

DIPLOMARBEIT

CFD-Simulation der Strömung in einer Tropfensäule

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

Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heimo Walter und Dipl.-Ing. Stefan Krimmel

Institut für Energietechnik und Thermodynamik

eingereicht an der Technischen Universität Wien Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften

von

Michael Kainz Matr.-Nr.: 01029697 Herbert Brachmannstr. 10 3430 Tulln

Wien, im November 2019

Entdecken bedeutet zu sehen, was schon jeder gesehen hat, und dabei zu denken, was noch niemand gedacht hat.

Albert Szent-Györgyi

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig angefertigt wurde. Sämtliche verwendeten Textausschnitte, Zitate oder Inhalte anderer Verfasser wurden ausdrücklich als solche gekennzeichnet. Die Arbeit wurde bisher keiner anderen Prüfungsbehörde vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachtern beurteilten Arbeit überein.

Wien, im November 2019

Michael Kainz

Danksagung

Mein Dank gilt zunächst Herrn Prof. Walter, der mir die Möglichkeit gegeben hat, diese Arbeit unter seiner Leitung durchzuführen. Besonders herzlich bedanken möchte ich mich auch bei Dipl.-Ing. Stefan Krimmel für die hervorragende Betreuung und seine ständige Diskussions- und Hilfsbereitschaft. Ich konnte mich sehr glücklich schätzen, eine Betreuung um mich zu haben, die so sehr am Fortschritt meiner Arbeit interessiert war.

Weiterer Dank gebührt Dipl.-Ing. Rouzbeh Karimi, Dipl.-Ing. Christoph Öttl, Dipl.-Ing. Franz Hahn sowie Dr. Julian Unterluggauer. Ihre Tür stand mir für Fragen zur Modellierung, Vernetzung und Datenauswertung stets offen. Ebenso geht mein Dank an Romeo Ralón Rosales BSc, der mir durch seine Hilfsbereitschaft den Einstieg in diese Arbeit erleichtert hat. Zudem sei erwähnt, dass die Rechenressourcen des *Vienna Scientific Clusters* diese Diplomarbeit ermöglicht haben.

Außerdem möchte ich mich bei David Huber für die zahlreichen konstruktiven Gespräche auf fachlicher und persönlicher Ebene bedanken. Unsere Diskussionen und Gespräche werden mir immer als bereichernder Austausch in Erinnerung bleiben.

Meinen Bürokollegen am Institut, Dipl.-Ing.ⁱⁿ Viktoria Illyés, Dipl.-Ing.ⁱⁿ Verena Sulzgruber, Dipl.-Ing. Dominik Seliger und Dr. David Wünsch, danke ich für die angenehme Arbeitsatmosphäre und die intellektuellen Diskussionen.

Des Weiteren möchte ich jenen inspirierenden Weggefährten danken, die mich schon den Großteil meines Lebensweges begleiten. Ich danke Cyrus, Florian und Philip für ihre grenzenlose Unterstützung und Hilfsbereitschaft während des Studiums. Außerdem danke ich Mattias, Georg, Gregor und Clemens für ihre bedingungslose Unterstützung in allen Lebenslagen.

Last but not least, möchte ich meinen Eltern danken, die mir mein Studium ermöglicht haben. Ihnen sei diese Arbeit gewidmet.

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Modellierung der Strömung in einem Direktkontaktlatentwärmespeicher. Modelliert wird die Zweiphasenströmung im Tank des Speichers, welche sich als Tropfensäule ausbildet. Die disperse Phase stellt ein Wärmeträgeröl dar, welche in eine wässrige kontinuierliche Phase, das Speichermaterial, eingedüst wird. Dazu wird ein 2D-CFD-Modell in ANSYS FLUENT erstellt. Zur Mehrphasenmodellierung wird die *Volume-of-Fluid*-Methode herangezogen. In den Simulationen werden die ersten 60 s der sensiblen Abkühlung des Speichermaterials betrachtet und der lokal stationäre Betriebspunkt der *liquid-liquid* Strömung ausgewertet.

Die Domäne entspricht einem Speichertank im Labormaßstab ($b \times h = 50 \times 670$ mm). Es werden unterschiedliche Ausführungen des Speichertanks simuliert. Diese unterscheiden sich hinsichtlich der Anzahl der Düsen und durch den Einsatz von Einbauten für die Ausführung als Schlaufenreaktor. Mittels acht durchgeführten Simulationen wird der Einfluss der Tankgeometrie sowie der Stoffeigenschaften der Wärmeträgerfluide auf die Strömungsstrukturen und Temperaturverteilung in der Tropfensäule untersucht. Anhand der Phasenverteilung im Reaktor wird beobachtet, ob das Strömungsbild und der Tropfenbildungsmechanismus mit dem aus Versuchen bekanntem Verhalten übereinstimmt. Die Simulationen führen teilweise zu physikalisch unplausiblen Ergebnissen, da vor allem oft ein Anlegen, des in die wässrige Phase eingedüsten Freistrahles, an der Tropfensäulenwand zu beobachten ist. Die Simulationen des Schlaufenreaktors lieferten bezüglich des Tropfenbildes die vielversprechendsten Ergebnisse. Die Auswertung der Simulationsdaten wird mittels einer entwickelten Auswertemethodik durchgeführt. Die Validation der numerischen Untersuchung erfolgt anhand von experimentell ermittelten Daten.

Abstract

In this work, the fluid flow in a direct contact latent heat storage is investigated. Therefore, the two-phase droplet flow in the storage tank is modelled. The phase that is present in form of droplets is a heat transfer fluid and is injected by a nozzle in the continuous phase, the aqueous storage material. A 2D-CFD simulation model is developed in ANSYS FLUENT, wherein the used multiphase model is the volume-of-fluid-approach. To investigate the temperature distribution, the first 60 s of the sensible cooling of the storage material are observed and the locally stationary operating point of the liquid-liquid flow is evaluated.

The domain is represented by a laboratory scale storage tank ($b \times h = 50 \times 670$ mm). Different designs of the storage tank are simulated. These designs differ in terms of the number of nozzles and in form of the geometry, either a simple droplet column or a loop reactor with the use of internals. Based on eight simulations, the influence of the tank geometry and material properties on the fluid flow and temperature distribution in the droplet column are investigated. The phase distribution in the reactor is used to determine whether the flow pattern and the droplet formation mechanism agree with the behavior known from experiments. The simulations lead in some cases to physically implausible results. It is especially often observed that the oil jet, that is injected into the aqueous phase, attaches to the droplet column wall. The simulations of the loop reactor lead to the most promising results with regard to the droplet formation. A data analysis is carried out by means of a developed evaluation methodology. The validation of the numerical simulations is based on experimentally determined data.

Inhalt

1	Einleitung			1		
2	Auf	gabenst	tellung	3		
3	Fors	chungs	sübersicht	5		
4	The	oretiscl	her Hintergrund	8		
	4.1	Funkti	ionsweise eines DC-TES			
	4.2	Therm	10- und Fluiddynamik	11		
		4.2.1	$Grundgleichungen \ldots \ldots$	11		
		4.2.2	$Trop fen bildung \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots $	13		
		4.2.3	Tropfensäulen	17		
5	Nur	nerisch	e Modellierung und Methodik	23		
	5.1	Simula	ationsaufbau	23		
		5.1.1	Volume-of-Fluid-Methode	23		
		5.1.2	Geometrie	26		
		5.1.3	Numerisches Setup	33		
	5.2	Metho	dik	39		
		5.2.1	Simulationsparamter	39		
		5.2.2	Auswertemethodik	42		
6	Ergebnisse und Auswertung					
	6.1	Analys	se des Strömungsbildes	45		
	6.2	Analys	se des Holdups	58		
	6.3	Therm	odynamische Analyse	61		
	6.4	Vergle	ch mit experimentellen Untersuchungen			
7	Zus	ammen	ıfassung	75		
Lit	terat	urverze	ichnis	77		

Nomenklatur

Lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	m^2	Fläche
$A_{\rm D}$	m^2	Kreisfläche der Düse
A_{Inlet}	m^2	Kreisfläche des Inlets
b	m	Breite
CFL	-	Courant-Friedrich-Lewy-Zahl
$c_{\rm p}$	J/kg~K	spezifische isobare Wärmekapazität
d	m	Durchmesser
$d_{\rm D}$	m	Düsendurchmesser
$d_{ m d}$	m	Tropfendurchmesser
d_{Inlet}	m	Inlet-Durchmesser
E	J/kg	massen-gemittelte Energie
Eo	-	Eötvös-Zahl
$Eo_{\rm D}$	-	Eötvös-Zahl bezogen auf den Düsendurchmesser
$oldsymbol{F}$	$\rm kg/m^2~s^2$	Quellterm in der Impulsbilanz
f	$\rm m/s^2$	Volumenkraft pro Masse
g	$\rm m/s^2$	${\it Schwerebeschleunigungsvektor}$
g	$\rm m/s^2$	Schwerebeschleunigung
h	m	Höhe
$\Delta h_{ m Schm}$	J/~kg~K	spezifische Schmelzenthalpie
$k_{\rm eff}$	W/m~K	effektive Wärmeleitfähigkeit
l	m	charakteristische Länge
Mo	-	Morton-Zahl
$Mo_{\rm D}$	-	Morton-Zahl bezogen auf den Düsendurchmesser
m	kg	Masse
\dot{m}	kg/s	Massenstrom
$\dot{m}_{ m HTF}$	kg/s	Massenstrom des Wärmeträgerfluids

$\dot{m}_{ m pq},\dot{m}_{ m qp}$	$\rm kg/m^3~s$	Massentransfer in der Kontinuitätsgleichung bezogen auf das
		Kontrollvolumen
Oh	-	Ohnesorge-Zahl
$Oh_{\rm D}$	-	Ohnesorge-Zahl bezogen auf den Düsendurchmesser
p	Pa	Druck
Q	J	Wärme
$\Delta Q_{\text{sensibel}}$	J	aufgenommene sensible Wärme
ΔQ_{latent}	J	aufgenommene latente Wärme
\dot{q}_{ext}	J/kg s	externe Quellen
Re	-	Reynolds-Zahl
$Re_{\rm D}$	-	Reynolds-Zahl bezogen auf den Düsendurchmesser
S_{Φ}	-	Quellterm
$S_{lpha p}$	$\rm kg/m^3~s$	Quellterm in der Kontinuitätsgleichung bezogen auf das Kon-
		trollvolumen
$S_{ m h}$	W/m^3	Quellterm in der Energiebilanz bezogen auf das Kontrollvolu-
		men
T	Κ	Temperatur
$T_{\rm Schm}$	К	Schmelztemperatur
t	S	Zeit
Δt	S	Zeitschritt
$oldsymbol{u}$	m/s	Geschwindigkeitsvektor
u	m/s	Geschwindigkeit
$u_{\rm D}$	m/s	Geschwindigkeit an der Düse
u_{Inlet}	m/s	Geschwindigkeit am Inlet
V	m^3	Volumen
$V_{\rm HTF}$	m^3	Volumenanteil des Wärmeträgerfluids
$V_{\rm PCM}$	m^3	Volumenanteil des Phasenwechselmaterials
We	-	Weber-Zahl
$We_{\rm D}$	-	Weber-Zahl bezogen auf den Düsendurchmesser
x	m	Ortskoordinate
Δx	m	Netzweite
y	m	Ortskoordinate

Nomenklatur

Griechische Buchstaben

rägerfluids
ids
erials
Energie
0

Indizes

Bedeutung
Phase 1
Phase 2
engl. <i>continuous</i> , dt. kontinuierlich
engl. dispers, dt. dispers
im festen Material gültige Größe
im flüssigen Material gültige Größe
laufender Index

р	Phase p
q	Phase q

Abkürzungen

Zeichen	Bedeutung
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFL	Courant Friedrich Lewy
CSF	engl. Continuous Surface Force, dt. kontinuierliche Grenzflächenkraft
DC	engl. Direct-Contact, dt. Direktkontakt
HTF	engl. Heat Transfer Fluid, dt. Wärmeträgerfluid
NS.	Navier-Stokes
PCM	engl. Phase Change Material, dt. Phasenwechselmaterial
PLIC	Piecewise Linear Interface Calculation
TBAB	Tetrabutylammoniumbromid
TES	engl. Thermal Energy Storage, dt. Thermischer Energiespeicher
VOF	Volume of Fluid
VSC	Vienna Scientific Cluster

1 Einleitung

Die Speicherung thermischer Energie spielt vor allem in Bezug auf die Energiewende - weg von fossilen Brennstoffen, hin zu erneuerbarer Energie - eine bedeutende Rolle. Als Beispiel sei hier die Solarthermie erwähnt, welche starken tages- und jahreszeitlichen Schwankungen unterliegt und zur effizienten Nutzung auf Speichertechnologien angewiesen ist [1]. Eine Möglichkeit zur Speicherung thermischer Energie stellen Latentwärmespeicher dar. Die Speichertechnologie beruht auf dem physikalischen Prinzip eines Phasenwechsels des Speichermaterials während des Be- und Entladevorganges. Direktkontaktlatentwärmespeicher (engl. *Direct Contact Thermal Energy Storage, DC-TES*) stellen eine vielversprechende Technologie zur Speicherung von thermischer Energie auf kompakten Raum dar und zeichnen sich durch den direkten Kontakt zwischen Speichermaterial und einem Wärmeträgerfluid (engl. *Heat Transfer Fluid, HTF*) aus [2]. Vorteile bietet ein DC-TES einerseits dadurch, dass die Temperatur während der Phasenumwandlung annähernd konstant bleibt, was in weiterer Folge zu konstanten Wärmeübertragungsleistungen über einen längeren Zeitraum führt [3]. Durch das Weglassen eines physischen Wärmeübertragers können außerdem hohe Kosten eingespart werden [4].

Die Wärmeübertragung in einem DC-TES hängt stark von der sich im Speichertank einstellenden Mehrphasenströmung zwischen einem Wärmeträgerfluid sowie einem Phasenwechselmaterial (engl. *Phase Change Material*, *PCM*) ab, welche wiederum vom Design der Tankgeometrie und den Stoffeigenschaften der eingesetzten Fluide beeinflusst wird [4]. Die sich ausbildende Tropfenströmung stellt somit einen zentralen Mechanismus im Zusammenhang mit der Wärmeübertragung dar. Die dominante Konvektion zwischen zwei Flüssigkeiten wird genutzt, um möglichst hohe Wärmeübertragungsleistungen zu erzielen. Realisiert werden kann dies durch die Ausführung des Wärmeübertragers als Tropfensäule. Diese stellen im Allgemeinen sehr anpassungsfähige Apparate für die Wärmeübertragung dar und finden sich dadurch in vielen industriellen Anwendungen wieder. Aufgrund der einfachen Geometrie einer Tropfensäule wird in dieser Arbeit das Prinzip verwendet und auf einen Wärmespeicher angewendet.

Der Technologie-Reifegrad (engl. *Technology to Readiness Level*, *TRL*) [5] dieser Anwendung befindet sich aktuell im Labormaßstab. Da beide Fluide im Direktkontakt miteinander stehen, sind aktuelle Forschungsfragen unter anderem ob eine möglichst große Phasengrenzfläche tendenziell förderlich für eine intensive Wärmeübertragung ist, welchen Einfluss hat eine gleichmäßige Phasenverteilung des HTFs im PCM und wie signifikant ist der Einfluss der Turbulenz.

Die Untersuchung der Strömungscharakteristik von Mehrphasenströmungen stellt aufgrund der Tatsache, dass diese in vielen Industrieprozessen auftreten ein bedeutendes Forschungsgebiet der Ingenieurwissenschaften dar. Die Strömungsvorgänge werden im Allgemeinen durch nichtlineare Gleichungen beschrieben. Um die Komplexität mathematisch zu beschreiben, bedient man sich Methoden der numerischen Strömungsmechanik indem man Näherungslösungen durch Diskretisierung der beschreibenden Gleichungen sucht. Eine etablierte Methode stellt der Einsatz von *Computational Fluid Dynamics*-Simulationen dar. Diese bieten den Vorteil, dass Strömungseffekte abgebildet werden können die messtechnisch nur bedingt bzw. schwer zu erfassen sind.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die numerische Modellierung der Mehrphasenströmung in einem DC-TES, welcher im Labormaßstab als Tropfensäule ausgeführt wird. Die numerischen Ergebnisse werden mit experimentellen Daten verglichen. Eine Parameterstudie soll Optimierungspotential im Bezug auf das Design und die Stoffeigenschaften der Fluide aufzeigen. Motivation der vorliegenden Arbeit ist es, ein besseres Verständnis der Strömungsstrukturen und der Temperaturverteilung am vorliegenden Versuchstand durch Simulationen zu erhalten und die Grundlage für weitere numerische Untersuchungen zu bilden.

2 Aufgabenstellung

Im laufenden Forschungsvorhaben soll die maximale thermische Leistung eines DC-TESs sowie deren Abhängigkeit vom Ladungsgrad bestimmt werden. Neben experimentellen Versuchen sollen auch numerische Analysen zum Erreichen des Ziels eingesetzt werden. Im Mittelpunkt dieser Arbeit steht die numerische Modellierung der Strömung in einem DC-TES, welcher als Tropfensäule im Labormaßstab ausgeführt wird. Betrachtet wird eine zweidimensionale Mehrphasenströmung aus einer wässrigen Phase, einem Gemisch aus Wasser - Tetrabutylammoniumbromid (Wasser-TBAB), sowie einem Öl, welches als Wärmeträgerfluid dient, siehe Abb. 2.1.



ABBILDUNG 2.1: Illustration der Tropfenströmung im Schwerefeld.

Durch eine Lochdüse im unteren Bereich der Tropfensäule wird das Wärmeträgerfluid als Freistrahl in das Wasser-TBAB Gemisch als disperse Phase eingebracht. Der Freistrahl beginnt sich nach einiger Entfernung stromab der Lochdüse einzuschnüren und es bilden sich einzelne Tropfen. Aufgrund der geringeren Dichte des Wärmeträgerfluids steigen die Tropfen durch die wässrige Phase auf und sammeln sich im oberen Bereich der Tropfensäule, von wo aus das Wärmeträgerfluid über ein Rohr abgepumpt werden kann.

Die im Direktkontakt stehenden Fluide werden als nicht mischbar betrachtet. Die Strömung wird instationär modelliert und sei inkompressibel. Darüber hinaus wird die Grenzflächenspannung zwischen den Fluiden als konstant angenommen und die Wände der Tropfensäule werden als adiabat angesehen. Außerdem wird nur der Fall *liquid-liquid* zwischen den Phasen behandelt, ohne Kristallisation des Phasenwechselmaterials.

Durch Variation der Anzahl der Düsen sowie durch Einbauten im Tank soll der Einfluss der Strömung auf die Temperaturverteilung untersucht werden. Außerdem soll die Untersuchung von unterschiedlichen Wärmeträgerfluiden Aufschluss auf den Einfluss der Stoffeigenschaften geben.

Ein weiterer Schwerpunkt liegt in der Erarbeitung einer Auswertemethodik zur Bestimmung der Phasen- und Temperaturverteilung. Für die in dieser Arbeit behandelten Tropfensäulengeometrien liegen noch keine numerischen Ergebnisse vor. Somit ist es das Ziel die auftretende Mehrphasenströmung zu modellieren und *ab-initio* Simulationen durchzuführen. Dazu soll mit ANSYS FLUENT und dem *Volume-of-Fluid*-Ansatz mit zusätzlichem Lösen der Energiegleichung ein Modell entwickelt werden.

3 Forschungsübersicht

Im folgenden Kapitel wird auf den Forschungsstand sowie die wenigen Publikation zum Thema Direktkontaktlatentwärmespeicher eingegangen. In der Literatur finden sich unterschiedliche Konzepte zu dieser Speichertechnologie. Die Untersuchungen beziehen sich größtenteils auf experimentelle Ermittlungen. Numerische Untersuchungen nehmen aufgrund des hohen Rechenaufwands für Simulationen von Mehrphasenströmungen noch eher eine untergeordnete Rolle ein, deswegen konzentrieren sich bisherige Ergebnisse darauf einzelne Effekte in Bezug auf die Strömung und Wärmeübertragung zu identifizieren.



ABBILDUNG 3.1: Patentzeichnung des ersten patentierten Direktkontaktspeichers [6].

Das erste Patent zum Thema Direktkontaktlatentwärmespeicher geht auf das Jahr 1983 zurück. Lindner und Scheunemann [6] beschreiben darin einen horizontal liegenden Zylinder, welcher als Speichertank dient und mit einem Phasenwechselmaterial befüllt ist. Das Wärmeträgerfluid wird mit einer Pumpe über ein Verteilsystem, welches sich im unteren Bereich des Seichertanks befindet eingebracht. Aufgrund der geringeren Dichte des Wärmeträgerfluids gegenüber dem Phasenwechselmaterial, steigt dieses auf und sammelt sich im oberen Bereich des Speichertanks, wo es abgepumpt und über das Verteilsystem erneut eingebracht werden kann. Über einen Wärmeübertrager im oberen Bereich des Speichertanks, welcher von dem HTF umgeben ist, lässt sich Wärme zu- und abführen, siehe Abb. 3.1.

Direktkontaktlatentwärmespeicher wurden unter anderem zur Verwendung von Wärmetransportsystemen untersucht [7–9]. In einem mobilen Speichertank wird die aus Industrieprozessen anfallende Abwärme durch Aufschmelzen eines Phasenwechselmaterials als latente Wärme gespeichert. Die Temperatur der zur Verfügung stehenden Abwärme lag bei unter 473 K.

Nomura *et al.* [10] untersuchten den Wärmeübergang während des Entladevorganges (Erstarrungsvorgang) in einem DC-TES im Labormaßstab. Als PCM wurde Erythrit mit einer Schmelztemperatur von 391 K verwendet. Das Wärmeträgerfluid wurde über ein Düsensystem in die flüssige PCM Phase eingebracht. Durchgeführt wurden experimentelle Untersuchungen um die Effekte unterschiedlicher Volumenströme sowie den Einfluss des PCM-Füllstandes im Speichertank zu ermitteln. In den Untersuchungen wurde festgestellt, dass der mittlere volumetrische Wärmeübergangskoeffizient mit einer Zunahme des Volumenstromes und Abnahme des PCM-Füllstandes zunimmt.

Nomura *et al.* [11] führten weiters Untersuchungen zum Beladevorgang (Schmelzvorgang) eines DC-TES durch. Als PCM diente wiederum Erytrit mit einer Schmelztemperatur von 391 K. Eine Erhöhung des HTF-Massenstromes sowie der Temperatur führten proportional zu höheren Wärmeübertragungsleistungen. Darüber hinaus führte eine Erhöung des PCM-Füllstandes zu einer längeren Verweildauer des Wärmeträgeröls und somit zu einer höheren Wärmespeicherrate. Weiters stellten die Autoren fest, dass eine Verringerung der Düsendurchmesser bei gleichzeitiger Erhöhung der Düsenanzahl zu einer Erhöhung der Phasengrenzfläche zwischen dem PCM und dem HTF führt und somit zu einem besseren Wärmeübergang. Eine umfassende Übersicht zum Thema DC-TES findet sich ebenfalls in Nomura *et al.* [11].

Kunkel *et al.* [12] führten experimentelle Untersuchungen zum Wärmeübergang in Direktkontaktlatentwärmespeichern durch, um den Effekt des Massenstromes auf den Wärmeübergangskoeffizienten während des Phasenwechsels beurteilen zu können. Als Phasenwechselmaterial wurde eine Mischung aus zwei Salzhydraten mit einem Schmelzpunkt von 332,15 K verwendet. Ein Mineralöl diente als Wärmeträgerfluid.

Guo *et al.* [13] führten zweidimensionale numerische Untersuchungen auf Basis des *Volume-of-Fluid*-Ansatzes mit ANSYS FLUENT durch. Die Autoren untersuchten das Schmelzverhalten des Phasenwechselmaterials während des Beladevorganges. Es wurde gezeigt, dass der HTF-Massenstrom einen signifikanten Einfluss auf den Schmelzvorgang hat, wohingegen die Eindüstemperatur einen geringeren Einfluss aufweist. Eine Erhöhung des Wärmeträgermassenstromes sowie eine Verringerung der Eindüstemperatur kann so-

mit zu kürzeren Beladungsdauern führen.

Wang *et al.* [14] führten experimentelle und zweidimensionale numerische Untersuchungen mit ANSYS FLUENT zum Schmelzverhalten des PCMs durch. Als PCM wurde Erythrit mit einer Schmelztemperatur von 391 K verwendet. Anhand einer zweidimensionalen Berechnungsdomäne wurde gezeigt, dass die durch die Strömung induzierte Wirbelbildung in der flüssigen Phase den Wärmeübergang verbessert. Außerdem führt eine Erhöhung des Massenstromes zu einer Erhöhung des Turbulenzgrades und dieser Sachverhalt wirkt sich in weiterer Folge positiv auf den Schmelzprozess aus.

Wang *et al.* [15] führten des Weiteren zweidimensionale numerische Untersuchungen mit ANSYS FLUENT zu Erstarrungsvorgängen durch. Es konnte gezeigt werden, dass der HTF-Massenstrom den Erstarrungsvorgang siginifikant beeinflusst, wohingegen die Eindüstemperatur einen geringeren Einfluss hat. Eine Erhöhung des HTF-Massenstromes sowie Reduzierung der Eindüstemperatur führte zu einer kürzeren Entladedauer.

4 Theoretischer Hintergrund

Das zu analysierende *Setup* entspricht einem Blasensäulenreaktor wie er aus der Verfahrenstechnik bekannt ist [16]. Da in der vorliegenden Arbeit ein Direktkontaktspeicher ausgeführt als Tropfensäule untersucht wird, soll im Folgenden Kapitel zunächst auf die Funktionsweise von Direktkontaktspeichern eingegangen werden. Anschließend wird der Aufbau sowie die konstruktive Gestaltung von Tropfensäulen erläutert. Für das Verständnis der Wärmeübertragung sowie der Eigenschaften der Strömung in einer Tropfensäule werden außerdem die strömungsmechanischen Grundlagen umrissen. Besonderes Augenmerk wird auf die physikalische Modellierung von Zweiphasenströmungen gelegt.

4.1 Funktionsweise eines DC-TES

Thermische Energiespeicher lassen sich nach dem thermodynamischen Prinzip der Speicherung in sensible, latente und thermochemische Speicher einteilen. Thermochemische Speicher bieten die theoretisch höchsten Speicherdichten, jedoch befindet sich die Forschung zu dieser Speichertechnologie noch im Laborstadium und ist noch nicht ausgereift [17]. Sensible thermische Energiespeicher speichern Energie als fühlbare Wärme in Form einer Temperaturerhöhung. Im Unterschied dazu nutzen Latentwärmespeicher den Phasenübergang eines Speichermediums. Die gespeicherte Energie wird bei Latentwärmespeichern über eine Änderung des Aggregatzustandes des Phasenwechselmaterials freigesetzt. Betrachtet man beispielsweise den Phasenübergang von der festen auf die flüssige Phase, entspricht die gespeicherte Energie der Schmelz- bzw. Kristallisationswärme des PCMs. Die gespeicherte Energie ist aufgrund des isothermen Verhaltens während des Phasenüberganges verborgen¹ und als Temperaturerhöhung nicht fühlbar. Abb. 4.1 verdeutlicht die Arbeitsweise anhand eines Q-T-Diagramms. Eine Wärmezufuhr führt zunächst zu einem linearen Anstieg der Temperatur bis die Phasenwechseltemperatur ϑ_{Schm} des PCMs erreicht ist. Nach dem Erreichen von ϑ_{Schm} resultiert eine weitere Wärmezufuhr in einem Phasenwechsel und es zeigt sich ein isothermes Verhalten. Es zeigt sich, dass eine kleine Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta$ zu einer höheren gespeicherten latenten Wärme

¹lateinisch *latere* "verborgen sein"

 ΔQ_{latent} im Vergleich zur sensiblen Wärme $\Delta Q_{\text{sensibel}}$ führt. Es sei angemerkt, dass in dieser Arbeit nur der sensible Anteil der übertragenen Wärme während der Abkühlung des Phasenwechselmaterials in den ersten 60 s der Wärmeübertragung zwischen den flüssigen Phasen untersucht wird.



ABBILDUNG 4.1: Unterschied zwischen sensibler und latenter Wärme [18].

Die in einem Latentwärmespeicher gespeicherte Wärme lässt sich angeben zu

$$Q = \int_{T_{\text{Fest}}}^{T_{\text{Schm}}} m c_{\text{p,Fest}} dT + m \Delta h_{\text{Schm}} + \int_{T_{\text{Schm}}}^{T_{\text{Fl}}} m c_{\text{p,Fl}} dT$$
(4.1)

In Bezug auf die Führung des HTFs lässt sich zwischen zwei Konzepten differenzieren. Zum einen kann das HTF durch eine physikalische Barriere vom PCM getrennt sein, zum anderen können das HTF und das PCM im Direktkontakt miteinander stehen. Man spricht auch von Indirekt- und Direktkontaktlatentwärmespeicher. Eine detaillierte Beschreibung über den Stand der Technik zu Latentwärmespeichern sowie eine umfassende Literaturstudie zu Phasenwechselmaterialien findet sich in Illyès [19]. Der Wärmeübergang in Direktkontaktlatentwärmespeichern wird maßgeblich durch die sich einstellende Strömung sowie den Tropfenbildungsvorgang im Speichertank beeinflusst. Die Bildfolge in Abb. 4.2 zeigt die Arbeitsweise eines DC-TESs während des Schmelzvorganges. Das Wärmeträgeröl wird über nach unten gerichtete Düsen eingebracht und steigt durch das Speichermaterial auf. Es bilden sich anfänglich einzelne Kanäle in denen das HTF nach oben steigt. Mit fortdauernder Beladungsdauer beginnt das PCM zunächst im unteren Bereich des Speichertanks zu schmelzen. Der Schmelzvorgang breitet sich über die Speichertankhöhe aus. Aus der Sequenzdarstellung ist zu erkennen, dass unterschiedliche Wärmetransportmechanismen während der Be- bzw. Entladung auftreten. In der festen Phase ist die Wärmeleitung bestimmend, in der flüssigen Phase die Konvektion wobei zusätzlich ein Wärmeübergang zwischen den beiden Phasen stattfindet.



ABBILDUNG 4.2: Illustration des Schmelzvorganges in einem DC-TES. (a) Anfangszustand und Beginn der Einspeicherung sensibler Wärme, (b) frühe Phase der Latentwärmespeicherung, (c) mittlere Phase der Latentwärmespeicherung, (d) finale Phase der Latentwärmespeicherung, (e) finale Phase der Speicherung sensibler Wärme [11].

Ein DC-TES bietet folgende signifikante Vorteile. Da die Fluide im direkten Kontakt stehen, lassen sich aufgrund des nicht Vorhandenseins einer physikalischen Barriere zwischen den Fluiden und dem daraus resultierendem sehr geringen thermischen Widerstands hohe Wärmeübertragungsleistungen realisieren. Des Weiteren weist ein DC-TES einen sehr einfachen Aufbau auf. In der einfachsten Ausführung besteht dieser aus einem Speichertank, welcher einen Einlass sowie einen Auslass für das HTF aufweist und ist somit durch das nicht Vorhandensein eines physischen Wärmeübertragers gekennzeichnet. Außerdem lässt sich ein DC-TES aufgrund des leichten Gewichts nicht nur stationär betreiben, sondern ist auch für den Transport geeignet.

4.2 Thermo- und Fluiddynamik

4.2.1 Grundgleichungen

Für die Beschreibung der Bewegung von Fluiden existieren zwei Betrachtungsweisen. Die Eulersche und die Lagrangesche Betrachtungsweise. Die Bezeichnungen Euler und Lagrange beziehen sich auf die Perspektive des Beobachters und erfordern somit unterschiedliche mathematische Formulierungen.

Eulersche Betrachtungsweise: Man verfolgt die zeitliche Entwicklung des Geschwindigkeitsfelds an allen festen Ortspunkten.

Lagrangesche Betrachtungsweise: Die Beschreibung basiert auf der Betrachtung sämtlicher Bahnlinien aller individuellen Fluidteilchen.

Im Folgenden wird zur mathematischen Modellierung der systembeschreibenden Gleichungen die Eulersche Betrachtungsweise für Einphasenströmungen in kartesischen Koordinaten herangezogen. Die Herleitungen der im folgenden beschriebenen Erhaltungsgleichungen finden sich in Kuhlmann [20]. Die Modellierung für Mehrphasenströmungen wird im Zusammenhang mit der Beschreibung des Mehrphasenmodelles in Kapitel 5.1.1 erläutert.

Kontinuitätsgleichung Gl. (4.2) stellt die Massenerhaltung dar. Sie beschreibt, dass die zeitliche Änderung der Masse aufgrund einer Änderung der Dichte gleich der Summe der pro Zeiteinheit durch die Oberfläche eines Kontrollvolumens ein- und ausfließenden Masse ist. Die differentielle Form der Kontinuitätsgleichung lautet

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \, \boldsymbol{u}) = 0 \tag{4.2}$$

Navier-Stokes-Gleichungen Numerische Untersuchungen von Fluidströmungen bedingen außerdem das Lösen der Navier-Stokes-Gleichungen, welche das Verhalten von reibungsbehafteten und instationären Strömungen mit newtonscher Viskosität beschreiben. Diese bilden ein System aus nichtlinearen partiellen Differentialgleichungen 2. Ordnung, welche durch geeignete Wahl der Rand- und Anfangsbedingungen gelöst werden können. Nur für spezielle Fälle lassen sich analytische Lösungen zu diesen Gleichungen finden, weshalb man sich im Allgemeinen zum Lösen der Numerik bedient. Die N.-S.-Gleichungen lassen sich in differentieller Schreibweise anschreiben als

$$\underbrace{\rho\left(\frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial t} + \boldsymbol{u} \cdot \nabla \boldsymbol{u}\right)}_{\text{Trägheit}} = \underbrace{-\nabla p}_{\text{Druck}} + \underbrace{\eta \nabla^2 \boldsymbol{u}}_{\substack{\text{Reibung}\\\text{inkompr.}}} + \underbrace{\left(\zeta + \frac{\eta}{3}\right) \nabla(\nabla \cdot \boldsymbol{u})}_{\substack{\text{zus. Reibung}\\\text{kompressibel}}} + \underbrace{\rho \boldsymbol{f}}_{\substack{\text{externe}\\\text{Kräfte}}}$$
(4.3)

Die linke Seite der Gl. (4.3) stellt die Trägheit dar. Die Terme auf der rechten Seite beschreiben die Änderung des Druckes, die Reibungsterme sowie externe Kräfte (Grenz-flächenspannung, Körperkräfte, Volumenkräfte).

Thermodynamische Energie Betrachtet man einen Wärmeübertragungsprozess muss zusätzlich zu den N.-S.-Gleichungen und zur Kontinuitätsgleichung die Energiegleichung gelöst werden. Diese lässt sich anschreiben als

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \underbrace{\boldsymbol{u} \cdot \nabla T}_{\text{Konvektion}} = \underbrace{\frac{1}{\rho c_{p}} \nabla \cdot (\lambda \nabla T)}_{\text{Wärmeleitung}} + \underbrace{\frac{\gamma}{\rho c_{p}} T \frac{Dp}{Dt}}_{\text{Kompression}} + \underbrace{\frac{\phi}{\rho c_{p}}}_{\text{Dissipation}} + \frac{\dot{q}_{\text{ext}}}{c_{p}}$$
(4.4)

Die Temperatur ändert sich durch konvektiven Wärmetransport, Wärmeleitung, Kompressionsleistung sowie durch Dissipation (Umwandlung von kinetischer Energie in Wärme). Zusätzliche Leistungen (chemische Reaktion, Strahlung) sind in dem Term \dot{q}_{ext} vereinigt.

Transportgleichung Betrachtet man die mathematische Formulierung der Glgn. (4.2), (4.3) und (4.4) so lässt sich erkennen, dass diese von gleicher Form sind und ein Erhaltungsprinzip zum Ausdruck bringen. Die allgemeine Form der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie lässt sich nach Einführen einer zu erhaltenden Größe Φ sowie eines Diffusionskoeffizienten Γ in differentieller Form anschreiben als

$$\underbrace{\frac{\partial(\rho \Phi)}{\partial t}}_{\text{Instationär}} + \underbrace{\frac{\partial(\rho u \Phi)}{\partial x}}_{\text{Konvektion}} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma \frac{\partial \Phi}{\partial x}\right)}_{\text{Diffusion}} + \underbrace{S_{\Phi}}_{\text{Quelle}}$$
(4.5)

Gl. (4.5) stellt die sogenannte Transportgleichung dar. In ANSYS FLUENT wird zur Diskretisierung der strömungsmechanischen Grundgleichungen die Finite-Volumen Methode [21] herangezogen. Dabei wird das Integrationsgebiet in einzelne Kontrollvolumina unterteilt und unter Zuhilfenahme des Integralsatzes von Gauß die Volumenintegrale in Oberflächenintegrale übergeführt. Gl. (4.5) nimmt dann folgende Form an

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{V} \rho \,\Phi \,dV + \oint_{A} \rho \,\boldsymbol{u} \,\Phi \,dA = \oint_{A} \Gamma \,\nabla \Phi \,dA + \int_{V} S_{\Phi} dV \tag{4.6}$$

4.2.2 Tropfenbildung

Der Zerfall eines Flüssigkeitsstrahles wird vor allem durch die auf einen Freistrahl wirkenden inneren und äußeren Kräfte sowie jenen Kräften die aus der Grenzflächenspannung herrühren beeinflusst. Die dominanten Einflussgrößen, welche die Zerfallform eines kontinuierlichen Flüssigkeitsstrahles in disperse Tropfen bestimmen sind im Wesentlichen die Stoffeigenschaften der Fluide (Dichte, Viskosität), die Eindüsgeschwindigkeit, die Grenzflächenspannung sowie die Düsengeometrie [22]. Abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit lässt sich der Zerfall eines Freistrahles in die Zerfallregime Zertropfen, Zerwellen und Zerstäuben einteilen. Abb. 4.3 zeigt die typischen Strahlzerfallfälle beim Eintritt einer kontinuierlichen Flüssigkeitssäule aus einer Lochdüse in eine gasförmige Atmosphäre. Der Freistrahl wird von oben nach unten gerichtet in die gasförmige Atmosphäre eingedüst. Von links nach rechts betrachtet lassen sich die Zerfallregime und Atomization Regime, First Wind Induced Regime, Second Wind Induced Regime und Atomization Regime.



ABBILDUNG 4.3: Zerfall eines Flüssigkeitsstrahles. (a) Rayleigh Regime (Zertropfen), (b)
First Wind Induced Regime (Zerwellen), (c) Second Wind Induced Regime (Zerwellen),
(d) Atomization Regime (Zerstäuben) [23].

Für die Charakterisierung des Strahlzerfallmechanismus sowie die Beschreibung der Tropfenbildung lassen sich folgende dimensionslosen Kennzahlen heranziehen:

$$Re = \frac{\rho \, u \, l}{\eta} \qquad \qquad We = \frac{\rho \, u^2 \, l}{\sigma} \qquad \qquad Oh = \frac{\eta}{\sqrt{\rho \, \sigma \, l}} = \frac{\sqrt{We}}{Re} \qquad (4.7)$$

wobei ρ die Dichte, u die Geschwindigkeit, l eine charakteristische Länge, η die dynamische Viskosität und σ die Grenzflächenspannung darstellen. Die Reynolds-Zahl (*Re*) beschreibt das Verhältnis von Trägheits- zu Zähigkeitskräften. Die Weber-Zahl (*We*) beschreibt das Verhältnis von Trägheitskräften zu Kräften die aufgrund der Grenzflächenspannung herrühren. Grundsätzlich gilt: je höher die Weber-Zahl umso größer ist die Deformation der Tropfen und desto ausgeprägter ist die Abweichung der Tropfenform von einer kugelsymmetrischen Form. Außerdem gilt: je höher die Weber-Zahl umso stärker zerfällt der Freistrahl. Auf Basis der in Gl. (4.7) definierten Reynolds- und Weber-Zahl lässt sich die Ohnesorge-Zahl (*Oh*) bilden. Sie beschreibt das Verhältnis aus Zähigkeitszu Grenzflächenkräften. Bedeutung findet die Ohnesorge-Zahl vor allem in Bezug auf die Charakterisierung des Zerfallmechanismus von Fluiden. Trägt man die Ohnesorge-Zahl über der Reynolds-Zahl in einem doppelt logarithmischen Diagramm auf, so lassen sich die in Abb. 4.3 gezeigten Zerfallmechanismen klar zuordnen, siehe Abb. 4.4.



ABBILDUNG 4.4: Ohnesorge-Diagramm. Einteilung der Strahlzerfallsgebiete. (I) Rayleigh Regime, (II) First Wind Induced Regime, (III) Second Wind Induced Regime, (IV) Atomization Regime [24]. Die relevanten Strahlzerfallregime in dieser Arbeit, sind vor allem die Regime I und II.

Wenn Blasen und Tropfen durch eine kontinuierliche Phase aufsteigen bzw. fallen lässt sich ihre Form durch die Reynolds- Eötvös- und Morton-Zahl (Mo) beschreiben. Die Eötvös-Zahl (Eo) wird interpretiert als das Verhältnis von Volumenkräften zu Grenzflächenkräften. Die Morton-Zahl beschreibt das Verhältnis von Zähigkeitskräften zu Grenzflächenkräften.

$$Eo = \frac{\Delta \rho \, g \, l^2}{\sigma} \qquad \qquad Mo = \frac{g \, \eta^4 \, \Delta \rho}{\rho^2 \, \sigma^3} \tag{4.8}$$

wobei $\Delta \rho$ eine Dichtedifferenz und g die Erdbeschleunigung darstellen. Abb. 4.5 zeigt eine Regimekarte zur Abschätzung der Tropfenform. Das Schaubild eignet sich um den weiten Bereich an auftretenden Tropfenformen zu zeigen.

Holdup Der *Holdup* stellt im Zusammenhang mit Tropfensäulen einen weiteren dimensionslosen Parameter dar, welcher im Allgemeinen das eingenommene Volumen V der dispersen Phase beschreibt. Es sei angemerkt, dass die Phasenverteilung abhängig vom Strömungsregime ständiger Veränderung unterliegt, welche vor allem durch koaleszierende sowie kollidierende Tropfen gekennzeichnet ist. Der *Holdup* ε ist in dieser Arbeit definiert als

$$\varepsilon = \frac{V_{\rm HTF}}{V_{\rm HTF} + V_{\rm PCM}} \tag{4.9}$$

wobei V_{HTF} und V_{PCM} die Volumenanteile des Wärmeträgerfluids sowie des Phasenwechselmaterials darstellen.



ABBILDUNG 4.5: Tropfenformen für unterschiedliche Reynolds- und Eötvös-Zahlen [25].

4.2.3 Tropfensäulen

Strömungsregime in Tropfensäulen Das Vorliegen einer Mehrphasenströmung bedingt das Auftreten zweier oder mehrerer Phasen, welche sich darüber hinaus bezüglich des Aggregatzustandes (Feststoff, Flüssigkeit, Gas) unterscheiden können. Als Beispiel sei die Zweiphasenströmung angeführt, welche sowohl aus zwei Phasen mit unterschiedlichen Aggregatzuständen als auch in Form einer Flüssigkeits-Flüssigkeits-Strömung vorliegen kann. Einphasenströmungen lassen sich nach dem Verhalten der Strömung in laminar, transitional und turbulent klassifizieren. Mehrphasenströmungen lassen sich zusätzlich durch die Struktur der Phasengrenzfläche im Strömungsregime kategorisieren. Sind die Phasen dabei nicht mischbar und liegen diese oberhalb der Molekulargröße vor, so erfolgt die Einteilung in separierte und disperse Strömungen. Separierte Strömungen sind durch das Auftreten einer kontinuierlichen Phasengrenzfläche zwischen den Fluiden gekennzeichnet. Disperse Strömungen lassen sich durch das Auftreten einer kontinuierlichen und einer dispersen Phase charakterisieren. Abb. 4.6 zeigt typische Beispiele auftretender Strömungsregime in Blasen- bzw. Tropfensäulen. Betrachtet man die Strömungsformen so lassen sich diese allgemein in ein homogenes sowie heterogenes Strömungsregime einteilen. Eine homogene Strömungsstruktur ist durch eine gleichmäßig verteilte Tropfenphase charakterisiert. Die Tropfen verteilen sich über den gesamten Säulenquerschnitt, wobei koaleszierende Tropfen nicht zu beobachten sind, siehe Abbn. 4.6a, 4.6b. Wird die Einströmgeschwindigkeit der dispersen Phase erhöht verschiebt sich das Strömungsregime in den heterogenen Bereich. Dieser zeichnet sich durch eine turbulentere Bewegung, sowie eine dominantere Zirkulation der primären Phase aus. Dies hat zur Folge, dass sich aufgrund von Koaleszenz größere Tropfen bilden können und die Tropfenströmung von Koaleszenz- und Zerfallvorgängen geprägt ist, siehe Abb 4.6c. Reduziert sich der Durchmesser der Tropfensäule und steigt zugleich die Eindüsgeschwindigkeit, verschiebt sich das Strömungsregime in die Pfropfenströmung. Diese Pfropfen entstehen durch die Stabilisierung von großen Tropfen durch die Wand, siehe Abb. 4.6d.



ABBILDUNG 4.6: Strömungsregime in Tropfensäulen. (a) & (b) homogenes Strömungsregime, (c) & (d) heterogenes Strömungsregime [26].

Da es sehr viele Gemeinsamkeiten zwischen Blasensäulen und den in der vorliegenden Arbeit untersuchten Tropfensäulen gibt, stützen sich die im Folgenden ausgeführten Erklärungen auf die Gestaltung und den Aufbau von Blasensäulen. Es sei erwähnt, dass Blasensäulen technisch bedeutender und weiter verbreitet sind. Eine ausführliche Anleitung zur Auslegung von Blasen- bzw. Tropfensäulen findet sich in Mersmann [27].

Blasensäulen sind begaste Flüssigkeitssäulen, wobei das Gas als disperse Phase in eine kontinuierliche flüssige Phase eingebracht wird und diese als Blasen durchströmt. Wird anstatt eines Gases eine Flüssigkeit eingebracht, spricht man von Tropfen anstatt von Blasen und von einer Tropfensäule anstatt einer Blasensäule. Eine Unterscheidung der beiden Phasen wird im folgenden durch die tiefgestellten Indizes dis (engl. dispers) sowie c (engl. *continuous*) sichergestellt. Tropfensäulen zeichnen sich vor allem durch ein Dichteverhältnis $\rho_{\rm c}/\rho_{\rm dis} \approx 1$ aus. Zum Vergleich, Blasensäulen arbeiten häufig bei einem Dichteverhältnis von $\rho_c/\rho_{dis} > 200$. Solche Gas/Flüssigkeits bzw. Flüssig/Flüssig-Reaktoren finden ihre Anwendung nicht nur in der Chemietechnik, sondern lassen sich auch als Wärmeübertrager in Form eines Direktkontaktapparates realisieren. Vorteile bietet dieses System aufgrund des guten Wärmeüberganges zwischen den im Direktkontakt stehenden beiden flüssigen Phasen. Abhängig von der Anwendung und den Anforderungen sind aus der Verfahrenstechnik unterschiedliche Konzepte für die Realisierung von Tropfensäulen bekannt. Erfolgt keine Zufuhr von mechanischer Energie, zum Beispiel durch einen Rührer, lassen sich im Allgemeinen drei Grundbauarten unterscheiden, welche im Folgenden kurz erläutert werden.

Einfache Blasensäule In der einfachsten Ausführung besteht eine Blasensäule aus einem Behälter mit rechteckigem bzw. kreisrundem Querschnitt. Im unteren Bereich des Behälters wird über ein Dispergiersystem ein Gas in eine Flüssigkeit eingebracht. Die Strömung kann durch unterschiedliche Ausführungen des Verteilsystems sowie durch Einbauten beeinflusst werden, wobei die Fluide sowohl im Gleich- als auch im Gegenstrom geführt werden können. Im Allgemeinen lassen sich drei Grundverfahren zur Vermischung von Fluiden unterscheiden. Abb. 4.7a zeigt die einfachste Bauweise einer Blasensäule. Das Gas wird im unteren Bereich der Säule eingedüst und steigt in der flüssigen Phase auf. Im oberen Bereich verlässt es die Säule. Diese Bauart ist immer dadurch charakterisiert, dass die disperse Phase von unten nach oben durchströmt.

Abstromblasensäule Bedingt der Anwendungsfall eine längere Verweildauer der Gasphase, so kann dies mit Abstromblasensäulen erreicht werden, siehe Abb. 4.7b. Die kontinuierliche Phase wird im oberen Bereich eingebracht und nach unten gepumpt. Dadurch wird die ebenfalls von oben zugeführte disperse Phase nach unten gerissen und es lässt sich durch geeignete Wahl der Volumenströme eine längere Verweilzeit der dispersen Phase erzielen, da es durch die Strömungsführung möglich ist, diese annähernd in der Schwebe zu halten.

Schlaufenreaktoren Im Gegensatz zur einfachen Bauweise und zu Abstromblasensäulen wird bei Schlaufenreaktoren keines der beteiligten Fluide vertikal durch die Säule gepumpt, siehe Abb. 4.7c. Mit dem Einsatz von Einbauten wird in Schlaufenreaktoren eine Zirkulationsströmung erzeugt, welche die Verteilung der dispersen Phase über das gesamte Tropfensäulenvolumen sicherstellt.



ABBILDUNG 4.7: Bauweisen von Blasensäulen. (a) einfache Blasensäule, (b) Abstromblasensäule, (c) Schlaufenreaktor mit interner Umwälzung [16].

Einbauten Die vorgestellten Bauarten von Blasensäulen werden häufig nicht in ihrer Reinform verwendet. Abhängig von den Anforderungen empfiehlt es sich durch Einbauten den Aufbau so zu verändern, um bewusst die Verweilzeit bzw. die Strömungscharakteristik zu beeinflussen sowie den Wärme- und Stoffaustausch zu intensivieren. Durch Modifikationen lassen sich eine Vielzahl an Variationen realisieren. Die in Abb. 4.8a dargestellten Strömungsstrukturen in der einfachen Bauart einer Blasensäule sind häufig durch Wirbelbildungen und Rückvermischung der Fluide geprägt. Abhilfe schaffen hier der Einbau von Lochblechen über die Höhe der Blasensäule, siehe Abb. 4.8b. Diese bewirken eine gleichmäßige Verteilung der Blasen über den Säulenquerschnitt. Eine gleichmäßige Verteilung der Blasen sowie eine Unterdrückung von Rückvermischungen ist ebenfalls durch eine mehrschächtigen Säule realisierbar, siehe Abb. 4.8c.



ABBILDUNG 4.8: Verwendung von Einbauten in Blasensäulen. (a) Strömungsstrukturen in der einfachen Blasensäule, (b) Kaskadierung mit Siebböden, (c) mehrschächtige Blasensäule [16].

Dispergierung Ziel der Dispergierung ist die Erzeugung und Verteilung einer dispersen Phase in einer Flüssigkeit. Dabei wird häufig eine möglichst große Oberfläche zwischen der kontinuierlichen und dispersen Phase angestrebt, um einen intensiven Wärme- und Stoffaustausch zu gewährleisten. Gewöhnlich kommen in Blasen- und Tropfensäulen abhängig vom Anwendungsfall unterschiedliche Verteilsysteme zum Einsatz. Am weitesten verbreitet sind Einsteckrohre und Lochböden, siehe Abb. 4.9a und 4.9b. Des Weiteren seien speziell für Blasensäulen die Dispergiersysteme Begaserring und Sinterplatte erwähnt, siehe Abb. 4.9c und 4.9d. Das Einsteckrohr bzw. die einzelne Lochdüse stellen die einfachste Gestaltung der Verteilung dar. Nachteilig an dieser Ausführung ist, dass Tropfen erst ab einer gewissen Höhe gleichmäßig über dem Säulenquerschnitt verteilt werden. Bedingt der Anwendungsfall eine gleichmäßigere Verteilung vom Blasensäulenboden aufwärts, so eignen sich Lochböden bzw. Rohre mit Bohrungen.



ABBILDUNG 4.9: Bauweisen von Begasungseinrichtungen. (a) Einsteckrohr, (b) Lochboden, (c) Begaserring, (d) Sinterplatte [16].

5 Numerische Modellierung und Methodik

Obwohl Tropfensäulen einen sehr einfachen Aufbau aufweisen, stellt die Modellierung der Strömungsstrukturen eine sehr komplexe Aufgabenstellung dar. Im folgenden Kapitel wird der Simulationsaufbau sowie die Modellierung der Mehrphasenströmung in ANSYS FLU-ENT beschrieben. Für die Untersuchung der Strömungsstrukturen und der Temperaturverteilung werden die Einstellungen erläutert. Darüber hinaus wird auf die den Systemeigenschaften angemessene Wahl der Netzgröße, des Zeitschrittes und der Gleichungslöser eingegangen. Es sei erwähnt, dass sich in der Literatur wenig Anhaltspunkte zur Modellierung von Strömungen in Tropfensäulen finden. Aufgrund dieser Tatsache wurde für die Modellerstellung der Ansys User Guide [28] sowie das für die Volume-of-Fluid-Methode verwendeten User Manual [29] herangezogen.

5.1 Simulationsaufbau

Für die vorliegende Arbeit wurde eine Tropfensäule im Labormaßstab anhand einer zweidimensionalen Simulationsdomäne abgebildet. Da für den experimentellen Aufbau noch keine Simulationen durchgeführt wurden, erscheint dieser Ansatz als vielversprechende Herangehensweise.

5.1.1 Volume-of-Fluid-Methode

Die Wahl des Mehrphasenmodells ist von elementarer Bedeutung für die Beschreibung des Strömungsverhaltens sowie für die zu untersuchenden Effekte. Die VOF-Methode stellt einen bewährten Ansatz zur numerischen Modellierung von Mehrphasenströmungen dar und geht auf Hirt und Nichols [30] zurück. Sie eignet sich zur Beschreibung von nichtmischbaren Fluiden mit klarer Phasengrenze [31]. Außerdem bietet die VOF-Methode die Möglichkeit Grenzflächenspannungseffekte zwischen Fluiden in die Simulation miteinzubeziehen, welche für den Tropfenbildungsvorgang einen entscheidenden Faktor darstellen können, siehe Kapitel 4.2.2. Eingesetzt wird die VOF-Methode vor allem bei der Simulation von Flüssigkeitsstrahlen, bei der Beschreibung der Bewegung von Blasen bzw. Tropfen in Flüssigkeiten und zur Beschreibung des instationären Verhaltens von freien Oberflächen in Mehrphasenströmungen. Da in dieser Diplomarbeit eine Vielzahl der Anwendungsmöglichkeiten vereinigt werden, stellt dieser Ansatz eine geeignete Methode zur Beschreibung der Tropfenströmung dar.

Kontinuitätsgleichung Die Bewegung der Phasengrenze wird durch das Lösen der Kontinuitätsgleichung beschrieben. Für die q-te Phase nimmt diese folgende Form an

$$\frac{1}{\rho_{\rm q}} \left[\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_{\rm q} \rho_{\rm q}) + \nabla \cdot (\alpha_{\rm q} \rho_{\rm q} \boldsymbol{u}_{\rm q}) = S_{\alpha \rm q} + \sum_{p=1}^{n} (\dot{m}_{\rm pq} - \dot{m}_{\rm qp}) \right]$$
(5.1)

wobei \dot{m}_{pq} und \dot{m}_{qp} einen Massentransfer von der Phase q nach p und vice versa sowie $S_{\alpha q}$ einen Quellterm darstellen. Da in dieser Arbeit kein Massentransfer und keine Quellterme berücksichtigt werden, vereinfacht sich Gl. (5.1) zu

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathbf{q}}\rho_{\mathbf{q}}) + \nabla \cdot (\alpha_{\mathbf{q}}\rho_{\mathbf{q}}\boldsymbol{u}_{\mathbf{q}}) = 0$$
(5.2)

Für die Volumenanteile der Phasen gilt

$$\sum_{q=1}^{n} \alpha_q = 1 \tag{5.3}$$

Physikalische Eigenschaften Die Phasengrenze ist im Allgmeinen durch hohe Viskositätsund Dichtegradienten geprägt. Im Spezialfall einer Zweiphasenströmung (gekennzeichnet durch die Indizes 1 und 2) wird die Dichte in jeder Zelle folgendermaßen berechnet

$$\rho = \alpha_2 \,\rho_2 + (1 - \alpha_2) \,\rho_1 \tag{5.4}$$

Alle anderen physikalischen Stoffeigenschaften (z.B. Viskosität) berechnen sich in der gleichen Art und Weise.

Impulsbilanz Bei der VOF-Methode wird eine Impulsbilanz für die Berechnungsdomäne und alle Phasen gelöst

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \boldsymbol{u}) + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{u} \boldsymbol{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \left[\eta (\nabla \boldsymbol{u} + \nabla \boldsymbol{u}^T)\right] + \rho \boldsymbol{g} + \boldsymbol{F}$$
(5.5)

Die Impulsbilanz hängt auch von den Volumenanteilen aller Phasen ab, da diese in die Berechnung der physikalischen Stoffeigenschaften der Fluide (Dichte, Viskosität) eingehen. Die Berücksichtigung der Grenzflächenspannung resultiert aus zusätzlichen Quellterm F. In dieser Arbeit wird die *Continuous Surface Force* Methode (CSF), welche auf Brackbill *et al.* [32] zurückgeht verwendet. Dabei wird die Domäne als Kontinuum modelliert, was zur Folge hat, dass die Grenzflächenspannung als kontinuierliche Grenzflächenkraft formuliert werden kann.

Energiegleichung In gleicher Analogie zur Impulsbilanz wird auch nur eine Energiegleichung für alle Phasen gelöst.

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot (\boldsymbol{u} \left(\rho E + p\right)) = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) + S_{\text{h}}$$
(5.6)

wobei E die Energie, k_{eff} die effektive Wärmeleitfähigkeit und S_{h} einen Quellterm, welcher Strahlung und andere Wärmequellen in sich vereinigt, darstellen. Bei der VOF-Methode werden Energie und Temperatur als massen-gemittelte Größen behandelt.

$$E = \frac{\sum_{q=1}^{n} \alpha_{q} \rho_{q} E_{q}}{\sum_{q=1}^{n} \alpha_{q} \rho_{q}}$$
(5.7)

 $E_{\rm q}$ ist abhängig von der spezifischen Wärmekapazität der betrachteten Phase sowie der Temperatur.

Rekonstruktion der Phasengrenzfläche Die VOF-Methode verwendet zur Darstellung der Phasengrenze eine skalare Volumenanteilsfunktion, siehe Abb. 5.1a. Aus dieser Funktion wird in jeder Zelle der Vernetzung der Volumenanteil des Fluids zum Gesamtzellvolumen angegeben. Die geometrische Rekonstruktion der Phasengrenzfläche basiert auf der *Piecewise Linear Interface Calculation* (PLIC) Methode. Dabei wird angenommen, dass die Grenzfläche zwischen zwei nicht mischbaren Fluiden linear innerhalb der Zelle verläuft, siehe Abb. 5.1b.


ABBILDUNG 5.1: Rekonstruktion der Phasengrenze. (a) Exemplarische Darstellung der Phasenverteilung in einer Vernetzung, (b) PLIC Rekonstruktion der Phasengrenze [33].

5.1.2 Geometrie

Das geometrische Modell sowie die strukturierte Vernetzung wurden mit ICEM CFD erstellt. Der experimentelle Versuchsaufbau der Tropfensäule besteht aus einem Glasrohr mit quadratischem Querschnitt. Der dreidimensionale Aufbau wird in dieser Arbeit als zweidimensionale Geometrie abgebildet. Die zu untersuchende zweidimensionale Geometrie inkl. Hauptabmessungen ist in Abb. 5.3 dargestellt. Das Modell lässt sich in zwei Bereiche einteilen. Es besteht aus einem Düsenboden sowie einem Speichertank inkl. Absaugrohr. Die Geometrie des Düsenbodens ist in Abb. 5.4 für die Ausführung mit Einzelund Doppeldüse im Detail dargestellt.

Über ein *Inlet* im unteren Bereich des Düsenbodens wird das HTF zugeführt. Die Strömung wird anschließend über eine Lochplatte geführt, welche eine Vergleichmäßigung der Strömung bewirken soll und wird danach über eine Lochdüse in den Speichertank eingebracht. Da die Strömungsverhältnisse in der Lochdüse den Strahlzerfall und in weiterer Folge die aufsteigenden Tropfen beeinflussen, wurde der Düsenboden mit modelliert. Das hat den Vorteil, dass das Geschwindigkeitsprofil in der Lochdüse möglichst genau abgebildet werden kann. Am *Outlet*, welches sich am oberen Ende des Absaugrohres befindet, wird das HTF über eine Ansaugöffnung wieder abgepumpt.

Abb. 5.2 zeigt die Anordnung der Lochdüse(n) sowie jene des *Flow Breakers* im experimentellen Aufbau für den dreidimensionalen Fall.



ABBILDUNG 5.2: Draufsicht auf (a) Einzeldüse, (b) Doppeldüse, (c) Lochplatte (Flowbreaker).

Die Geometrie inkl. Einbauten ist in Abb. 5.5 dargestellt. Die symmetrische Anordnung der Einbauten ist auf folgende Überlegungen zurückzuführen. Der Einsatz der Leitbleche in der Mitte des Speichertanks soll eine Realisierung des in Kapitel 4.2.3 beschriebenen Schlaufenreaktors ermöglichen und somit zu einer effektiven Strömungskontrolle beitragen. Die Tropfensäule wird durch diese Maßnahme in Steig- und Fallbereiche eingeteilt. Das Lochblech im oberen Bereich des Speichertanks soll zu einer ruhigeren Phasengrenze zwischen dem PCM und dem Ölpolster führen. Durch Voruntersuchungen wurde festgestellt, dass sich diese sehr unruhig verhält und durch das Gegenprallen der Tropfen zum schwappen neigt.



ABBILDUNG 5.3: 2D-Geometrie der Tropfensäule. (a) *Inlet*: blau dargestellt, (b) Lochplatte (*Flow Breaker*), (c) Lochdüse, (d) Speichertank, (e) Absaugrohr, (f) *Outlet*: rot dargestellt.



ABBILDUNG 5.4: 2D-Geometrie der Düsenböden für (a) die Einzeldüse und (b) die Doppeldüse.



ABBILDUNG 5.5: 2D-Geometrie der Tropfensäule mit Einbauten (Schlaufenreaktor). (a) & (b) Leitbleche, (c) Lochboden.

Vernetzung Die experimentellen und numerischen Untersuchungen haben gezeigt, dass das Strömungsbild durch das Auftreten von Tropfen im gesamten Speichertank geprägt ist, sodass eine örtliche Verfeinerung des Netzes als nicht sinnvoll erachtet wurde. Da außerdem nicht nur einzelne Effekte zu identifizieren sind, wie z.B. der Einfluss der Tropfenströmung in bestimmten Bereichen der Tropfensäule bzw. der Einfluss eines einzelnen Tropfens, sondern eine Aussage über die komplette Tankhöhe gemacht werden soll, wurde eine einheitliche Netzweite festgelegt.

Zunächst muss berücksichtigt werden, dass die VOF-Methode eine sehr feine Vernetzung bedingt. Diese ist nämlich nur dann ein angemessenes Mehrphasemodell, wenn die Phasengrenze groß genug im Vergleich zum Rechennetz ist, siehe Abb. 5.6.



ABBILDUNG 5.6: Illustration der Anwendbarkeit der VOF-Methode in Abhängigkeit der Phasengrenze zur Netzweite. (a) charakteristische Länge der Phasengrenze l ist größer als die Netzweite Δx , (b) Länge der Phasengrenze l ist kleiner als die Netzweite Δx [29].

Die Genauigkeit nimmt mit Annäherung der Phasengrenzfläche an das Rechennetz ab. Die Tropfengröße lässt sich zunächst mit Kenntnis des Zerfallregimes abschätzen. Da in dieser Arbeit keine Zerstäubung stattfindet, sondern der Freistrahl zertropft bzw. zerwellt, bilden sich Tropfen in der Größenordnung des Düsendurchmessers bzw. darüber, siehe Kapitel 4.2.2. Abb. 5.7 verdeutlicht die Topologie der Phasen beim Zertropfen bzw. Zerstäuben eines Freistrahles. Die Illustration dient zur Verdeutlichung des Zerfallregimes



bzw. zur Tropfengröße im Verhältnis zur Netzweite.

ABBILDUNG 5.7: Illustration der Längenskala $l/\Delta x$ sowie der Größenordnung des Volumenanteils des Wärmeträgerfluids $\alpha_{\rm HTF}$ in einer Zelle beim (a) Zerwellen und (b) Zerstäuben eines Freistrahles [29].

Um der Darstellung der Phasengrenze gerecht zu werden, wurde ein Netz mit einer Kantenlänge von $\Delta x = 0,5$ mm gewählt, was einem Aspect Ratio von eins entspricht. Abb. 5.8 zeigt die verwendete Vernetzung anhand einiger aufsteigender Tropfen. Ein Nachteil der VOF-Methode ist die sogenannte numerische Koaleszenz von Tropfen wenn der Abstand zwischen zwei Tropfen geringer ist als die Größe der Vernetzung [34]. Dieser Umstand macht die VOF-Methode zu einer rechenintensiven Methode.



ABBILDUNG 5.8: Darstellung der in dieser Arbeit auftretenden Tropfengröße im Vergleich zur Netzweite für (a) einen einzelnen Tropfen und (b) einen Tropfenschwarm.

Die Vernetzung besteht aus ungefähr 150000 Zellen. Im Allgemeinen ist die Wahl der Netzgröße ein Kompromiss aus Rechenaufwand und Genauigkeit. Um die Berechnungsdauer abschätzen zu können, wurden auch Simulationen mit einer Netzweite von $\Delta x = 0, 1$ mm durchgeführt, was einer Zellanzahl von ungefähr 367500 entspricht. Aufgrund des expliziten Lösungsschemas für die Berechnung der Volumenanteile, bedingt dies einen Zeitschritt von 0,02 ms um die Courant-Bedingung (siehe Kapitel 5.1.3) zu erfüllen, womit eine Parameterstudie im Rahmen einer Diplomarbeit aufgrund der langen Berechnungsdauer nicht mehr durchführbar ist.

Zu erwähnen ist, dass versucht wurde die Phasengrenze dynamisch mittels Adaptive Mesh Refinement aufzulösen, wobei sich dies als äußerst schwierig gestaltet hat, da dies aufgrund der kleinen Zellgröße sehr kleine Zeitschritte erfordert.

5.1.3 Numerisches Setup

Nachdem das Rechennetz in ICEM CFD erstellt worden ist, wird es in FLUENT eingelesen, wo die numerischen Einstellungen für die Simulation vorgenommen werden können. Die vorliegende Strömung lässt sich als eine instationäre Mehrphasenströmung charakterisieren. Im Folgenden werden die für die Simulation verwendeten Einstellungen erläutert, wobei sich die Reihenfolge der in diesem Kapitel präsentierten Einstellungen an der Struktur von FLUENT orientiert.

Allgemeine Einstellungen FLUENT erlaubt es, zwischen zwei Gleichungslösern auszuwählen, dem *Pressure-Based Solver* und dem *Density-Based Solver*. Aufgrund der Tatsache, dass die Strömung als inkompressibel betrachtet wird, wurde der *Pressure-Based Solver* ausgewählt. Die Standardeinstellung *Velocity Formulation Absolute* wurde beibehalten. Um das instationäre Verhalten der Tropfenströmung beschreiben zu können wurde unter *Time* die Einstellung *Transient* ausgewählt. Da eine zweidimensionale Geometrie untersucht wird, wurde unter *Dimension* 2D *Space - Planar* gewählt. Um das fluiddynamische Verhalten der Tropfenströmung beschreiben zu können, wurde eine Symmetriebedingung nicht in Betracht gezogen. Der Einfluss des Schwerefeldes der Erde muss aufgrund der Betrachtung von Fluiden mit unterschiedlichen Dichten berücksichtigt werden. Somit wurde die Erdbeschleunigung in *y*-Richtung auf $-9, 81 \text{ m/s}^2$ gesetzt. Unter *Cell Zone Conditions* können die *Operating Conditions* festgelegt werden. Da der Prozess bei Umgebungsdruck abläuft wurde der *Operation Pressure* mit 101325 Pa angegeben. Die *Reference Pressure Location* wurde auf die Höhe des *Outlets* gesetzt, welches sich auf 1 m Höhe befindet. Die *Operating Density* kann bei Interaktion von mehreren Fluiden Einfluss auf das Konvergenzverhalten haben. Das *Ansys User's Manual* empfiehlt bei Verwendung der VOF-Methode jene Dichte zu verwenden, welche das *Pressure Outlet* umgibt. Da nur HTF aus der Tropfensäule abgesaugt wird, wurde die *Operating Density* somit je nach verwendetem HTF festgelegt.

Simulationsmodelle Unter Models wurde für das Multiphase Model das Volume-of-Fluid-Modell ausgewählt. Aufgrund der Tatsache, dass im Speichertank nicht nur die Zweiphasenströmung zwischen dem HTF und dem PCM modelliert wird, sondern auch ein Luftpolster im oberen Bereich, wird unter Number of Eulerian Phases 3 eingestellt. Die Verwendung der VOF-Methode bedingt das zuordnen der Phasen als primäre bzw. sekundäre Phase. Das PCM, welches die kontinuierliche Phase darstellt wurde als Primary Phase definiert. Das HTF und die Luft wurden als Secondary Phase modelliert.

Da beide Fluide als nicht mischbar betrachtet werden, existiert zwischen beiden Phasen eine gemeinsame Phasengrenze. Aufgrund des instationären Verhalten der Tropfendynamik ist diese zeitabhängig. Für die Beschreibung der Bewegung der auftretenden Phasengrenze und die Berechnung der Volumenanteile in den Zellen bietet FLUENT die Möglichkeit des expliziten bzw. impliziten Lösens der Kontinuitätsgleichung. Für die Beschreibung der Volumenanteile wurde die *Explicit Formulation* gewählt. Die Standardeinstellungen unter Volume Fraction Parameters wurden übernommen. Vorteile bietet dieses Lösungsschema in der Verwendung der Geo-Reconstruct Discretization, welche eine klare Darstellung der Phasengrenze ermöglicht, ohne numerische Diffusion. Außerdem wird empfohlen explizit zu rechnen, wenn die Grenzflächenspannung das Strömungsverhalten wesentlich beeinflusst. Zu beachten ist, dass die Verwendung des expliziten Schemas zur Rekonstruktion der Phasengrenze aus Stabilitätsgründen aufgrund der Sub-Iterationen durch die Courant-Zahl begrenzt ist. Von Nachteil ist diese Methode bei Verwendung eines stark verzerrten Berechnungsnetzes, worauf Rücksicht genommen wurden.

Um den auf die Strömung einflussnehmenden Parameter der Grenzflächenspannung miteinbeziehen zu können, wurde unter *Phase Interactions* die Option *Surface Tension Modeling* aktiviert. Mit dem *Continuum Surface Force Model* wurden die Grenzflächenspannungskoeffizienten, welche als konstant angenommen wurden, in die Simulation miteinbezogen. Diese sind in Tab. 5.1 dargestellt. Jener Koeffizient zwischen dem PCM und HTF wurde experimentell ermittelt, für Öl und Luft wurde der Wert angenommen. Auch wenn der Fall einer Phasengrenze zwischen PCM und Luft nicht auftritt, wurde jener für Luft und Wasser gewählt. Um die Dominanz der Grenzflächenspannung zu evaluieren eignet sich die Betrachtung der Reynolds- und Weber-Zahl an der Düse. Für $Re_D >> 1$ und $We_D >> 1$ ist zu erwarten, dass die Grenzflächenspannung eine untergeordnete Rolle einnimmt.

Phaseninteraktion	Grenzflächenspannungskoeffizient in $\rm N/m$
HTF/PCM	0,0173
Luft/PCM	0,072
Luft/HTF	0,03

TABELLE 5.1: Grenzflächenspannungskoeffizienten zwischen den Phasen.

Ein Kontaktwinkel zwischen den Flüssigkeiten mit der Wand wurde nicht genauer spezifiziert was dazu führt, dass FLUENT standardmäßig mit 90° rechnet. Da die Tropfenströmung durch Dichteunterschiede sowie dem Einfluss der Gewichtskraft unterliegt, wurde *Implicit Body Force* verwendet, da dies zu einem verbesserten Konvergenzverhalten für Strömungen mit Dichteunterschieden der Fluide führt [29].

Die Beschreibung der Bewegung einer einzelnen Blase bzw. eines einzelnen Tropfens ist sehr gut erforscht und es finden sich in der Literatur viele Anhaltspunkte zur Modellierung sowie experimentelle Untersuchungen [25]. In dieser Arbeit wird die deutlich weniger erforschte Dynamik eines Tropfenschwarmes betrachtet. Die Wahl des passenden Turbulenzmodells für Blasen- bzw. Tropfensäulen stellt somit eine sehr herausfordernde Aufgabenstellung dar. Die Strömung in Tropfensäulen ist durch die Bildung von Zirkulationen über die gesamte Breite der Säule gekennzeichnet. Diese Wirbel lassen durchaus auf ein turbulentes Strömungsregime schließen. In der Literatur finden sich zahlreiche Ansätze zur Auswahl eines passenden Modells. In Vieira *et al.* [35] findet sich eine ausführliche Übersicht zu numerischen Untersuchungen von Turbulenzmodellen in Blasensäulen. Die Verwendung eines Turbulenzmodells zur Beschreibung des Verhaltens von Strömungen in Blasensäulen führt jedoch nicht immer zu physikalisch brauchbaren Ergebnissen [36], [37]. Aufgrund der geringen Reynolds-Zahlen an der Lochdüse (*Re* im Bereich von 6 bis 700 je nach HTF) wurde deshalb unter *Viscous Model* das laminare Modell gewählt. Um zusätzlich die Energieerhaltungsgleichung zu lösen und somit Temperaturänderungen in die Rechnung miteinbeziehen zu können wurde *Energy* auf *On* gesetzt.

Fluide Die Stoffeigenschaften der Fluide wurden unter *Materials* eingestellt. Dazu wurden die Stoffdaten über eine vorher definierte *User Defined Database*, welche die linear temperaturabhängigen Stoffdaten der Wärmeträgerfluide enthält, eingelesen. Bei den verwendeten Wärmeträgerfluiden handelt es sich um Benzolderivate der Firma Fragol. Die Stoffdaten für das Wasser-TBAB (40wt%) wurden ebenfalls eingelesen, werden aber als temperaturunabhängig betrachtet. Tab. 5.2 zeigt die Stoffdaten für die verwendeten Fluide bei einer Referenztemperatur von 20 °C.

Stoffwerte	Wasser-TBAB	D12	ADX10	FG35
Dichte in kg/m^3	1060 [38]	762	857	861
spez. Wärmekapazität in J/kgK	2500 [39]	2108	1910	2170
dyn. Viskosität in Pas	0,012 [40]	0,00129	0,00628	0,08262
Wärmeleitfähigkeit in $W/m K$	0,39 [41]	$0,\!11$	0,124	$0,\!15$

TABELLE 5.2: Stoffeigenschaften der Fluide bei 20 °C.

Randbedingungen Numerische Strömungssimulationen stellen im Allgemeinen Anfangsund Randwertaufgaben dar. Um eine eindeutige Lösung der in Kapitel 4.2.1 beschriebenen partiellen Differentialgleichungen zu erhalten müssen Funktionswerte am Rand der Berechnungsdomäne vorgegeben werden. Alle Wände wurden mit der Randbedingung *Wall* modelliert. Da sich keine in Bewegung befindende Wand in der Berechnungsdomäne befindet, wurden alle Wände als *Stationary Wall* definiert. Die Strömungsgeschwindigkeit an der Wand wird mittels der *No Slip Condition* gleich null gesetzt, womit die Haftbedingung erfüllt ist. Für die Wandrauhigkeit wurden die Standardeinstellung unter *Wall Roughness* übernommen. Da die Temperaturverteilung im Speichertank bestimmt werden soll, muss zusätzlich die Energiegleichung gelöst werden. Das hat zur Folge, dass der Wärmeaustausch mit der Umgebung berücksichtigt werden muss. Der Speichertank wird als adiabat angenommen, was durch setzen des Wärmestromes auf 0 W/m² realisiert wird. Der Einlass wurde als *Velocity Inlet* mit konstanter Einströmgeschwindigkeit normal zur *Boundary* und konstanter Eintrittstemperatur modelliert. Da nur das Wärmeträgerfluid in den Speichertank einströmt wurde der Volumenanteil für diese Phase am *Inlet* auf 1 gesetzt. Der Auslass wurde als *Pressure Outlet* modelliert. Die statische Druckdifferenz wurde auf 0 Pa gesetzt.

Lösungsmethoden Horvath *et al.* [42] zeigten, dass die Wahl der Gleichungslöser und die Diskretisierungsmethoden einen großen Einfluss auf die Strömungsstrukturen und Ergebnisse in Blasensäulen haben. In Verbindung mit der expliziten VOF-Methode wird das Druckkorrekturverfahren *PISO (Pressure-Implicit with Splitting of Operators)* empfohlen. Die Berechnung der Gradienten erfolgt mittels *Least Square Cell Based Method*. Für die Berechnung des Druckes wurde das Interpolationsschema *PRESTO!* gewählt. Alle Variablen wurden *second order upwind* diskretisiert. Für die Darstellung der Phasengrenze wird *Geo Reconstruct* verwendet. Die *Under Relaxation Factors* wurden standardmäßig initialisiert. Die Simulation wird durch eine Abnahme der Residuen um 10^{-3} als konvergent betrachtet.

Initialisierung und Anfangsbedingungen Die Simulation wurde mit der Standard Initalization Methode und Compute from Inlet initialisiert. Nach der Initialisierung können über die Schaltfläche Patch die Anfangsbedingungen in der Berechnungsdomäne vorgegeben werden. Dazu müssen zunächst die relevanten Zonen unter Adapt und Mark/Adapt Cells unter Region festgelegt werden. Alle Simulationen wurden zum Zeitpunkt t = 0 s gestartet. Als Anfangsbedingung wird in der Berechnungsdomäne eine konstante Temperatur von 23 °C vorgegeben. Die Fluide befinden sich in Ruhe. Die Phasenverteilung zu Beginn der Laufzeit ist in Abb. 5.9 ersichtlich. Im unteren Bereich des Speichertanks ist der Düsenboden bis zur Unterkante des Speichertanks mit HTF gefüllt. Die Ruhefüllhöhe des PCMs beträgt gemessen von der Unterkante des Speichertanks 400 mm. Darauf schwimmt ein Ölpolster mit der Höhe von 200 mm. Der obere Bereich des Speichertanks ist mit Luft gefüllt. Das Absaugrohr taucht 100 mm in den Ölpolster ein.



ABBILDUNG 5.9: Phasenverteilung im Anfangszustand der Simulationen zum Zeitpunkt $t=0~{\rm s.}$

Zeitschritt Die Courant-Friedrich-Lewy-Zahl (*CFL*) wird in der numerischen Strömungsmechanik als notwendige Bedingung für das Lösen von partiellen Differentialgleichungen herangezogen.

$$CFL = u\frac{\Delta t}{\Delta x} \tag{5.8}$$

Die CFL-Zahl gibt an, um wieviele Zellen sich die betrachtete Größe pro Zeitschritt maximal fortbewegt. Für explizite Differenzenverfahren ergibt sich eine Stabilitätskriterium welches $CFL \leq 1$ lautet. Da die höchste Geschwindigkeit nicht am *Inlet* sondern an der Lochdüse zu erwarten ist, wurde diese Geschwindigkeit als charakterisitisches Maß zur Berechnung der CFL-Zahl herangezogen. Der Zeitschritt wurde mit 0,8 ms so gewählt, dass sich in der gesamten Berechnungsdomäne eine Zellen-CFL-Zahl in der Größenordnung von $\mathcal{O}(10^{-1})$ ergibt. Unter *Run Calculation* wurden der Zeitschritt, die Anzahl der Zeitschritte sowie die maximale Anzahl der Iterationen/Zeitschritt eingestellt, siehe Tab. 5.3.

	Einstellung
Time Stepping Method	Fixed
Zeitschritt	$0,0008 \ s$
Anzahl der Zeitschritte	75000
Simulationsdauer	60 s
Maximale Iterationen/Zeitschritt	20

TABELLE 5.3: Einstellungen Run Calculation.

5.2 Methodik

5.2.1 Simulationsparamter

Zu Beginn muss der maximale Massenstrom bestimmt werden bei welchem kein PCM-Austrag im Absaugrohr erfolgt, da dies im experimentellen Betrieb unerwünscht ist. Die sich einstellende Strömung hat wesentlichen Einfluss auf die Phasengrenze zwischen dem PCM und dem Ölpolster im oberen Bereich des Speichertanks. Durch das ständige Gegenprallen der Tropfen entsteht eine sehr unruhige Phasengrenze, welche stark schwappt. Dazu wurden mit der Ausführung als Einzeldüse und dem HTF D12 getestet, ab welcher Eindüsgeschwindigkeit ein PCM-Austrag erfolgt. Zunächst müssen die Geschwindigkeiten am *Inlet* und an der Düse berechnet werden. Für die Berechnung der Geschwindigkeit wird die Massenerhaltung entlang eines Stromfadens herangezogen

$$\dot{m} = \rho \, u \, A \tag{5.9}$$

Die Geschwindigkeit am Inlet ergibt sich somit aus

$$u_{\text{Inlet}} = \frac{\dot{m}_{\text{HTF}}}{\rho_{\text{HTF}} A_{\text{Inlet}}} \qquad A_{\text{Inlet}} = \frac{\pi \, d_{\text{Inlet}}^2}{4} \qquad d_{\text{Inlet}} = 10 \,\text{mm} \tag{5.10}$$

Tab. 5.4 zeigt die untersuchten Geschwindigkeiten am Inlet mit dem HTF D12.

$\dot{m}_{\rm HTF}$ in kg/h	5	10	15	20
u_{Inlet} in m/s	0,023	0,046	0,070	0,093

TABELLE 5.4: Simulierte Massenströme und daraus resultierende Geschwindigkeiten am Inlet für das HTF D12.

Es sei angemerkt, dass das Heranziehen der Kreisfläche für die Berechnung der Geschwindigkeiten eine Annahme darstellt, welche die Modellbildung wesentlich beeinträchtigt. Diese Annahme sei im Folgenden erklärt. Die erste Schwierigkeit in der Modellierung besteht darin, dass die geometrische Ähnlichkeit des Zuflussrohres mit Kreisquerschnitt und des Speichertanks mit Rechtecksquerschnitt nicht gegeben ist. Somit sind auch die dimensionslosen Kennzahlen, welche die Strömung beschreiben, nicht ähnlich und die Ergebnisse sind nur schwer von 3D auf 2D zu übertragen, siehe Kapitel 6.4. Es wird jedoch versucht, Tendenzen bezüglich der Temperaturverteilung abzuschätzen. Die dimensionslosen Kennzahlen, welche den Strahlzerfall an der Düse charakterisieren können mit Kenntnis der Geschwindigkeit folgendermaßen gebildet werden

$$u_{\rm D} = \frac{\dot{m}_{\rm HTF}}{\rho_{\rm HTF} A_{\rm D}} \qquad A_{\rm D} = \frac{\pi \, d_{\rm D}^2}{4} \qquad d_{\rm D} = 4 \, {\rm mm} \qquad (5.11)$$

$$Re_{\rm D} = \frac{\rho_{\rm HTF} \, u_{\rm D} \, d_{\rm D}}{\eta_{\rm HTF}} \quad We_{\rm D} = \frac{\rho_{\rm HTF} \, u_{\rm D}^2 \, d_{\rm D}}{\sigma} \quad Oh_{\rm D} = \frac{\sqrt{We_{\rm D}}}{Re_{\rm D}} \quad Eo_{\rm D} = \frac{\Delta \rho \, g \, d_{\rm D}^2}{\sigma} \quad (5.12)$$

Für die Berechnung der Geschwindigkeiten sowie der Kennzahlen wurden die Stoffeigenschaften bei 20 °C herangezogen. Tab. 5.5 zeigt eine Auflistung der durchgeführten

	HTF	$u_{\rm D}$ in m/s	$Re_{\rm D}$	$We_{\rm D}$	Oh_{D}	$Eo_{\rm D}$
Einzeldüse	D12	0,29	700	15	0,006	2,7
Schlaufenreaktor	D12	0,29	700	15	0,006	2,7
Einzeldüse	ADX10	0,258	141	13	0,026	1,84
Doppeldüse	ADX10	0,129	70	3	0,026	1,84
Schlaufenreaktor	ADX10	0,258	141	13	0,026	1,84
Einzeldüse	FG35	0,257	11	13	0,338	1,81
Doppeldüse	FG35	0,128	5,5	3	0,338	1,81
Schlaufenreaktor	FG35	$0,\!257$	11	13	0,338	1,81

Simulationen sowie der dimensionslosen Kennzahlen. Variiert wurde sowohl das Design der Tropfensäule als auch das eingesetzte Wärmeträgerfluid.

TABELLE 5.5: Auflistung der durchgeführten Simulationen inklusive dimensionslosen Kennzahlen. Alle Simulationen wurden mit $\dot{m}_{\rm HTF} = 10 \text{ kg/h}$ durchgeführt.

Die Kristallisationstemperatur der betrachteten Mischung liegt bei 12,4 °C. Da keine Erstarrung berücksichtigt wird, wurde die Eindüstemperatur des HTFs mit 13 °C festgelegt. Da vor allem die Ermittlung der Temperatur am Austritt des Speichertanks und in weiterer Folge der Temperaturgradient ermittelt werden soll, wurde eine Simulationsdauer von 60 s bei einem $\Delta \vartheta$ von 10 °C gewählt. Nachdem in dieser Arbeit nur der Beginn der Wärmeübertragung erfasst wird und nicht das thermodynamische Gleichgewicht, eignet sich die gewählte Simulationsdauer um Aussagen über den Temperaturgradienten machen zu können. Tab. 5.6 fasst die wesentlichen Simulationsparameter zusammen.

	Einstellung
Anfangstemperatur Tropfensäule	23 °C
Eindüstemperatur HTF	$13 \ ^{\circ}\mathrm{C}$
Massenstrom $\dot{m}_{\rm HTF}$	$10 \ \mathrm{kg/h}$
Simulationsdauer	60 s

TABELLE 5.6: Simulationsparameter.

Alle Simulationen wurden auf dem Hochleistungsrechner des Vienna Scientific Clusters, VSC durchgeführt. Der VSC besteht aus vier Ausbaustufen, wobei alle Berechnungen auf der dritten Ausbaustufe, dem VSC-3 durchgeführt wurden. Dazu wurde auf der Partition mem_0064 (64 GB Arbeitsspeicher) gerechnet, wobei das Laufzeitlimit 72 Stunden beträgt. Eine Berechnung von einer Simulationsdauer von 60 s beträgt zwischen 60 und 72 Stunden.

5.2.2 Auswertemethodik

Der konvektive Anteil der Wärmeübertragung zwischen den beiden Phasen ist maßgeblich vom Grad der Turbulenz und dem Verlauf der Strömung abhängig. Die Analyse der Ergebnisse wird daher in eine Analyse der Fluiddynamik und Thermodynamik untergliedert. Dazu werden zunächst die auftretenden Strömungsstrukturen visuell beurteilt und auf physikalische Plausibilität geprüft. Im Zuge dessen wird die Phasenverteilung zu bestimmten Zeitschritten sowie die zugehörigen Geschwindigkeitsvektoren qualitativ diskutiert.

Die im Zentrum der Untersuchung stehenden Systemgrößen sind die Phasenverteilung des HTFs $\alpha_{\rm HTF}$ und des PCMs $\alpha_{\rm PCM}$, sowie die Temperaturen der Phasen $\vartheta_{\rm HTF}$ und $\vartheta_{\rm PCM}$. Um diese Systemgrößen über die Tropfensäulenhöhe quantitativ beschreiben zu können, wurde eine Methode entwickelt. Abb. 5.10 verdeutlicht die angewandte Auswertemethodik. Die Tropfensäule wird bis zu einer Höhe von 570 mm in gleich große Sektionen von 15 mm Höhe unterteilt. Insgesamt ergibt dies 38 Sektionen. Folgende Überlegungen ergeben sich durch die Einteilung der Tropfensäule. Zunächst muss berücksichtigt werden, dass bei der VOF-Methode nur eine Energiegleichung für beide Phasen gelöst wird. Da im Interesse dieser Arbeit jedoch die Erfassung der Temperatur der jeweiligen Phase steht, musste eine Methode entwickelt werden, mit der es möglich ist Temperaturen und Volumenanteile quantitativ über die Höhe getrennt voneinander erfassen zu können. Die Methode ermöglicht es, Effekte herauszuarbeiten, welche messtechnisch nur schwer zu erfassen sind. Im Gegensatz zum experimentellen Aufbau können dazu nicht nur einzelne Messpunkte betrachtet, sondern jene Systemgrößen, die im Interesse der Untersuchung stehen, als flächen-gemittelte Werte gesondert untersucht werden. Dies lässt sich mithilfe von Iso Clip Surfaces unter Locations im CFD Post realisieren. Auf den erstellten Sektionen lassen sich nun jene Phasenanteile untersuchen, welche dem HTF bzw. dem PCM zuzuordnen sind. Abb 5.11 verdeutlicht die Unterscheidung der Phasen anhand einer Sektion A_i und zeigt das Einschnüren von zwei Freistrählen sowie die Bildung von Kappentropfen.



ABBILDUNG 5.10: Entwickelte Auswertemethodik zur quantitativen Untersuchung der Temperaturen und Volumenanteile über die Tropfensäulenhöhe. Die gestrichelte Box zeigt eine Detailansicht der untersuchten Größen in den Sektionen. Der fortlaufende Index *i* läuft von N = 1 bis N = 38. Die Messpunkte zur Messung der Eintrittstemperatur ϑ_{Inlet} und Austrittstemperatur $\vartheta_{\text{Outlet}}$ sind ebenfalls gekennzeichnet.



ABBILDUNG 5.11: Darstellung der Auswertemethodik anhand einer Sektion. (a) Sektion A_i , (b) Anteil des HTFs auf A_i , (c) Anteil des PCMs auf A_i , (d) Konturdarstellung beider Phasen auf A_i , (e) Konturdarstellung des HTFs auf A_i , (f) Konturdarstellung des PCMs auf A_i .

Für die quantitative Erfassung wurden Funktionen geschrieben um $\alpha_{i,\text{HTF}}$, $\alpha_{i,\text{PCM}}$, $\vartheta_{i,\text{HTF}}$ und $\vartheta_{i,\text{PCM}}$ auf jeder Sektion über die Höhe erfassen zu können. Da es sich um eine zweidimensionale Geometrie handelt, wurde für die Berechnung der Volumenanteile sowie der Temperaturen die Funktion *aveArea*() angewendet. Außerdem werden an jenen Stellen in denen im experimentellen Aufbau die Eintritts- und Austrittstemperatur des Wärmeträgerfluids gemessen werden, virtuelle Messpunkte angebracht, um den zeitlichen Verlauf dieser Zustandsgrößen aufzeichnen zu können, siehe Abb. 5.10. Eine wesentliche Überlegung dieser Herangehensweise ist die für thermische Speicher wichtige Ermittlung der Temperaturverteilung. Mit den unterschiedlichen Ausführungen lassen sich nun die Effekte des Tropfensäulendesigns und der Stoffeigenschaften der Fluide ermitteln. Die Methode zielt darauf ab, ein tieferes Verständnis für die Wärmeübertragung zu erhalten.

Anmerkung zur Wärmeübertragung Direktkontakwärmeübertragung zwischen zwei nicht mischbaren Fluiden ist durch das Fehlen einer trennenden Barriere gekennzeichnet. Die Fläche, über jene Energie in Form von Wärme übertragen wird, stellt die Phasengrenzfläche der Fluide dar, welche durch den Tropfenbildungsmechanismus sowie durch das instationäre Verhalten der Mehrphasenströmung geprägt ist. In der Literatur finden sich experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Bestimmung des Wärmeüberganges zwischen zwei nicht mischbaren Fluiden, [43], [44], [45]. Eine umfangreiche Literaturrecherche zu der Thematik Wärmeübergang in Blasensäulen findet sich in [46].

6 Ergebnisse und Auswertung

Die in Kapitel 5.1.2 vorgestellten Ausführungen der Tropfensäule werden anhand ihrer fluid- und thermodynamischen Eigenschaften untersucht. Dazu erfolgt die Anwendung der in Kapitel 5.2.2 vorgestellten Auswertemethodik wobei die Ergebnisse in Bezug auf den *Holdup* sowie auf die Temperaturverteilung diskutiert werden. Anschließend werden die Simulationsergebnisse für das HTF D12 mit experimentellen Daten verglichen.

6.1 Analyse des Strömungsbildes

Da sich für die eingesetzten Wärmeträgerfluide ähnliche Strömungsstrukturen ergeben, werden diese im Folgenden für das HTF D12 diskutiert. Die Erläuterung für die Wärmeträgerfluide ADX10 und FG35 wird nur vorgenommen, falls dies für das Verständnis unbedingt notwendig ist.

Einzeldüse Zunächst ist die Frage zu stellen, ob die Strömung bei Vorliegen einer symmetrischen Geometrie und symmetrischen Randbedingungen Unsymmetrien aufweisen kann. In Blasen- bzw. Tropfensäulen kann dies durchaus auftreten [36], [37], [42], [47]. Die Bildserie in Abb. 6.1 zeigt die simulierte Tropfenströmung bei Verwendung der Einzeldüse sowie dem Wärmeträgerfluid D12 anhand einer Sequenzdarstellung über einen Simulationszeitraum von 60 s in acht Sequenzen. Die Zeitschritte zwischen den einzelnen Sequenzen sind so gewählt worden, dass die beschriebenen Transitionen nachvollzogen werden können. Zum Zeitpunkt t = 0,8 s ist ein Freistrahl mit einer Länge von ≈ 40 mm erkennbar an dessen Spitze sich gerade ein Tropfen ablöst. Über dem Freistrahl befinden sich einzelne Tropfen. Zum Zeitpunkt t = 1, 2 s weist der Freistrahl eine ähnliche Länge auf und der Tropfenzerfall ist abgeschlossen. Die aus dem Zerfall resultierende Phasenverteilung entspricht augenscheinlicher Beurteilung nach der Phasenverteilung im stationären Zustand. Im Zeitbereich zwischen t = 2 s und t = 6 s weist der Freistrahl ein instationäres Muster auf. Es verändert sich sowohl dessen Länge als auch sein Verlauf, bis er sich beim Zeitpunkt t = 6,8 s zur rechten Wand hinbewegt und dort über den verbleibenden Simulationszeitraum stabil anliegt. Auffällig ist, dass sich die Trop-

fen ab diesem Zeitpunkt von dort ablösen. Des Weiteren ist zu erkennen, dass sich nach $t \approx 10$ s ein stationäres Tropfenbild einstellt. Das theoretisch zu erwartende annähernd vertikale Aufsteigen der Tropfen ist nur in den ersten Sekunden zu beobachten. Dieses Strömungsverhalten scheint vom physikalischem Standpunkt sehr unplausibel und wirft die Frage auf, warum sich der Freistrahl nach $t \approx 7$ s beginnt an der Wand anzulegen - ein Zustand, welcher im Experiment nicht zu beobachten ist. Dieser Effekt ist umso signifikanter zu beobachten, je höher die Viskosität des eingesetzten Wärmeträgerfluids wird. Eine mögliche Erklärung findet sich in der Betrachtung der Stromlinien bzw. der Geschwindigkeitsvektoren der Strömung. Die Strömungsstrukturen in der Tropfensäule sind stark durch Zähigkeits- und Trägheitskräfte geprägt. Diese rufen Wirbelströmungen hervor, welche sich über die gesamte Breite der Tropfensäule ausbilden. Außerdem ist zu erkennen, dass sich diese Wirbel mit alternierender Drehrichtung über die gesamte Höhe fortsetzen. Die Bildfolge in Abb. 6.2 zeigt das Ausbilden dieser alternierenden Wirbel über die Tropfensäulenhöhe. Nach dem einströmen des Öls in die wässrige Phase, wird diese aus der Ruhe beschleunigt. Aufgrund der Impulsübertragung von dem Freistrahl an das Umgebungsfluid bilden sich zunächst zwei Wirbelgebiete neben dem Freistrahl aus. Mit fortlaufender Simulationsdauer führt die Wirbelbildung zu einem Anlegen des Freistrahls an die Wand. Das Anlegen ist höchstwahrscheinlich der vereinfachenden Annahme einer zweidimensionalen Berechnungsdomäne geschuldet.

Schlaufenreaktor Der Einsatz von Einbauten zur Ausführung der Tropfensäule als Schlaufenreaktor führt zu einem physikalisch wesentlich plausibleren Tropfenbild. Der Strahl wandert während der Simulationsdauer von 60 s zwischen den Leitblechen hin und her und das Anlegen des Freistrahles ist nicht so extrem ausgeprägt, siehe Abb. 6.3. Die Zeitpunkte wurden wiederum so gewählt, dass das Verhalten des Freistrahles und der Tropfenströmung nachvollzogen werden kann. Die Zerfalllänge beträgt ähnlich wie beim Einsatz der Einzeldüse ≈ 40 mm. Hinzu kommt aber, dass die Zerfalllänge des Freistrahles über die Simulationsdauer annähernd konstant bleibt. Außerdem lässt sich deutlich ein Aufström- bzw. zwei Abströmbereiche erkennen, siehe Abb. 6.4. Diese sind durch reines Steigen bzw. Fallen des Wärmeträgerfluids charakterisiert. Die Abströmbereiche sind zusätzlich durch eine Pfropfenströmung gekennzeichnet. Es zeigt sich, dass es mit dem Einsatz von Einbauten gelungen ist die typischen Strömungsstrukturen in einem Schlaufenreaktor, wie sie in Abb. 4.7c zu sehen sind, darzustellen. Außerdem ist ersichtlich, dass sich die betrachteten Systeme von der Tropfengröße nur wenig von einander unterscheiden. Die auftretenden Tropfenformen lassen sich je nach Strömungsmuster als kugelig, wackelig sowie Tropfen, welche sich als Kugelkappe ausbilden, erkennen. Betrachtet man

die Tropfenströmung im Zeitraffer, so kann man außerdem feststellen, dass diese aufgrund des instationären Verhaltens durch Koaleszenz einzelner Tropfen gekennzeichnet ist. Außerdem ist auszumachen, dass die aufsteigenden Tropfen teilweise mit dem Ölpolster im oberen Bereich koaleszieren und teilweise wird die Tropfenströmung ähnlich einer Prallströmung abgelenkt und strömt nach unten. Diese sich in Teilen der Tropfensäule einstellende nach unten gerichtete Strömung bewirkt außerdem ein mitreißen des PCMs nach unten.

Doppeldüse Die Analyse der Strömung bei Verwendung der Doppeldüse wird im Folgenden für das HTF ADX10 vorgenommen. Es ist zu erwarten, dass der Einsatz der Doppeldüse zu einer gleichmäßigeren Tropfenverteilung über die Breite der Tropfensäule führt und das die Dispergierung somit einen wesentlichen Einfluss auf die Verteilung des Wärmeträgerfluids hat, siehe Abb. 4.9. Die Sequenzdarstellung in Abb. 6.5 zeigt das Strömungsbild für unterschiedliche Zeitpunkte bei Verwendung der Doppeldüse. Aufgrund der geringeren Eindüsgeschwindigkeit schnüren sich die Freisträhle schon nach ein bis zwei Lochdüsendurchmessern ein und es lösen sich Tropfen. Die Strömung zeigt bis t = 1, 2s sogar ein achsensymmetrisches Verhalten um die y-Achse. Allem Anschein nach bildet sich über die Simulationsdauer eine realitätsgetreue Tropfenströmung aus. Auffällig ist, dass die beiden Freisträhle während des Simulationszeitraumes von 60 s immer wieder miteinander koaleszieren und sich wieder lösen, siehe Abb. 6.5g. Die Bildserie in Abb. 6.6 zeigt die Geschwindigkeitsvektoren der sich einstellenden Strömung. Zu Beginn ist wieder die Wirbelbildung neben den Freistrählen auszumachen. Mit fortlaufender Simulationsdauer bilden sich wie beim Einsatz der Einzeldüse Wirbel von ähnlicher Größenordnung die sich alternierend über die Höhe fortpflanzen.



ABBILDUNG 6.1: Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei Verwendung der Einzeldüse und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).



ABBILDUNG 6.2: Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren bei Verwendung der Einzeldüse und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).



ABBILDUNG 6.3: Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei der Ausführung als Schlaufenreaktor und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).



ABBILDUNG 6.4: Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren bei der Ausführung als Schlaufenreaktor und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).



ABBILDUNG 6.5: Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei Verwendung der Doppeldüse und dem HTF ADX10 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).



ABBILDUNG 6.6: Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren bei Verwendung der Doppeldüse und dem HTF ADX10 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).

Reduzierung der Eindüsgeschwindigkeit Um ein besseres Verständnis für die Tropfenströmung zu erhalten, wurde die Geschwindigkeit am Inlet bei Verwendung der Einzeldüse mit dem HTF D12 um die Hälfte auf $u_{\text{Inlet}} = 0,023 \text{ m/s}$ reduziert und das Strömungsverhalten untersucht. Die Tropfenströmung ist in Abb. 6.7 über einen Simulationszeitraum von 60 s dargestellt. Es gab zweierlei Gründe für diese Untersuchung. Zum einen um das Anlegen des Freistrahles zu untersuchen und zum anderen um die Temperaturentwicklung am Austritt bei geringeren Strömungsgeschwindigkeiten einschätzen zu können. Es sei darauf hingewiesen, dass die Simulation nicht mit der in Kapitel 5.2.2 vorgestellten Methodik untersucht wird und nur zur Veranschaulichung bzw. zur Untermauerung der gewählten Simulationsparameter dient. Die folgenden Ergebnisse stellen somit eine Ergänzung dar. Des Weiteren sei angemerkt, dass eine Erhöhung der Eindüsgeschwindigkeit zu einem Austrag des PCMs führte und somit nicht genauer untersucht wurde. Bei den Untersuchungen wurde festgestellt, dass sich auch bei sehr geringen Eindüsgeschwindigkeiten Wirbel mit abwechselnder Drehrichtung über die Höhe fortpflanzen. Das in Schlangenlinie nach oben tanzen einzelner Tropfen lässt sich sehr gut in Abb. 6.7c erkennen. Die Eindüsgeschwindigkeit ist allerdings so gering, dass sich die Tropfen schon nach einem Abstand von ein bis zwei Lochdüsendurchmessern lösen. Tab. 6.1 gibt eine Übersicht über die charakteristischen Größen bei Reduzierung der Eindüsgeschwindigkeit.

	HTF	$u_{\rm D}$ in m/s	$Re_{\rm D}$	$We_{\rm D}$	$Oh_{\rm D}$	$Eo_{\rm D}$	$\vartheta_{\rm Outlet}$ in °C
Einzeldüse	D12	$0,\!145$	350	3,7	0,006	2,7	22,22

TABELLE 6.1: Geschwindigkeit und dimensionslose Kennzahlen bei Reduzierung der Eindüsgeschwindigkeit für das HTF D12 an der Lochdüse. Die Temperatur, welche zum Zeitpunkt t = 60 s an der Austrittsmessstelle abzulesen ist, ist mit $\vartheta_{\text{Outlet}}$ angegeben.



ABBILDUNG 6.7: Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei Verwendung der Einzeldüse und dem HTF D12 bei Reduzierung der Geschwindigkeit am *Inlet* auf $u_{\text{Inlet}} = 0,023 \text{ m/s}$ zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (g). Anmerkungen zur Tropfenbildung Maßgeblichen Einfluss auf die Zerfallform eines Freistrahles haben die Strahlgeschwindigkeit sowie die physikalischen Eigenschaften wie Dichte, Viskosität und Grenzflächenspannung. Die Zerfalllänge nimmt im Allgemeinen mit einer Erhöhung dieser Parameter zu. Entsprechende Simulationen zeigen dieses Verhalten. Betrachtet man die Stoffeigenschaften der Wärmeträgerfluide (siehe Tab. 5.2) so zeigt sich, dass die dynamische Viskosität des HTFs FG35 um den Faktor zehn höher ist als jene von D12 und ADX10. Die Dichten unterscheiden sich nur gering voneinander. Wie zu erwarten ist, beginnt sich der Freistrahl bei dem Einsatz des höherviskosen Wärmeträgerfluids FG35 in einem größeren Abstand von der Lochdüse einzuschnüren und Tropfen zu bilden. Abb. 6.8 zeigt dieses Verhalten bei der Verwendung von Einbauten zum Zeitpunkt t = 60 s. Zwischen den Varianten ist deutlich zu erkennen, dass das Zertropfen des Freistrahles von der Fluidkombination abhängt. Außerdem weisen die Tropfen aufgrund der höheren Viskosität deutlich größere Durchmesser auf.

ERGEBNISSE UND AUSWERTUNG



Volumenanteil HTF

ABBILDUNG 6.8: Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei der Ausführung der Tropfensäule als Schlaufenreaktor zum Zeitpunkt t = 60 s für das HTF (a) D12, (b) ADX10, (c) FG35. Aufgrund der höheren Viskosität des HTFs FG35 nimmt die Zerfalllänge zu.

6.2 Analyse des Holdups

Von weitergehendem Interesse ist die Frage nach der Verteilung der Tropfen über die Tropfensäulenhöhe. Um die Tropfenverteilung nicht nur qualitativ sondern auch quantitativ darstellen zu können, eignet sich die Betrachtung des *Holdups*, siehe Gl. (4.9). Anhand der in Kapitel 5.2.2 vorgestellten Auswertemethodik soll nun eine quantitative Analyse des *Holdups* über die Tropfensäulenhöhe vorgenommen werden.

Die Abbn. 6.9a-6.9c zeigen den *Holdup* für die eingesetzten Wärmeträgerfluide zum Zeitpunkt t = 60 s. Die dazugehörigen Konturdarstellungen der Tropfenströmung sind in Abb. 6.10 dargestellt. Aus der visuellen Analyse ist zu erkennen, dass sich für das HTF D12 schon nach $t \approx 10$ s eine stationäre Höhe des Ölpolsters einstellt und auch die Tropfenverteilung ab diesem Zeitpunkt annähernd konstant bleibt. In Abb. 6.9a ist das Anlegen des Freistrahles bei Verwendung der Einzeldüse bis zu einer Höhe von ≈ 100 mm deutlich zu erkennen. Danach zerfällt dieser in einzelne Tropfen und es stellt sich ein *Holdup* von $\varepsilon \approx 0, 18$ ein. Ein ähnliches Verhalten zeigt sich beim Einsatz der Einbauten. Nach dem Zertropfen des Freistrahles ist auch hier ein annähernd konstanter *Holdup* zu erkennen.

Abb. 6.9b zeigt den *Holdup* des HTFs ADX10 über die Tropfensäulenhöhe. Auffällig ist, dass dieser im Fall der Einzeldüse über die Höhe annähernd konstant verläuft. Dieses Verhalten ist auf das Anlegen des Freistrahles über die ganze Höhe zurückzuführen, siehe Abb. 6.10c. Die Verwendung der Doppeldüse bzw. der Einbauten weist hingegen eine deutlich unregelmäßigere Verteilung auf.

Abb. 6.9c zeigt den *Holdup* für das HTF FG35. Der konstante *Holdup* über die gesamte Höhe bei Verwendung der Doppeldüse ist auf ein Anlegen beider Freisträhle zurückzuführen und zeigt, dass dieses Verhalten auch beim Einsatz der Doppeldüse auftreten kann, siehe Abb. 6.10g.



• Einzeldüse • Einbauten + Doppeldüse

ABBILDUNG 6.9: Holdup ε aufgetragen über die Tropfensäulenhöhe zum Zeitpunkt t = 60 s für das HTF (a) D12, (b) ADX10 und (c) FG35.



Volumenanteil HTF

ABBILDUNG 6.10: Konturdarstellungen der Tropfenströmung zum Zeitpunkt t = 60 s für (a) HTF D12 und Einzeldüse, (b) HTF D12 und Schlaufenreaktor, (c) HTF ADX10 und Einzeldüse, (d) HTF ADX10 und Doppeldüse, (e) HTF ADX10 und Schlaufenreaktor, (f) HTF FG35 und Einzeldüse, (g) HTF FG35 und Doppeldüse und (h) HTF FG35 und Schlaufenreaktor. Zusammenfassung der fluiddynamischen Analyse Die Simulationen zeigen bezüglich der Tropfenstömung bzw. des Strahlzerfalles teilweise physikalisch unplausible Ergebnisse. Die vielversprechendsten Ergebnisse bzw. jene wo von einer realitätsgetreuen Tropfenbildung gesprochen werden kann, wurden anhand von Einbauten erzielt. Die Analyse der Phasenverteilung soll im Folgenden als Grundlage für die Analyse der Temperaturverteilung dienen.

6.3 Thermodynamische Analyse

Anmerkung zur Eindüstemperatur Im Anfangszustand herrscht in der gesamten Berechnungsdomäne eine Temperatur von 23 °C. Das Öl strömt über ein *Inlet* mit einer Temperatur von 13 °C über den Düsenboden in den Speichertank hinein. Von Interesse ist nun, ab welchem Zeitpunkt die Eindüstemperatur in der Lochdüse 13 °C entspricht, da zunächst das im Düsenboden befindliche HTF abgekühlt werden muss. Abb. 6.11 zeigt die zeitliche Entwicklung der Temperatur an der Eintrittsmessstelle bei Verwendung der Einzeldüse und dem HTF D12. Es zeigt sich, dass sich nach $t \approx 4$ s eine konstante Eindüstemperatur von 13 °C einstellt. Da dieser Temperaturverlauf für alle Simulationen ähnlich ist, wird auf weitere Ausführungen verzichtet.



ABBILDUNG 6.11: Zeitlicher Verlauf der Temperatur an der Eintrittsmessstelle bei Verwendung der Einzeldüse und dem HTF D12.
Temperaturverteilung Nach dem Einströmen des Öls in die wässrige Phase findet ein konvektiver Wärmeübergang zwischen diesen statt. Die übertragene Wärme vom PCM auf das HTF führt zu einer Abnahme der Temperatur im PCM, während sich die Öltropfen beim Aufsteigen erwärmen. Abb. 6.12 zeigt Konturdarstellungen der Temperatur für die acht durchgeführten Simulationen zum Zeitpunkt t = 60 s. Tritt ein Anlegen des Freistrahles auf, so geht aus dem Schaubild hervor, dass keine gleichmäßige Abkühlung des PCMs erfolgt und somit Bereiche existieren, welche eine dominantere Abkühlung erfahren. Besonders ausgeprägt ist dieses Verhalten in Abb. 6.12c zu sehen. Infolge des festgestellten Anlegens des Freistrahles bei der Ausführung mit Einzeldüse ohne Einbauten und dem Einsatz des HTFs ADX10 erfährt der Bereich rechts der Symmetrieachse eine merklich höhere Abkühlung. Das ist vor allem darauf zurückzuführen, dass dieser nicht in Tropfen zerfällt. Tritt ein Anlegen auf, strömt das HTF fast mit der Eintrittstemperatur bis zum schwimmenden Ölpolster nach oben und bleibt thermisch nahezu unverändert (Leistung geht gegen 0), wohingegen bei der Tropfenbildung die einzelnen Tropfen nach dem Ablösen nicht mehr die HTF-Eintrittstemperatur aufweisen, sondern eine Mischtemperatur mit der Umgebung annehmen (hohe Leistung).

Mit der Verwendung der Doppeldüse, lässt sich ein Tropfenzerfall feststellen, siehe Abb. 6.12d. Die geringere Eindüsgeschwindigkeit führt zu einem früheren Einschnüren des Freistrahles und somit zu einer früheren Tropfenbildung. Infolge dieses Verhaltens findet bei dem Einsatz der Doppeldüse eine gute Durchmischung von der Strahlwurzel weg statt, wodurch der untere Bereich stetig abgekühlt und anschließend nach oben "gedrückt" wird. Beim anliegenden Strahl bleibt eine Durchmischung aus bzw. ist stark gemindert und es liegt eine inhomogene Temperaturverteilung vor. Es fällt somit auf, dass sich die Temperatur des PCMs nur gering ändert und die Wärme hauptsächlich aus dem schwimmenden Ölpolster aufgenommen wird.

Bei der Ausführung als Schlaufenreaktor ist die Durchmischung und die Strömungsgeschwindigkeit höher, so dass der Aufstrombereich zwischen den Leitblechen eine homogene Temperaturverteilung aufweist. Die abströmenden Bereiche werden sowohl von dem kalten Strom aus der Mitte aber auch vom wärmeren PCM aus dem Bereich über dem Einbau genährt, so dass diese wärmer als die Mitte sind, siehe Abbn. 6.12b. 6.12e und 6.12h.

Im Folgenden wird die in Kapitel 5.2.2 vorgestellte Methodik angewendet um die Temperaturen des PCMs sowie des HTFs getrennt voneinander betrachten zu können. Dazu werden zunächst die Abbn. 6.13, 6.14 und 6.15 im Zusammenhang mit den Konturdarstellungen der Temperaturverteilung und der fluiddynamischen Analyse diskutiert.



ABBILDUNG 6.12: Konturdarstellungen der Temperaturverteilung zum Zeitpunkt t = 60 s für (a) HTF D12 und Einzeldüse , (b) HTF D12 und Schlaufenreaktor, (c) HTF ADX10 und Einzeldüse (d) HTF ADX10 und Doppeldüse (e) HTF ADX10 und Schlaufenreaktor, (f) HTF FG35 und Einzeldüse, (g) HTF FG35 und Doppeldüse und (h) HTF FG35 und Schlaufenreaktor.

Temperaturverteilung D12 Abb. 6.13 zeigt die Temperaturverteilung über die Tropfensäulenhöhe zum Zeitpunkt t = 60 s für beide Phasen bei Verwendung des HTFs D12. Das Anlegen ist bis auf eine Höhe von $h \approx 90$ mm deutlich zu erkennen, siehe Abb. 6.13a. Nachdem der Freistrahl in Tropfen zerfällt ist eine stetige Temperaturabnahme über die Höhe deutlich zu identifizieren. Aufgrund der Tatsache, dass der Freistrahl im Schlaufenreaktor nicht anliegt und die Zerfalllänge annähernd konstant ist, zeichnet sich von der Strahlwurzel ausgehend ein höherer Temperaturgradient ab. Betrachtet man die PCM-Temperatur, so lässt sich feststellen, dass diese zum Zeitpunkt t = 60 s über die Höhe annähernd konstant ist, siehe Abb. 6.13b.

Temperaturverteilung ADX10 Die Auswirkung des Anlegens beim Einsatz der Einzeldüse auf die Temperatur des HTFs ADX10 ist in Abb. 6.14a ersichtlich und spiegelt sich in der annähernd konstanten HTF-Temperatur über die Höhe wieder. Die Ausführung als Schlaufenreaktor bzw. die Verwendung der Doppeldüse führt zu einer sehr guten Durchmischung der Phasen und die Temperatur des HTFs nimmt über die Höhe stetig zu. Der Einfluss der frühen Tropfenbildung ist in Abb. 6.14b sehr gut erkennbar. Mit dem Einsatz der Doppeldüse lässt sich eine deutlichere Abkühlung im unteren Bereich des Speichertanks feststellen. Während die PCM-Temperatur aufgrund der signifikanten Abkühlung bei Verwendung der Doppeldüse über die Höhe stetig zunimmt, stellen sich für die Einzeldüse und den Schlaufenreaktor konstante Temperaturverläufe ein.

Temperaturverteilung FG35 Der Temperaturverlauf für die Einzeldüse verhält sich ähnlich wie jener für das HTF D12, was auf die ähnlichen Tropfenbilder zurückzuführen ist. Selbiges gilt für den Schlaufenreaktor. Gesondert untersucht werden muss der Temperaturverlauf beim Einsatz der Doppeldüse in Abb. 6.15a. Aufgrund der Tatsache, dass ein Anlegen der beiden Freisträhle auftritt, ist auch keine Temperaturdifferenz zwischen dem eingedüsten HTF und dem HTF-Polster zu erkennen. Die PCM-Temperaturen verlaufen wiederum annähernd konstant wobei die geringste Abkühlung im Fall der Doppeldüse auszumachen ist, siehe Abb. 6.15b.



• Einzeldüse • Einbauten

ABBILDUNG 6.13: Temperaturverteilung über die Tropfensäulenhöhe $\vartheta(h)$ bei Verwendung des HTFs D12 zum Zeitpunkt t = 60 s. (a) Temperatur des HTFs, (b) Temperatur des PCMs.



ABBILDUNG 6.14: Temperaturverteilung über die Tropfensäulenhöhe $\vartheta(h)$ bei Verwendung des HTFs ADX10 zum Zeitpunkt t = 60 s. (a) Temperatur des HTFs, (b) Temperatur des PCMs.



ABBILDUNG 6.15: Temperaturverteilung über die Tropfensäulenhöhe $\vartheta(h)$ bei Verwendung des HTFs FG35 zum Zeitpunkt t = 60 s. (a) Temperatur des HTFs, (b) Temperatur des PCMs.

Austrittstemperatur HTF Aufbauend auf die fluiddynamische Analyse sowie der Temperaturverteilung über die Höhe lässt sich nun die zeitliche Entwicklung der Temperatur am Austritt für die eingesetzten Wärmeträgerfluide diskutieren. Abb. 6.16 zeigt den zeitlichen Verlauf der Temperatur am Austrittsmesspunkt für das HTF D12. Während die Temperatur bei Verwendung der Einzeldüse bis zu einer Simulationsdauer von $t \approx 20$ s konstant bleibt, zeichnet sich danach ein deutlicher Temperaturgradient ab. Es fällt auf, dass bei der Ausführung als Schlaufenreaktor eine Temperaturabnahme schon bei $t \approx 15$ s einsetzt. Erklären lässt sich dieses Verhalten möglicherweise durch die geordnete Strömungsführung und die somit verbundene schnellere Aufstiegsgeschwindigkeit der Öltropfen.



ABBILDUNG 6.16: Temperaturverlauf am Austrittsmesspunkt für das HTF D12.

Der Temperaturverlauf für das HTF ADX10 ist in Abb. 6.17 dargestellt. Vergleicht man die Temperaturverläufe für die verschiedenen Ausführungen der Tropfensäule so lassen sich deutliche Unterschiede ausmachen. Bei der Ausführung mit Einzeldüse zeichnet sich zunächst ein hoher Gradient zwischen t = 20 s und t = 35 s ab. Der Einsatz der Doppeldüse bzw. die der Einbauten führt zu annähernd konstanten Temperaturgradienten. Betrachtet man Abb. 6.17 im Zusammenhang mit Abb. 6.14b so fällt auf, dass sich mit der Doppeldüse zwar die höchsten Temperaturen am Austritt ergeben, jedoch weist die Ausführung mit Doppeldüse aufgrund des frühen Tropfenzerfalls die niedrigsten PCM-Temperaturen im unteren Bereich der Tropfensäule auf.



ABBILDUNG 6.17: Temperaturverlauf am Austrittsmesspunkt für das HTF ADX10.

Abb. 6.18 zeigt den Temperaturverlauf für das HTF FG35. Der Einsatz der Einzeldüse bzw. der Einzeldüse inkl. Einbauten weist wiederum ein annähernd lineares Temperaturprofil auf, während sich bei Verwendung der Doppeldüse nach $t \approx 45$ s eine annähernd konstante Temperatur am Austritt einstellt. In Verbindung mit der in Kapitel 6.1 vorgenommenen fluiddynamischen Analyse und der in Abb. 6.12 dargestellten Konturdarstellungen der Temperatur, ist dies auf das Anlegen der beiden Freisträhle zurückzuführen.



ABBILDUNG 6.18: Temperaturverlauf am Austrittsmesspunkt für das HTF FG35.

Zusammenfassung der thermodynamischen Analyse Bei allen Varianten lässt sich nach t = 60 s eine deutliche Tendenz des Temperaturgradienten erkennen. Tab. 6.2 zeigt eine Auflistung der durchgeführten Simulationen. Die Auswertung zeigt, dass die niedrigste Austrittstemperatur mit dem HTF FG35 und dem Einsatz der Doppeldüse erzielt wurde. Dies ist jedoch auf das Anlegen der Freisträhle zurückzuführen. Die Wärme wird größtenteils aus dem Ölpolster entnommen und nicht aus dem PCM. Zieht man einen Vergleich der Austrittstemperaturen bei Verwendung der Einzeldüse, so ist die niedrigere Temperatur beim HTF ADX10 ebenfalls auf das Anlegen zurückzuführen und die damit verbundene Wärmeaufnahme aus dem Ölpolster. Auffällig ist, dass sich Temperaturen an der Austrittsmessstelle bei der Ausführung als Schlaufenreaktor kaum unterscheiden.

	HTF	$u_{\rm D}$ in m/s	$Re_{\rm D}$	$\vartheta_{\rm Outlet}$ in °C
Einzeldüse	D12	0,29	700	18,97
Schlaufenreaktor	D12	0,29	700	18,42
Einzeldüse	ADX10	0,258	141	17,35
Doppeldüse	ADX10	0,129	70	19,48
Schlaufenreaktor	ADX10	0,258	141	18,77
Einzeldüse	FG35	0,257	11	18,78
Doppeldüse	FG35	0,128	5,5	16,68
Schlaufenreaktor	FG35	0,257	11	18,20

TABELLE 6.2: Gegenüberstellung der Austrittstemperaturen zum Zeitunkt t = 60 s für die acht durchgeführten Simulationen.

6.4 Vergleich mit experimentellen Untersuchungen

Für das HTF D12 können die Simulationsdaten anhand von experimentellen Versuchen für die Ausführungen als Einzeldüse und als Schlaufenreaktor verglichen werden. Abb. 6.19 zeigt die experimentell ermittelten Temperaturverläufe für (a) die Einzeldüse und (b) den Schlaufenreaktor über eine Messdauer von $t \approx 13$ min. Ein Vergleich mit den Abbn. 6.11 und 6.16 zeigt, dass sowohl die Simulationsdaten als auch die Messdaten die gleiche Tendenz bezüglich der Temperaturentwicklung am Eintritt und am Austritt aufweisen. Es zeigt sich, dass aufgrund der zweidimensionalen Simulationsdomäne die Temperatur jedoch sehr viel rascher abnimmt als in den experimentell ermittelten Daten. Zieht man des Weiteren in Betracht, dass die Messung nicht exakt bei einer Anfangstemperatur in der Tropfensäule von $\vartheta_{\text{Outlet}} = 23$ °C startet sondern im Fall der Einzeldüse bei $\vartheta_{\text{Outlet}} = 24,7$ °C und bei Ausführung als Schlaufenreaktor bei $\vartheta_{\text{Outlet}} = 23,7$ °C und mit einem Massenstrom von 10,5 kg/h anstatt von 10 kg/h durchgeführt wurde, zeigt eine Gegenüberstellung, dass die Simulationen in beiden Fällen höhere Austrittstemperaturen aufweisen.

Aufgrund der zweidimensionalen Abbildung der dreidimensionalen Tropfensäule tritt eine Verzerrung der Abbildung auf. Die Abweichungen der simulierten Temperaturverläufe von den experimentellen Daten können dadurch begründet werden. Die Abbn. 6.20a und 6.20b zeigen die Geometrie der Düsenplatte für die Betrachtung in 3D und 2D. Aufgrund der Tatsache, dass in dieser Arbeit eine zweidimensionale Berechnungsdomäne vorliegt, wird die gesamte Geometrie als unendlich lang angenommen. Somit wird auch die eigentlich kreisrunde Düsenbohrung in einer 2D Simulation als unendlich langer Schlitz interpretiert, siehe Abb. 6.20c. Um die experimentellen und numerischen Daten vergleichen zu können, wird ein dimensionsloser Verstärkungsfaktor Λ eingeführt. Der Verstärkungsfaktor errechnet sich aus dem Verhältnis des Düsendurchmessers d_D zur Düsenquerschnittsfläche A_D multipliziert mit dem Verhältnis aus Speichertankquerschnittsfläche A_S und der Seitenlänge des Speichertanks b, siehe Gl. (6.1).



ABBILDUNG 6.19: Vergleich der experimentellen Messdaten für das HTF D12. Temperaturverläufe für (a) die Einzeldüse und (b) den Schlaufenreaktor an der Eintritts- und Austrittsmessstelle. Der Bereich zwischen den vertikalen schwarzen Linien wird durch die Simulationen abgebildet.



ABBILDUNG 6.20: Lochdüsengeometrie für (a) 3D-Geometrie, (b) 2D-Geometrie, (c) simulierte Geometrie.

$d_{\rm D}$ in mm	b in mm	$A_{\rm D} \text{ in } \mathrm{mm}^2$	$A_{\rm S} \text{ in } {\rm mm}^2$
4	50	12,5	2500

TABELLE 6.3: Abmessungen der Düsenplatte.

mit den in Tab. 6.3 angegebenen Abmessungen lässt sich Λ berechnen

$$\Lambda = \frac{d_{\rm D}}{A_{\rm D}} \frac{A_{\rm S}}{b} = 16 \tag{6.1}$$

Abb. 6.21 zeigt einen Vergleich der Temperaturverläufe am Eintritt und am Austritt der mit dem Verstärkungsfaktor Λ skalierten Messdaten und den numerischen Ergebnissen für die Ausführung der Tropfensäule (a) mit Einzeldüse und (b) als Schlaufenreaktor.



+ Eintrittstemperatur numerisch

• Austrittstemperatur numerisch

ABBILDUNG 6.21: Vergleich der mit dem Verstärkungsfaktor Λ skalierten experimentell ermittelten Temperaturverläufen und den numerischen Simulationsergebnissen an der Eintritts- und Austrittsmessstelle für (a) die Einzeldüse und (b) den Schlaufenreaktor für das HTF D12. In der Simulation wurde mit einem HTF-Massenstrom von $\dot{m}_{\rm HTF} = 10$ kg/h gerechnet, wohingegen die experimentellen Untersuchungen mit $\dot{m}_{\rm HTF} = 10$, 5 kg/h durchgeführt wurden.

7 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigte sich mit der numerischen Modellierung der Mehrphasenströmung in einem Direktkontaktlatentwärmespeicher, welcher als Tropfensäule im Labormaßstab ausgeführt wurde. Dazu wurde mit ANSYS FLUENT und der *Volume-of-Fluid*-Methode ein bewährter Ansatz zur numerischen Simulation von Mehrphasenströmungen herangezogen.

Auf die Modellierung der zweidimensionalen instationären Mehrphasenströmung unter dem Einfluss des Schwerefeldes mit zusätzlichem Lösen der Energiegleichung sowie die angemessene Wahl des CFD-Setups, welches die Beschreibung der vorliegenden Strömung ermöglicht, wird im Detail eingegangen. Aufgrund der geringen Reynolds-Zahlen an der Lochdüse (Re = 6 bis Re = 700) wurde mit einem laminaren Modell gerechnet.

Das Hauptaugenmerk lag außerdem auf der Erarbeitung einer Auswertemethodik zur Analyse der Simulationsdaten bezüglich der Temperatur- und Phasenverteilung. Die entwickelte Methodik erlaubt es, die Temperatur des Wärmeträgerfluids, sowie die des Phasenwechselmaterials über die Tropfensäulenhöhe getrennt voneinander zu betrachtet. Außerdem lässt sich der Volumenanteil des Wärmeträgerfluids über die Höhe bestimmen.

Es wurden drei Konfigurationen mit drei verschiedenen Wärmeträgerfluiden analysiert. Die unterschiedlichen Ausführungen beziehen sich im wesentlichen auf die Variation der Anzahl der Düsen bzw. auf den Einsatz von Einbauten zur Realisierung eines Schlaufenreaktors. Eine Parameterstudie sollte Aufschluss auf die Auswirkung unterschiedlicher Stoffeigenschaften der Fluide bezüglich der Strömungsstrukturen liefern.

Anhand der Phasenverteilung im Reaktor wurde untersucht, ob das Strömungsbild und der Tropfenbildungsmechanismus mit dem aus Versuchen bekanntem Verhalten übereinstimmt. Es stellte sich heraus, dass die Simulationen teilweise zu physikalisch unplausiblen Ergebnissen führen. Dies ist höchstwahrscheinlich auf die starke Vereinfachung einer zweidimensionalen Berechnungsdomäne zurückzuführen. Ein Großteil der Simulationen lieferte somit kein befriedigendes Ergebnis, da vor allem oft ein Anlegen des Freistrahles an der Tropfensäulenwand zu beobachten ist. Die Simulationen des Schlaufenreaktors lieferten bezüglich des Tropfenbildes die vielversprechendsten Ergebnisse. Das entwickelte Modell ist daher nicht in der Lage, den Wärmeübergang zuverlässig zu bestimmen, da jeweils zu

ZUSAMMENFASSUNG

überprüfen ist, ob die Strömung korrekt simuliert wurde.

Um bezüglich der Strömungsstrukturen ein Ergebnis zu erhalten, welches näher an die Realität herankommt, empfiehlt es sich die Simulationen mit einer dreidimensionalen Geometrie der Tropfensäule durchzuführen. Das numerische Setup kann dazu als Grundlage für zukünftige Simulationen dienen. Des Weiteren kann die Qualität der Vernetzung Einfluss auf die Tropfenströmung haben. Zu diesem Zweck empfiehlt es sich eine Netzverfeinerung dort vorzunehmen, wo hohe Geschwindigkeitsgradienten zu erwarten sind, insbesondere in Wandnähe. Was die Rekonstruktion der Phasengrenzfläche betrifft, so könnte das implizite Schema zum Lösen der Kontinuitätsgleichung in Kombination mit einem Adaptive Mesh Refinement angewendet werden, um bezüglich der Sub-Iterationen für die Berechnung der Volumenanteile nicht durch die Courant-Zahl beschränkt zu sein.

Literaturverzeichnis

- A. Arteconi, N. J. Hewitt und F. Polonara. Domestic demand-side management (DSM): Role of heat pumps and thermal energy storage (TES) systems. *Applied Thermal Engineering*, 51, (1):155–165, 2013.
- [2] G. Alva, Y. Lin und G.Fang. An overview of thermal energy storage systems. *Energy*, 144:341–378, 2018.
- [3] S. Riffat, B. Mempouo und W. Fang. Phase change material developments: a review. International Journal of Ambient Energy, 36, (3):102–115, 2015.
- [4] J. P. da Cunha und P. Eames. Thermal energy storage for low and medium temperature applications using phase change materials – A review. Applied Energy, 117:227–238, 2016.
- [5] J. C. Mankins. Technology readiness assessments: A retrospective. Acta Astronautica, 65, (9):1216–1223, 2009.
- [6] F. Lindner und K. Scheunemann. Latent heat accumulator. USA Patent: US 4371029 A, 1983.
- [7] A. Kaizawa, H. Kamano, A. Kawai, T. Jozuka, T. Senda, N. Maruoka und T. Akiyama. Thermal and flow behaviors in heat transportation container using phase change material. *Energy Conversion and Management*, 49, (4):698–706, 2008.
- [8] A. Kaizawa, H. Kamano, A. Kawai, T. Jozuka, T. Senda, N. Maruoka, N. Okinaka und T. Akiyama. Technical Feasibility Study of Waste Heat Transportation System Using Phase Change Material from Industry to City. *ISIJ International*, 48, (4):540– 548, 2008.
- [9] A. Kaizawa, N. Maruoka, A. Kawai, H. Kamano, T. Jozuka, T. Senda und T. Akiyama. Thermophysical and heat transfer properties of phase change material candidate for waste heat transportation system. *Heat and Mass Transfer*, 44:763–769, 05 2008.

- [10] T. Nomura, M. Tsubota, T. Oya, N. Okinaka und T. Akiyama. Heat release performance of direct-contact heat exchanger with erythritol as phase change material. *Applied Thermal Engineering*, **61**, (2):28–35, 2013.
- [11] T. Nomura, M. Tsubota, T. Oya, N. Okinaka und T. Akiyama. Heat storage in directcontact heat exchanger with phase change material. *Applied Thermal Engineering*, 50, (1):26–34, 2013.
- [12] S. Kunkel, T. Teumer, P. Dörnhofer, K. Schlachter, Y. Weldeslasie, M. Kühr, M. Rädle und J.U. Repke. Determination of heat transfer coefficients in direct contact latent heat storage systems. *Applied Thermal Engineering*, 145:71–79, 2018.
- [13] S. Guo, H. Li, J. Zhao, X. Li und J. Yan. Numerical simulation study on optimizing charging process of the direct contact mobilized thermal energy storage. *Applied Energy*, **112**:1416–1423, 2013.
- [14] W. Wang, S. He, S. Guo, J.e Yan und J. Ding. A combined experimental and simulation study on charging process of Erythritol–HTO direct-blending based energy storage system. *Energy Conversion and Management*, 83:306–313, 2014.
- [15] W. Wang, H. Li, S. Guo, S. He, J. Ding, J. Yan und J. Yang. Numerical simulation study on discharging process of the direct-contact phase change energy storage system. *Applied Energy*, **150**:61–68, 2015.
- [16] M. Kraume. Transportvorgänge in der Verfahrenstechnik. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2. Auflage, 2012.
- [17] P. Pardo, A. Deydier, Z. Anxionnaz-Minvielle, S. Rougé, M. Cabassud und P. Cognet. A review on high temperature thermochemical heat energy storage. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, **32**:591–610, 2014.
- [18] H. Mehling und L. F. Cabeza. *Heat and cold storage with PCM*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [19] V. Illyés. Latentwärmespeicher-Einrohr-System mit Längs- und Querrippen (LESY2)
 Design, Montage und experimentelle Analyse. Diplomarbeit, TU Wien, 2018.
- [20] H. Kuhlmann. Strömungsmechanik. Pearson Studium, 2007.
- [21] J. H. Ferzinger und M. Perič. Numerische Strömungsmechanik. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2008.

- [22] C. Weber. Zum Zerfall eines Flüssigkeitsstrahles. ZAMM Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 11, (2):136–154, 1931.
- [23] C. Dumouchel. On the experimental investigation on primary atomization of liquid streams. *Experiments in Fluids*, 45, (3):371–422, 2008.
- [24] P. Leick. Quantitative Untersuchungen zum Einfluss von Düsengeometrie und Gasdichte auf den Primärzerfall von Dieselsprays. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [25] R. Clift, J. Grace und M. E. Weber. Bubbles, Drops and Particles. Academic Press, New York, 1978.
- [26] M. Bouaifi, G. Hebrard, D. Bastoul und Michel Roustan. A comparative study of gas hold-up, bubble size, interfacial area and mass transfer coefficients in stirred gas-liquid reactors and bubble columns. *Chemical Engineering and Processing: Pro*cess Intensification, 40, (2):97–111, 2001.
- [27] A. Mersmann. Auslegung und Maßstabsvergrößerung von Blasen- und Tropfensäulen. Chemie Ingenieur Technik, 49, (9):679–691, 1977.
- [28] ANSYS Inc. 13.0 User's Guide. 2013.
- [29] ANSYS Inc. 15.0 VOF Manual. 2013.
- [30] C.W. Hirt und B.D. Nichols. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*, **39**, (1):201–225, 1981.
- [31] A. Akhtar, V. Pareek und M. Tadé. CFD Simulations for Continuous Flow of Bubbles through Gas-Liquid Columns: Application of VOF Method. *Chemical Product and Process Modeling*, 2, (1):1–19, 2007.
- [32] J.U. Brackbill, D.B. Kothe und C. Zemach. A continuum method for modeling surface tension. Journal of Computational Physics, 100, (2):335–354, 1992.
- [33] G.K. Karch, F. Sadlo, C. Meister, P. Rauschenberger, K. Eisenschmidt, B. Weigand und T. Ertl. Visualization of piecewise linear interface calculation. In *IEEE Pacific* Visualization Symposium, Seiten 121-128, 2013.

- [34] V.V. Buwa und V.V. Ranade. Dynamics of gas-liquid flow in a rectangular bubble column: experiments and single/multi-group CFD simulations. *Chemical Engineering Science*, 57, (22):4715–4736, 2002.
- [35] C. B. Vieira, G. Litrico, E. Askari, G. Lemieux, und P. Proulx. Hydrodynamics of Bubble Columns: Turbulence and Population Balance Model. *ChemEngineering*, 2:12, 2018.
- [36] M. Lukasser. Entwicklung einer Laborblasensäule und eine Parameterstudie am Eulerschen Modell für Blasenströmungen mit gleichmäßiger Begasung. Diplomarbeit, TU Wien, 2008.
- [37] M. Harasek, A. Horvath, C. Jordan und C. Kuttner. CFD simulation of bubble columns using a VOF model. In *Proceedings of the 5th European Conference on Computational Fluid Dynamics*, 14.-17. Juni, Lissabon, Portugal, 2010.
- [38] V. Belandria, A.- H. Mohammadi und D. Richon. Volumetric properties of the (tetrahydrofuran+water) and (tetra-n-butyl ammonium bromide+water) systems: Experimental measurements and correlations. *The Journal of Chemical Thermodynamics*, 41, (12):1382–1386, 2009.
- [39] H. Oyama, W. Shimada, T. Ebinuma, Y. Kamata, S. Takeya, T. Uchida, J. Nagao und H. Narita. Phase diagram, latent heat, and specific heat of TBAB semiclathrate hydrate crystals. *Fluid Phase Equilibria*, 234, (1):131–135, 2005.
- [40] S. Wang, E.H. Duan, K. Yang, S. Wu und P. Zhang. Effect of SO2 on The Viscosity of Tetrabutylammonium Bromide Aqueous Solution. In 2015 International Conference on Electrical, Automation and Mechanical Engineering. Atlantis Press, 2015.
- [41] T. Nagatomi, Y. Taguchi, R. Ohmura und Y. Nagasaka. Thermal Conductivity Measurement of TBAB Hydrate by the Transient Hot-Wire Using Parylene-Coated Probe. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series B, 79, (802):1155–1163, 2013.
- [42] A. Horvath, C. Jordan, M. Lukasser, C. Kuttner, A. Makaruk und M. Harasek. CFD simulation of bubble columns using the VOF model: Comparison of commercial and open source solvers with an experiment. *Chemical Engineering Transactions*, 18:605– 610, 2009.

- [43] M.K. Shahidi und T.A. Özbelge. Direct contact heat transfer between two immiscible liquids flowing in a horizontal concentric annulus. *International Journal of Multiphase Flow*, 21, (6):1025–1036, 1995.
- [44] S. Sideman. Direct Contact Heat Transfer Between Immiscible Liquids. In Advances in Chemical Engineering. Academic Press, 6. Auflage, 1966.
- [45] E. Kehat und S. Sideman. Heat Transfer by Direct Liquid-Liquid Contact. In Recent Advances in Liquid–Liquid Extraction. Pergamon Press, 1971.
- [46] P. Rollbusch. Gas holdup in two phase bubble columns at industrial processing conditions – effect of operating parameters, liquid properties and column scale. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2016.
- [47] K. Bech. Dynamic simulation of a 2D bubble column. Chemical Engineering Science, 60, (19):5294–5304, 2005.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Illustration der Tropfenströmung im Schwerefeld.	3
3.1	Patentzeichnung des ersten patentierten Direktkontaktspeichers [6]	5
4.1	Unterschied zwischen sensibler und latenter Wärme [18]	9
4.2	Illustration des Schmelzvorganges in einem DC-TES. (a) Anfangszustand und Beginn der Einspeicherung sensibler Wärme, (b) frühe Phase der Lat- entwärmespeicherung, (c) mittlere Phase der Latentwärmespeicherung, (d) finale Phase der Latentwärmespeicherung. (e) finale Phase der Speicherung	
	sensibler Wärme [11].	10
4.3	Zerfall eines Flüssigkeitsstrahles. (a) Rayleigh Regime (Zertropfen), (b)	_ 0
	(Zerwellen) (d) Atomization Regime (Zerstäuben) [22]	12
<u> </u>	Ohnesorge-Diagramm Einteilung der Strahlzerfallsgehiete (I) <i>Bauleigh Be</i> -	10
7.7	gime, (II) First Wind Induced Regime, (III) Second Wind Induced Regime,	
	(IV) Atomization Regime [24]. Die relevanten Strahlzerfallregime in dieser	
	Arbeit, sind vor allem die Regime I und II	14
4.5	Tropfenformen für unterschiedliche Reynolds- und Eötvös-Zahlen [25]	16
4.6	Strömungsregime in Tropfensäulen. (a) & (b) homogenes Strömungsregime,	
	(c) & (d) heterogenes Strömungsregime [26]. \ldots \ldots \ldots	18
4.7	Bauweisen von Blasensäulen. (a) einfache Blasensäule, (b) Abstromblasen-	
	säule, (c) Schlaufenreaktor mit interner Umwälzung [16]	20
4.8	Verwendung von Einbauten in Blasensäulen. (a) Strömungsstrukturen in	
	der einfachen Blasensäule, (b) Kaskadierung mit Siebböden, (c) mehr-	
	schächtige Blasensäule [16].	21
4.9	Bauweisen von Begasungseinrichtungen. (a) Einsteckrohr, (b) Lochboden,	
	(c) Begaserring, (d) Sinterplatte [16]	22
5.1	Rekonstruktion der Phasengrenze. (a) Exemplarische Darstellung der Pha-	
	senvertenung in einer vernetzung, (D) PLIC Rekonstruktion der Phasen-	0.0
	grenze [99]	20

5.2	Draufsicht auf (a) Einzeldüse, (b) Doppeldüse, (c) Lochplatte (Flowbreaker).	27
5.3	2D-Geometrie der Tropfensäule. (a) Inlet: blau dargestellt, (b) Lochplatte	
	(Flow Breaker), (c) Lochdüse, (d) Speichertank, (e) Absaugrohr, (f) Outlet:	
	rot dargestellt.	28
5.4	2D-Geometrie der Düsenböden für (a) die Einzeldüse und (b) die Doppeldüse.	29
5.5	2D-Geometrie der Tropfensäule mit Einbauten (Schlaufenreaktor). (a) &	
	(b) Leitbleche, (c) Lochboden	30
5.6	Illustration der Anwendbarkeit der VOF-Methode in Abhängigkeit der Pha-	
	sengrenze zur Netzweite. (a) charakteristische Länge der Phasengrenze l ist	
	größer als die Netzweite Δx , (b) Länge der Phasengrenze l ist kleiner als	
	die Netzweite Δx [29]	31
5.7	Illustration der Längenskal a $l/\Delta x$ sowie der Größenordnung des Volumen-	
	anteils des Wärmeträgerfluids $\alpha_{\rm HTF}$ in einer Zelle beim (a) Zerwellen und	
	(b) Zerstäuben eines Freistrahles [29]	32
5.8	Darstellung der in dieser Arbeit auftretenden Tropfengröße im Vergleich	
	zur Netzweite für (a) einen einzelnen Tropfen und (b) einen Tropfenschwarm.	33
5.9	Phasenverteilung im Anfangszustand der Simulationen zum Zeitpunkt $t=$	
	0 s	38
5.10	Entwickelte Auswertemethodik zur quantitativen Untersuchung der Tem-	
	peraturen und Volumenanteile über die Tropfensäulenhöhe. Die gestrichel-	
	te Box zeigt eine Detailansicht der untersuchten Größen in den Sektionen.	
	Der fortlaufende Index i läuft von $N = 1$ bis $N = 38$. Die Messpunkte	
	zur Messung der Eintrittstemperatur $\vartheta_{\rm Inlet}$ und Austrittstemperatur $\vartheta_{\rm Outlet}$	
	sind ebenfalls gekennzeichnet.	43
5.11	Darstellung der Auswertemethodik anhand einer Sektion. (a) Sektion A_i ,	
	(b) Anteil des HTFs auf A_i , (c) Anteil des PCMs auf A_i , (d) Konturdar-	
	stellung beider Phasen auf A_i , (e) Konturdarstellung des HTFs auf A_i , (f)	
	Konturdarstellung des PCMs auf A_i	44
6.1	Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei Verwendung der Einzeldüse	
	und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) -	
	(h)	48
6.2	Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren bei Verwendung der Einzeldüse	
	und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (h).	49

6.3	Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei der Ausführung als Schlau-	
	fenreaktor und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebil-	
	det in (a) - (h). \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots	50
6.4	Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren bei der Ausführung als Schlau-	
	fenreaktor und dem HTF D12 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebil-	
	det in (a) - (h)	51
6.5	Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei Verwendung der Doppeldüse	
	und dem HTF ADX10 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in	
	(a) - (h)	52
6.6	Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren bei Verwendung der Doppeldüse	
	und dem HTF ADX10 zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in	
	(a) - (h)	53
6.7	Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei Verwendung der Einzeldü-	
	se und dem HTF D12 bei Reduzierung der Geschwindigkeit am $Inlet$ auf	
	$u_{\text{Inlet}} = 0,023 \text{ m/s}$ zu unterschiedlichen Zeitpunkten t abgebildet in (a) - (g).	55
6.8	Konturdarstellungen der Tropfenströmung bei der Ausführung der Trop-	
	fensäule als Schlaufenreaktor zum Zeitpunkt $t = 60$ s für das HTF (a) D12,	
	(b) ADX10, (c) FG35. Aufgrund der höheren Viskosität des HTFs FG35	
	nimmt die Zerfalllänge zu.	57
6.9	$Holdup\ \varepsilon$ aufgetragen über die Tropfensäulenhöhe zum Zeitpunkt $t=60$ s	
	für das HTF (a) D12, (b) ADX10 und (c) FG35	59
6.10	Konturdarstellungen der Tropfenströmung zum Zeitpunkt $t = 60$ s für (a)	
	HTF D12 und Einzeldüse, (b) HTF D12 und Schlaufenreaktor, (c) HTF	
	ADX10 und Einzeldüse, (d) HTF ADX10 und Doppeldüse, (e) HTF ADX10 $$	
	und Schlaufenreaktor, (f) HTF FG35 und Einzeldüse, (g) HTF FG35 und	
	Doppeldüse und (h) HTF FG35 und Schlaufenreaktor. \ldots . \ldots .	60
6.11	Zeitlicher Verlauf der Temperatur an der Eintrittsmessstelle bei Verwen-	
	dung der Einzeldüse und dem HTF D12.	61
6.12	Konturdarstellungen der Temperaturverteilung zum Zeitpunkt $t=60~{\rm s}$ für	
	(a) HTF D12 und Einzeldüse , (b) HTF D12 und Schlaufenreaktor, (c) HTF	
	ADX10 und Einzeldüse (d) HTF ADX10 und Doppeldüse (e) HTF ADX10	
	und Schlaufenreaktor, (f) HTF FG35 und Einzeldüse, (g) HTF FG35 und	
	Doppeldüse und (h) HTF FG35 und Schlaufenreaktor.	63
6.13	Temperaturverteilung über die Tropfensäulenhöhe $\vartheta(h)$ bei Verwendung	
	des HTFs D12 zum Zeitpunkt $t = 60$ s. (a) Temperatur des HTFs, (b)	
	Temperatur des PCMs	65

6.14	Temperatur verteilung über die Tropfensäulenhöhe $\vartheta(h)$ bei Verwendung	
	des HTFs ADX10 zum Zeitpunkt $t = 60$ s. (a) Temperatur des HTFs, (b)	
	Temperatur des PCMs	66
6.15	Temperaturverteilung über die Tropfensäulenhöhe $\vartheta(h)$ bei Verwendung	
	des HTFs FG35 zum Zeitpunkt $t = 60$ s. (a) Temperatur des HTFs, (b)	
	Temperatur des PCMs	67
6.16	Temperatur verlauf am Austrittsmesspunkt für das HTF D12	68
6.17	Temperatur verlauf am Austrittsmesspunkt für das HTF ADX10	69
6.18	Temperatur verlauf am Austrittsmesspunkt für das HTF FG35	69
6.19	Vergleich der experimentellen Messdaten für das HTF D12. Temperaturver-	
	läufe für (a) die Einzeldüse und (b) den Schlaufenreaktor an der Eintritts-	
	und Austrittsmessstelle. Der Bereich zwischen den vertikalen schwarzen	
	Linien wird durch die Simulationen abgebildet	72
6.20	Lochdüsengeometrie für (a) 3D-Geometrie, (b) 2D-Geometrie, (c) simulier-	
	te Geometrie.	73
6.21	Vergleich der mit dem Verstärkungsfaktor Λ skalierten experimentell er-	
	mittelten Temperaturverläufen und den numerischen Simulationsergebnis-	
	sen an der Eintritts- und Austrittsmessstelle für (a) die Einzeldüse und (b)	
	den Schlaufenreaktor für das HTF D12. In der Simulation wurde mit einem	
	HTF-Massenstrom von $\dot{m}_{\rm HTF}=10~{\rm kg/h}$ gerechnet, wohingegen die experi-	
	mentellen Untersuchungen mit $\dot{m}_{\rm HTF}=10,5~{\rm kg/h}$ durchgeführt wurden	74

Tabellenverzeichnis

5.1	Grenzflächenspannungskoeffizienten zwischen den Phasen	35
5.2	Stoffeigenschaften der Fluide bei 20 °C	36
5.3	Einstellungen Run Calculation.	39
5.4	Simulierte Massenströme und daraus resultierende Geschwindigkeiten am	
	Inlet für das HTF D12	40
5.5	Auflistung der durchgeführten Simulationen inklusive dimensionslosen Kenn-	
	zahlen. Alle Simulationen wurden mit $\dot{m}_{\rm HTF}=10~{\rm kg/h}$ durchgeführt	41
5.6	Simulationsparameter.	41
6.1	Geschwindigkeit und dimensionslose Kennzahlen bei Reduzierung der Ein-	
	düsgeschwindigkeit für das HTF D12 an der Lochdüse. Die Temperatur,	
	welche zum Zeitpunkt $t=60~\mathrm{s}$ an der Austrittsmessstelle abzulesen ist, ist	
	mit $\vartheta_{\text{Outlet}}$ angegeben.	54
6.2	Gegenüberstellung der Austrittstemperaturen zum Zeitunk t $t=60~{\rm s}$ für	
	die acht durchgeführten Simulationen	70
6.3	Abmessungen der Düsenplatte.	73