

Zweiphasenströmung in Kühlmitteltanks von Sportwagen

Dissertation

zur

Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

der Fakultät für Maschinenbau und Schiffstechnik

der Universität Rostock

vorgelegt von

Ronja Hoch, geboren am 14.08.1989 in Crivitz

aus Rostock

Rostock, 26.08.2021

https://doi.org/10.18453/rosdok_id00004486

Gutachter:

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Frank-Hendrik Wurm
Lehrstuhl Strömungsmaschinen
Universität Rostock
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Martin Böhle
Lehrstuhl für Strömungsmechanik und
Strömungsmaschinen
Technische Universität Kaiserslautern

Datum der Einreichung: 26.08.2021

Datum der Verteidigung: 22.04.2022

Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl Strömungsmaschinen der Universität Rostock. Hier möchte ich allen Menschen meinen Dank aussprechen, die mich in dieser Zeit unterstützt haben.

Besonders möchte ich meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank-Hendrik Wurm für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die Unterstützung bei der Durchführung der gesamten Arbeit danken. Für die Übernahme des Zweitgutachtens danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Böhle.

Besonderen Dank auch an die Kollegen und die Mitarbeiter der Standortwerkstatt für die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre, viele wertvolle Anregungen und stete Hilfsbereitschaft, die wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Bei meiner Familie möchte ich mich ganz besonders herzlich für die Möglichkeit zum Studium, eure bedingungslose Unterstützung und euer Vertrauen bedanken. Meinen lieben Freunden und meinem Partner möchte ich für eure Geduld und euren fortwährenden Rückhalt, auch in schwierigen Phasen, danken.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	iii
Tabellenverzeichnis	ix
Formelverzeichnis	x
1 Einleitung	1
2 Stand der Forschung	5
2.1 Sloshing-Grundlagen	5
2.1.1 Einflussfaktoren	6
2.1.2 Ähnlichkeitskennzahlen	8
2.1.3 Typische Strömungsphänomene	9
2.2 Experimentelle Untersuchung	12
2.2.1 Bestimmung der Grenzflächenlage	12
2.2.2 Druckmessung	13
2.2.3 Geschwindigkeitsmessung	15
2.3 Strömungssimulation	17
2.3.1 Simulationsmethoden	17
2.3.2 Validierung	20
2.4 Kfz-spezifische Untersuchungen	20
2.5 Lufteintrag bei freier Grenzfläche	23
2.6 Offene Fragen	26
3 Mathematische Behandlung von Zweiphasenströmungen	29
3.1 Strömungsmechanische Grundlagen	29
3.2 Turbulenzmodellierung	30
3.3 Modellierung von Zweiphasenströmungen	32
4 Methoden	35
4.1 Experimenteller Aufbau	35
4.1.1 Untersuchte Geometrien	35
4.1.2 Prüfstände	37
4.1.3 Messtechnik	43
4.2 Numerische Untersuchungen	45
4.2.1 Rechnernetz	45

4.2.2	Numerisches Setup	48
5	Ergebnisse der Sloshing-Untersuchungen	53
5.1	Einfluss der Behälter-Innengeometrie	53
5.2	Validierung der Strömungssimulation	58
5.2.1	Phasenverteilung	58
5.2.2	Druckverlauf	61
5.2.3	Geschwindigkeitsfelder	63
5.3	Einfluss der Anregung	66
5.3.1	Behälter ohne Trennwände	68
5.3.2	Behälter mit vertikalen Trennwänden	71
5.3.3	Realgeometrie	71
6	Ergebnisse der Untersuchungen des durchströmten Behälters	75
6.1	Einfluss der Füllhöhe	77
6.2	Einfluss des Neigungswinkels	81
6.3	Einfluss der Behälter-Innengeometrie	83
6.4	Einfluss der Anregung	85
7	Zusammenfassung	87
	Literaturverzeichnis	i
A	Einfluss der Anregung (Profil 1)	xi
B	Einfluss der Anregung (Profil 2)	xvii
	Selbständigkeitserklärung	xxiii

Abbildungsverzeichnis

1.1	Entwicklung des Kraftfahrzeugbestandes in Deutschland 2009 bis 2020. [Kraftfahrt-Bundesamt, 2020b]	2
2.1	Strömungsformen für Gas-Flüssigkeitsströmungen in horizontalen (a) und vertikalen (b) Rohren [Kraume, 2012]	6
2.2	(a) Kugelförmiger LNG-Tank der Firma Moss Maritime (b) Prismatischer Membrantank der Firma GTT. Bilder entnommen aus Mokhatab et al. [2014]	7
2.3	Sechs Freiheitsgrade eines Schiffes. [Brinkmann, 2005]	8
2.4	Wellenbildung in Abhängigkeit der Anregungsfrequenz. [Ercolanelli et al., 2018]	10
2.5	Beispiele für typische Grenzflächenbewegungen für (a) flache, (b) mittlere, (c) kritische und (d) tiefe Füllhöhen im horizontal angeregten rechtwinkligen Tank mit Anregungsfrequenz nahe der Eigenfrequenz. [Faltinsen und Timokha, 2009]	11
2.6	Prüfstände mit (a) einem rotatorischen Freiheitsgrad [Bulian et al., 2014] und (b) 6 Freiheitsgraden [Molin und Remy, 2012]	12
2.7	Druckverläufe verschiedener Sensortypen. Abbildung entnommen aus [Kim et al., 2015]	15
2.8	Prüfstände zur Bestimmung der Geschwindigkeit auf der Grenzfläche (a) und zur Bestimmung der vertikalen Geschwindigkeit (b) [Eswaran und Saha, 2011]	16
2.9	Prüfstand zur Bestimmung der Geschwindigkeit auf einer vertikalen Schnittebene in der Tankmitte [Simonini et al., 2019]	17
2.10	Entwicklung der Geschwindigkeit nahe der freien Grenzfläche während eines <i>Flip-Through-Events</i> [Lugni et al., 2006]	18
2.11	Geschwindigkeit der Sloshing-Welle bei $t/T =$ a 3.76, b 3.78, c 3.80, and d 3.82 [Song et al., 2013]	19
2.12	Ansichten der Entwicklung der freien Grenzfläche. Vergleich zwischen experimentellen Daten (links) und numerischen Simulationen (rechts) [Bouscasse et al., 2013].	20
2.13	Schematische Darstellung der schallemittierenden Strömungsphänomene [Wachowski et al., 2010]	21
2.14	Vergleich und Wavelet-Analyse der drei Geräuschkategorien [Wachowski et al., 2010]	21

2.15	Dominierende Sloshingevents in Experiment und Simulation [Wachowski et al., 2010]	22
2.16	Bildung eines freien Grenzflächenwirbels und seine Weiterleitung in die Turbine [Suerich-Gulick et al., 2014]	23
2.17	Wirbelklassifizierung nach Hecker [1987], Abbildung entnommen aus [KSB, 2021]	24
2.18	Luftkern-Wirbelstruktur im (a) numerischen und (b) experimentellen Modell [Sarkardeh, 2017]	25
2.19	Aufnahmen von verschiedenen Wirbelstadien: a) Stadium 1, b) Stadium 2, c) Stadium 3, d) Stadium 4.	25
4.1	Maße der Vergleichsgeometrie und Position der Drucksensoren und vertikalen Trennwände (alle Angaben in mm).	35
4.2	Skizze der Vergleichsgeometrie mit Trennwand-Einbau	36
4.3	Behälterboden der Vergleichsgeometrie mit Edelstahladaptern zur Aufnahme der Drucksensoren.	36
4.4	Realgeometrie in Frontalansicht und Draufsicht. Zur Verdeutlichung der Lage von Trennwänden und Tauchrohr wurden diese blau und rot markiert.	37
4.5	Aufbau des Kühlkreislauf-Prüfstands. (1) Ausgleichsbehälter Porsche 991 Carrera, (2) Motorblock, (3) Kühlmittelpumpe, (4) Elektromotor, (5) Wärmeübertrager, (6) Durchflussmesser	39
4.6	Links: Modifiziertes Thermostatventil. Rechts: Lage des Pumpenzulaufs mit (1) Acrylglasabdeckung und (2) Riemenscheibe zum Pumpenantrieb	39
4.7	Schleppkanal mit Hochleistungsschleppsystem des Lehrstuhls Strömungsmaschinen [Lehrstuhl Strömungsmechanik, 2019]	40
4.8	Messaufbau am HLSS. (1) Behälter, (2) Kamera, (3) Lichtschnittoptik, (4) Laserkopf.	41
4.9	Aufbau des dynamischen Prüfstands mit der Vergleichsgeometrie (links) und der Realgeometrie (rechts). (1) Rotationseinheit, (2) Drucksensoren, (3) Kamera, (4) Ultraschallsensor	42
4.10	Links: Lichtschnittoptik mit (1) Zylinderlinse und (2) Umlenkspiegel. Rechts: Lichtschnitt und reflektierende Tracerpartikel.	43
4.11	Schnitt durch die vernetzten Behältergeometrien. (a) Vergleichsgeometrie, strukturiertes Netz (grob). (b) Realgeometrie, unstrukturiertes Netz (grob).	46
4.12	Schwenkbewegung des Behälters.	46
4.13	Druckverläufe für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Netzgrößen.	47
4.14	Lage der Grenzfläche für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Netzgrößen.	48
4.15	Druckverläufe für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Turbulenzmodelle.	49
4.16	Lage der Grenzfläche für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Turbulenzmodelle.	50

5.1	Druckverlauf an Position p_1 und entsprechende Aufnahmen der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 für den AGB ohne und mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	54
5.2	Druckverlauf an Position p_1 und entsprechende Aufnahmen der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 für den AGB ohne und mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	55
5.3	Experimentell bestimmte Druckverläufe und Einfluss der Trennwände bei Füllhöhe F1.	55
5.4	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 (a) ohne Trennwände, (b) mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	56
5.5	Experimentell bestimmte Druckverläufe und Einfluss der Trennwände bei Füllhöhe F2.	56
5.6	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 (a) ohne Trennwände, (b) mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	57
5.7	Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 und AGB ohne Trennwände. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.	59
5.8	Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 und AGB ohne Trennwände. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.	59
5.9	Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.	60
5.10	Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.	60
5.11	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1 und den AGB ohne Einbauten. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)	62
5.12	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2 und den AGB ohne Einbauten. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)	62
5.13	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1 und den AGB mit vertikalen Trennwänden. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)	62
5.14	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2 und den AGB mit vertikalen Trennwänden. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)	63
5.15	Geschwindigkeitsfeld für AGB ohne Trennwände und $T/T_0 = 0,65$ (links: Experiment, rechts: Simulation).	64
5.16	Geschwindigkeitsfeld für AGB ohne Trennwände und $T/T_0 = 0,73$ (links: Experiment, rechts: Simulation). Die gestrichelte schwarze Linie markiert den kritischen Lichtbereich. Das gestrichelte graue Rechteck repräsentiert den in Abbildung 5.17 detailliert dargestellten Ausschnitt.	65

5.17	Detailaufnahme des Geschwindigkeitsfeldes für $T/T_0 = 0,73$ (oben: Experiment, unten: Simulation). Die gestrichelte schwarze Linie zeigt die diskutierten Wirbelbereiche.	65
5.18	Geschwindigkeitsfeld für AGB ohne Trennwände und $T/T_0 = 0,78$ (links: Experiment, rechts: Simulation). Die gestrichelte schwarze Linie markiert den kritischen Lichtbereich, die grauen Linien kennzeichnen die diskutierten Strömungsphänomene.	66
5.19	Zeitlicher Verlauf der untersuchten Beschleunigungs- und Schwenkprofile .	67
5.20	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	68
5.21	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB ohne Einbauten. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	69
5.22	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	70
5.23	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB ohne Einbauten. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	70
5.24	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	71
5.25	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	72
5.26	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	73
5.27	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	73
5.28	Druckverlauf an zwei Sensorpositionen für die Realgeometrie. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen) Die Position der Drucksensoren ist in der Skizze markiert.	74
6.1	Innenvolumen der Realgeometrie. Die Trennwände sind blau markiert, das Einlassfallrohr rot. Die einzelnen Kammern sind für eindeutige Auswertung nummeriert. (a) Einlass, (b) Auslass	76
6.2	Pfropfenströmung am Behälterauslass bei einer Füllmenge von 640 ml. Links im Bild befindet sich der Ultraschallsensor.	76

6.3	Aufnahme des Wirbeltrichters in Kammer 6 bei einer Füllmenge von 720 ml. Die Skizze zeigt den Blickwinkel der Aufnahme.	77
6.4	Verlauf der Stromlinien (blau) in Kammer 3 und 6 in Frontalansicht und Draufsicht für eine Füllmenge von 1030 ml. In rot sind die Isoflächen für $Q = 127 \text{ l/s}$ dargestellt.	78
6.5	Aufnahme der Wassergrenzfläche in Frontalansicht nach 4,5 s Strömung bei einer Füllmenge von 720 ml. Oben: Experiment, unten: Simulation. . .	79
6.6	Aufnahme der Wassergrenzfläche in Frontalansicht nach 1,5 s Strömung bei einer Füllmenge von 720 ml. Oben: Experiment, unten: Simulation. . .	80
6.7	Bilanzierung des Massenstroms durch Kammer 6 für eine Füllmenge von 1030 ml.	81
6.8	Simulation der Lage der Wassergrenzfläche nach 1,5 s Strömung bei um 45° geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge. a) Bremsen, b) Rechtskurve, c) Beschleunigung	82
6.9	Variationen der Trennwand (1-3) sowie AGB ohne Einbauten (rechts). Geometrie 1: Entfernung des Sensorblocks, Geometrie 2: Vergrößerung des Trennwanddurchbruchs, Geometrie 3: Kombination aus 1 und 2. . . .	83
6.10	Luftetrug verschiedener Behältergeometrien im Zeitverlauf bei um 45° geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.	83
6.11	Simulation der Lage der Wassergrenzfläche verschiedener Behältergeometrien nach 4 s Strömung bei um 45° geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge. a) Original, b) Geometrie 2, c) Ohne Trennwand	84
6.12	Luftetrug verschiedener Behältergeometrien im Zeitverlauf bei dynamisch beschleunigtem und geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.	85
6.13	Lage der Wassergrenzfläche verschiedener Behältergeometrien bei $T/T_0 = 0,4$ bei dynamisch beschleunigtem und geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge. a) Translation, b) Rotation oben: Originalgeometrie, unten: Ohne Trennwand.	86
A.1	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xii
A.2	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB ohne Einbauten. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xii
A.3	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xiii
A.4	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB ohne Einbauten. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xiii
A.5	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xiv

A.6	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xiv
A.7	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xv
A.8	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xv
B.1	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xviii
B.2	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB ohne Einbauten. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xviii
B.3	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xix
B.4	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB ohne Einbauten. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xix
B.5	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xx
B.6	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xx
B.7	Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)	xxi
B.8	Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.	xxi

Tabellenverzeichnis

2.1	Übersicht über die bisherige Studienlage mit den Schwerpunkten Schiffstanks, Tanklastern und Pkw-Kraftstofftanks ohne Anspruch auf Vollständigkeit und Vergleich mit den Bedingungen im Ausgleichsbehälter von Sportwagen.	27
4.1	Technische Daten des Schleppwagen-Hauptsystems (X-Achse). [Lehrstuhl Strömungsmechanik, 2019]	41
4.2	Technische Daten der Rotationseinheit isel RDH-M.	42
4.3	Übersicht der verwendeten Messtechnik.	44
4.4	Komponenten des optischen Systems und ihre Eigenschaften.	44
4.5	Elementgröße und -anzahl der untersuchten Rechennetze (Vergleichsgeometrie ohne Einbauten) und benötigte Rechendauer.	47
4.6	Unterschiede der simulierten Druckmaxima für drei Punkte bezogen auf das feine, strukturierte Netz (Vergleichsgeometrie ohne Einbauten).	47
4.7	Elementgröße und -anzahl der untersuchten Rechennetze der Realgeometrie.	48
4.8	Übersicht der untersuchten Simulationsparameter.	49
5.1	Reduktion der Wanddrücke durch die vertikalen Trennwände.	57
5.2	Abweichung der simulierten von den gemessenen Druckmaxima.	63
5.3	Basisdaten der untersuchten Beschleunigungs- und Schwenkprofile.	67
6.1	Übersicht über die untersuchten Füllhöhen und die auftretenden Phänomene.	79
6.2	Übersicht über die untersuchten Neigungswinkel und die auftretenden Phänomene.	82
6.3	Übersicht über die untersuchten Geometrievariationen und den auftretenden Lufteintrag.	84

Formelverzeichnis

2.1:	Sloshing-Eigenfrequenz	8
2.2:	Froudezahl	9
2.3:	Druckskalierung	9
2.4:	Zeitskalierung	9
3.1:	Kontinuitätsgleichung	29
3.2:	Impulsbilanz	30
3.3:	Stokes'scher Reibungsansatz	30
3.4:	Navier-Stokes-Gleichung	30
3.5:	Massengemittelte Strömungsgeschwindigkeit	31
3.6:	Zeitliche Mittelung der Strömungsgrößen	31
3.7:	Zerlegung der Strömungsgrößen	31
3.8:	Gemittelte Kontinuitätsgleichung	31
3.9:	Gemittelte Navier-Stokes-Gleichung	31
3.10:	Reynolds-Spannungen	31
3.11:	Boussinesq-Ansatz	32
3.12:	Gasvolumenanteil	32
3.13:	Gasvolumenstromanteil	32
3.14:	Phasenschlupf	32
3.15:	Relativgeschwindigkeit	32
3.16:	Homogenes Zweiphasenmodell	32
3.17:	Kontinuitätsgleichung (zweiphasig, homogen)	32
3.18:	Navier-Stokes-Gleichung (zweiphasig, homogen)	32
3.19:	Mittlere Stoffeigenschaften	33
3.20:	Kontinuitätsgleichung (zweiphasig, inhomogen)	33
3.21:	Navier-Stokes-Gleichung (zweiphasig, inhomogen)	33
4.1:	Winkel zur Modellierung des Fahrzustandes	38
5.1:	Winkel zur Modellierung des Fahrzustandes	67
6.1:	Q-Kriterium	78
6.2:	Geschwindigkeitsgradiententensor	78

Kapitel 1

Einleitung

Seit der zweiten industriellen Revolution und mit dem Übergang zur Massenproduktion ist der weltweite Bestand an motorisierten Kraftfahrzeugen kontinuierlich gestiegen. Allein in Deutschland ist die Anzahl der zugelassenen Personenkraftwagen seit 2010 jährlich um über eine halbe Million gewachsen, was in Abbildung 1.1 deutlich wird. [Kraftfahrt-Bundesamt, 2020a] Diese steigenden Zahlen gehen mit einer kritischen Betrachtung des Umwelteinflusses konventioneller Verbrennungsmotoren einher, bedeutende Themen sind hierbei die Reduktion von Schadstoffemissionen oder der Einsatz von Elektromotoren. In beiden Bereichen spielt das Thermomanagement eine entscheidende Rolle. Die im Kraftstoff enthaltenen chemische Energie wird im Verbrennungsmotor zunächst in Wärme umgesetzt, bevor sie in mechanische Arbeit gewandelt wird. Für einen möglichst emissionsarmen Einsatz muss der Motor die gewünschte Betriebstemperatur erreichen und über die gesamte Dauer halten, während gleichzeitig ein Überhitzen verhindert werden muss, um schwerwiegende Schäden an der Motormechanik zu vermeiden. Diese Aufgabe kommt dem Kühlsystem zu, dessen Bedeutung anhand der Ein-Drittel-Faustregel deutlich wird: in einem im stationären Teillastbetrieb laufenden Motor wird je ein Drittel der mit dem Kraftstoff eingebrachten Energie in den Vortrieb umgesetzt, mit dem Abgas ausgestoßen und an das Kühlmittel abgegeben. Zur Abführung dieser Wärmemengen ist ein effizientes Kühlsystem notwendig, welches typischerweise über eine Flüssigkeitskühlung realisiert wird. [Schütz, 2013]

Die Abwärme des Motors kann direkt über die Wandungen oder auch in Teilen indirekt über das Motoröl und einen Motorölwärmetauscher an das Kühlmittel abgegeben werden. Dieses wird von einer Pumpe zu den Kühlern gefördert, in denen, teilweise mit Unterstützung durch Lüfter, eine Wärmeabgabe an die Umgebungsluft stattfindet. Diese Komponenten sind über Schlauchleitungen miteinander verbunden und bilden ein geschlossenes System, in dem das Kühlmittel zirkuliert. Ein essenzieller Bestandteil des Kreislaufs ist der Kühlmittel-Ausgleichsbehälter (im Folgenden kurz *AGB* oder Behälter), welcher als Kühlmittelreservoir dient und zudem die Aufgabe hat, die thermische Expansion des Kühlmittels im Betrieb auszugleichen. Dafür ist ein Luftpolster im Behälter vorhanden, sodass er nur zum Teil gefüllt ist. Angeregt durch die wirkenden Längs- und Querbeschleunigungen bei verschiedenen Fahrmanövern (wie Kurvenfahrten oder Vollbremsungen) verlagert sich die Flüssigkeit im AGB. Abhängig vom Fahrprofil und

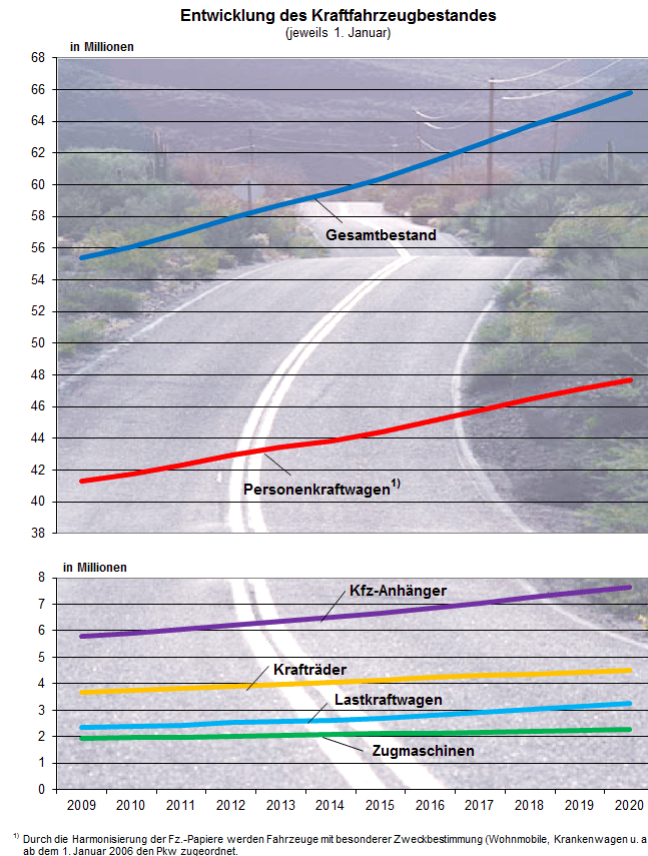


Abbildung 1.1: Entwicklung des Kraftfahrzeugbestandes in Deutschland 2009 bis 2020.
[Kraftfahrt-Bundesamt, 2020b]

vom Füllstand des Ausgleichsbehälters kann es dabei zur Entstehung von sich überschlagenden Wellen oder Wirbeln und dadurch zum Lufteintrag in den Kühlkreislauf kommen. Dieser mindert zum einen den Wärmetransport vom Motor und beeinträchtigt zudem die Förderleistung der Pumpe, da die verbauten Radialpumpen empfindlich auf Luft im Fördermedium reagieren. Dies liegt vor allem an den durch Phasentrennung entstehenden Gasansammlungen im Schaufelkanal, die die Energieübertragung durch die Schaufeln reduzieren und den Schaufelkanal versperren [Gülich, 2010].

Die durch den Lufteintrag reduzierte Leistung des Kühlsystems kann den Motor stark schädigen. Somit ist das Hauptziel beim Entwurf der Ausgleichsbehälter die Vermeidung des Lufteintrags bzw. eine Abscheidung bereits im System vorhandener Luft. Form und Größe des Behälters hängen stark vom verfügbaren Bauraum im Wagen ab und werden daher erst nach Festlegung des restlichen Motorpackages definiert. Da es bisher kein etabliertes Entwurfsverfahren gibt, erfolgt der Entwurf basierend auf den Bauraumdefinitionen und Erfahrungen mit Vorgängermodellen und wird hinsichtlich des Lufteintrags in zeitaufwendigen Trial-and-Error-Verfahren am Prüfstand und bei Testfahrten opti-

miert. Um diesen aufwendigen Prozess zu umgehen und ein tieferes Verständnis über die Strömungsvorgänge im Behälter, die zum Lufteintrag führen, zu erlangen, bieten sich die Methoden der numerischen Strömungssimulation an.

Ein Aspekt dieser Problematik, die durch äußere Anregung hervorgerufene Fluidbewegung in teilgefüllten Behältern, wird allgemein als Sloshing bezeichnet. Dieses Phänomen tritt in vielen technischen und industriellen Anwendungen auf und wurde besonders im Bereich der Marinetechnik eingehend untersucht. Ein typischer Anwendungsfall ist der Schiffstransport von verflüssigtem Erdgas (LNG). Die Anregung erfolgt hier durch den Seegang oder Fahrmanöver und kann Wellenbewegungen auf der freien Grenzfläche im Erdgastank zur Folge haben, die in Druckeinschlägen an den Tankwänden resultieren und die Tankstruktur schädigen. [Mehl, 2014] Die in der Schifffahrtstechnik auftretenden Tankbewegungen weisen jedoch geringere Auslenkungsamplituden und höhere -frequenzen auf als jene im Automobilbereich. Es ist zu untersuchen, inwiefern Methoden und Erkenntnisse übertragen werden können. Zwar gibt es Veröffentlichungen, die sich explizit mit Sloshing in Kraftfahrzeugen beschäftigen, diese machen jedoch nur einen geringen Teil der Forschung aus und konzentrieren sich eher auf Probleme der Akustik und Fluid-Struktur-Interaktion, während die Betrachtung des Lufteintrags bisher nicht untersucht wurde. Zudem beschäftigen sich alle diese Studien mit abgeschlossenen Tanks, während beim Entwurf von Kühlmittelausgleichsbehältern auch das Durchströmen des Behälters betrachtet werden muss.

Ziel der vorliegenden Dissertation ist es, die Strömungsphänomene in bewegten und durchströmten Kühlmittelbehältern unter Beachtung der sportwagenspezifischen Rahmenbedingungen zu erforschen und numerische Ansätze zur Modellierung der Zweiphasenströmung zu validieren, die zukünftig in Entwurfsprozessen für diese Behälter genutzt werden können. Die Untersuchungen umfassen dabei die Erforschung der Grenzflächenbewegung, der Geschwindigkeiten und der resultierenden Drücke bei für Sportwagen typischen Längs- und Querschleunigungen, die Erfassung der Mechanismen des Lufteintrags und die Bestimmung des Gasvolumenanteils in der Strömung mit Hilfe numerischer und experimenteller Methoden.

Kapitel 2

Stand der Forschung

Zwei- oder Mehrphasenströmungen bezeichnen Strömungen, die sich aus mehreren Fluiden und teilweise auch Feststoffen zusammensetzen, welche untereinander nicht mischbar sind. Es sind deutliche Grenzflächen zwischen den Phasen zu erkennen, an welchen sich die Stoffgrößen der Phasen sprunghaft ändern [Ben Hadj Ali, 2014]. Im Folgenden soll der Fokus ausschließlich auf Gas-Flüssigkeitsströmungen liegen. Abhängig von den Anteilen und Geschwindigkeiten der Phasen in der Strömung können diese kontinuierlich oder dispers (in Blasen- oder Tropfenform) vorliegen. Abbildung 2.1 gibt einen beispielhaften Überblick über mögliche zweiphasige Strömungsformen in Rohrströmungen. Diese lassen sich in separierte Strömungen (wie Film- oder Schichtenströmungen) und dispergierte Strömungsformen (Blasen- oder Nebelströmung) unterscheiden, was die Wahl der Untersuchungsverfahren entscheidend beeinflusst. In Kapitel 3.3 wird in kurzer Form auf die jeweiligen Modellierungsansätze eingegangen.

Die Strömung im Kühlmittelbehälter lässt sich als Überlagerung verschiedener Strömungsphänomene beschreiben. Zum einen kann der AGB als teilgefüllter Behälter mit freier Grenzfläche betrachtet werden, dessen Flüssigkeit durch äußere Kräfte (hervorgehoben durch Fahrmanöver) angeregt wird, sodass es zur Ausbildung von Wellen auf der Grenzfläche kommt. Dies wird als Sloshing bezeichnet und ist ein häufig auftretendes Phänomen in zahlreichen technischen Anwendungen, wobei vor allem Transport- und Vorratstanks im Schiffsverkehr im Fokus der wissenschaftlichen Untersuchung liegen. Kapitel 2.1 gibt einen Überblick über den Stand der Untersuchungen zu diesem Thema und den Bezug zu spezifischen Anwendungsfällen aus dem Kraftfahrzeugbereich. Zum anderen kommt es durch die Anbindung des Behälters an das Kreislaufrsystem und die damit verbundene Durchströmung zum Eintrag von Luft in die Kühlflüssigkeit. Dies kann durch luftziehende Wirbel an der Grenzfläche oder aber durch Mitriss von Luftblasen geschehen. Arbeiten zu diesem Bereich werden in Kapitel 2.5 vorgestellt.

2.1 Sloshing-Grundlagen

Sloshing ist die Fluidbewegung in extern angeregten, teilgefüllten Behältern. Diese allgemeine Definition lässt bereits erahnen, wie zahlreich die Bereiche sind, in denen dieses Phänomen auftritt, und wie vielfältig seine Ausprägungen sein können. Diese reichen von

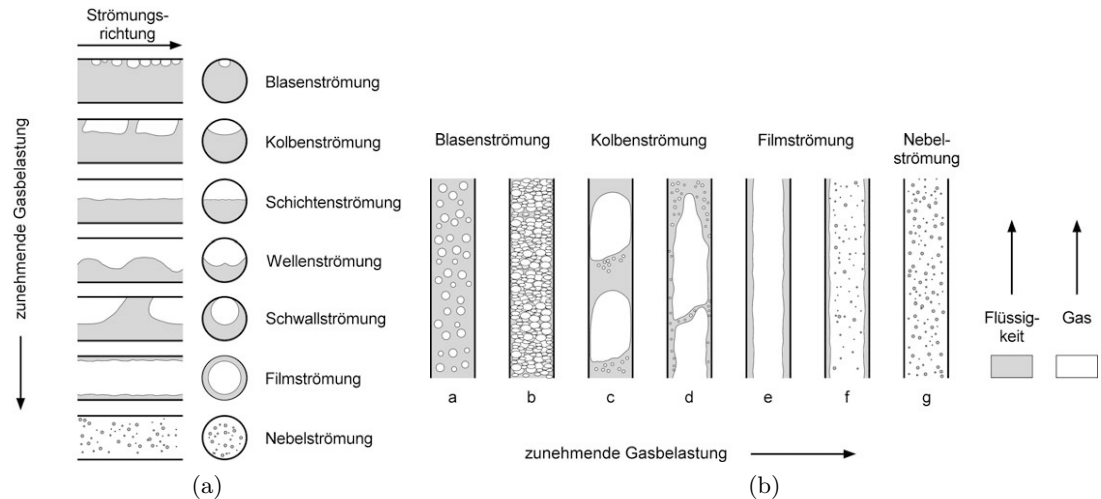


Abbildung 2.1: Strömungsformen für Gas-Flüssigkeitsströmungen in horizontalen (a) und vertikalen (b) Rohren [Kraume, 2012]

trivial scheinenden alltäglichen Situation wie dem Schwappen in der Kaffeetasse während des Gehens [Mayer und Krechetnikov, 2012] bis zu drastischen Ereignissen wie dem Kentern von Tankschiffen aufgrund von Ladungsbewegung in den Tanks [Wasserstraßen- und Schifffahrtsverwaltung des Bundes, 2013].

Um eine strukturierte Einführung in die Thematik geben zu können und grundlegende Begrifflichkeiten zu klären, sollen zuerst die möglichen Einflussparameter, unter denen Sloshing auftritt, charakterisiert werden, während im Anschluss die daraus resultierenden Strömungsphänomene beschrieben werden. Im Weiteren soll ein Überblick über Methoden zur Berechnung und experimentellen Untersuchung von Sloshing gegeben werden, die auch den aktuellen Stand der Technik beinhaltet.

2.1.1 Einflussfaktoren

Bei der Kategorisierung von Sloshingphänomenen lassen sich die beeinflussenden Parameter folgendermaßen zusammenfassen:

- **Behältergeometrie:** Hierunter fallen sowohl die Behälterform als auch Einbauten wie Trennwände, die von enormer Relevanz sind.
- **Anregung:** Die Anregungen des Behälters unterscheiden sich sowohl in ihrer Richtung als auch in Amplitude und Frequenz der Bewegung.
- **Füllhöhe:** Die Füllhöhe innerhalb der Behälter ergibt sich typischerweise aus seiner Aufgabe als Transport- bzw. Reservoirbehälter.

Behältergeometrie In der Literatur wurden überwiegend einfache Behälterformen wie Quader, gerade Prismen (auch Zylinder) oder Kugeln untersucht, wie sie sich auch

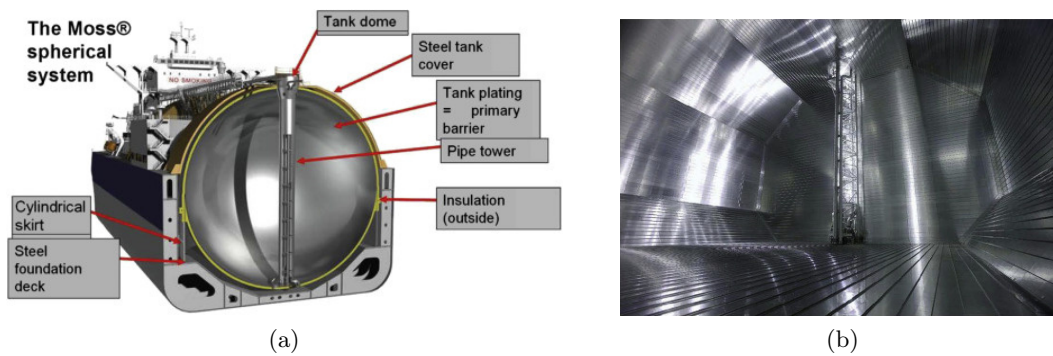


Abbildung 2.2: (a) Kugelförmiger LNG-Tank der Firma Moss Maritime
(b) Prismatischer Membrantank der Firma GTT. Bilder entnommen aus Mokhatab et al. [2014]

im marinen Anwendungsbereich wiederfinden, der in den letzten Jahrzehnten das Hauptforschungsfeld für Sloshing darstellt. Diese können im Inneren mit simplen Trennwänden ausgestattet sein, welche die Fluidbewegung unterdrücken sollen. Abbildung 2.2 zeigt zwei typische Behälterformen, die beim Transport von Flüssigerdgas (LNG) auf Schiffen eingesetzt werden.

Im Gegensatz dazu haben die im Sportwagen-Kühlkreislauf eingesetzten Behälter, bedingt durch das geringe Platzangebot im Motorraum, typischerweise unregelmäßige Formen und zeichnen sich durch komplexe Trennwandkonstruktionen im Inneren aus. Die in der vorliegenden Arbeit genutzten Geometrien sind in Kapitel 4.1.1 beschrieben und abgebildet. Die Größenordnungen der Sloshing-Tanks decken einen weiten Bereich ab. Während LNG-Tanks meist Volumina von mehreren $10\,000\text{ m}^3$ aufweisen [Ryu et al., 2016], fasst ein Kühlmittelbehälter nur wenige Liter. Das ermöglicht bei der Erforschung und Entwicklung von Behältern im Sportwagenbereich die Arbeit mit realen Geometrien, wohingegen in anderen Forschungsgebieten oft skalierte Tanks eingesetzt werden müssen. Auf die Skalierung von Sloshingtanks und Ähnlichkeitsgesetze wird in Absatz 2.1.2 eingegangen.

Anregung Die Sloshing-Bewegung des Fluides hängt stark von der Art der Behälter-Anregung ab. Diese lässt sich zum einen grundlegend durch ihre Richtung definieren. Um eine eindeutige Beschreibung der Anregung zu ermöglichen, werden häufig Begrifflichkeiten aus der Luft- und Schifffahrt genutzt, die Rotations- und Translationsbewegungen um bzw. entlang der drei Raumachsen benennen, siehe Abbildung 2.3. In den meisten Studien werden Tankbewegungen mit einem Freiheitsgrad untersucht, sodass von *Roll*- (Kippen) oder *Sway*-Anregungen (Verschiebung) gesprochen wird. In seltenen Fällen werden auch kombinierte Bewegungen mit mehreren Freiheitsgraden analysiert. Zum anderen muss unterschieden werden, ob die Behälter-Anregung chaotisch, mit einem einmaligen Impuls oder als harmonische Schwingungsbewegung erfolgt. Während in jedem Fall die Amplitude der Anregung entscheidend ist, spielt im letzten Fall die Frequenz

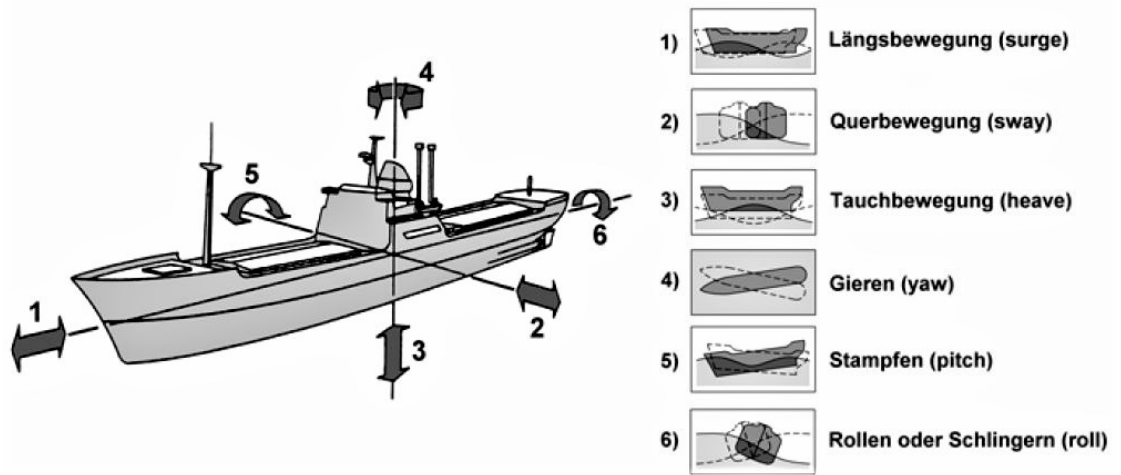


Abbildung 2.3: Sechs Freiheitsgrade eines Schiffes. [Brinkmann, 2005]

der Schwingung eine bedeutende Rolle. Jeder Behälter-Füllmengen-Konfiguration lassen sich Frequenzen der Tankanregung zuordnen, bei denen die Sloshingreaktion besonders aggressiv ist, was mit materialschädigenden Druckamplituden einhergeht.

Diese werden in Anlehnung an andere Schwingungsphänomene *Eigenfrequenzen* des Behältersystems genannt und sind insbesondere im Marinebereich ein Schwerpunkt der Forschungsfälle. Die erste Sloshing-Eigenfrequenz eines teilgefüllten rechteckigen Tanks lässt sich wie folgt definieren:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{\pi g}{L} \tanh\left(\pi \frac{h}{L}\right)} \quad (2.1)$$

Dabei ist L die Tanklänge, h die Füllhöhe und ω_n die entsprechende Eigenfrequenz. Die Anregungsamplitude, Tankeinbauten und Fluideigenschaften wie Dichte oder Viskosität können allerdings die Strömungsreaktion auf die Anregung beeinflussen und den kritischen Frequenzbereich verschieben [Akyildiz und Ünal, 2005].

Füllhöhe Abhängig vom Verhältnis von Flüssigkeitshöhe zu Tanklänge treten typische Strömungsbilder auf. Die Füllhöhenbereiche lassen sich nach Faltinsen und Timokha [2009] unterscheiden in: flache Füllhöhe (*shallow liquid conditions*) für ein Verhältnis von $h/L \lesssim 0,1$, mittlere (*intermediate*) und endlich tiefe (*finite depth*) Füllhöhen mit $0,1 \lesssim h/L \lesssim 0,25$ bzw. $0,25 \lesssim h/L \lesssim 1,0$ und tiefe Füllhöhen (*deep liquid conditions*) bei $1,0 \lesssim h/L$. Beispiele für die unterschiedlichen Strömungsausprägungen finden sich in Abbildung 2.5 und Absatz 2.1.3.

2.1.2 Ähnlichkeitskennzahlen

Da die im Marine-Bereich untersuchten LNG-Tanks zu groß für experimentelle Untersuchungen sind, werden geometrisch ähnliche, skalierte Modelltanks mit einem Verhältnis

von 1/20 bis 1/70 in den Abmaßen eingesetzt. Um die Untersuchungsergebnisse auf reale Geometrien übertragen zu können, müssen die Tankanregungen und die resultierenden Druckpeaks skaliert werden. Während die Anregungsamplituden bei rotatorischer Anregung (bspw. *Rollen*) beibehalten und bei translatorischer Bewegung entsprechend den geometrischen Längenverhältnissen skaliert werden, wird zur Umrechnung der Anregungsperiode und der Drücke die Froude-Zahl genutzt, welche wie folgt definiert ist:

$$Fr = \frac{u}{\sqrt{g \cdot L}} \quad (2.2)$$

Für Druck und Anregungsperiode ergeben sich folgende Ansätze [Kim et al., 2017]:

$$p_o = p_m \frac{\rho_o}{\rho_m} \frac{L_o}{L_m} \quad (2.3)$$

$$T_o = T_m \sqrt{\frac{L_o}{L_m}} \quad (2.4)$$

Dabei bezeichnet der Index *o* die Originalausführung und *m* das Modell. Mittels der Froude-Skalierung kann jedoch nur eine kinematische Ähnlichkeit erreicht werden. Weitere Effekte wie das Dichteverhältnis der beiden Fluide oder das Kompressionsmodul des Gases, die sich auf die Einschlagsdrücke auswirken, werden häufig vernachlässigt, da eine gleichzeitige Umsetzung aller Ähnlichkeitskennzahlen im Experiment nicht realisierbar ist. Somit können die Sloshing-Effekte im Modell nicht immer korrekt wiedergegeben werden. Eine ausführliche Diskussion der Skalierungsproblematik findet sich in Mehl [2014].

2.1.3 Typische Strömungsphänomene

Für jede Kombination der im vorherigen Absatz beschriebenen Parameter ergeben sich charakteristische Flüssigkeitsbewegungen, die sich über die Wellenbewegung der freien Grenzfläche und die Profile der Druckverläufe an den Wänden beschreiben lassen. Abhängig von der Art der Anregung und der Behälterform kann die freie Flüssigkeitsgrenzfläche verschiedene Arten von Bewegung erfahren, darunter rotierende, symmetrische, asymmetrische, quasi-periodische und chaotische [Ibrahim, 2006]. Aufgrund der Vielfalt der Geometrie- und Anregungsparameter können unterschiedlichste Fluidreaktion auftreten. Basierend auf der umfassenden Studienlage werden im Folgenden jedoch überwiegend typische Strömungsbilder für harmonische translatorische und rotatorische Anregungsbewegungen in rechtwinkligen Tanks beschrieben. Durch die komplexen Geometrien und Anregungen von Kühlmittelbehältern treten in diesen eher Überlagerungen der beschriebenen Phänomene auf.

Bewegung der Grenzfläche Grundsätzlich können beim Sloshing im oszillierenden Rechteck-Tank drei Wellenformen beobachtet werden: stehende Wellen (*standing waves*), durchlaufende Wellen (*travelling waves*) und Wechselsprünge (*hydraulic jump*) sowie Kombinationen dieser Grundformen [Lloyd's Register, 2004]. Der Einfluss der An-

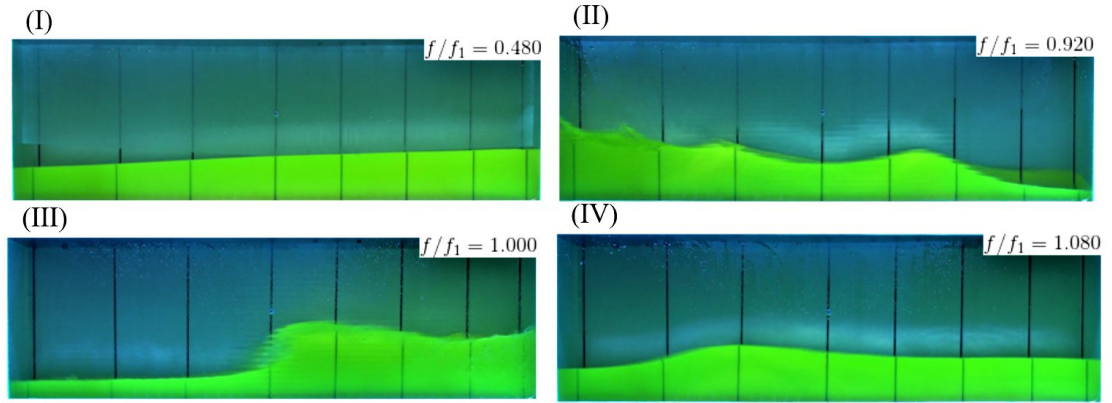


Abbildung 2.4: Wellenbildung in Abhängigkeit der Anregungsfrequenz. [Ercolanelli et al., 2018]

regungsfrequenz und der Füllhöhe soll anhand der Abbildungen 2.4 und 2.5 verdeutlicht werden. Für den Tank mit niedriger Füllhöhe in Abbildung 2.4 zeigt sich bei einer Anregung weit unter der Sloshing-Eigenfrequenz eine stehende Welle (I), die sich mit steigender Anregungsfrequenz in einen durchlaufenden Wellenzug (II) wandelt. Liegen Anregung und Eigenfrequenz nahe beieinander, tritt ein Wechselsprung auf, der über die komplette Tanklänge wandern kann (III); bei weiterer Frequenzsteigerung wechselt dieser wiederum zu einer stehenden Welle hoher Amplitude (IV), die bei einer starken Anregungsamplitude auch zusammen mit durchlaufenden Wellen auftreten kann. [Akyildiz und Ünal, 2005; Bouscasse et al., 2013; Ercolanelli et al., 2018] Für Tanks, bei denen die Anregungsfrequenz nahe der Sloshing-Eigenfrequenz liegt, wirkt sich die Füllhöhe stark auf die auftretenden Fluidbewegungen aus, wie in Abbildung 2.5 deutlich wird. Wie bereits beschrieben, bildet sich für flache Füllhöhen ein durch den Tank wandernder Wechselsprung aus (a), während bei tiefen Füllhöhen (d) eher stehende Wellen mit den größten Auslenkungen der Grenzfläche an der Tankwand auftreten. Brechende Wellen sind typisch für flache bis mittlere Füllhöhen (b). Auffallend ist die extrem starke Auslenkung bei der kritischen Füllhöhe (c), welche etwa $h/L = 0,3368$ entspricht. [Faltinsen und Timokha, 2009] In Kapitel 5 werden die in dieser Arbeit beobachteten Wellenformen beschrieben und mit denen in der Literatur verglichen.

Druck In Abhängigkeit der auftretenden Strömungsbilder unterscheiden sich auch die Druckänderungen, die an den Tankwänden wirken. Sie lassen sich grundlegend in zwei Kategorien teilen. Zum einen treten langsam variierende Druckschwankungen auf, die von stehenden Wellen hervorgerufen werden. Akyildiz und Erdem Ünal [2006] bezeichnen diese als *non-impact slosh loads*. Im Gegensatz dazu treten bei aggressiveren Strömungsbildern *impact slosh loads* auf, also zeitlich stark veränderliche, auf kleiner Fläche wirkende, sehr hohe Druckpeaks, die vor allem durch Wechselsprünge verursacht werden. Diese Drücke können beispielsweise in LNG-Tanks zu starken Schäden an den Tankwän-

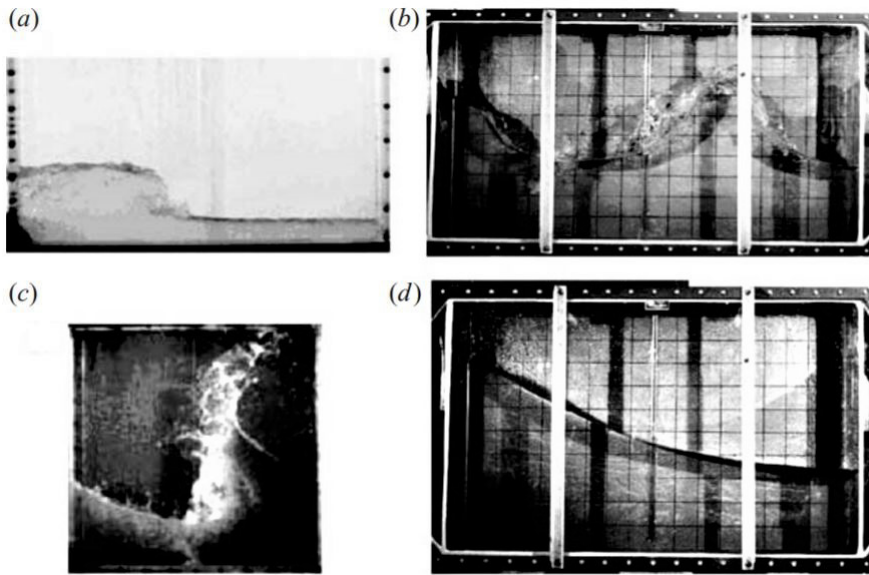


Abbildung 2.5: Beispiele für typische Grenzflächenbewegungen für (a) flache, (b) mittlere, (c) kritische und (d) tiefe Füllhöhen im horizontal angeregten rechtwinkligen Tank mit Anregungsfrequenz nahe der Eigenfrequenz. [Faltinsen und Timokha, 2009]

den führen [Gavory und Seze, 2009]. Selbst wenn man die Betrachtung der Phänomene auf quaderförmige Tanks beschränkt, müssen hier einige Geometrieparameter beachtet werden. Unabhängig von den bisher genannten Einflussfaktoren spielt das Verhältnis der Tankbreite zu seiner Länge eine Rolle bei der Ausbildung der Strömungsphänomene. Mehl [2014] beschreibt in seiner Untersuchung das Auftreten von 3D-Effekten ab einer gewissen Tankbreite. Während für ein Breiten-Längen-Verhältnis von $b/L = 0,124$ die freie Grenzfläche ein konstantes Verhalten über die Tankbreite zeigt, wird diese nahezu zweidimensionale Wellenbewegung bei $b/L = 0,286$ von kleineren zusätzlichen Phänomenen überlagert, während die globale Strömung im Tank gleichbleibt. Bouscasse et al. [2013] wählen in ihrer Untersuchung ein Verhältnis von $b/L = 0,1$, um eine zweidimensionale Strömung zu gewährleisten. Die in den Tanks verbauten, meist vertikalen Trennwände bewirken durch unterschiedliche Mechanismen eine Dämpfung der Druckeinschläge und verändern die Strömungsmuster [Cho et al., 2017; Eswaran et al., 2009; Younes und Younes, 2015]. Zum einen wird die Flüssigkeitsbewegung durch die eingesetzten starren Wände blockiert. Darüber hinaus verursacht die Strömung über das Trennblech Verwirbelungen in der Flüssigkeit und provoziert eine Energieübertragung auf kleinere Wirbelstrukturen und Dissipation [Xue et al., 2017]. Schließlich verändern die vertikalen Trennwände auch die Eigenfrequenz der Flüssigkeitsbewegung, bei der das stärkste Schwappen auftritt.

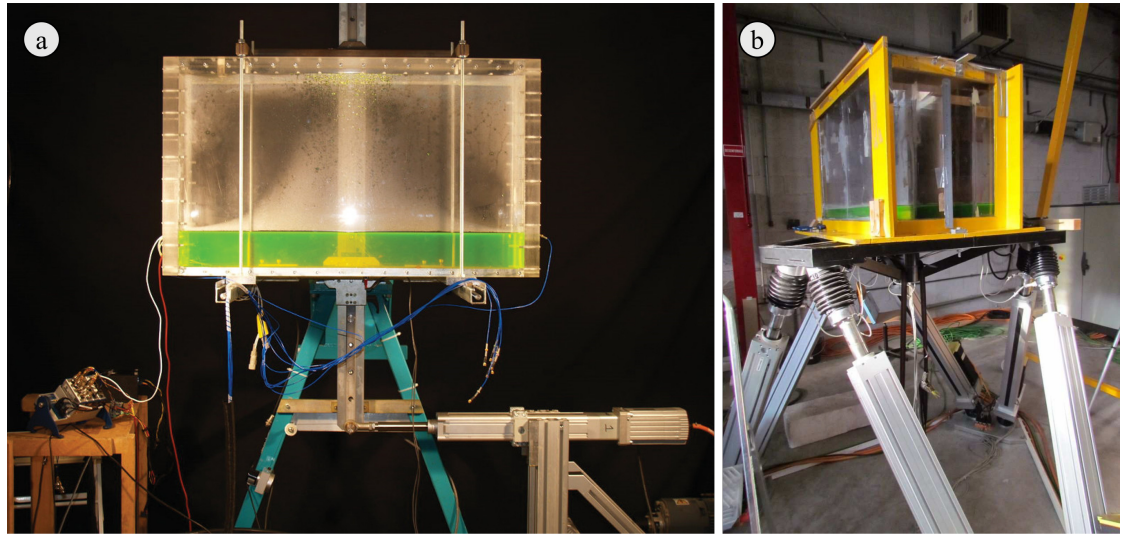


Abbildung 2.6: Prüfstände mit (a) einem rotatorischen Freiheitsgrad [Bulian et al., 2014] und (b) 6 Freiheitsgraden [Molin und Remy, 2012]

2.2 Experimentelle Untersuchung

Für die experimentelle Untersuchung der Sloshing-Phänomene werden üblicherweise Behälter aus Acrylglas, Glas oder vergleichbaren Materialien verwendet, um ausreichende Steifheit der Konstruktion und optische Zugänglichkeit zu gewährleisten. Die meisten der verwendeten Tanks entsprechen in Form und Maßen mit dem Faktor $1/40$ bis $1/50$ skalierten Querschnitten von LNG-Membrantanks [Mehl, 2014] und weisen somit Kantenlängen von etwa einem Meter auf [Akyildiz und Ünal, 2005; Godderidge et al., 2009; Loysel et al., 2012]. Translatorische und rotatorische Anregungsbewegungen mit einem Freiheitsgrad werden über Kipptische oder Schlitten mit Kurbelscheibe umgesetzt, während für komplexere Bewegungen Hexapoden mit sechs Freiheitsgraden genutzt werden (siehe Abbildung 2.6). Charakteristische Anregungsamplituden von Längsbewegungen liegen bei etwa 1 bis 10 % der Tanklänge, bei Rollbewegungen beträgt der Anregungswinkel typischerweise 1 bis 5° . Die in aktuellen Veröffentlichungen gefundenen maximalen Amplituden betragen 50 % der Tanklänge [Moo Ji et al., 2012] oder 13° [Wang und Xiong, 2014].

2.2.1 Bestimmung der Grenzflächenlage

Zu Bestimmung der Lage und Bewegung der Wassergrenzfläche werden in vielen Studien optische Verfahren eingesetzt. Dabei ist der optische Sensor (Kamera) üblicherweise so ausgerichtet, dass Ebenen senkrecht zur Grenzfläche ausgewertet werden. Für weniger turbulente und quasi-zweidimensionale Strömungen, bei denen sich die Grenzflächenlage in Richtung der Tanktiefe nicht ändert, können Farbstoffe zur Verstärkung des Kontrastes zwischen den Phasen eingesetzt [Cho et al., 2017; Ha et al., 2012]. Alternativ

kann auch durch eine diffuse Beleuchtung hinter den durchscheinenden Behältern die Grenzfläche hervorgehoben werden. Diese Verfahren bieten den Vorteil einer direkten, intuitiven Interpretation der aufgenommenen Bilder und werden häufig für qualitative Bewertungen der Grenzflächenlage genutzt. Zusätzlich kann über nachgelagerte Auswerteverfahren auch die Höhe der freien Grenzfläche über dem Tankboden bestimmt werden [Cho et al., 2017]. Für dreidimensionale Strömungen mit starkem Lufteintrag oder überschlagenden Wellen ist eine eindeutige Bestimmung der Grenzflächenhöhe selten möglich. Zudem überlagern sich in Richtung der Tanktiefe verschiedene Phänomene, sodass sich für eine eindeutige Bestimmung der Grenzfläche Lichtschnittverfahren anbieten, häufig mit- und aufschwimmenden Partikeln [Jiang et al., 2014; Zarruk, 2005]. Nachteilig ist, dass pro Messung nur eine Schnittebene ausgewertet werden kann. Eine direkte Beurteilung der Wellenhöhe erlauben Füllstandssensoren, mit denen die zeitliche Veränderung der Grenzflächenlage an einzelnen Positionen im Tank ermittelt werden kann [Jin et al., 2014; Liu und Lin, 2009; Bouscasse et al., 2013]. Alternativ kann die Grenzflächenhöhe auch mit Ultraschall-Distanzsensoren bestimmt werden [Grotle et al., 2017]. Alle diese Sensoren bieten eine direkte, quantitative Bewertung von Wellenhöhe, erlauben aber nur Aussagen an wenigen, festen Positionen. Optische Verfahren zur gleichzeitigen Auswertung der gesamten Grenzflächen arbeiten typischerweise mit der Lichtbrechung durch das flüssige Medium. Dieser Ansatz findet sich beispielsweise bei [Bateman et al., 2006]. Dort wird ein Dammbruchproblem untersucht, indem mehrere Laserschnittebenen senkrecht zur Sichtachse der Kamera angeordnet sind, die sich oberhalb der Wassergrenzfläche befindet. Aus der Brechung und Verschiebung der Laserstrahlen kann die Flüssigkeitshöhe über dem gesamten Strömungsbereich rekonstruiert werden. Ein ähnlicher Ansatz findet sich auch bei Yang et al. [2015]. Diese Methode ist jedoch nur für geringe Wellenerhebungen geeignet und erfordert einen komplexen Messaufbau.

2.2.2 Druckmessung

Zur Bestimmung der Wanddrücke werden verschiedene Messaufnehmer eingesetzt. Am häufigsten finden sich piezoresistive und piezoelektrische Sensoren, aber es werden auch auf Dehnungsmessstreifen basierende Druckaufnehmer genutzt [Panigrahy et al., 2009]. Es ist zu beachten, dass die Wahl der Drucksensoren einen signifikanten Einfluss auf die gemessenen Druckeinwirkungen hat, wie z.B. von Loysel et al. [2012] gezeigt wurde. In dieser Benchmark-Studie wurden Sloshing-Modellversuche zwischen verschiedenen Forschungseinrichtungen bei gleichen Randbedingungen sowohl mit piezoelektrischen als auch mit piezoresistiven Drucksensoren verglichen. Ein Vergleich des Druckes am Tankdach während eines einzelnen Welleneinschlags zeigte, dass sich die gemessenen Druckmaxima bei verschiedenen Sensoren um das Vierfache unterschieden, während der zeitliche Verlauf der Einschläge gut übereinstimmte. Selbst eine nachfolgende Benchmark-Studie mit gleicher Zielsetzung und einem verstärkten Fokus auf eine genauere Kontrolle der Randbedingungen (wie z.B. der anfänglichen Füllhöhe) führte zu einer Differenz von etwa 10 % zwischen den gemessenen Druckspitzen [Loysel et al., 2013].

Andere Studien zeigen, dass piezoelektrische Drucksensoren empfindlich auf die Temperatur und das Medium an der Sensorkontaktfläche reagieren, wie z.B. Kim et al. [2019],

die die Empfindlichkeit von piezoelektrischen Sensoren mit integriertem Schaltkreis (*integrated circuit piezo-electric*, ICP) gegenüber Flüssigkeitskontakt demonstrierten. Hier wurden Druckeinschläge mit Kistler-Sensoren des Typs 211B5 in Tanks gemessen, die *Sway*- und Rollbewegungen ausgesetzt sind. Signifikante Unterschiede von bis zu 31 % in den Druckmaxima wurden zwischen den Fällen beobachtet, in denen die Sensoroberfläche trocken war, und solchen mit bereits benetzter Oberfläche. Diese wurden durch den thermischen Schock aufgrund von Temperaturunterschieden zwischen Sensor und Medium erklärt. Choi et al. [2010] untersuchten ebenfalls die Eigenschaften von piezoelektrischen Sensoren ohne und mit eingebauter Impedanzwandler-Elektronik (ICP-Sensoren) und bestätigten den Einfluss des Temperaturschocks.

Pistani und Thiagarajan [2012] beobachteten diesen Effekt auch bei piezoelektrischen Sensoren, obwohl dieselben Sensoren in einer späteren Studie von Rafiee et al. [2011] als piezoresistiv beschrieben wurden, sodass unklar bleibt, ob der Einfluss von Temperatur und Medium nur für piezoelektrische Sensoren relevant ist.

Die Abhängigkeit der Druckmaxima von der Art der Sensoren wurde ebenfalls von Kim et al. [2015] dokumentiert. In dieser Studie wurden vier verschiedene Sensortypen (piezoresistive, piezoelektrische und zwei ICP-Sensoren) hinsichtlich ihrer Empfindlichkeit gegenüber einer Änderung nicht nur der Temperatur, sondern auch des Mediums an der Sensorkontaktfläche verglichen. Während die Untersuchungen zu Temperaturdifferenzen die Ergebnisse der anderen Studien zu piezoelektrischen Sensoren bestätigten und keinen Einfluss auf piezoresistive Sensoren zeigten, ergaben die Untersuchungen zum Flüssigkeitskontakt interessante neue Erkenntnisse. Bei diesen Untersuchungen wurden die Sensoren an der Seitenwand des Tanks montiert, der einer langsamen Kippbewegung ausgesetzt war. Aufgrund des geringen Füllstandes des Tanks waren die Sensoren nicht kontinuierlich mit Wasser bedeckt, sondern kamen nur periodisch mit dem Wasser in Kontakt, ohne dass sich die Temperatur veränderte. Während der piezoresistive und piezoelektrische Sensor ein ähnliches Verhalten zeigten, bestehend aus einer positiven Druckspitze bei Wasserkontakt und ansonsten einem konstanten Nullpegel, wichen die ICP-Sensoren in zwei Punkten stark davon ab (siehe Abbildung 2.7). Zwar zeigten beide Sensoren ebenfalls einen Druckanstieg, unterschieden sich aber sowohl in den Druckmaxima als auch im Druckerlauf voneinander und von den anderen Sensoren. Außerdem zeigten beide Sensoren in den Zeiträumen, in denen kein Wasser den Sensor bedeckt, einen unterschiedlich stark ausgeprägten Druckabfall, der nicht durch Kim et al. erklärt werden konnte. Dieser Druckabfall ist ungewöhnlich, da die Sensoren in dieser Zeit einem konstanten Luftdruck ausgesetzt waren und daher ein konstantes Signal und keinen Druckabfall zeigen sollten. Da diese Sensoren in einer vorherigen Untersuchung bei konstantem Druck (ohne Änderung des Mediums) konstante Werte ohne Drift zeigen, der bei anderen Bauarten piezoelektrischer Sensoren auftritt, kann damit dieses Phänomen nicht erklärt werden. Weitere Untersuchungsreihen mit höheren Füllständen, bei denen sich die Sensoren durchgehend unter der Wassergrenzfläche befanden, zeigten eine gute Übereinstimmung der Druckmaxima zwischen allen vier Sensoren. Es ist daher fraglich, inwieweit ICP-Sensoren für die Bestimmung von Sloshingdrücken geeignet sind, wenn während der Messung eine Änderung des Mediums (Luft/Wasser) am Sensor auftritt. Diese Problematik wird sich auch in der vorliegenden Arbeit zeigen.

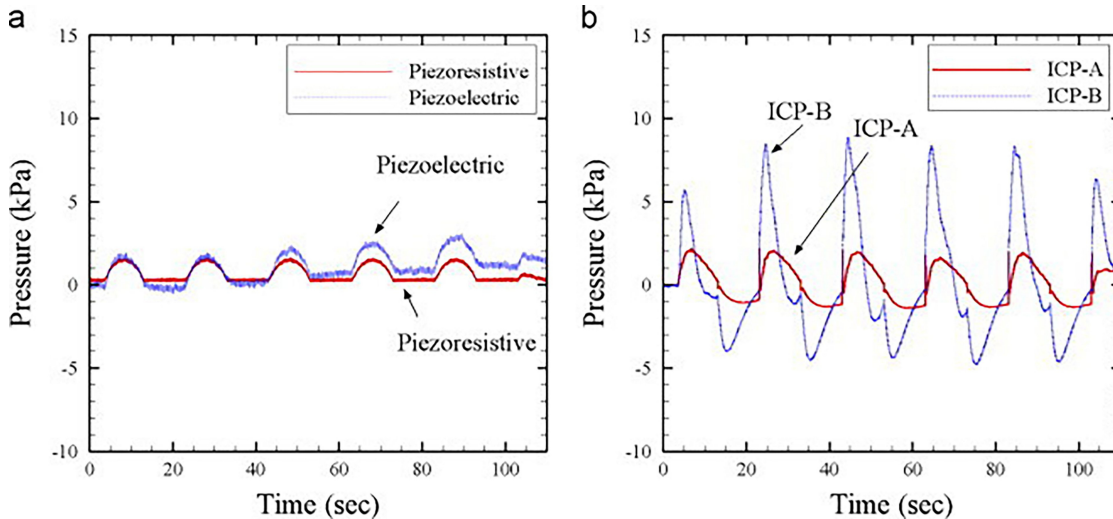


Abbildung 2.7: Druckverläufe verschiedener Sensortypen. Abbildung entnommen aus [Kim et al., 2015]

Da der Forschungsschwerpunkt in den bisherigen Arbeiten vor allem auf den strukturschädigenden dynamischen Druckeinschlägen und deren Dämpfung liegt, werden die Drücke an den Seitenwänden bzw. dem Tankdeckel gemessen. Untersuchungen zur Druckverteilung am Behälterboden, die als Indikator für die Flüssigkeitsverteilung herangezogen werden kann, wurden bisher nicht durchgeführt. Dies wurde in Hoch und Wurm [2021] detaillierter diskutiert.

2.2.3 Geschwindigkeitsmessung

Im Gegensatz zu den zahlreichen Arbeiten zur Grenzflächenlage und Druckeinschlägen, wurden die Geschwindigkeitsfelder seltener untersucht. Eswaran und Saha [2011] nutzen Aufnahmen von aufschwimmenden Partikeln auf der Wassergrenzfläche und die *Particle Image Velocimetry* (PIV), um die Geschwindigkeit auf der Grenzfläche zu messen. Zudem wurde die vertikale Geschwindigkeitskomponente der Grenzfläche durch seitliche Kameraaufnahmen untersucht, von denen ausgehend die zeitliche Höhenänderung der Grenzfläche mithilfe eines Matlab-Codes ausgewertet wurde. Der experimentelle Aufbau ist schematisch in Abbildung 2.8 zu finden.

Diese Anwendung ermöglicht jedoch keine Aussagen über die Strömung unter der Grenzfläche, die entscheidend für Sloshingphänomene sind. Weiterhin können nur Anregungen mit geringer Amplitude bzw. deutlich unter der Eigenfrequenz des Tanks angewandt werden, da zu steile oder überschlagende Wellen das Ergebnis verfälschen. Die Bestimmung der Geschwindigkeiten in Schnittebenen im Fluidinneren stellt die Forschenden vor Herausforderungen. Neben den grundsätzlichen Problemen der *Particle Image Velocimetry* wie korrektes Seeding der Partikel oder Reflexionen durch unterschiedliche Brechungsindizes zwischen Fluid und Behälterwand treten bei PIV in Sloshing-Anwendungen zusätzlich Laserreflexionen und starke Geschwindigkeitsgradienten in der

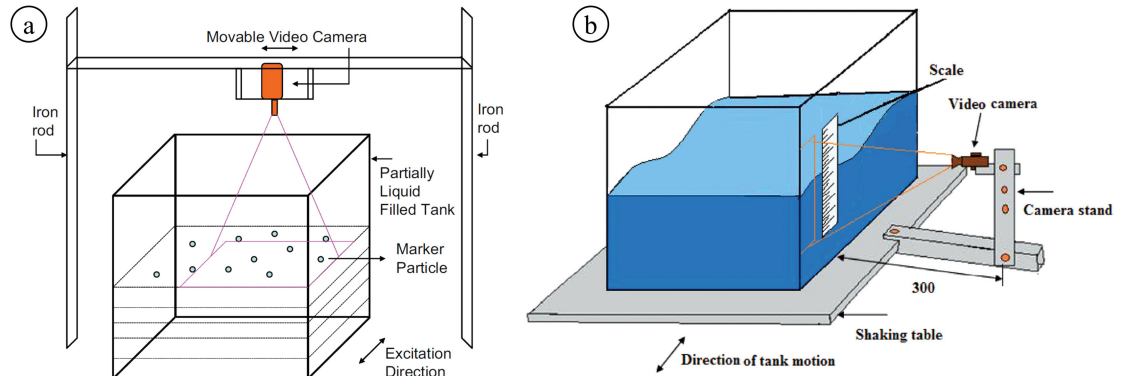


Abbildung 2.8: Prüfstände zur Bestimmung der Geschwindigkeit auf der Grenzfläche (a) und zur Bestimmung der vertikalen Geschwindigkeit (b) [Eswaran und Saha, 2011]

Nähe der gekrümmten Flüssigkeit/Gas-Grenzfläche auf. Simonini et al. [2019] versucht, die Genauigkeit der Geschwindigkeitsvektor-Erfassung in dynamischen wellenförmigen Strömungen zu verbessern, indem er einen neuen Auswertungs-Algorithmus nutzt, der die Fluidomäne in Unterregionen (abhängig von der Nähe zur Grenzfläche) unterteilt und auf jede Region verschiedene Korrekturverfahren anwendet. Auf der Grundlage synthetischer Bilder, die eine wellenförmige Bewegung reproduzieren, wurde der Algorithmus mit einem Standard-PIV-Code verglichen und es zeigt sich, dass die numerischen Fehler stark abnahmen, während die räumliche Auflösung in der Nähe der Grenzfläche verbessert wurde. Der Algorithmus wurde schließlich auf experimentelle PIV-Bilder von Sloshing in einem zylindrischen Tank angewendet, wobei jedoch Anregungsamplitude und -frequenz so niedrig gewählt wurden, dass eine lineare Sloshingreaktion gewährleistet wurde, sodass es fraglich bleibt, ob dieser Ansatz auch für turbulenteren Strömungen geeignet ist. Der experimentelle Aufbau hierfür ist schematisch in Abbildung 2.9 dargestellt und verdeutlicht sehr gut typische Sloshing-PIV-Prüfstände. Lugni et al. [2006] untersuchten stark nicht-lineares Sloshing-Verhalten, bei dem es zu brechenden Wellen, Lufteinschlüssen und starken Strömungsumlenkungen an den Tankwänden kam. Der ausgewertete Bildausschnitt umfasste jedoch nicht den kompletten Tank, sondern einen wandnahen Bereich, der in seiner horizontalen Ausdehnung nur 4 % der Tanklänge ausmachte. Durch die feine räumliche und zeitliche Auflösung konnte die Umlenkung der horizontalen Strömung in einen stark beschleunigten, Richtung Tankdecke gerichteten Jet gut abgebildet werden (siehe Abbildung 2.10). Im Gegensatz zu den bisher zitierten Arbeiten nutzen Song et al. [2013] keine Tracerpartikel für die Geschwindigkeitsbestimmung, sondern die in der Strömung gefangenen Blasen (*Bubble Image Velocimetry*, BIV), die bei einer PIV die Ergebnisse verfälschen würden. Zwar wurde in dieser Studie eine Schnittebene betrachtet, die nahezu den ganzen Tanklängsschnitt umfasste, die auswertbaren Bereiche wurden jedoch durch das teilweise Fehlen von Luftblasen eingeschränkt (Abbildung 2.11). Ziel der Studie war es, einen Zusammenhang zwischen den maximalen Geschwindigkeiten und Druckeinschlägen zu ermitteln. Dafür wurden Geschwindigkeiten

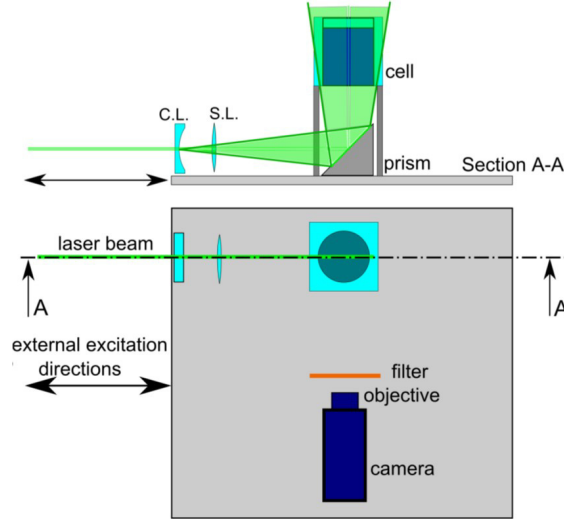


Abbildung 2.9: Prüfstand zur Bestimmung der Geschwindigkeit auf einer vertikalen Schnittebene in der Tankmitte [Simonini et al., 2019]

normal zur Sensorfläche in der Nähe der jeweiligen Drucksensoren gemittelt und über einen Impact-Faktor c_i und die Wasserdichte in Relation zum Druck gesetzt:

$$p_{max} = c_i \rho u_m^2 a x \quad (2.5)$$

Während das zeitliche Auftreten von Druck- und jeweiligen Geschwindigkeitsmaxima für alle Punkte gut übereinstimmte, variierten die Impact-Faktoren von 0,4 bis 7,3, sodass nicht von einem allgemeingültigen Zusammenhang gesprochen werden kann.

2.3 Strömungssimulation

2.3.1 Simulationsmethoden

Mit wachsenden rechentechnischen Möglichkeiten wurden zahlreiche Verfahren zur Berechnung von Strömung in teilgefüllten Behältern abhängig von der Komplexität von Geometrie und Wellenbewegung entwickelt. Analytische Methoden wie in Faltinsen et al. [2011] und Cho et al. [2017] sind nur auf eine begrenzte Klasse von Tankformen wie rechteckige oder runde Tanks anwendbar [Ibrahim, 2006]. Berechnungen auf Basis der Potentialtheorie, wie bei Zhang und Sun [2014], sind aufgrund der folgend, nötigen Vereinfachungen nur für wenige Anwendungsfälle geeignet: rotationsfreie Strömung (keine Wirbel), reibungsfrei und zweidimensional [Bürgisser, 1999]. Dies bedeutet, dass potentialtheoretische Methoden in Fällen mit niedrigen Wasserhöhen ($h/L \lesssim 0,2$), komplexe Tankgeometrien und interne Trennwände sehr unzuverlässig sind [Chen et al., 2009]. Auch die lineare Modaltheorie auf Basis der Potentialtheorie unterliegt diesen Begrenzungen. Nach Mehl [2014] kann die Dynamik eines Welleneinschlages an Tankwänden und -decke mit der linearen Modaltheorie nicht berechnet werden. Zudem können keine

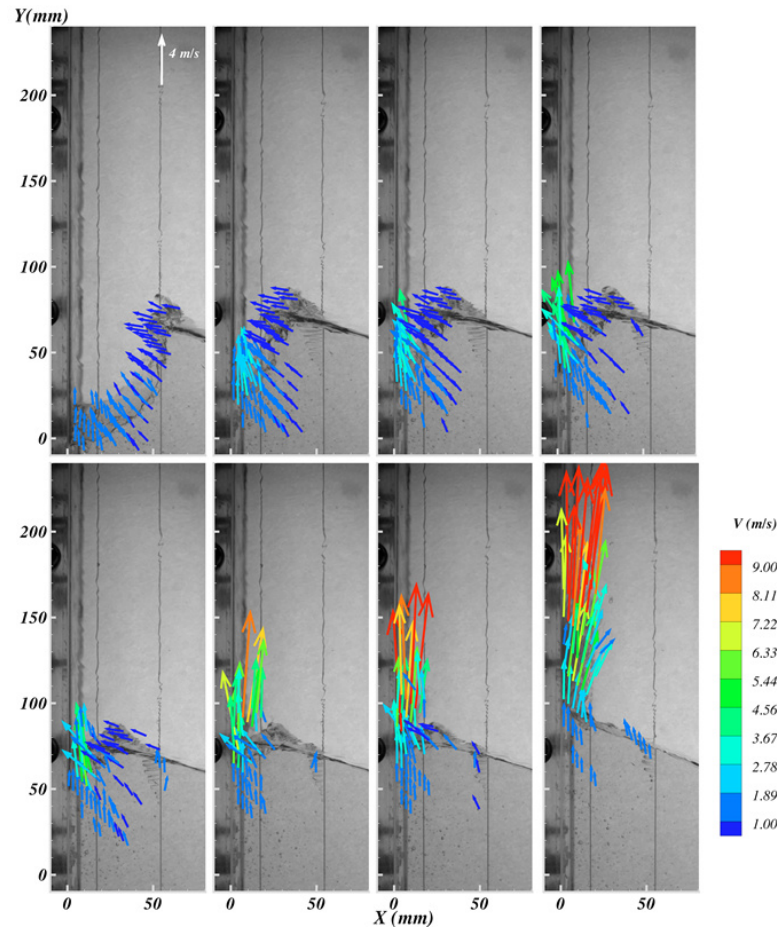


Abbildung 2.10: Entwicklung der Geschwindigkeit nahe der freien Grenzfläche während eines *Flip-Through-Events* [Lugni et al., 2006]

brechenden Wellen oder verwandte Phänomene abgebildet werden, das heißt dass die Wassergrenzfläche in einer ebenen, ungestörten Form verbleibt. Eine komplexere Auflösung der Wellenbewegung bei dennoch reduziertem Rechenaufwand bieten die zweidimensionalen Flachwassergleichungen (Saint-Venant-Gleichungen). Dabei wird angenommen, dass Wassertiefe und Vertikalgeschwindigkeiten klein im Vergleich zu den restlichen Raumausdehnung und horizontalen Geschwindigkeitskomponenten sind und die Wellenlängen an der Grenzfläche groß im Bezug auf die Wassertiefe ist [Bürgisser, 1999]. Dieser Ansatz findet sich unter anderem bei Ardakani und Bridges [2011] und Bateman et al. [2006]. Während die bisher beschriebenen Verfahren gut geeignet sind, um Wellenbewegungen an der Grenzfläche abzubilden, aber die Interaktion mit der gasförmigen Phase vernachlässigen, sind zur Berechnung von Strömungen mit mehreren Phasen komplexere Ansätze nötig. Simulationen basierend auf den Navier-Stokes-Gleichungen (Kapitel 3.1) sind am ehesten geeignet, auch komplexe Strömungsphänomene abzubilden. Das Gleichungssystem wird auf den einzelnen Kontrollpunkten der räumlich diskretisierten Fluid-

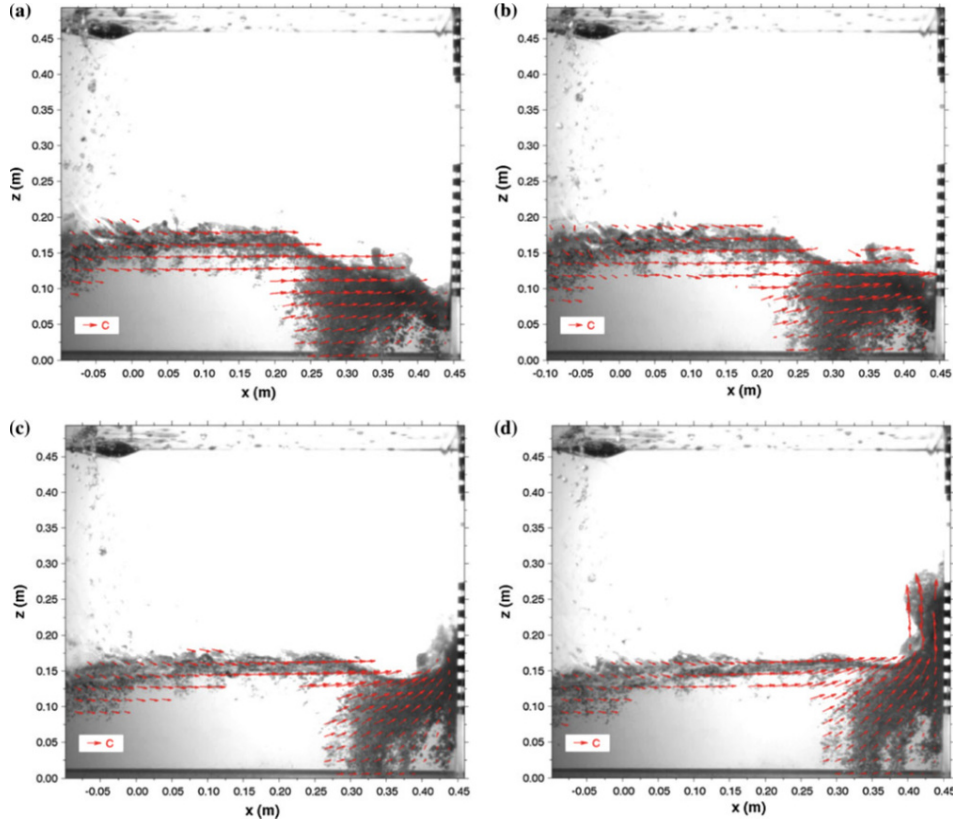


Abbildung 2.11: Geschwindigkeit der Sloshing-Welle bei $t/T =$ a 3.76, b 3.78, c 3.80, and d 3.82 [Song et al., 2013]

domain gelöst. Mögliche Ansätze dabei sind: netzfreie Methoden wie *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH) [Delorme et al., 2007; Brizzolara et al., 2009; Colagrossi et al., 2010; Bouscasse et al., 2013], Finite-Differenzen-Methode (FDM) [Akyildiz und Erdem Ünal, 2006; Wu et al., 2012] und Finite-Volumen-Methode (FVM) [Godderidge et al., 2009; Bouabidi et al., 2016]. Für die Modellierung der Turbulenz und der Zweiphasen-Interaktion sind zusätzliche Modelle nötig, die in Kapitel 3.2 bzw. Kapitel 3.3 näher erleutert werden. Liu et al. [2017] führten eine Studie über die Auswirkungen des Turbulenzmodells und der Methoden zur Erfassung der freien Grenzfläche auf die Ergebnisse der Sloshingsimulation durch. Sie kamen zu dem Schluss, dass die Wahl des Grenzflächenmodells (*Volume-of-Fluid* (VOF), *Coupled Level Set* (LS) sowie einer kombinierte Methode (CLSVOF)) bei der Vorhersage der Zweiphasenströmung eine untergeordnete Rolle spielt, während die Turbulenzmodellierung einen größeren Einfluss auf Druckstöße und Verformung der freien Grenzfläche hat. Im Vergleich zum laminaren Ansatz, den reynoldsgemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (*reynolds-averaged Navier-Stokes equations*, RANS) und der *Very Large Eddy Simulation* (VLES), entsprach das LES-Modell am ehesten den experimentellen Ergebnissen. Dennoch finden sich in der Literatur überwiegend der RANS-Ansatz, der auch in der vorliegenden Arbeit gewählt wurde.

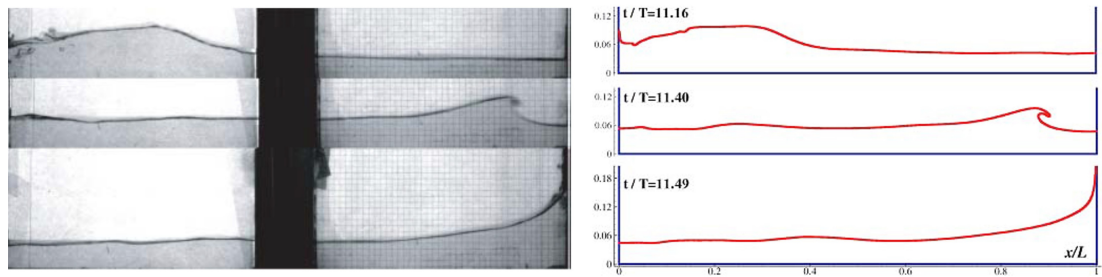


Abbildung 2.12: Ansichten der Entwicklung der freien Grenzfläche. Vergleich zwischen experimentellen Daten (links) und numerischen Simulationen (rechts) [Bouscasse et al., 2013].

2.3.2 Validierung

Die meisten auf den Navier-Stokes-Gleichungen basierenden Simulationen können die Lage der Grenzfläche gut abbilden, wie in Abbildung erkenntlich wird. Weitere erfolgreiche Validierungen finden sich in Khezzar et al. [2009]; Ha et al. [2012]; Grotle et al. [2017]; Liu et al. [2017]. Lufteintrag oder Mitriss von kleineren Blasen wurden in den Studien nicht genauer betrachtet. Demgegenüber finden sich bei den Druckeinschlägen an Tankwänden und -decke unterschiedlich gute Übereinstimmungen zwischen Simulation und Experiment. In der Literaturrecherche traten einige Fälle mit starken Abweichungen auf [Celebi und Akyildiz, 2002; Akyildiz und Erdem Ünal, 2006; Eswaran et al., 2009; Zhang und Sun, 2014]. Es gab aber auch zahlreiche Fälle mit guten Übereinstimmungen zwischen Experiment und Simulation, in denen jedoch hauptsächlich piezoresistive Sensoren [Rafiee et al., 2011; Liu et al., 2017] verwendet wurden oder überhaupt keine Informationen über die Sensoren gegeben wurden [Colagrossi et al., 2010; Chen und Xue, 2018; Zheng et al., 2018]. Wie in Kapitel 2.2.2 beschrieben, kann die Wahl des Drucksensors die Ergebnisse entscheidend beeinflussen, sodass nicht abschließend geklärt werden kann, ob die Abweichungen zwischen Simulation und Experiment eher durch Fehler in der Numerik oder in der Messtechnik erklärt werden können. Aufgrund der schwachen Studienlage zur Messung von Geschwindigkeitsfeldern, wurden in der Recherche keine aussagekräftigen Studien zur Validierung der berechneten Geschwindigkeiten gefunden.

2.4 Kfz-spezifische Untersuchungen

Die Untersuchungen zu teilgefüllten Behältern in der Kraftfahrzeugtechnik beschränken sich auf Sloshing in Kraftstofftanks und die daraus resultierenden akustischen Phänomene. Diese Behälter ähneln zwar in ihren Strukturen den Kühlmitteltanks, jedoch wurden in der aktuellen Studienlage nur abgeschlossene Behälter ohne Zu- oder Ablauf untersucht. Aufgrund der Fahrzeugbewegungen wird in Abhängigkeit von der Tankgeometrie, dem Füllstand, der Kraftstoffart und der Anregung Sloshing angeregt werden. Passagiere können die daraus resultierenden Strömungsvorgänge über Luft- und Körperschall

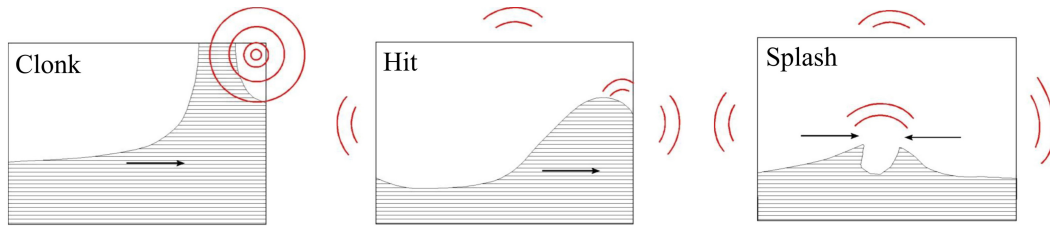


Abbildung 2.13: Schematische Darstellung der schallemittierenden Strömungsphänomene [Wachowski et al., 2010]

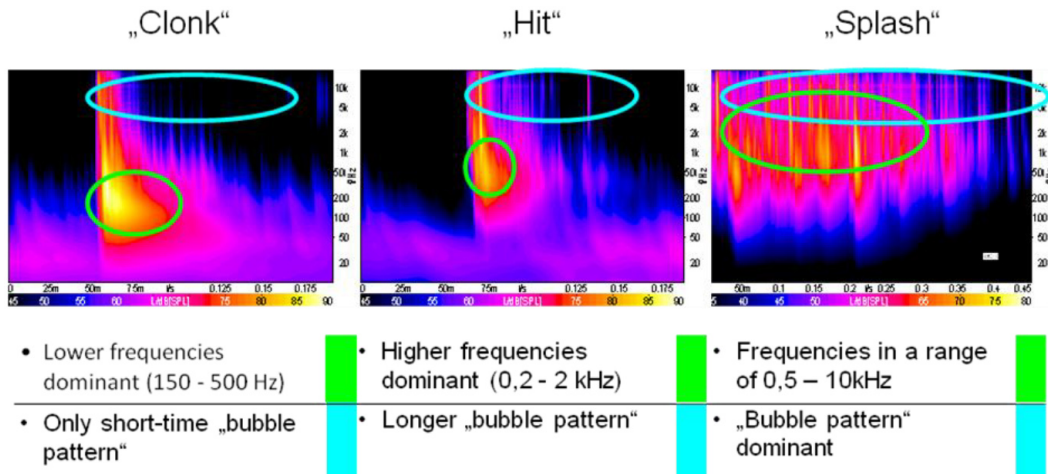


Abbildung 2.14: Vergleich und Wavelet-Analyse der drei Geräuschkategorien [Wachowski et al., 2010]

wahrnehmen und als störend für den Fahrkomfort empfinden. Wachowski et al. [2010] kategorisieren die Geräusche und vergleichen ihre Simulation der Strömung im Tankinneren mit akustischen Messungen des bewegten Behälters. Sie beschreiben drei Arten von Sloshing-Geräuschen (Abbildungen 2.13 und 2.14) und deren Entstehung. Unter den vorgestellten Phänomenen bezeichnet *Clonk* den Klang mit der tiefsten Frequenz. Weitere Tests lassen den Schluss zu, dass *Clonk* entsteht, wenn durch Schwappen von Flüssigkeit Luftvolumen schlagartig komprimiert wird. *Hit* wird hingegen durch Wellenfronten erzeugt, die auf die Behälterwand treffen. Aufgrund der direkten Anregung der Wand wird angenommen, dass die akustischen Eigenschaften der Wand, wie Dämpfung, starken Einfluss haben. *Splash* wird durch zwei aufeinandertreffende Wellenfronten erzeugt. Im Allgemeinen hat *Splash* bei vergleichbarer Anregung eine geringere Schallintensität als *Hit*, wobei höhere Frequenzen ausgeprägter sind und kleinere Blasen zum Gesamtgeräusch beitragen.

Zur Validierung der mehrphasigen CFD-Simulation in Wachowski et al. [2010] wurde ein Kraftstofftank innerhalb von 0,5 s auf 2,6 m/s² beschleunigt und danach sanft abgebremst. Neben der Messung des Schalldruckpegels wurde auch die Lage der markantesten

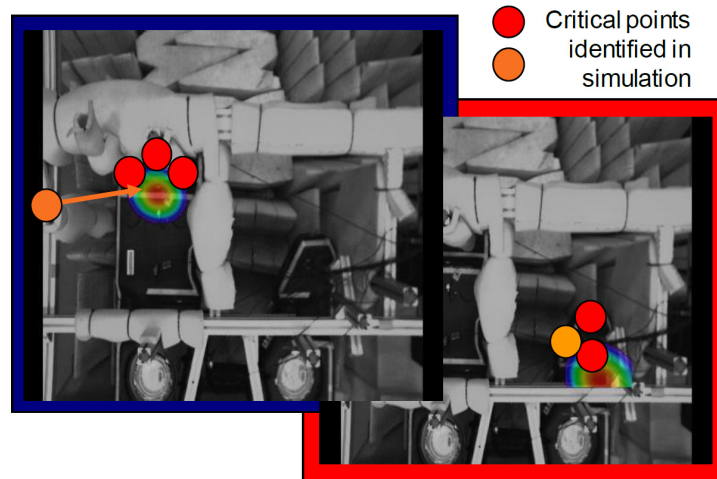


Abbildung 2.15: Dominierende Sloshingevents in Experiment und Simulation [Wachowski et al., 2010]

Druckpeaks mit einer akustischen Kamera aufgenommen. Die so ermittelten Positionen stimmen mit denen überein, die als kritische Punkte der Simulation angesehen werden. Zusammenfassend zeigt der Vergleich von Prüfstands- und Simulationsergebnissen eine gute Übereinstimmung in Zeit und Ort der Sloshing-Ereignisse. Leider werden in diesem Paper keine Angaben zu den verwendeten numerischen Methoden gemacht.

Li et al. [2011b] untersuchen die Schallabstrahlung des Kraftstofftanks durch eine Kombination von CFD-VOF-Simulation, FE-(Finite Elemente)-Berechnung und akustischen Simulationen für einen Bremsvorgang mit einer Verzögerung von etwa 4 m/s^2 . Park et al. [2011] untersuchten die durch Kraftstoffsloshing hervorgerufenen Tankvibrationen mit einer gekoppelten Fluid-Struktur-Interaktion-Simulation (FSI) in MSC DYTRAN bei einer Anregung mit Beschleunigungswerten zwischen $-0,6$ bis $0,15 \text{ m/s}^2$. Es wurde eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment bezüglich der Grenzflächenlage und eine ausreichende Übereinstimmung in den angeregten Vibrationen festgestellt. Auch Wiesche [2005] untersucht die Schallentstehung in Kraftstofftanks experimentell und numerisch. Die eingesetzten numerischen Simulationen nutzen den Volume-of-Fluid-Ansatz und konnten die freie Grenzflächenströmung innerhalb von geometrisch komplexen Tanks abbilden. Das untersuchte Anregungsprofil bestand aus einer 3 s andauernden Beschleunigung von $0,3 \text{ m/s}^2$ mit nachfolgendem abruptem Stopp. Im Gegensatz zu den anderen Studien untersuchten Li et al. [2011a] nicht Schallentstehung sondern Strukturprobleme wie Spannungen in der Tankperipherie, die durch das Sloshing hervorgerufen wurden. Dabei wurde die Fahrt über ein Schlagloch mit kurzzeitigen vertikalen Beschleunigungen von $\pm 10 \text{ m/s}^2$ mit zwei verschiedenen FSI-Solvern (LS-DYNA Arbitrary Lagrange-Euler (ALE) und ABAQUS Coupled Eulerian-Lagrange (CEL)-Methode) untersucht. Es wurde keine experimentelle Validierung vorgenommen. Allgemein liegen die Anregungsamplituden meist unter denen der vorliegenden Arbeit und es findet keine Auswertung des Lufteintrags statt.

2.5 Lufteintrag bei freier Grenzfläche

In aktuellen Studien zu Behältern mit freier Grenzfläche werden lediglich abgeschlossene Tanks ohne Durchströmung untersucht, obwohl diese gerade im Automobilbereich immer Bestandteil eines Kreislaufs sind. Da es in teilgefüllten Kühlmittelbehältern durch die Umströmung der Trennwände häufig zu Lufteintrag in das Kühlmittel (beispielsweise durch luftziehende Wirbel) kommt, wurde die Recherche auch auf andere Anwendungsgebiete ausgeweitet, in denen Luftmistriss von der freien Grenzfläche im Fokus steht.

Dies ist besonders in der Kraftwerkstechnik ein bedeutendes Problem. Ein Beispiel dafür sind Stauseen oder andere Wasserreservoirs von Wasserkraftanlagen. Niedrige Wasserstände infolge geringer Zuflüsse führen häufig zur Bildung von Grenzflächenwirbeln an den Einläufen von Wasserkraftwerken (Abbildung 2.16), was zu ungünstigen Anströmungen der Turbine und Mistriss von Luft und somit zu niedrigerer Leistungsabgabe, verschlechterten Wirkungsgrad, strukturellen Schäden, Vibrationen und Schwingungen führt. Nach dem KSB Kreiselumpenlexikon [KSB, 2021] entstehen Wirbel im Turbomaschinen-Zulauf an Stellen mit starken Geschwindigkeitsgradienten und in Scherströmungen, welche durch Verzögerung und Beschleunigung, Ablösung, sowie Umströmung von Einbauten hervorgerufen werden. Zur Beurteilung der Wirbel kann beispielsweise die Klassifizierung nach Hecker [1987] genutzt werden (siehe Abbildung 2.17). Auch im Kernkraftwerksbereich wird Wasser aus offenen Reservoirs angesaugt, welches zur Kühlung eingesetzt wird, sodass die eingesetzten Pumpen den gleichen Problemen gegenüberstehen. Domfeh et al. [2020] geben in ihrem Review-Artikel eine Übersicht über

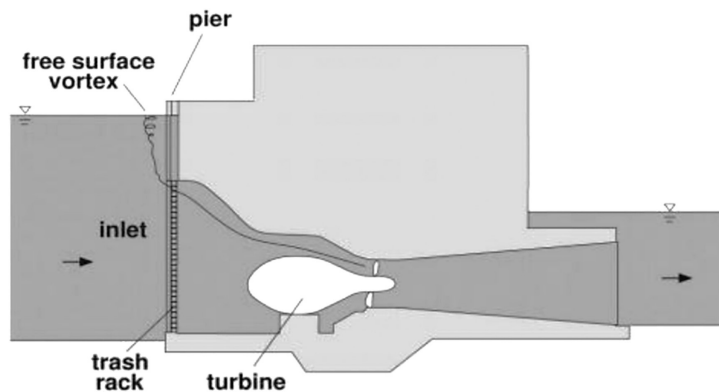


Abbildung 2.16: Bildung eines freien Grenzflächenwirbels und seine Weiterleitung in die Turbine [Suerich-Gulick et al., 2014]

die Kernfragen dieses Themas und die experimentellen und numerischen Forschungsansätze. Sie betonen, dass insbesondere unterhalb einer Wasserhöhe, die als kritische Überdeckung bezeichnet wird, Grenzflächenwirbel ausgelöst werden. Dieser Grenzwert ist für jede Anlage spezifisch.

Experimentelle Studien haben, bedingt durch die Größenordnung der Becken, wie in der LNG-Tank-Forschung Nachteile durch Skalierungseffekte (vgl. Kapitel 2.1.2). Ana-

Oberflächenwirbel

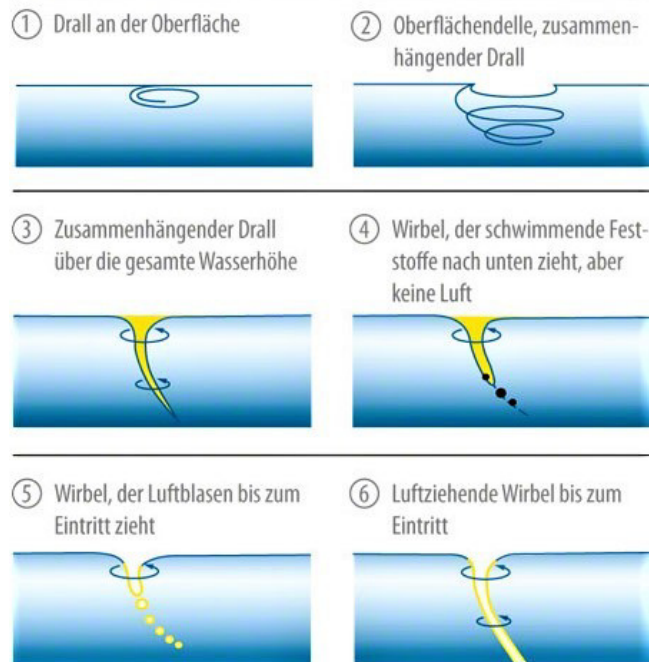


Abbildung 2.17: Wirbelklassifizierung nach Hecker [1987], Abbildung entnommen aus [KSB, 2021]

lytische Modelle können aufgrund der zahlreichen anlagenspezifischen Faktoren wie Einbauten oder variierende Füllstände nicht alle Spezifikationen erfassen, die zur Ausbildung von Grenzflächenwirbeln führen. Somit stellen CFD-Untersuchungen den aktuellen Stand der Technik dar. Aufgrund der freien Grenzfläche hat sich der *Volume-of-Fluid (VOF)*-Ansatz zur Modellierung durchgesetzt. Bei den Turbulenzmodellen scheinen sowohl *Large Eddy Simulation (LES)* als auch das *Shear Stress Transport (SST)* Modell gute Ergebnisse zu liefern. Sarkardeh [2017] untersuchten den Lufteintrag durch Grenzflächenwirbel numerisch durch eine *LES* mit *Smagorinsky*-Modell und *VOF*-Ansatz und konnten eine gute Übereinstimmung des eingetragenen Luftvolumenstroms mit experimentellen Daten von Möller et al. [2015] feststellen (Abbildung 2.18). Caruso et al. [2014] untersuchten in ihrer experimentellen Studie die Einflussparameter auf die Ausbildung von luftziehenden Wirbeln. Dabei wurde der Durchmesser des Auslassrohres, der Massenstrom und die Füllhöhe im Tank variiert. Zur Auswertung legten sie in Anlehnung an [Hecker, 1987] vier Wirbelstadien fest (Abbildung 2.19) und konnten eine deutliche Abhängigkeit des Wirbelauftritts von der Strömungsgeschwindigkeit und Füllhöhe erkennen. Škerlavaj et al. [2014] entwickelten einen Ansatz, um die Länge des Gaskerns luftziehender Wirbel mit einphasigen Strömungssimulationen und einem auf dem *Q*-Kriterium basierenden Post Processing vorherzusagen. Die Ergebnisse wurden mit Messungen von Monji et al. [2010] validiert. Für Auslassvolumenströme bis zu 7 l/min konnten die einphasigen Simulationen erfolgreich die Gaskernlänge vorhersagen, bei höheren

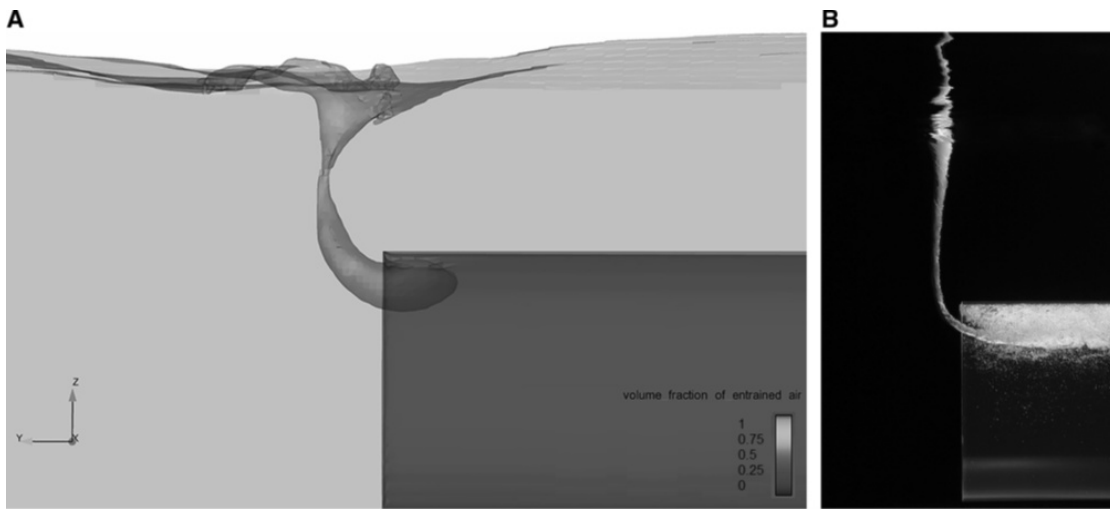


Abbildung 2.18: Luftkern-Wirbelstruktur im (a) numerischen und (b) experimentellen Modell [Sarkardeh, 2017]

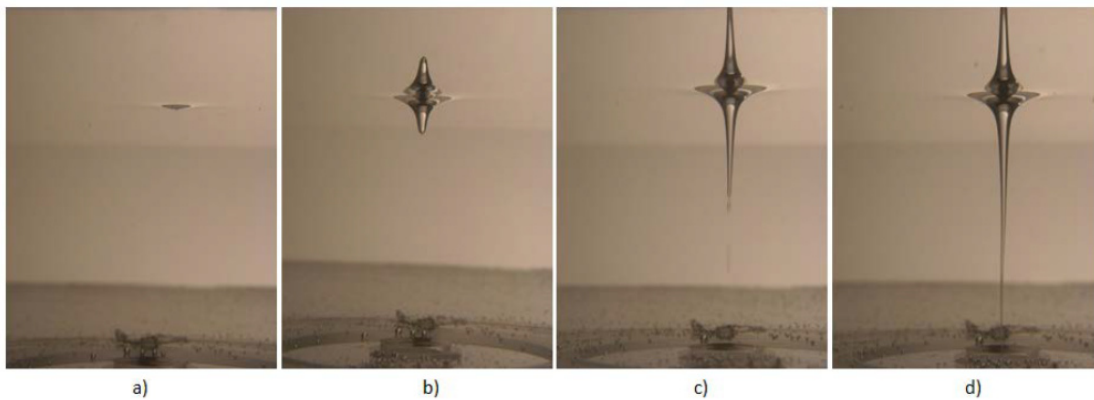


Abbildung 2.19: Aufnahmen von verschiedenen Wirbelstadien: a) Stadium 1, b) Stadium 2, c) Stadium 3, d) Stadium 4.

Volumenströmen und somit längeren Gaskernen wurde die Länge in der Simulation jedoch unterschätzt. Auch Schneider et al. [2013] wendeten einen einphasigen CFD-Ansatz an, um Wirbel im Pumpenzulauf vorherzusagen. Hierbei wurde jedoch ein *Lattice Boltzmann Large Eddy*-Ansatz genutzt. Der Vorteil dieser Methode liegt darin, auch komplexe Geometrien, wie sie im Pumpeneinlauf auftreten, ohne manuelle Vernetzung berechnen zu können. Die Simulationen konnten die verschiedenen transienten Wirbelstrukturen, die in den untersuchten Betriebspunkten auftraten, in sehr guter Übereinstimmung mit den Messdaten vorhersagen. Für die Berechnung luftziehender Wirbel in offenen Becken oder Kühlmittelbehältern mit reduzierten, vertikalen Trennwänden ist die einphasige Betrachtungsweise ein geeigneter Ansatz. Bei stärker unterteilten Geometrien wie Kühlmittelbehältern in Sportwagen müssen jedoch Zweiphasenmodelle genutzt werden, um den Gaskern der Wirbel korrekt abbilden zu können.

2.6 Offene Fragen

Nach der umfassenden Literaturstudie konnte festgestellt werden, dass der Großteil der Untersuchungen zu teilgefüllten Behältern durch Marine-Anwendungen, insbesondere LNG-Tanks, motiviert sind. Diese unterscheiden sich von den Bedingungen in Sportwagen-Ausgleichsbehältern zum einen durch ein abweichendes Anregungsprofil (niedrigere Amplituden, höhere Frequenzen), zum anderen durch die verfolgten Ziele. In der Auslegung der LNG-Tanker sollen vor allem strukturschädigende Druckeinschläge vermieden werden, während das Ziel beim Entwurf von Kühlmittelbehältern die Vermeidung von Lufteinträgen ist.

Selbst die im Automobilbereich angesiedelten Studien nutzen selten so starke Anregungsamplituden, wie sie im Sportwagenbereich auftreten können und legen den Forschungsschwerpunkt auf Schallabstrahlung. Einen Überblick über die Charakteristika der jeweiligen Forschungsgebiete und einen Vergleich mit den Parametern der Untersuchungen dieser Dissertation gibt Tabelle 2.1. Zusätzlich zu den Studien zu abgeschlossenen Tankgeometrien wurde das Phänomen luftziehender Wirbel recherchiert. Auch hier ist eine breite Datenbasis vorhanden, die sich jedoch nur auf Strömungsmaschinen und großflächigen Becken, beispielsweise in der Kraftwerkstechnik, beziehen.

Zwar existieren für die jeweiligen Anwendungskategorien bewährte experimentelle und numerische Methoden, diese wurden jedoch nie auf die spezifischen Parameterkombinationen der Strömung in Sportwagen-Kühlmittelbehältern angewendet. In der vorgelegten Dissertation werden die Phänomene in angeregten und durchströmten AGB erforscht und numerische Ansätze validiert, die zukünftig in Entwurfsprozessen für diese Behälter genutzt werden können. Die Untersuchung gliedert sich in folgende Abschnitte:

- Erforschung der Grenzflächenbewegung, der Geschwindigkeiten und der resultierenden Drücke bei für Sportwagen typischen Längs- und Querschleunigungen mit Hilfe numerischer und experimenteller Methoden
- Erfassung der Mechanismen des Lufteintrags und Bestimmung des Gasvolumenanteils in der Strömung hinter dem Ausgleichsbehälter

Tankgeometrie	Anregung	Umgebung	Problematik
Schiffstanks			
Quader, Prisma Reale Tanks: 45 000 bis 55 000 m ³ Studien: 0,01 bis 0,1 m ³	Translation & Rotation (oszillierend) max. Frequenz: 2 Hz max. Amplitude: 10 % Tanklänge bzw. 13°	abgeschlossene Tanks, keine Anbindung an Kreislauf oder Versorgungssystem	Kentern; Beschädigung Tankwand durch Druckeinschlag
Tankcluster			
Prisma, Zylinder 15 bis 50 m ³	Translation (Fahrmanöver) Beschleunigung: −7 bis −4 m/s ²	abgeschlossene Tanks, keine Anbindung an Kreislauf oder Versorgungssystem	Schwerpunkt- verlagerung; Kippen des Fahrzeugs
Pkw-Kraftstofftanks			
unregelmäßige Tankformen 0,05 bis 0,1 m ³	Translation (Fahrmanöver) Beschleunigung: −10 bis 3 m/s ²	bisherige Studien: abgeschlossene Tanks, keine Anbindung an Versorgungssystem	Schallabstrahlung, Materialermüdung durch Schwingungen
Sportwagen-Kühlmittelbehälter			
unregelmäßige Tankformen 0,002 bis 0,005 m ³	Rotation (oszillierend) Frequenz: 0,5 Hz Amplitude: 45° Translation & Rotation (Fahrmanöver) Beschleunigung: −6 bis 5 m/s ² Kippwinkel: −30 bis 25°	abgeschlossene & durchströmte Tanks, Volumenstrom: 0,1 bis 0,5 m ³ /h	Luftetrug

Tabelle 2.1: Übersicht über die bisherige Studienlage mit den Schwerpunkten Schiffstanks, Tankclustern und Pkw-Kraftstofftanks ohne Anspruch auf Vollständigkeit und Vergleich mit den Bedingungen im Ausgleichsbehälter von Sportwagen.

Kapitel 3

Mathematische Behandlung von Zweiphasenströmungen

Im folgenden Abschnitt wird ein Überblick über die Grundgleichungen gegeben, während sich Abschnitt 3.2 mit dem Reynolds'schen Ansatz zur Beschreibung der Turbulenz in Strömungen beschäftigt. Beide Abschnitte orientieren sich an Oertel et al. [2015] und Ferziger und Perić [2008]. In Abschnitt 3.3 werden die Möglichkeiten zur Simulation von Zweiphasenströmungen beschrieben. Die verwendeten Definitionen und Modelle orientieren sich überwiegend an der Dokumentation der verwendeten Software [ANSYS, Inc., b].

3.1 Strömungsmechanische Grundlagen

Wie bei der Simulation von Einphasenströmungen basiert auch die Beschreibung der Strömungsvorgänge bei Mehrphasenströmungen auf den Grundgleichungen der Fluidodynamik: der Massenbilanz (Kontinuitätsgleichung), der Impulsbilanz in Form der Navier-Stokes-Gleichungen und der Energiebilanz, auf die in dieser Arbeit unter Annahme von isothermen Zustandsänderungen nicht eingegangen werden soll.

Kontinuitätsgleichung Unter der Annahme eines raumfesten, infinitesimal kleinen Kontrollvolumens $dV = dx \cdot dy \cdot dz$ kann die Massenerhaltung in diesem Volumen wie folgt definiert werden:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (3.1)$$

Impulserhaltung Die Impulsbilanz über das Kontrollvolumen stellt die zeitliche Änderung des Impulses I den Impulsströmen durch das Kontrollvolumen sowie den angreifenden Kräften gegenüber. Diese lassen sich in Grenzflächenkräfte (z.B. Druck p , Normal- und Scherspannungen τ_{ij}) und Volumenkräfte f_i (z. B. Gravitation und Zentrifugalkräfte) einteilen.

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (3.2)$$

Navier-Stokes-Gleichung Für newtonsche Fluide kann der Stokes'sche Reibungsansatz verwendet werden, um die Spannungen τ_{ij} in Bezug zu den Geschwindigkeitskomponenten u_i zu setzen:

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \quad (3.3)$$

Dabei ist δ_{ij} das Kronecker-Delta, welches für gleiche Indices i, j den Wert 1, bei ungleichen Indices den Wert 0 annimmt. Somit ergeben sich die Navier-Stokes-Gleichungen für newtonsche, kompressible Fluide:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \right] \quad (3.4)$$

Bei Verwendung der vollständigen Grundgleichungen sind analytische Lösungen aufgrund der komplexen mathematischen Struktur nur für sehr einfache Geometrien und Randbedingungen möglich, sodass numerische Verfahren zur Anwendung kommen. Dabei wird das betrachtete Strömungsgebiet räumlich diskretisiert, d.h. in endliche Zellen und Punkte zerlegt, an denen die Erhaltungsgleichungen gelöst werden. So entsteht ein Rechengitter oder auch -netz, welches den untersuchten Bereich approximiert. Häufig verwendete Diskretisierungsverfahren sind die Finite-Differenzen-, Finite-Elemente- und Finite-Volumen-Methode (FVM). Die Rechnungen in der vorliegenden Arbeit basieren auf der Finite-Volumen-Methode.

3.2 Turbulenzmodellierung

Technisch relevante Strömungen sind häufig turbulent, das heißt sie weisen ein stark instationäres, dreidimensionales Verhalten auf, dass durch Wirbel unterschiedlichster Längen- und Zeitskalen gekennzeichnet ist. Die **direkte numerische Simulation** (DNS) löst alle zeitlichen Verläufe und räumlichen Strukturen über die Zeitschrittweite und das numerische Gitter auf. Daraus resultieren eine extrem feine Auflösung sowie ein hoher Rechenaufwand. Durch den Verzicht auf Turbulenzmodelle bietet die DNS eine geringere Fehlerwahrscheinlichkeit, da keine Modellierungsfehler auftreten können. Für einen Großteil der technischen Probleme werden die Gleichungen jedoch so modifiziert und vereinfacht, dass das Wesentliche der Strömungsphysik erfasst wird. In den meisten technischen Anwendungen werden zur Strömungsberechnung zeitgemittelte Verfahren mit Turbulenzmodellierung, die **reynoldsgemittelten Navier-Stokes-Gleichungen**

(reynolds-averaged Navier-Stokes equations, RANSE oder RANS) genutzt. Dabei werden alle Strömungsgrößen in einen Mittel- und Schwankungswert zerlegt und die exakten Gleichungen aus Kapitel 3.1 zeitlich gemittelt. Um diesen Ansatz auch für kompressible Strömungen anwenden zu können, wird für die Bildung des Geschwindigkeits-Mittelwertes die massengewichtete Favre-Mittelung herangezogen, während andere Größen wie Druck p und Dichte ρ zeitlich gemittelt werden.

$$\tilde{u} = \frac{\overline{\rho \cdot u}}{\bar{\rho}} \quad \text{mit} \quad \overline{\rho \cdot u} = \frac{1}{\Delta t} \cdot \int_t^{t+\Delta t} (\rho \cdot u) dt \quad (3.5)$$

$$\bar{p} = \frac{1}{\Delta t} \cdot \int_t^{t+\Delta t} (p) dt \quad (3.6)$$

Der Mittelwert wird für statistisch stationäre Strömungen über ein ausreichend großes Zeitintervall Δt mittels Integration bestimmt, während für instationäre Strömungen eine Ensemble-Mittelung durchgeführt wird. Die Strömungsgrößen lassen sich nun aus den zeitlichen Mittelwerten und den Schwankungsgrößen (nachfolgend gekennzeichnet mit einem Strich bei einfacher und zwei Strichen bei Favre-Mittelung) zusammensetzen.

$$u = \tilde{u} + u'', \quad p = \bar{p} + p' \quad (3.7)$$

Nach ersetzen der Momentanwerte durch die Summe aus Mittel- und Schwankungswert und Mittelung der Erhaltungsgleichungen ergeben sich die gemittelte Kontinuitäts- und Navier-Stokes-Gleichung:

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{p} \cdot \tilde{u}_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (3.8)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial (\bar{p} \tilde{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{p} \tilde{u}_i \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = f_i - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \left(\frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) + \mu \left(\frac{\partial \overline{u''_j}}{\partial x_i} + \frac{\partial \overline{u''_i}}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial \overline{u''_k}}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \right) - \frac{\partial (\overline{\rho u''_i u''_j})}{\partial x_j} \end{aligned} \quad (3.9)$$

Dabei muss beachtet werden, dass die zeitlich gemittelten Größen $\overline{u''}$ ungleich Null sind, die Größe $\overline{\rho \cdot u''}$ jedoch gleich Null wird. Da durch die Mittelung nicht alle Schwankungsgrößen eliminiert werden, finden sich in den Reynoldsgleichungen neue Terme auf der rechten Seite der Gleichung. Die Geschwindigkeitsschwankungen u'' können laut [Barre et al., 2002] vernachlässigt werden. Die Korrelationen der Geschwindigkeitsschwankungen hingegen werden als Reynoldsspannungen bezeichnet:

$$\tau_{ij}^R = -\overline{\rho u''_i u''_j} \quad (3.10)$$

Diese beschreiben die Rückwirkung der Turbulenz auf die mittlere Strömung und stellen zusätzliche Unbekannte dar, sodass ein Schließungsproblem für das Gleichungssystem auftritt. Um das Gleichungssystem lösen zu können, müssen für den Reynoldsspannungstensor Modellannahmen getroffen werden. Häufig werden sie mithilfe des Prinzips der

Wirbelviskosität nach Boussinesq modelliert, das einen Zusammenhang zwischen viskoser und turbulenter Spannung annimmt. Die dabei verwendete Proportionalitätskonstante ist die turbulente Viskosität μ_t .

$$-\overline{\rho u''_i u''_j} = \mu_t \cdot \left(\frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) - \frac{2}{3} \bar{\rho} k \delta_{ij} \quad (3.11)$$

3.3 Modellierung von Zweiphasenströmungen

Essentiell für die Beschreibung von Zweiphasenströmungen ist der Anteil der jeweiligen Phasen. Dieser wird in den meisten Fällen als Volumenanteil ε oder Volumenstromanteil $\dot{\varepsilon}$ angegeben und ist am Beispiel der gasförmigen Phase folgendermaßen definiert:

$$\varepsilon_g = \frac{V_g}{V_g + V_f} \quad (3.12)$$

$$\dot{\varepsilon}_g = \frac{\dot{V}_g}{\dot{V}_g + \dot{V}_f} \quad (3.13)$$

Weiterhin wichtig für die Klassifizierung und damit auch die Wahl des Modellierungsansatzes sind die Geschwindigkeiten der Phasen. Geschwindigkeitsunterschiede können über den Phasenschlupf S , der das Geschwindigkeitsverhältnis von Gas- zu Flüssigphase ausdrückt, oder mittels der Relativgeschwindigkeit u_r zwischen beiden Phasen ausgedrückt werden.

$$S = \frac{u_g}{u_f} \quad (3.14)$$

$$u_r = u_f - u_g \quad (3.15)$$

Homogenes Modell Strömen beide Phasen mit nahezu gleicher Geschwindigkeit, kann das homogene Berechnungsmodell genutzt werden. Dabei sind die Strömungsgrößen in den Transportgleichungen (abgesehen von den Volumenanteilen) für beide Phasen identisch.

$$u_{i,\alpha} = u_i \quad \text{für} \quad 1 \leq \alpha \leq N_P \quad (3.16)$$

$$\frac{\partial(\varepsilon_\alpha \rho_\alpha)}{\partial t} + \frac{\partial(\varepsilon_\alpha \rho_\alpha u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad \text{mit} \quad \sum_{\alpha=1}^{N_P} \varepsilon_\alpha = 1 \quad (3.17)$$

$$\frac{\partial(\rho_m u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_i u_j)}{\partial x_j} = f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_m \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \right] \quad (3.18)$$

3.3 Modellierung von Zweiphasenströmungen

Die Stoffeigenschaften in der Navier-Stokes-Gleichung lassen sich in Abhängigkeit der Phasenteile als Mittelwerte aus beiden Phasen definieren (3.19).

$$\rho_m = \sum_{\alpha=1}^{N_P} \varepsilon_\alpha \rho_\alpha \quad \mu_m = \sum_{\alpha=1}^{N_P} \varepsilon_\alpha \mu_\alpha \quad (3.19)$$

Inhomogenes Modell Bei Strömungen, in denen der Phasenschlupf entscheidend ist (beispielsweise bei Separationsvorgängen), müssen die Geschwindigkeitsfelder für jede einzelne Phase α berechnet werden.

$$\frac{\partial(\varepsilon_\alpha \rho_\alpha)}{\partial t} + \frac{\partial(\varepsilon_\alpha \rho_\alpha u_{i,\alpha})}{\partial x_i} = 0 \quad \text{mit} \quad \sum_{\alpha=1}^{N_P} \varepsilon_\alpha = 1 \quad (3.20)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\varepsilon_\alpha \rho_\alpha u_{i,\alpha})}{\partial t} + \frac{\partial(\varepsilon_\alpha \rho_\alpha u_{i,\alpha} u_{j,\alpha})}{\partial x_j} = \\ & f_{i,\alpha} - \varepsilon_\alpha \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\varepsilon_\alpha \mu_\alpha \left(\frac{\partial u_{j,\alpha}}{\partial x_i} + \frac{\partial u_{i,\alpha}}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_{k,\alpha}}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \right] \end{aligned} \quad (3.21)$$

Neben den auch in einphasigen Strömungen wirkenden Kräften f_i kommt es bei inhomogenen Zweiphasenströmungen zusätzlich zu Kräften durch Interaktion der Phasen miteinander. Für Strömungen mit freier Grenzfläche kann für einen Großteil des betrachteten Gebietes ein einphasiger Zustand angenommen werden, da dort entweder die eine oder die andere Phase auftritt. Lediglich im Bereich der Flüssigkeitsgrenzfläche treten beide Phasen auf, daher bietet sich hier das einfachere homogene Modell an. Kommt es jedoch zu starken Lufteinschlüssen durch überschlagende Wellen und anschließende Separation der Luftphase, sollte eine Nutzung des inhomogenen Modells in Betracht gezogen werden [ANSYS, Inc., a]. Im vorliegenden Fall konnte kein entscheidender Vorteil bei Nutzung des inhomogenen Ansatzes genutzt werden, da sowohl die Phasenverteilung als auch die Druckverläufe zwischen beiden Ansätzen überwiegend übereinstimmten, wie in Kapitel 4.2.2 gezeigt wird, sodass der homogene Ansatz gewählt wurde, welcher die auftretenden Strömungsphänomene gut abbilden konnte.

Kapitel 4

Methoden

4.1 Experimenteller Aufbau

Das Hauptziel der experimentellen Untersuchungen liegt in der Validierung der Simulationmethoden. Untersucht wurden dabei die Grenzflächenbewegung, die Geschwindigkeiten und die resultierenden Drücke in abgeschlossenen Behältern ohne Durchströmung unter verschiedenen Anregungen sowie die Mechanismen des Lufteintrags und Bestimmung des Gasvolumenanteils in der Strömung hinter dem durchströmten Ausgleichsbehälter. Weiterhin bieten die Prüfstände die Möglichkeit, Variationen in der Gestaltung der Behälter mit vergleichbaren Methoden wie in der Industrie auf ihre Eignung im Kühlkreislauf zu untersuchen.

4.1.1 Untersuchte Geometrien

Für die experimentellen Untersuchungen wurden zwei verschiedene Behältergeometrien eingesetzt: ein Quader aus Acrylglasplatten (im folgenden *Vergleichsgeometrie* genannt) sowie ein realer Prototypen-AGB (*Realgeometrie*).

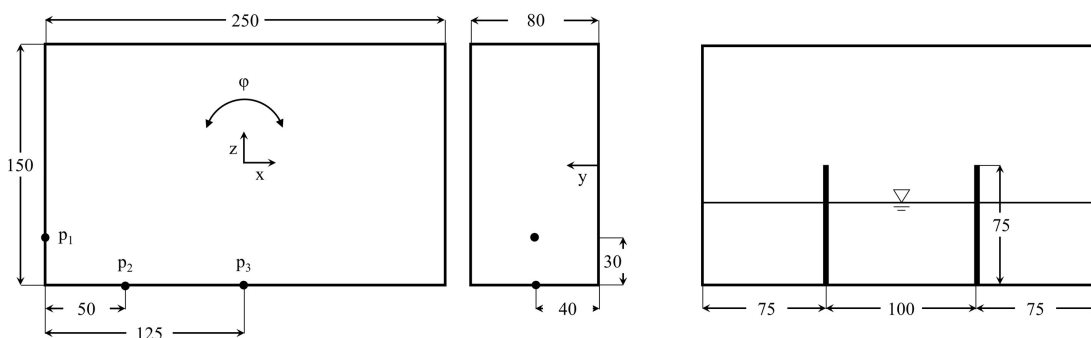


Abbildung 4.1: Maße der Vergleichsgeometrie und Position der Drucksensoren und vertikalen Trennwände (alle Angaben in mm).

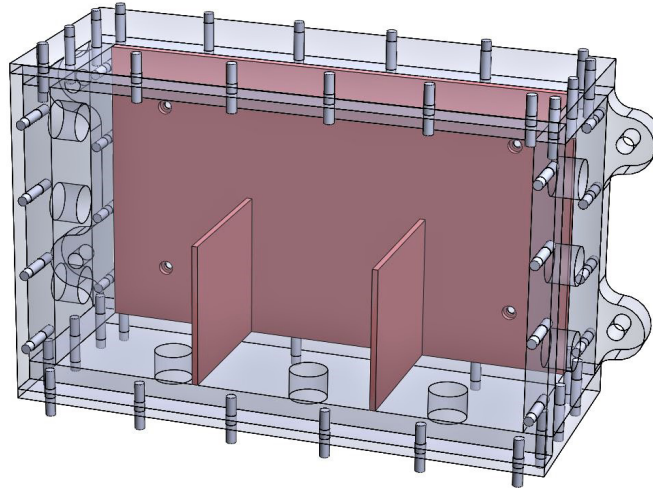


Abbildung 4.2: Skizze der Vergleichsgeometrie mit Trennwand-Einbau

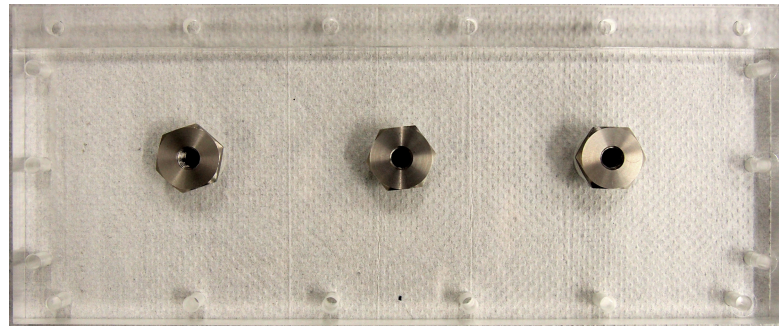


Abbildung 4.3: Behälterboden der Vergleichsgeometrie mit Edelstahladaptern zur Aufnahme der Drucksensoren.

Vergleichsgeometrie Um eine Validierung der Simulationsergebnisse hinsichtlich der Grenzflächenbewegungen, der Geschwindigkeiten und der resultierenden Drücke zu ermöglichen, wurde ein Behälter konstruiert, der eine gute optische Zugänglichkeit sowie die Möglichkeit zur Installation von Drucksensoren bietet. Für quaderförmige Behälter ist in der Literatur eine breite Datenbasis für typische Anregungen bei Schiffstanks vorhanden, sodass diese Behälterform eine gute Grundlage zur Untersuchung des Einflusses sportwagenspezifischer Anregungen und der Übertragbarkeit der bisher beobachteten Phänomene bildet. Weiterhin ermöglichen die ebenen Flächen gute Zugangsmöglichkeiten für Kameraaufnahmen. Die Abmessungen orientieren sich am Kühlmittelbehälter des Porsche 911 Carrera und sind in Abbildung 4.1 zu sehen. Für die Umsetzung wurde eine modulare Bauweise aus verschraubten Acrylglasplatten von 15 mm Stärke gewählt (Abbildung 4.2). Dies ermöglicht den Austausch des Bodens je nach Anforderung (Druckmessung oder optische Untersuchungen), weiterhin ist das Material transparent und ausreichend steif, um Schwingungen bei den Messungen zu vermeiden. In den Be-

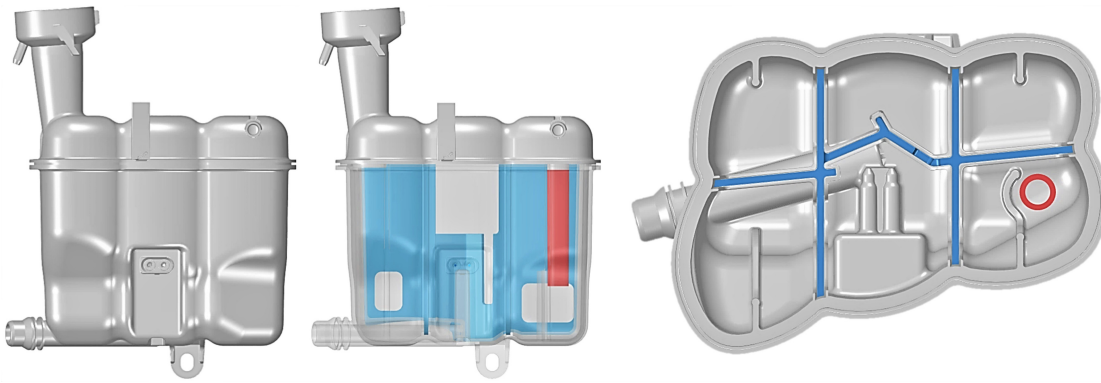


Abbildung 4.4: Realgeometrie in Frontalansicht und Draufsicht. Zur Verdeutlichung der Lage von Trennwänden und Tauchrohr wurden diese blau und rot markiert.

hälterwänden können mittels Edelstahladaptern (Abbildung 4.3) Drucksensoren oder Schlauchtüllen installiert werden, um verschiedene Untersuchungsansätze zu realisieren. Der Innenraum des Behälters kann durch verschiedene Acrylgleaseinsätze in Kammern unterteilt werden, um den Einfluss von Trennwandkonfigurationen auf Lufteintrag und Druckeinschläge zu untersuchen. Somit konnte an der Vergleichsgeometrie eine Datenbasis zur Validierung von berechneter Grenzflächenlage, Geschwindigkeiten, Einschlagsdrücken und Luftmitriss bei verschiedenen Innengeometrien geschaffen werden.

Realgeometrie Zusätzlich zu den Untersuchungen an der nicht durchströmten Vergleichsgeometrie wurde ein tatsächlicher Kühlmittel-AGB eingesetzt, um die Phänomene, die im durchströmten Behälter zu Luftmitriss führen, unter realen Bedingungen zu erforschen. Dieser Behälter entspricht einem Prototypen während der Entwicklungsphase eines Sportwagens und verfügt ebenfalls über austauschbare Trennwandsysteme. Der AGB wurde mittels Stereolithografie aus einem transparenten Kunststoff gefertigt, sodass die Strömungsvorgänge im Inneren qualitativ beobachtet werden können. Zudem wird in Schlauch hinter dem Behälterauslass der Luftanteil mittels eines Ultraschallsensors bestimmt. Für detaillierte Untersuchungen der Grenzflächenlage oder des Geschwindigkeitsfeldes mithilfe eines Lichtschnittes ist das Material jedoch zu trüb und bedingt durch die gerundeten Flächen werden optische Aufnahmen teilweise verzerrt. Abbildung 4.4 zeigt die Realgeometrie in verschiedenen Ansichten. Zur Eindeutigen Identifizierung der Lage des Trennwandsystems und des Einlasstauchrohrs wurden diese farbig markiert, zudem wurden Teile des Behälters in der Abbildung transparent dargestellt. Abbildung 4.9 zeigt beide Behälter am Prüfstand.

4.1.2 Prüfstände

Zur Untersuchung der Strömung im Ausgleichsbehälter stehen zwei Prüfstände zur Verfügung: ein Kühlkreislauf eines Porsche 991 Carrera, der von der Porsche AG bereitgestellt

wurde, sowie ein vereinfachter Kreislauf mit dynamischer Behälterhalterung.

Kühlkreislauf-Prüfstand Dieser Prüfstand ist in Abbildung 4.5 dargestellt und umfasst das komplette Leitungssystem eines Sportwagen-Kühlkreislaufes inklusive aller Wärmeübertrager und Ventile, sodass alle Strömungswiderstände miterfasst werden. Als vereinfachende Annahme wird der Kreislauf ohne Verbrennung und somit bei Raumtemperatur betrieben. Der Motorblock besteht lediglich aus den vom Kühlmittel durchströmten Komponenten. Daraus ergeben sich drei weitere Modifikationen: zum einen wird die Kühlmittelpumpe, die sonst mit der Kurbelwelle gekoppelt ist, über einen externen Elektromotor der Firma Siemens mittels eines Keilriemens angetrieben. Zum anderen wurden die Ventile, die im Realfall über die Fluidtemperatur oder den Systemdruck gesteuert werden, manuell geöffnet oder geschlossen, um verschiedene Betriebspunkte einzustellen. Das Thermostatventil, das direkt vor dem Saugstutzen der Pumpe installiert ist, wurde durch eine Gewindestange ergänzt, sodass verschiedene Öffnungsgrade realisiert werden können (Abbildung 4.6). Zur Beobachtung der Strömung im Pumpenzulauf wurde das Ventil zeitweise durch einen transparenten Acrylglasdeckel ersetzt. Als Prüfstandsmedium wird eine Mischung aus entsalztem Wasser und dem Korrosionsinhibitor HAVOLINE XLI eingesetzt, die bei Raumtemperatur in ihren Stoffeigenschaften denen von typischem Kühlmittel unter realen Bedingungen entspricht.

Zur Modellierung der Auswirkung verschiedener Fahrzustände wie Bremsen, Beschleunigung und Kurvenfahrten auf die Kühlmittelströmung wird der Behälter in erster Näherung um einen definierten Winkel gekippt. Dieser lässt sich folgendermaßen aus der aktuell wirkenden Beschleunigung a und der Erdbeschleunigung g berechnen. Damit würde eine Beschleunigung von 1 g einem Winkel von 45° entsprechen.

$$\varphi = \arctan\left(\frac{a}{g}\right) \quad (4.1)$$

Dieser Ansatz wurde auf dem im Folgenden beschriebenen Schlepprinne-Prüfstand überprüft, um abzuschätzen, welcher Fehler bei einer rotatorischen Modellierung der ursprünglichen translatorischen Bewegung auftritt. Die Aufhängung des Ausgleichsbehälters ermöglicht ein statisches Kippen um zwei Achsen. Der Prüfstand wird zur Untersuchung der Prototypen unter realitätsnahen Bedingungen und zur Bestimmung der Strömungszustände bei verschiedenen Betriebspunkten eingesetzt, welche wiederum am reduzierten Kreislauf oder zur Simulation genutzt werden.

Schlepprinne Um die Gültigkeit der Modellierung der translatorischen Beschleunigungen beim Fahren durch einen Kippwinkel (Gleichung 4.1) zu überprüfen, wurde mit Unterstützung des Lehrstuhls Strömungsmechanik (LSM) ein Prüfstand zur Untersuchung der Fluidbewegung im AGB bei verschiedenen Beschleunigungsprofilen umgesetzt. Dafür wurde die Vergleichsgeometrie mit verschiedenen Einbauten mit Drucksensoren ausgestattet und zusammen mit dem optischen Aufnahmesystem auf dem Wagen des Hochleistungsschleppsystems (HLSS) im Labor Strömungshalle des LSM installiert. Für verschiedene Beschleunigungen wurden Drücke und Grenzflächenlage aufgenommen

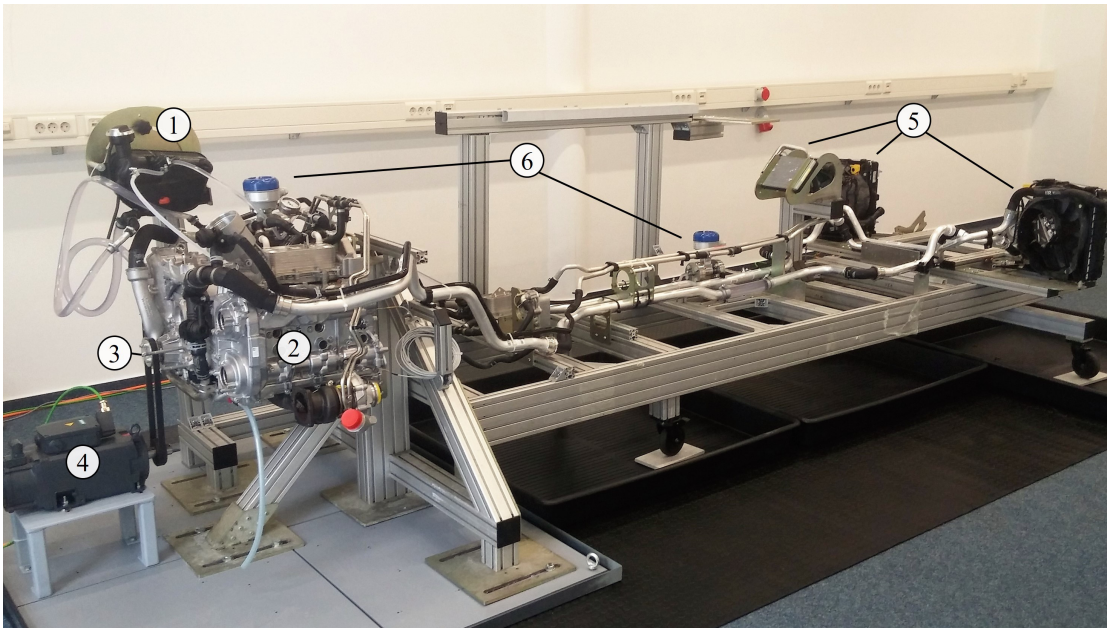


Abbildung 4.5: Aufbau des Kühlkreislauf-Prüfstands. (1) Ausgleichsbehälter Porsche 991 Carrera, (2) Motorblock, (3) Kühlmittelpumpe, (4) Elektromotor, (5) Wärmeübertrager, (6) Durchflussmesser

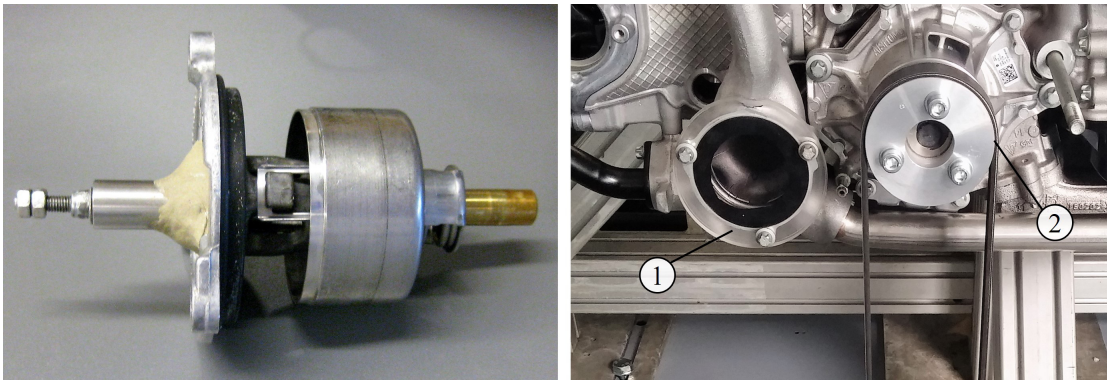


Abbildung 4.6: Links: Modifiziertes Thermostatventil. Rechts: Lage des Pumpenzulaufs mit (1) Acrylglasabdeckung und (2) Riemenscheibe zum Pumpenantrieb

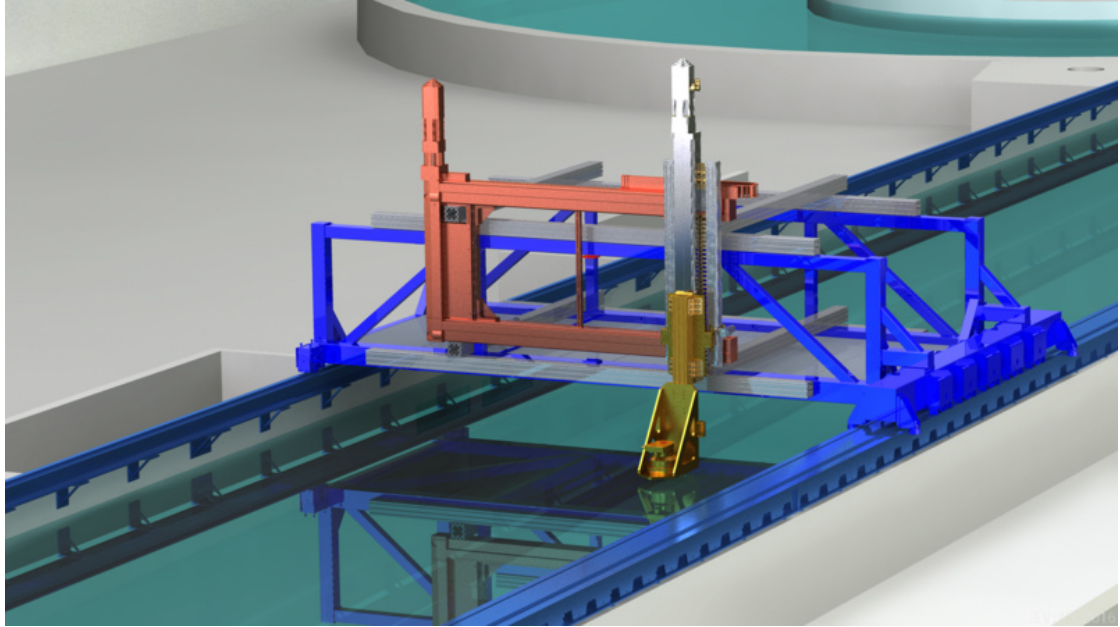


Abbildung 4.7: Schleppkanal mit Hochleistungsschleppsystem des Lehrstuhls Strömungsmaschinen [Lehrstuhl Strömungsmechanik, 2019]

und mit den Daten für die äquivalenten Schwenkprofile verglichen, um den Einfluss der Anregung zu vergleichen. Die Ergebnisse dazu finden sich in Kapitel 5.3. Der schematische Aufbau des Schleppsystems sowie die technischen Daten können Abbildung 4.7 und Tabelle 4.1 entnommen werden. Der lange Betriebsfahrweg des HLSS ermöglichte es, verschiedene Beschleunigungsprofile zu fahren, wobei höhere Beschleunigungen als in den bisherigen Studien zum Thema Sloshing in Pkw-Behälter möglich waren (siehe Tabelle 2.1). Abbildung 4.8 zeigt die Umsetzung des Messaufbaus.

Dynamischer Prüfstand Während im Kühlkreislaufprüfstand nur statische Kippwinkel in der AGB-Aufhängung realisiert werden können, erlaubt der zweite Prüfstand auch ein dynamisches Schwenken des Behälters um eine horizontale Achse, um die für Sportwagen typischen Längs- und Querbeschleunigungen modellieren zu können. Dieses wird mit Hilfe der Dreheinheit RDH der Firma isel umgesetzt, welche über die mitgelieferte Prozessautomatisierungssoftware ProNC oder über LabVIEW angesteuert werden kann. Dabei sind sowohl eine manuelle Live-Steuerung als auch die Vorgabe bestimmter Schwenkprofile möglich. Über eine Industriekamera, die mit dem Behälter mitbewegt wird, erfolgt eine Aufzeichnung der Fluidbewegung, sodass die Grenzflächenbewegung und Strömungsgeschwindigkeiten ausgewertet werden können. Zudem können die Behälter an diesem Prüfstand in einen Kreislauf integriert und somit mit Hilfe einer Pumpe vom Typ WILO STRATOS durchströmt werden, was die Untersuchung der Mechanismen des Lufteintrags ermöglicht. Abbildung 4.9 zeigt den Aufbau des Prüfstands mit den jeweiligen Behältergeometrien.



Abbildung 4.8: Messaufbau am HLSS.

(1) Behälter, (2) Kamera, (3) Lichtschnittoptik, (4) Laserkopf.

Eigenschaft	Wert	Einheit
max. Betriebsfahrweg	35,0	m
Positioniergenauigkeit	0,1	mm
max. Geschwindigkeit	9,0	m/s
min. Geschwindigkeit	0,1	mm/s
max. Beschleunigung	8,0	m/s ²

Tabelle 4.1: Technische Daten des Schleppwagen-Hauptsystems (X-Achse). [Lehrstuhl Strömungsmechanik, 2019]

Eigenschaft	Wert	Einheit
Max. Abtriebsdrehzahl	59,0	min
Max. Drehmoment	42,0	N m
Übertragungsgenauigkeit	<1,0	'
Wiederholgenauigkeit	< $\pm 6,0$	"

Tabelle 4.2: Technische Daten der Rotationseinheit isel RDH-M.

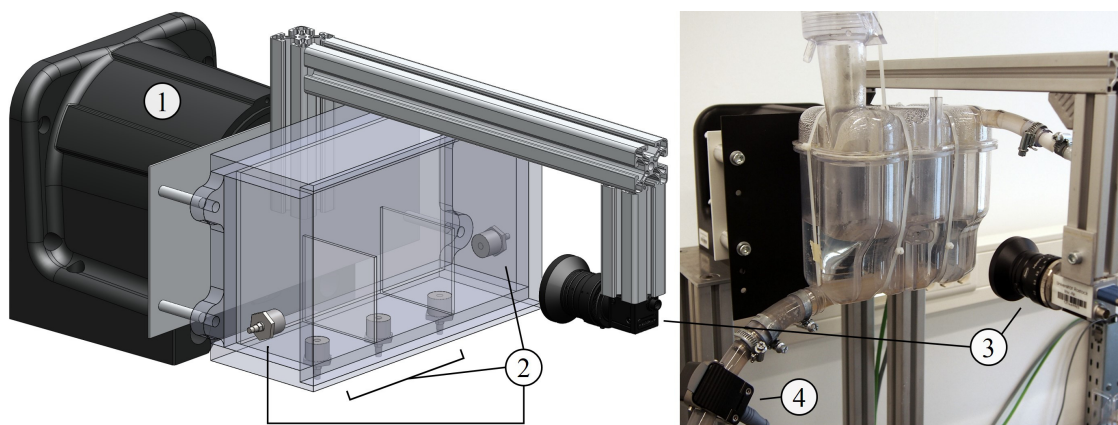


Abbildung 4.9: Aufbau des dynamischen Prüfstands mit der Vergleichsgeometrie (links) und der Realgeometrie (rechts). (1) Rotationseinheit, (2) Drucksensoren, (3) Kamera, (4) Ultraschallsensor

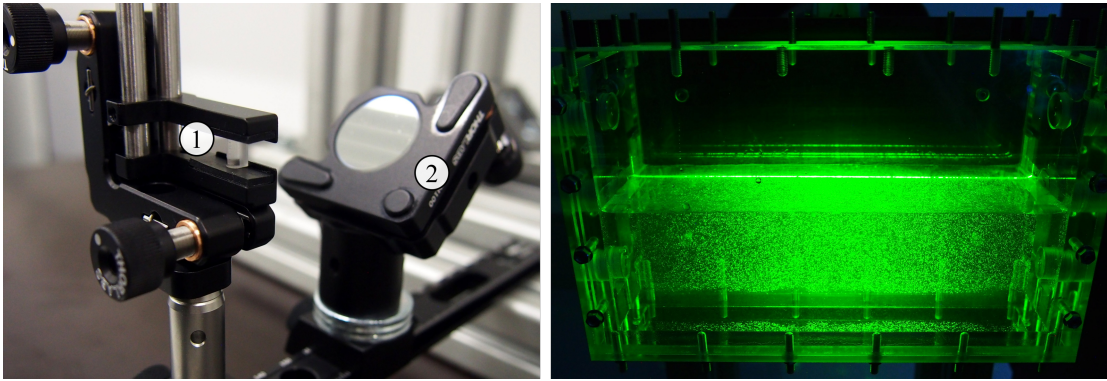


Abbildung 4.10: Links: Lichtschnittoptik mit (1) Zylinderlinse und (2) Umlenkspiegel. Rechts: Lichtschnitt und reflektierende Tracerpartikel.

4.1.3 Messtechnik

Im Folgenden soll die eingesetzte Messtechnik beschrieben werden. Eine Übersicht über die eingesetzten Geräte geben Tabelle 4.3 und 4.4.

Im Fokus der Untersuchungen steht die Verteilung der flüssigen und der Gasphase im Behälter. Diese wurden mit Hilfe einer Kamera der Firma Basler mit einer Auflösung von 2590x2048 Pixel und einer Framerate von bis zu 60 Bildern/s aufgenommen. Aufgrund des Prüfstandsbaus ist der Abstand zwischen Kamera und AGB sehr gering, sodass ein Objektiv mit einer niedrigen Brennweite von 8 mm eingesetzt wurde. Durch die stellenweise hohen Strömungsgeschwindigkeiten war eine kurze Belichtungszeit nötig, die wiederum eine ausreichende Ausleuchtung erforderte. Dafür und zur eindeutigen Bestimmung der Flüssigkeitsgrenzfläche wurde mittels eines Continuous-Wave-Lasers und einer Lichtschnittoptik mit Zylinderlinse (Abbildung 4.10) eine Laserebene in den Behälter gelegt. In der Flüssigkeit mit schwimmende, reflektierende Polyamid-Tracerpartikel ermöglichen dabei die Unterscheidung zwischen flüssiger und Gas-Phase.

Für einen weiteren Validierungsansatz wurden die Geschwindigkeitsfelder in der Lichtschnittebene ausgewertet. Da hierfür die Bildfrequenz der ursprünglichen Kamera zu niedrig war, wurden einige Messungen zusätzlich mit einer GoPro HERO 6 durchgeführt. Zur Ermittlung der Geschwindigkeitsfelder wurde der von Kapulla et al. [2009] entwickelte Code genutzt, der auf dem Prinzip des optischen Flusses basiert, dessen Berechnung auf die Arbeit von Horn und Schunck [1981] beruht. Dabei liegen der Geschwindigkeitsberechnung die Verschiebungen von Helligkeitsmustern aufeinanderfolgender Bilder zugrunde.

Für die Untersuchungen der durchströmten Behälter wurde der Volumenstrom mit magnetisch-induktiven Durchflussmesser der Firma Krohne bestimmt, die Bestimmung des Luftanteils in den Schläuchen erfolgte mittels eines Ultraschallsensors der Firma Sonotec.

Zur Bestimmung der Drücke an den Behälterwänden wurden piezoelektrische Druckaufnehmer vom Typ 112A22 der Firma PCB eingesetzt. Diese Sensoren wurden zuvor

Messprinzip	Sensor	Eigenschaft	Wert	Einheit
Piezoelektrische Druckmessung	PCB-112A22	Messbereich	345	kPa
		Sensordurchmesser	5,54	mm
		Auflösung	0,007	kPa
		Nicht-Linearität	$\leq 1,0$	% FS
Magnetisch- Induktive Durchflussmessung	Krohne OPTIFLUX 4000	Messbereich	0 bis 0,5	m ³ /h
		Messabweichung	$\pm 0,3$	%
		Nennweite	DN10	
		Zulässiger Gasanteil	≤ 5	%
Ultraschall- Blasendetektion	SONOCHECK ABD06	Schlauchdurchmesser	15 bis 18	mm
		Blasendurchmesser	1,2 bis 6	mm
		Blasengeschwindigkeit	0,5 bis 1	m/s
		Genauigkeit	± 20	%

Tabelle 4.3: Übersicht der verwendeten Messtechnik.

Komponente	Modell	Eigenschaft	Wert	Einheit
Kamera	Basler acA2500	Auflösung	2590x2048	Pixel
		Bildrate	60	Hz
Objektiv	KOWA LM8HC	Brennweite	8	mm
Kamera	GoPro Hero 6	Auflösung	1920x1080	Pixel
		Bildrate	240	Hz
cw-Laser	DPGL 2500	Leistung	2500	mW
		Wellenlänge	532	nm
		Strahldurchmesser	< 3	mm
		Divergenz	$< 1,2$	mrاد
Zylinderlinse		Brennweite	3,9	mm

Tabelle 4.4: Komponenten des optischen Systems und ihre Eigenschaften.

bereits in anderen Projekten am Lehrstuhl Strömungsmaschinen eingesetzt und weisen eine hohe zeitliche Auflösung des Drucksignals auf. Aufgrund der hohen Empfindlichkeit der Sensoren konnte diese nur in der Vergleichsgeometrie eingesetzt werden, wo sie dank der Edelstahladapter ausreichend schwingungsfrei montiert wurden. Für die Ergebnisse der Druckmessungen am dynamischen Prüfstand wurden 150 aufeinanderfolgende Zyklen mit einer Abtastfrequenz von ca. 8200 Hz aufgezeichnet und der jeweilige Phasenmittelwert der letzten 100 gemessenen Zyklen wurde ausgewertet. Aufgrund des Betriebsfahrweges konnten die Anregungszyklen am Schleppringenprüfstand je Durchlauf nur drei- bis viermal gefahren werden, sodass hier über jeweils zehn Durchläufe, dementsprechend 30-40 Zyklen, gemittelt wurde. Während der Auswertung der Druckpeaks fiel eine erhöhte Sensitivität der Sensoren bei einem Wechsel des Mediums an der Sensorfläche auf. Eine tiefergehende Untersuchung (siehe Kapitel 2.2.2) ergab, dass diese Problematik beim Einsatz piezoelektrischer Sensoren auch in anderen Studien auftrat, jedoch nie zufriedenstellend begründet werden konnte. Somit sind die experimentellen Druckdaten nur eingeschränkt auswertbar.

4.2 Numerische Untersuchungen

Im Folgenden sollen die Parameter des numerischen Setups erläutert sowie ihre Auswahl begründet werden. Die Auswirkungen der einzelnen Modelle werden an ausgewählten Rechenbeispielen dargestellt.

4.2.1 Rechennetz

Zur numerischen Lösung des Strömungsproblems muss das betrachtete Rechenggebiet durch ein Gitter aufgelöst werden, an dessen diskreten Punkten die in Kapitel 3 vorgestellten Gleichungen approximiert werden. In der vorliegenden Arbeit wird zur Diskretisierung die Finite-Volumen-Methode mit strukturierten und unstrukturierten Rechennetzen verwendet. Während die strukturierten Netze den Vorteil einer einfachen Nachbarschaftsbeziehung zwischen den Gitterpunkten und somit einer schnelleren Lösung haben, sind sie auf komplexere Geometrien nicht ohne großen Vernetzungsaufwand anzuwenden [Ferziger und Perić, 2008]. In diesen Fällen bieten unstrukturierte Netze Vorteile. Abbildung 4.11 stellt exemplarisch die beiden Netztypen gegenüber.

Vergleichsgeometrie Durch ihre Quaderform ist die Vergleichsgeometrie ideal für ein (block-)strukturiertes Netz geeignet. Zur Verifizierung der räumlichen Diskretisierung wurden strukturierte Netze drei verschiedener Feinheitsstufen mit Hexaederelementen erstellt. Als Qualitätskriterien für die Netze wurden dabei für den minimalen Winkel der Elemente ein Wert größer als 20° , für das Seitenverhältnis der Elemente (*aspect ratio*) ein Wert unter 100 und für den Volumenanstieg benachbarter Elemente (*mesh expansion factor*) ein Wert unter 20 angesetzt. Alle untersuchten Rechennetze erfüllen diese Qualitätskriterien. Die Eigenschaften der Netze sind in Tabelle 4.5 zusammengefasst. Zum Vergleich der Netzfeinheiten wurde die Vergleichsgeometrie ohne Trennwände bei einer

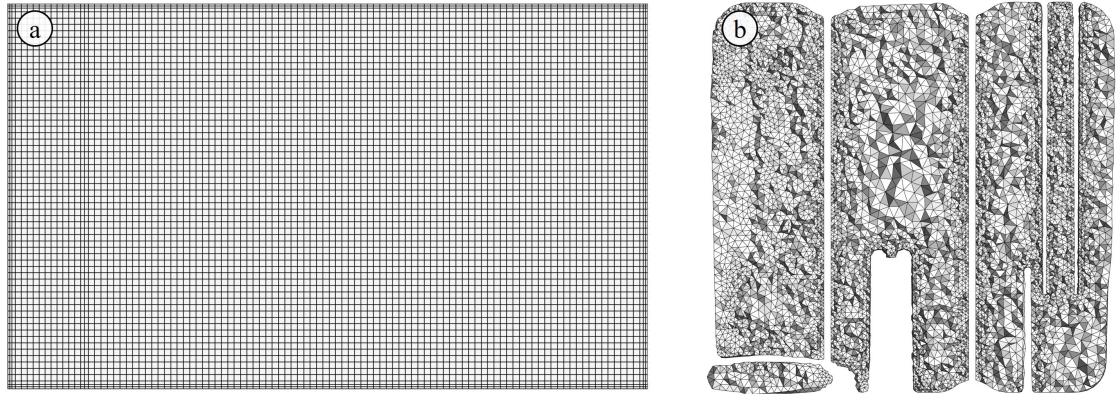


Abbildung 4.11: Schnitt durch die vernetzten Behältergeometrien. (a) Vergleichsgeometrie, strukturiertes Netz (grob). (b) Realgeometrie, unstrukturiertes Netz (grob).

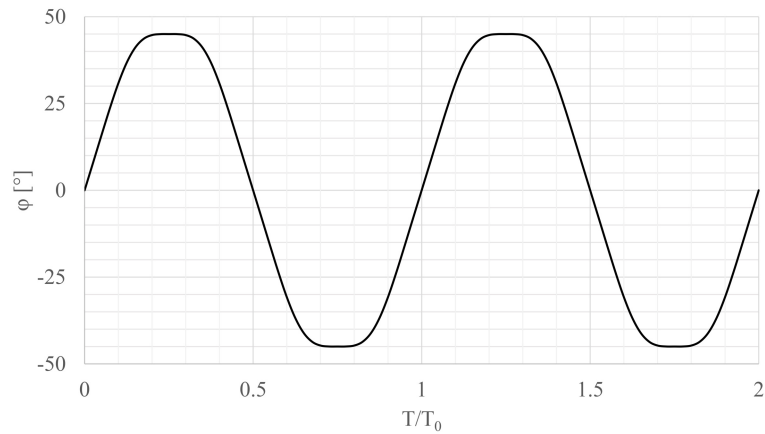


Abbildung 4.12: Schwenkbewegung des Behälters.

Füllhöhe von 50 % einer nahezu harmonisch oszillierend Kipp-Bewegung ausgesetzt. Die Anregungsamplitude umfasst 45° und die Anregungsperiode T_0 2 s, die Bewegung ist in Abbildung 4.12 dargestellt. Die Simulationen wurden mit dem *URANS*-Verfahren und einem k - ε -Turbulenzmodell sowie einem Zeitschritt von 0,001 s durchgeführt.

Neben der Elementgröße und -anzahl wird in Tabelle 4.5 auch die benötigte Rechen-dauer pro Prozessor für eine physikalische Sekunde des Strömungsvorganges angegeben. Es wird deutlich, dass mit der Verfeinerung der Netze auch eine deutliche Steigerung der Rechenzeit einhergeht. Alle drei Netze werden hinsichtlich der Wanddrücke (Tabelle 4.6 und Abbildung 4.13) und der Lage der Phasengrenzfläche (Abbildung 4.14) verglichen. Dabei wird deutlich, dass die Unterschiede zwischen den Netzen nur marginal sind. Das mittlere Netz wird als *trade off* zwischen Rechenaufwand und Auflösung der Strömung für weitere Untersuchungen gewählt.

Netztyp	Elementlänge		Elementzahl	Rechendauer	
grob	2,3	mm	260 000	89	h
mittel	1,6	mm	650 000	872	h
fein	1,1	mm	2 350 000	3339	h

Tabelle 4.5: Elementgröße und -anzahl der untersuchten Rechnernetze (Vergleichsgeometrie ohne Einbauten) und benötigte Rechendauer.

Netztyp	Elementzahl	Relative Abweichung		
		p_1	p_2	p_3
grob	260 000	0,43 %	0,74 %	3,10 %
mittel	650 000	0,35 %	0,30 %	1,42 %
fein	2 350 000	-	-	-

Tabelle 4.6: Unterschiede der simulierten Druckmaxima für drei Punkte bezogen auf das feine, strukturierte Netz (Vergleichsgeometrie ohne Einbauten).

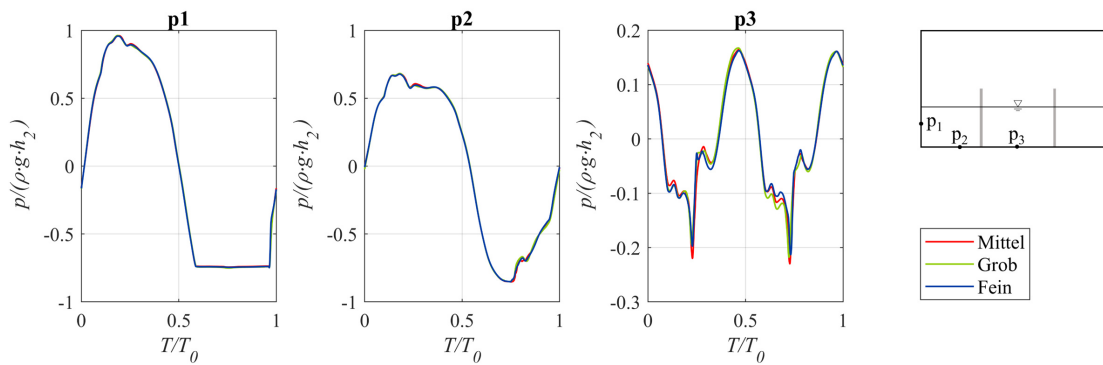


Abbildung 4.13: Druckverläufe für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Netzgrößen.

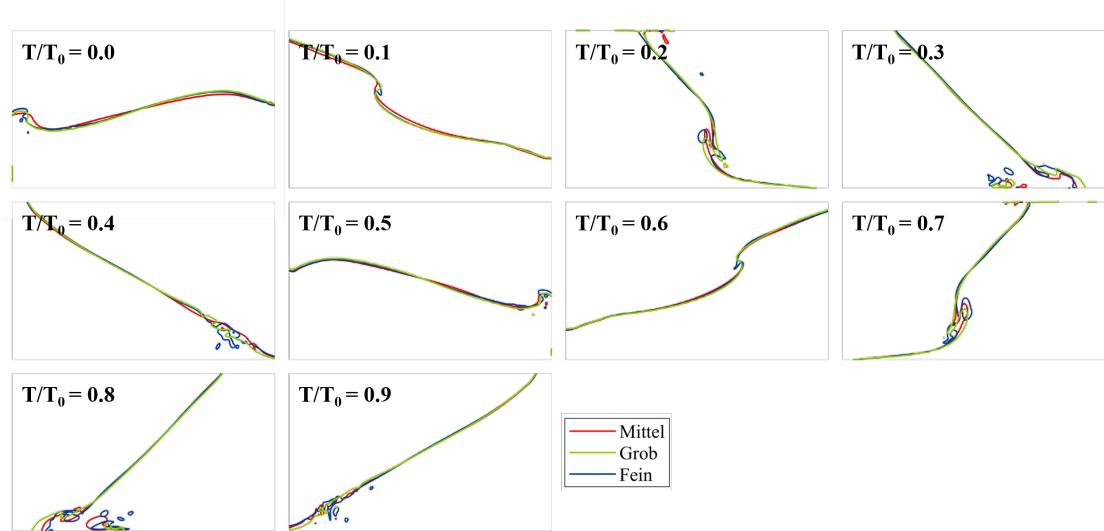


Abbildung 4.14: Lage der Grenzfläche für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Netzgrößen.

Netztyp	Mittlere Elementlänge	Elementzahl
grob	2,3 mm	1 395 000
fein	1,7 mm	4 250 000

Tabelle 4.7: Elementgröße und -anzahl der untersuchten Rechnernetze der Realgeometrie.

Realgeometrie Aufgrund der stärker verschachtelten Geometrie und der unregelmäßigen und verrundeten Konturen müsste die Blockstruktur für einen strukturierten Vernetzungsansatz stark untergliedert werden, sodass sich für die Realgeometrie ein unstrukturierter Vernetzungsansatz anbietet. Hierbei wurden Tetraederelemente verwendet, die in stark gekrümmten oder verengten Geometriebereichen automatisch verfeinert wurden. Die in Kapitel 6 vorgestellten Simulationen wurden mit der Netzvariante *grob* (siehe Tabelle 4.7) durchgeführt. Zusätzlich wurde für einige Fälle auch die feinere Netzvariante untersucht, deren Ergebnisse mit der groben Variante übereinstimmten. Auf eine Prismenschicht im wandnahen Bereich wurde verzichtet, da diese bei der gegebenen Geometrie nicht mit zufriedenstellender Qualität generiert werden konnte.

4.2.2 Numerisches Setup

Wie in Kapitel 3 beschrieben, ist bei der Simulation von Mehrphasenströmungen nicht nur das passende Turbulenzmodell zu wählen, um das Gleichungssystem zu schließen, sondern es muss auch die Phasen-Interaktion modelliert werden. Im Vorfeld dieser Arbeit wurden zahlreiche verschiedene in ANSYS CFX implementierte Modelle untersucht.

Setup-Parameter	untersuchte Varianten	gewählte Variante
Turbulenzmodell	k- ω -, k- ε -, Spalart-Allmaras-Modell	k- ε -Modell
Zeitschrittweite	0,0001 bis 0,01 s	0,001 s
Mehrphasenmodell	homogen, inhomogen	homogen
Modellierung der Luftphase	inkompressibel, Idealgasgleichung	Idealgasgleichung
Morphologie der Phasen	kontinuierlich, dispers	beide Phasen kontinuierlich
Partitionierungsmethode	MeTiS, RCB	abhängig von Geometrie der Einbauten

Tabelle 4.8: Übersicht der untersuchten Simulationsparameter.

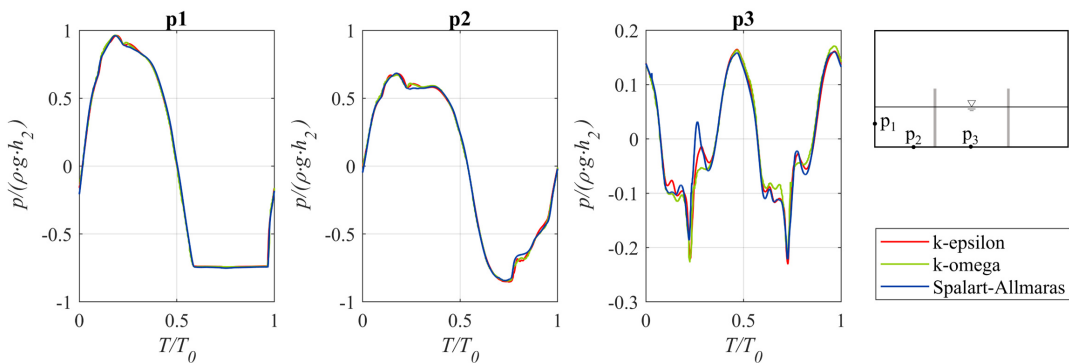


Abbildung 4.15: Druckverläufe für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Turbulenzmodelle.

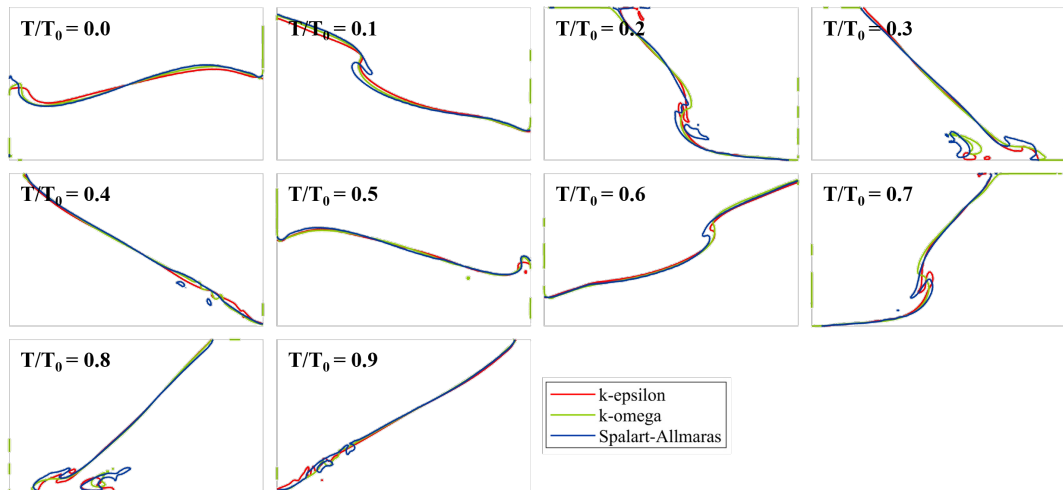


Abbildung 4.16: Lage der Grenzfläche für Vergleichsgeometrie. Vergleich dreier verschiedener Turbulenzmodelle.

Das Augenmerk lag dabei jedoch nicht nur auf der korrekten Abbildung der physikalischen Phänomene und der Rechendauer, sondern auch auf der Stabilität der Rechnungen. Durch die zusätzlichen Gleichungen erwiesen sich Mehrphasensimulationen empfindlich gegenüber Änderungen der Setup-Parameter, sodass eine umfassende Studie zum Erlangen eines robusten Simulationsumfelds nötig war. Tabelle 4.8 stellt die untersuchten Parameter sowie die jeweils gewählte Variante dar. Die Parameterstudie wurde für den in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen Testfall für die Vergleichsgeometrie bei Sloshing-Anregung und 50 % Füllhöhe auf dem mittleren Rechnernetz durchgeführt.

Die Definition der *Phasenmorphologie* ergab sich aus der vorherrschenden Form der Zweiphasenströmung. Auch wenn es in Teilen der Domain zu Mitriss einzelner kleiner Blasen kommen kann, dominiert in den Kühlmittelbehältern die klar definierte Grenzfläche, sodass sowohl flüssige als auch Gas-Phase als kontinuierlich definiert werden sollten. In Kombination mit dem *Free Surface*-Modell kann die Grenzfläche gut aufgelöst werden und auch größere zusammenhängende Luftgebiete werden abgebildet.

Die *Modellierung der Luftphase* und *Partitionierungsmethode* wurden basierend auf Stabilitätskriterien gewählt. Da die Simulationen sehr sensitiv auf Variation der Parameter reagierten und es häufig zu Fehlermeldungen oder Rechnungsabbrüchen kam, wurde nach Diskussion mit dem ANSYS-Softwaresupport die Dichte der Luftphase nach der Idealgasgleichung modelliert. Die Partitionierungsmethode muss in Abhängigkeit von der Behältergeometrie ausgewählt werden.

Bei der Variation der *Turbulenzmodelle* wurden verschiedene Modelle untersucht, die sich vor allem in ihrem Konvergenzverhalten (Anzahl der Iterationen bis zum Erreichen des Konvergenzkriteriums) und der Rechendauer unterschieden. Wie in den Abbildungen 4.16 und 4.15 deutlich wird, stimmen die Lage der Grenzfläche und die Druckverläufe

für alle drei untersuchten Modelle gut überein, sodass das $k-\varepsilon$ -Modell gewählt wurde, welches Vorteile bei Konvergenzverhalten und Rechendauer bot.

Da ANSYS CFX ein implizites Lösungsverfahren nutzt, hat die Courant-Zahl keinen Einfluss auf die Stabilität der Simulation, so dass als begrenzender Faktor für die *Zeitschrittweite* die Anzahl der Iterationen gewählt wurde, die für die Konvergenz je Zeitschritt erforderlich waren. Um die zeitliche Konvergenz zu untersuchen, wurden die Zeitschritte zwischen 0,0001 und 0,01 s variiert, wobei die Unterschiede in den Ergebnissen vernachlässigbar sind. Die endgültige Zeitschrittweite wurde auf 0,001 s festgelegt und die Konvergenz wurde innerhalb von zehn Iterationen oder weniger erreicht. Nichtsdestotrotz sind die RMS-CFL-Zahlen aller ausgewerteten Simulationen kleiner als 1. Bei der Untersuchung des *Mehrphasenmodells* zeigten sich beim Testfall in Grenzflächenlage und Druckverläufen nur minimale Unterschiede zwischen dem homogenen und inhomogenen Ansatz. Aufgrund der zusätzlich zu lösenden Gleichungen wäre das inhomogene Modell in Komplexität und Rechenaufwand nicht verhältnismäßig, sodass für weitere Simulationen das homogene Modell gewählt wurde. Als Fluide wurden Wasser und Luft bei 20 °C gewählt. Da in den meisten Simulation zeitlich veränderliche Randbedingungen eingesetzt wurden, war es nötig, die Simulationen als instationär (*Unsteady RANS*, *URANS*) zu definieren. Als Konvergenzkriterium wurde dabei ein Residuen-Maximalwert von 0,001 angesetzt.

Kapitel 5

Ergebnisse der Sloshing-Untersuchungen

In den folgenden Kapiteln sollen die Strömungsphänomene im abgeschlossenen, nicht durchströmten Behälter bei verschiedenen Anregungsmustern und Innengeometrien diskutiert werden. Dabei wird zuerst der Einfluss der Behälter-Einbauten bei rotatorisch oszillierender Tankbewegung experimentell untersucht. Weiterhin werden diese Ergebnisse zur Validierung der Strömungssimulation genutzt. Zudem wird untersucht, wie sich die Strömungsbilder bei rotatorisch und translatorisch bewegtem AGB unterscheiden.

5.1 Einfluss der Behälter-Innengeometrie

Zur Untersuchung des Trennwand-Einflusses wird das bereits in Kapitel 4.2.1 beschriebene, sinusähnliche Bewegungsmuster mit einer Amplitude 45° von und einer Frequenz von 0,5 Hz genutzt, was einer Winkelfrequenz von 3,14 rad/s. Der entsprechende Winkelverlauf ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Dabei wurden zwei Füllhöhen untersucht, welche 25 und 50 % der Behälterhöhe betragen und im Folgenden als Füllhöhe F1 bzw. F2 bezeichnet werden. Wie in Kapitel 2.1.1 beschrieben, lassen sich für jede Behälter-Füllhöhen-Konfiguration kritische Bewegungsfrequenzen zuordnen, bei denen die Strömung im Behälter besonders stark auf die Anregung von außen reagiert. Diese sogenannte Sloshing-Eigenfrequenz beträgt für Füllhöhe F1 7,36 rad/s und für F2 9,53 rad/s, sodass die Frequenz der Behälteranregung außerhalb der Resonanzfrequenzen liegt. Die Verhältnisse von Flüssigkeitshöhe zu Behälterlänge h/L betragen 0,15 und 0,30, was einer mittleren (*intermediate*) bzw. endlich tiefen (*finite depth*) Füllhöhe entspricht. Für diese Füllhöhen werden bei Anregung in der Nähe der ersten Sloshing-Eigenfrequenz brechende Wellen und Wechselsprünge erwartet, die im Behälter hin und her wandern [Faltinsen und Timokha, 2009]. Es soll untersucht werden, ob diese Phänomene auch bei nicht-resonanten Bedingungen auftreten. Für jeden Füllstand wurden zwei Behälterkonfigurationen untersucht: ohne Einbauten und mit vertikalen Trennwänden.

Wie in Kapitel 4.1.3 besprochen, reagieren ICP-Sensoren empfindlich auf eine Änderung des Fluids an der Sensorfläche. Dies wurde auch in der aktuellen Arbeit beobachtet und ist in den Abbildungen 5.1 und 5.2 dargestellt, die neben dem Druck auch die Mo-

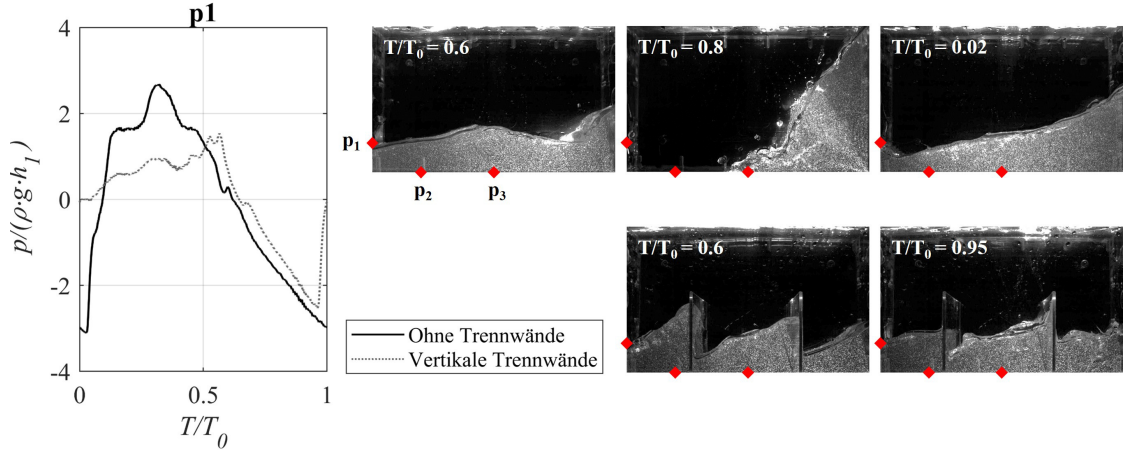


Abbildung 5.1: Druckverlauf an Position p_1 und entsprechende Aufnahmen der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 für den AGB ohne und mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

mentaufnahmen zeigen, in denen das Fluid vom Sensor p_1 weg und wieder zurück fließt. Für alle Füllstands- und Trennwandkonfigurationen gibt es in der zweiten Zyklushälfte für die Position p_1 einen Zeitraum, in dem der Sensor nicht mit Wasser bedeckt ist. Dessen Dauer variiert je nach Konfiguration. Während er im Fall von Füllhöhe F2 mit vertikalen Trennwänden nur eine Spanne von $0,06 T/T_0$ abdeckt, sind es in den anderen Fällen etwa $0,35$ bis $0,42 T/T_0$. Die entsprechenden Druckkurven zeigen, dass während dieser Zeit der Druck stark abfällt, obwohl er auf einem konstanten Niveau bleiben sollte. Wie in Kim et al. [2015] beobachtet, zeigen ICP-Sensoren nicht nur einen unerwartet starken Druckabfall beim Wechsel des Mediums, sondern überschätzen in diesen Fällen auch die positiven Druckmaxima. Dies erschwert im Folgenden den Vergleich verschiedener Konfigurationen. Auch wenn in einigen Fällen Sensor p_2 ebenfalls für kurze Zeit nicht unter Wasser steht, ist hier kein so starker Druckabfall zu beobachten. Allerdings sind die jeweiligen Zeiträume viel kürzer, und es ist möglich, dass in dieser Zeit ein dünner Wasserfilm auf dem Sensor verbleibt.

Abbildung 5.3 zeigt die gemessenen und phasengemittelten Drücke für drei Sensorpositionen und die zwei Innengeometrievarianten für die Füllhöhe F1. Es zeigt sich, dass die vertikalen Trennwände nicht nur die Druckamplituden um bis zu 55 % reduzieren, sondern auch den Zeitpunkt der Druckpeaks verändern, obwohl es schwierig ist, den Einfluss der Sensorempfindlichkeit auf den Luftkontakt zu beurteilen, da diese Phase bei Behältern mit Trennwänden viel kürzer ist. Um einen tieferen Einblick in dieses Verhalten zu erhalten, wird die Verteilung der Flüssigkeit in beiden Fällen beobachtet und in Abbildung 5.4 dargestellt. Betrachtet man den zeitlichen Verlauf des Drucks an Position p_2 am Behälterboden, so wird deutlich, dass die Druckspitze bei $0,3 T/T_0$ für den AGB ohne Trennwände und das gleichzeitige Druckminimum für den AGB mit Trennwänden aus den unterschiedlichen Flüssigkeitshöhen aufgrund der Unterteilung der Behälterdomain resultieren. Zudem bewirkt die Unterteilung eine gleichmäßigere Verteilung der

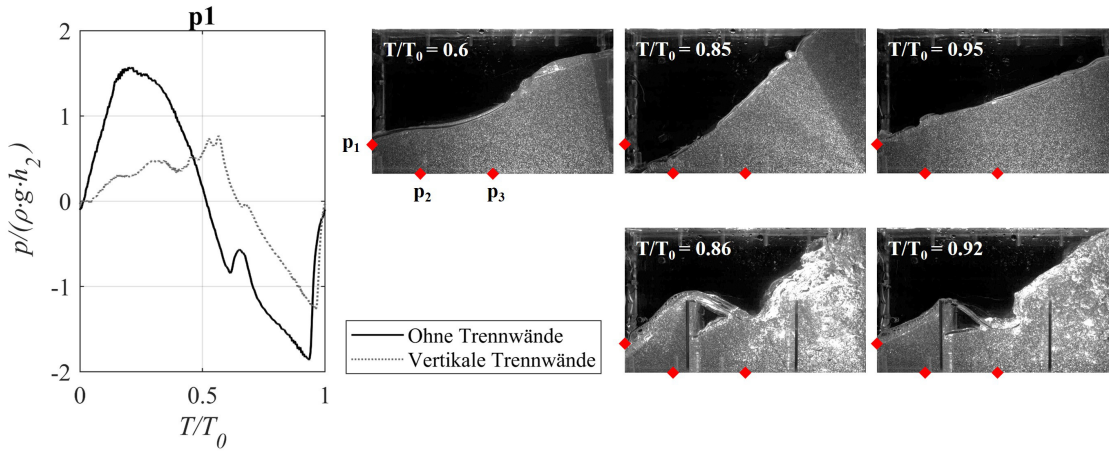


Abbildung 5.2: Druckverlauf an Position p_1 und entsprechende Aufnahmen der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 für den AGB ohne und mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

Flüssigkeit und damit der Masse im gesamten Behälterbereich. Ein ähnliches Verhalten kann für die Füllhöhe F2 in Abbildung 5.5 und 5.6 beobachtet werden.

Tabelle 5.1 zeigt die Reduzierung der Druckspitzen durch vertikale Trennwände in Bezug auf die gemessenen Werte beim AGB ohne Einbauten. Negative Werte stehen für Druckmaxima, die im Fall mit Trennwänden höher sind. In Abbildung 5.5 ist zu erkennen, dass die Druckspitzen zwar größer sind, die Gesamtamplitude der Druckdifferenz aber für den Fall ohne Einbauten größer ist, so dass auch hier von einer Druckminderung durch Einbauten ausgegangen werden kann. Die Verringerung des Druckstoßes ist eine typische Folge von vertikalen Leitblechen, die auch in anderen Studien beobachtet wurde [Akyildiz, 2012; Jung et al., 2012]. Neu ist die starke zeitliche Verschiebung der Druckspitzen, die durch das hohe Verhältnis von Trennwandhöhe zu Füllhöhe erklärt werden

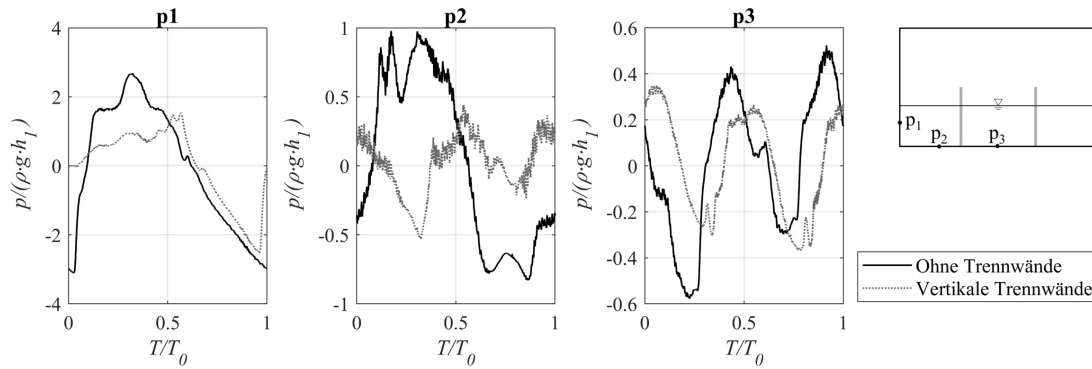


Abbildung 5.3: Experimentell bestimmte Druckverläufe und Einfluss der Trennwände bei Füllhöhe F1.

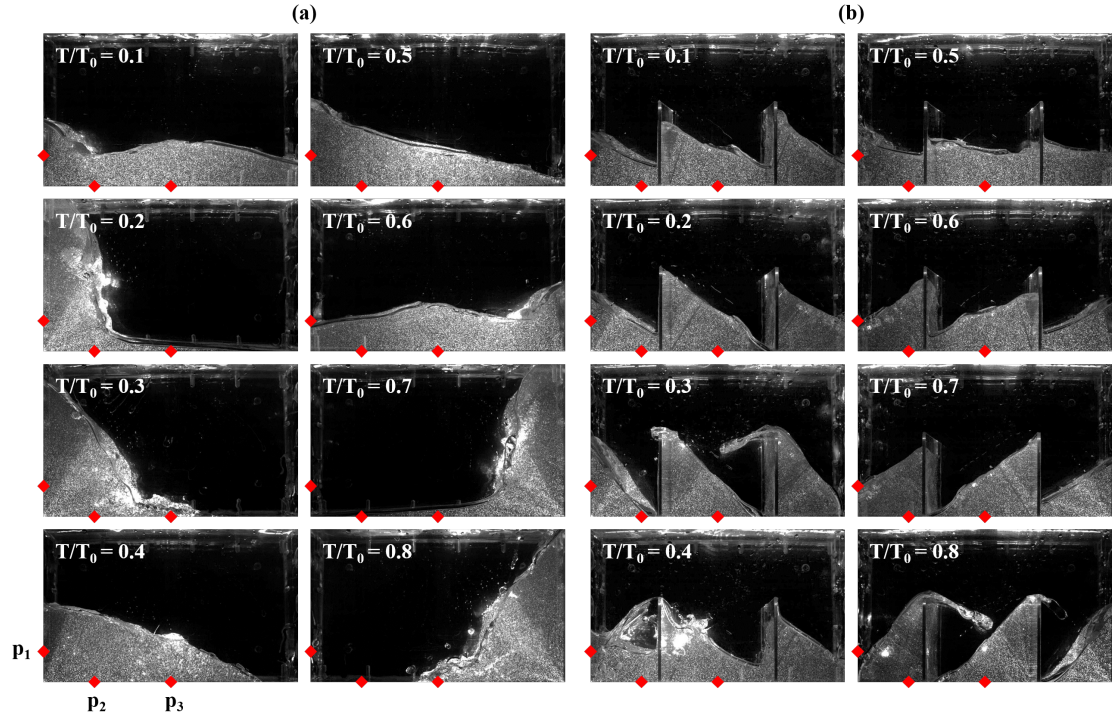


Abbildung 5.4: Verlaufe der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1
(a) ohne Trennwände, (b) mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

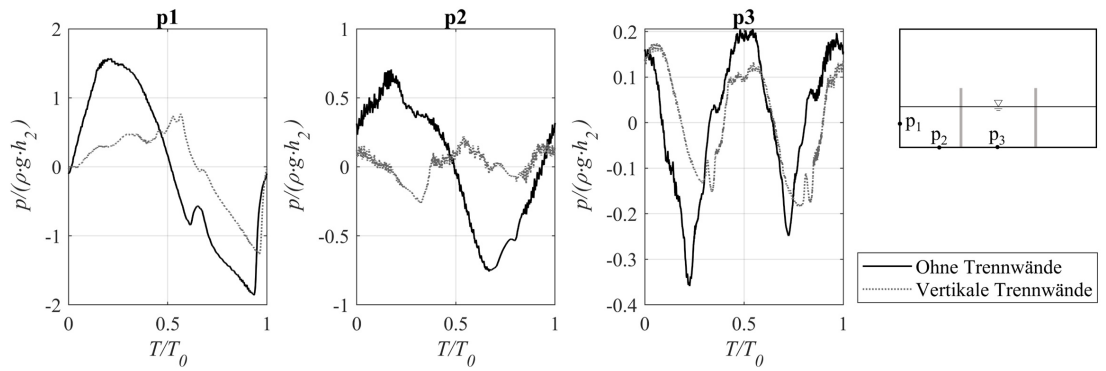


Abbildung 5.5: Experimentell bestimmte Druckverläufe und Einfluss der Trennwände bei Füllhöhe F2.

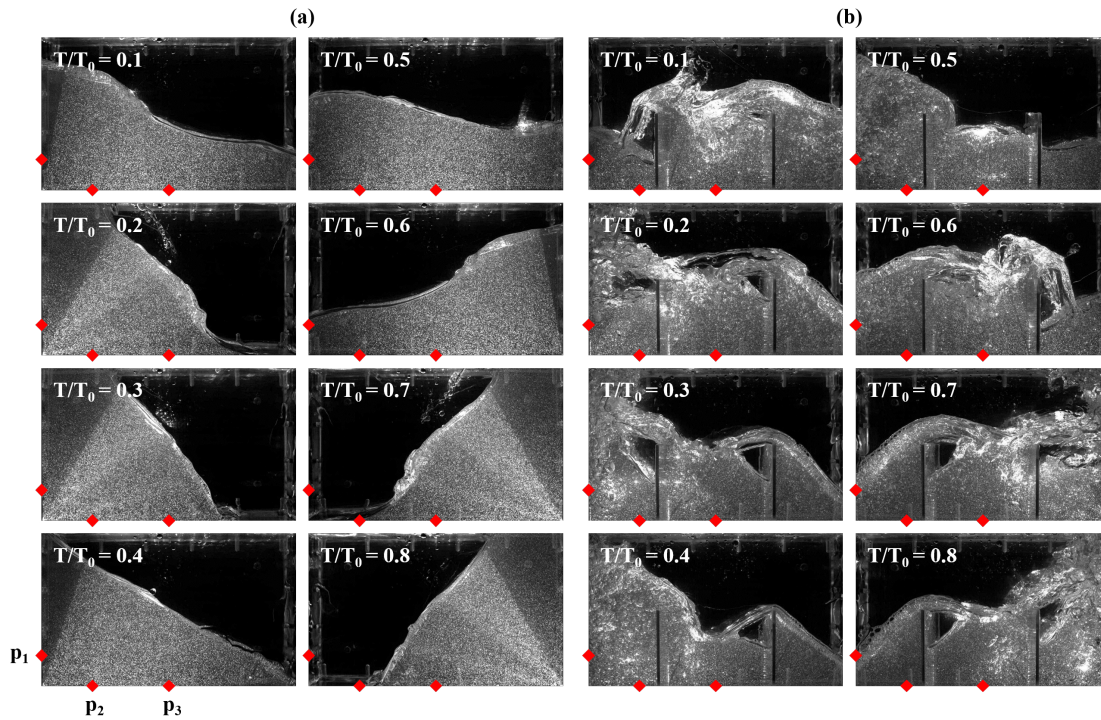


Abbildung 5.6: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2
(a) ohne Trennwände, (b) mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

Sensorposition	F1	F2
p_1	43 %	39 %
p_2	55 %	11 %
p_3	34 %	−56 %

Tabelle 5.1: Reduktion der Wanddrücke durch die vertikalen Trennwände.

kann, das in früheren Untersuchungen nicht über 1,2 lag, in dieser Studie aber einen Wert von 2 erreicht. Dadurch und in Kombination mit der starken Anregungsamplitude wird der Trennwandeneinfluss erhöht.

5.2 Validierung der Strömungssimulation

Äquivalent zu den experimentellen Untersuchungen wurden Simulationen der Strömung im Behälter entsprechend dem Rechnernetz und Setups aus Kapitel 4.2.1 und 4.2.2 durchgeführt. Die ausgewerteten Daten wurden durch Phasenmittelung von drei Zyklen für jede Kombination von Füllhöhe und Behälterinnengeometrie gewonnen. Ausgewertet wurden die Lage von Phasengrenzfläche und Luftgebieten, Druckpeaks an den Behälterwänden und Geschwindigkeitsfelder in einer Lichtschnittebene.

5.2.1 Phasenverteilung

Um die Lage der Grenzfläche zu vergleichen, wird die Kontur des 50%-igen Phasenvolumenanteils auf der Grundlage der numerischen Ergebnisse über die Kameraaufnahmen der Flüssigkeitsverteilung geplottet, die am Prüfstand mithilfe der Lichtschnittebene visualisiert wurde. Die Abbildungen 5.7-5.10 zeigen die entsprechenden Grenzflächenprofile. Die simulierten Ergebnisse stimmen sehr gut mit dem Verhalten im Experiment überein, auch überschlagende und brechende Wellen sowie eingeschlossene Luftbereiche werden in der Simulation beobachtet. Bei Betrachtung des Behälters ohne Trennwände bei Füllhöhe F1 (Abbildung 5.7) ist zu beobachten, dass sich ein Wechselsprung ausbildet, wenn der Behälter gegen den Uhrzeigersinn gekippt wird (0 bis $0,3 T/T_0$).

Das Wasser strömt in Richtung der linken Behälterseite und an dieser hoch, bis es durch die Schwerkraft umschlägt. Während die Hauptströmung noch in die linke untere Behälterecke gerichtet ist, fließt das Wasser an der Grenzfläche in die entgegengesetzte Richtung, wodurch es sich auftürmt und eine turbulente Wellenfront mit Lufteintrag bildet. Beim Auftreffen der Welle auf den Behälterboden wird die kinetische Energie abgebaut und die Flüssigkeitsgrenzfläche wird wieder geglättet. Dieses Verhalten ist auch für die Füllhöhe F2 (Abbildung 5.8) zu erkennen und wird durch die numerischen Ergebnisse gut dargestellt. Ähnliche Phänomene wurden auch für die flache und mittlere Füllstände bei geringeren Anregungsamplituden in Faltinsen und Timokha [2009] beschrieben. Allerdings ist die Flüssigkeitsmasse in diesen Studien eher gleichmäßig horizontal verteilt, während im vorliegenden Fall durch den stärkeren Kippwinkel das Massenzentrum zu den Behälterseiten hin verschoben ist und eine stärkere Wechselwirkung mit den Behälterwänden und der Decke beobachtet werden kann. Trotz der guten Übereinstimmung zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen für den AGB ohne Einbauten zeigt bei der zweiten Geometrie die Strömung über die Trennwände einige Abweichungen zwischen Simulation und Experiment für F1 und F2 (Abbildung 5.9 und 5.10).

Da dies bei allen verwendeten Turbulenzmodellen beobachtet wird, muss es mit einer geringen Abweichung in der Anregung des Behälters zwischen Experiment und Simulation erklärt werden. Während die Simulation eine etwas stärkere Beschleunigung bzw. Verzögerung um $T/T_0 = 0,1, 0,45, 0,6$ und $0,95$ zeigt, ist diese im Experiment bei $T/T_0 =$

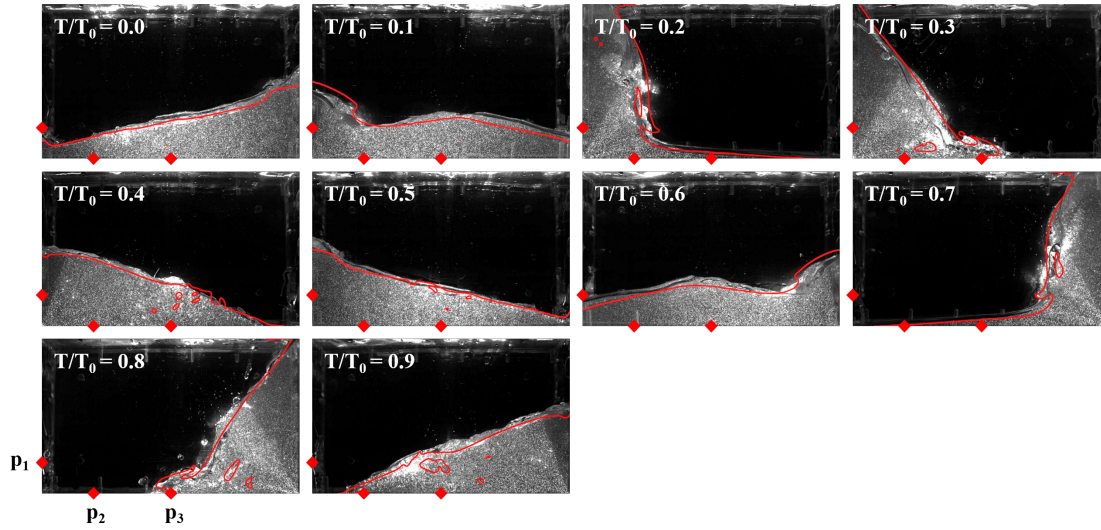


Abbildung 5.7: Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 und AGB ohne Trennwände. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.

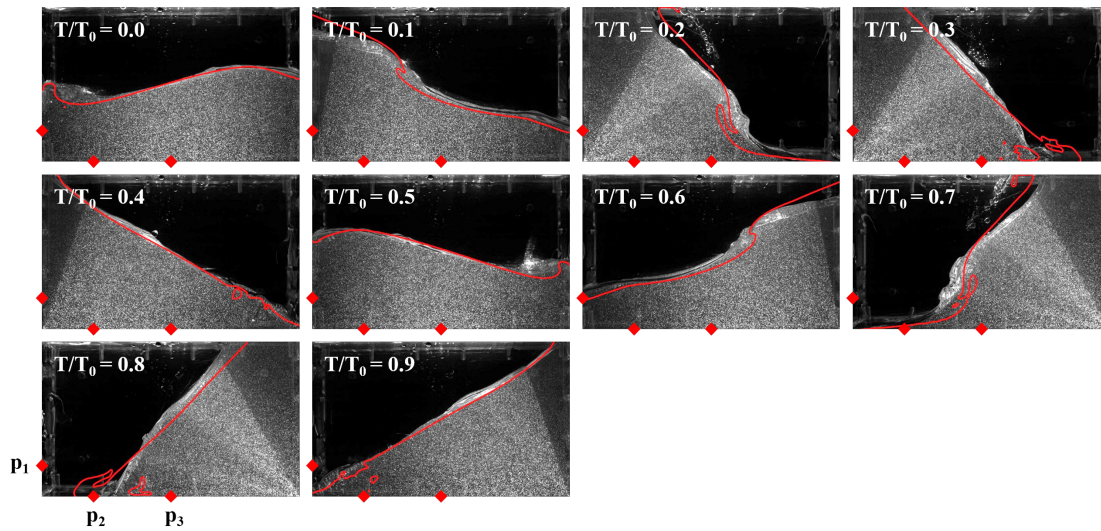


Abbildung 5.8: Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 und AGB ohne Trennwände. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.

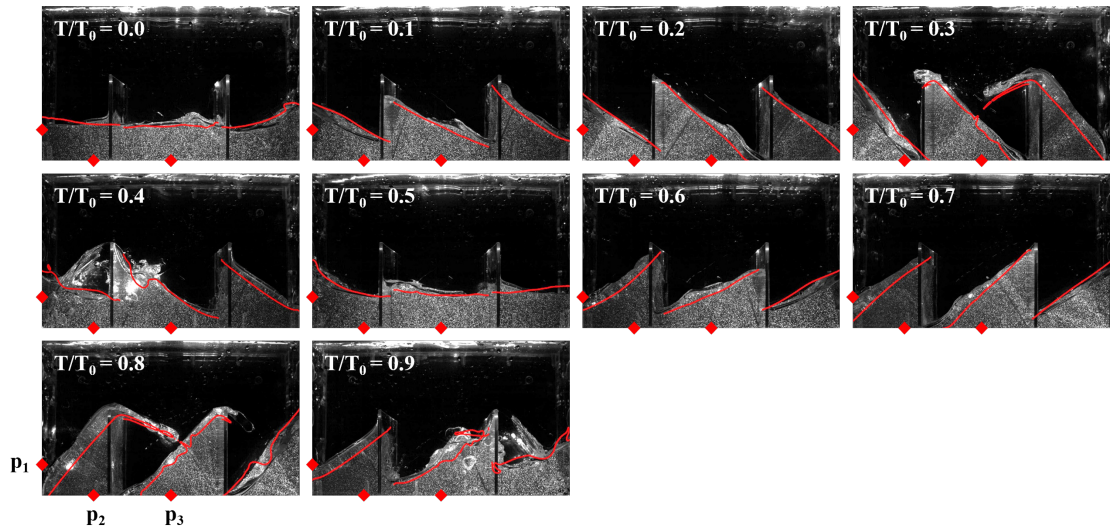


Abbildung 5.9: Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.

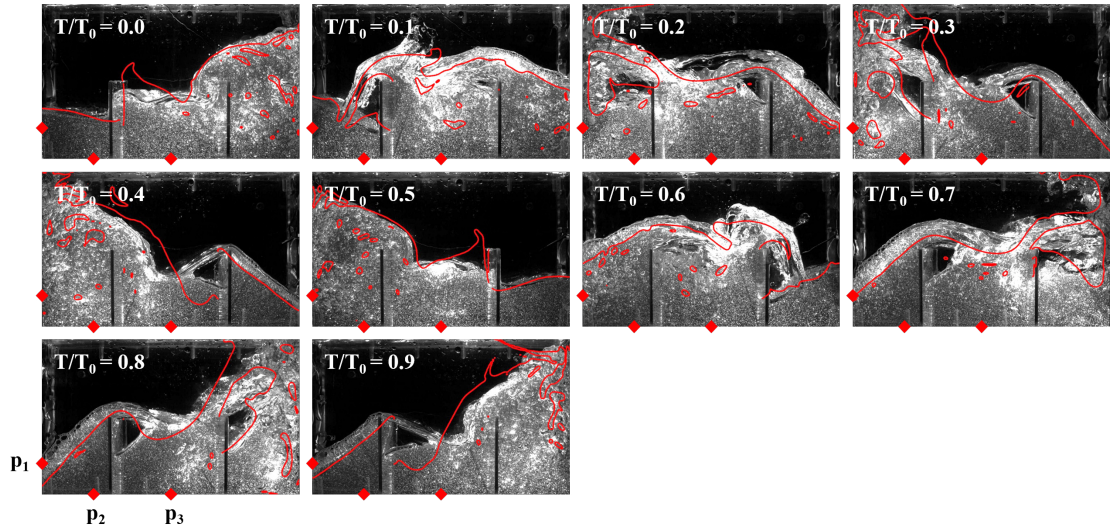


Abbildung 5.10: Verlauf der Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. Die Position der Drucksensoren ist mit roten Rauten markiert. Die durchgezogene rote Linie stellt die simulierte Grenzfläche dar.

0,3 und 0,8 abrupt. Bezüglich der Füllhöhe F2 zeigt die simulierte Strömung ab $T/T_0 = 0,0$ einen stärkeren Aufschlag an der linken Trennwand, wodurch das Wasser nach oben schießt. Diese stärkere Verschiebung des Wassers zur linken Behälterseite durch die Behälterbewegung ist auch in den folgenden Bildern ($T/T_0 = 0,1$ bis $0,3$) zu beobachten, wobei die rechte Kammer des Behälters schneller entleert wird als in den Versuchen. In der Nähe des Punktes der maximalen Behälterneigung bei $T/T_0 = 0,4$ ist die verbleibende simulierte Flüssigkeitshöhe in der rechten Kammer so gering, dass die Strömung über die Trennwand aufhört. Außerdem scheint die Strömung über die rechte Trennplatte im Zeitraum $T/T_0 = 0,2$ bis $0,4$ im Experiment stärker durch die Behälterbewegung beeinflusst zu werden, während in der Simulation der Einfluss der Schwerkraft überwiegt. Das Gleiche ist für $T/T_0 = 0,7$ bis $0,9$ und die Strömung über die linke Trennwand zu beobachten. Für den Füllstand F1 ist aus dem gleichen Grund ein früheres Abreißen der Strömung über die Einbauten bei $T/T_0 = 0,4$ und $T/T_0 = 0,9$ zu beobachten. Weiterhin ergibt sich eine unterschiedliche Verteilung der Füllmengen der einzelnen Kammern, so dass die Sensoren p2 und p3 über den gesamten Zyklus eine abweichende Wassersäule wahrnehmen und die Benetzung von p1 bei $T/T_0 = 0,6$ bis $0,9$ sich stark zwischen Simulation und Experiment unterscheidet. Die generelle Phasenverteilung für beide Füllhöhen im AGB mit Einbauten ist in zufriedenstellender Übereinstimmung mit den Experimenten.

5.2.2 Druckverlauf

Die Abbildungen 5.11-5.14 zeigen die Druckverläufe für gemessene und simulierte Fälle. Es wird deutlich, dass der Druckpeak an Sensorposition p_1 in den meisten Fällen im Experiment deutlich über den Werten der Simulation liegt. Da die Druckwerte in allen Simulationen unabhängig von Zeitschrittweite, Netz und Turbulenzmodell ähnlich sind, ist es wahrscheinlich, dass dies auf die Empfindlichkeit der Drucksensoren gegenüber Luftkontakt zurückzuführen ist. Darauf deutet auch die Tatsache hin, dass die Abweichung bei Füllstand F2 im AGB mit vertikalen Trennwänden äußerst gering ist und in diesem Fall die kürzeste Periode mit Luftkontakt auftritt. Die Differenz der Druckmaxima zwischen gemessenen und berechneten Ergebnissen für diese Konfiguration ist in Tabelle 5.2 zusammengefasst. In der Literaturrecherche traten einige Fälle mit ähnlich starken Abweichungen von bis zu 50 % auf [Godderidge et al., 2009; Eswaran et al., 2009]. Es gab aber auch zahlreiche Fälle mit besseren Übereinstimmungen zwischen Experiment und Simulation, bei denen jedoch hauptsächlich piezoresistive Sensoren [Liu et al., 2017; Rafiee et al., 2011] verwendet wurden oder überhaupt keine Angaben zu den Sensoren gemacht wurden [Colagrossi et al., 2010; Chen und Xue, 2018]. Untersuchungen zur Druckmessung am Behälterboden wurden in der Vergangenheit nicht durchgeführt. Wie im vorigen Kapitel besprochen, ist die Höhe der Wassersäule über dem Sensor für die Füllhöhe F1 im AGB mit vertikalen Trennwänden über den Sensoren p_2 und p_3 in der Simulation geringer, was zu einem geringeren Druck führt. Aufgrund des ohnehin niedrigen Druckniveaus in dieser Konfiguration führt dies zu einer hohen relativen Abweichung zum Experiment. Gleichwohl wird die zeitliche Verteilung der positiven und negativen Druckspitzen durch die numerischen Methoden zufriedenstellend

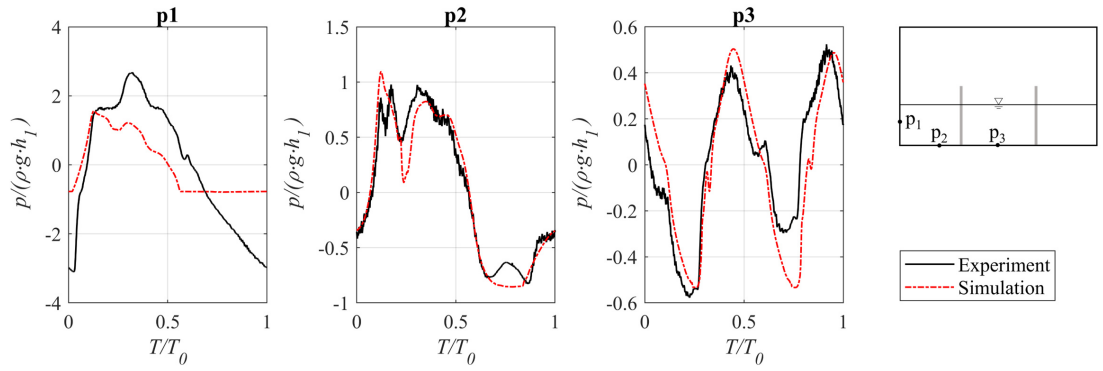


Abbildung 5.11: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1 und den AGB ohne Einbauten. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)

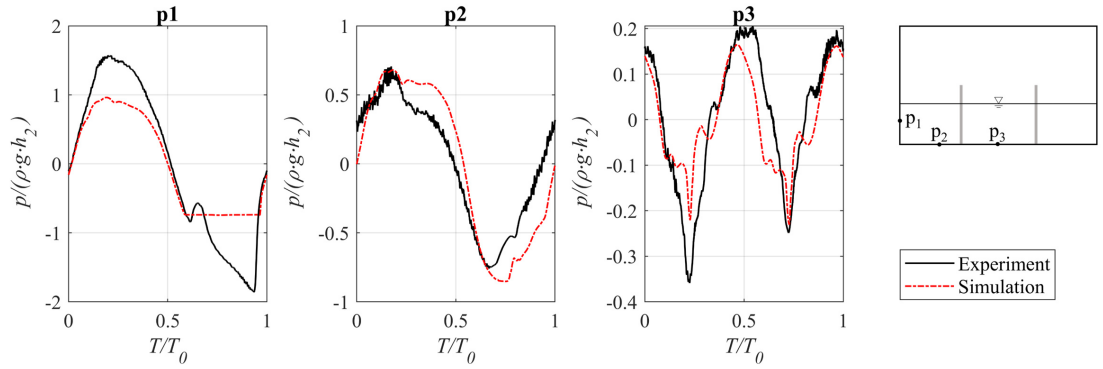


Abbildung 5.12: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2 und den AGB ohne Einbauten. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)

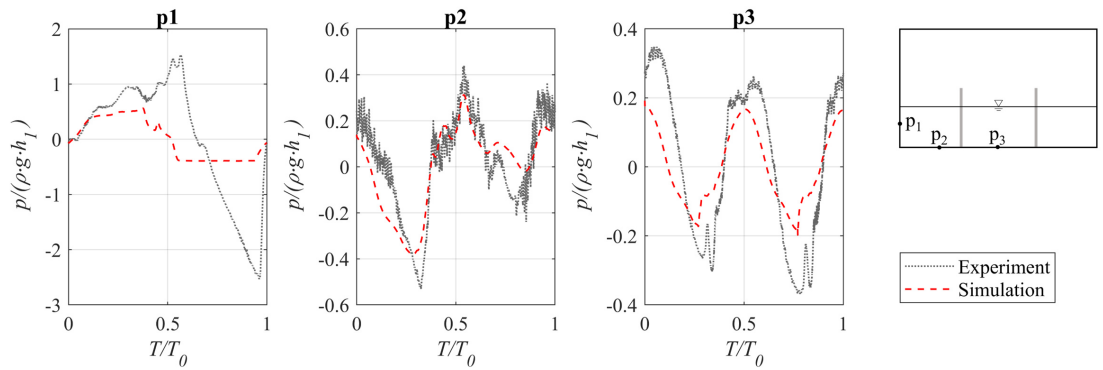


Abbildung 5.13: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1 und den AGB mit vertikalen Trennwänden. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)

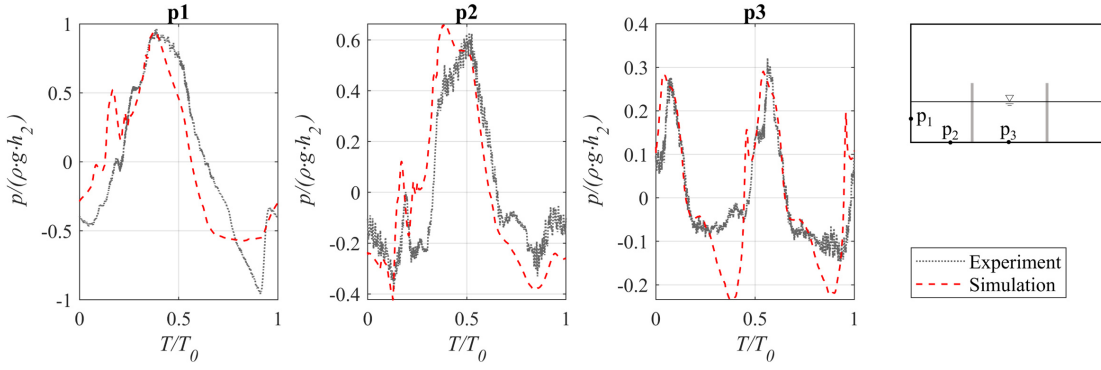


Abbildung 5.14: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2 und den AGB mit vertikalen Trennwänden. (schwarze Kurve: Experiment, rote Kurve: Simulation)

Sensorposition	F2, vertikale Trennwände
p_1	2 %
p_2	−6 %
p_3	10 %

Tabelle 5.2: Abweichung der simulierten von den gemessenen Druckmaxima.

vorhergesagt. Allerdings gibt es eine Diskrepanz für den Sensor p_1 bei der Füllhöhe F1 in Bezug auf den AGB mit vertikalen Einbauten (Abbildung 5.13). Hier tritt eine zweite dominierende Druckspitze in den experimentellen Daten bei etwa $T/T_0 = 0,55$ auf. Dies kann durch eine Welle erklärt werden, die sich von der linken Seite der linken Behälterkammer ausbreitet, an der Trennwand reflektiert wird und auf den Sensor p_1 trifft, obwohl die Hauptströmung in Richtung der rechten Behälterseite verläuft. Aufgrund einer Abweichung in der Lage der Flüssigkeitsgrenzfläche ist die Sensorposition in den numerischen Ergebnissen für diesen Zeitraum nicht mit Flüssigkeit bedeckt und daher diesem Aufprall nicht ausgesetzt (Abbildung 5.9). Da die Wanddrücke bei der Auslegung der Kühlmittelbehälter nur eine untergeordnete Rolle spielen, kann die Vorhersage der Druckspitzen als ausreichend angesehen werden.

5.2.3 Geschwindigkeitsfelder

Im folgenden Abschnitt werden die Geschwindigkeitsfelder für den nicht mit Trennwänden versehenen AGB diskutiert, wobei der Schwerpunkt auf dem Zeitintervall um den maximalen Kippwinkel liegt ($T/T_0 = 0,65$ bis $0,85$), in der die komplexeste Strömung zu erwarten ist. Die Phänomene wurden bereits in [Hoch et al., 2018] erstmalig vorgestellt. Die Analyse der Geschwindigkeitsfelder innerhalb des Laserlichtschnittes wurde auf Basis

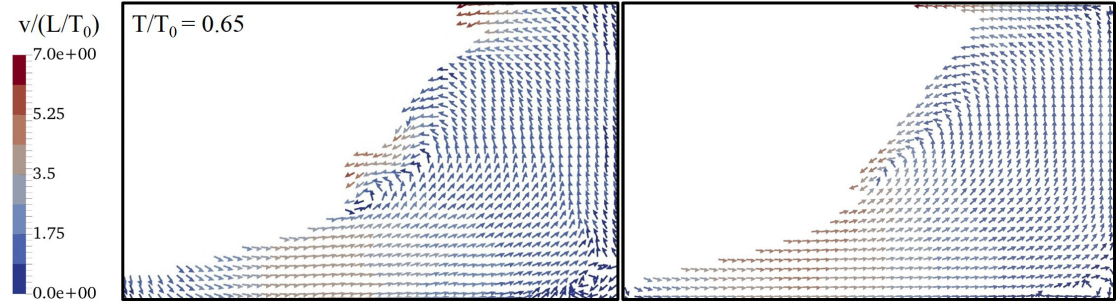


Abbildung 5.15: Geschwindigkeitsfeld für AGB ohne Trennwände und $T/T_0 = 0,65$ (links: Experiment, rechts: Simulation).

des optischen Flusses durchgeführt [Horn und Schunck, 1981; Kapulla et al., 2009]. Wie in Abbildung 5.2 zu sehen ist, bewirken die vertikalen Einbauten starke Verwirbelungen und Lufteinschlüsse. Die mitgerissenen Blasen rufen starke Reflexionen des Laserlichts hervor und stören daher die Auswertung der Geschwindigkeitsfelder. Die Geschwindigkeitswerte werden mit Hilfe der Behälterlänge und der Anregungsdauer dimensionslos gemacht. In Abbildung 5.15 ist das Geschwindigkeitsfeld für $T/T_0 = 0,65$ dargestellt, als sich der Behälter dem maximalen Kippwinkel nähert. Während das Wasser in Richtung der rechten Seite des Behälters und nach oben fließt, bildet sich ein typischer Wirbel in der unteren rechten Ecke des Behälters, da die Flüssigkeit nicht in der Lage ist, der scharfen Kante der Ecke zu folgen. Sobald die Flüssigkeit die Behälteroberseite erreicht, bildet sich aufgrund des hohen Aufpralls ein Wasserstrahl zur linken Seite. Darüber hinaus zeigen experimentelle und numerische Ergebnisse das Umschlagen der Flüssigkeitsfront, was zu einem gegen den Uhrzeigersinn rotierenden Wirbel in der Mitte der Grenzfläche führt. Die Strömungsphänomene sowie die Geschwindigkeitsgrößen werden durch die Simulation gut vorhergesagt. In Abbildung 5.16 ist die Abwärtsströmung der Flüssigkeit zu sehen, als der Behälter den maximalen Winkel erreicht hat. Es sind zwei Hauptströmungsrichtungen zu beobachten: die Strömung an der Grenzfläche, die von der überschlagenden Flüssigkeit dominiert wird, und die Strömung in Richtung der unteren rechten Ecke, die durch die Schwerkraft angetrieben wird. Die Umlenkung des Wassers an den starren Behälterwänden führt zur Bildung von Wirbeln in der unteren Hälfte des Behälters, die in Abbildung 5.17 im Detail dargestellt sind. Die Orte der Wirbelkerne unterscheiden sich geringfügig zwischen simulierten und experimentellen Ergebnissen, aber im Allgemeinen sind die Strömungsmechanismen und Geschwindigkeitsgrößen in guter Übereinstimmung. In den numerischen Ergebnissen in Abbildung 5.16 ist ein Wirbel mit Drehrichtung gegen den Uhrzeigersinn in der oberen rechten Ecke zu beobachten, der in den Experimenten nicht erfasst wird. Der Grund dafür könnte in der Abnahme der Helligkeit des Bildes in der oberen Ecke aufgrund der Reflexion an den Behälterwänden liegen. Aufgrund des geringeren Kontrasts der Tracerpartikel kann die Berechnung der Partikelverschiebung in diesem Bereich fehlerhaft sein, was in den Abbildungen 5.16 und 5.18 durch eine gestrichelte schwarze Linie gekennzeichnet ist. Abbildung 5.18 zeigt das Strömungsfeld unmittelbar vor dem Zurückkippen des Behälters. Während die bei-

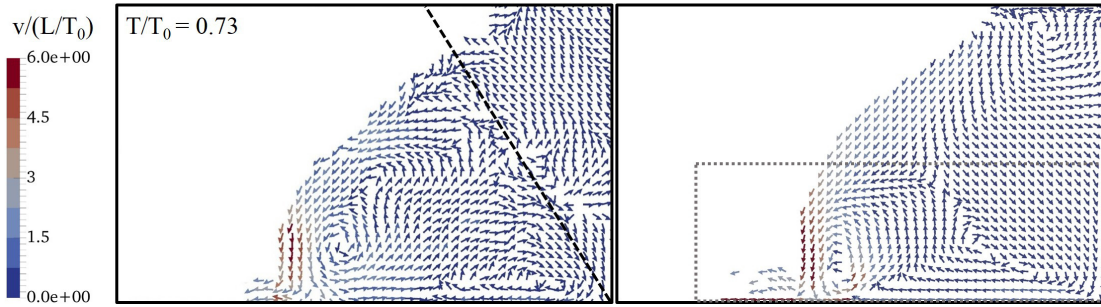


Abbildung 5.16: Geschwindigkeitsfeld für AGB ohne Trennwände und $T/T_0 = 0,73$ (links: Experiment, rechts: Simulation). Die gestrichelte schwarze Linie markiert den kritischen Lichtbereich. Das gestrichelte graue Rechteck repräsentiert den in Abbildung 5.17 detailliert dargestellten Ausschnitt.

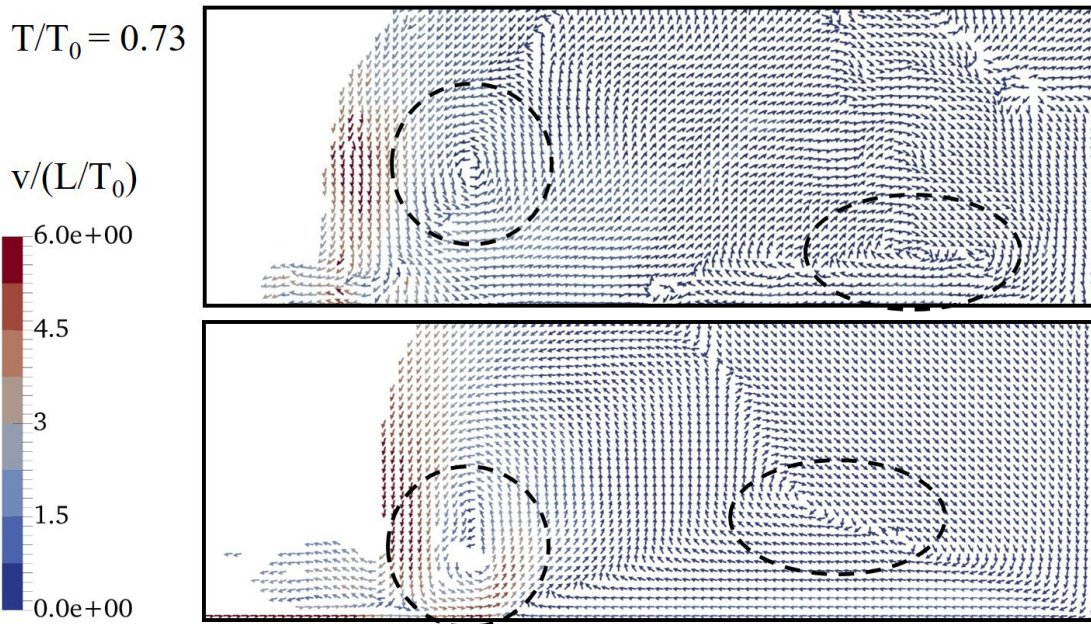


Abbildung 5.17: Detailaufnahme des Geschwindigkeitsfeldes für $T/T_0 = 0,73$ (oben: Experiment, unten: Simulation). Die gestrichelte schwarze Linie zeigt die diskutierten Wirbelbereiche.

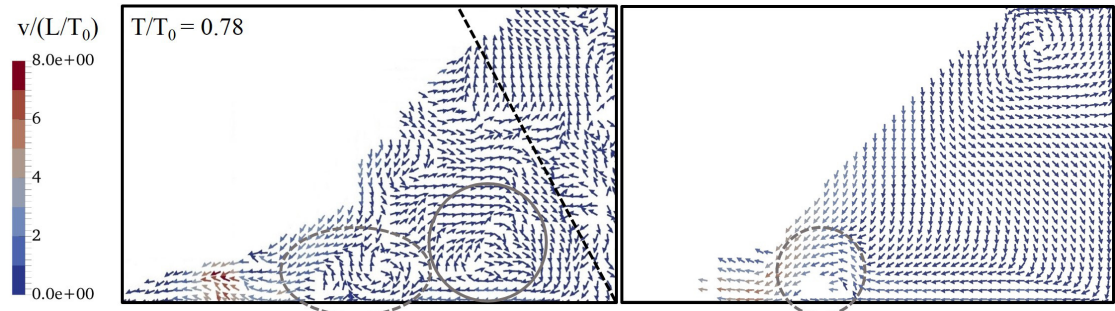


Abbildung 5.18: Geschwindigkeitsfeld für AGB ohne Trennwände und $T/T_0 = 0,78$ (links: Experiment, rechts: Simulation). Die gestrichelte schwarze Linie markiert den kritischen Lichtbereich, die grauen Linien kennzeichnen die diskutierten Strömungsphänomene.

den Hauptströmungsrichtungen zur linken und rechten unteren Ecke des Behälters in beiden Bildern zu erkennen sind, zeigt das experimentelle Strömungsfeld mehr turbulente Strukturen, die in der Simulation nicht vorkommen. In der Nähe der Mitte des Behälterbodens ist eine Struktur zu sehen, die einem Wechselsprung in den numerischen Ergebnissen ähnelt und im gemessenen Strömungsfeld zu einem rechtsdrehenden Wirbel führt (gestrichelte graue Linie in Abbildung 5.18). Der andere rechtsdrehende Wirbel in der unteren rechten Hälfte des Behälters, der bereits bei $T/T_0 = 0,73$ gefunden wird, besteht in den Experimenten weiter, ist aber in der Simulation verschwunden (durchgezogene graue Linie in Abbildung 5.18). Dies könnte auf den dissipativen Charakter des $k-\varepsilon$ -Modells zurückzuführen sein. Die Geschwindigkeit an der Wellenfront wird von der Simulation unterschätzt. Auch hier wurde die Strömungsstruktur im oberen rechten Teil der Domäne in den Experimenten aufgrund der unzureichenden Beleuchtung nicht zufriedenstellend erfasst. Da der Fokus bei der Behälterauslegung auf der Verteilung von flüssiger und gasförmiger Phase und größeren, energiereichen Strömungsphänomenen wie brechenden Wellen oder Wirbeln liegt, die durch die Simulation sehr gut aufgelöst werden, eignet sich das Modell zur Vorhersage des Lufteintrags für erste Auslegungs- und Optimierungsschritte von Kühlmittelbehältern.

5.3 Einfluss der Anregung

Im Folgenden werden die in Kapitel 4.1 beschriebenen Untersuchungen zum Einfluss der Behälterbewegung auf die Innenströmung ausgewertet. Ziel ist der Vergleich zwischen translatorischer Beschleunigung und dynamischem Schwenken um eine horizontale Achse (im Folgenden *Translation* und *Rotation*) und somit eine Bewertung der Eignung des Schwenkmodells zur Abbildung realer Fahrzustände. Dieses berechnet aus der aktuell wirkenden Beschleunigung a und der Erdbeschleunigung g einen entsprechenden Kippwinkel:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{a}{g}\right) \quad (5.1)$$

Es wurden drei Fahrprofile auf dem Schleppsystem entwickelt und aus den dort gemessenen Beschleunigungen die Winkelverläufe für die Untersuchungen am dynamischen Schwenkprüfstand abgeleitet. Tabelle 5.3 gibt einen Überblick über die Kennwerte der Profile, die in Abbildung 5.19 im zeitlichen Verlauf dargestellt sind. Im Diagramm wurden die Beschleunigungen bereits in Winkel umgerechnet um einen besseren Vergleich zu ermöglichen. Bedingt durch die Ansteuerungen der beiden Antriebssysteme war eine hundertprozentige Übereinstimmung der Profile nicht möglich. Profil 3 weist dabei die größte Ähnlichkeit mit dem bisher untersuchten Schwenkprofil (beschrieben in Kapitel 4.2.1) auf und soll daher vertiefend untersucht werden. Weitere Abbildungen zu Profil 1 und 2 finden sich im Anhang.

Eigenschaft	Profil 1	Profil 2	Profil 3
Anregungsperiode	4,4 s	3,4 s	2,2 s
min. Beschleunigung	−6,2 m/s ²	−5,0 m/s ²	−6,0 m/s ²
max. Beschleunigung	4,8 m/s ²	3,3 m/s ²	6,4 m/s ²
min. Winkel	−32 °	−28 °	−32 °
max. Winkel	26 °	20 °	33 °

Tabelle 5.3: Basisdaten der untersuchten Beschleunigungs- und Schwenkprofile.

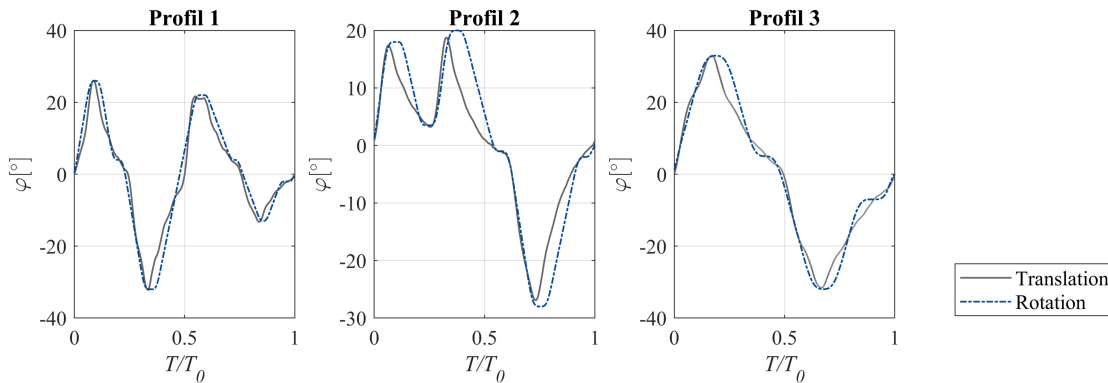


Abbildung 5.19: Zeitlicher Verlauf der untersuchten Beschleunigungs- und Schwenkprofile

Trotz der sehr ähnlich verlaufenden Behälterbewegungen unterscheiden sich die Druckverläufe teilweise deutlich. Dabei sind die Amplituden der Druckschwankungen bei translatorischer Anregung durchgängig größer. Die Druckveränderung kann dabei aus einem eher statischen Anteil bestehen (Veränderung der Wassersäule über dem Sensor) oder

aus einem dynamischen Anteil, der aus dem Aufprall der Strömung an der Behälterwand resultiert. Für rotatorische Anregung und das in Kapitel 4.2.1 vorgestellte Sloshing-Profil wurde in Hoch und Wurm [2021] nachgewiesen, dass das Druckprofil überwiegend durch die Veränderung der Wassersäule über den Drucksensoren, also den geodätischen Druckanteil, geprägt ist. Dies ist durch die Veränderung der Wirkrichtung der Schwerkraft in Bezug auf die Behälterwände zu erklären. Bei der translatorischen Anregung ist davon auszugehen, dass hier die dynamischen Druckanteile einen größeren Einfluss auf das Druckprofil haben. Die zeitliche Lage der Druckpeaks stimmt zwar teilweise überein, gerade in den Fällen mit vertikalen Trennwänden sind die Druckeinschläge jedoch zeitlich stark verschoben. Um die Abweichungen der Druckverläufe zwischen Translation und Rotation zu verstehen und die Bedeutung für die weitere Verwendung des Schwenkmodells einschätzen zu können, muss die Verteilung der flüssigen und gasförmigen Phase auch optisch untersucht werden. Für Profil 3 werden im Folgenden die Unterschiede zwischen den Anregungen für den Behälter mit und ohne Trennwände diskutiert. Bei Betrachtung der Druckverläufe von Profil 2 in Anhang B scheint es, als wäre die zeitliche Abweichung der Druckverläufe bei geringeren Auslenkungen des Behälters weniger stark.

5.3.1 Behälter ohne Trennwände

Eine markante Abweichung der Lage der Druckpeaks ist für Profil 3 beim AGB ohne Einbauten sowohl für Füllhöhe F1 als auch F2 an den Sensoren p1 und p2 zu erkennen (Abbildungen 5.20 und 5.22). Während bei rotatorischer Anregung zwei Perioden hohen

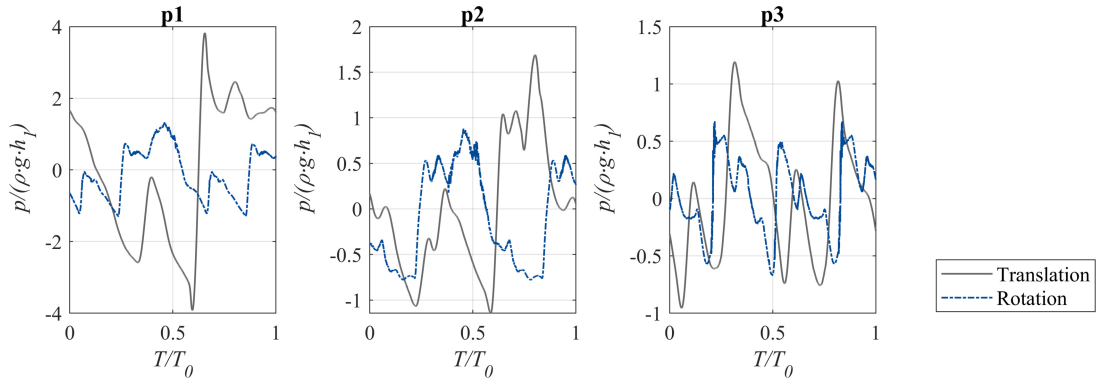


Abbildung 5.20: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

Drucks im Bereich $T/T_0 = 0,25$ bis $0,4$ und $T/T_0 = 0,8$ bis 1 zu erkennen sind, tritt bei translatorischer Beschleunigung neben dem Druckeinschlag um $T/T_0 = 0,4$ der zweite Peak deutlich früher, bei $T/T_0 = 0,65$ auf. Vergleicht man nun die Verteilung der Phasen und Lage der Grenzfläche, beginnend mit Füllhöhe F1 (Abbildung 5.21), wird nicht nur eine deutlich stärkere Verschiebung der Wassermasse bei Translation deutlich. Während die Flüssigkeit bei Rotation des Behälters im Bereich $T/T_0 = 0$ bis $0,5$ grundlegend zur

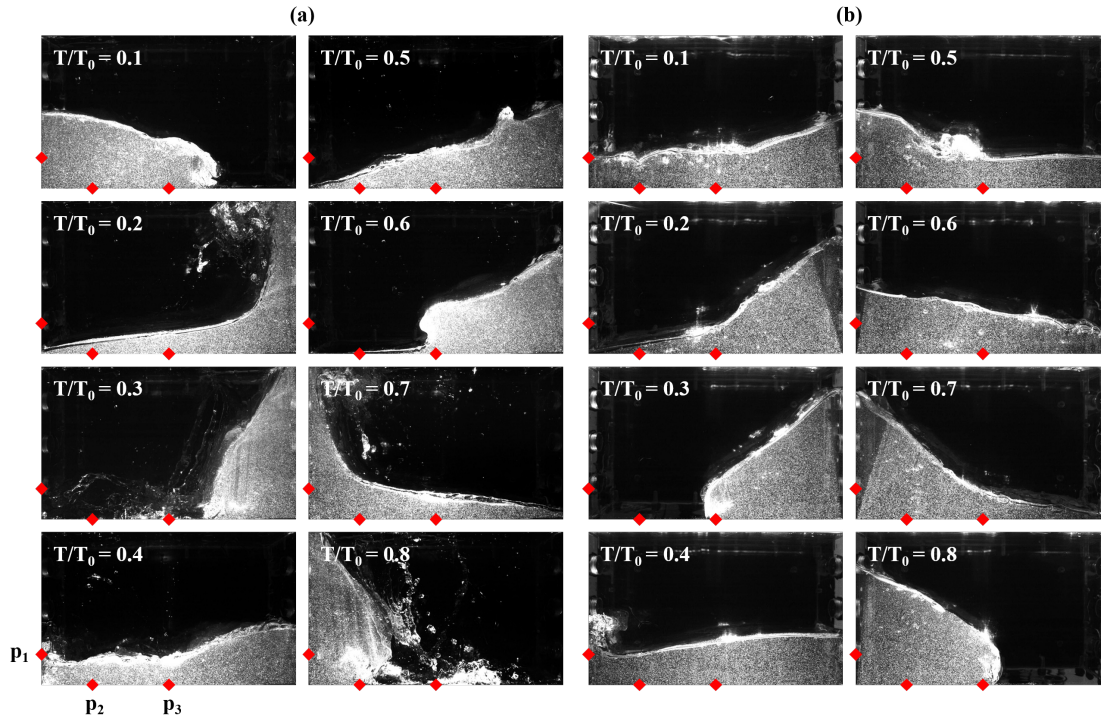


Abbildung 5.21: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB ohne Einbauten.

(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.

Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

rechten Behälterseite und für $T/T_0 = 0,5$ bis 1 zur linken Seite strömt, tritt nach dem Punkt der Umkehr der Behälterbewegung (Wechsel von Beschleunigung zu Bremsen) bei $T_0 = 0,5$ bei Translation ein zusätzliches Schwappen zur rechten Behälterseite auf, was im weiteren Verlauf zu einem Wechselsprung führt, der zur linken Behälterseite wandert und dort bei etwa $T/T_0 = 0,65$ einschlägt. Gleiches ist auch bei Füllhöhe F2 (Abbildung 5.23) zu beobachten. Zudem muss beachtet werden, dass durch dieses Phänomen der Sensor p1 bei Translation über einen längeren Zeitraum ohne Wasserkontakt ist als bei Rotation. Somit kann hier die Sensitivität der Sensoren gegenüber Luftkontakt, wie in Kapitel 2.2.2 erläutert, einen größeren Einfluss haben und zu falschen Druckminima führen. Bei beiden Füllhöhen sind zudem die Druckpeaks zu den Zeitpunkten $T/T_0 = 0,25$ und $T/T_0 = 0,75$ an Punkt p3 bei translatorischer Anregung höher. Bei Rotation ist in diesen Momenten die maximale Neigung des Behälters erreicht, die Schwerkraft wirkt somit in Richtung der jeweiligen unteren Behälterecke. Bei der Translation hingegen überlagern sich die Phänomene aus der Beschleunigung des Behälters, die das Wasser in Richtung der Seitenwände strömen lässt, und die Wirkung der Erdbeschleunigung, die zum Überschlag der Wasserfront führt, die somit auf den Sensor p3 einschlägt.

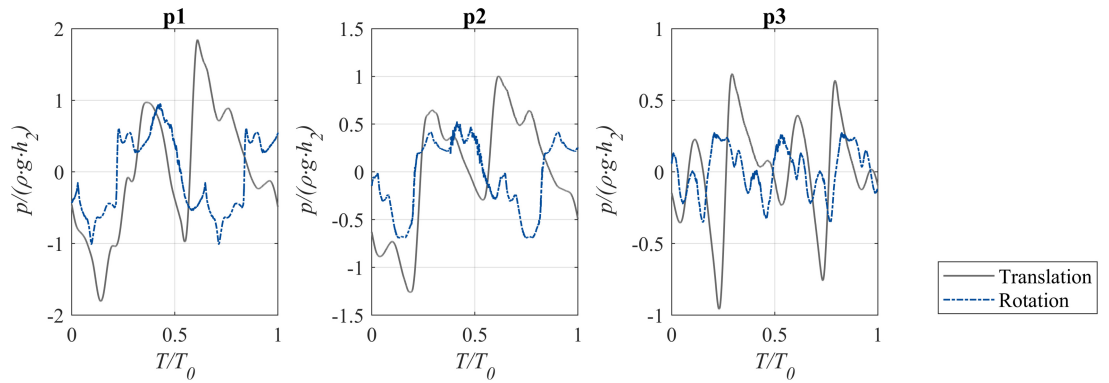


Abbildung 5.22: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

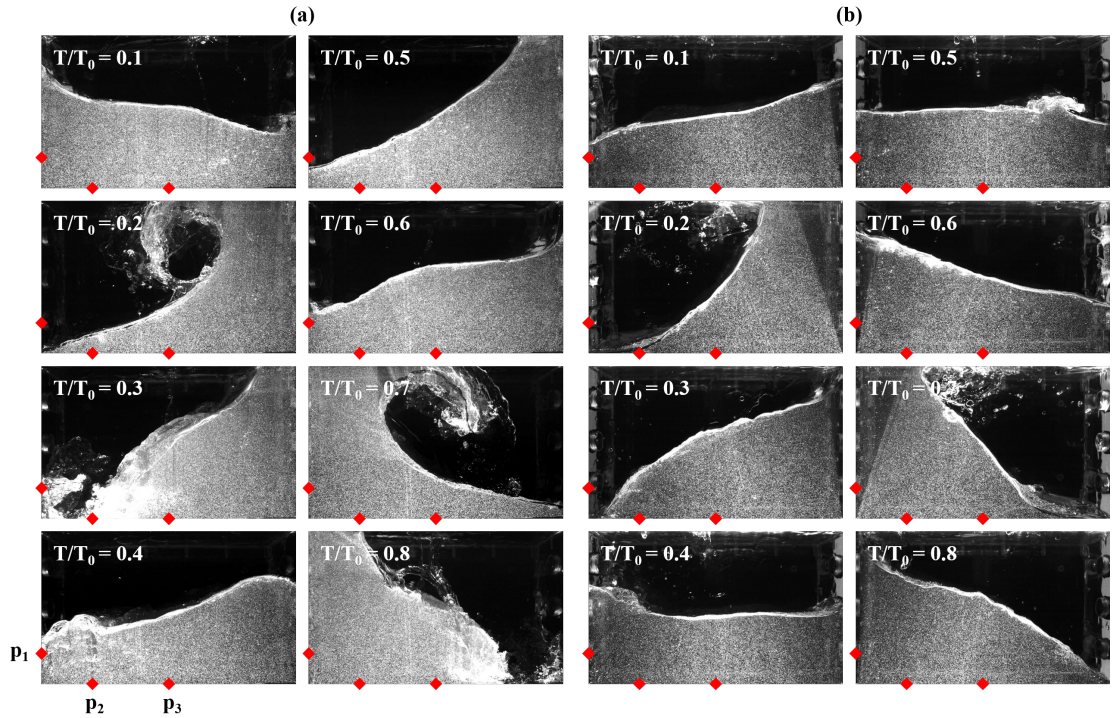


Abbildung 5.23: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB ohne Einbauten.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

5.3.2 Behälter mit vertikalen Trennwänden

Bei den Untersuchungen mit vertikalen Trennwänden traten keine Wechselsprünge oder Flüssigkeitseinschläge an der Behälterdecke auf, da die Trennwände die Strömung stark dämpfen. Dennoch wird auch hier das „Nachschwappen“ zur rechten Behälterseite ab $T_0 = 0,5$ bei Translation deutlich, welches sich in einer diagonal ausgerichteten Wassergrenzfläche zeigt, während diese bei Rotation im Bereich $T_0 = 0,4$ bis $0,6$ nahezu horizontal ausgerichtet ist (Abbildungen 5.25 und 5.27). Auch in den Druckverläufen zeigt sich eine Verschiebung der Peaks bei p1 und p2 von $T_0 = 0$ und $0,5$ bei Rotation zu $0,9$ bei Translation. Zudem fällt im Druckverlauf an Position p1 bei Füllhöhe F1 und Translation ein starker Druckabfall für $T/T_0 = 0$ bis $0,5$ auf, der bei Rotation nicht so ausgeprägt ist, da bei translatorischer Anregung dieser Sensor bei so niedriger Füllhöhe in diesem Zeitraum durchgängig ohne Wasserkontakt ist. Generell mindern die Trennwände die Unterschiede zwischen Translation und Rotation und somit den Fehler, der bei Untersuchung der Behälter unter Verwendung des Schwenkmodells entsteht.

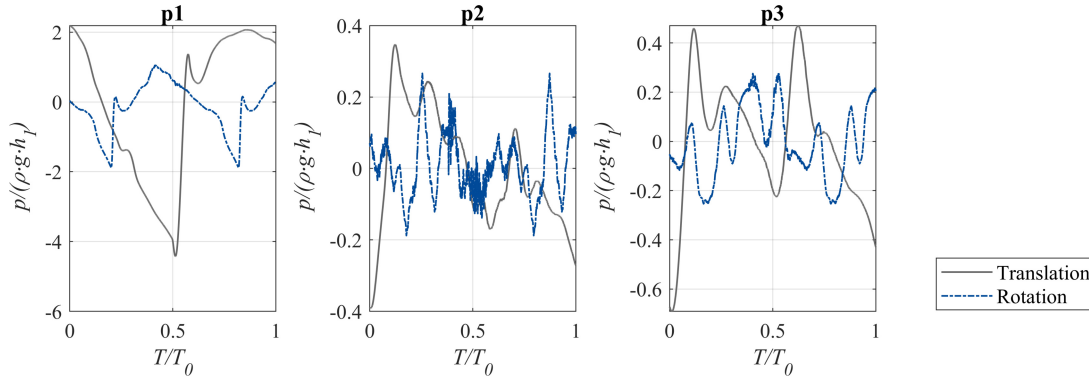


Abbildung 5.24: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

5.3.3 Realgeometrie

Zur Untersuchung des Anregungseinflusses bei der Realgeometrie wurden Simulationen mit dem in Kapitel 4.2.1 beschriebenen, sinusähnlichen Schwenkprofil und der äquivalenten Beschleunigung durchgeführt. Durch die komplexe Innengeometrie aus durchbrochenen Trennwänden wurde die Behälterinnenströmung stark gedämpft, sodass sich die Druckprofile beider Anregungen überwiegend in ihre Amplitude unterscheiden (Abbildung 5.28). Im folgenden Kapitel 6.4 wurde der Einfluss der Anregung auch im durchströmten Behälter simulativ untersucht, um die Eignung des Schwenkmodells abschließend zu beurteilen. Basierend auf den Ergebnissen am abgeschlossenen Behälter ohne Durchströmung kann geschlossen werden, dass bei komplexen Trennwandstrukturen die Form der Anregung keinen starken Einfluss hat. Auch bei konstanten Beschleuni-

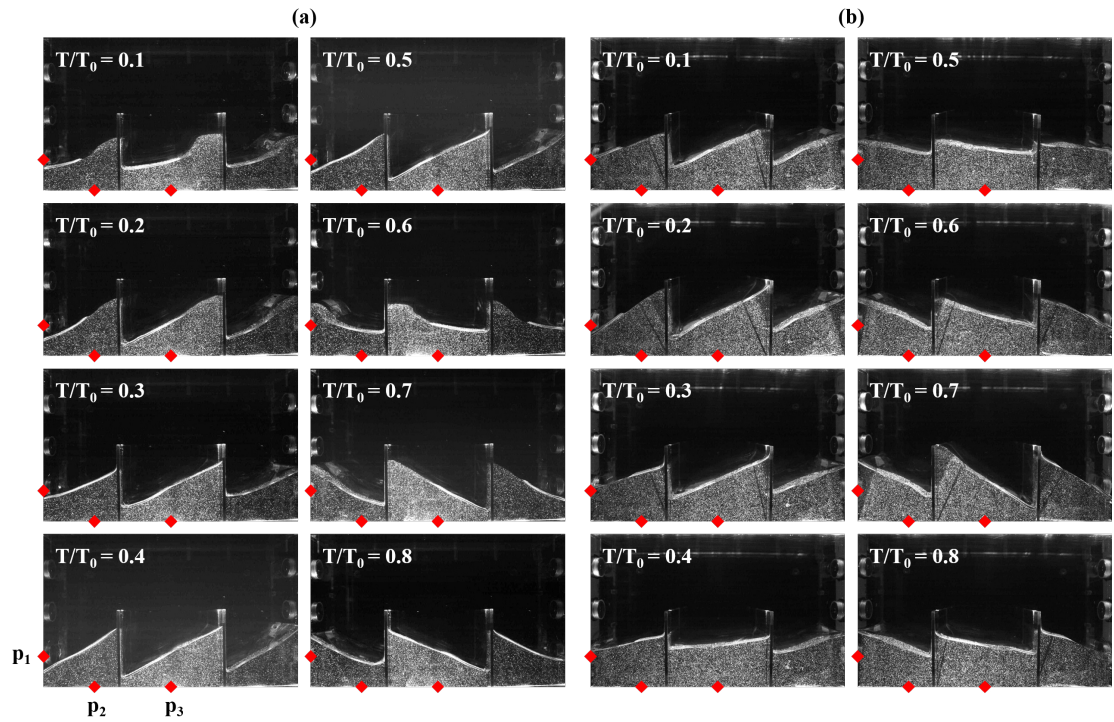


Abbildung 5.25: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden.

(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.

Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

ungen bzw. Schwenkwinkeln ist der Einfluss gering. Bei zeitlich veränderlichen Beschleunigungsprofilen, wie sie in realen Fahrmanövern auftreten, und Behältern ohne Einbauten kann die Modellierung der Behälterbewegung über das Schwenkmodell nicht zur Beurteilung der Phasenverteilung im Behälter genutzt werden, bei stark unterteilten Behältern kann dieses Modell gute Erkenntnisse liefern.

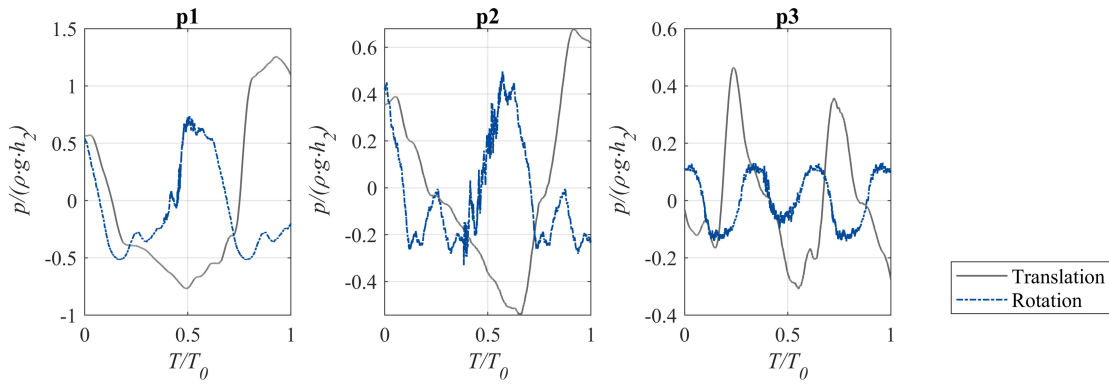


Abbildung 5.26: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

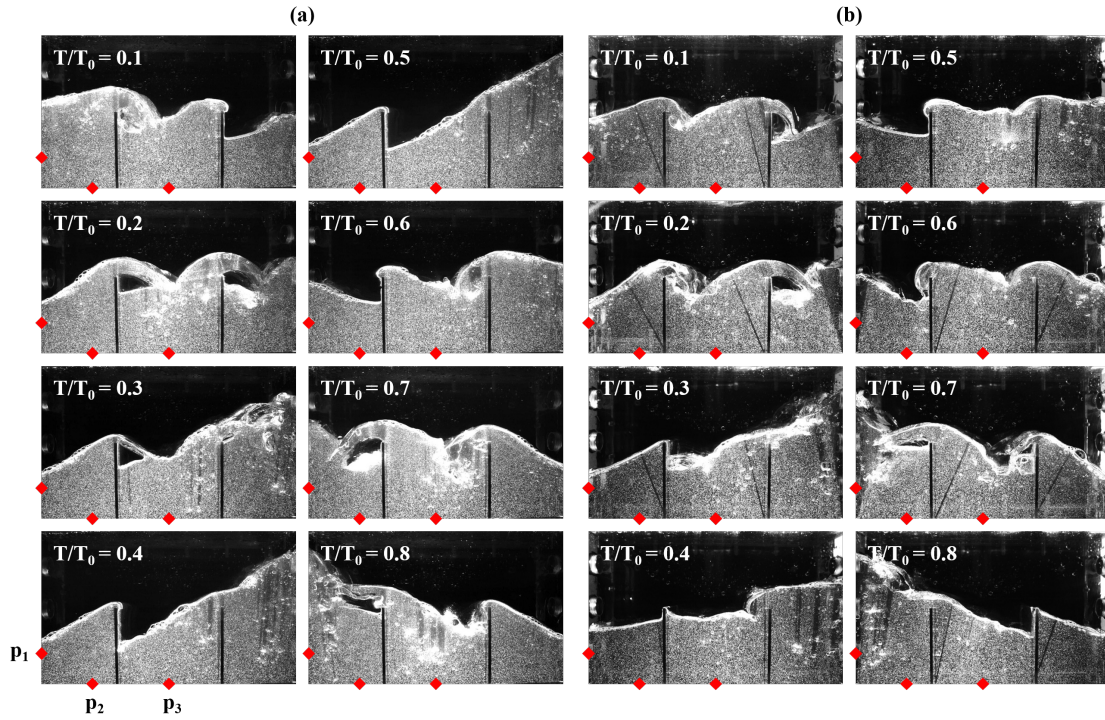


Abbildung 5.27: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 3 und AGB mit vertikalen Trennwänden.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

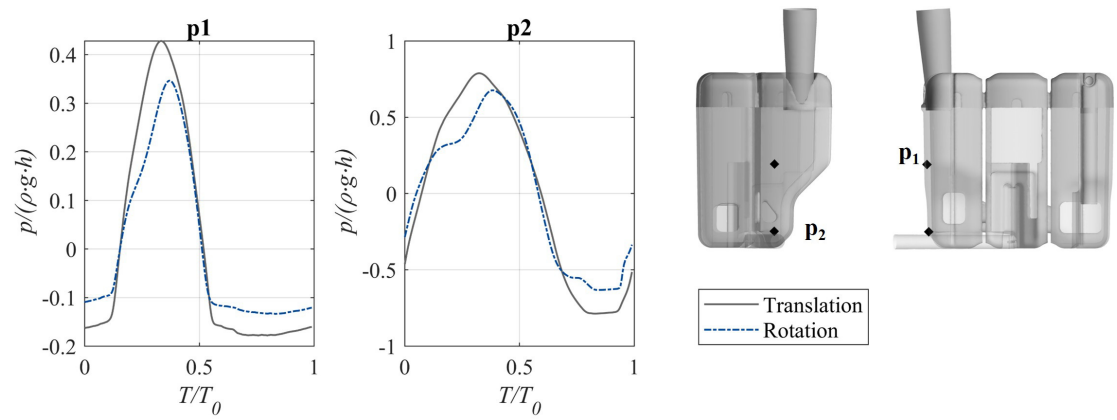


Abbildung 5.28: Druckverlauf an zwei Sensorpositionen für die Realgeometrie. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)
Die Position der Drucksensoren ist in der Skizze markiert.

Kapitel 6

Ergebnisse der Untersuchungen des durchströmten Behälters

Im Folgenden werden Ergebnisse der numerischen und experimentellen Untersuchung des durchströmten Behälters diskutiert. Hierbei liegt der Fokus auf der Realgeometrie. Das Simulationssetup und Netz sind in Kapitel 4.2 beschrieben.

Zur Identifikation der Phänomene, die zum Lufteintrag führen, wurde der Behälter bei verschiedenen konstanten Füllständen und unterschiedlichen statischen Kippwinkeln durchströmt. Zudem wurde basierend auf den Erkenntnissen zum Lufteintrag die Innengeometrie des Behälters variiert, um die getroffenen Annahmen zum Lufteintrag zu belegen. Abschließend wurden Simulationen zur Übertragung der in Kapitel 5.3 getroffenen Erkenntnisse über den Einfluss der Anregung auf den Lufteintrag durchgeführt. In Abbildung 6.1 ist die simulierte Behälterdomain dargestellt und es wird ein Überblick über die durch die Trennwände entstehenden Kammern gegeben. Die Pfeile markieren die Hauptströmungsrichtung zwischen den Kammern. Die markante Struktur in Kammer 6 stellt den in diesem Prototypen geplanten Füllstandssensorblock dar, der im Fahrzeug-einsatz Warnmeldungen zur Füllmenge im Kühlmittelbehälter abgibt.

Für die experimentellen Untersuchungen wurde der in Kapitel 4.1.2 beschriebene *dynamische Prüfstand* genutzt. Dabei wurden sowohl der Volumenstrom im reduzierten Kreislauf als auch der Gasvolumenanteil direkt hinter dem Behälterauslassstutzen bestimmt. Dabei ist anzumerken, dass der Messbereich des Ultraschallsensors vom Hersteller auf einen Gasvolumenanteil im Messquerschnitt von 0,6 bis 16,0 % voreingestellt wurde, was einem Luftblasendurchmesser von 1,2 bis 6,0 mm entspricht. Da in früheren Untersuchungen von Kühlmittelausgleichsbehältern Luftblasen bis maximal 2,5 mm beobachtet wurden, schien dies ein geeigneter Wertebereich zu sein. Es zeigte sich jedoch, dass in den aktuellen Untersuchungen in einigen Konfigurationen durch Blasenschwärme und koaleszierende Blasen deutlich höhere Gasvolumenanteile auftraten. Abbildung 6.2 zeigt eine Momentaufnahme der Strömung in Sensornähe bei aufrechtstehendem Behälter mit einer Füllmenge von 640 ml, in der deutlich zu sehen ist, dass die Luftgebiete der auftretenden Pfropfenströmung nahezu den kompletten Schlauchdurchmesser einnehmen und somit jenseits des messbaren Bereiches liegen. Dies wird in der folgenden Auswertung an den entsprechenden Stellen weiter diskutiert.

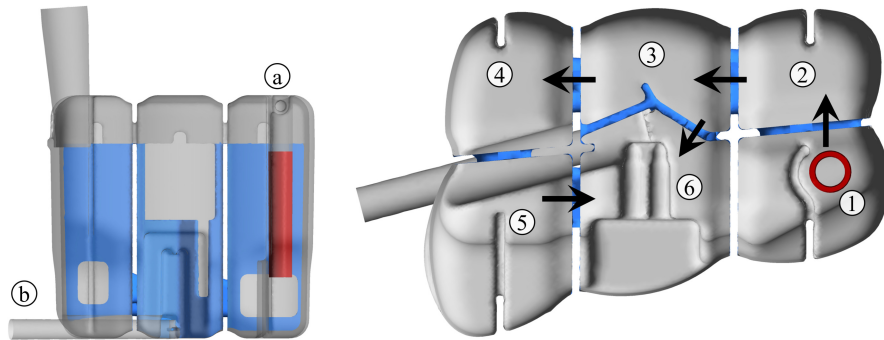


Abbildung 6.1: Innenvolumen der Realgeometrie. Die Trennwände sind blau markiert, das Einlassfallrohr rot. Die einzelnen Kammern sind für eindeutige Auswertung nummeriert.
(a) Einlass, (b) Auslass

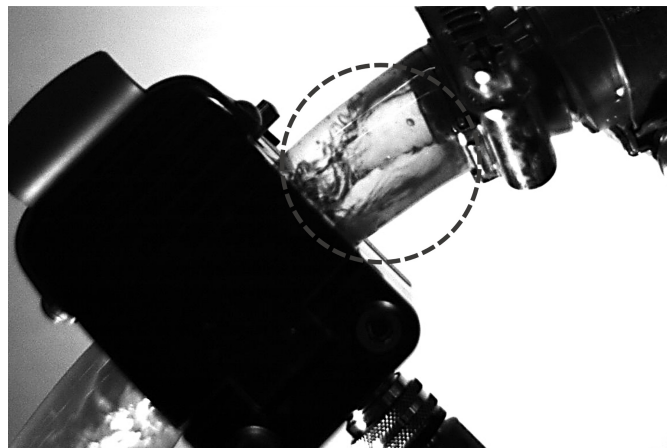


Abbildung 6.2: Pfropfenströmung am Behälterauslass bei einer Füllmenge von 640 ml. Links im Bild befindet sich der Ultraschallsensor.

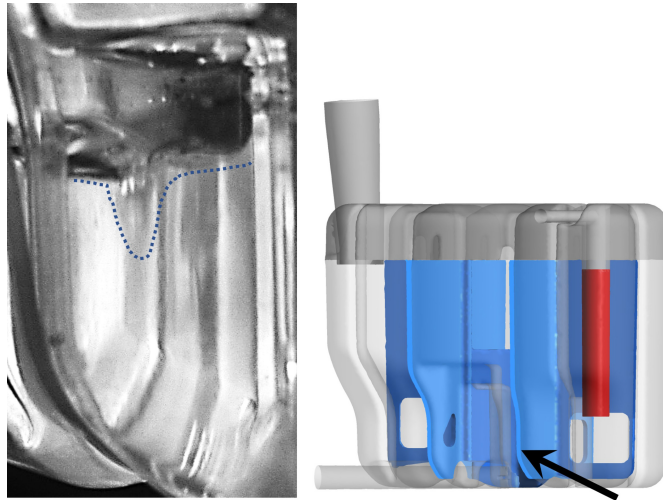


Abbildung 6.3: Aufnahme des Wirbeltrichters in Kammer 6 bei einer Füllmenge von 720 ml. Die Skizze zeigt den Blickwinkel der Aufnahme.

Zudem wurden optische Aufnahmen der Strömungsvorgänge getätigt. Aufgrund der verrundeten Form und nicht vollständig gegebener Transparenz der Behälterwände war es nicht möglich, einen Laserlichtschnitt zu nutzen, sodass die Aufnahmen weniger klar als bei der Vergleichsgeometrie sind. Der Behälter wurde mit einem mittleren Volumenstrom von $0,44 \text{ m}^3/\text{h}$ durchströmt. Als Ausgangsbasis dienen die Ergebnisse im aufrechten Behälter, der mit 1030 ml Wasser gefüllt wurde. Dies entspricht der im Auslegungsprozess des AGB festgelegten Füllmenge *Warnvolumen*. Ausgehend von diesem Fall wurde zum einen die Füllmenge bei aufrechtem Behälter reduziert, bis ein Lufteintrag in das Auslassrohr zu erkennen war. Zum anderen wurde bei Beibehaltung der Füllmenge der Behälter um 45° in verschiedene Richtungen geneigt, um den Einfluss von Längs- und Querbeschleunigung zu modellieren und kritische Fahrzustände zu ermitteln.

6.1 Einfluss der Füllhöhe

Beim durchströmten Behälter mit der Füllmenge *Warnvolumen* wurde keine Luft in den Kreislauf eingetragen, es konnte jedoch der Ansatz eines Wirbeltrichters an der Wasseroberfläche in Kammer 6 beobachtet werden. Bei niedrigeren Ausgangsfüllhöhen entwickelte sich dieser zu einem luftziehenden Wirbel, der zu einem Luftblaseneintrag im Auslassrohr führte. Messtechnisch ließ sich dieser Wirbel aufgrund der schlechten optischen Zugänglichkeit nicht quantitativ erfassen, Abbildung 6.3 zeigt jedoch eine Momentaufnahme des Wirbeltrichters. Auch in den Simulationsergebnissen lässt sich bei allen untersuchten Füllhöhen ein Wirbelzentrum über dem Ansatz des Auslassrohres erkennen, welches aus der Umströmung der Trennwände und des Sensorblocks resultiert. Dazu wurden die in Abbildung 6.4 die Stromlinien des Wassers und Isoflächen des Q -Kriteriums für eine Füllmenge von 1030 ml dargestellt. Das Q -Kriterium ist nach

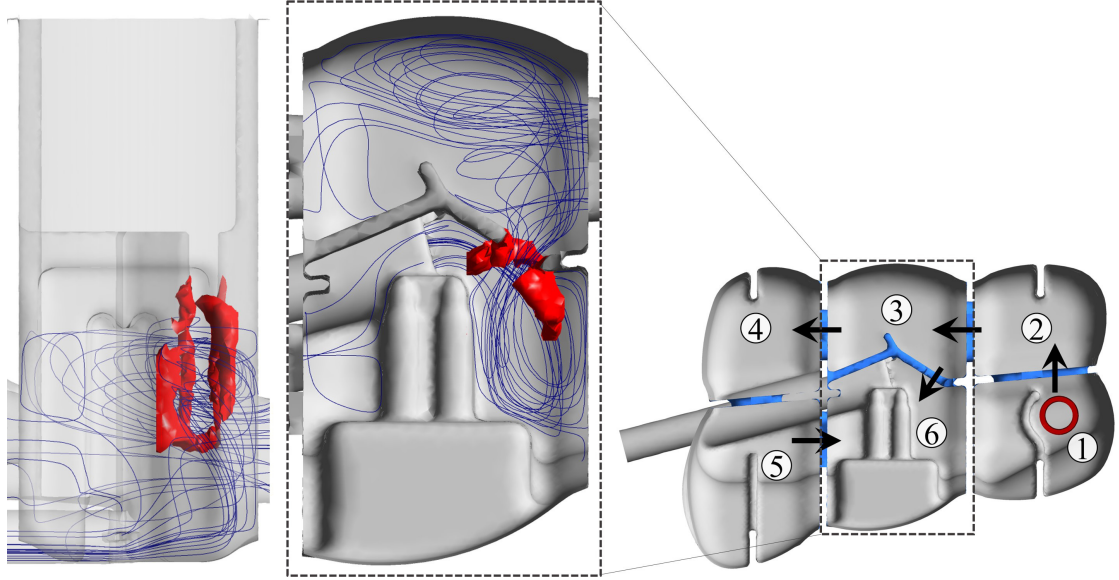


Abbildung 6.4: Verlauf der Stromlinien (blau) in Kammer 3 und 6 in Frontalansicht und Draufsicht für eine Füllmenge von 1030 ml. In rot sind die Isoflächen für $Q = 127 \text{ l/s}$ dargestellt.

[Fröhlich, 2006] wie folgt definiert

$$Q = \frac{1}{2}(\Omega_{ij}\Omega_{ij} - S_{ij}S_{ij}) = -\frac{1}{2}\frac{\partial u_i}{\partial x_j}\frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (6.1)$$

wobei S_{ij} und Ω_{ij} für den symmetrischen und den anti-symmetrischen Teil des Geschwindigkeitsgradiententensors

$$g_{ij} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (6.2)$$

stehen. Wirbelstrukturen sind durch positive Werte von Q gekennzeichnet.

Ein Eintrag von Luftblasen in das Auslassrohr wurde im Experiment ab etwa 720 ml Füllmenge beobachtet. Bei einem weiteren Absenken der initialen Füllhöhe von nur wenigen Millimetern schlägt die Strömung schlagartig in eine Pfropfen-/Schwallströmung um, bei der der Auslassquerschnitt zeitweise komplett mit Luft gefüllt ist (siehe auch Abbildung 6.2). Dieses Verhalten wurde auch in den Simulationen wiedergegeben. Zwar konnte der genaue Luftanteil der Strömung bei 640 ml Füllmenge im Experiment aufgrund des begrenzten Messbereichs des Sensors nicht bestimmt werden, der Umschlag des Strömungsprofils ist jedoch deutlich zu erkennen. Die Beobachtungen und Luftanteile für die untersuchten Füllmengen sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst. Abbildungen 6.5-6.6 zeigen die Lage der Wassergrenzfläche bei den zwei niedrigeren Füllhöhen, wobei die Simulationsergebnisse gut mit den Aufnahmen am Prüfstand übereinstimmen. Neben dem Lufteintrag durch den Wirbel in Kammer 6 wurde beobachtet, dass der Wasserstand in dieser Kammer während der Strömung deutlich niedriger als in den übrigen

Füllhöhe	Füllmenge	Beobachtungen	max. Luftanteil	
			Experiment	Simulation
70 mm	1030 ml	Wirbelansatz in Kammer 6 zu erkennen, kein Luftmitriss	0 %	0 %
50 mm	720 ml	Wirbeltrichter zu erkennen, leichter Blasenmitriss	3,4 %	7,5 %
45 mm	640 ml	starker Lufteintrag, Pfropfen-/Schwallströmung	16,0 %	81,0 %

Tabelle 6.1: Übersicht über die untersuchten Füllhöhen und die auftretenden Phänomene.

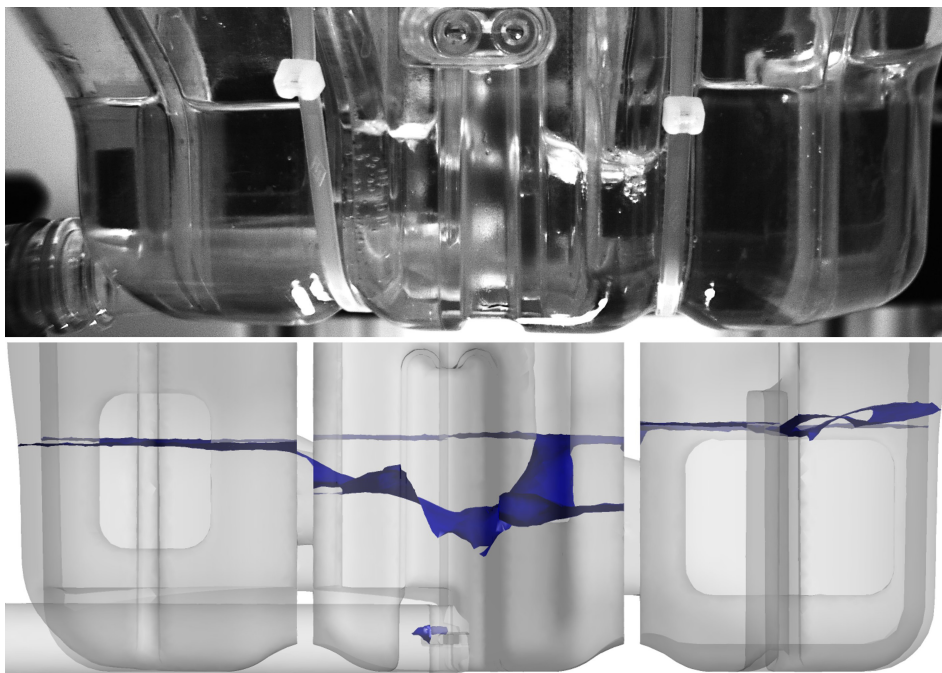


Abbildung 6.5: Aufnahme der Wassergrenzfläche in Frontalansicht nach 4,5s Strömung bei einer Füllmenge von 720 ml.
Oben: Experiment, unten: Simulation.

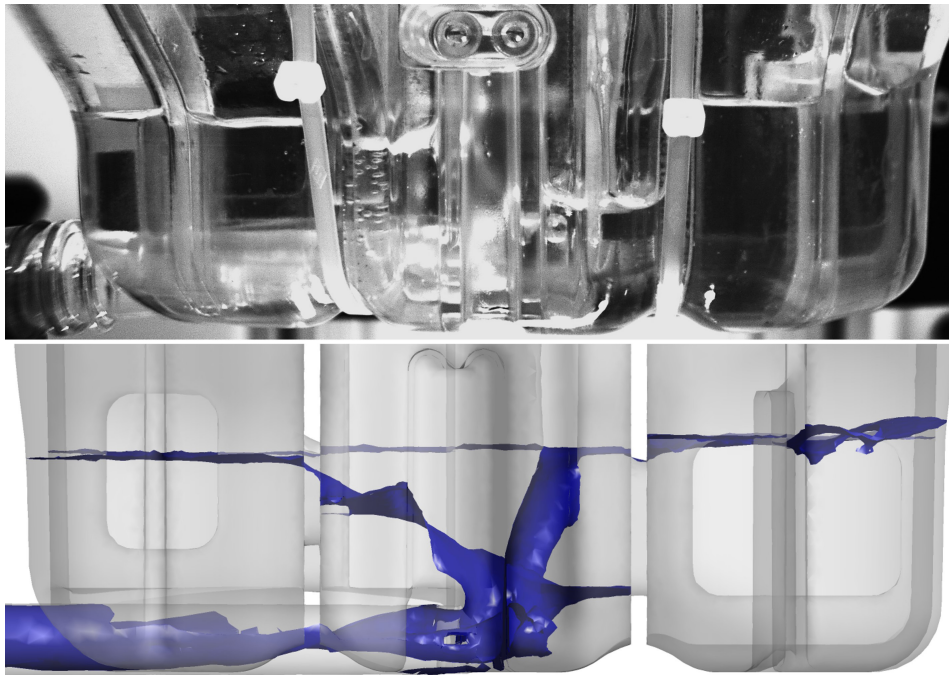


Abbildung 6.6: Aufnahme der Wassergrenzfläche in Frontalansicht nach 1,5 s Strömung bei einer Füllmenge von 720 ml.
Oben: Experiment, unten: Simulation.

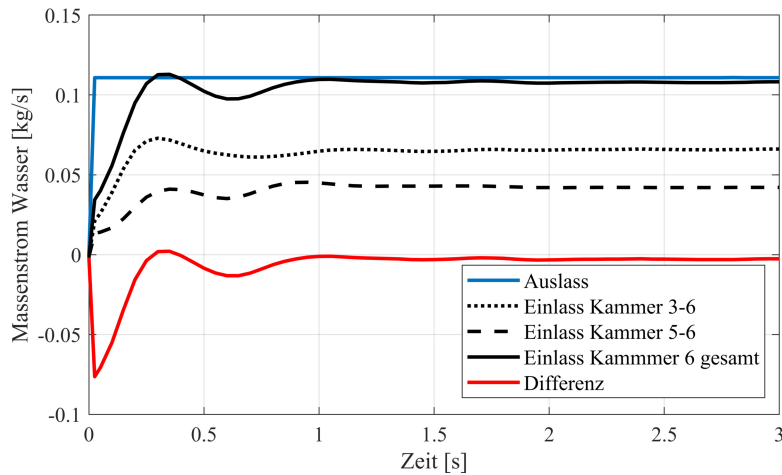


Abbildung 6.7: Bilanzierung des Massenstroms durch Kammer 6 für eine Füllmenge von 1030 ml.

Kammern war. Eine Erklärung dieses Phänomens konnte in den Simulationsergebnissen gefunden werden. Dazu wurden die Wasser-Massenströme zwischen den einzelnen Kammern ausgewertet (Abbildung 6.7). Es zeigt sich, dass zu Beginn der Strömung weniger Flüssigkeit in die Kammer gelangt als ihr entzogen wird, da sich die Strömung durch die vorhergehenden Kammern langsamer ausbildet als die Strömung am Auslass. Dieses Ungleichgewicht entfällt im Laufe der Strömung. Somit bildet sich zu Beginn des Durchströmens ein niedriges Flüssigkeitsniveau aus, dass im weiteren Verlauf auf einem konstanten Level bleibt. Somit lässt sich der Lufteintrag für diesen Behälter als Überlagerung zweier Phänomene (niedrige lokale Füllhöhe und luftziehender Wirbel) erklären.

6.2 Einfluss des Neigungswinkels

Um den Einfluss des Fahrprofils auf den Lufteintrag zu untersuchen, wurde der durchströmte Behälter um 45° in vier verschiedene Richtungen geneigt, die die Fahrzustände Bremsen, Beschleunigen sowie die Querbeschleunigung bei Links- und Rechtskurven mit jeweils $1\,g$ nachzubilden. Die numerischen und experimentellen Untersuchungen wurden jeweils bei der Füllmenge *Warnvolumen* durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.2 zusammengefasst. Während die Fahrzustände *Bremsen*, *Links-* und *Rechtskurve* keinen bzw. nur geringen Lufteintrag zeigen, tritt bei der Modellierung des Fahrzustands *Beschleunigung* ein starker, schwallartiger Lufteintrag auf, der aufgrund der Kalibrierung des Ultraschallsensors jenseits des messbaren Bereiches liegt, der zu Beginn von Kapitel 6 beschrieben ist.

Wie sich an den Simulationsergebnissen in Abbildung 6.8 erkennen lässt, unterscheidet sich für die verschiedenen Neigungswinkel die Lage der Wassergrenzfläche in der Auslasskammer 6. Zusammen mit dem beobachteten Absinken des Wasserpegels in dieser

Fahrzustand	Beobachtungen	max. Luftanteil	
		Experiment	Simulation
Linkskurve	kein Lufteintrag	0 %	0 %
Bremsen	Äußerst geringer Lufteintrag	0,1 %	0,7 %
Rechtskurve	Geringer Lufteintrag	1,1 %	2,1 %
Beschleunigung	Starker Lufteintrag	16,0 %	28 %

Tabelle 6.2: Übersicht über die untersuchten Neigungswinkel und die auftretenden Phänomene.

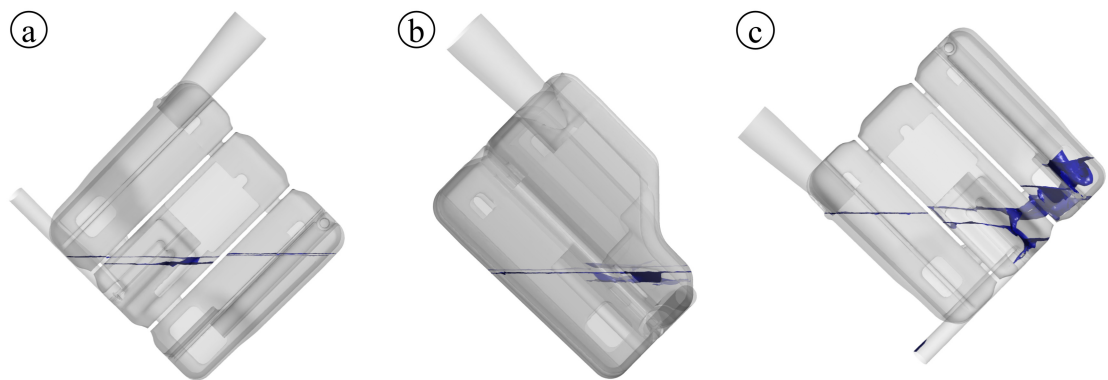


Abbildung 6.8: Simulation der Lage der Wassergrenzfläche nach 1,5 s Strömung bei um 45° geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.

a) Bremsen, b) Rechtskurve, c) Beschleunigung

Kammer führt dies im Fall *Rechtskurve* zu einem Mitriss von Luftblasen bzw. im Fall *Beschleunigung* zur Ausbildung eines luftziehenden Wirbels aufgrund der Umströmung der Trennwände und des sehr geringen Abstands von Wassergrenzfläche zum Auslassrohr. Die Simulationen bilden diese Tendenz sehr gut ab, auch wenn ein quantitativer Vergleich des Luftanteils im kritischen Fall *Beschleunigung* nicht möglich ist.

Abschließend lassen sich vier Ursachen für einen Eintrag von Luft in den Kühlkreislauf definieren, die auf der Behältergeometrie und der daraus resultierenden Strömungsführung basieren:

- Blasenmitriss vom Behältereinlass, bspw. durch zu kurzes Tauchrohr
- niedrige (lokale) Füllhöhe
- Wirbelbildung durch Umströmung von Trennwänden
- hohe Strömungsgeschwindigkeiten durch Querschnittsverengung

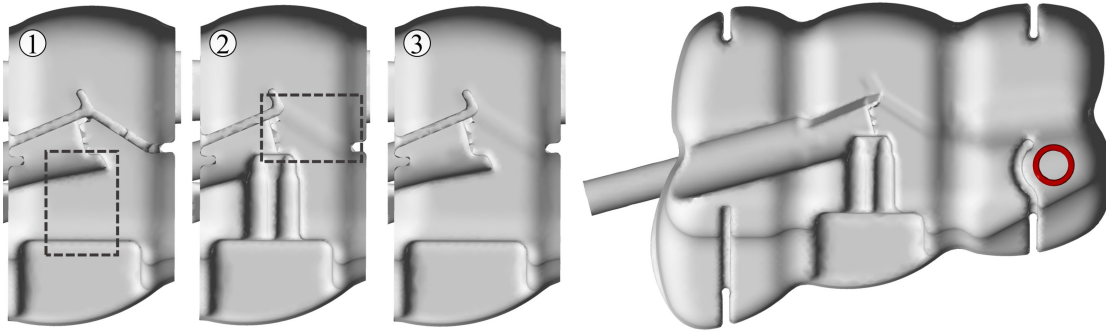


Abbildung 6.9: Variationen der Trennwand (1-3) sowie AGB ohne Einbauten (rechts). Geometrie 1: Entfernung des Sensorblocks, Geometrie 2: Vergrößerung des Trennwanddurchbruchs, Geometrie 3: Kombination aus 1 und 2.

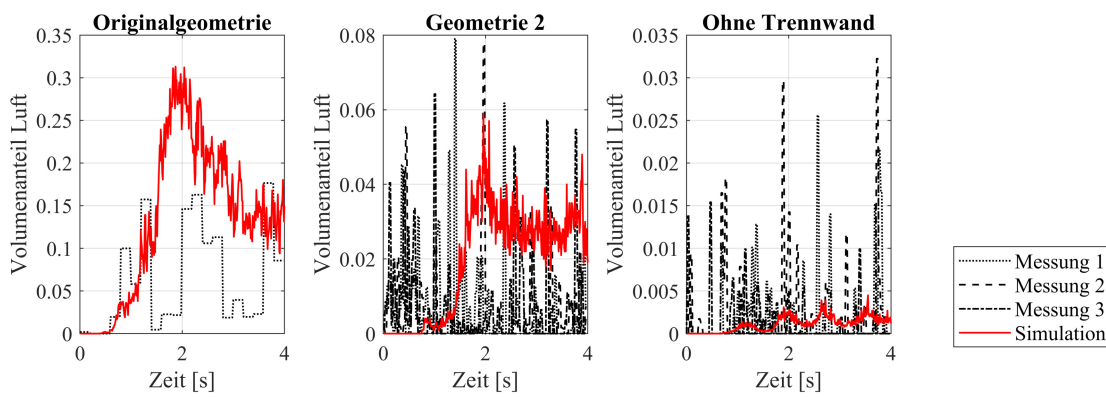


Abbildung 6.10: Lufteintrag verschiedener Behältergeometrien im Zeitverlauf bei um 45° geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.

6.3 Einfluss der Behälter-Innengeometrie

Basierend auf den Erkenntnissen von Kapitel 6.1 und 6.2 wurden Variationen der Trennwände der Realgeometrie erstellt und simulativ untersucht. Abbildung 6.9 zeigt die drei abgewandelten Geometrien sowie einen Behälter komplett ohne Trennwände. Von den dargestellten Behältervarianten konnten Geometrie 2 und der AGB ohne Trennwände am Prüfstand umgesetzt und experimentell untersucht werden, um die Simulationsergebnisse zu validieren. Abbildung 6.10 zeigt die zeitlichen Verläufe des Lufteintrags für drei Geometrien. Es wird deutlich, dass die Messdaten durch das stark transiente Verhalten der Strömung im Behälter schwanken, die Tendenzen jedoch durch die Simulationen sehr gut wiedergegeben wurden. Tabelle 6.3 stellt den Mittelwert der in den Experimenten bestimmten maximalen Luftanteile denen in den Simulationen bestimmten gegenüber. Die Simulationen zeigen, dass der eingetragene Luftanteil mit steigender Vereinfachung der Behälterinnengeometrie sinkt, was durch die Experimentaldaten bestätigt wird. Dies wird auch in der Lage der Wassergrenzfläche deutlich, die in Abbildung 6.11 für die simu-

Geometrievariante	max. Luftanteil	
	Experiment	Simulation
Original	16,0 %	31,3 %
Geometrie 1	-	20,4 %
Geometrie 2	7,3 %	5,9 %
Geometrie 3	-	2,2 %
Ohne Trennwand	2,4 %	0,5 %

Tabelle 6.3: Übersicht über die untersuchten Geometrievariationen und den auftretenden Lufteintrag.

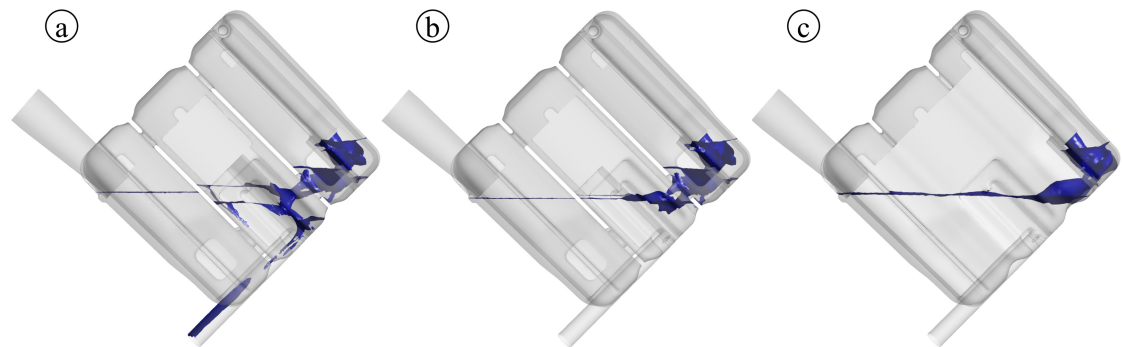


Abbildung 6.11: Simulation der Lage der Wassergrenzfläche verschiedener Behältergeometrien nach 4 s Strömung bei um 45° geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.

a) Original, b) Geometrie 2, c) Ohne Trennwand

lierte Strömung in der Realgeometrie, Geometrie 2 und dem AGB ohne Trennwand dargestellt ist. Durch die offenere Zuströmung zum Auslassrohr bildet sich kein luftziehender Wirbel aus und auch die Kaskadierung der Füllhöhe zwischen den Kammern entfällt, da sich die Massenströme zwischen den Kammern gleichmäßiger ausbilden. Bedingt durch den Messbereich des Sensors ist es zwar nicht möglich, die Simulationen quantitativ zu validieren, es ist jedoch in allen Untersuchungen eine deutliche Unterscheidung von unkritischen (kein bzw. geringer Lufteintrag) und kritischen (Schwallströmung, Ausfall der Pumpenförderung) Fällen zu erkennen, die experimentell und numerisch gut wiedergegeben wird. Da die Kriterien beim Entwurf von Kühlmittelausgleichsbehältern nur äußerst geringe Luftanteile zulassen, sind Strömungssimulationen geeignet, kritische Prototypen bereits früh im Entwurfsprozess zu identifizieren.

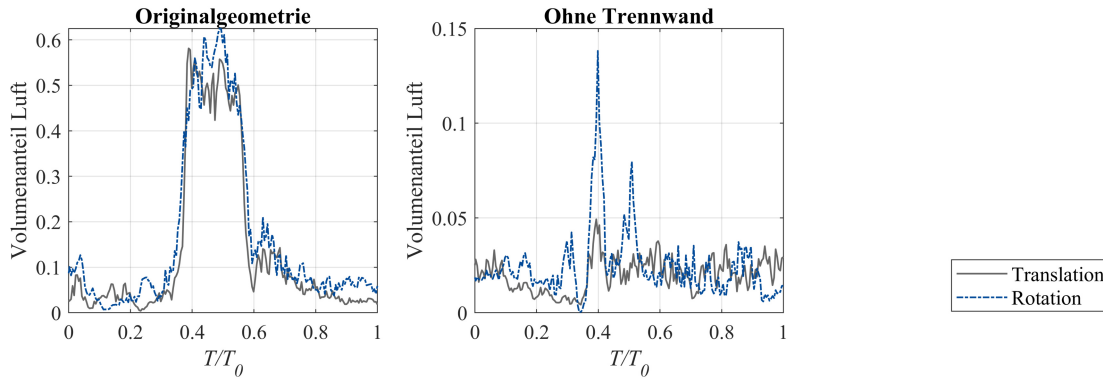


Abbildung 6.12: Lufteintrag verschiedener Behältergeometrien im Zeitverlauf bei dynamisch beschleunigtem und geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.

6.4 Einfluss der Anregung

Um den Einfluss der Behälterbewegung auch im durchströmten AGB zu untersuchen, wurde die Realgeometrie mit und ohne Originaltrennwänden numerisch untersucht. Dafür wurden das in Kapitel 4.2.1 beschriebene, sinusähnliche Schwenkprofil und ein äquivalentes Beschleunigungsprofil genutzt, die Füllmenge betrug 1030 ml. Während der Wegfall der Trennwände den maximal eingetragenen Luftanteil stark verringert, wie bereits in Kapitel 6.3 beschrieben, zeigt das Profil der Behälterbewegung kaum einen Einfluss (Abbildung 6.12). Anders als in Kapitel 5.3 beobachtet, unterscheidet sich selbst beim AGB ohne Trennwände die Lage der Wassergrenzfläche kaum zwischen den verschiedenen Anregungsformen (Abbildung 6.13). Dies kann an der eher runden Gestaltung der Realgeometrie liegen, die eine weniger plötzliche Umlenkung der Strömung beim Kippen bzw. Beschleunigen bewirkt. Somit lässt sich schlussfolgern, dass zur Untersuchung des durchströmten Behälters die Modellierung der Fahrzustände über ein Schwenkmodell geeignet ist.

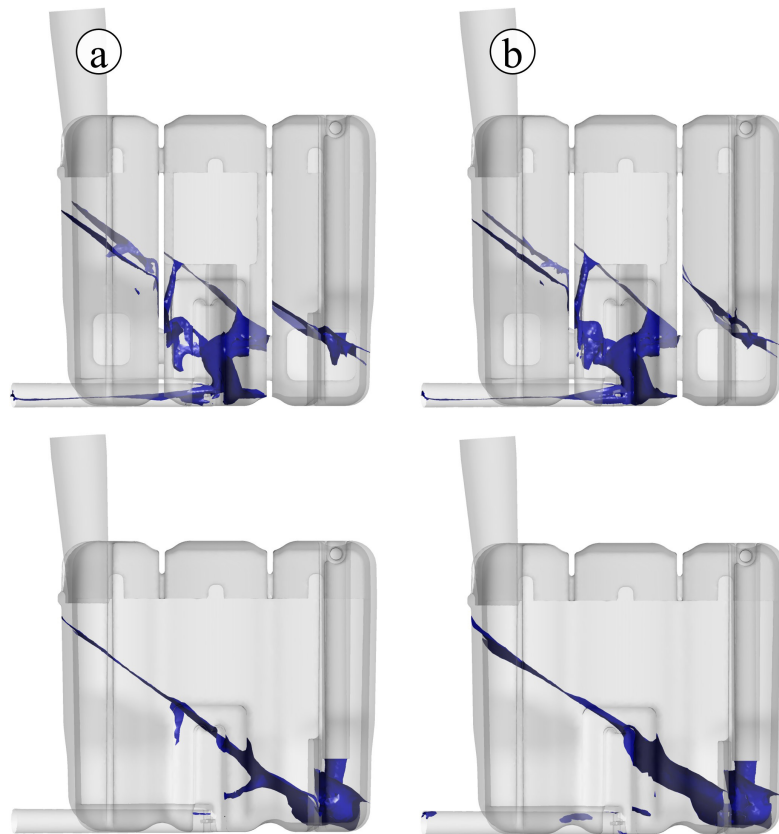


Abbildung 6.13: Lage der Wassergrenzfläche verschiedener Behältergeometrien bei $T/T_0 = 0,4$ bei dynamisch beschleunigtem und geneigtem AGB mit 1030 ml Füllmenge.

a) Translation, b) Rotation

oben: Originalgeometrie, unten: Ohne Trennwand.

Kapitel 7

Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Strömungsphänome in Kühlmittelbehältern von Sportwagen experimentell und numerisch untersucht. Die Ergebnisse können in zwei Abschnitte zusammengefasst werden. Im ersten Abschnitt wurden die Grenzflächenbewegung, Geschwindigkeiten und resultierende Drücke bei für Sportwagen typischen Beschleunigungen untersucht und es konnte festgestellt werden, dass zusätzlich zu den in bisherigen Studien auf dem Gebiet Sloshing beobachteten Phänomenen eine stärkere Verschiebung der Fluidmasse und somit einer Verstärkung der Wellenüberschläge und Lufteinschlüsse auftrat. Obwohl die Frequenzen der Behälteranregung jenseits der jeweiligen kritischen Sloshing-Eigenfrequenz lagen, konnten Phänomene wie Wechsellagerungen und brechende Wellen beobachtet werden, die in den bisherigen Studien nur bei Anregungen nahe der Eigenfrequenz auftraten. Dies kann durch die wesentlich höhere Anregungsamplitude als in den bisherigen Arbeiten erklärt werden.

Die Simulationsergebnisse konnten die experimentell bestimmten Grenzflächenlagen und Geschwindigkeiten sehr gut wiedergeben, während es zu Abweichungen bei den Druckmaxima an den Behälterwänden kam. Dies könnte durch die eingesetzten Drucksensoren bedingt sein und wurde ausführlich, jedoch nicht abschließend diskutiert.

Zudem wurden Untersuchungen zur Validierung des beim Industriepartner genutzten Schwenkmodells durchgeführt. Diese zeigten, dass Modellierung von translatorischen Beschleunigungen durch Schwenkbewegung zu unterschiedlichen Grenzflächenbewegungen der Flüssigkeit im AGB und somit zu voneinander abweichenden Druckverläufen führen. Unter bestimmten Umständen, wie bei zeitlich konstanter Beschleunigung (bzw. konstantem Kippwinkel) oder Verwendung von Trennwänden und anderen Behältereinbauten nehmen diese Unterschiede ab. Die Bewegungsmodellierung über den Schwenkwinkel ist somit nur bei Behältern mit komplexer Innengeometrie zu empfehlen.

Die im zweiten Abschnitt durchgeführten Untersuchungen setzen sich mit den Phänomenen bei durchströmten Behältern auseinander. Es konnte gezeigt werden, dass die Simulationen nicht nur die experimentell bestimmten Phänomene wiedergeben, sondern zudem geeignet sind, die Strömung innerhalb des Behälters und Mechanismen des Lufteintrags detaillierter zu untersuchen als es mit der bisher genutzten Messtechnik möglich ist. So können Massenstrombilanzen innerhalb des Behälters aufgestellt oder Wirbelzentren identifiziert werden, die zum Lufteintrag führen, was im Experiment nur

mit enormem Aufwand umsetzbar wäre. Basierend auf den Untersuchungsergebnissen des durchströmten Behälters konnten Geometrievarianten entwickelt werden, bei denen der Lufteintrag nachweislich reduziert wurde. Es konnte somit gezeigt werden, dass die numerische Strömungssimulation im Entwurfs- und Optimierungsprozess von Kühlmittelausgleichsbehältern und vergleichbaren Behältern nicht nur einen zeitlichen Vorteil, sondern auch Erkenntnisgewinn und gesteigerte Flexibilität mit sich bringt.

Literaturverzeichnis

- [Akyildiz 2012] AKYILDIZ, H.: A numerical study of the effects of the vertical baffle on liquid sloshing in two-dimensional rectangular tank. In: *Journal of Sound and Vibration* 331 (2012), Nr. 1, S. 41–52. – DOI 10.1016/j.jsv.2011.08.002
- [Akyildiz und Erdem Ünal 2006] AKYILDIZ, H. ; ERDEM ÜNAL, N.: Sloshing in a three-dimensional rectangular tank: Numerical simulation and experimental validation. In: *Ocean Engineering* 33 (2006), Nr. 16, S. 2135–2149. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2005.11.001
- [Akyildiz und Ünal 2005] AKYILDIZ, H. ; ÜNAL, E.: Experimental investigation of pressure distribution on a rectangular tank due to the liquid sloshing. In: *Ocean Engineering* 32 (2005), Nr. 11-12, S. 1503–1516. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2004.11.006
- [ANSYS, Inc. a] ANSYS, INC.: *Ansys® CFX: Release 18.2. Solver Modeling Guide*
- [ANSYS, Inc. b] ANSYS, INC.: *Ansys® CFX: Release 18.2. Solver Theory Guide*
- [Ardakani und Bridges 2011] ARDAKANI, H. A. ; BRIDGES, T. J.: Shallow-water sloshing in vessels undergoing prescribed rigid-body motion in three dimensions. In: *Journal of Fluid Mechanics* 667 (2011), S. 474–519. – DOI 10.1017/S0022112010004477
- [Barre et al. 2002] BARRE, S. ; BONNET, J.-P. ; GATSKI, T. B. ; SANDHAM, N. D.: Compressible, High Speed Flows. Version: 2002. In: LAUNDER, B. E. (Hrsg.) ; SANDHAM, N. D. (Hrsg.): *Closure strategies for turbulent and transitional flows*. Cambridge: Cambridge University Press, 2002. – DOI 10.1017/CBO9780511755385.021, S. 522–581
- [Bateman et al. 2006] BATEMAN, A. ; GRANADOS, A. ; MEDINA, V. ; VELASCO, D. ; NALESSO, M.: Experimental procedure to obtain 2D time-space high-speed water surfaces. In: ALVES, E. C. T. L. (Hrsg.) ; FERREIRA, R. M. L. (Hrsg.): *River flow 2006*. London [u.a.]: Taylor & Francis, 2006 (Balkema - proceedings and monographs in engineering, water and earth sciences), S. 1879–1888
- [Ben Hadj Ali 2014] BEN HADJ ALI, A.: *Entwicklung eines CFD-Modells für Wasserabscheidung an einer gegengerichteten Wasser-Luft Schichtenströmung*, Universität Stuttgart, Dissertation, 2014
- [Bouabidi et al. 2016] BOUABIDI, A. ; DRISS, Z. ; CHERIF, N. ; ABID, M. S.: Computational investigation of the external excitation frequency effect on liquid sloshing phenomenon. In: *WSEAS Transactions on Fluid Mechanics* 11 (2016), S. 1–9

- [Bouscasse et al. 2013] BOUSCASSE, B. ; ANTUONO, M. ; COLAGROSSI, A. ; LUGNI, C.: Numerical and Experimental Investigation of Nonlinear Shallow Water Sloshing. In: *International Journal of Nonlinear Sciences and Numerical Simulation* 14 (2013), Nr. 2, S. 123–138. – DOI 10.1515/ijnsns-2012-0100
- [Brinkmann 2005] BRINKMANN, B.: *Seehäfen*. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag, 2005. – DOI 10.1007/b138397
- [Brizzolara et al. 2009] BRIZZOLARA, S. ; SAVIO, L. ; VIVIANI, M.: Comparison of experimental and numerical sloshing loads in partially filled tanks. In: SOARES, C. G. (Hrsg.): *Analysis and design of marine structures*. Boca Raton, Fla: CRC/Balkema, 2009, S. 13–26
- [Bulian et al. 2014] BULIAN, G. ; BOTIA-VERA, E. ; SOUTO-IGLESIAS, A.: Experimental sloshing pressure impacts in ensemble domain: Transient and stationary statistical characteristics. In: *Physics of Fluids* 26 (2014), Nr. 3, S. 032102. – DOI 10.1063/1.4866315
- [Bürgisser 1999] BÜRGISSER, M.: *Numerische Simulation der freien Wasseroberfläche bei Ingenieurbauten*. Zürich: Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich, 1999
- [Caruso et al. 2014] CARUSO, G. ; CRISTOFANO, L. ; NOBILI, M. ; DI VITALE MAIO, D.: Experimental investigation of free surface vortices and definition of gas entrainment occurrence maps. In: *Journal of Physics: Conference Series* 501 (2014), S. 012019. – DOI 10.1088/1742-6596/501/1/012019
- [Celebi und Akyildiz 2002] CELEBI, M. S. ; AKYILDIZ, H.: Nonlinear modeling of liquid sloshing in a moving rectangular tank. In: *Ocean Engineering* 29 (2002), Nr. 29, S. 1527–1553
- [Chen und Xue 2018] CHEN, Y. ; XUE, M.-A.: Numerical Simulation of Liquid Sloshing with Different Filling Levels Using OpenFOAM and Experimental Validation. In: *Water* 10 (2018), Nr. 12, S. 1752. – DOI 10.3390/w10121752
- [Chen et al. 2009] CHEN, Y. G. ; DJIDJELI, K. ; PRICE, W. G.: Numerical simulation of liquid sloshing phenomena in partially filled containers. In: *Computers & Fluids* 38 (2009), Nr. 4, S. 830–842. – DOI 10.1016/j.compfluid.2008.09.003
- [Cho et al. 2017] CHO, I. H. ; CHOI, J.-S. ; KIM, M. H.: Sloshing reduction in a swaying rectangular tank by an horizontal porous baffle. In: *Ocean Engineering* 138 (2017), S. 23–34. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2017.04.005
- [Choi et al. 2010] CHOI, H. I. ; CHOI, Y. M. ; KIM, H. Y. ; KWON, S. H. ; PARK, J. S. ; LEE, K. H.: A Study on the Characteristics of Piezoelectric Sensor in Sloshing Experiment. In: *Proceedings of the Twentieth (2010) International Offshore and Polar Engineering Conference*. Cupertino, Calif.: ISOPE, 2010, S. 231–236

- [Colagrossi et al. 2010] COLAGROSSI, A. ; LUGNI, C. ; BROCCINI, M.: A study of violent sloshing wave impacts using an improved SPH method. In: *Journal of Hydraulic Research* 48 (2010), Nr. S1, S. 94–104. – DOI 10.1080/00221686.2010.9641250
- [Delorme et al. 2007] DELORME, L. ; CELIGUETA, M. A. ; OÑATE, E. ; SOUTO-IGLESIAS, A.: Pressure measurement in 2D sloshing simulations with SPH: Presentation. In: CRESPO, A. J. C. (Hrsg.) ; GÓMEZ-GESTEIRA, M. (Hrsg.) ; SOUTO-IGLESIAS, A. (Hrsg.) ; DELORME, L. (Hrsg.) ; GRASSA, J. M. (Hrsg.): *SPHERIC – Smoothed Particle Hydrodynamics European Research Interest Community*, 2007
- [Domfeh et al. 2020] DOMFEH, M. K. ; GYAMFI, S. ; AMO-BOATENG, M. ; ANDOH, R. ; OFOSU, E. A. ; TABOR, G.: Free surface vortices at hydropower intakes: – A state-of-the-art review. In: *Scientific African* 8 (2020), S. e00355. – DOI 10.1016/j.sciaf.2020.e00355
- [Ercolanelli et al. 2018] ERCOLANELLI, J. ; LE BOULLUEC, M. ; SCOLAN, Y.-M. ; BARBIT, A. ; MAGALDI, P.: Experimental and numerical investigation of sloshing in anti-roll tank using effective gravity angle. In: IWWWFB (Hrsg.): *33rd International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*, 2018, 4–7
- [Eswaran und Saha 2011] ESWARAN, M. ; SAHA, U. K.: Sloshing of liquids in partially filled tanks - a review of experimental investigations. In: *Ocean Systems Engineering* 1 (2011), Nr. 2, S. 131–155. – DOI 10.12989/ose.2011.1.2.131
- [Eswaran et al. 2009] ESWARAN, M. ; SAHA, U. K. ; MAITY, D.: Effect of baffles on a partially filled cubic tank: Numerical simulation and experimental validation. In: *Computers & Structures* 87 (2009), Nr. 3-4, S. 198–205. – DOI 10.1016/j.compstruc.2008.10.008
- [Faltinsen et al. 2011] FALTINSEN, O. M. ; FIROOZKOOHI, R. ; TIMOKHA, A. N.: Analytical modeling of liquid sloshing in a two-dimensional rectangular tank with a slat screen. In: *Journal of Engineering Mathematics* 70 (2011), Nr. 1-3, S. 93–109. – DOI 10.1007/s10665-010-9397-5
- [Faltinsen und Timokha 2009] FALTINSEN, O. M. ; TIMOKHA, A.: *Sloshing*. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2009
- [Ferziger und Perić 2008] FERZIGER, J. H. ; PERIĆ, M.: *Numerische Strömungsmechanik*. Berlin and Heidelberg: Springer, 2008
- [Fröhlich 2006] FRÖHLICH, J.: *Large Eddy Simulation turbulenter Strömungen: Mit 14 Tabellen*. 1. Aufl. Wiesbaden: Teubner, 2006 (Lehrbuch Maschinenbau)
- [Gavory und Seze 2009] GAVORY, T. ; SEZE, P. E. d.: Sloshing in membrane LNG carriers and its consequences from a designer’s perspective. In: *The Proceedings of the 19th International Offshore and Polar Engineering Conference* Bd. 3. Osaka, Japan, 2009, S. 13–21

- [Godderidge et al. 2009] GODDERIDGE, B. ; TURNOCK, S. ; TAN, M. ; EARL, C.: An investigation of multiphase CFD modelling of a lateral sloshing tank. In: *Computers & Fluids* 38 (2009), Nr. 2, S. 183–193. – DOI 10.1016/j.compfluid.2007.11.007
- [Grotle et al. 2017] GROTTLE, E. L. ; BIHS, H. ; ÆSØY, V.: Experimental and numerical investigation of sloshing under roll excitation at shallow liquid depths. In: *Ocean Engineering* 138 (2017), S. 73–85. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2017.04.021
- [Gulich 2010] GÜLICH, J. F.: *Kreiselpumpen*. 3., korrigierte und ergänzte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. – DOI 10.1007/978-3-642-05479-2
- [Ha et al. 2012] HA, M. ; KIM, D. ; CHOI, H. I. ; CHEONG, C. ; KWON, S. H.: Numerical and experimental investigations into liquid sloshing in a rectangular tank. In: CHOI, C.-K. (Hrsg.): *Proceedings of the 2012 World Congress on Advances in Civil, Environmental, and Materials Research*. Korea: Techno-Press, 2012, S. 3546–3553
- [Hecker 1987] HECKER, G. E.: Fundamentals of vortex intake flow. In: KNAUSS, J. (Hrsg.): *Swirling flow problems at intakes*. Rotterdam u.a.: Balkema, 1987 (Hydraulic structures design manual)
- [Hoch et al. 2018] HOCH, R. ; WITTE, M. ; WURM, F.-H.: Numerical and Experimental Investigation of Violent Sloshing Under Roll Excitation. In: OWEN, R. (Hrsg.) ; BORST, R. de (Hrsg.) ; REESE, J. (Hrsg.) ; PEARCE, C. (Hrsg.): *Proceedings of the 6th. European Conference on Computational Mechanics & 7th. European Conference on Computational Fluid Dynamics*, International Center for Numerical Methods in Engineerin (CIMNE), 2018, S. 1584–1595
- [Hoch und Wurm 2021] HOCH, R. ; WURM, F.-H.: Numerical and Experimental Investigation of Sloshing under Large Amplitude Roll Excitation. In: *Journal of Hydrodynamics* (in press) (2021)
- [Horn und Schunck 1981] HORN, B. K. ; SCHUNCK, B. G.: Determining Optical Flow. In: *Artificial Intelligence* 17 (1981), S. 185–203
- [Ibrahim 2006] IBRAHIM, R. A.: *Liquid sloshing dynamics: Theory and applications*. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2006
- [Jiang et al. 2014] JIANG, M.-R. ; REN, B. ; WANG, G.-Y. ; WANG, Y.-X.: Laboratory investigation of the hydroelastic effect on liquid sloshing in rectangular tanks. In: *Journal of Hydrodynamics, Ser. B* 26 (2014), Nr. 5, S. 751–761. – DOI 10.1016/S1001-6058(14)60084-6
- [Jin et al. 2014] JIN, H. ; LIU, Y. ; LI, H.-J.: Experimental study on sloshing in a tank with an inner horizontal perforated plate. In: *Ocean Engineering* 82 (2014), S. 75–84. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2014.02.024
- [Jung et al. 2012] JUNG, J. H. ; YOON, H. S. ; LEE, C. Y. ; SHIN, S. C.: Effect of the vertical baffle height on the liquid sloshing in a three-dimensional rectangular tank. In: *Ocean Engineering* 44 (2012), S. 79–89. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2012.01.034

- [Kapulla et al. 2009] KAPULLA, R. ; DYCK, C. ; WITTE, M. ; FOKKEN, J. ; LEDER, A.: Optical Flow and Cross Correlation Techniques for Velocity Field Calculation. In: *Lasermethoden in der Strömungsmesstechnik*. Karlsruhe: GALA, 2009, S. 6.1–6.8
- [Khezzar et al. 2009] KHEZZAR, L. ; SEIBI, A. C. ; GOHARZADEH, A.: Water Sloshing in Rectangular Tanks – An Experimental Investigation & Numerical Simulation. In: *International Journal of Engineering* 3 (2009), Nr. 2, S. 174–184
- [Kim et al. 2019] KIM, D. H. ; KIM, E. S. ; SHIN, S.-c. ; KWON, S. H.: Sources of the Measurement Error of the Impact Pressure in Sloshing Experiments. In: *Journal of Marine Science and Engineering* 7 (2019), Nr. 7, S. 207. – DOI 10.3390/jmse7070207
- [Kim et al. 2015] KIM, S.-Y. ; KIM, K.-H. ; KIM, Y.: Comparative study on pressure sensors for sloshing experiment. In: *Ocean Engineering* 94 (2015), S. 199–212. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2014.11.014
- [Kim et al. 2017] KIM, S.-Y. ; KIM, Y. ; LEE, J.: Comparison of sloshing-induced pressure in different scale tanks. In: *Ships and Offshore Structures* 12 (2017), Nr. 2, S. 244–261. – DOI 10.1080/17445302.2015.1134893
- [Kraftfahrt-Bundesamt 2020a] KRAFTFAHRT-BUNDESAMT: *Bestand in den Jahren 1960 bis 2018 nach Fahrzeugklassen*. https://www.kba.de/DE/Statistik/Fahrzeuge/Bestand/FahrzeugklassenAufbauarten/fz_b_fzkl_aufb_archiv/2020/2020_b_fzkl_zeitreihe.html?nn=2601598. Version: 2020
- [Kraftfahrt-Bundesamt 2020b] KRAFTFAHRT-BUNDESAMT: *Entwicklung des Kraftfahrzeugbestandes 2009 bis 2020 (Diagramm)*. https://www.kba.de/DE/Statistik/Fahrzeuge/Bestand/FahrzeugklassenAufbauarten/fz_b_fzkl_aufb_archiv/2020/2020_fahrzeugklassen_inhalt.html?nn=2601598. Version: 2020
- [Kraume 2012] KRAUME, M.: *Transportvorgänge in der Verfahrenstechnik: Grundlagen und apparative Umsetzungen*. 2. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012
- [KSB 2021] KSB: *Kreiselpumpenlexikon*. <https://www.ksb.com/kreiselpumpenlexikon/>. Version: 2021
- [Lehrstuhl Strömungsmechanik 2019] LEHRSTUHL STRÖMUNGSMECHANIK: *Schleppkanal mit Hochleistungsschleppsystem*. <https://www.lsm.uni-rostock.de/ressourcen/versuchsanlagen/schleppkanal-mit-hochleistungsschleppsystem-hlss/>. Version: 2019
- [Li et al. 2011a] LI, F. ; SIBAL, S. ; DING, P.: An Integrated Fuel Tank System Simulation. In: SAE INTERNATIONAL (Hrsg.): *SAE 2011 World Congress & Exhibition*. Warrendale, PA, United States: SAE International, 2011 (SAE Technical Paper Series)
- [Li et al. 2011b] LI, F. ; SIBAL, S. D. ; MCGANN, I. F. ; HALLEZ, R.: Radiated Fuel Tank Slosh Noise Simulation. In: SAE INTERNATIONAL (Hrsg.): *SAE 2011 World Congress & Exhibition*. Warrendale, PA, United States: SAE International, 2011 (SAE Technical Paper Series)

- [Liu und Lin 2009] LIU, D. ; LIN, P.: Three-dimensional liquid sloshing in a tank with baffles. In: *Ocean Engineering* 36 (2009), Nr. 2, S. 202–212. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2008.10.004
- [Liu et al. 2017] LIU, D. ; TANG, W. ; WANG, J. ; XUE, H. ; WANG, K.: Modelling of liquid sloshing using CLSVOF method and very large eddy simulation. In: *Ocean Engineering* 129 (2017), S. 160–176. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2016.11.027
- [Lloyd’s Register 2004] LLOYD’S REGISTER: *Structural Design Assessment: Sloshing Loads and Scantling Assessment*. [https://www.lr.org/en/shipright-procedures/#accordion-structuraldesignassessment\(sda\)](https://www.lr.org/en/shipright-procedures/#accordion-structuraldesignassessment(sda)). Version: 2004
- [Loysel et al. 2012] LOYSEL, T. ; CHOLLET, S. ; GERVAISE, E. ; BROSSET, L. ; SEZE, P.-E. de: Results of the First Sloshing Model Test Benchmark. In: *The proceedings of the 22nd International Offshore and Polar Engineering Conference*, 2012
- [Loysel et al. 2013] LOYSEL, T. ; GERVAISE, E. ; MOREAU, S. ; BROSSET, L.: Results of the 2012-2013 Sloshing Model Test Benchmark. In: *Proceedings of the Twenty-third (2013) International Offshore and Polar Engineering*, 2013
- [Lugni et al. 2006] LUGNI, C. ; BROCCINI, M. ; FALTINSEN, O. M.: Wave impact loads: The role of the flip-through. In: *Physics of Fluids* 18 (2006), Nr. 12, S. 122101. – DOI 10.1063/1.2399077
- [Mayer und Krechetnikov 2012] MAYER, H. C. ; KRECHETNIKOV, R.: Walking with coffee: why does it spill? In: *Physical review. E, Statistical, nonlinear, and soft matter physics* 85 (2012), Nr. 4 Pt 2, S. 046117. – DOI 10.1103/PhysRevE.85.046117
- [Mehl 2014] MEHL, B.: *Sloshing: Experimentelle und theoretische Studien zum Einfluss ausgewählter Parameter auf die Wellenbewegungen in teilgefüllten Tanks*. Rostock, Universität Rostock, Dissertation, 2014
- [Mokhatab et al. 2014] MOKHATAB, S. ; MAK, J. Y. ; VALAPPIL, J. V. ; WOOD, D. A.: *Handbook of liquefied natural gas*. First edition. Amsterdam and Boston and Heidelberg: Gulf Professional Publishing GPP Elsevier, 2014
- [Molin und Remy 2012] MOLIN, B. ; REMY, F.: Experimental and numerical study of the sloshing motion in a rectangular tank with a perforated screen. In: BINGHAM, H. B. (Hrsg.): *Proceedings of the 27th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*, 2012
- [Möller et al. 2015] MÖLLER, G. ; DETERT, M. ; BOES, R. M.: Vortex-Induced Air Entrainment Rates at Intakes. In: *Journal of Hydraulic Engineering* 141 (2015), Nr. 11, S. 04015026. – DOI 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0001036
- [Monji et al. 2010] MONJI, H. ; SHINOZAKI, T. ; KAMIDE, H. ; SAKAI, T.: Effect of Experimental Conditions on Gas Core Length and Downward Velocity of Free Surface Vortex in Cylindrical Vessel. In: *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power* 132 (2010), Nr. 1. – DOI 10.1115/1.3078704

- [Moo Ji et al. 2012] MOO JI, Y. ; SUP SHIN, Y. ; SANG PARK, J. ; MIN HYUN, J.: Experiments on non-resonant sloshing in a rectangular tank with large amplitude lateral oscillation. In: *Ocean Engineering* 50 (2012), S. 10–22. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2012.04.007
- [Oertel et al. 2015] OERTEL, H. ; BÖHLE, M. ; REVIOL, T.: *Strömungsmechanik: Für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. 7., überarbeitete Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015
- [Panigrahy et al. 2009] PANIGRAHY, P. K. ; SAHA, U. K. ; MAITY, D.: Experimental studies on sloshing behavior due to horizontal movement of liquids in baffled tanks. In: *Ocean Engineering* 36 (2009), Nr. 3-4, S. 213–222. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2008.11.002
- [Park et al. 2011] PARK, J.-S. ; CHOI, S.-C. ; HONG, S.-G.: The Prediction of Fuel Sloshing Noise Based on Fluid-Structure Interaction Analysis. In: *SAE International Journal of Passenger Cars - Mechanical Systems* 4 (2011), Nr. 2, S. 1304–1310. – DOI 10.4271/2011-01-1695
- [Pistani und Thiagarajan 2012] PISTANI, F. ; THIAGARAJAN, K.: Experimental measurements and data analysis of the impact pressures in a sloshing experiment. In: *Ocean Engineering* 52 (2012), S. 60–74. – DOI 10.1016/j.oceaneng.2012.06.002
- [Rafiee et al. 2011] RAFIEE, A. ; PISTANI, F. ; THIAGARAJAN, K.: Study of liquid sloshing: Numerical and experimental approach. In: *Computational Mechanics* 47 (2011), Nr. 1, S. 65–75. – DOI 10.1007/s00466-010-0529-6
- [Ryu et al. 2016] RYU, M. C. ; JUNG, J. H. ; KIM, Y. S. ; KIM, Y.: Sloshing design load prediction of a membrane type LNG cargo containment system with two-row tank arrangement in offshore applications. In: *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering* 8 (2016), Nr. 6, S. 537–553. – DOI 10.1016/j.ijnaoe.2016.06.005
- [Sarkardeh 2017] SARKARDEH, H.: Numerical calculation of air entrainment rates due to intake vortices. In: *Meccanica* 52 (2017), Nr. 15, S. 3629–3643. – DOI 10.1007/s11012-017-0687-0
- [Schneider et al. 2013] SCHNEIDER, A. ; CONRAD, D. ; BÖHLE, M.: Numerical simulation of the flow field in pump intakes by means of Lattice Boltzmann methods. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 52 (2013), Nr. 2, S. 022–028. – DOI 10.1088/1757-899X/52/2/022028
- [Schütz 2013] SCHÜTZ, T.: *Hucho - Aerodynamik des Automobils*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. – DOI 10.1007/978-3-8348-2316-8
- [Simonini et al. 2019] SIMONINI, A. ; THEUNISSEN, R. ; MASULLO, A. ; VETRANO, M. R.: PIV adaptive interrogation and sampling with image projection applied to water sloshing. In: *Experimental Thermal and Fluid Science* 102 (2019), S. 559–574. – DOI 10.1016/j.expthermflusci.2018.12.016

- [Škerlavaj et al. 2014] ŠKERLAVAJ, A. ; ŠKERGET, L. ; RAVNIK, J. ; LIPEJ, A.: Predicting Free-Surface Vortices with Single-Phase Simulations. In: *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics* 8 (2014), Nr. 2, S. 193–210. – DOI 10.1080/19942060.2014.11015507
- [Song et al. 2013] SONG, Y. K. ; CHANG, K.-A. ; RYU, Y. ; KWON, S. H.: Experimental study on flow kinematics and impact pressure in liquid sloshing. In: *Experiments in Fluids* 54 (2013), Nr. 9. – DOI 10.1007/s00348–013–1592–5
- [Suerich-Gulick et al. 2014] SUERICH-GULICK, F. ; GASKIN, S. J. ; VILLENEUVE, M. ; PARKINSON, É.: Free surface intake vortices: theoretical model and measurements. In: *Journal of Hydraulic Research* 52 (2014), Nr. 4, S. 502–512. – DOI 10.1080/00221686.2014.896425
- [Wachowski et al. 2010] WACHOWSKI, C. ; BIERMANN, J.-W. ; SCHALA, R.: Approaches to analyse and predict slosh noise of vehicle fuel tanks. In: *Proceedings of ISMA2010*. Leuven: Katholieke Universiteit, 2010, S. 4399–4414
- [Wang und Xiong 2014] WANG, W. ; XIONG, Y.: Minimising the sloshing impact in membrane LNG tank using a baffle. In: CUNHA, Á. (Hrsg.) ; CAETANO, E. d. S. (Hrsg.) ; RIBEIRO, P. (Hrsg.) ; MÜLLER, G. (Hrsg.): *Eurodyn 2014*. [Porto: Faculty of Engineering], 2014 (EURODYN), S. 3171–3177
- [Wasserstraßen- und Schifffahrtsverwaltung des Bundes 2013] WASSERSTRASSEN- UND SCHIFFFAHRTSVERWALTUNG DES BUNDES: *Bericht über den Ablauf und die Ursachen der Havarie des Tankmotorschiffes „Waldhof“ am 13. Januar 2011 auf dem Mittelrhein (Rhein–km 553,75)*. <https://www.elwis.de/DE/Service/TMS-Waldhof/TMS-Waldhof-node.html>. Version: 2013
- [Wiesche 2005] WIESCHE, S. a. d.: Noise due to sloshing within automotive fuel tanks. In: *Forschung im Ingenieurwesen* 70 (2005), Nr. 1, S. 13–24. – DOI 10.1007/s10010–005–0010–4
- [Wu et al. 2012] WU, C.-H. ; FALTINSEN, O. M. ; CHEN, B.-F.: Numerical study of sloshing liquid in tanks with baffles by time-independent finite difference and fictitious cell method. In: *Computers & Fluids* 63 (2012), S. 9–26. – DOI 10.1016/j.compfluid.2012.02.018
- [Xue et al. 2017] XUE, M.-A. ; ZHENG, J. ; LIN, P. ; XIAO, Z.: Violent transient sloshing-wave interaction with a baffle in a three-dimensional numerical tank. In: *Journal of Ocean University of China* 16 (2017), Nr. 4, S. 661–673. – DOI 10.1007/s11802–017–3383–8
- [Yang et al. 2015] YANG, Y. ; LIU, Z.-W. ; SHI, W.-X. ; HUANG, X.-F.: Accurate Measurement of Nonlinear Liquid Sloshing. In: *AIAA Journal* 53 (2015), Nr. 3, S. 771–779. – DOI 10.2514/1.J053676

- [Younes und Younes 2015] YOUNES, M. F. ; YOUNES, Y. K.: Experimental Investigation For Liquid Sloshing In Baffled Rectangular Tanks. In: *International Journal of Scientific & Technology Research* 4 (2015), Nr. 12, S. 57–61
- [Zarruk 2005] ZARRUK, G. A.: Measurement of free surface deformation in PIV images. In: *Measurement Science and Technology* 16 (2005), Nr. 10, S. 1970–1975. – DOI 10.1088/0957-0233/16/10/012
- [Zhang und Sun 2014] ZHANG, H. ; SUN, B.: Numerical Simulation of Sloshing in 2D Rectangular Tanks Based on the Prediction of Free Surface. In: *Mathematical Problems in Engineering* 2014 (2014), Nr. 4, S. 1–12. – DOI 10.1155/2014/395107
- [Zheng et al. 2018] ZHENG, X. ; YOU, Y. ; MA, Q. ; KHAYYER, A. ; SHAO, S.: A Comparative Study on Violent Sloshing with Complex Baffles Using the ISPH Method. In: *Applied Sciences* 8 (2018), Nr. 6, S. 904. – DOI 10.3390/app8060904

Anhang A

Einfluss der Anregung (Profil 1)

Anhang A Einfluss der Anregung (Profil 1)

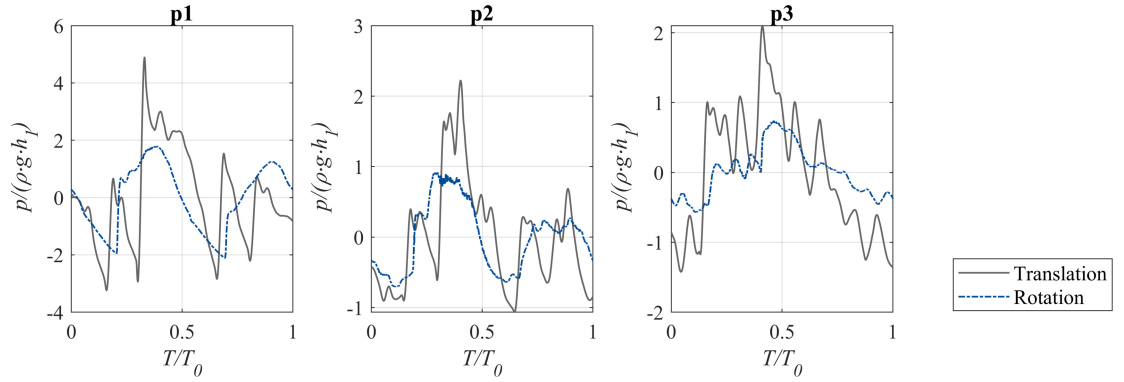


Abbildung A.1: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

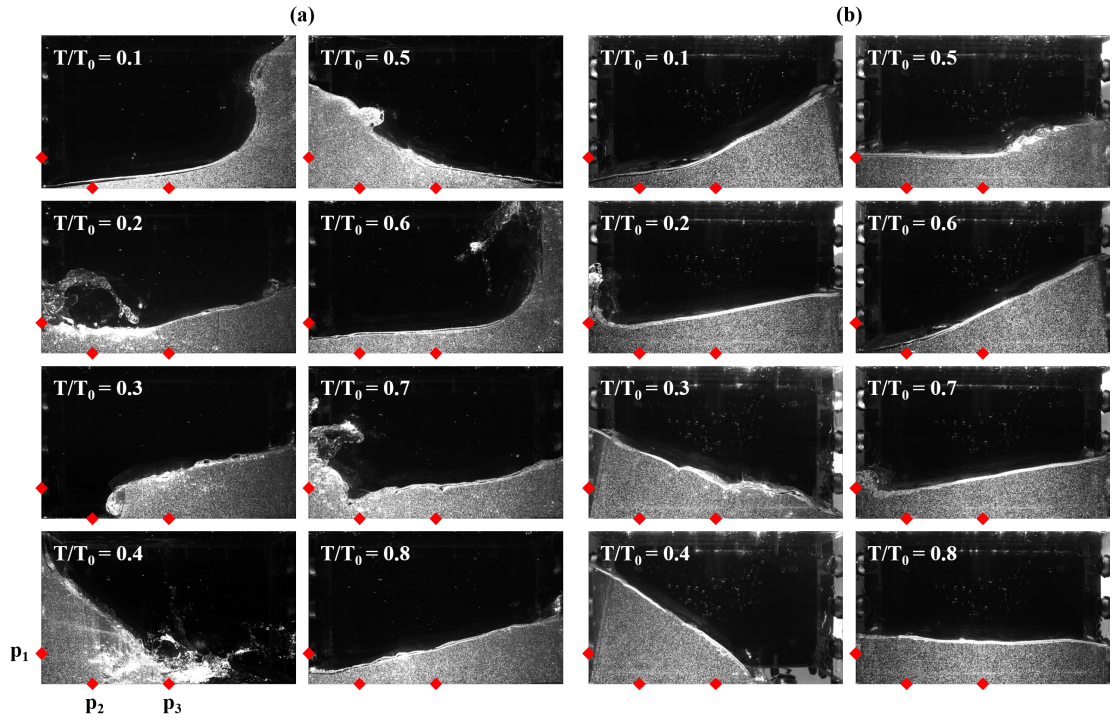


Abbildung A.2: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB ohne Einbauten.

(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

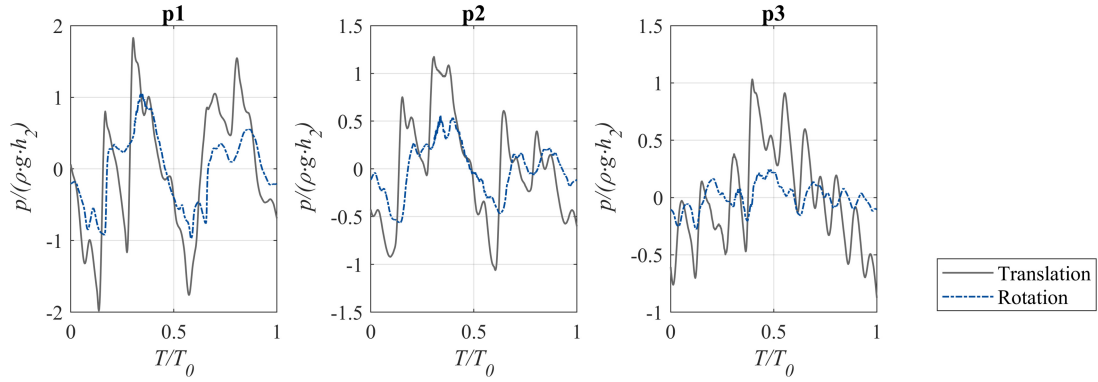


Abbildung A.3: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

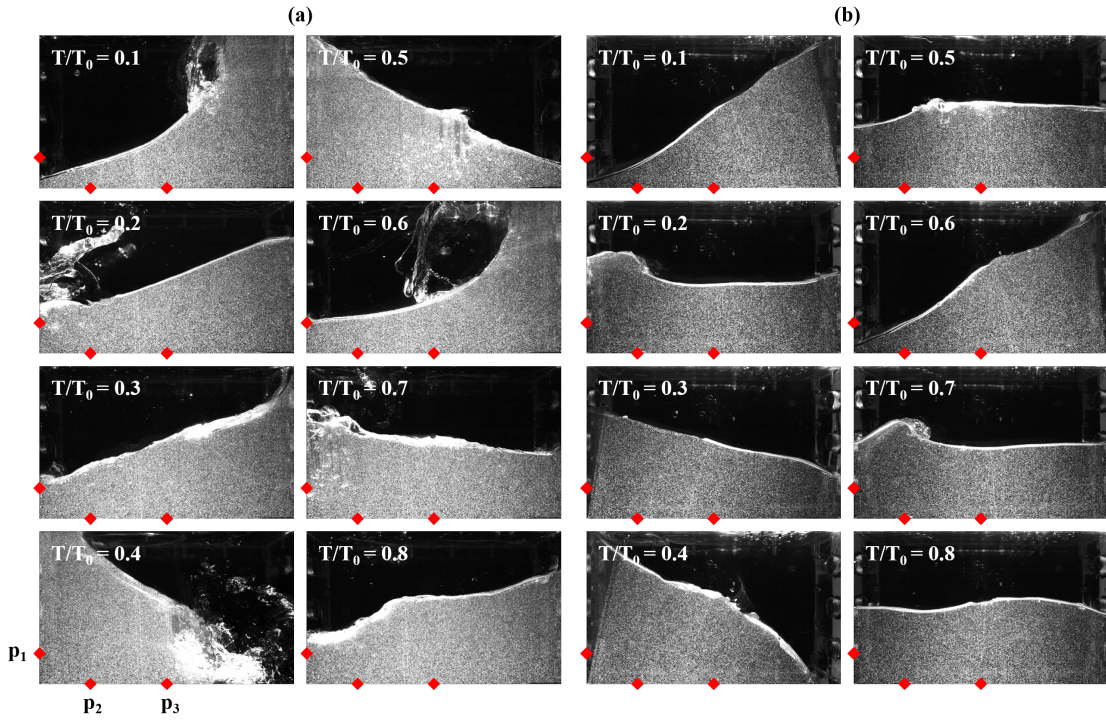


Abbildung A.4: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB ohne Einbauten.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

Anhang A Einfluss der Anregung (Profil 1)

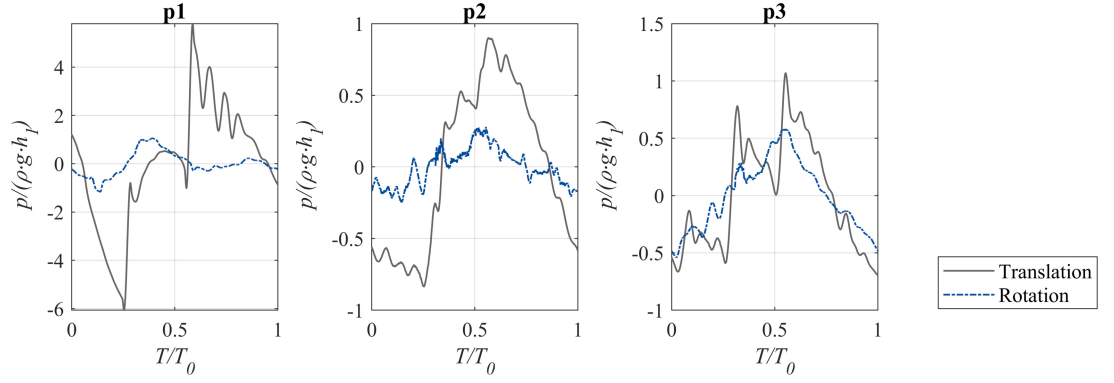


Abbildung A.5: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

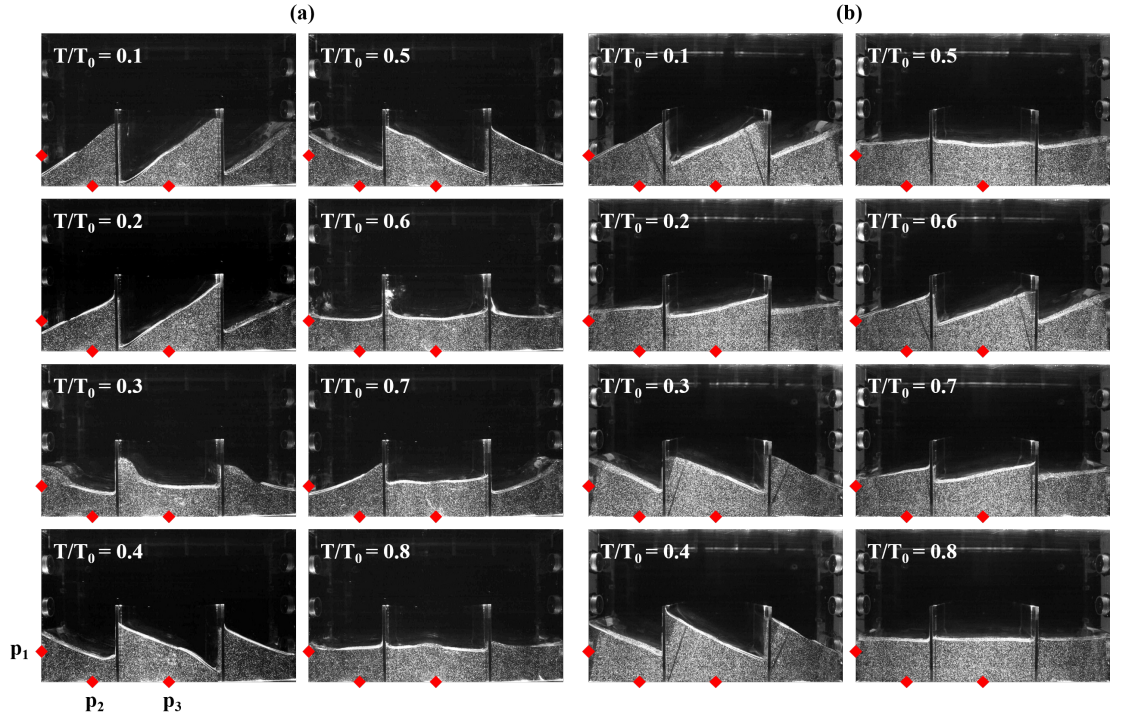


Abbildung A.6: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

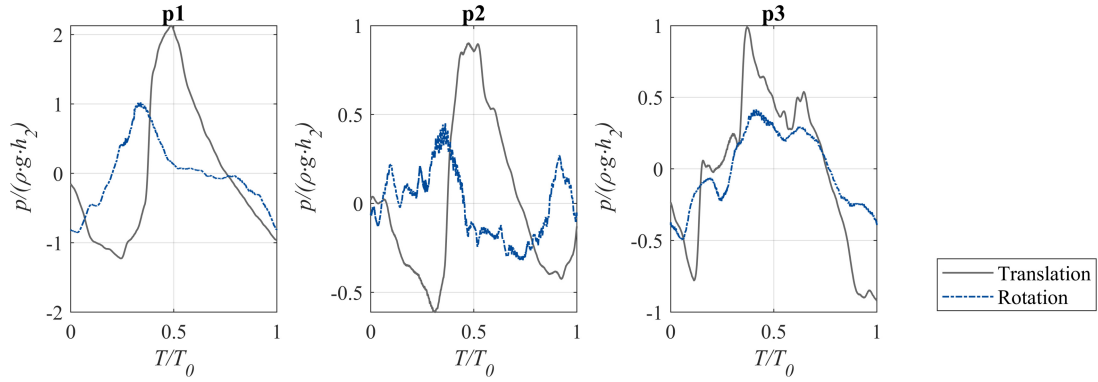


Abbildung A.7: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

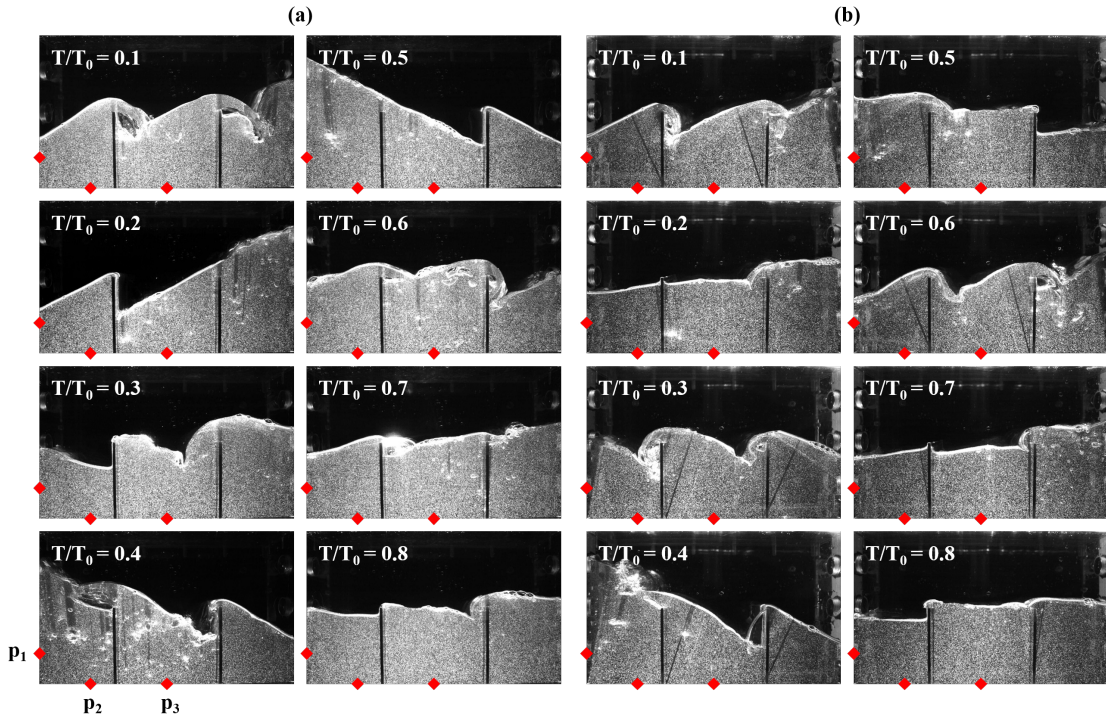


Abbildung A.8: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 1 und AGB mit vertikalen Trennwänden.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

Anhang B

Einfluss der Anregung (Profil 2)

Anhang B Einfluss der Anregung (Profil 2)

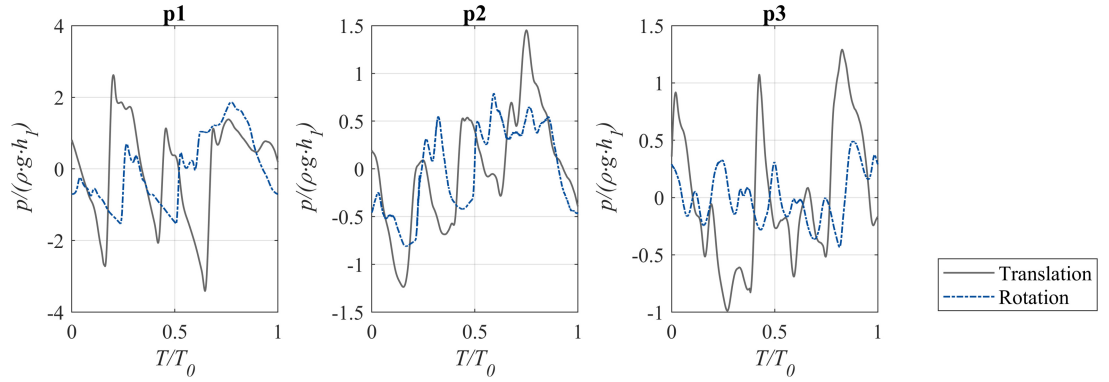


Abbildung B.1: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

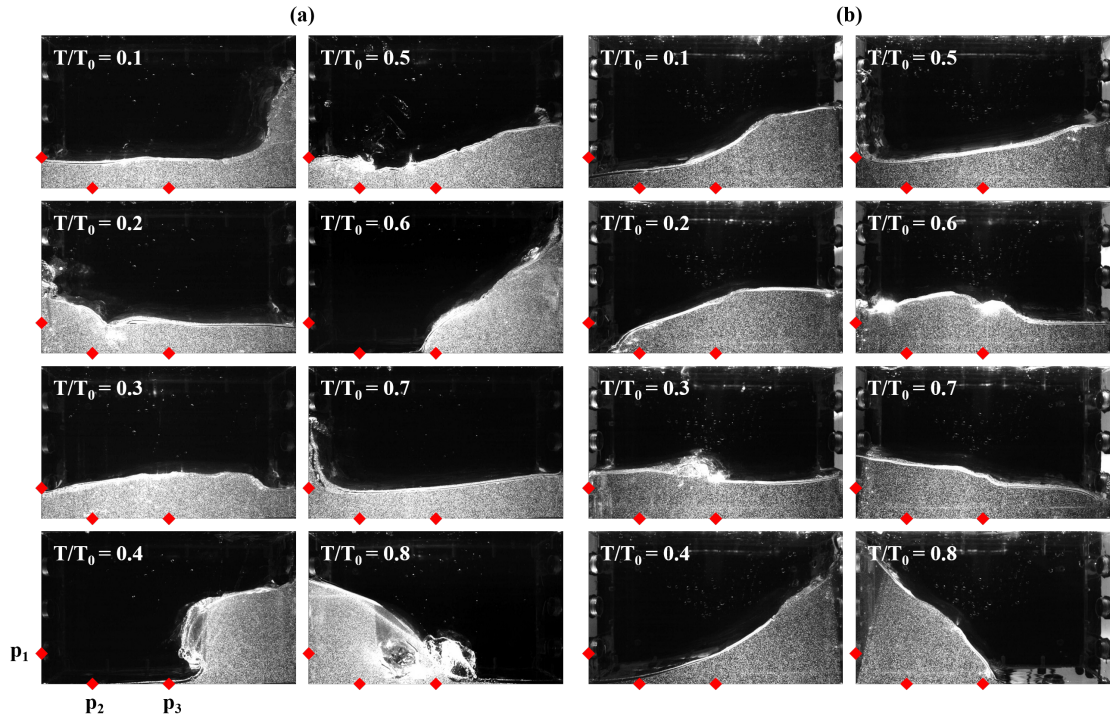


Abbildung B.2: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB ohne Einbauten.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

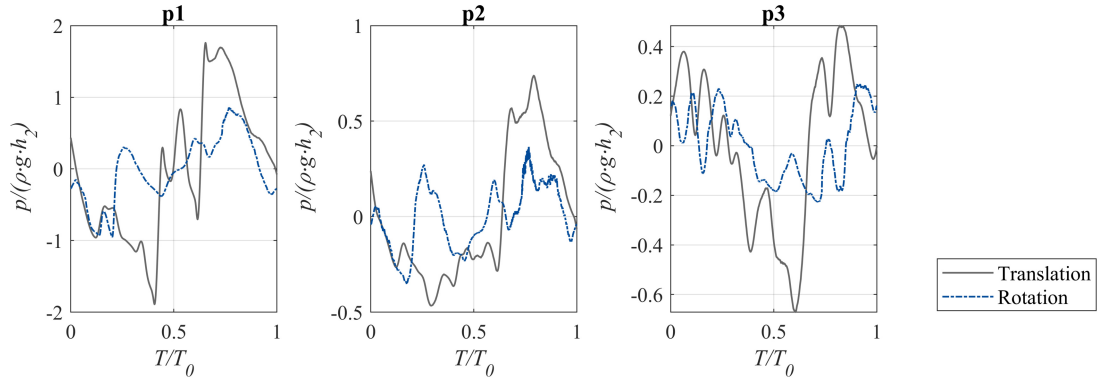


Abbildung B.3: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB ohne Einbauten. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

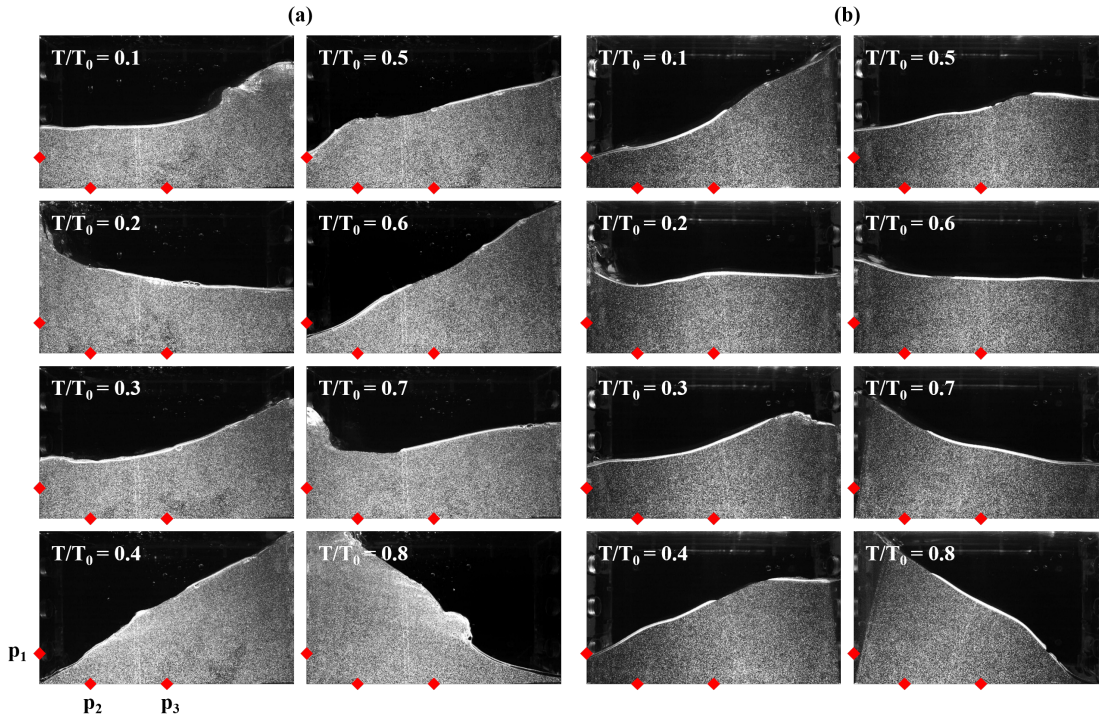


Abbildung B.4: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB ohne Einbauten.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

Anhang B Einfluss der Anregung (Profil 2)

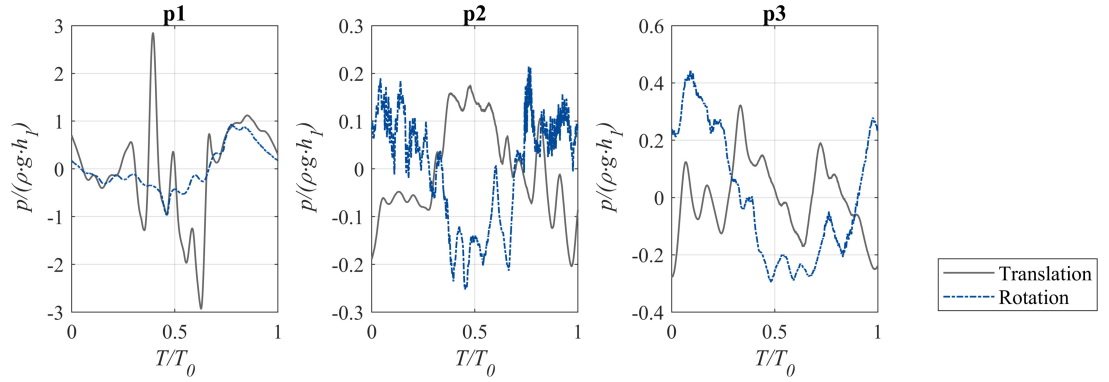


Abbildung B.5: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

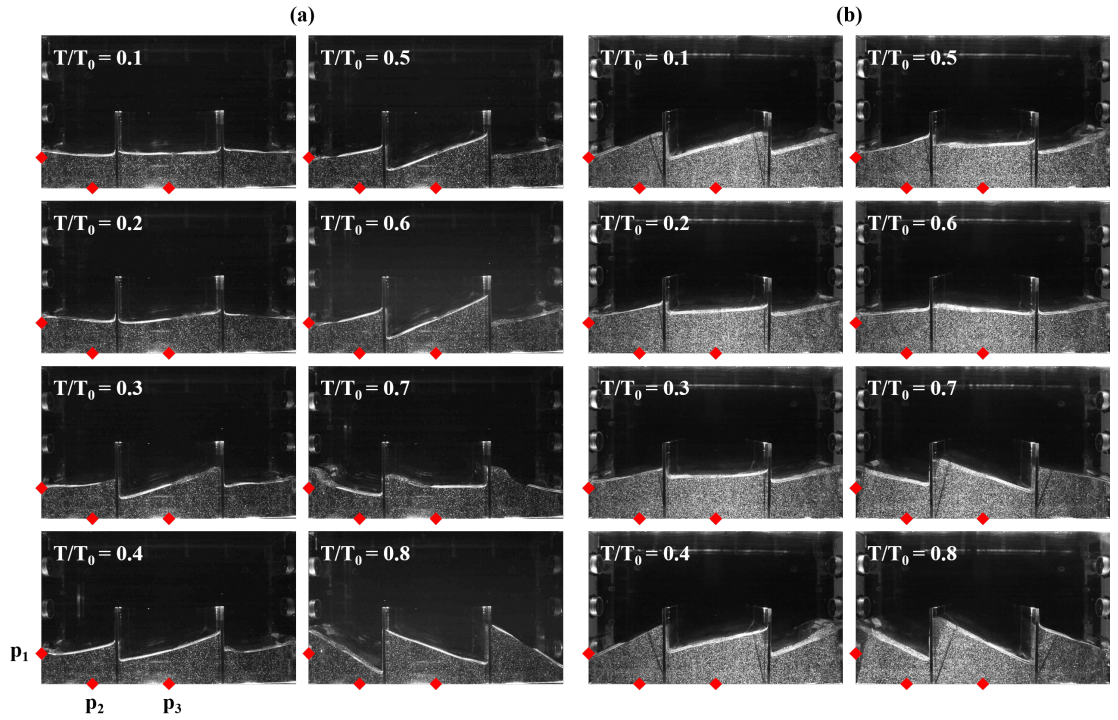


Abbildung B.6: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F1, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden.
(a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen.
Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

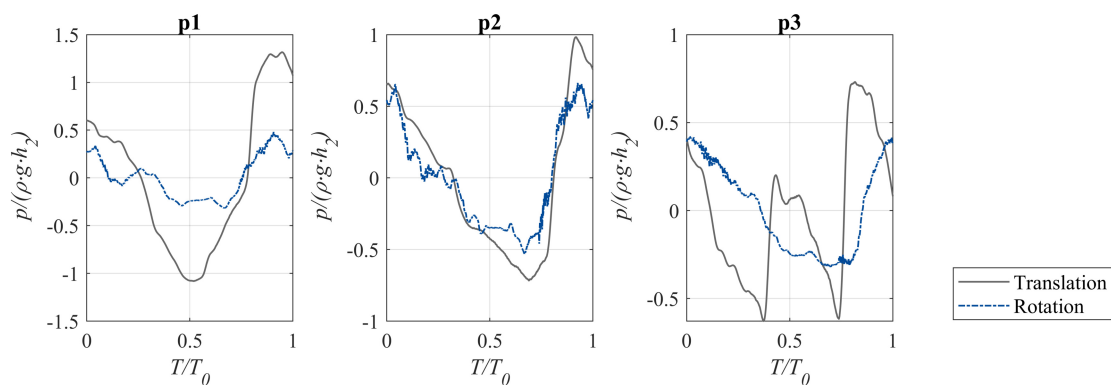


Abbildung B.7: Druckverlauf an drei Sensorpositionen für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (graue Kurve: translatorische Beschleunigung, blaue Kurve: dynamisches Kippen)

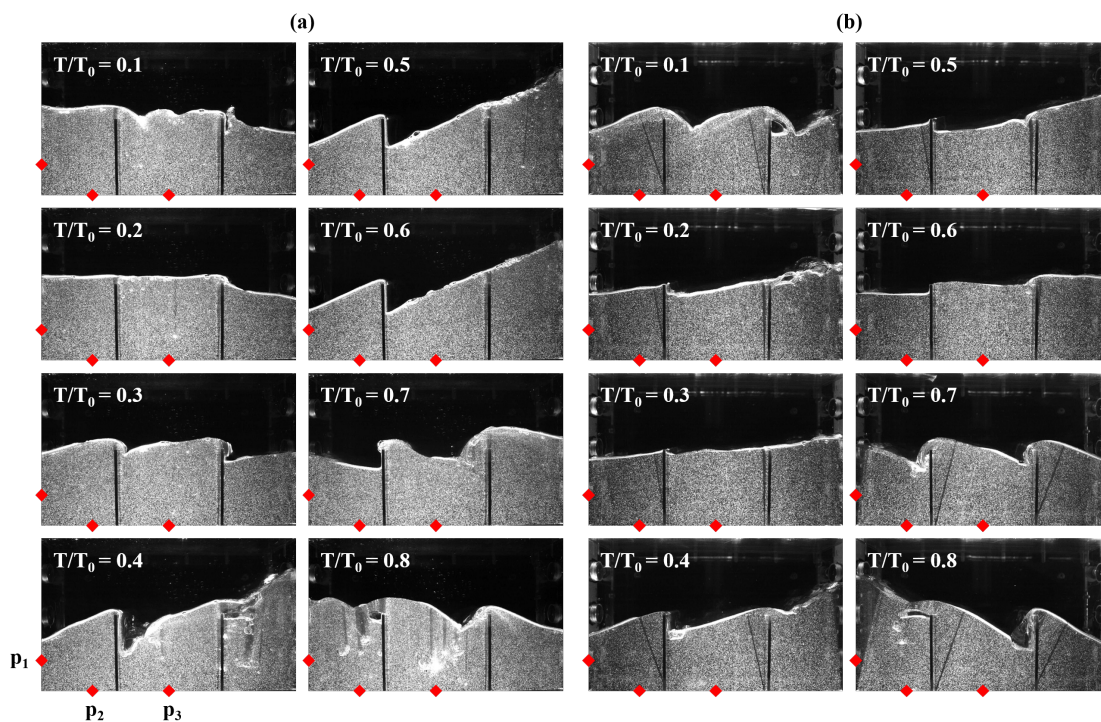


Abbildung B.8: Verlauf der experimentell bestimmten Flüssigkeitsverteilung für Füllhöhe F2, Profil 2 und AGB mit vertikalen Trennwänden. (a) translatorische Beschleunigung, (b) dynamisches Kippen. Die Position der Drucksensoren ist rot markiert.

Selbständigkeitserklärung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Dissertation selbständig und ohne fremde Hilfe verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und die den benutzten Werken wörtlich oder inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Ronja Hoch

Rostock, den 26.08.2021