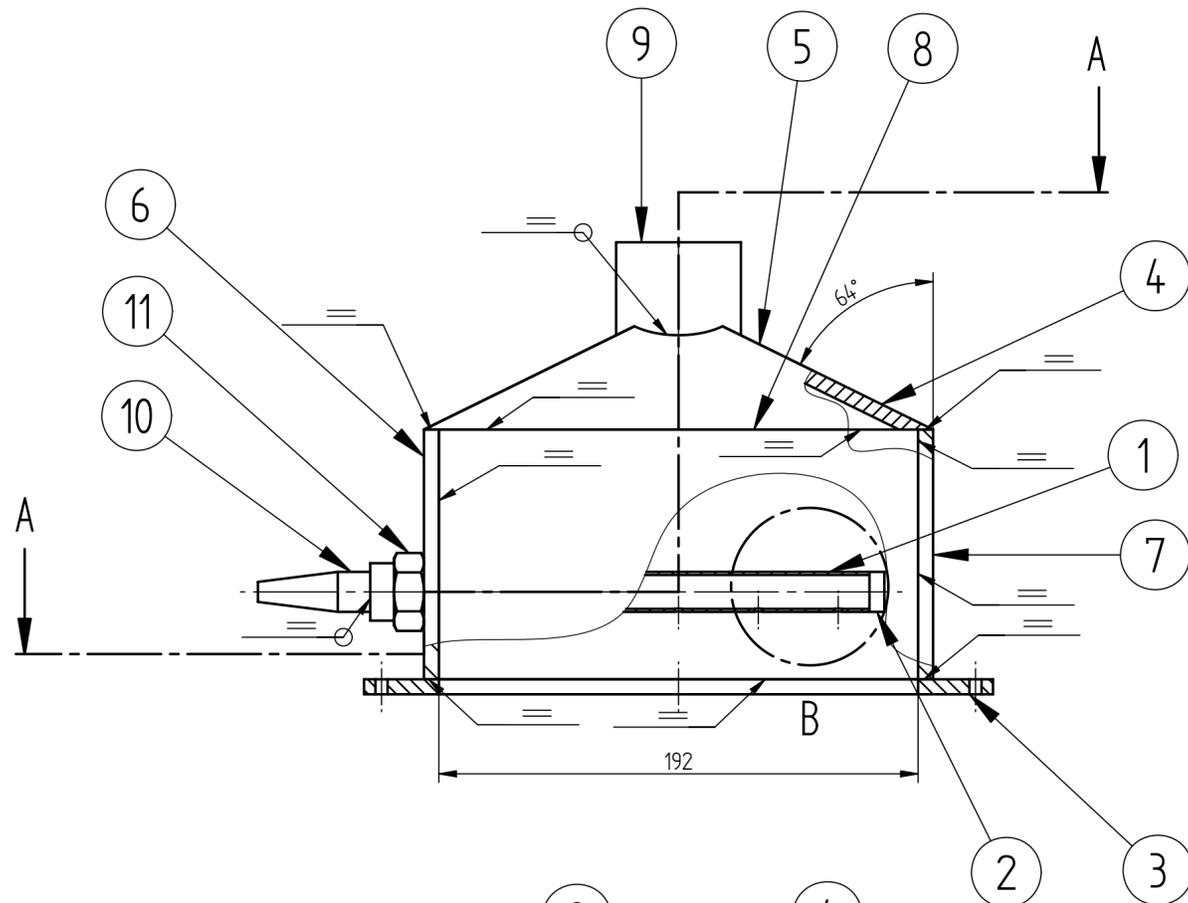
$\sqrt{\text{Ra } 3,2}$   
 $-0,3$     $+0,3$   
 geklebt mit Tangit PVC-U Kleber

Pos.Nr.	Titel	Material	Materialstärke	Länge	Menge
1	Festflansch DN40	PVC-U			1
2	Platte Gaszufuhr Flansch	PVC-U	6,00 mm		1
3	Platte Gaszufuhr hinten	PVC-U	6,00 mm		1
4	Platte Gaszufuhr Pyramide Seite	PVC-U	6,00 mm		2
5	Platte Gaszufuhr Pyramide vorne	PVC-U	6,00 mm		2
6	Platte Gaszufuhr Seite	PVC-U	6,00 mm		1
7	Platte Gaszufuhr Seite Einlass	PVC-U	6,00 mm		1
8	Platte Gaszufuhr vorne	PVC-U transparent	6,00 mm		1
9	Rohr DN10 PN16	PVC-U		25,00 mm	1

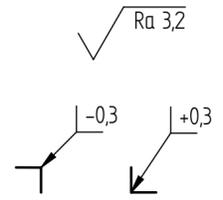
  

Tolerierung nach ISO 8015		Allgemeintoleranzen: ISO 2768-mK		Oberflächen: ISO 1302		Kanten: ISO 13715		Maßstab: 1:2		m = 1,720 kg	
Datum		Name		Werkstoff:		Gehäuse Gaszufuhr		Baugruppenzeichnung		Blatt 1	
Bearb. 01.04.2008		M. Lukasser								1 BL	
Gepr.											
Norm											
Gez. 28.12.2006		M. Lukasser									
Zust. Änderung		Datum		Name		Ursprung		Ers. für		Ers. durch	

Schnitt A-A



Schnitt A-A



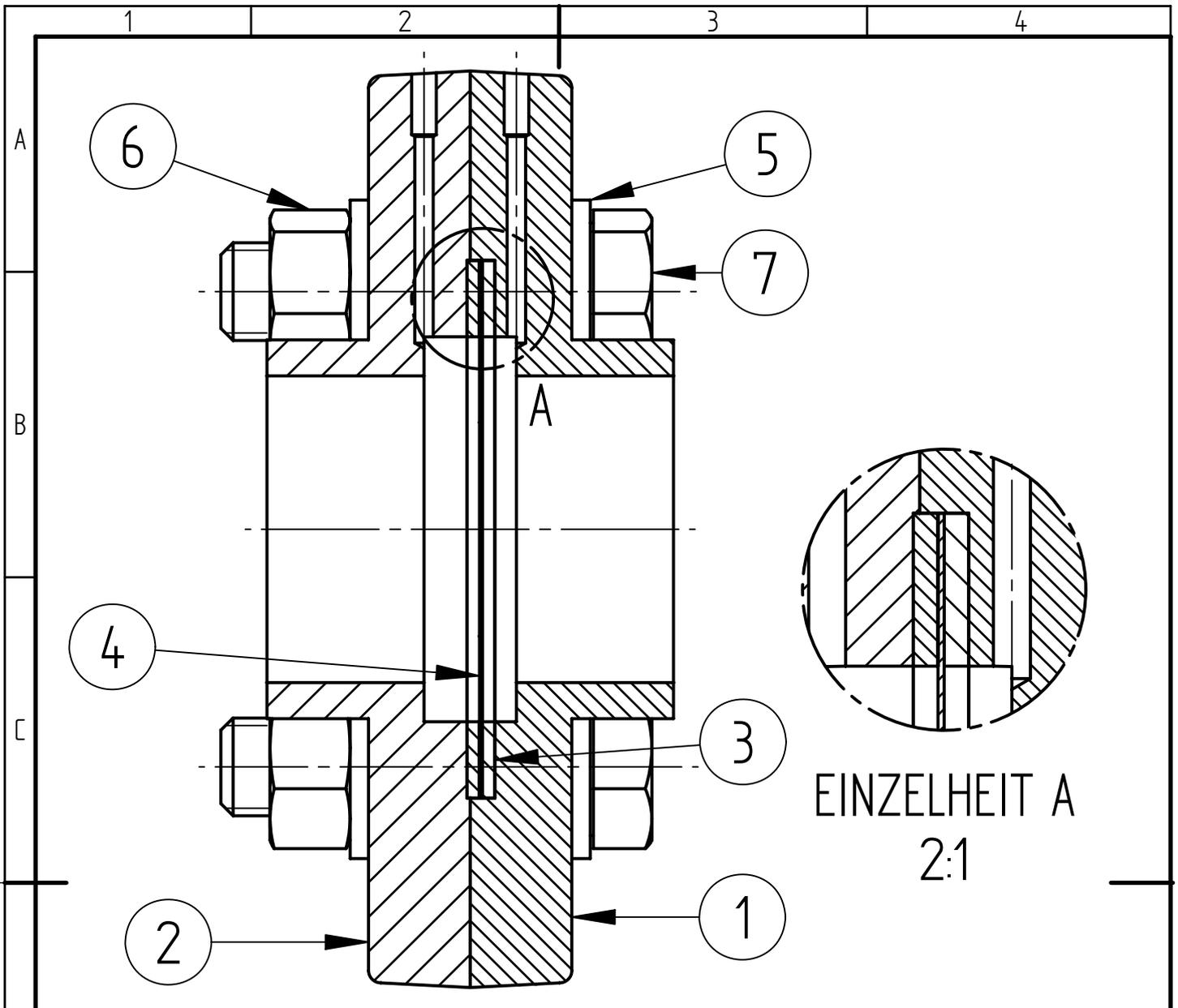
geklebt mit Tangit PVC-U Kleber

Pos.Nr.	Titel	Material	Materialstärke	Länge	Menge
1	FlüssigkeitsverteilerRohr DN10 PN16	PVC-U		162,00 mm	1
2	Flüssigkeitsverteilerrohrverschluss	PVC-U	6,00 mm		1
3	Platte Abgas Flansch	PVC-U	6,00 mm		1
4	Platte Abgas Pyramide Seite	PVC-U	6,00 mm		2
5	Platte Abgas Pyramide vorne	PVC-U	6,00 mm		2
6	Platte Abgas Seite	PVC-U	6,00 mm		1
7	Platte Abgas Seite	PVC-U	6,00 mm		1
8	Platte Abgas vorne	PVC-U	6,00 mm		2
9	Rohr DN40 PN10	PVC-U		45,00 mm	1
10	Schlauchfülle DN10	PVC-U			1
11	Übergangsmuffe DN10 - Rp3/8"	PVC-U			1
12	Übergangsmuffennippel DN10 - R3/8"	PVC-U			1

Tolerierung nach ISO 8015		Allgemeintoleranzen ISO 2768-mK	Oberflächen: ISO 1302 Kanten: ISO 13715	Maßstab: 1:2 (1:1)	m = 1,245 kg
Datum		Name		Werkstoff:	
Bearb. 01.04.2008		M. Lukasser		Gehäuse Abgas	
Gepr.				Baugruppenzeichnung	
Norm					
Gez. 27.12.2006		M. Lukasser			
				Zeichnungsnummer: 12	
Zust.	Änderung	Datum	Name	Ursprung	Ers. für
					Ers. durch

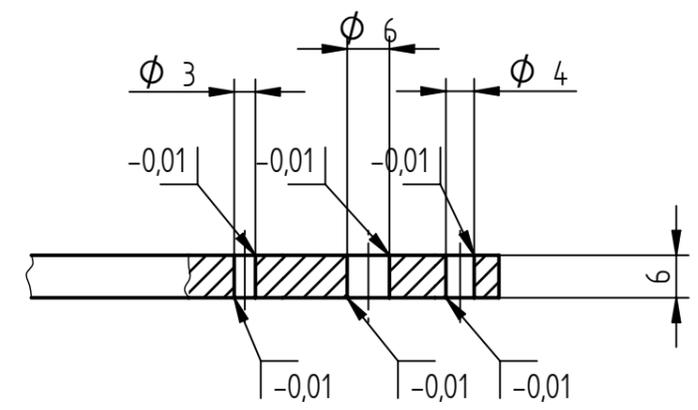
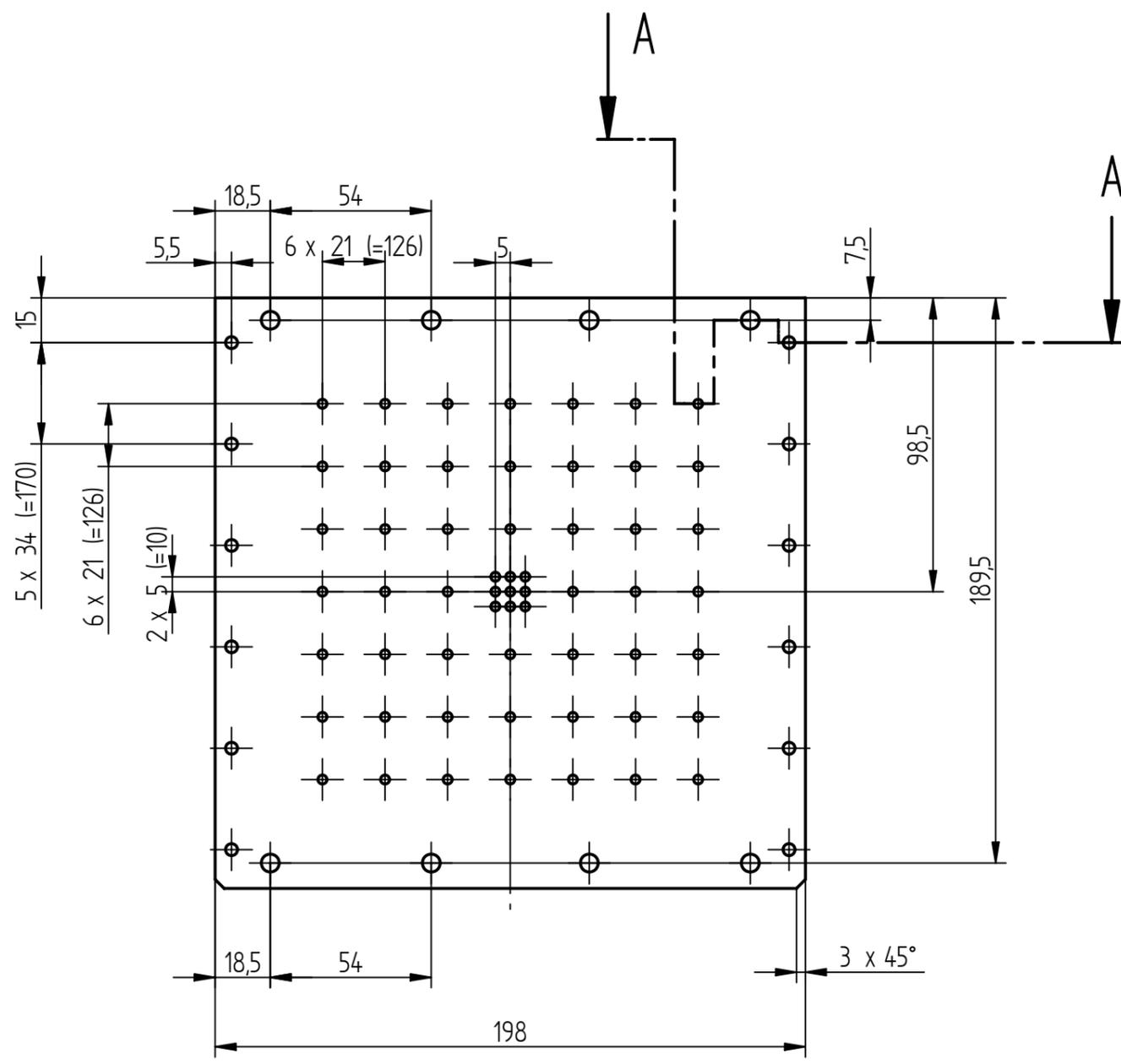




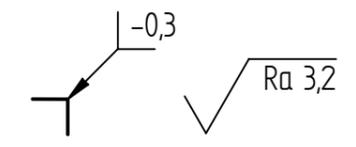
Pos.Nr.	Titel	Material	Zeichnungsnummer	Menge
1	Festflansch DN40 Messblende Teil 1	PVC-U	16	1
2	Festflansch DN40 Messblende Teil2	PVC-U	17	1
3	Flachdichtung DN50	EPDM		2
4	Messblende	Stahl, verzinkt		1
5	Scheibe DIN 125-1 A - 17	Stahl, verzinkt		8
6	Sechskantmutter DIN 934 M16	8 verzinkt		4
7	Sechskantschraube ISO 4017 M16x60	8.8 verzinkt		4

		Maßstab: <b>1:1 (2:1)</b>		m = 1,457 kg	
		Datum		Name	
		Bearb. 26.11.2007		M. Lukasser	
		Gepr.			
		Norm			
		Gez. 05.04.2007		M. Lukasser	
				Messblende	
				Baugruppenzeichnung	
				Zeichnungsnummer: 15	
				Blatt 1	
				1 Bl.	
Zust.	Änderung	Datum	Name	Ursprung:	Ers. für:
					Ers. durch:





Schnitt A-A  
1:1



Tolerierung nach ISO 8015		Allgemeintoleranzen: ISO 2768-mK		Oberflächen: ISO 1302 Kanten: ISO 13715		Maßstab: 1:2 (1:1)		m = 0,319 kg	
		Datum		Name		Werkstoff: PVC-U			
		Bearb. 01.04.2008		M. Lukasser		Siebboden 3mm			
		Gepr.				Einzelteilzeichnung			
		Norm							
		Gez. 24.11.2007		M. Lukasser					
						Zeichnungsnummer: 24			
						Blatt 1			
						1		BL	
Zust.	Änderung	Datum	Name	Ursprung:	Ers. für:	Ers. durch:		A3	



## B Gitter & Simulationsergebnisse

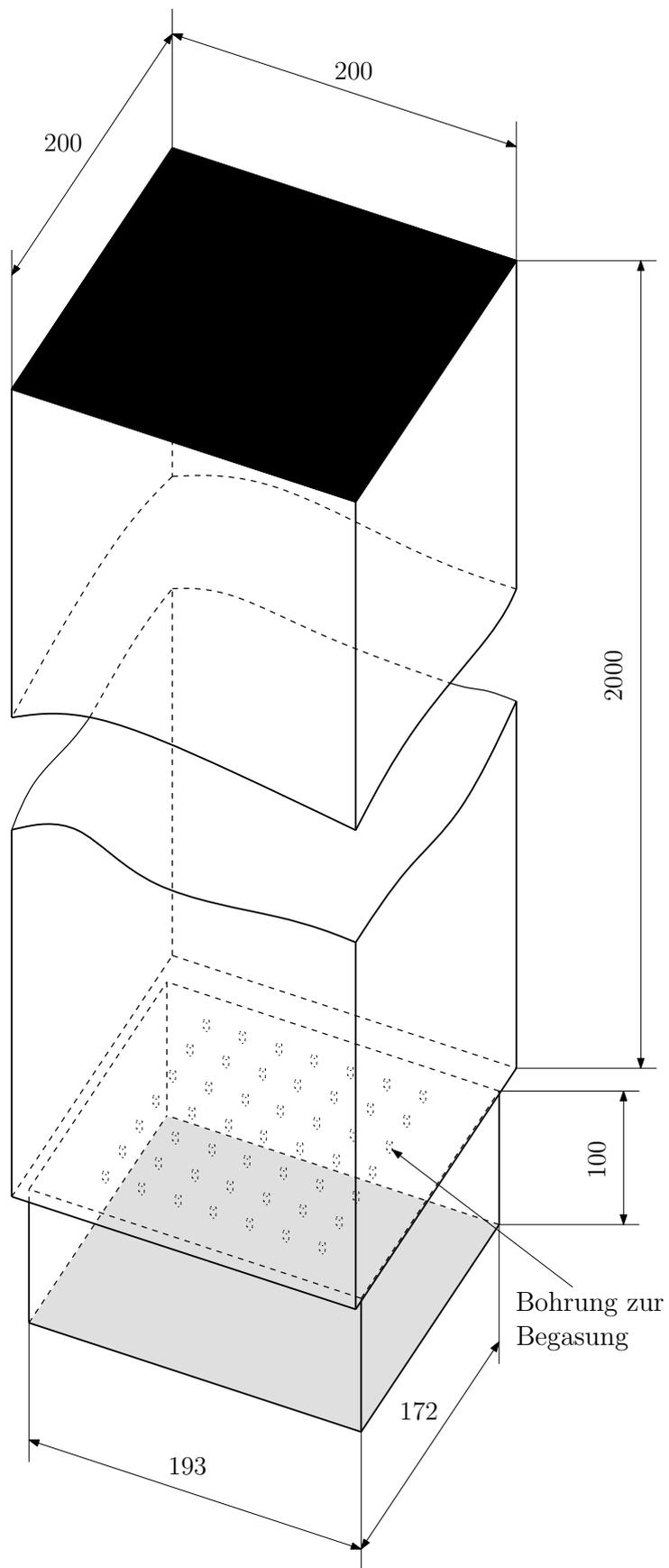


Abbildung B.1: Geometrie für das Gitter

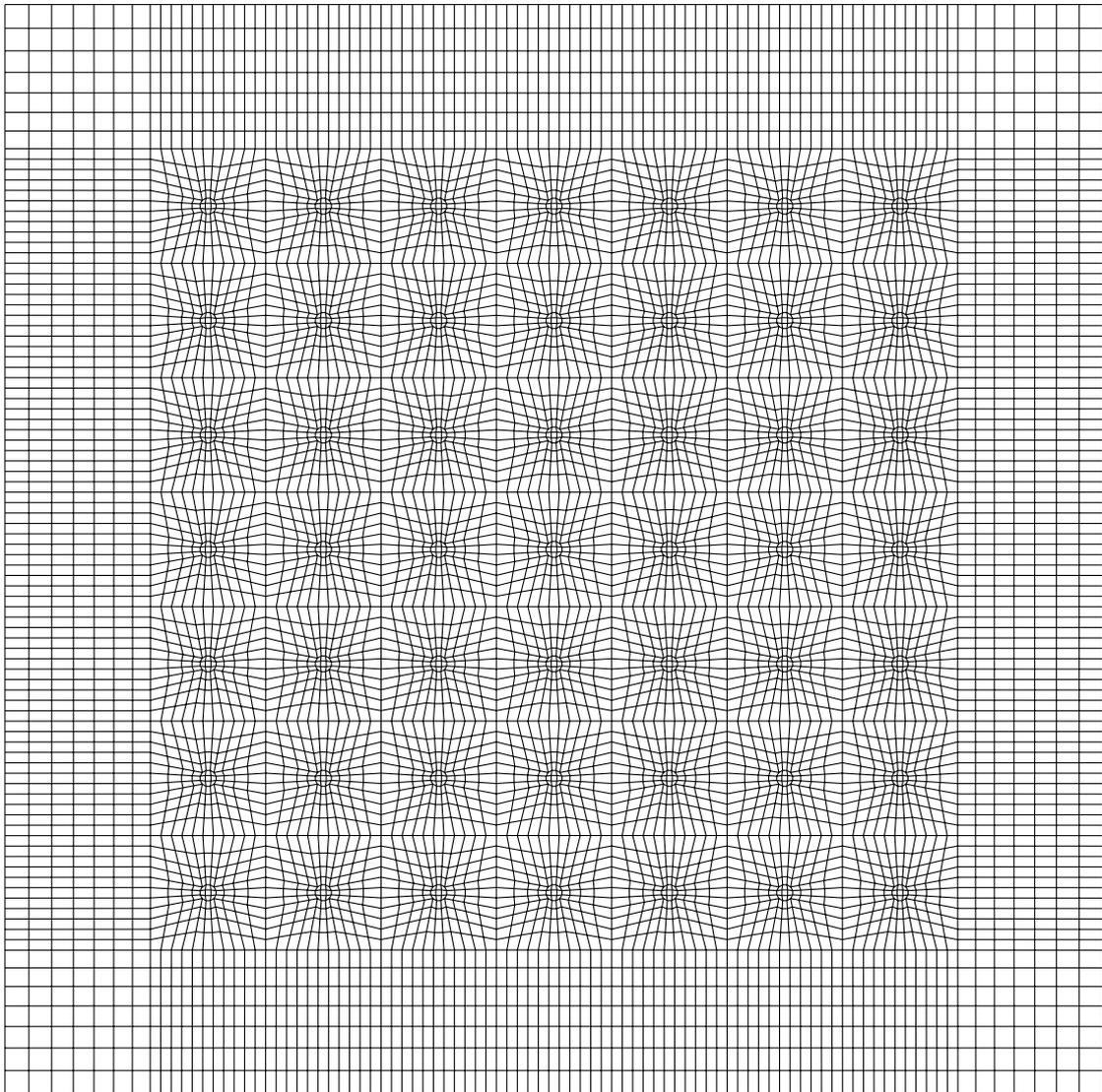


Abbildung B.2: Gitter am Siebboden

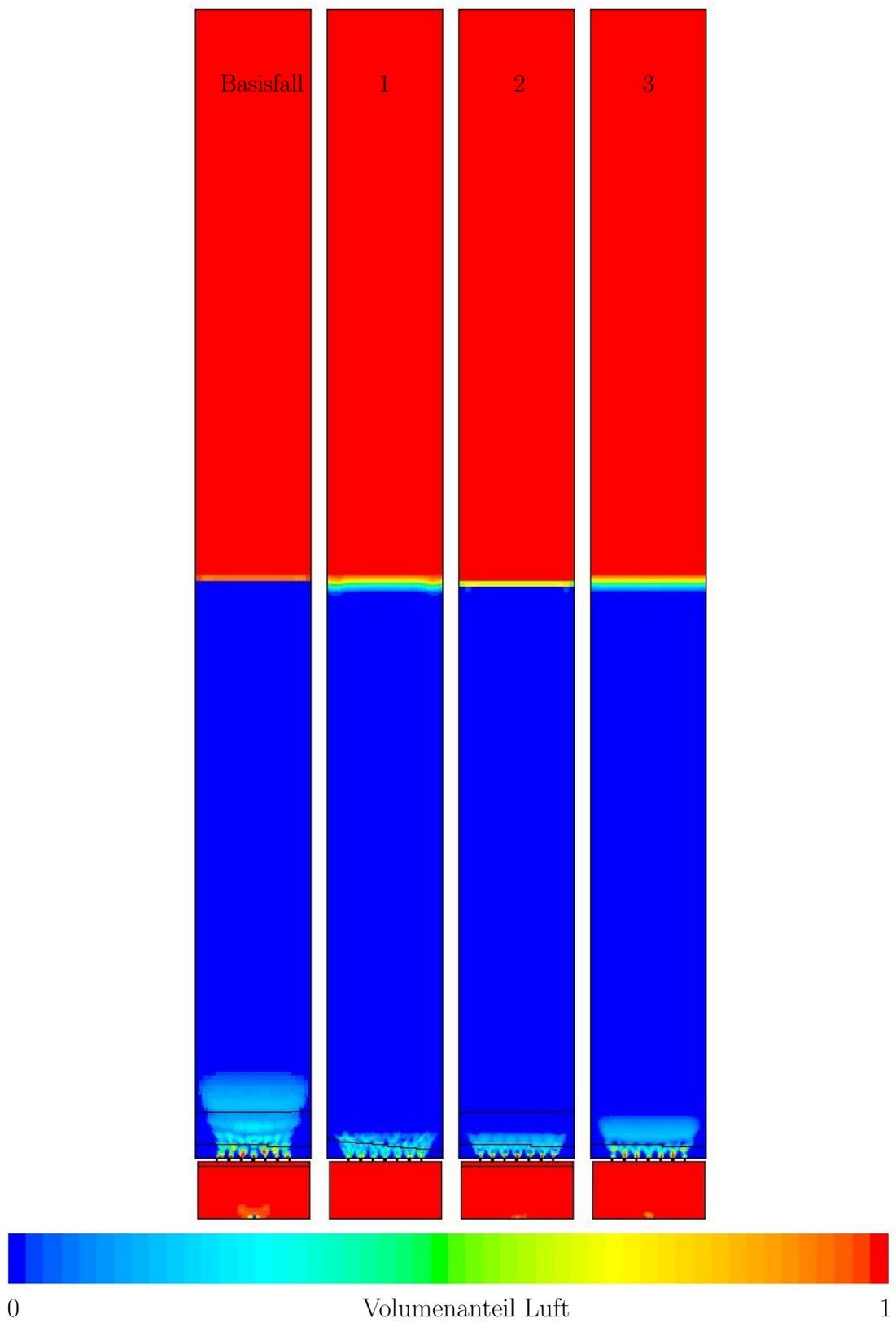


Abbildung B.3: Auswirkung der Zeitschrittweite auf die Simulation nach 0,5 s Be-  
gasung (von links: 10 ms; 0,01 ms, 0,1 ms und 0,5 ms)

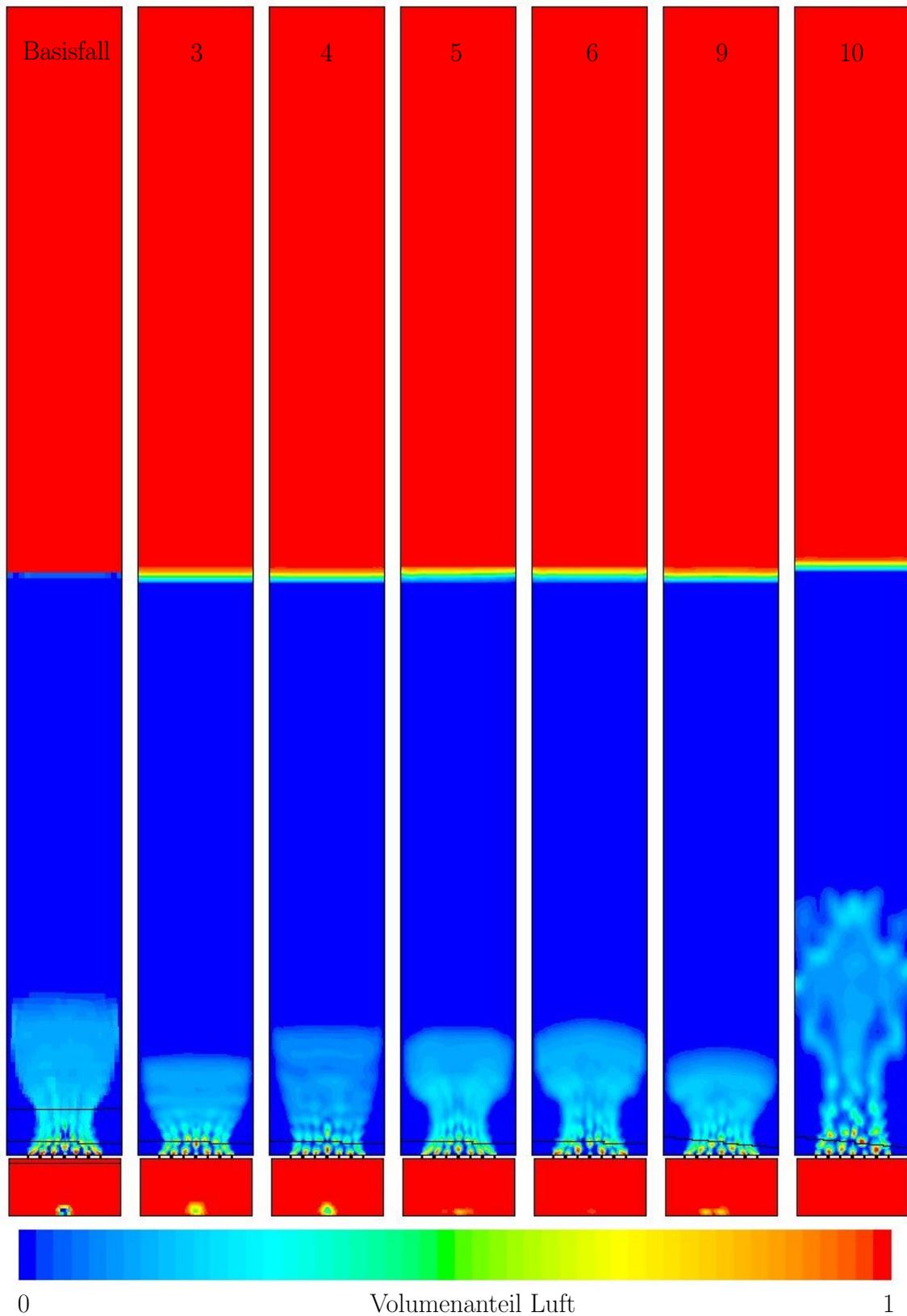


Abbildung B.4: Vergleich einiger Variationen nach 1 s Begasung

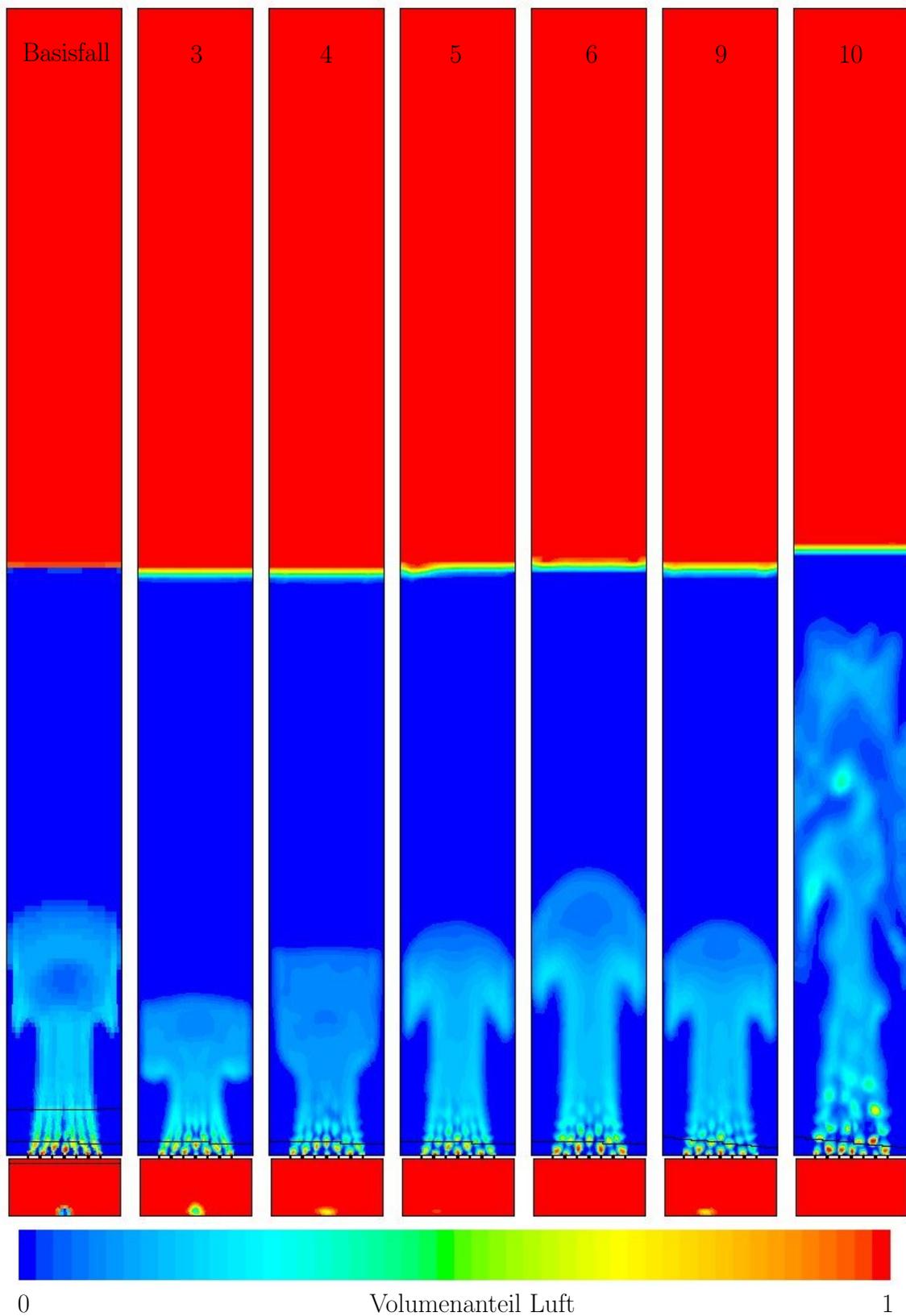


Abbildung B.5: Vergleich einiger Variationen nach 2s Begasung

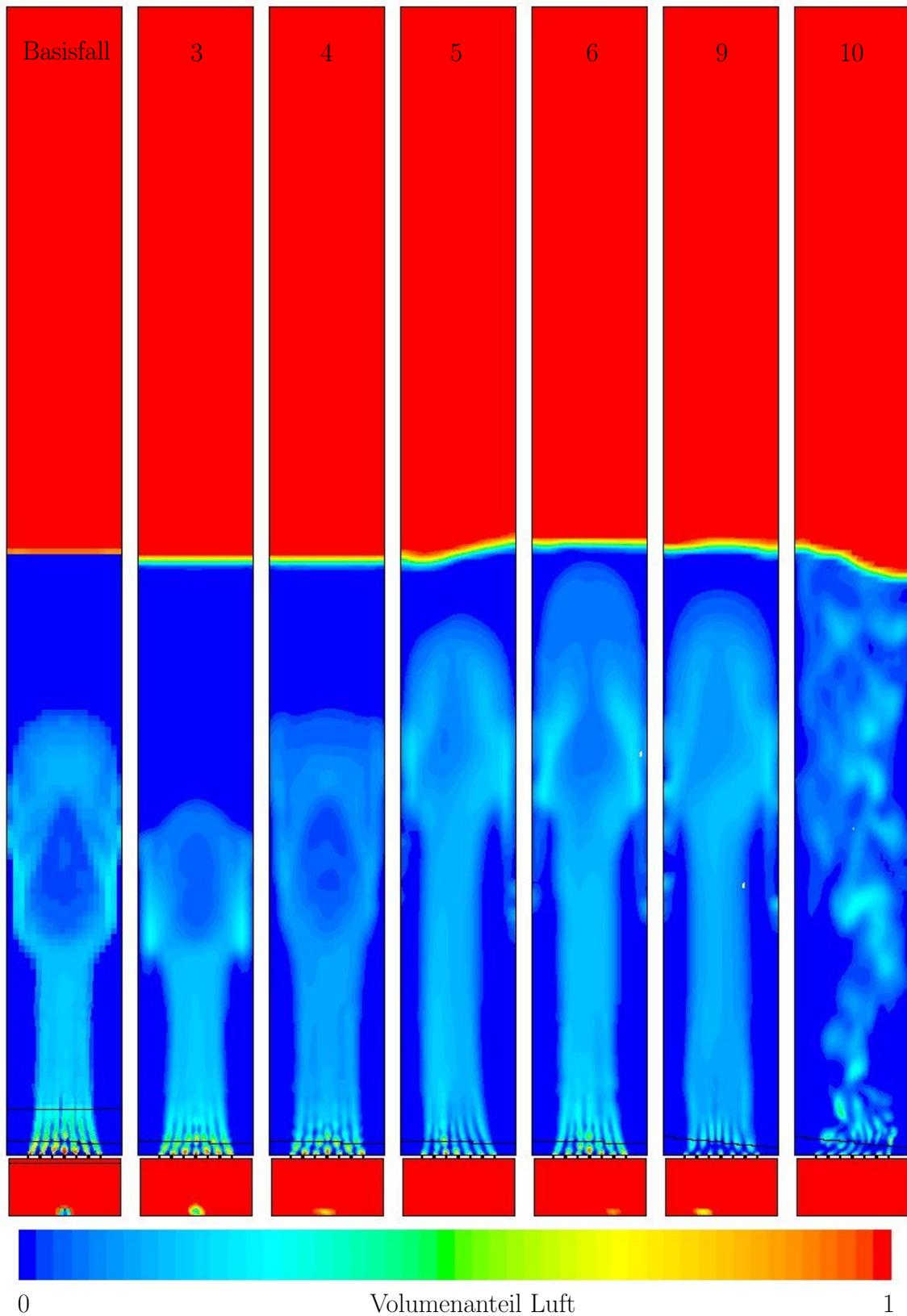


Abbildung B.6: Vergleich einiger Variationen nach 5 s Begasung

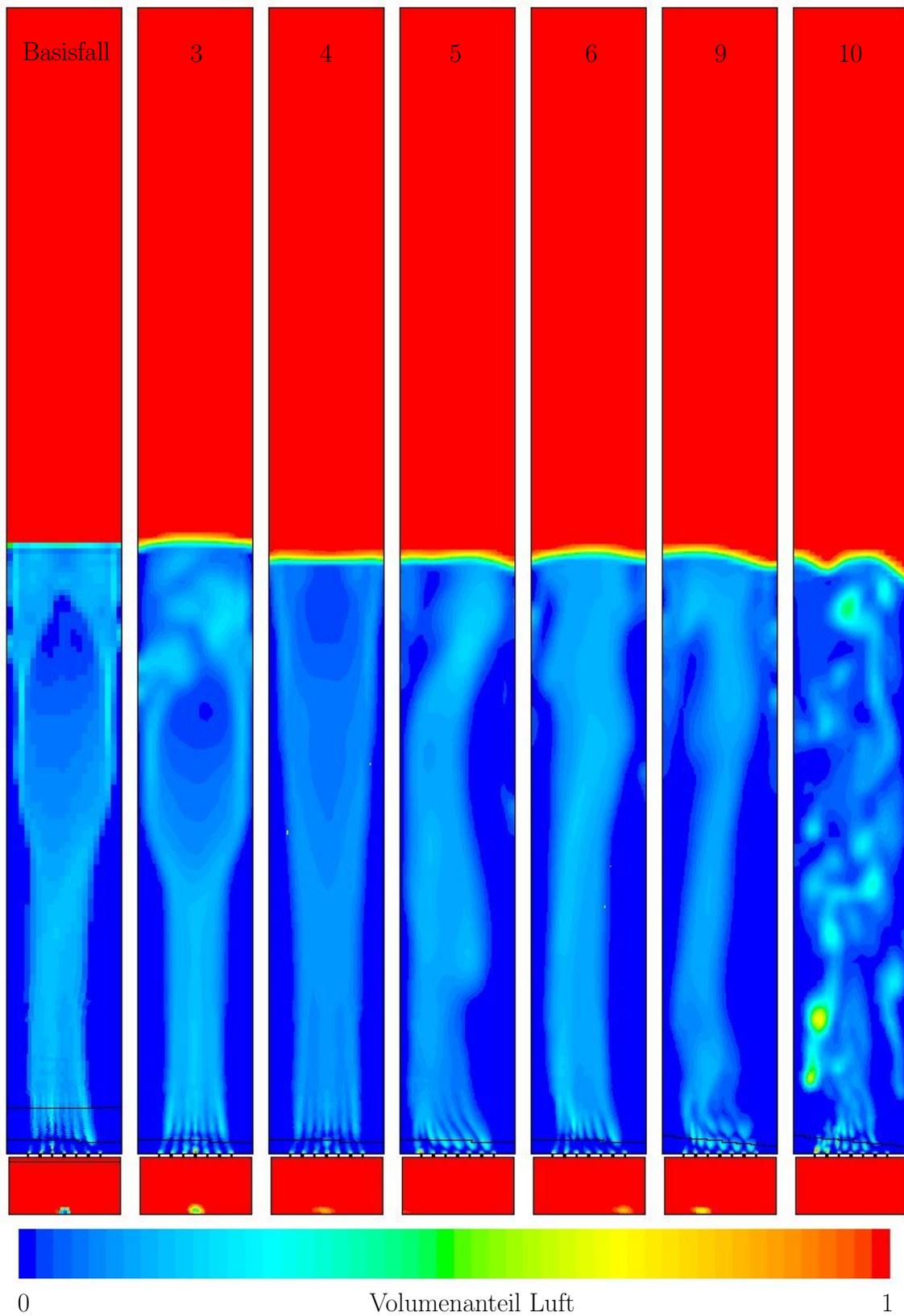


Abbildung B.7: Vergleich einiger Variationen nach 10 s Begasung

B Gitter & Simulationsergebnisse

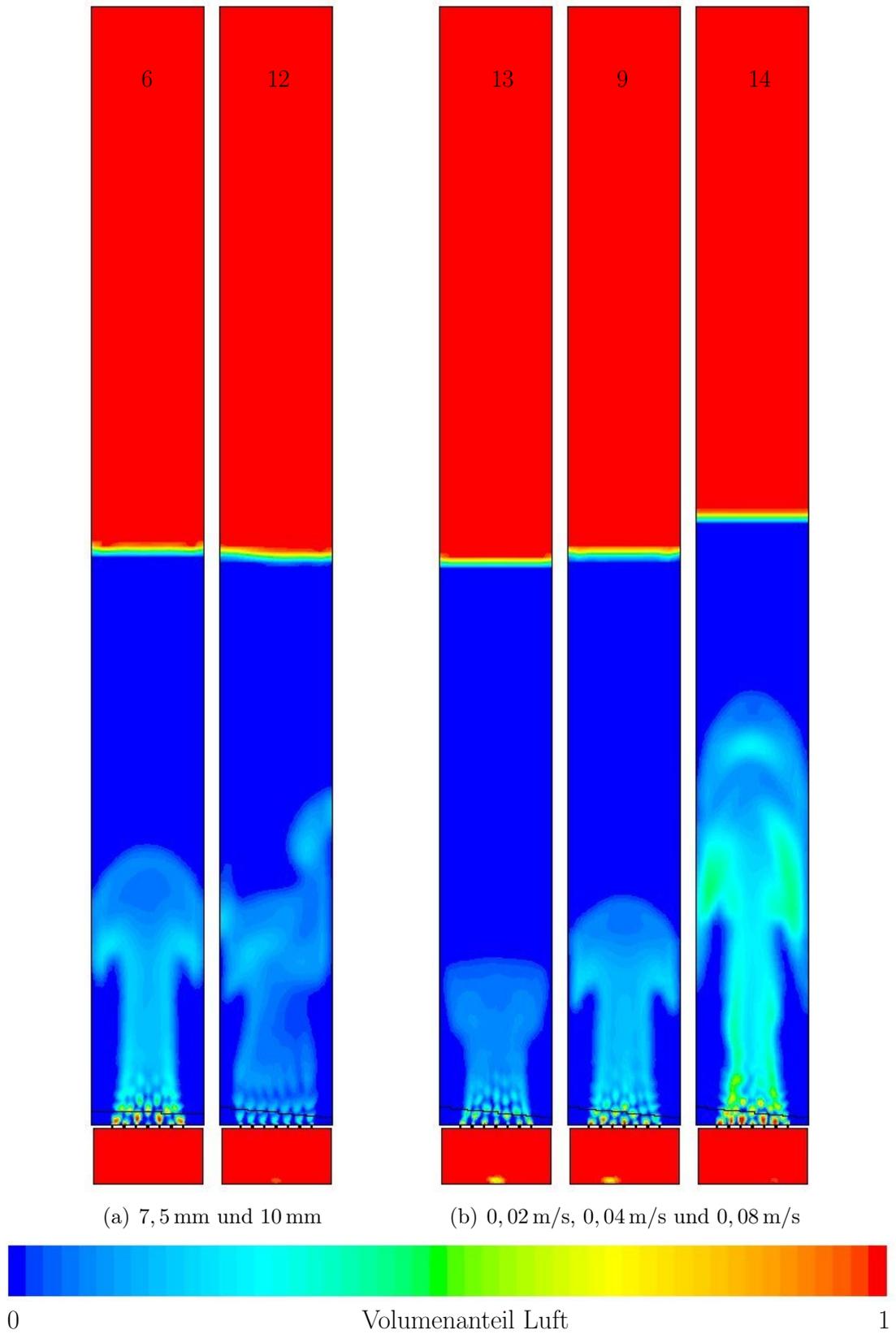


Abbildung B.8: Vergleich verschiedener (a) Blasendurchmesser und (b) Gaseintrittsgeschwindigkeiten nach 2 s Begasung



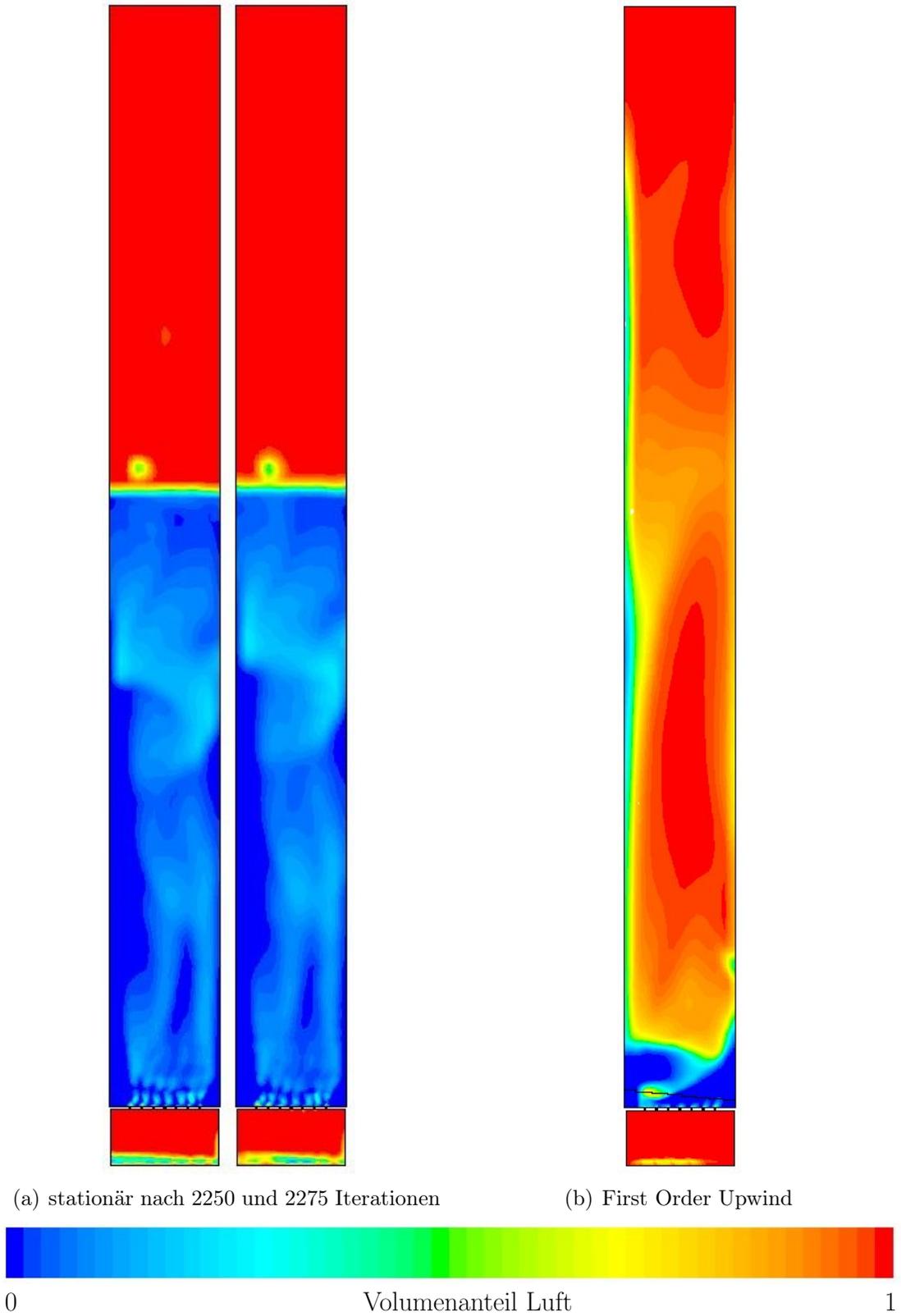


Abbildung B.10: (a) Stationäre Simulation (Änderung des Basisfalles) und (b) Diskretisierung der Differentialgleichungen mit “First Order Upwind” (Änderung der Variante 6) nach 1 s Begasung

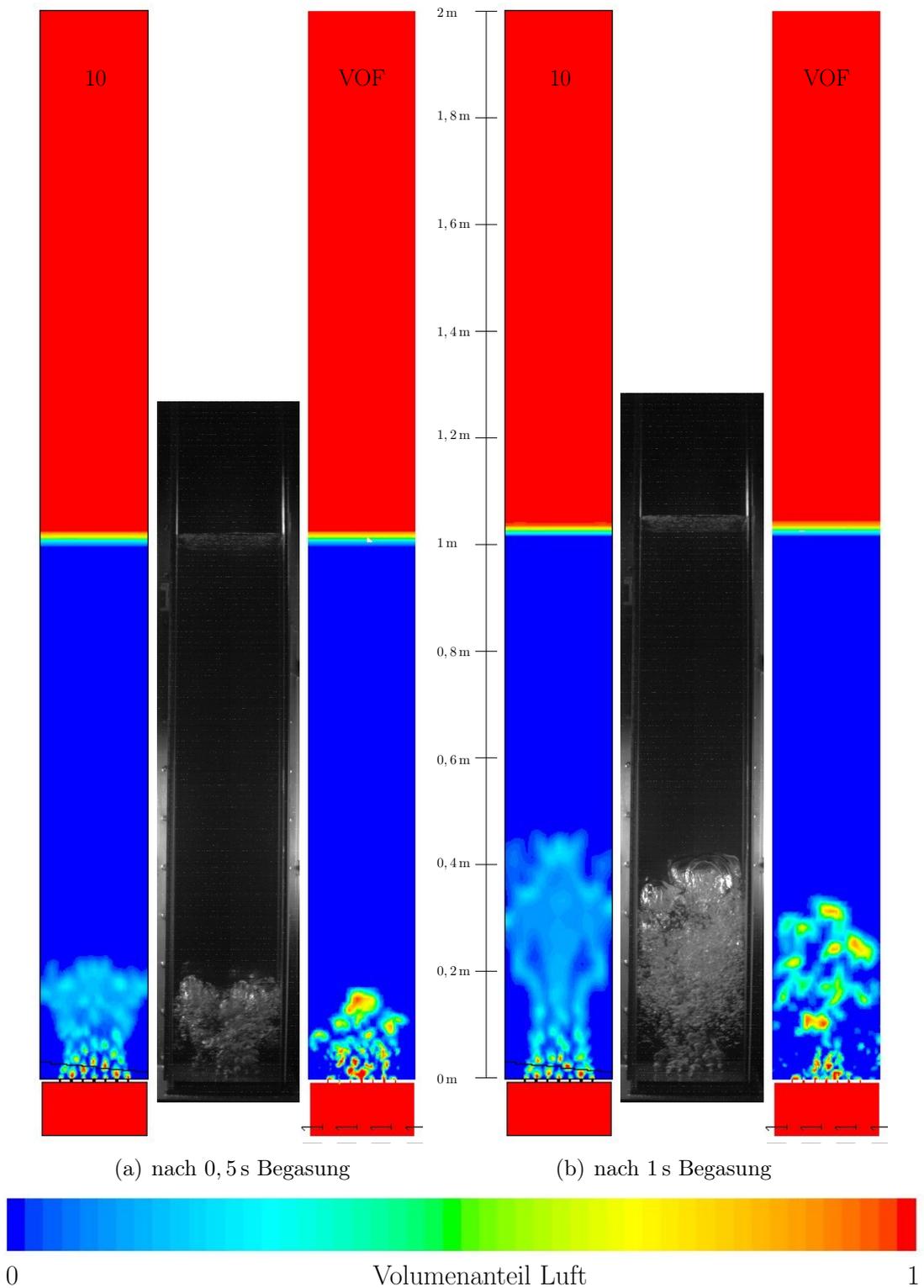


Abbildung B.11: Vergleich der Variante 10 (laminar) mit einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme und dem VOF-Modell (nach Jordan u. Horvath (2008)); Begasung: in den Simulationen mit 80l/min, real mit 96l/min

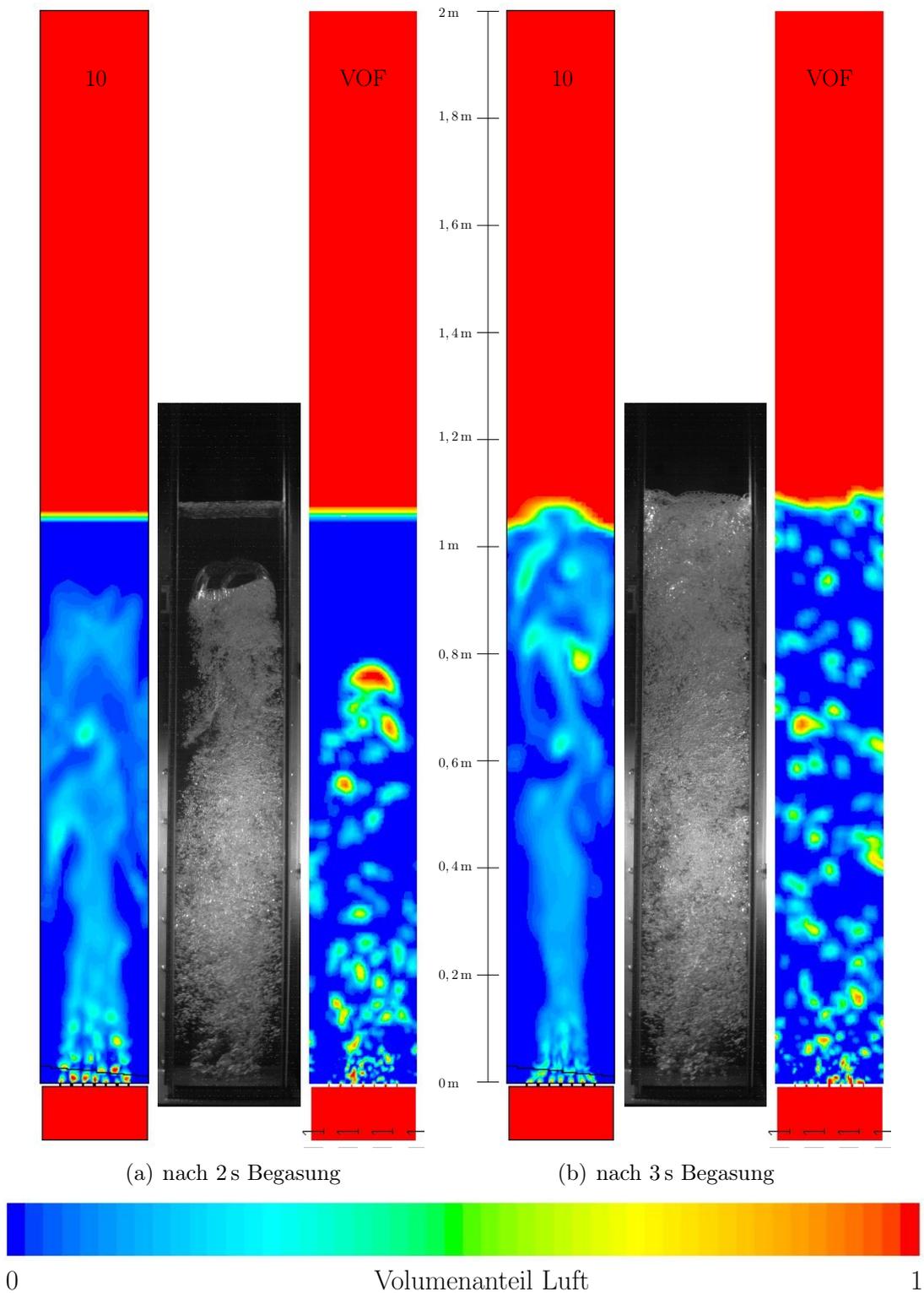


Abbildung B.12: Vergleich der Variante 10 (laminar) mit einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme und dem VOF-Modell (nach Jordan u. Horvath (2008)); Begasung: in den Simulationen mit 80l/min, real mit 96l/min

# Literaturverzeichnis

- [Akhtar u. a. 2006] AKHTAR, Muhammad A. ; TADÉ, Moses O. ; PAREEK, Vishnu K.: Two-Fluid Eulerian Simulation of Bubble Column Reactors with Distributors. In: *J. Chem. Eng. Japan* Vol. 39 (2006), S. 831–841. <http://dx.doi.org/10.1252/jcej.39.831>. – DOI 10.1252/jcej.39.831 **34**
- [Bals 2002] BALS, A.: Grundlagen der Blasenbildung an Einzelporen und Lochplatten. In: *Chemie Ingenieur Technik* 74 (2002), Nr. 3, S. 337–344. [http://dx.doi.org/10.1002/1522-2640\(200203\)74:3<337::AID-CITE337>3.0.CO;2-B](http://dx.doi.org/10.1002/1522-2640(200203)74:3<337::AID-CITE337>3.0.CO;2-B). – DOI 10.1002/1522-2640(200203)74:3<337::AID-CITE337>3.0.CO;2-B **11**
- [Bhole u. Joshi 2005] BHOLE, Manish R. ; JOSHI, Jyeshtharaj B.: Stability analysis of bubble columns: Predictions for regime transition. In: *Chemical Engineering Science* 60 (2005), August, Nr. 16, S. 4493–4507. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ces.2005.01.004>. – DOI 10.1016/j.ces.2005.01.004 **23**
- [Bothe u. a. 2006] BOTHE, D. ; SCHMIDTKE, M. ; WARNECKE, H.-J.: VOF-Simulation of the Lift Force for Single Bubbles in a Simple Shear Flow. In: *Chemical Engineering & Technology* 29 (2006), Nr. 9, S. 1048–1053. <http://dx.doi.org/10.1002/ceat.200600168>. – DOI 10.1002/ceat.200600168 **34**
- [Bröder 2003] BRÖDER, Dirk: *Anwendung optischer Messtechniken zur Untersuchung disperser Gas-Flüssigkeits-Strömungen*, Martin-Luther Universität Halle-Wittenberg, Mathematisch-Naturwissenschaftlich-Technische Fakultät, Diss., 2003. <http://deposit.d-nb.de/cgi-bin/dokserv?idn=970183321>, Abruf: 26. März 2008 **23**
- [Clift u. a. 1978] CLIFT, R. ; GRACE, J. ; & WEBER, M. E. ; CLIFT, R. (Hrsg.) ; GRACE, J. (Hrsg.) ; & WEBER, M. E. (Hrsg.): *Bubbles, drops and particles*. Academic Press, New York., 1978 **vii, 18, 19**
- [Delnoij u. a. 1999] DELNOIJ, E. ; KUIPERS, J. A. M. ; SWAAIJ, W. P. M.: A three-dimensional CFD model for gas-liquid bubble columns. In: *Chemical Engineering Science* 54 (1999), Juli, Nr. 13-14, S. 2217–2226. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(98\)00362-5](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(98)00362-5). – DOI 10.1016/S0009-2509(98)00362-5 **33**

- [Dyka ] DYKA: *PVC-u Technical Specifications*. Online Resource. <http://www.dyka.com/export/tech/pdf/pvcv-u.pdf>, Abruf: 26. März 2008 56
- [Faigle ] FAIGLE: *Materialeigenschaften PAS-PVC hart*. Online Resource. [http://www.faigle.com/html/5\\_material/material/material\\_frame.html](http://www.faigle.com/html/5_material/material/material_frame.html), Abruf: 26. März 2008 56
- [Fischer ] FISCHER: *Hydraulische Auslegung und Druckverluste von metrischen, industriellen Rohrleitungssystemen*. Online Resource. <http://www.georgfischer.at/index.cfm?uuid=C18A762E2557B9318ECB9A9C9DB476BE>, Abruf: 26. März 2008 46
- [Fluent 2005] FLUENT: *FLUENT 6.2 User's Guide*, 2005 2, 32, 72
- [Friedl 1990] FRIEDL, Anton: *Produktabtrennung bei der Ethanol-Fermentation und der Aceton-Butanol-Ethanol-Fermentation*, TU Wien, Technisch-Naturwissenschaftliche Fakultät, Diss., 1990 x, 1, 40
- [Gnielinski 2002] *Kapitel Gd*. In: GNIELINSKI, V.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Gd 1–Gd 2 53
- [Henkel 2000] HENKEL, Klaus-Dieter: Reactor Types and Their Industrial Applications. In: *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry* 7 (2000), -. [http://dx.doi.org/10.1002/14356007.b04\\_087](http://dx.doi.org/10.1002/14356007.b04_087). – DOI 10.1002/14356007.b04\_087 1
- [Item ] ITEM: *Profil – Technische Daten*. Online Resource. <http://www.item.info/de/produkte.html>, Abruf: 26. März 2008 53
- [Jakobsen u. a. 2005] JAKOBSEN, H.A. ; LINDBORG, H. ; DORAO, C.A.: Modeling of Bubble Column Reactors: Progress and Limitations. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research* 44 (2005), Nr. 14, 5107-5151. <http://dx.doi.org/10.1021/ie049447x> 32
- [Jordan u. Horvath 2008] JORDAN, Christian ; HORVATH, Andras: *Parameterstudie am VOF-Modell für Blasenströmungen*. 2008. – interner Bericht ix, 80, 103, 104
- [Kaltschmitt u. Reinhardt 1997] KALTSCHMITT, Martin ; REINHARDT, Guido A. ; KALTSCHMITT, Martin (Hrsg.) ; REINHARDT, Guido A. (Hrsg.): *Nachwachsende Energieträger*. Vieweg, 1997 39
- [Kantarci u. a. 2005] KANTARCI, Nigar ; BORAK, Fahir ; ULGEN, Kutlu O.: Bubble column reactors. In: *Process Biochemistry* 40 (2005), Juni, Nr. 7, 2263–2283. <http://dx.doi.org/10.1016/j.procbio.2004.10.004>. – DOI 10.1016/j.procbio.2004.10.004 vii, 23, 24, 41

## Literaturverzeichnis

- [Kasperek 2002] *Kapitel* Dec. In: KASPAREK, G.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Gd 1–Gd 2 **55**
- [Klan 2002] *Kapitel* Fa. In: KLAN, H.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Fa 1–Fa 6 **43, 55**
- [Kleiber u. Roh 2002] *Kapitel* Dca. In: KLEIBER, M. ; ROH, M.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Dca 1–Dca 45 **x, 42**
- [Kneidl 2002] *Kapitel* Ded. In: KNEIDL, R.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Ded 1–Ded 10 **44**
- [Koebe 2004] KOEBE, Mario: *Numerische Simulation aufsteigender Blasen mit und ohne Stoffaustausch mittels der Volume of Fluid (VOF) Methode*, Universität Paderborn, Diss., 2004. <http://deposit.ddb.de/cgi-bin/dokserv?idn=973222484>, Abruf: 26. März 2008 **vii, 18**
- [Kosaric u. a. 2001] KOSARIC, Naim ; DUVNJAK, Zdravko ; FARKAS, Adalbert ; SAHM, Hermann ; BRINGER-MEYER, Stephanie ; GOEBEL, Otto ; MAYER, Dieter: Ethanol. In: *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry* 7 (2001), S. – [http://dx.doi.org/10.1002/14356007.a09\\_587](http://dx.doi.org/10.1002/14356007.a09_587). – DOI 10.1002/14356007.a09\_587 **39**
- [Krauss 2002a] *Kapitel* Dbd. In: KRAUSS, R.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Dbd 1–Dbd 17 **x, 42, 54**
- [Krauss 2002b] *Kapitel* Dbb. In: KRAUSS, R.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Dbb 1–Dbb 13 **x, 43**
- [Krishna u. van Baten 2003] KRISHNA, R. ; BATEN, J. M.: Mass transfer in bubble columns. In: *Catalysis Today* 79-80 (2003), April, S. 67–75. [http://dx.doi.org/10.1016/S0920-5861\(03\)00046-4](http://dx.doi.org/10.1016/S0920-5861(03)00046-4). – DOI 10.1016/S0920-5861(03)00046-4 **66**
- [Kulkarni u. Joshi 2005] KULKARNI, A.A. ; JOSHI, J.B.: Bubble Formation and Bubble Rise Velocity in Gas-Liquid Systems: A Review. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research* 44 (2005), Nr. 16, 5873-5931. <http://dx.doi.org/10.1021/ie049131p>. – DOI 10.1021/ie049131p **vii, 11, 17, 21**
- [Lapin u. a. 2002] LAPIN, A. ; PAASCHEN, T. ; JUNGHANS, K. ; LUBBERT, A.: Bubble column fluid dynamics, flow structures in slender columns with large-diameter ring-spargers. In: *Chemical Engineering Science* 57 (2002), April, Nr. 8, S. 1419–1424. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(01\)00348-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(01)00348-7). – DOI 10.1016/S0009-2509(01)00348-7 **33**
- [Loimer u. a. 2004] LOIMER, T. ; MACHU, G. ; SCHAFLINGER, U.: Inviscid bubble formation on porous plates and sieve plates. In: *Chemical Engineering Science* 59

- (2004), Februar, Nr. 4, S. 809–818. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ces.2003.10.020>. – DOI 10.1016/j.ces.2003.10.020 66
- [Loubiere u. Hebrard 2003] LOUBIERE, Karine ; HEBRARD, Gilles: Bubble formation from a flexible hole submerged in an inviscid liquid. In: *Chemical Engineering Science* 58 (2003), Nr. 1, 135 - 148. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(02\)00468-2](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(02)00468-2). – DOI 10.1016/S0009-2509(02)00468-2. – ISSN 0009-2509. – Gas sparger; 5
- [Loubiere u. Hebrard 2004] LOUBIERE, Karine ; HEBRARD, Gilles: Influence of liquid surface tension (surfactants) on bubble formation at rigid and flexible orifices. In: *Chemical Engineering and Processing* 43 (2004), November, Nr. 11, 1361–1369. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cep.2004.03.009>. – DOI 10.1016/j.cep.2004.03.009 15
- [Lucas u. Luckas 2002] *Kapitel Da*. In: LUCAS, K. ; LUCKAS, M.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Da 1–Da 38 41
- [Lukasser 2007] LUKASSER, Michael: *Anlagendokumentation-Laborblasensäule*. TU Wien; Institut für Verfahrenstechnik, Umwelttechnik und Technische Biowissenschaften; Forschungsbereich Thermische Verfahrenstechnik und Simulation, 2007 50
- [Monahan u. a. 2005] MONAHAN, Sarah M. ; VITANKAR, Vivek S. ; FOX, Rodney O.: CFD predictions for flow-regime transitions in bubble columns. In: *AIChE Journal* 51 (2005), Nr. 7, 1897–1923. <http://dx.doi.org/10.1002/aic.10425>. – DOI 10.1002/aic.10425 23
- [Neubronner 2002] *Kapitel Def*. In: NEUBRONNER, M.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Def 1–Def 3 44
- [Neubronner u. Stübner 2002] *Kapitel Dea*. In: NEUBRONNER, M. ; STÜBNER, G.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Dea 4–Dea 15 55
- [Prandtl u. a. 1990] PRANDTL, Ludwig ; OSWATITSCH, Klaus ; WIEGHARDT, Karl ; PRANDTL, Ludwig (Hrsg.) ; OSWATITSCH, Klaus (Hrsg.) ; WIEGHARDT, Karl (Hrsg.): *Führer durch die Strömungslehre*. Vieweg, 1990 vii, 18, 21, 76
- [Ranade u. Tayalia 2001] RANADE, V. V. ; TAYALIA, Y.: Modelling of fluid dynamics and mixing in shallow bubble column reactors: influence of sparger design. In: *Chemical Engineering Science* 56 (2001), Februar, Nr. 4, S. 1667–1675. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(00\)00395-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(00)00395-X). – DOI 10.1016/S0009-2509(00)00395-X 35

- [Ranade 2002] RANADE, Vivek V. ; STEPHANOPOULOS, George (Hrsg.) ; PERKINS, John (Hrsg.): *Process Systems Engineering*. Bd. 5: *Computational Flow Modeling for Chemical Reactor Engineering*. ACADEMIC PRESS, 2002 32
- [Ruzicka u. a. 2003] 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* 96 (2003), Dezember, Nr. 1-3, S. 15–22. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cej.2003.08.009>. – DOI 10.1016/j.cej.2003.08.009 66
- [Ruzicka u. a. 2001] RUZICKA, M.C. ; ZAHRADNIK, J. ; DRAHOS, J. ; THOMAS, N.H.: Homogeneous-heterogeneous regime transition in bubble columns. In: *Chemical Engineering Science* 56 (2001), Nr. 15, 4609 - 4626. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(01\)00116-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(01)00116-6). – ISSN 0009–2509. – Kinematic stability; vii, 29, 66
- [Räbiger u. Schlüter 2002] *Kapitel Lda*. In: RÄBIGER, N. ; SCHLÜTER, M.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Lda 1–Lda 16 vii, 11, 12
- [Räbiger 1982] RÄBIGER, Norbert: *Blasenbildung in ruhenden und bewegten newtonschen Flüssigkeiten*, Technische Universität Clausthal, Diss., 1982 12
- [Shaikh u. Al-Dahhan 2007] SHAIKH, Ashfaq ; AL-DAHMAN, Muthanna H.: A Review on Flow Regime Transition in Bubble Columns. In: *International Journal of Chemical Reactor Engineering* 5 (2007), R1. <http://www.bepress.com/ijcre/vol15/R1>, Abruf: 26. März 2008 vii, 23, 25, 26, 28, 30, 37
- [Skalicki u. Karimi-Auer 2007] SKALICKI, Simone ; KARIMI-AUER, Julia: GLAS IM BAUWESEN Technische Grundlagen zu Sicherheitsfragen bei Glas im Bauwesen / Amt der steiermärkischen Landesregierung Fachabteilung 17A Allgemeine technische Angelegenheiten. Version: 2007. <http://www.verwaltung.steiermark.at/cms/beitrag/10002388/8960/>, Abruf: 26. März 2008. 2007. – Forschungsbericht 56
- [Sokolichin 2004] SOKOLICHIN, Alexander: *Mathematische Modellbildung und numerische Simulation von Gas-Flüssigkeits-Blasenströmungen*, Universität Stuttgart, Fakultät Maschinenbau, Habilschrift, 2004. <http://elib.uni-stuttgart.de/opus/volltexte/2004/1612/index.html>, Abruf: 26. März 2008 33
- [Thorat u. a. 2001] THORAT, B.N. ; KATARIA, K. ; KULKARNI, A.V. ; JOSHI, J.B.: Pressure Drop Studies in Bubble Columns. In: *Industrial & Engineering Che-*

## Literaturverzeichnis

- mistry Research* 40 (2001), Nr. 16, S. 3675–3688. <http://dx.doi.org/10.1021/ie000759j>. – DOI 10.1021/ie000759j **13, 37, 46**
- [Valencia u. a. 2002] VALENCIA, A. ; CORDOVA, M. ; ORTEGA, J.: Numerical simulation of gas bubbles formation at a submerged orifice in a liquid. In: *International Communications in Heat and Mass Transfer* 29 (2002), August, Nr. 6, S. 821–830. [http://dx.doi.org/10.1016/S0735-1933\(02\)00372-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0735-1933(02)00372-X). – DOI 10.1016/S0735-1933(02)00372-X **34**
- [Wagner 2002] *Kapitel* Dba. In: WAGNER, W.: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, S. Dba 1–Dba 15 **x, 42**
- [Wild u. a. 2003] WILD, Gabriel ; PONCIN, Souhila ; LI, Huai-Zhi ; OLMOS, Eric: Some Aspects of the Hydrodynamics of Bubble Columns. In: *International Journal of Chemical Reactor Engineering* 1 (2003), R7. <http://www.bepress.com/ijcre/vol1/R7>, Abruf: 26. März 2008 **23**
- [Zahradnik u. a. 1997] ZAHRADNIK, J. ; FIALOVA, M. ; RUZICKA, M. ; DRAHOS, J. ; KASTANEK, F. ; THOMAS, N.H.: Duality of the gas-liquid flow regimes in bubble column reactors. In: *Chemical Engineering Science* 52 (1997), Nr. 21-22, 3811 - 3826. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(97\)00226-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(97)00226-1). – ISSN 0009-2509. – Bubbling regime transition; **vii, 29**
- [Zehner u. Kraume 2000] ZEHNER, Peter ; KRAUME, Matthias: Bubble Columns. In: *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry* 7 (2000), -. [http://dx.doi.org/10.1002/14356007.b04\\_275](http://dx.doi.org/10.1002/14356007.b04_275). – DOI 10.1002/14356007.b04\_275 **vii, 4, 5, 6, 8, 23, 41**