

# Strömungssimulation der Füllung einer Druckgussform mit Alumosilikatsuspensionen

**Dissertation**

zur Erlangung des Grades  
**Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)**  
der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät III  
Chemie, Pharmazie, Bio- und Werkstoffwissenschaften  
der Universität des Saarlandes

vorgelegt von

**Dipl.-Ing. Jean-Christophe Legrix**

Saarbrücken

2012

Tag des Kolloquiums: 16.07.2012  
Dekan: Prof. Dr. W. F. Maier  
Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. H.-G. Herrmann  
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. S. Diebels  
Prof. Dr.-Ing. W. Volk  
Akad. Beisitzer: Dr.-Ing. G. Falk

# Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist das Ergebnis meiner Forschungsarbeit als Werkstoffingenieur in der Modell- und Werkstoffentwicklung des Unternehmensbereiches Bad und Wellness der Villeroy & Boch AG. Das Projekt aus dem Bereich der Sanitärkeramik entstand in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Technische Mechanik der Universität des Saarlandes.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Stefan Diebels, Leiter des Lehrstuhls für Technische Mechanik, der mich über die gesamte Dauer der Promotion gefördert und unterstützt hat. Durch seine zahlreichen Ideen und Lösungsvorschläge hat er entscheidend zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen.

Ebenfalls ganz herzlich bedanken möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk für das Interesse an der vorliegenden Arbeit und die Übernahme des Korreferats.

Bei Herrn Dipl.-Ing. Bernd Thömmes, Leiter der Modell- und Werkstoffentwicklung der Villeroy & Boch AG, möchte ich mich für sein Forschungsinteresse und seine Offenheit gegenüber neuen Technologien bedanken. Unter seiner Leitung konnte ich mit Begeisterung lernen, wie Praxis und Forschung erfolgreich zusammengeführt werden können.

Darüber hinaus gilt mein Dank Herrn Dipl.-Ing Thierry Hartmann und Herrn Dipl.-Ing.(FH) Silvan Hunziker, die mich im Rahmen ihrer Studienabschlussarbeiten bei der Durchführung und Auswertung der rheologischen Untersuchungen sowie bei der Validierung der Computersimulation tatkräftig unterstützt haben.

Schließlich gilt mein ganz persönlicher Dank meiner Frau Judith, die mir während der gesamten Promotionszeit stets den Rücken gestärkt hat. Sie förderte mich durch ihr Interesse an meiner Arbeit und gab mir die Kraft und Energie diese Arbeit erfolgreich abzuschließen.

Saarbrücken, im März 2012.

Jean-Christophe Legrix

## Zusammenfassung

Das keramische Druckgussverfahren wird in der Sanitärindustrie erst seit den 1980er Jahren verwendet und ist somit ein noch relativ junges Verfahren mit viel Optimierungspotential. Insbesondere der Füllvorgang einer Druckgussform wurde bis heute nur wenig untersucht.

Die Optimierung des Füllvorgangs kann geometrischer Art sein (Design des Produktes, Eingussposition und Entlüftungsposition) oder durch die Anpassung der Prozessparameter (Formmaterial, Druck, Füllgeschwindigkeit und Temperatur) und der rheologischen Eigenschaften der keramischen Gießmasse (Viskosität, Thixotropie und Litergewicht) erfolgen. Diese Vielfalt an Parametern zur Steuerung des Druckgussprozesses sowie die Tatsache, dass experimentelle Messungen in einer Druckgussform während des Füllvorgangs so gut wie unmöglich sind, machen den Einsatz einer Computersimulation notwendig. Dies zu ermöglichen ist das Ziel dieser Arbeit.

Zunächst wird ein phänomenologisches Materialmodell präsentiert, das sich zur Beschreibung des thixotropen Verhaltens von Alumosilikatsuspensionen eignet. Anschliessend wird das Materialmodell in die Strömungssimulationssoftware FLOW3D implementiert und anhand von einfachen zweidimensionalen Geometrien sowie an einer produktionserprobten, komplexen dreidimensionalen Geometrie validiert.

Das Ergebnis dieser Arbeit trägt zum besseren Verständnis des Füllvorgangs einer Druckgussform bei und stellt der Sanitärindustrie, in Kombination mit der vorhandenen praktischen Erfahrung, ein sehr wirksames Werkzeug zur Optimierung des Druckgussprozesses zur Verfügung.

## Abstract

The pressure casting process has been introduced in the sanitary ware industry since the 1980s and is therefore still a young technology with a high potential of optimization. Especially the filling of a pressure casting mould has been analysed poorly until today.

The filling of a sanitary mould is controlled through many different parameters like geometry parameters (product design, inlet position, inlet diameter, etc), process parameters (mould material, pressure in the mould, inlet velocity, temperature, etc) and material properties of ceramic slurry (viscosity, thixotropy, density, etc). The correct setting of the above listed parameters is extremely difficult, due to their influence on the filling which can not be measured directly. To better understand which influence the different parameters have on the filling of a pressure casting mould as well as to rapidly solve problems in the production, it appears necessary to use the computational fluid dynamics. This is the main objective of this thesis.

In a first step a macroscopic material model, able to describe the thixotropic behaviour of ceramic slurry, will be developed. Then the material model will be implemented in the commercial computational fluid dynamics software FLOW3D. Computer simulation of 2D-geometries and 3D-geometries will be used to validate the material model and the move of the slurry surface during the filling of a pressure casting mould.

The results of this thesis illustrate that the computer simulation of the filling of a sanitary mould, with a thixotropic slurry, help to better comprehend the filling process of pressure casting in the sanitary industry. In combination with the industrial practical experience about pressure casting, the computer simulation will be a very efficient tool to rapidly master casting production challenges.

## Résumé

Le coulage sous pression est apparu dans le secteur de la céramique sanitaire dans les années 1980. Ce procédé est encore jeune et peut encore être optimisé, notamment en ce qui concerne le remplissage de la forme qui ne fut seulement le rare sujet d'études de recherche.

Le remplissage d'une forme dans la céramique sanitaire peut être optimisé par des changements géométriques (forme du produit, position des arrivées de barbotine, etc.) et par le réglage des paramètres du procédé (matériau de la forme, pression, débit de la barbotine pendant le remplissage, température, etc.) et des propriétés de la barbotine (viscosité, thixotropie, densité, etc.). L'ajustement de tous ces paramètres, nécessaire au bon fonctionnement du procédé de coulage, est très difficile à assurer. La détermination de l'influence de ces paramètres vis à vis du coulage et de la qualité du produit fini ne peut être prouvée expérimentalement qu'avec un effort considérable en temps et en argent. Pour remédier à ce problème et pour mieux comprendre le procédé de coulage sous pression, il s'avère nécessaire d'utiliser la simulation numérique. La simulation numérique du remplissage d'une forme avec de la barbotine céramique est l'objectif de cette étude.

En premier lieu un modèle matériau capable de décrire le comportement thixotrope de la barbotine céramique sera présenté. Ce modèle sera ensuite intégré dans le logiciel de simulation FLOW3D. Les simulations de problèmes 2D et 3D permettront finalement de valider le modèle matériau ainsi que le déplacement de la surface de la barbotine pendant le remplissage d'une forme.

Les résultats de cette étude montrent que la simulation numérique permet de mieux comprendre le fonctionnement du remplissage d'une forme de coulage avec une barbotine thixotrope. La simulation numérique combinée au savoir industriel sera un outil très efficace pour résoudre rapidement les problèmes de production provenant du coulage sous pression.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Motivation . . . . .	1
1.2	Problemstellung . . . . .	3
1.3	Zielsetzung und methodische Vorgehensweise . . . . .	5
<b>2</b>	<b>Stand der Forschung</b>	<b>7</b>
<b>3</b>	<b>Grundlagen der Sanitärkeramik</b>	<b>15</b>
3.1	Moderne Gießtechnologie . . . . .	16
3.2	Alumosilikatsuspensionen . . . . .	23
3.2.1	Zusammensetzung und chemische Wechselwirkungen . . . . .	23
3.2.2	Fließverhalten . . . . .	29
3.3	Rheologie in der Sanitärindustrie . . . . .	30

3.3.1	Grundbegriffe . . . . .	31
3.3.2	Messgeräte und Methoden . . . . .	33
3.3.3	Rotationsrheometer Bohlin CVO . . . . .	42
<b>4</b>	<b>Experimente</b>	<b>45</b>
4.1	Testgießmasse . . . . .	46
4.2	Probenpräparation . . . . .	52
4.3	Rheologische Untersuchung . . . . .	55
4.3.1	Untersuchung der Schubspannungen . . . . .	55
4.3.2	Untersuchung der Normalspannungen . . . . .	67
<b>5</b>	<b>Modellierung</b>	<b>71</b>
5.1	Materialmodell der Testgießmasse . . . . .	71
5.2	Parameteridentifikation . . . . .	74
5.3	Materialmodell für Sanitürgießmasse . . . . .	80
<b>6</b>	<b>Auswahl einer geeigneten CFD-Software</b>	<b>83</b>
6.1	Kontinuumsmechanische Grundlagen . . . . .	84
6.1.1	Kinematik . . . . .	84
6.1.2	Bilanzgleichungen . . . . .	89

<i>INHALTSVERZEICHNIS</i>	iii
6.1.3 Konstitutive Gleichungen . . . . .	91
6.2 Diskretisierungsverfahren . . . . .	96
6.3 Darstellung einer freien Oberfläche . . . . .	100
6.4 Strömungssimulationssoftware FLOW3D . . . . .	106
<b>7 Simulation des Füllvorgangs</b>	<b>109</b>
7.1 Implementierung des Materialmodells . . . . .	110
7.2 Thixotropes oder Newtonsches Materialmodell . . . . .	116
7.3 Netzabhängige Wirbelanalyse . . . . .	126
7.4 Bewegung der freien Oberfläche . . . . .	132
7.4.1 Füllung eines Zylinders . . . . .	133
7.4.2 Füllung einer Druckgussform . . . . .	142
7.5 Numerische Ergebnisse des Füllvorgangs . . . . .	151
<b>8 Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>159</b>
8.1 Zusammenfassung . . . . .	159
8.2 Ausblick . . . . .	161
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>164</b>



# Kapitel 1

## Einleitung

In der vorliegenden Arbeit werden die Ergebnisse einer Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform mit einer Sanitiergeißmasse dargestellt. Dieses Projekt aus dem Bereich der Sanitärkeramik entstand in Zusammenarbeit zwischen dem Lehrstuhl für Technische Mechanik der Universität des Saarlandes (Leitung: Prof. Dr.-Ing. S. DIEBELS) und der Modell- und Werkstoffentwicklung der Villeroy & Boch AG (Leitung: Dipl.-Ing. B. THÖMMES).

### 1.1 Motivation

Die keramische Sanitärindustrie hat vor ca. 30 Jahren mit der Einführung des Druckgussverfahrens eine kleine industrielle Revolution erlebt [11, 58]. Gegenüber dem traditionellen Batteriegipsgussverfahren hat das Druckgussverfahren zu einer deutlichen Verbesserung der Produktqualität geführt und die Produktivität sowie die logistische Flexibilität von Produktionsstätten erhöht, so dass mehrere unterschiedliche Produkte parallel produziert werden können.

Trotz der relativ reibungslosen Einführung in der keramischen Industrie ist der Druckgussprozess ein relativ junges Verfahren mit viel Optimierungspotential. Die Optimierung des Füllvorgangs kann geometrischer Art sein (Design des Produktes, Eingussposition, Entlüftungsposition, usw.) oder durch die Anpassung der Prozessparameter (Formmaterial, Druck und Füllgeschwindigkeit) und der rheologischen Eigenschaften der Gießmasse (Viskosität, Thixotropie, Temperatur, Litergewicht) erfolgen. Bis zum heutigen Zeitpunkt wurden viele praktische Erfahrungen im Bereich des Druckgussprozesses gesammelt. Aufgrund dieser Erfahrung geht man davon aus, dass Wirbel während des Formfüllungsprozesses für bestimmte Gießfehler verantwortlich sind. Da der Gießprozess ganz am Anfang der Produktionskette steht, können Gießfehler den gesamten Produktionsprozess beeinflussen. Die Vermeidung solcher Fehler ist von großer Bedeutung.



Abbildung 1.1: Foto eines fehlerhaften Rohlings - Riss mit kreisförmigem Verlauf.

Abbildung 1.1 zeigt einen Rohling mit einem kreisförmigen Rissverlauf. Aufgrund dieses atypischen Rissverlaufes wird vermutet, dass dieser Fehler auf eine Wirbelbildung während des Füllvorganges zurückzuführen ist. Allerdings wurden bisher nur sehr wenige wissenschaftliche Untersuchungen auf diesem

Gebiet durchgeführt. Insbesondere der Füllvorgang einer Druckgussform und sein Einfluss auf mögliche Fehler in der Produktion wurden kaum untersucht.

Hauptmotivation dieser Arbeit ist es, diese Forschungslücke durch eine Computersimulation des Füllvorgangs zu schließen. Die Simulation eines Füllvorgangs einer Druckgussform ist bisher in der Sanitärindustrie noch nicht Stand der Technik und stellt eine beachtliche Herausforderung dar. Das Ergebnis dieser Arbeit soll zum besseren Verständnis des Füllvorgangs beitragen und stellt der Sanitärindustrie, in Kombination mit der vorhandenen praktischen Erfahrung, ein sehr wirksames Werkzeug zur Optimierung des Druckgussprozesses zur Verfügung.

## 1.2 Problemstellung

Für die Realisierung der Computersimulation des Füllvorgangs der Druckgussform müssen zusammengefasst drei große Herausforderungen gelöst werden.

Die erste Herausforderung ergibt sich durch die erhöhte Komplexität des Druckgussprozesses. Die Anzahl an Steuerungsparametern hat sich im Vergleich zum Gipsgussprozess vervielfacht. Die Geschwindigkeit und der Automatisierungsgrad des Druckgussverfahrens sind zum einen ein großer Vorteil, zum anderen machen sie den Prozess auch empfindlicher. Der Druckgussprozess funktioniert erst dann gut, wenn das optimale Zusammenspiel zwischen den unterschiedlichen Prozessparametern gegeben ist. Diese Vielfalt an Steuerungsparametern muss in der Computersimulation berücksichtigt werden, damit der Einfluss der unterschiedlichen Parameter auf mögliche Fehler in der Produktion nachvollzogen werden kann. Die Herausforderung ist dabei der Transfer der produktionsbedingten Rahmenbedingungen in die Strömungssimulationssoftware, damit die Simulation den realen Bedingungen in der Produktion entspricht.

Die zweite Herausforderung ergibt sich durch das komplexe rheologische Verhalten der Sanitär gießmasse. Bei der Gießmasse handelt es sich um eine

wässrige Aluminosilikatsuspension, die Partikel wie Ton und Kaolin enthält, welche untereinander aufgrund der geladenen Oberflächen interagieren. Diese Interaktionen verursachen das thixotrope Verhalten der Gießmasse. Thixotrop bedeutet, daß die Viskosität der Suspension unter dem Einfluß einer Scherkraft abnimmt. Wenn die Kraft aufhört, braucht die Viskosität einige Zeit, um ihren alten Zustand wieder zu erreichen. So ein Verhalten ist an sich nicht neu und bei genauerem Hinsehen auch ohne Computersimulation im Produktionsablauf zu erkennen. Das wohl bekannteste Beispiel für ein solches Materialverhalten ist Ketchup, der geschüttelt werden muß, bevor er aus der Flasche läuft und erst nach einem gewissen Zeitraum seinen ursprünglichen Zustand wieder erreicht. Daß dieses Verhalten nicht ungewöhnlich ist, macht die Modellierung aber nicht einfacher. Die Herausforderung an dieser Stelle ist also, ein spezifisches Materialmodell zu entwickeln, welches das komplexe rheologische Verhalten der Gießmasse genau beschreibt und gleichzeitig für die Praxisanwendung so einfach wie möglich bleibt, so daß der experimentelle Aufwand zur Bestimmung der Modellparameter in der Industrie vertretbar ist. Darüber hinaus sollte das Materialmodell auch flexibel für andere Gießmassen anpassbar sein, da in der Regel in einem Werk fünf bis sechs verschiedene Gießmassen verwendet werden.

Als dritte Herausforderung gilt es, eine geeignete kommerzielle Strömungssimulationssoftware auszuwählen, die sowohl die Möglichkeit bietet, das spezifische Materialmodell der Sanitär gießmasse selbst zu implementieren, die 3D Geometrie der Druckgussform zuverlässig zu diskretisieren und die Bewegung der freien Oberfläche zu simulieren. Die Bewegung der freien Oberfläche, der Grenzfläche zwischen Gießmasse und Luft, spielt eine entscheidende Rolle für das Gelingen des Füllvorgangs einer Druckgussform. Je nach Berechnungsmethode kann die Rechenzeit bei der Darstellung der freien Oberfläche sehr hoch sein. Die für diese Arbeit ausgewählte Methode muss zum einen die Möglichkeit bieten, die Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs einer Druckgussform genau zu simulieren und zum anderen einen möglichst geringen Rechenaufwand vorweisen.

Zusammenfassend müssen folgende Fragen zur Lösung der Problemstellung beantwortet werden:

- Welche Randbedingungen und Annahmen eignen sich für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform?

- Welches Materialmodell eignet sich zur Beschreibung des thixotropen Fließverhaltens von keramischer Gießmasse?
- Welche kommerzielle Strömungssimulationssoftware eignet sich für diese Arbeit und welche Methoden zur Diskretisierung und Verfolgung der freien Oberfläche eignen sich für die zuverlässige Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform?

### 1.3 Zielsetzung und methodische Vorgehensweise

Ziel dieser Arbeit ist es, die Computersimulation des Füllvorgangs einer Druckgußform mit einer gegebenen Alumosilikatsuspension durchzuführen. Das Hauptinteresse dieser Arbeit liegt dabei auf der Vorhersage der Stromlinien sowie der Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs einer Druckgußform, um in Zukunft das Zusammenspiel zwischen den oben schon erwähnten Parametern (Geometrie, Prozessparameter und Eigenschaften der Gießmasse) nicht mehr nur durch Erfahrungswerte und empirische Studien optimieren zu können.

Als Basis für die Computersimulation, muss zunächst ein dreidimensionales Materialmodell entwickelt werden, welches das Verhalten der Sanitär gießmasse, einer Alumosilikatsuspension, beschreibt. Um das Verhalten der Sanitär gießmasse zu verstehen und beschreiben zu können, werden vorab die Zusammensetzung und die rheologischen Eigenschaften analysiert und in Experimenten untersucht. Hierfür wird zunächst das Druckgussverfahren vorgestellt und die daraus resultierenden Rahmenbedingungen für die Experimente definiert. Zur Untersuchung des rheologischen Verhaltens von keramischer Gießmasse wird ein Rotationsrheometer mit Searle- und Kegel/Platte-Messzellen eingesetzt. Aus den Erkenntnissen wird ein passendes Materialmodell, zunächst für eine einkomponentige Alumosilikatsuspension, entwickelt und anschließend für eine mehrkomponentige Sanitär gießmasse verifiziert.

In einem zweiten Schritt wird das entwickelte Materialmodell in eine kommerzielle Strömungssimulationssoftware implementiert. Unter Berücksichtigung der Rahmenbedingungen des Druckgussprozesses und der Bewegung der freien Oberfläche wird dann die Simulation der Füllung einer Sanitärdruckgussform durchgeführt. Dabei ist wichtig, daß die numerischen Parameter wie z. B. die Netzgröße zum besten Verhältnis zwischen Simulationsqualität und Rechenzeit optimiert werden. Die Ergebnisse dieser Simulation werden schließlich durch verschiedene Laborversuche einer Plausibilitätskontrolle unterzogen und ausgewertet.

# Kapitel 2

## Stand der Forschung

Der Füllvorgang einer Druckgussform in der Sanitärindustrie wird maßgeblich durch die Eigenschaften der keramischen Gießmasse, einer Alumosilikatsuspension, beeinflusst. Insbesondere ist hier das thixotrope Materialverhalten der Gießmasse zu nennen, welches in dieser Arbeit von zentraler Bedeutung ist. Die Thixotropie wurde erstmals Anfang des 20. Jahrhunderts wissenschaftlich beschrieben ([49], S.454). Seither wurde auf diesem Gebiet viel geforscht, doch die Untersuchung von keramischen Suspensionen und deren rheologischen Verhaltens hat erst in den letzten 30 Jahren durch die Einführung von neuen Messtechnologien wie Rheometern, Zeta-potentialmessgeräten, Laser-Granulometern sowie durch die Einführung des Druckgussprozesses in der keramischen Industrie deutlich an Wichtigkeit gewonnen [9, 25, 50, 51].

Für die vorliegende Arbeit sind zwei Forschungsbereiche von besonderem Interesse: Zum einen der Bereich, welcher sich vor allem mit der mikroskopischen Analyse von keramischen Suspensionen und deren Einfluss auf die rheologischen Eigenschaften beschäftigt, und zum anderen die Forschungen, welche sich mit den rheologischen Eigenschaften von keramischen Suspensionen beschäftigen um den Druckgussprozess zu optimieren.

Für den ersten Bereich der mikroskopischen Untersuchung haben folgende Arbeiten dazu beigetragen, dass die rheologischen Eigenschaften von keramischen Suspensionen bekannt und somit besser beherrschbar sind:

D. R. DINGER und J. E. FUNK haben den Einfluss der Korngrößenverteilung, der Korngeometrie und der spezifischen Oberfläche auf die rheologischen Eigenschaften einer keramischen Suspension untersucht [21]. Die Untersuchungen von DAI ET AL. haben den Einfluss des pH-Wertes auf das thixotrope Verhalten von Kaolinit suspensionen aufgezeigt [19]. B. GRABOWSKA-OLSZEWSKA hat gezeigt, dass die hydrophilen Eigenschaften von Kaolinit von austauschbaren Kationen wie  $\text{Ca}^{2+}$  und  $\text{Na}^+$  und durch die spezifische Oberfläche der Partikel stark beeinflusst werden [30]. Anhand von Rheometermessungen haben M. KRAMER und N. THOMAS die Abhängigkeit der Viskosität und der Thixotropie von keramischen Suspensionen von der Feststoff- und Verflüssigerkonzentration untersucht [48]. F. ANDREOLA ET AL. haben wiederum den Einfluss von Verflüssigern wie z. B. Natriumhexametafosphaten auf die Verflüssigung von Kaolinit suspension untersucht [5, 76]. Schließlich sind an dieser Stelle noch W. PABST ET AL. zu nennen, welche den Einfluss von Feststoffanteil, Partikelgröße und Partikelform auf die rheologischen Eigenschaften einer Faser-Suspension untersucht haben [70].

Der zweite für diese Arbeit wichtige Forschungsbereich, nämlich die Arbeiten, die den Zusammenhang zwischen den rheologischen Eigenschaften von keramischer Suspension und dem Gießprozess zum Forschungsgegenstand hatten, wurde durch folgende Autoren geprägt:

Die Forschung von L. P. KARPILOVSKI zeigt, wie drei Parameter (Korngrößenverteilung, spezifische Oberfläche und Elektrolytanteil) die Viskosität der Gießmasse, den Filtrationsprozess und die Eigenschaften des keramischen Rohlings beeinflussen [45]. B. WATERS hat zur Optimierung des Druckgussprozesses die Einstellung einer Gießmasse in Bezug auf Rheologie, Feststoffkonzentration und Temperatur untersucht [93]. Wichtig ist es an dieser Stelle anzumerken, dass die meisten Arbeiten zum Einfluss der Rheologie auf den Druckgussprozess den Filtrationsvorgang und nicht den Füllvorgang betreffen. Dies kann zum einen damit erklärt werden, dass viele industrielle Studien aufgrund des Betriebsgeheimnisses nicht veröffentlicht werden. Es liegt aber sicherlich auch daran, dass es sehr viel schwieriger ist, den Einfluss der rheologischen Eigenschaften der keramischen Gießmasse auf den Füllvorgang zu untersuchen. Die Untersuchungen können experimentell nur optisch stattfinden und sind daher nur sehr bedingt auswertbar. Genau an dieser Stelle

soll die vorliegende Arbeit ansetzen, so dass der Einfluss der rheologischen Eigenschaften der Gießmasse auf den Füllvorgang sowie die maschinellen Parameter näher bestimmt werden können.

Auch wenn es statistisch schwer nachweisbar ist liegt der Gedanke, dass der Füllvorgang einen erheblichen Einfluss auf Fehler während der Produktion hat, sehr nahe (siehe Abbildung 1.1). Dieser Verdacht wird durch Versuche nach dem Ausschussverfahren im Produktionsprozess bestätigt. Gerade in dem Fall einer solchen „black box“ macht eine Computersimulation Sinn. Das hierfür notwendige Materialgesetz, das das thixotrope Materialverhalten von keramischer Gießmasse beschreibt, kann grundsätzlich durch zwei unterschiedliche Herangehensweisen entwickelt werden: zum einen basierend auf der Strukturrheologie und zum anderen basierend auf der phänomenologischen Rheologie.

Die Strukturrheologie - auch Mikrorheologie genannt - hat das Ziel, das makroskopische Materialverhalten durch die Struktur des Stoffes zu erklären. Hiermit entsteht eine Brücke zwischen den Phänomenen, die makroskopisch betrachtet werden, und dem, was auf der mikroskopischen Skala passiert ([29], S. 3-5). Um dies zu simulieren, muss ein numerisches Modell aufgebaut werden, das die Partikelbewegungen und Interaktionen in der Suspension in Abhängigkeit zu den Eigenschaften vom Suspendierungsmittel und der Partikeleigenschaften wie Dichte, Größe, Form und Oberflächenladung beschreibt und daraus die makroskopische Viskosität der Suspension herausgeben kann. Dieser Herausforderung haben sich die Forscher des Forschungsprojekts SIMSAN - Simulationsunterstützte Entwicklung prozessstabiler Rohstoff-Komponenten und Suspensionen für die Produktion von Sanitärkeramik auf Basis modifizierter Mineraloberflächen - gestellt. In diesem Projekt wurden für den Aufbau dieses mehrskaligen numerischen Modells die molekulare Dynamik und die stochastische Rotationsdynamik eingesetzt [23]. Die molekulare Dynamik ermöglicht es, die mikroskopischen Phänomene, wie die Partikelinteraktion (COULOMB-Abstossung, VAN DER WAALS-Anziehungen, Kontaktabstossung), zu berechnen. Die stochastische Rotationsdynamik ermöglicht wiederum die mesoskalischen Phänomene wie die hydrodynamischen Interaktionen zwischen Partikeln und die thermischen Fluktuationen, welche durch die stochastischen Kollisionen von Fluid- und Feststoffpartikeln entstehen, zu berechnen. Unter Verwendung dieser beiden Theorien wurde die Simulation einer bikomponenten Ton-Quarz-Suspension durchgeführt. In dieser Simulation wurden die Interaktionen zwischen den

Partikeln in Abhängigkeit des pH-Wertes und somit der Einfluss des pH-Wertes auf die Viskosität und die Stabilität der Suspension aufgezeigt. Allerdings wurden in diesem Versuch nur 1182 kugelförmige Tonpartikel mit einem Radius von  $0,185 \mu\text{m}$  und 591 Quarzpartikel mit einem Radius von  $0,25 \mu\text{m}$  und nur ein Volumen von  $8,88 \mu\text{m} \times 4,44 \mu\text{m} \times 4,44 \mu\text{m}$  betrachtet. Eine Simulation der Füllung einer Druckgussform in der Sanitärindustrie basierend auf diesem mikroskopisch motivierten Materialmodell würde bedeuten, dass erstens an Stelle einer Bikomponenten- eine Mehrkomponentensuspension verwendet würde, zweitens diese verschiedenen Komponenten eine breite Korngrößenverteilung hätten und drittens das Volumen und somit die Anzahl der Partikel um ein Vielfaches größer wäre.

Die Umsetzung dieser drei Punkte bedeutet für die angestrebte Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform einen enorm hohen Rechenaufwand, so dass eine Übertragung dieses mehrskaligen Ansatzes auf die vorliegende Arbeit nicht sinnvoll ist.

Die zweite Herangehensweise - die phänomenologische Rheologie - basiert stattdessen auf dem Beschreiben des makroskopischen Materialverhaltens ohne Berücksichtigung der Stoffstruktur oder sonstiger mikroskopischer Phänomene. Es werden also makroskopisch messbare Größen wie Schubspannung und Scherrate miteinander verknüpft ([12], S. 118; [29], S. 3-5). Insbesondere im Bereich der Metallschmelze wurden bereits viele Materialmodelle zur Beschreibung von thixotropem Verhalten entwickelt ([7], S. 371-387). Sehr viele dieser thixotropen Materialmodelle basieren auf bekannten Materialmodellen, die in Rheologielehrbüchern ([12], S. 131; [18], S.1-36 und [53], S. 51-55) wieder zu finden sind. Hierzu können unter anderem das HERSCHELL/BUCKLEY-Modell [4, 14], das CROSS-Modell [7], das BINGHAM-Modell [89] und das EINSTEIN-Modell [15, 16, 17] zitiert werden. Alle diese Grundmodelle können jedoch die Zeitabhängigkeit der Viskosität, welche die Thixotropie charakterisiert, nicht abbilden. Aufgrund der Komplexität des thixotropen Verhaltens sind spezielle Materialmodelle entwickelt worden, in denen die Zeitabhängigkeit berücksichtigt wurde.

Für die Integration der Zeitabhängigkeit in die Materialmodelle zur Beschreibung von thixotropem Verhalten finden sich in der einschlägigen Literatur drei verschiedene Herangehensweisen [7, 8, 90]: Die Integration der Zeitabhängigkeit über die Viskosität, über die Anzahl an ungebundenen oder

gebundenen Partikeln und über den Strukturparameter.

In der ersten Herangehensweise, der Integration der Zeitabhängigkeit über die Viskosität, wird der zeitabhängige mikroskopische Strukturaufbau- und -abbau, der das thixotrope Verhalten verursacht, direkt über die zeitabhängige Änderung der Viskosität modelliert. Für eine gegebene Scherrate hängt die Änderungsgeschwindigkeit der Viskosität davon ab, wie groß der Unterschied zwischen der aktuellen Viskosität und der Gleichgewichtsviskosität für die gegebene Scherrate ist. Je größer der Unterschied, desto schneller wird sich die Viskosität verändern. Die Zeitableitung der Viskosität  $\eta$  wird von MEWIS ET AL. wie folgt definiert:

$$\frac{d\eta}{dt} = K (\eta_e(\dot{\gamma}) - \eta)^N, \quad (2.1)$$

mit  $K$  und  $N$  als materialspezifische Parameter.  $\eta_e(\dot{\gamma})$  ist die Gleichgewichtsviskosität bei einer konstanten Scherrate  $\dot{\gamma}$ .

Die zweite Herangehensweise, die Integration der Zeitabhängigkeit anhand der Anzahl an gebundenen oder ungebundenen Partikeln, wird auch als „direkte Strukturtheorie“ bezeichnet [90, 7]. Der zeitabhängige Strukturaufbau und -abbau wird hier über die Anzahl an Bindungen  $N$  zwischen den Partikeln der Suspension definiert. Somit bestimmt die Zeitableitung von  $N$  die Geschwindigkeit des Strukturaufbaus und -abbaus:

$$\frac{dN}{dt} = k_2 P - (k_0 + k_1 \dot{\gamma}^m) N, \quad (2.2)$$

mit  $P$  der Anzahl an ungebundenen Partikeln,  $k_1$ ,  $k_2$  und  $m$  sind materialspezifische Parameter.

Bei einer hohen Anzahl an ungebundenen Partikeln und niedriger Scherrate wird die Anzahl an Bindungen schnell zunehmen. Umgekehrt wird die Anzahl an Bindungen abnehmen, wenn die Scherrate hoch ist. Es wird in diesem Modell angenommen, dass sich die Viskosität linear proportional zu  $N$  verhält. An dieser Stelle muss die Arbeit von J. LLORENS ET AL. zitiert werden, in der ein Materialmodell zur Beschreibung des thixotropen Verhaltens keramischer Suspensionen vorgeschlagen wird [52]. Hierbei wird die

Feststoffkonzentration  $\phi$  verwendet, um den Strukturaufbau und -abbau zu modellieren. Die Verbindung mit der Viskosität wird über ein EINSTEIN-ähnliches Modell hergestellt:

$$\frac{d\phi}{dt} = a(1 - \phi) - b\phi\dot{\gamma}^n,$$

$$\eta = \frac{C_1}{(1 - \phi C_2)^\beta},$$

$$\beta = A\dot{\gamma}^B, \quad (2.3)$$

mit  $a, b, n, C_1, C_2, A$  und  $B$  als materialspezifische Parameter.

Bei der dritten Herangehensweise, auch bekannt als „indirekte Mikrostrukturtheorie“ ([8] und [90], S. 670) handelt es sich um die Integration der Zeitabhängigkeit über den Strukturparameter. Hier wird ein sogenannter Strukturparameter  $\lambda$  verwendet, der den Strukturaufbau und -abbau beschreibt. Der Strukturparameter ist ein Skalar, der sich zwischen 0 und 1 bewegen kann. Wenn  $\lambda = 1$  ist, sind alle Partikel der Suspension gebunden und wenn  $\lambda = 0$  ist, sind alle Partikel der Suspension ungebunden. Über die Zeitableitung von  $\lambda$  wird die Geschwindigkeit definiert, mit welcher sich die Struktur auf- und abbaut:

$$\frac{d\lambda}{dt} = a(1 - \lambda)^b - c\lambda \exp(e\dot{\gamma})\dot{\gamma}^d, \quad (2.4)$$

mit  $a, b, c, d$  und  $e$  als materialspezifischen Parametern.

Diese Zeitableitung besteht aus zwei Termen: Während der erste Term  $a(1 - \lambda)^b$  den Strukturaufbau beschreibt, beschreibt der zweite Term  $c\lambda \exp(e\dot{\gamma})\dot{\gamma}^d$  den Strukturabbau in Abhängigkeit der Scherrate  $\dot{\gamma}$ . Die Exponenten  $b$  und  $d$  sowie der exponentielle Term werden eingesetzt, um die Komplexität des thixotropen Verhaltens besser modellieren zu können.

In Abhängigkeit des untersuchten Materials werden die materialspezifischen Parameter an- oder ausgeschaltet. Als Beispiele können hierfür die Modelle von MOORE (vgl. ATKINSON [7],  $b = d = 1$  und  $e = 0$ ), von CHENG & EVANS (vgl. ATKINSON [7] ( $b = 1$  und  $e = 0$ )), von ALEXANDROU ET AL. und von BURGOS ET AL. [4, 14] ( $b = d = e = 1$ ) zitiert werden. Bei dieser Herangehensweise wird die Verbindung zwischen Viskosität und Strukturparameter über die Wahl eines der oben genannten Rheologiegrundmodelle des Materialverhaltens von keramischen Suspensionen in der Sanitarkeramik hergestellt, wobei sich insbesondere die scherverdünnenden Materialmodelle gut dafür eignen.

Der Einsatz von Strukturparametern wird auch zur Modellierung von viskoelastischen Materialien verwendet [1, 8, 39, 81, 90]. Die Viskoelastizität beschreibt das rheologische Verhalten eines Materials, in dem sowohl elastische als auch viskose Eigenschaften auftreten. Das elastische Verhalten wird anhand eines Federelements beschrieben, bei dem der E-Modul  $E$  die Steifigkeit der Feder darstellt. Dabei wird der Zusammenhang zwischen Spannung  $\sigma$  und Dehnung  $\epsilon$  wie folgt beschrieben:

$$\sigma_{Feder} = E\epsilon, \quad (2.5)$$

Das viskose Verhalten wird über ein Dämpferelement und seine charakteristische Viskosität  $\eta$  beschrieben. Dabei wird der Zusammenhang zwischen Spannung  $\sigma$  und Dehnrate  $\dot{\gamma}$  beschrieben als:

$$\sigma_{Dämpfer} = \eta\dot{\gamma}. \quad (2.6)$$

Durch die einfache Kombination von Feder- und Dämpferelementen kann viskoelastisches Verhalten qualitativ beschrieben werden. Sehr bekannte Kombinationen sind z. B. die Reihenschaltung von einem Feder- und einem Dämpferelement, auch als MAXWELL-Element bezeichnet, oder die Parallelschaltung eines Feder- und eines Dämpferelements, auch KELVIN-VOIGT-Element genannt ([44], S. 31-39). Zur quantitativen Beschreibung von komplexem viskoelastischen Verhalten sind jedoch Verallgemeinerungen notwendig. Es können hierfür z. B.  $n$  MAXWELL-Elemente mit einer Feder parallel geschaltet werden ([44], S. 59). In den Arbeiten von ACIERNO ET AL. werden zur Beschreibung des Materialverhaltens von Polymerschmelze  $n$  MAXWELL-Elemente

parallelisiert, so dass die Spannung  $\sigma$  wie folgt definiert wird [1, 2, 3]:

$$\sigma = \sum_i \sigma_i \text{ und}$$

$$\frac{\sigma_i}{G_i} + \theta_i \frac{d}{dt} \left( \frac{\sigma_i}{G_i} \right) = \theta_i \dot{\gamma}, \quad (2.7)$$

dabei sind  $\sigma_i$  die Spannung,  $G_i$  der Modul und  $\theta_i$  die Relaxationszeit des  $i$ -ten Elementes im diskreten Spektrum.

Die Arbeit von ACIERNO ET AL. [1] ist insofern interessant, als dass das vorgestellte Materialmodell nicht nur ein viskoelastisches Verhalten sondern auch ein thixotropes Verhalten beschreibt. Das thixotrope Verhalten wird über die Integration von diskreten Strukturparametern in den diskreten Moduli  $G_i$  und den diskreten Relaxationszeiten  $\theta_i$  modelliert:

$$G_i = G_{0,i} \lambda_i \text{ und}$$

$$\theta_i = \theta_{0,i} \lambda_i. \quad (2.8)$$

Diese Methode ist für diese Arbeit von besonderem Interesse, da die Komplexität des thixotropen Verhaltens über mehrere diskrete Strukturparameter modelliert wird. ACIERNO verzichtet dafür auf die Exponenten  $b$  und  $d$ , und auf den exponentiellen Term und definiert die Zeitableitung von  $\lambda_i$  analog zum MOORE-Modell.

Alle drei Herangehensweisen zur Integration der Zeitabhängigkeit in ein phänomenologisches Materialmodell erlauben die Beschreibung von thixotropem Materialverhalten. Insofern wären sie auch grundsätzlich zur Beschreibung des Materialverhaltens von keramischen Suspensionen in der Sanitärindustrie verwendbar. Für die hier vorliegende Arbeit wurde die dritte Herangehensweise, die Integration der Zeitabhängigkeit über den Strukturparameter, ausgewählt und dient in Kapitel 5 als Basis für die Entwicklung des Materialmodells.

## Kapitel 3

# Grundlagen der Sanitärkeramik

Die Eigenschaften der Gießmasse und die Formfüllungsverfahren in der Sanitärindustrie liefern wichtige Rahmenbedingungen für die durchzuführenden Untersuchungen und die Simulation der Füllung einer Druckgussform. Sie sollen daher in diesem Kapitel näher erläutert werden. Mit der Beschreibung der keramischen Grundlagen wird der Grundstein für das Verständnis dieser Arbeit gelegt.

In Unterkapitel 3.1 wird zunächst der Druckgussprozess beschrieben, und die Vorteile sowie die Bedeutung dieser modernen Gießtechnologie werden im Vergleich zum traditionellen Gipsgussverfahren erläutert. Darüber hinausgehende Informationen über die Sanitärkeramik und deren Herstellungsverfahren finden sich in den Werken von KLEIN, SINGER und SALMANG [47, 84, 78]. Anschließend werden die Zusammensetzung und das Fließverhalten der Gießmasse, einer Alumosilikatsuspension, genauer untersucht.

Im letzten Unterkapitel 3.3 werden zum besseren Verständnis zunächst die Grundbegriffe der Rheologie erklärt. Dann werden die in der Sanitärindustrie genutzten rheologischen Messgeräte und Methoden vorgestellt. Schließlich wird das für die Experimente verwendete Rotationsrheometer näher erläutert.

### 3.1 Moderne Gießtechnologie: Das Druckgussverfahren

Die Gießtechnologie hat sich durch den Gipsguss seit 1790 [58] in der Sanitärindustrie zu einem der wichtigsten keramischen Formgebungsverfahren entwickelt, da sie die Herstellung von sehr komplexen dreidimensionalen Geometrien erlaubt.

Im Gipsgussverfahren wird herkömmlicherweise eine stabile wässrige Suspension geringer Viskosität in eine poröse und wasseraufsaugende Gipsform gegossen. Das Wasser wird dann unter atmosphärischem Druck und durch die kapillare Kraft der Gipsform entzogen, so dass eine feste keramische Teilchenschicht gebildet wird, die nach dem Ausformen das Produkt darstellt. Dieser Wasserentzug wird in der Literatur als Diffusions- oder Filtrationsprozess bezeichnet ([46], S. 41). Das Produkt entspricht der Negativabbildung der Arbeitsform [80] (siehe Abbildung 3.1).

Der Gipsgussprozess hat jedoch sehr viele Nachteile [46, 58]:

- einen hohen Formenbedarf aufgrund der Kurzlebigkeit der Gipsformen (ca. 100 Gusszyklen) und damit einhergehend die Notwendigkeit großer Lager- und Produktionsflächen,
- lange Gusszyklen (max. zwei pro Tag), bedingt durch die hohe Scherbenbildungszeit und die notwendige regelmässige Trocknung der Gipsform,
- einen hohen Energieaufwand, um die Gipsformen zu trocknen,
- einen hohen Bedarf an manuellen Eingriffen und damit verbunden die Frage der Wirtschaftlichkeit in Ländern mit höheren Lohnkosten [24].

Diese Nachteile und die erhöhte Konkurrenz aus den Schwellenländern (mit vergleichsweise niedrigeren Produktions- und Lohnkosten) hat zu der schnellen Einführung des Druckgussprozesses in der keramischen Industrie geführt [46].

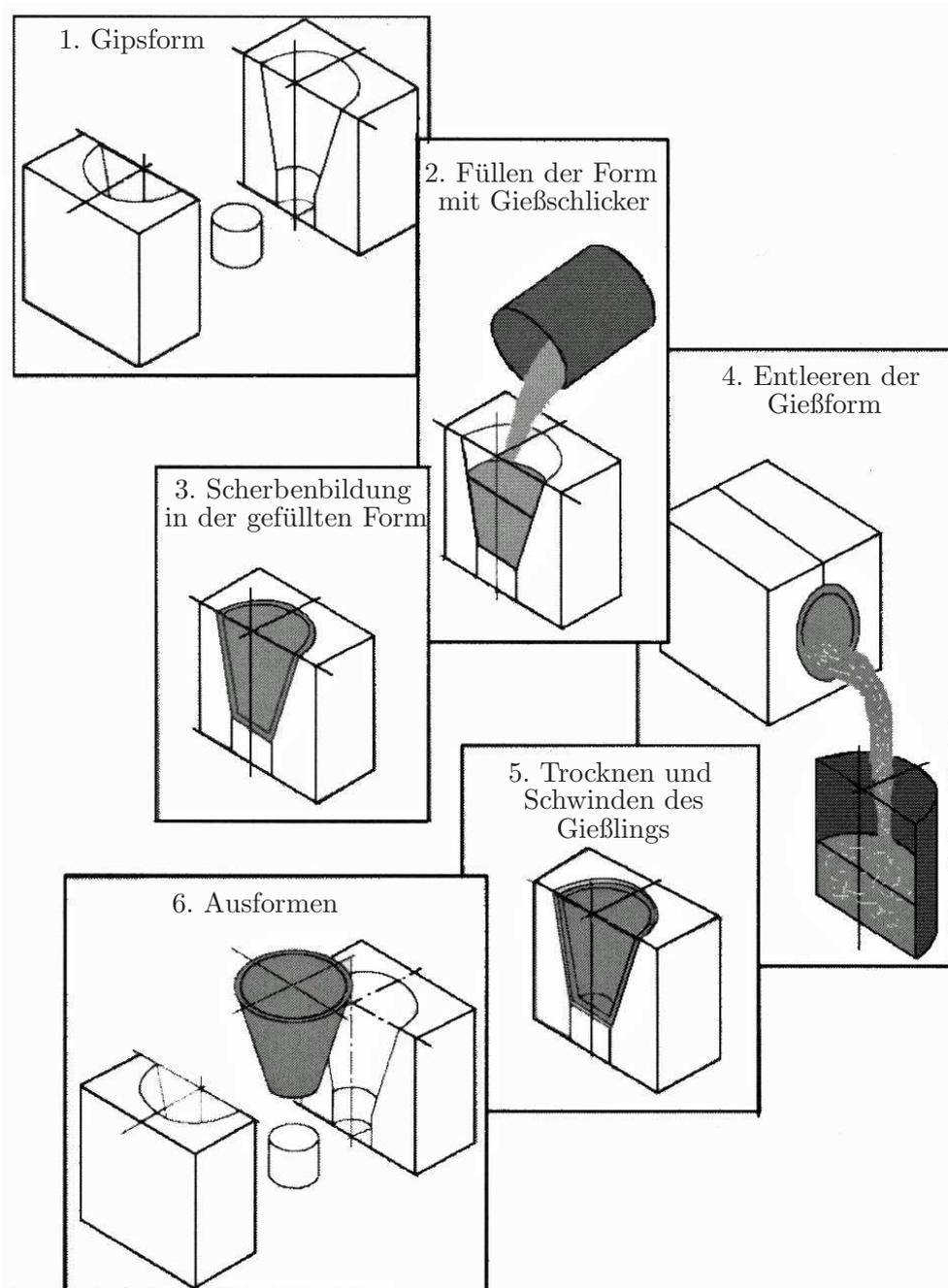


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung des traditionellen Hohl-gussverfahrens nach SALMANG ([78], S. 596).

Bereits Anfang des 20. Jahrhunderts sind erste Versuche zur Beschleunigung des Scherbenbildungsprozesses schriftlich festgehalten worden. Die Ansätze waren sehr unterschiedlich und führten nicht sofort zum erwünschten Erfolg. 1926 erschien eine deutsche Patentschrift in der eine poröse keramische Form beschrieben wird, um die herum während der Scherbenbildungszeit ein Unterdruck erzeugt wurde [56]. Wenige Jahre später (1933) erschien eine Patentschrift in den USA, in der die Filtration unter zusätzlichem Druck durch Filterpapier und metallische Drahtsiebe erfolgte [57]. Die Idee, zusätzlichen Druck zur Beschleunigung des Verfahrens zu verwenden war schon früh vorhanden. Doch ließ sich dieses Prinzip nicht auf den traditionellen Formwerkstoff Gips übertragen. Dieser ist zu porös, um dem erhöhten Druck standzuhalten. Das bestehende Problem wurde tatsächlich erst Mitte der 1970er Jahre, mit der Entwicklung eines geeigneten Kunststoffformenwerkstoffs behoben. Damit waren zum ersten Mal die Voraussetzungen für das Druckgussverfahren geschaffen [11, 58]. Diese neue Art der flüssigen Formgebung bietet zahlreiche Vorteile gegenüber der herkömmlichen Gipsgussmethode und konnte sich entsprechend schnell auf dem Markt etablieren ([13, 28], [47], S. 383-395):

- Höhere Qualität der fertigen Produkte: glattere Oberfläche, kleinere Formennähte an der Trennfläche und bessere Reproduzierbarkeit durch die geringere Abnutzung der mikroporösen Kunststoffform.
- Höhere mechanische Festigkeit und größerer Verschleißwiderstand der Druckgussformen, so dass weniger Formen (eine Kunststoffform kann für ca. 40.000 Gießzyklen verwendet werden, eine Gipsgussform nur für ca. 100 Gießzyklen) und entsprechend weniger Produktions- und Lagerfläche erforderlich sind.
- Höhere Produktivität durch kürzere Gießzyklen und Wegfall der aufwändigen Trocknung. Die Scherbenbildungszeit wird von ca. 60 Minuten im Gipsguss auf ca. 5 bis 10 Minuten im Druckguss bei vergleichbarer Scherbenstärke reduziert. Die Trocknung der Druckgussform entfällt, so dass eine kontinuierliche Fertigung möglich ist.
- Flexibilisierung der Produktion: die unterschiedlichen Kunststoffformen je Modell können in wenigen Stunden gewechselt werden.
- Der Anteil an Handarbeit ist im Druckgussverfahren im Vergleich zum Gipsgussverfahren stark reduziert, so dass eine Person bis zu drei unterschiedliche Druckgussmaschinen betreuen kann.

Diese Vorteile führten dazu, dass sich der Druckgussprozess vor allem in den industrialisierten Ländern sehr schnell durchsetzte.

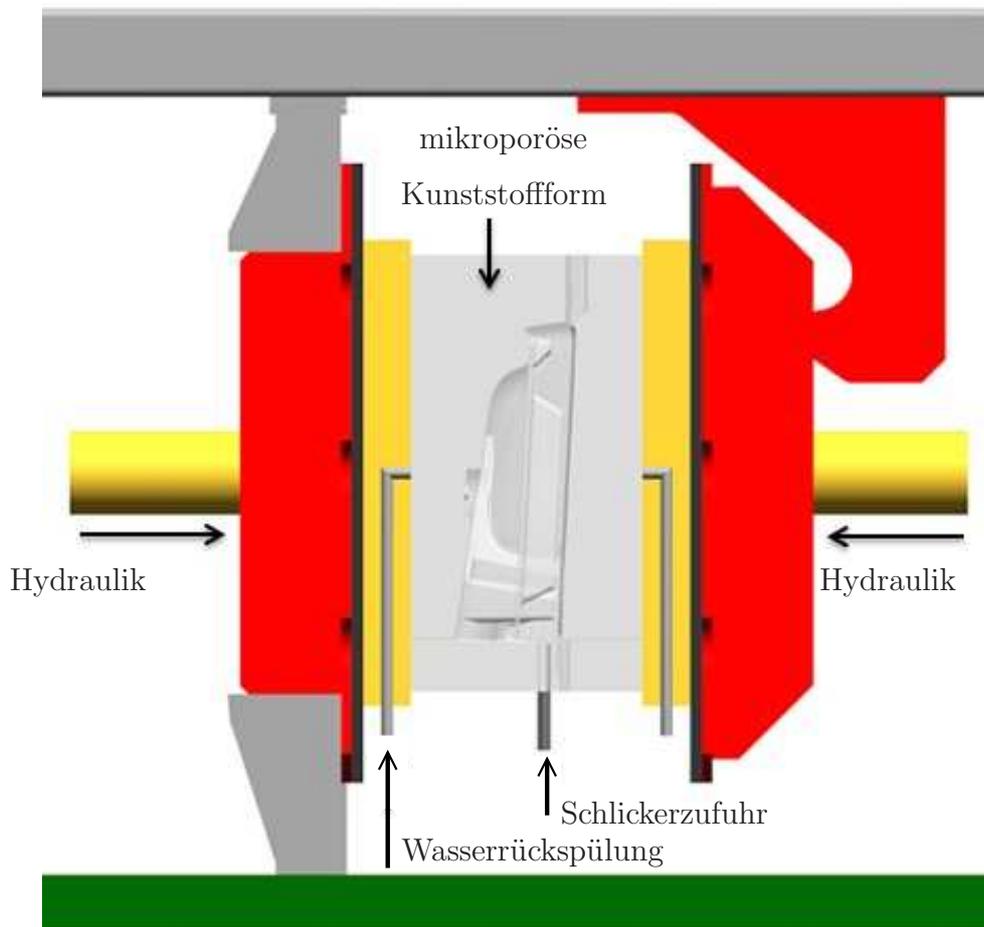


Abbildung 3.2: Schlickerdruckgussverfahren (schematisch).

Da die Rahmenbedingungen des Druckgussverfahrens unmittelbaren Einfluss auf das in Kapitel 5 zu entwickelnde Materialmodell haben, wird im folgenden Abschnitt der Ablauf eines Druckgusszyklus erläutert. Hierbei wird der Ablauf des Druckgussprozesses in der sanitärkeramischen Produktion der Villeroy & Boch AG als Beispiel herangezogen (siehe Abbildung 3.2).

In einem ersten Schritt werden die mehrteilige Form geschlossen und der

Schließdruck aufgebaut, so dass die Form dicht ist und die Gießmasse, auch Schlicker genannt, nicht entweichen kann. Der Schlicker wird in einem Vorratsbehälter von  $1,8 \text{ m}^3$  unter konstanter Temperatur ( $40^\circ\text{C}$ ) langsam gerührt. Die Temperatur von  $40^\circ\text{C}$  hat sich in der Literatur sowie in der Praxis als eine optimale Temperatur für den Scherbenbildungsprozess durchgesetzt und wird deswegen als Standard angenommen [46]. Der sich im Vorratsbehälter befindende Schlicker wird kontinuierlich in einem Ringleitungssystem umgepumpt, damit die Temperatur- und Dichtehomogenität gewährleistet ist [27]. Bei Beginn eines neuen Gießzyklus wird die Gießmasse mit konstantem Volumenstrom über eine ca. 5 Meter lange Rohrleitung mit einer Monopumpe in einen Zwischenbehälter, auch Akkumulator genannt, gepumpt. Dieser Zwischenbehälter löscht die Pulsierung der Pumpe und ermöglicht damit einen konstanten Volumenstrom [93].

Vom Akkumulator strömt die Gießmasse von unten durch das Eingussloch bzw. die Eingusslöcher in die geschlossene Druckgussform. Das Entweichen der Luft während der Formfüllung findet durch die Poren der Druckgussform statt, so dass während des gesamten Füllvorgangs einer Druckgussform atmosphärischer Druck herrscht. Nach G. KLEIN läuft die „Gießschlickerfüllung unter schwachem Druck; etwa 20...40% des Drucks während der Scherbenbildung werden zum Füllen angewandt, um ein gleichmäßiges *sanftes* Einströmen des Gießschlickers zu gewährleisten“ ([46], S. 45). Bei komplexeren Geometrien muss die Füllgeschwindigkeit angepasst werden, da die Gefahr einer Wirbelentstehung grösser ist als bei einfachen Formen.

Unter Annahme eines idealviskosen und inkompressiblen Fluids und einer laminaren Strömung ist es möglich, die auftretende Scherrate  $\dot{\gamma}$  in der Rohrleitung mit der Beziehung von HAGEN/POISEUILLE zu berechnen:

$$\dot{\gamma} = \frac{4\dot{V}}{\pi R^3}, \quad (3.1)$$

mit dem Rohrradius  $R$  [m] und dem Volumenstrom  $\dot{V}$  [ $\text{m}^3/\text{s}$ ].

Schaut man sich die Produktionsbedingungen an, sind die höchsten Scherraten im Zuflussrohr einer Druckgussform zu erwarten. Dies ergibt bei einem Rohrradius von  $0,0125 \text{ m}$  und einem Volumenstrom von  $0,00015 \text{ m}^3/\text{s}$  eine

Scherrate von ca.  $98 \text{ s}^{-1}$ . Diese Werte sind typisch für die Sanitärindustrie. Ein Fluid wird als inkompressibel bezeichnet, wenn es unter Druckeinwirkung keine Volumenänderung aufzeigt. Da der Füllvorgang unter atmosphärischem Druck verläuft und die Gießmasse keine Luft enthalten sollte, kann der Schlicker während des Füllvorgangs einer Druckgussform als inkompressibel bezeichnet werden. Die berechnete Scherrate gilt jedoch trotzdem nicht für eine keramische Suspension, da sie kein idealviskoses Material ist. Die errechnete Scherrate gibt aber einen Anhaltspunkt für die Größenordnung des Scherratenbereichs, auf dessen Basis die rheologischen Messroutinen in Kapitel 4.3 festgelegt werden können.

Nachdem die Form komplett gefüllt wurde, wird der Druck auf die Gießmasse in der Form erhöht. Dadurch werden die Rahmenbedingungen für die Entwässerung bzw. die daraus resultierende Scherbenbildung geschaffen. Das abfließende Wasservolumen wird durch zusätzlich nachkommende Gießmasse ausgeglichen. Der in dieser Arbeit verwendete Formkunststoff ist Polymethylmethacrylat (PMMA). Der PMMA hat eine Porosität von ca. 40% und eine Porengröße von ca. 20-40  $\mu\text{m}$ . Ein Formkunststoff mit dieser Porosität ermöglicht erst unter Überdruck Wasserentzug und nicht schon unter atmosphärischem Druck. Diese Eigenschaft führt dazu, dass der Formfüllvorgang und der Filtrationsvorgang als zwei separate und hintereinander folgende Prozesse betrachtet werden können. Der Filtrationsprozess beginnt erst dann, wenn die Form voll gefüllt ist. Die Innengeometrie der Form sowie das Dichtefeld der Gießmasse können also in der Strömungssimulation des Füllvorgangs in Kapitel 7 als konstant angenommen werden.

Nach Erreichen der gewünschten Scherbenstärke werden die Hohlräume des sich noch in der Form befindenden Keramikartikels entleert. Der entleerte Schlicker sowie der in der Rohrleitung verbliebene Schlicker werden zurück in den Vorratsbehälter gepumpt. Anschließend erfolgt eine weitere Entwässerung des Scherbens über einen Luftdruck von ca. 6 *bar*. Dies führt zur Nachverfestigung des gebildeten Scherbens und erleichtert das Entformen. Wenn der Scherben nachverfestigt ist, geht die Druckgussform auf. Mit Hilfe einer Ausformschale wird der Artikel sanft aus der Form entfernt. So wird eine Deformation des Rohlings vermieden.

Am Ende des Gusszyklus wird die Form mit  $40^\circ\text{C}$  warmen Wasser und anschließend mit warmer Luft ausgespült, um die Keramikpartikel aus den Po-

ren zu entfernen und dadurch die Lebensdauer der Form zu erhöhen (siehe Abbildung 3.3). Die Form bekommt dadurch die gleiche Temperatur wie die im nächsten Zyklus einströmende Gießmasse. Es kann also angenommen werden, dass sich die Temperatur des Schlickers während der Formfüllung nicht ändert. Der Prozess kann somit als isotherm bezeichnet werden.



Abbildung 3.3: Ausspülung einer Druckgussform mit Wasser (links) und mit Luft (rechts) am Ende eines Gusszyklus.

Zusammenfassend wurden in diesem Unterkapitel wichtige prozessbedingte Rahmenbedingungen für die folgenden experimentellen Untersuchungen und die Simulation definiert. Zum einen handelt es sich dabei um die für rheologische Untersuchungen relevanten Rahmenbedingungen, wie die konstante Temperatur von  $40^{\circ}\text{C}$  und den Scherratenbereich bis zu  $100\text{ s}^{-1}$ . Zum anderen kann bei der Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform davon ausgegangen werden, dass die Gießmasse mit einem konstanten Volumenstrom in die Form fließt und der gesamte Füllvorgang unter atmosphärischem Druck stattfindet.

Als nächster Schritt sollen nun die Gießmasse näher beschrieben und somit die Grundlagen für das Verständnis des rheologischen Verhaltens dieses Werkstoffes geschaffen werden.

## 3.2 Alumosilikatsuspensionen

Der Gießprozess stellt hohe Anforderungen an die Gießmasse [27]:

- ein möglichst niedriger Wassergehalt, damit die Scherbenbildung möglichst schnell erfolgt und die Trockenschwindung niedrig bleibt,
- eine hohe rheologische Stabilität, so dass die Feststoffpartikel nicht sedimentieren,
- ein niedrigviskoses Fließverhalten, um den Transport durch die Rohrleitungen zu ermöglichen und die Form vollständig füllen zu können,
- ein geringer Elektrolyt (Verflüssiger) -bedarf,
- eine geringe und stabile Thixotropie, damit sich ein fester Scherben bilden kann
- und eine hohe Scherbenbildungsgeschwindigkeit.

Diese Anforderungen an die Gießmasse, insbesondere die hohe rheologische Stabilität, sind seit Einführung des Druckgussprozesses noch wichtiger geworden. Im folgenden Abschnitt wird erläutert, wie diese Anforderungen in der heutigen keramischen Industrie erfüllt werden.

### 3.2.1 Zusammensetzung und chemische Wechselwirkungen

Zunächst werden die Inhaltsstoffe des Schlickers, d. h. seine Zusammensetzung, betrachtet. In der Sanitärproduktion ist es von großer Bedeutung, Ke-

ramikartikel mit festen und dichten Scherben zu produzieren. Die für Sanitärprodukte in Europa geltende Norm EN997 gibt unter anderem vor, dass wandhängende Toiletten 400 kg Belastung während einer Stunde aushalten müssen. Darüber hinaus wird vorgegeben, dass die Wasseraufnahme bei Toilettenbecken aus Sanitärkeramik einen Masseanteil von 0,5% nicht überschreiten darf. Die Masse aus der Klasse „Vitreous China“ erfüllt diese Kriterien und wird daher gerne in der Sanitärkeramik eingesetzt. Sie setzt sich aus unterschiedlichen natürlichen Rohstoffen wie Ton, Kaolin, Quarz und Feldspat zusammen [84].

Quarz und Feldspat sind unbildsame bzw. unplastische Rohstoffe. Quarz wird als Magerungsmittel eingesetzt, um die Schwindung der Keramik beim Trocknen und Brennen zu reduzieren. Der Feldspat ist vor dem Brennen ein Magerungsmittel und unterstützt somit die Formstabilität beim Trocknen des Rohlings. Beim Brennen wirkt der Feldspat zusätzlich als sogenanntes Flussmittel, das für das Sintern der Keramik im Ofen verantwortlich ist, und spielt damit eine wichtige Rolle für die geringe Porosität und die hohen mechanischen Eigenschaften des Endproduktes.

Tone und Kaoline zählen zu den sogenannten bildsamen bzw. plastischen keramischen Rohstoffen. Diese sind für die gute Platizität und leichte Formbarkeit der Keramik im rohen Zustand verantwortlich. Diese Eigenschaft hängt mit der Struktur der zwei Tonminerale zusammen.

Die Tonminerale gehören zur Mineralfamilie der Schichtsilikate. Diese bestehen aus aufeinander gestapelten (zwei oder drei)  $[\text{SiO}_4]^{4-}$ -Tetraederschichten und  $[\text{AlO}_6]^{3-}$ -Oktaederschichten. In beiden Schichten herrscht ein negativer Ladungsüberschuss nach außen, da die Sauerstoffmoleküle zwei Bindungen benötigen um ladungsneutral zu erscheinen. Betrachtet man den idealen Aufbau der Schichten, sind alle Ladungen gesättigt bis auf die Kanten (siehe Abbildung 3.4).

Dieser Idealfall ist jedoch selten zu sehen. Der Betrag der Oberflächenladung wird durch Fehlordnung und Verschiebungen im Gitteraufbau erhöht, so dass die Schichtflächen mehr oder weniger negativ geladen sein können. W. ROOS erklärt dieses Phänomen mit dem diadochen Ersatz [77]. Außerdem können sich die Ladung und die Ladungsdichte abhängig vom pH-Wert der Suspension am Rand der Tonmineralteilchen durch Adsorption bzw.

durch Desorption von Protonen von negativ auf positiv ändern [49]. Es können somit unterschiedliche Verbindungen zwischen den Tonmineralien entstehen (siehe Abbildung 3.5):

- Kante/Fläche (auch Kartenhausstruktur genannt),
- Fläche/Fläche,
- und Kante/Kante.

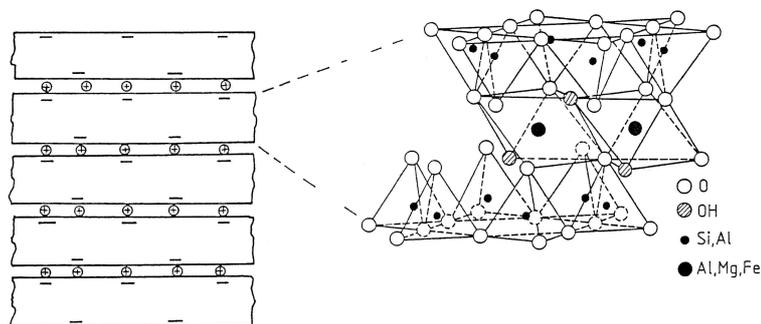
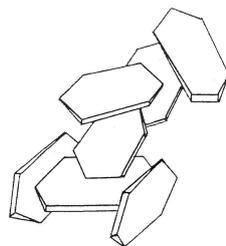
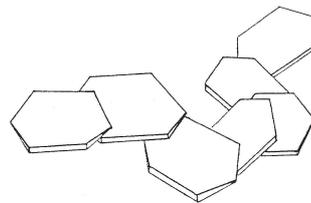


Abbildung 3.4: Struktur der Tonminerale, mit T=Tetraederschicht und O=Oktaederschicht, nach G. LAGALY ([49], S. 94).



Kante/Fläche  
Kartenhaus



Fläche/Fläche  
Bänderstruktur

Abbildung 3.5: Die Bildung von Kante/Fläche-Verbindungen führt zur Kartenhausstruktur, die von Fläche/Fläche-Verbindungen zur Bänderstruktur, nach LAGALY ([49], S. 98).

Die negativen Ladungen der Tonminerale und die damit verbundenen elektrischen Wechselwirkungen spielen eine entscheidende Rolle bei der flüssigen Formgebung von Keramikartikeln. Es handelt sich hierbei um Feststoffpartikel, die mit Wasser angerührt werden. Damit die Mischung niedrigviskos (dünnflüssig) wird, bedarf es einer großen Menge an Wasser. Wie oben erwähnt, soll die Suspension jedoch einen möglichst niedrigen Wassergehalt besitzen und zugleich möglichst niedrigviskos sein. Hinzu kommt, dass sich Wasser negativ auf die Stabilität der Suspension auswirkt, so dass eine starke Neigung zur Sedimentierung zu erwarten ist. Die Lösung dieser Problematik bieten Elektrolyte, auch Verflüssiger genannt, welche mit den Mineralplättchen interagieren. Die Verflüssigung mit Soda, NaOH, ist seit Mitte des 19. Jahrhunderts bekannt [84]. Die Beweglichkeit der Feststoffpartikel nimmt dabei zu, und die bestehenden Konglomerate werden stark aufgelöst. Die Suspension wird niedrigviskoser.

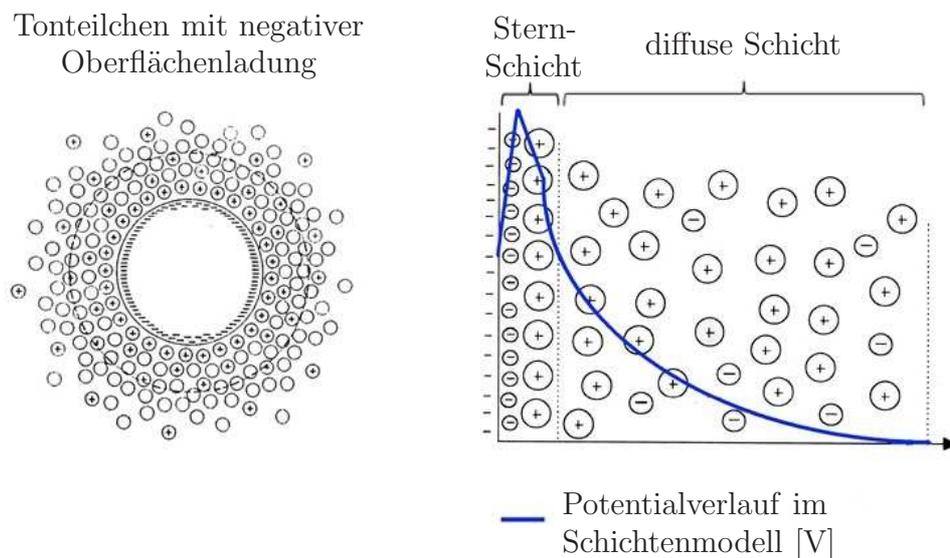


Abbildung 3.6: Diffuse Doppelschicht D und negative Oberflächenladung eines Teilchens, nach H. MOSTETZKY ([54], S. 4) und R. H. MÜLLER ([55], S. 28).

Die kleinen Natriumkationen sind Auslöser für die Verflüssigung. Sie lagern sich auf den negativ geladenen Oberflächen der Tonminerale ab. Eine diffuse Ionenschicht, auch Doppelschicht genannt, bildet sich um die Tonteilchen, die abhängig von der Kationenkonzentration mehr oder weniger dick ist (siehe

Abbildung 3.6). Durch Anlagerung der Kationen werden zwei Tonpartikel, die sich einander nähern, zurückgestoßen, da sie nicht dicht genug zusammenkommen können, damit die anziehenden Kräfte (die Van der Waalsschen Kräfte) überwiegen (siehe Abbildung 3.7). Das System Feststoffpartikel-Flüssigkeit wird beweglicher. Die Verflüssigungswirkung durch Zugabe von Natriumkationen ist jedoch nicht unendlich groß. Wenn der Suspension weiter Verflüssiger zugegeben wird, obwohl die negative Oberflächenladung der Tonteilchen komplett kompensiert ist, das heißt, die Doppelschicht um die Partikel optimal ausgebildet ist, entsteht ein gegenteiliger Effekt. Die Doppelschicht wird zusammengedrückt, die anziehenden Kräfte werden wieder stärker und die Gießmasse wieder hochviskos (dickflüssig) (siehe Abbildung 3.8). Ausführliche Information zur Charakterisierung der diffusen Doppelschicht über das Zetapotential findet man in [55, 33, 65].

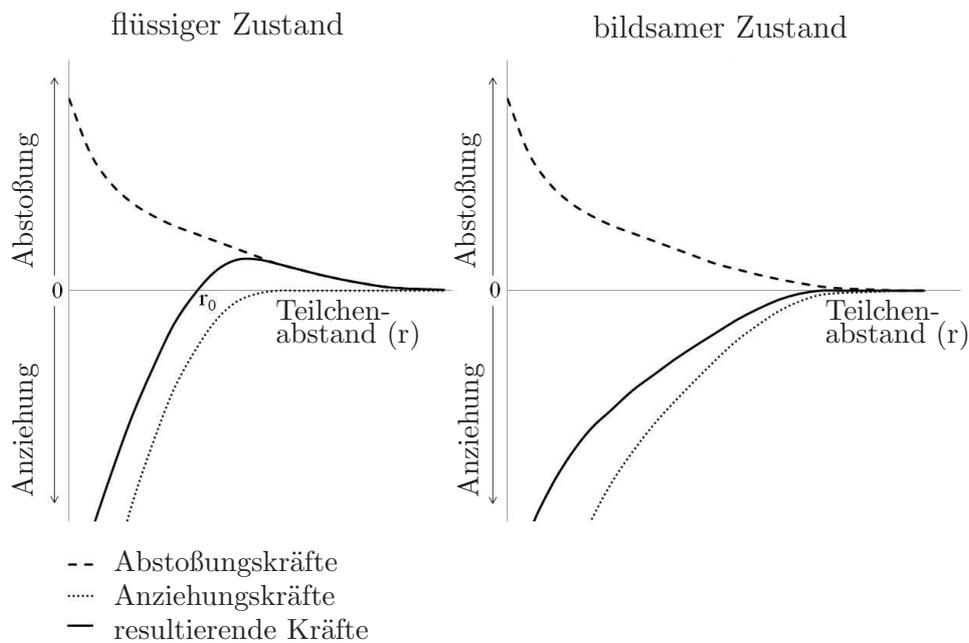


Abbildung 3.7: Wechselwirkung zwischen Abstoßungs- und Anziehungskräften in ausgeflocktem (links) und verflüssigtem (rechts) Zustand, nach ROOS [77].

Die Korngrößenverteilung und Kornmorphologie der Tonminerale in der Suspension beeinflussen auch die Oberflächenladung von Tonmineralteilchen und

dadurch die rheologischen Eigenschaften der Suspension. Je kleiner die Partikel, desto größer wird das Verhältnis von Oberfläche zu Partikelgröße. Die feinen Partikel haben somit eine höhere spezifische Oberfläche und besitzen damit stärkere Oberflächenladungen als große Partikel [77]. Kleine Partikel ziehen sich stärker an und geben der Suspension ihr starkes thixotropes Verhalten. Darüber hinaus bedarf es einer höheren Wassermenge, um eine Suspension mit kleinen Partikeln zu dispergieren.

Zusammengefasst hängen die rheologischen Eigenschaften von Aluminosilikat-suspensionen sehr stark ab von:

- der Oberflächenladung der Tonminerale,
- der Größe und Form der Tonmineralteilchen [21, 70, 68, 69],
- dem pH-Wert der Suspension [19],
- der Art und Konzentration des Verflüssigers [76, 5, 30]
- und dem Feststoff- bzw. Wasserverhältnis der Suspension.

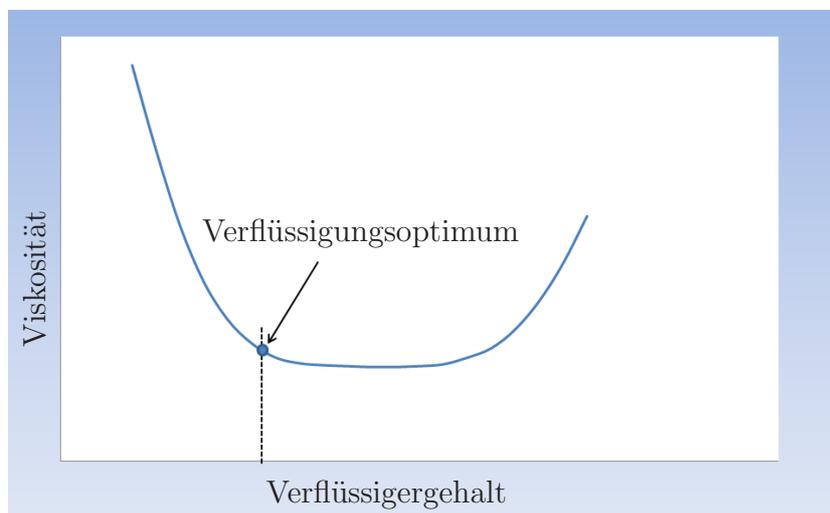


Abbildung 3.8: Typische Verflüssigungskurve eines Tonminerals.

### 3.2.2 Fließverhalten

Wie im vorherigen Abschnitt beschrieben, führen die Zusammensetzung und die chemischen Wechselwirkungen von Alumosilikatsuspensionen auf der makroskopischen Skala zu einem thixotropen Fließverhalten des Schlickers.

Eine vollständige Definition des thixotropen Verhaltens ist bei T. MEZGER ([53], S. 57) zu finden:

*„Thixotropes Verhalten bedeutet die Verringerung der Strukturstärke während der Scherbelastungsphase und ihrem mehr oder weniger schnellen, aber vollständigen Wiederaufbau während der nachfolgenden Ruhephase. Dieser Abbau/Wiederaufbau-Zyklus ist ein vollständig reversibler Vorgang“.*

Das thixotrope Verhalten keramischer Masse wurde schon Anfang des 20. Jahrhunderts wissenschaftlich beschrieben ([49], S. 454). Unter Einwirkung von mechanischen Kräften, wie zum Beispiel Rühren, Schütteln, Pumpen oder der Wandreibung in einer Rohrleitung, werden die chemischen Bindungen, die zwischen den verschiedenen Tonmineralplättchen oder Teilchen herrschen, zerstört. Die Gießmasse wird niedrigviskoser. Wenn die Gießmasse wieder ruht, werden sich die Tonteilchen aufgrund der Oberflächenladung wieder anziehen. Es findet ein Strukturaufbau statt. Die Gießmasse wird wieder hochviskos (siehe Abbildung 3.9).

Thixotrope Flüssigkeiten haben somit eine Art Gedächtnis. Der Strukturaufbau oder -abbau ist immer vom momentanen Strukturgrad abhängig. Das heißt, dass sich zwei gleiche Proben mit jedoch unterschiedlichen mechanischen Vorbehandlungen später bei gleichen mechanischen Einwirkungen unterschiedlich verhalten werden.

Das thixotrope Verhalten ist ein zeitabhängiges Verhalten und kann deswegen wissenschaftlich nur richtig ausgewertet werden, wenn ([53], S. 57):

- der Strukturaufbau und -abbau berücksichtigt wird, um die Reversibilität des Phänomens zu kontrollieren,
- in jedem Messabschnitt unter konstanter Scherrate gemessen wird, damit der zeitabhängige Strukturaufbau oder -abbau bei einer bestimmten mechanischen Einwirkung bestimmt werden kann.

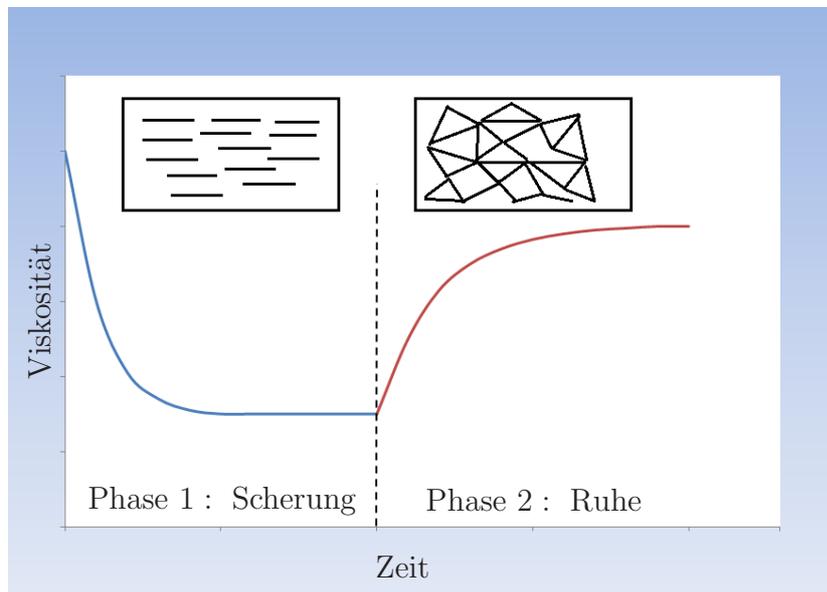


Abbildung 3.9: Viskositätskurve einer thixotropen Flüssigkeit: Phase 1 – zeitabhängiger Strukturabbau bei konstant hoher mechanischer Einwirkung; Phase 2 – zeitabhängiger Wiederaufbau bei niedriger mechanischer Einwirkung.

Das thixotrope Verhalten spielt in der keramischen Industrie eine entscheidende Rolle und wird daher beim Aufbau des Materialgesetzes zur Beschreibung des Verhaltens von Alumosilikatsuspensionen in Kapitel 5 besonders berücksichtigt. Im nächsten Kapitel werden zunächst die rheologischen Messgeräte präsentiert, welche die Untersuchung einer keramischen Suspension und deren thixotropen Verhaltens ermöglichen.

### 3.3 Rheologie in der Sanitärindustrie

Bevor die rheologischen Messgeräte und die Methoden zur Untersuchung des Fließverhaltens keramischer Gießmasse erläutert werden, sollen zunächst einige rheologische Grundbegriffe definiert werden.

### 3.3.1 Grundbegriffe

Mit Hilfe des Zwei-Platten-Modells, lassen sich die rheologischen Grundbegriffe Schubspannung, Scherrate und Viskosität einfach erklären und definieren (siehe Abbildung 3.10).

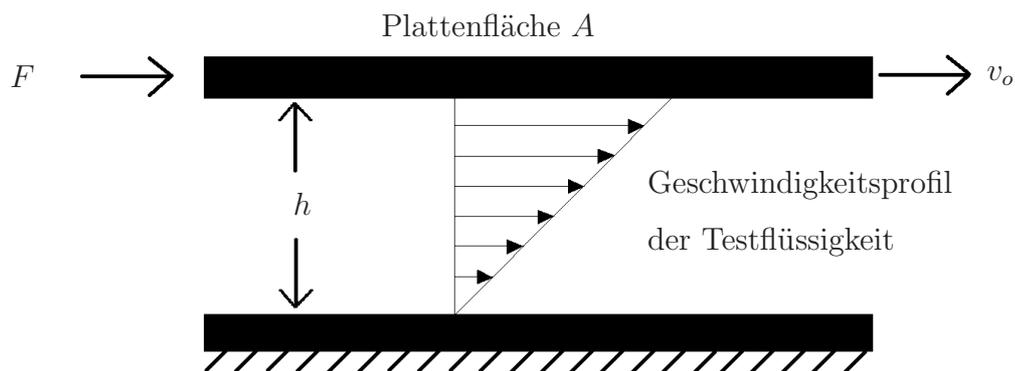


Abbildung 3.10: Schematische Darstellung eines unidirektionalen Scherverversuchs ([18], S.3).

Das Zwei-Platten-Modell stellt einen Scherverversuch dar. Die zu untersuchende Flüssigkeit befindet sich zwischen den zwei parallelen, unendlich ausgedehnten Platten. Die obere Platte bewegt sich mit der Geschwindigkeit  $v_o$  in  $m/s$ . Die notwendige Kraft für die Bewegung der Platte wird als  $F$  bezeichnet. Die untere Platte bleibt unbewegt ( $v_u = 0m/s$ ), so dass die Messflüssigkeit zwischen den beiden Platten mit dem Abstand  $h$  geschert wird.

Es wird angenommen, dass die Flüssigkeit an den Platten haftet, so dass die Fließgeschwindigkeit die gleiche ist wie die von den Platten. Darüber hinaus verläuft die Strömung zwischen den Platten laminar - das heißt, ohne Wirbelungen -, wenn der Abstand  $h$  zwischen der oberen und unteren Platte sehr klein ist. Unter diesen zwei Bedingungen können Schubspannung, Scherrate und Viskosität der Flüssigkeit exakt bestimmt werden.

Es ergeben sich folgende Definitionen für die rheologischen Grundbegriffe:

- Die Schubspannung wird mit dem Verhältnis zwischen der Kraft  $F$ , notwendig für die Bewegung der Platte, und der Plattenfläche  $A$  definiert:

$$\tau = \frac{F}{A}, \quad (3.2)$$

mit  $\tau$  in  $Pa$ ,  $F$  in  $N$ , und  $A$  in  $mm^2$ .

- Die Scherrate, auch Deformationsgeschwindigkeit genannt, wird mit dem Verhältnis zwischen dem Geschwindigkeitsunterschied der oberen und unteren Platte  $v = v_o - v_u$  und dem Plattenabstand definiert:

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{h}, \quad (3.3)$$

mit  $\dot{\gamma}$  in  $s^{-1}$ ,  $v$  in  $ms^{-1}$ , und  $h$  in  $m$ .

- Die Viskosität ist die Zähigkeit einer Flüssigkeit. Sie beschreibt den Zusammenhang zwischen Schubspannung und Scherrate:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}}, \quad (3.4)$$

mit  $\eta$  der Scherviskosität, auch dynamische Viskosität genannt, in  $Pa \cdot s$ .

In der Literatur wird auch die kinematische Viskosität  $\nu$  als Verhältnis zwischen der dynamischen Viskosität  $\eta$  und der Dichte  $\rho$  einer Flüssigkeit definiert:

$$\nu = \frac{\eta}{\rho}. \quad (3.5)$$

Da die Dichte der in dieser Arbeit untersuchten Flüssigkeit als konstant angenommen wird, kann die kinematische Viskosität außer Acht gelassen werden. Wann immer in dieser Arbeit der Begriff „Viskosität“ verwendet wird, so ist die dynamische Viskosität  $\eta$  gemeint.

Die geometrischen Verhältnisse in dem Zwei-Platten-Modell sind gegenüber dem Rheometer-Messsystem vereinfacht. Bei hinreichend engem Messspalt sind die Voraussetzungen für das Rheometer-Messsystem jedoch erfüllt, so

dass die definierte Scherrate und Schubspannung problemlos übernommen werden können. Es existieren viele unterschiedliche Messmethoden, um das rheologische Verhalten zu beschreiben. Die für die keramische Industrie wichtigsten rheologischen Messgeräte und Methoden werden nun kurz präsentiert.

### 3.3.2 Messgeräte und Methoden

Das wohl älteste „rheologische Messgerät“, das jedoch immer noch im Einsatz ist, ist der menschliche Finger. Er wird in der Produktion auch heute noch gerne zur Hilfe genommen, um schnell festzustellen, ob die Viskosität in Ordnung ist. Natürlich ist diese Messmethode sehr benutzerabhängig, und so wurden mit der Zeit verschiedene verlässlichere Verfahren zur Messung der Viskosität eingeführt. Dazu zählen das Auslaufviskosimeter, das Torsionsviskosimeter und das Rotationsrheometer. In bestimmten Situationen, vor allem für die Untersuchung von Glasuren, wird in der keramischen Industrie auch das Oszillationsrheometer verwendet [50, 28]. Damit können der linear-viskoelastische Bereich festgelegt und die Fließgrenze, die Ruhekonsistenz, das Langzeitlagerverhalten und das Entmischungsverhalten von Suspensionen in ruhendem Zustand untersucht werden. Da in dieser Arbeit der Füllvorgang einer Druckgussform untersucht wird, ist die Untersuchung des Ruhezustands nicht vorgesehen, und Oszillationsmessungen sind daher in dieser Arbeit nicht näher dokumentiert. Einen ausführlichen Stand der Technik zur rheologischen Untersuchung von Flüssigkeiten ist von METZGER [53], GIESEKUS [29], BÖHME [12] und CHHABRA [18] zusammengefasst worden.

In der nun folgenden Auflistung werden die Funktionsweisen des Auslaufviskosimeters, des Torsionsviskosimeters und des Rotationsrheometers näher erläutert: Das Auslaufviskosimeter und das Torsionsviskosimeter waren bis vor einigen Jahren noch die meist verwendeten rheologischen Messgeräte in der keramischen Industrie [50], und das Rotationsrheometer ist das heute wichtigste und in dieser Arbeit verwendete rheologische Messgerät.

Das Auslaufviskosimeter ist eine der einfachsten Messmethoden zur Bestimmung der Viskosität [95]. Die Messung basiert auf der Messung der Auslaufzeit einer bestimmten Menge Gießmasse durch einen vorgegebenen

trichterförmigen Auslaufbecher (siehe Abbildung 3.11). Eine niedrigviskose Flüssigkeit läuft schneller als eine hochviskose Flüssigkeit durch den Auslaufbecher. Über die Messung der Zeit erhält man also einen indirekten Hinweis über die Viskosität des Schlickers. Wenn eine thixotrope Flüssigkeit untersucht wird, erfolgt die Messung zweimal: Die erste Messung mit frisch gerührter Gießmasse und die zweite Messung nachdem die Gießmasse eine bestimmte Zeit geruht hat. Die Thixotropie ergibt sich aus der Größenordnung der Zeitdifferenz zwischen den zwei Messungen. Da die Temperatur während des Versuches nicht konstant gehalten wird, muss darauf geachtet werden, dass die Starttemperatur der Suspension bei den zwei Messungen identisch ist, um den Temperatureinfluss auszuschließen. Für Flüssigkeiten mit idealviskosem Fließverhalten gibt es abhängig von der Auslaufbechergeometrie Formeln, mit denen die Viskosität anhand der gemessenen Auslaufzeit umgerechnet werden kann ([53], S. 225). Bei einer keramischen Suspension ist dies nicht der Fall, da die Scherbelastung sich während des Auslaufens der Prüflüssigkeit ändert und somit die Viskosität nicht direkt ermittelt werden kann.

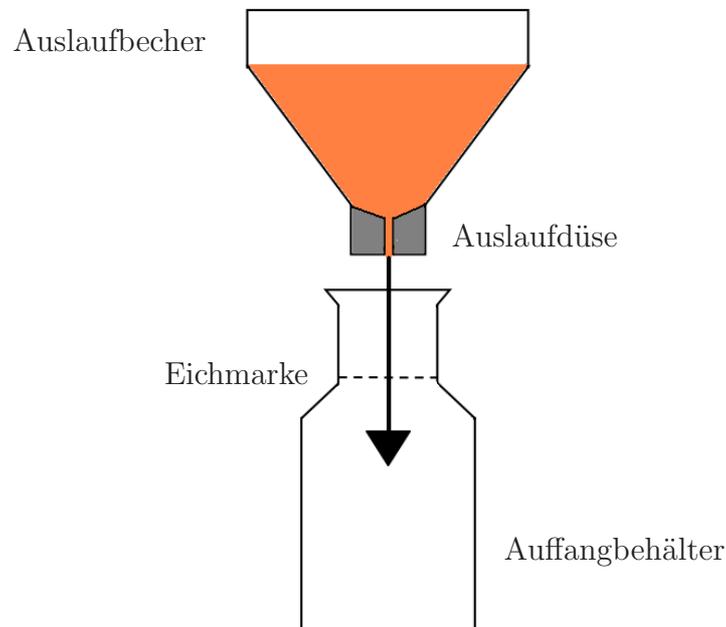


Abbildung 3.11: Schematische Darstellung eines Auslaufviskosimeters.

Ein weiteres Messgerät zur Untersuchung von keramischer Suspension ist das universale Torsionsviskosimeter, auch Gallenkampviskosimeter genannt. Dabei befindet sich die zu prüfende Suspension in einem offenen kleinen Behälter, in den ein Prüfzylinder eingetaucht wird. Dieser Zylinder ist an einem so genannten Torsionsdraht befestigt. Bevor die Messung startet, wird der Zylinder um  $360^\circ$  gedreht, so dass eine definierte Spannung in dem Draht entsteht (siehe Abbildung 3.12). Beim Start der Messung wird der gespann-

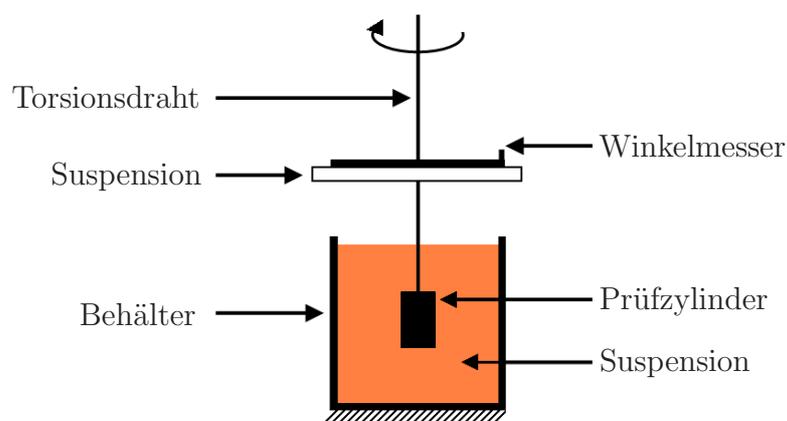


Abbildung 3.12: Schematische Darstellung eines Gallenkampviskosimeters.

te Zylinder losgelassen und beginnt zu rotieren. Wenn die Prüfflüssigkeit Luft wäre, würde der Zylinder sich genau zweimal um  $360^\circ$  drehen, bevor er die Drehrichtung wechselt, da die Luft der Rotation des Zylinders keinen Widerstand entgegensetzt. Der Versuch mit Luft wird benutzt, um den Nullpunkt zu bestimmen. Durch die Messung des Überdrehwinkels erhält man einen indirekten Hinweis auf die Viskosität des Schlickers. Ähnlich wie beim Auslaufviskosimeter wird die Messung zweimal gemacht, einmal mit frisch gerührter Gießmasse und einmal nach dem diese eine bestimmte Zeit geruht hat. Über die Winkeldifferenz zwischen den zwei Messungen wird die Höhe der Thixotropie eingeschätzt. Bei diesem Messgerät handelt es sich wieder um nicht isotherme Messungen, so dass sehr genau darauf geachtet werden muss, dass die Starttemperatur der Prüfflüssigkeit bei jeder Messung gleich ist.

Das Auslaufviskosimeter und das Gallenkampviskosimeter finden auch heute noch häufig Einsatz in der keramischen Industrie, vor allem um schnelle Routineversuche wie Betriebskontrollen durchzuführen oder um während der Aufbereitung der Gießmasse eine grobe Einstellung der Viskosität vorzunehmen. Diese Geräte sind sehr robust, so dass die Messungen auch in einem staubigen Umfeld problemlos durchgeführt werden können. Leider werden die Messergebnisse stark von der Umgebungstemperatur beeinflusst. Außerdem erfordern die Geräte eine routinierte Handhabung bei den Benutzern, um reproduzierbare Ergebnisse zu liefern. Menschlich bedingte Messfehler sind aber nicht auszuschließen. Außerdem werden bei beiden Geräten jeweils nur punktuelle Messungen vorgenommen, so dass der Strukturaufbau und -abbau nicht in Abhängigkeit der Zeit betrachtet werden kann. Die mit Auslaufviskosimeter und Gallenkampviskosimeter gemessenen Ergebnisse sind zu ungenau, um den durch den Druckgussprozess verstärkten hohen Anforderungen an die Gießmasse gerecht zu werden. Seit einigen Jahren werden daher auch in der keramischen Industrie moderne und genaue rheologische Messgeräte, wie zum Beispiel das Rotationsrheometer, eingesetzt.

Das Rotationsrheometer ist für diese Arbeit von besonderem Interesse, da es in der Lage ist, die Prüflüssigkeit in eine stationäre Schichtenströmung zu versetzen. Dies wird realisiert, in dem die Flüssigkeit in einem dünnen Spalt zwischen einem Stator und einem Rotor definiert geschert wird, so dass eine zeitabhängige und scherratenabhängige Untersuchung der zu prüfenden Suspension möglich ist [12]. Hierzu stehen unterschiedliche Messsysteme zur Auswahl [36]. Die für diese Arbeit relevanten Messsysteme sind das Searle- (auch koaxiales Zylinder-Messsystem genannt) und das Kegel/Platte-Messsystem (siehe Abbildung 3.13). Die wichtigsten Vor- und Nachteile der Searle- und Kegel/Platte-Messsysteme für die Untersuchung von keramischen Suspensionen sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Beide Messsysteme eignen sich für die Untersuchung von keramischen Suspensionen.

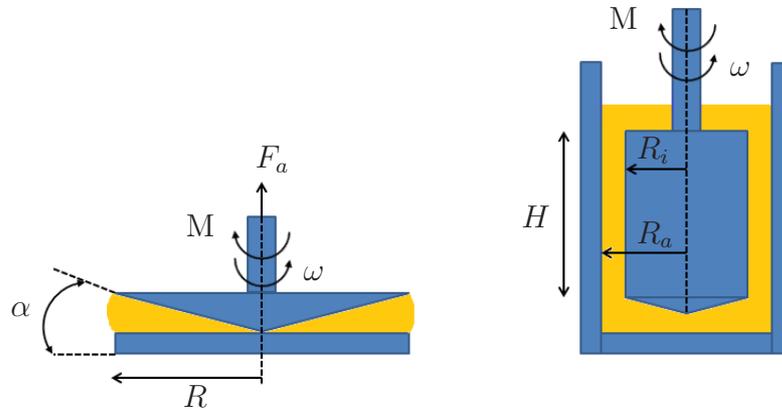


Abbildung 3.13: Schematische Darstellung eines Kegel/Platte- (links) und eines Searle- (rechts) -Messsystems.

Kriterien	Searle-Messzelle	Kegel/Platte-Messzelle
Messbedingungen	Zeitabhängige scherraten- sowie schubspannungsgesteuerte Messungen möglich; homogene Scherbedingungen im Messspalt (Radienverhältnis $< 1.2$ ); Normalkraftmessung nicht möglich.	Zeitabhängige scherraten- sowie schubspannungsgesteuerte Messungen möglich; homogene Scherbedingungen im Messspalt (Kegelwinkel $\alpha < 4^\circ$ ); Normalkraftmessung möglich.
Randeffekte	Hautbildung wird vermieden durch den Einsatz von niedrigviskosem Öl (Viskosität viel kleiner als die der Prüflüssigkeit); sogenannte Taylor-Wirbel (sekundäre Strömungen) können bei hohen Scherraten auftreten. Die Taylorzahl $Ta$ (siehe 4.2) muss kleiner als 3400 bleiben [18], damit Taylor-Wirbel nicht auftreten.	Hautbildung und Verdunstung wird durch die Anwendung von niedrigviskosem Öl und einer Abdeckhaube eingeschränkt; Wegfließen der Messproben kann bei hohen Scherraten auftreten (betrifft jedoch nicht den Druckgussprozess).

Temperierung	Sehr gut über den Außenzylinder, durch die große Wandfläche.	Relativ gut (kleine aber bei dieser Arbeit akzeptable Temperaturgradienten, da die Prüfflüssigkeit meistens nur einseitig durch den Stator geheizt wird).
Probemenge	Relativ klein (ca. 20 ml).	Sehr klein (ca. 2 ml).
Partikelgröße	Irrelevant, da der Spalt zwischen den Zylindern beliebig groß sein darf (ausschlaggebend ist das Radienverhältnis; der Prüfspalt sollte fünffach, besser zehnfach größer als die Partikelgröße sein).	Die Feststoffpartikel einer Suspension können sich im dünnen Messspalt stauen und ein laminares Strömungsprofil verhindern.
Reinigung	Einfach, da die keramische Gießmasse wasserlöslich ist.	Sehr einfach.
Handling	Automatische Spalteinstellung; Befüllung unproblematisch.	Automatische Spalteinstellung; Befüllung erfordert ein wenig Erfahrung und mehr Genauigkeit.

Tabelle 3.1: Vor- und Nachteile der Searle- und Kegel/Platte- Messsysteme.

Mit den Searle- und Kegel/Platte-Messsystemen können zum einen schubspannungsgesteuerte und zum anderen scherratengesteuerte Messungen durchgeführt werden. Eine schubspannungsgesteuerte Untersuchung der Prüfflüssigkeit wird durchgeführt, um schubspannungsgesteuerte Fließvorgänge, wie sie zum Beispiel häufig in der Natur (Fluss, Gletscher, allgemein der Schwerkraft ausgesetzt) vorkommen, zu simulieren. Im Druckgussprozess wird der Fließvorgang von der Technik (Rührer, Rohrleitung) vorgegeben und ist somit scherratengesteuert. Um die Betriebsbedingungen zu simulieren, ist es deswegen sinnvoll eine scherratengesteuerte Messmethode zu wählen [53]. Entsprechend wurde in dieser Arbeit scherratengesteuerte Messungen durchgeführt.

Rheometertyp	Scherrate $\dot{\gamma}$	Schubspannung $\tau$
Kegel/Platte	$\dot{\gamma} = \frac{\omega}{\tan \alpha} = \frac{\omega}{\alpha}$ , wenn $\alpha < 4^\circ$	$\tau = \frac{3M}{2\pi R^3}$
Searle	$\dot{\gamma} = \frac{2\omega R_a^2}{R_a^2 - R_i^2}$ , wenn $\frac{R_a}{R_i} < 1,2$	$\tau = \frac{M}{2\pi R_i^2 H}$

Tabelle 3.2: Berechnung der Scherrate und Schubspannung bei den Kegel/Platte- und Searle- Messsystemen [53].

Bei der scherratengesteuerten Messung wird die Rotationsgeschwindigkeit  $\omega$  des Rotors vorgegeben und das dafür notwendige Drehmoment  $M$  gemessen. Die Schergeschwindigkeit und die dazu gehörige Schubspannung können über die Messbedingungen und die Messgeometrien einfach umgerechnet werden, wenn Schergeschwindigkeit und Schubspannung im Messspalt als konstant angenommen werden können (siehe Tabelle 3.2).

Die Fließviskosität der Gießmasse kann somit bei einer konstant hohen Scherrate ermittelt werden. Die Scherratenhöhe wird in Abhängigkeit der Produktionsbedingungen festgelegt. In Unterkapitel 3.1 wurde die Scherrate in einer Rohrleitung bei einem Rohrradius von  $0,0125\text{ m}$  und einem Volumenstrom von  $0,00015\text{ m}^3\text{s}^{-1}$  anhand der Beziehung von HAGEN/POISEUILLE ermittelt. Diese Scherrate von etwa  $100\text{ s}^{-1}$  wird bei der Villeroy & Boch AG verwendet, um die Fließviskosität zu bestimmen.

Zur Untersuchung des thixotropen Verhaltens von keramischer Gießmasse existieren hauptsächlich zwei Versuche. Der erste Versuch ist ein sogenannter Hystereseversuch ([53], S. 75-76). Das Scherratenprofil wird in drei Abschnitte unterteilt (siehe Abbildung 3.14 (links)). Im ersten Abschnitt steigt die Scherrate von Null auf einen bestimmten hohen Wert. Die Scherrate bleibt im zweiten Abschnitt konstant auf diesem hohen Wert. Schließlich geht die Scherrate in Abschnitt 3 wieder auf Null zurück. Das Ergebnis ist eine Fließ-

kurve mit Hystereseffläche (siehe Abbildung 3.14 (rechts)). Die Fläche zwischen den in Abschnitt eins und zwei gemessenen Schubspannungen wird Hystereseffläche genannt und gibt Aufschluss über die Thixotropie der untersuchten Flüssigkeit. Der Vorteil dieser Methode ist, dass die Hystereseffläche einen konkreten Wert zur Ermittlung der Thixotropie liefert, was für Kontroll- oder Vergleichsmessungen von Vorteil ist. Der Nachteil des Hystereseversuchs ist, dass lediglich eine Aussage über das Verhalten während des Strukturabbaus getroffen werden kann und nicht über die Phase des Strukturwiederaufbaus.

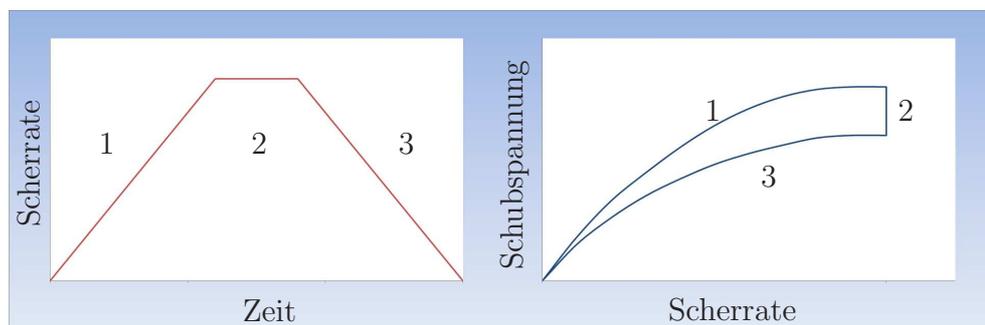


Abbildung 3.14: Typisches Vorgabenprofil zur Untersuchung der Thixotropie mit Fließkurve (links) und der zu erwartende Viskositätsverlauf in Abhängigkeit der Zeit einer thixotropen Flüssigkeit (rechts).

Der zweite Versuch zur Untersuchung des thixotropen Verhaltens von keramischer Suspension ist der sogenannte Scherraten-Sprungversuch. Als Vorgabe für den Versuch gilt eine dreiphasige Scherraten-Sprungfunktion (siehe Abbildung 3.15 links). Zuerst wird die Prüfflüssigkeit mit einer festgelegten niedrigen Scherrate (zum Beispiel  $0,1 \text{ s}^{-1}$ ) behandelt, bis sich die zugehörige Mikrostruktur eingestellt hat und eine konstante oder nahezu konstante Viskosität erreicht wird. Das ist die Ruhephase. Es folgt die Belastungsphase, in der die aufgebaute Mikrostruktur durch eine festgelegte hohe Scherrate (zum Beispiel  $100 \text{ s}^{-1}$ ) wieder zerstört wird. In dieser Phase kann der zeitabhängige Strukturabbau betrachtet werden. Der letzte Abschnitt ist die Entlastungsphase. Die Probe wird wieder mit den gleichen Scherbedingungen wie in Phase 1 behandelt, so dass sich die mikroskopische Struktur wieder aufbauen kann. In dieser Phase wird der zeitabhängige Strukturwiederaufbau betrachtet (siehe Abbildung 3.15 rechts). Um die Thixotropie auszuwerten,

wird in der keramischen Industrie in der Regel die Differenz zwischen der herrschenden Viskosität am Ende der Phase 2 und der Viskosität am Ende der Phase 3 als Thixotropiewert bezeichnet. Dieser Versuch ermöglicht sowohl den zeitabhängigen Strukturaufbau als auch den Strukturabbau von thixotropen Flüssigkeiten bei bestimmten mechanischen Einwirkungen zu untersuchen. Aus diesem Grund hat sich diese Methode in der keramischen Industrie weitgehend durchgesetzt. In dieser Arbeit wurden ausschließlich Scherraten-Sprungversuche zur Bestimmung des gesamten Fließverhaltens, das heißt, zeitabhängig und scherratenabhängig einer keramischen Gießmasse durchgeführt. Hierbei wurde ein Searle-Messsystem aufgrund seiner einfachen Handhabung und der geringeren Randeffectprobleme eingesetzt.

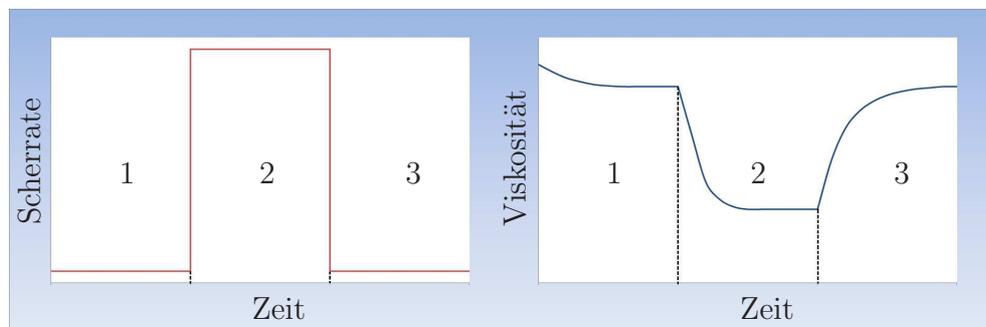


Abbildung 3.15: Typisches Vorgabenprofil zur Untersuchung des Strukturaufbaus und -abbaus einer Flüssigkeit (links) und der zu erwartende Viskositätsverlauf in Abhängigkeit der Zeit einer thixotropen Flüssigkeit (rechts).

Während einer scherraten gesteuerten Rheometermessung können nicht nur Schubkräfte auftreten, sondern auch Normalkräfte. Die Normalkräfte entstehen während des Rotationsversuchs durch auftretende Normalspannungen in Fließrichtung und in Richtung des Geschwindigkeitsgefälles. Dies ist auch bei viskoelastischen Flüssigkeiten der Fall. Ein bekannter Normalspannungseffekt ist der Weissenbergeffekt, in dem die Prüfflüssigkeit beim Rühren, statt nach Außen gedrückt zu werden, an der Rührwelle hochkriecht ([90], S. 800). Die Untersuchung der Normalkraft erfordert ein sehr genaues Messgerät und eine große Messfläche, damit diese kleinen Kräfte überhaupt messbar werden. Daher kann diese Messung am besten mit einem Kegel-Platte-System erfolgen.

Anhand der gemessenen Normalkräfte kann die erste Normalspannungsdifferenz  $N_1$ , Differenz der Normalspannung in Fließrichtung und der Normalspannung in Richtung des Geschwindigkeitsgefälles, wie folgt berechnet werden:

$$N_1 = 2\frac{F_a}{\pi R^2} + \frac{3}{20}\rho\omega^2 R^2, \quad (3.6)$$

mit der Normalkraft  $F_a$ , die in Richtung der Rotationsachse wirkt, dem Radius  $R$  des Kegels (in dem Fall  $60\text{ mm}$ ), der Dichte  $\rho$  der Suspension und der Drehgeschwindigkeit  $\omega$  des Kegels, wobei der zweite Term die Trägheitskorrektur darstellt ([94], S. 209).

Dabei kann die gemessene Normalkraft  $F_a$  auch negativ sein, denn es müssen die Trägheitseffekte korrigiert werden. Unter Hochscherbedingungen führen Zentrifugalkräfte in der Probe dazu, dass Zugkräfte auf das Messsystem wirken und die gemessene Normalkraft reduziert wird. Die Messung der Normalkraft ist wichtig, um zusammen mit den gemessenen Schubkräften ein dreidimensionales Bild des rheologischen Verhaltens von Flüssigkeiten zu bekommen. Für die Messung der Normalkraft wurde in dieser Arbeit das Kegel/Platte-Messsystem verwendet.

### 3.3.3 Rotationsrheometer Bohlin CVO

Zur Untersuchung der rheologischen Eigenschaften der in dieser Arbeit verwendeten Gießmassen wurde das Rheometer Bohlin CVO der Firma Malvern Instruments eingesetzt. Mit diesem Rheometer können scherraten- und schubspannungsgesteuerte Messungen durchgeführt werden. Durch den Einsatz eines Luftlagers bewegt sich das Lager nahezu reibungslos und ermöglicht eine sehr hohe Messgenauigkeit und Messungen bei sehr niedrigen Drehzahlen. Die Normalkraftmessung erfolgt über ein hochempfindliches Dehnmessstreifenmesssystem an der Motorhalterung.

Drehmoment	0,01 $\mu\text{Nm}$ bis 200 $\text{mNm}$
Drehmomentauflösung	besser als 1 $\text{nNm}$
Drehzahl (scherratengesteuerte modus)	0,01 $\text{mrad/s}$ bis 600 $\text{rad/s}$
Winkelauflösung	50 $\text{mrad}$
Normalkraftbereich	1 $\text{mN}$ bis 20 $\text{N}$

Tabelle 3.3: Messgrößen und Messbereich des Rheometers Bohlin CVO von Malvern Instruments GmbH [60].

Der Messbereich des Drehmoments liegt zwischen 0,01  $\mu\text{Nm}$  und 200  $\text{mNm}$ . Der Messbereich der Drehzahl liegt zwischen 0,01  $\text{mrad/s}$  und 600  $\text{rad/s}$  im scherratengesteuerten Modus (siehe Tabelle 3.3). Bei den durchgeführten Messungen treten Drehmomente zwischen ca. 1  $\mu\text{Nm}$  und ca. 4  $\text{mNm}$  und Drehzahlen zwischen ca. 0,01  $\text{rad/s}$  und 10  $\text{rad/s}$  auf. Die Winkelauflösung von 50  $\text{mrad}$  und die Drehmomentauflösung von 1  $\text{nNm}$  sind gegenüber der durch die Aufbereitung verursachten Streuung so gering, dass die maschinenbedingten Messfehler vernachlässigt werden können. Der Messbereich sowie die Messgenauigkeit des Rheometers Bohlin CVO sind somit für die Untersuchung von keramischen Suspensionen geeignet.

Die Temperierung wird von einem CP180 Peltierzylinder geregelt. Die Rheologiemessungen werden in dieser Arbeit unter Produktionsbedingungen mit konstanten 40°C durchgeführt. Um die Starttemperatur zu sichern, wartet das Rheometer automatisch bis die gewünschte Messtemperatur erreicht ist und startet dann die eigentliche Messung. Die Temperatur wird während der Messung kontinuierlich kontrolliert und geregelt, so dass diese während der ganzen Messung bei  $40 \pm 0,1^\circ\text{C}$  liegt und somit als isotherm bezeichnet werden kann. Ein Temperaturunterschied von  $0,1^\circ\text{C}$  verursacht keine messbare Änderung der rheologischen Eigenschaften des Schlickers.

In dieser Arbeit werden zwei unterschiedliche Messsysteme verwendet:

- Für die Untersuchung des Fließverhaltens des Testschlickers wird das koaxiale Zylinder-Messsystem C25 verwendet. Es handelt sich um eine Searle-Messzelle, deren Abmaße in Abbildung 3.16 zu sehen sind.

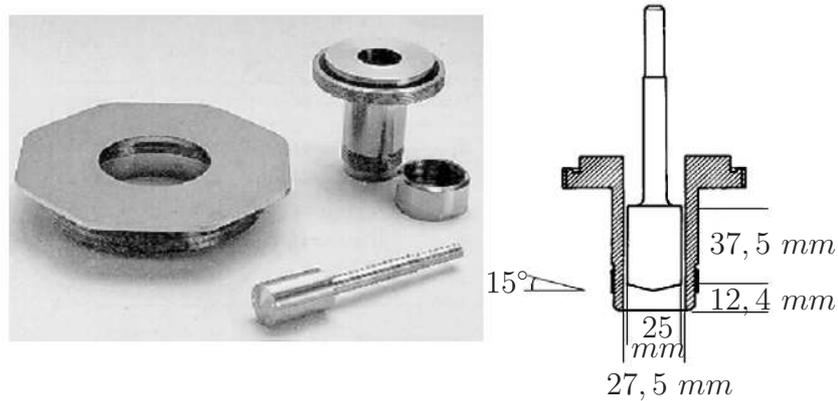


Abbildung 3.16: Messsystem C25, Bohlinhandbuch ([64], S. 132).

- Das Kegel-Platte Messsystem CP 2° / 60 mm wird für die Messung der Normalspannung verwendet (siehe Abmaße in Abbildung 3.17).

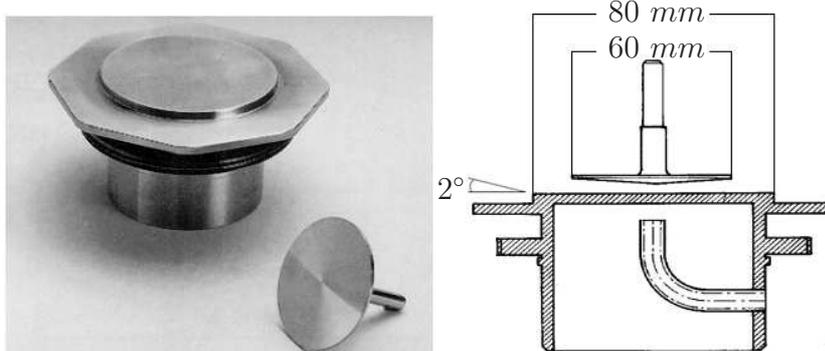


Abbildung 3.17: Messsystem CP 2° / 60 mm, Bohlinhandbuch ([64], S. 128).

# Kapitel 4

## Aufbau und Durchführung der Experimente

Die im vorherigen Kapitel erläuterten Grundlagen der Sanitärkeramik, insbesondere der Druckgussprozess und das rheologische Verhalten von Alumo-silikatsuspensionen, bilden die Rahmenbedingungen für die in diesem Kapitel durchgeführten Untersuchungen.

In Unterkapitel 4.1 wird zunächst eine passende Testgießmasse ausgesucht, und die Zusammensetzung sowie die Eigenschaften werden genau beschrieben. Wichtig ist dabei, dass die Testgießmasse dem thixotropen Verhalten einer Sanitargießmasse ähnlich ist und sich gleichzeitig durch eine einfache Aufbereitung besser für Laborversuche eignet.

Um die Reproduzierbarkeit des Versuchs zu gewährleisten ist es von großer Bedeutung, die Proben nach einer genauen Aufbereitungsroutine zu erstellen. Diese wird in Unterkapitel 4.2 dargestellt.

In Unterkapitel 4.3 werden zunächst die Schubspannungen während mehrerer scherratengesteuerter Rheometerversuche gemessen. Die Ergebnisse die-

ser Messung geben Aufschluss über das Fließverhalten der Testgießmasse. Anschließend werden die Normalspannungen untersucht, sodass sich insgesamt ein dreidimensionales Bild des rheologischen Verhaltens der Testgießmasse ergibt. Dieses bildet die Basis für die Entwicklung des Materialmodells zur Beschreibung des Strömungsverhaltens von keramischer Suspension in Kapitel 5.

Die in diesem Kapitel vorgestellten Ergebnisse wurden durch die Diplomarbeit von Herrn Dipl.-Ing. T. HARTMANN unterstützt [34].

## 4.1 Zusammensetzung und Eigenschaften der Testgießmasse

Wie schon in Unterkapitel 3.2 erläutert, setzt sich eine Gießmasse in der Sanitärindustrie aus unterschiedlichen Rohstoffen insbesondere Ton, Kaolin, Quarz und Feldspat zusammen. Die Aufbereitung einer solchen Mehrkomponentengießmasse aus unterschiedlichen Feststoffen ist mit sehr viel Aufwand verbunden (siehe Abbildung 4.1).

Zunächst müssen die Tone aufgelöst und abgeseibt werden. Die Hartstoffe, Quarz und grober Feldspat, werden in großen Mühlen feingemahlen. Anschließend wird der gereinigte und feine Ton, die gemahlene Quarze, die Feldspate und der Kaolin in einem Mischaggregat zusammengefügt. Aufgrund der Komplexität der chemischen Wechselwirkungen in dem Mischaggregat ist eine sogenannte „Maukzeit“ über mehrere Tagen notwendig. Die Maukzeit ist die Zeit, welche die frisch aufbereitete Gießmasse braucht, um stabile rheologische Eigenschaften zu erlangen. Erst danach kann die Feineinstellung des Litergewichts und der Viskosität durch Hinzufügen von Wasser und/oder Verflüssiger sinnvoll erfolgen.

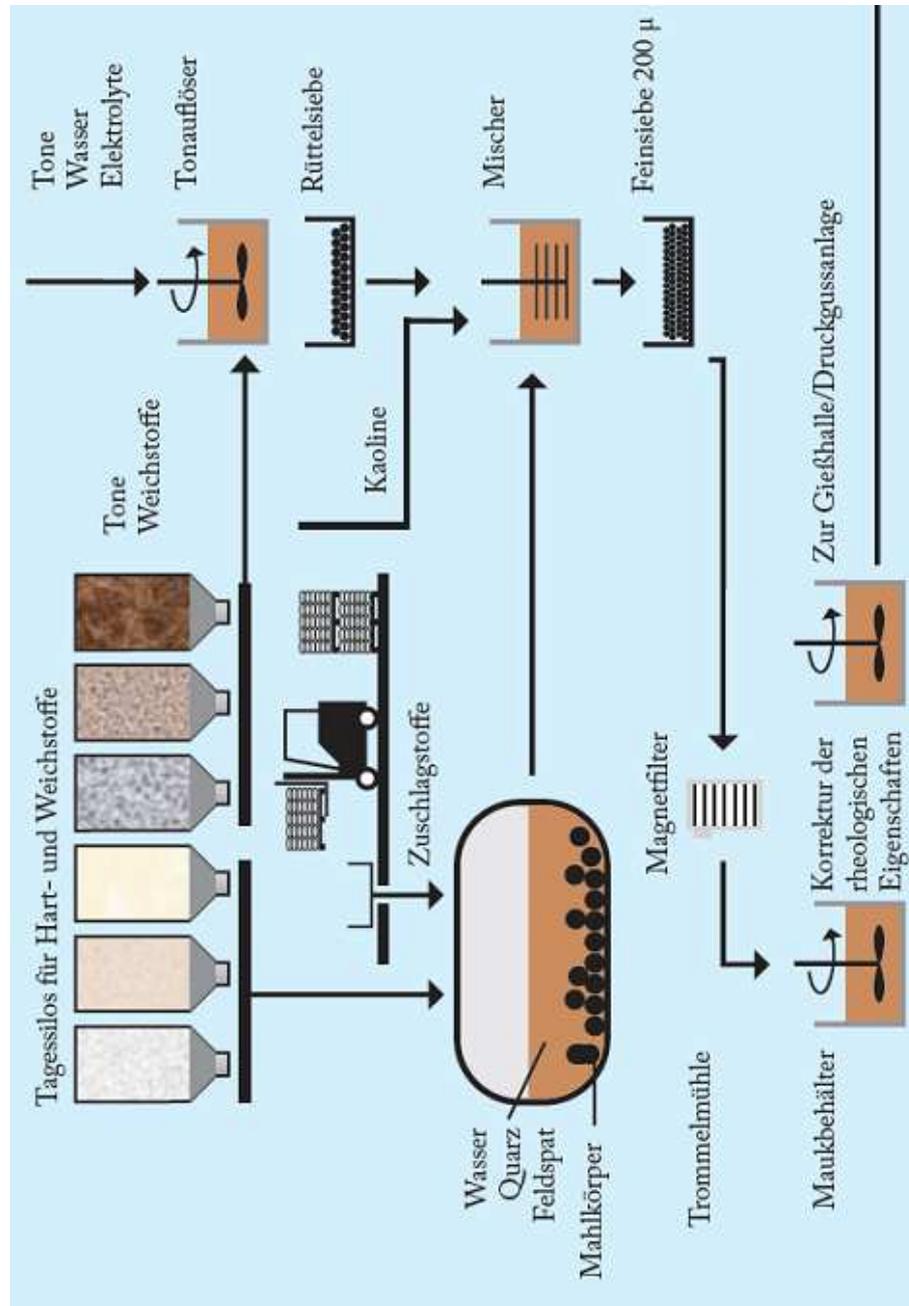


Abbildung 4.1: Aufbereitungsablauf einer mehrkomponentigen Sanitär gießmasse, Villeroy & Boch Handbuch der keramische Technologie [27].

Zum einen ist dieses Aufbereitungsverfahren sehr aufwändig, zum anderen ist es nahezu unmöglich, eine immer exakt identische Zusammensetzung der Gießmasse - insbesondere in Hinsicht auf die Menge des hinzugefügten Verflüssigers - zu erhalten. Da ein geringerer Aufwand bei der Aufbereitung und vor allem die Reproduzierbarkeit für die Laborversuche eine entscheidende Rolle spielt, war es notwendig für die experimentelle Untersuchung eine angepasste Testgießmasse zu entwickeln. Die Testgießmasse sollte eine Einkomponentensuspension sein, die dem thixotropen Verhalten einer Sanitär gießmasse ähnlich ist. Die Maukzeit sollte möglichst kurz sein, und die Stabilität der rheologischen Eigenschaften - im Sinne der Reproduzierbarkeit - sollte über mindestens einen Tag gewährleistet sein.

Für die Zusammensetzung der Testgießmasse, die die oben genannten Kriterien erfüllt, galt es zunächst den Feststoff für die Einkomponentensuspension auszuwählen. Da die Gießmasse dem thixotropen Verhalten der Sanitär gießmasse möglichst ähnlich sein sollte und das thixotrope Verhalten der Sanitär gießmasse vor allem (wie in Unterkapitel 3.2 erklärt) auf den Oberflächenladungen der Ton- und Kaolinpartikel basiert, standen für den Einkomponententestschlicker nur Ton- oder Kaolinrohstoffe zur Auswahl. Da Tonrohstoffe Kohleverunreinigungen enthalten, müssen diese mehrmals gesiebt werden, was die Aufbereitung einer Tonsuspension sehr viel aufwändiger als die Aufbereitung einer Kaolinsuspension macht. Deshalb fiel die Wahl auf Kaolin XtraCast von der Firma Imerys Minerals Ltd.. Hierbei handelt es sich um einen sehr reinen Kaolin mit einem geringen Anteil an Metalloxiden (siehe Tabelle 4.1). Vorteilhaft ist weiterhin, dass der Kaolin XtraCast durch seine feine Körnung ( $D_{90} = 20,57 \mu\text{m}$  siehe Abbildung 4.2) eine sehr große Oberfläche hat und das thixotrope Verhalten des Testschlickers dadurch verstärkt wird. Ideale Voraussetzungen, um darauf basierend ein Materialmodell zur Beschreibung des thixotropen Verhaltens von keramischer Gießmasse zu entwickeln.

Zur Herstellung der Suspension wurde Leitungswasser verwendet. Leitungswasser enthält Ionen, die die rheologischen Eigenschaften der Suspension beeinflussen. Bei jeder Aufbereitung des Testschlickers wird neues Leitungswasser verwendet, so dass eine leichte Streuung des Fließverhaltens aufgrund des Wassers entstehen kann. Um möglichst nah an den Produktionsbedingungen zu bleiben, wurde jedoch absichtlich Leitungswasser und kein destilliertes Wasser als Suspendierungsmittel verwendet und die Streuung in Kauf genommen.

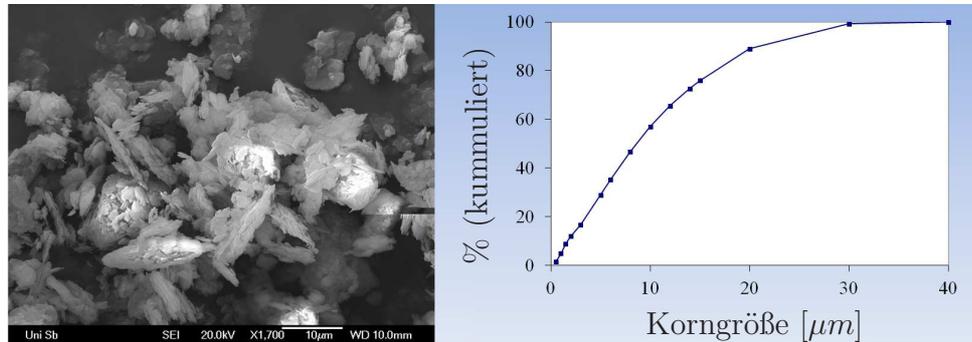


Abbildung 4.2: REM-Aufnahme der Kaolin XtraCast - Vergrößerung 1700fach (links); Korngrößenverteilung gemessen mit einem Laser-Granulometer (rechts).

Chemische Zusammensetzung	(Gew. %)
SiO <sub>2</sub>	48,00
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	36,00
K <sub>2</sub> O	1,95
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1,08
MgO	0,30
Na <sub>2</sub> O	0,10
TiO <sub>2</sub>	0,06
CaO	0,06
Glühverlust (Eingebundenes Wasser)	11,9

Tabelle 4.1: Zusammensetzung des Kaolins XtraCast [59].

Um die Gießfähigkeit der Suspension zu gewährleisten, musste dem Kaolin eine sehr große Menge an Leitungswasser hinzugefügt werden. Die Suspension hatte ein Litergewicht von 1200 g/l und zeigte eine sehr starke Neigung zur Sedimentation, so dass kein thixotroper Effekt beobachtet werden konnte. Aus diesem Grund war es notwendig, zusätzlich einen Verflüssiger zu verwenden. Als Verflüssiger wurde ein Natriumsilikat verwendet (siehe Tabelle 4.2).

Chemische Zusammensetzung	(Gew. %)
SiO <sub>2</sub>	21,0 - 23,0
Na <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	21,0 - 23,0

Tabelle 4.2: Zusammensetzung des Verflüssigers.

Wichtig war es, den Feststoffanteil möglichst hoch und die Suspension trotzdem niedrigviskos zu halten. Der Verflüssigeranteil sollte dabei möglichst gering gehalten werden. Drei Verflüssigungsversuche sind mit drei unterschiedlichen Testschlickern durchgeführt worden. Dabei wurde das Verhältnis Feststoff zu Wasser geändert, so dass die Testschlicker Nr. 1, 2 und 3 jeweils ein Litergewicht von 1600 g/l, 1700 g/l und 1750 g/l hatten (siehe Abbildung 4.3). Wie zu erwarten, ist die Viskosität der Suspension jeweils mit der Zunahme des Verflüssigergehalts gesunken, bevor sie nahe zu konstant blieb. Um die Reproduzierbarkeit des Versuchs zu gewährleisten und gleichzeitig nicht mehr Verflüssiger wie nötig zu verwenden, sollte die Menge an Verflüssiger genau in dem Bereich liegen, in dem die Viskosität eine gewisse Konstanz erreicht.

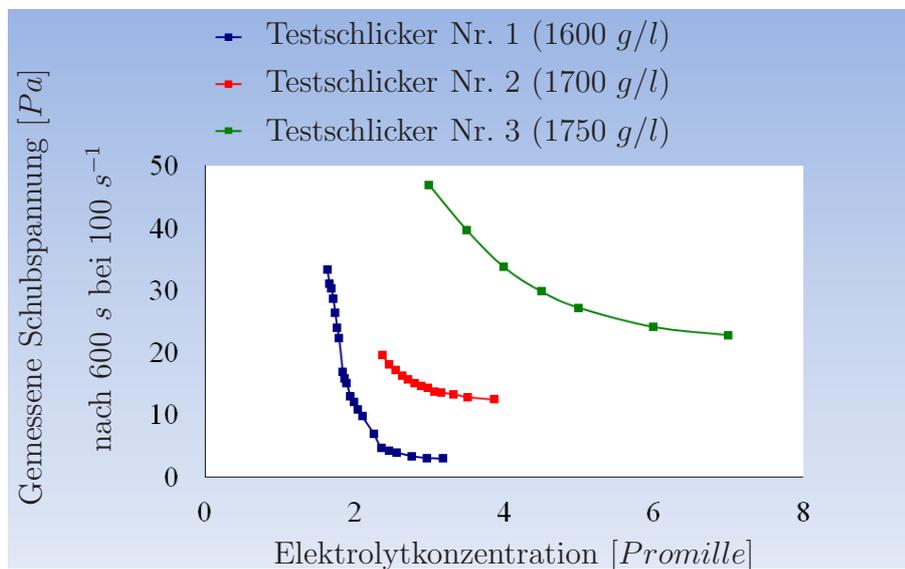


Abbildung 4.3: Verflüssigungskurve des Testsschlickers mit einem Litergewicht von 1600 g/l, 1700 g/l und 1750 g/l.

Der Verflüssigergehalt wurde daher so ausgewählt, dass die Viskosität des Schlickers am Anfang des Plateaus lag:

Für den Testschlicker Nr. 1 lag der optimale Verflüssigeranteil bei 0,25%. Die mit  $100 \text{ s}^{-1}$  gemessene Viskosität betrug ca.  $0,04 \text{ Pa s}$ . Der Testschlicker Nr. 2 hatte einen optimalen Verflüssigergehalt von 0,3% und eine  $100 \text{ s}^{-1}$  Viskosität von ca.  $0,13 \text{ Pa s}$ . Der Testschlicker Nr. 3 hatte einen optimalen Verflüssigergehalt von 0,7% und eine  $100 \text{ s}^{-1}$  Viskosität von ca.  $0,22 \text{ Pa s}$ . Im Vergleich befand sich die mit  $100 \text{ s}^{-1}$  gemessene Viskosität von Sanitär gießmasse zwischen 0,3 und  $0,5 \text{ Pa s}$ . Testschlicker Nr. 3 kam den rheologischen Eigenschaften einer Sanitär gießmasse zwar am nächsten, jedoch dauerte die Aufbereitung auch länger, da der Aufwand, um die Feststoffpartikel zu lösen, im Vergleich zu den beiden anderen Testschlickern sehr viel höher ist. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit wurde demnach der Testschlicker Nr. 2 mit einem Litergewicht von  $1700 \text{ g/l}$  und einem Verflüssigergehalt von 0,3% ausgewählt.

Schaut man sich schließlich noch einmal die Produktionsbedingungen an, kann die Reynoldszahl des strömenden Testschlickers Nr. 2 im Zuflussrohr einer Druckgussform anhand der gemessenen Viskosität errechnet werden. Die Reynoldszahl  $Re$  wird über das Verhältnis der konvektiven Trägheitskraft zur viskosen Reibungskraft ([12], S.164) definiert:

$$Re = \frac{\rho U D}{\eta}. \quad (4.1)$$

Dabei steht  $\rho$  für die Dichte des Fluids,  $\eta$  für die Viskosität des Fluids,  $U$  für eine charakteristische Geschwindigkeit des Fluids und schließlich  $D$  für die Länge des Strömungsgebietes, auch hydraulischer Durchmesser genannt.

In Unterkapitel 3.1 wurde anhand der Beziehung von HAGEN/POISEUILLE eine Scherrate von ca.  $98 \text{ s}^{-1}$  bei einem Rohrradius von  $0,0125 \text{ m}$  und einem Volumenstrom von  $0,00015 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$  bestimmt. Die gemessene Viskosität des Schlickers nach  $600 \text{ s}$  bei  $98 \text{ s}^{-1}$  beträgt  $0,13 \text{ Pa s}$ . Dies ergibt eine Reynoldszahl von 422. Eine Strömung mit einer Reynoldszahl unter 2300 wird als laminar definiert. Da sich die Reynoldszahl hier weit unter 2300 befindet, kann davon ausgegangen werden, dass der Füllvorgang einer Druckgussform laminar verläuft. Dies wird bei der Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform berücksichtigt (siehe Kapitel 7).

## 4.2 Probenpräparation: Aufbereitung der Testgießmasse im Labormaßstab

Um mögliche Fehler während der Aufbereitung des Testschlickers zu vermeiden und somit die Reproduzierbarkeit der Aufbereitung zu sichern, ist eine genaue Aufbereitungsroutine entwickelt worden:

Der Kaolin wird in einem Ofen bei  $100^{\circ}\text{C}$  für 24 Stunden getrocknet und erst für die Aufbereitung am nächsten Tag aus dem Trockner herausgenommen. Damit wird verhindert, dass Wasser indirekt über die Rohstofffeuchte des Kaolins in die Suspension eingebracht wird. Für die Aufbereitung eines Liters Testschlicker werden  $1140\text{ g}$  Kaolin,  $560\text{ ml}$  Wasser und  $17\text{ ml}$  einer 20%igen Formsillösung benötigt. In Lösung wirkt der Verflüssiger schneller auf die Feststoffteilchen ein. Deswegen wird die Lösung im Vorfeld der Aufbereitung vorbereitet.

Damit der Testschlicker sich möglichst schnell aufbereiten lässt, werden die groben Kaolinagglomerate mit einem Mörser zerkleinert und das Wasser auf  $40^{\circ}\text{C}$  erwärmt. Der Kaolin lässt sich somit schneller dispergieren. Am Anfang wird ca. ein Drittel des Feststoffes und ca. die Hälfte des warmen Wassers in das Mischgefäß gegeben. Der Kaolin und das Wasser werden mit einem dreiflügeligen Propellerrührer mit einem Durchmesser von  $30\text{ mm}$  gerührt. Es dauert etwa 15 Minuten bis sich eine dickflüssige Paste gebildet hat. Anschließend werden die restlichen Feststoffe, Wasser und Verflüssiger kontinuierlich zu der Suspension unter stetiger Rührung hinzugefügt. Mit einem Spatel kann geprüft werden, ob alle Agglomerate aufgelöst sind. Nach etwa 30 Minuten erhält man eine relativ homogene Suspension, in der nur noch kleine Agglomerate vorhanden sind. Um noch die kleinsten Agglomerate aufzulösen und die Suspension komplett zu homogenisieren, wird der Testschlicker ca. 15 Minuten mit einem dreiflügeligen Propellerrührer mit einem Durchmesser von  $50\text{ mm}$  bei hoher Drehzahl gerührt. Während dieses letzten Rührvorgangs wird Luft in die Suspension eingeblasen. Um die Luft aus der Suspension entweichen zu lassen, wird schließlich der erste Rührer mit einem Durchmesser von  $30\text{ mm}$  mit einer sehr niedrigen Drehzahl während 60 Minuten eingestellt. Dies entspricht der Maukzeit. Nach 120 Minuten ist der Testschlicker fertig aufbereitet.

Im Anschluss an die Schlickeraufbereitung muss das Litergewicht kontrolliert und gegebenenfalls mit Wasser nachjustiert werden. Der Testschlicker wird dann in 25 ml kleine, abdichtbare Glasflaschen abgefüllt. Die völlige Abdichtung ist besonders wichtig um sicherzustellen, dass kein Wasser verdunsten kann. Da für die Rheologiemessung 17 ml benötigt werden, wird für jede Messung eine Flasche verwendet. Die Messung findet erst am Tag nach der Aufbereitung statt, und der Testschlicker wird über Nacht bei Raumtemperatur gelagert.

Durch diese Aufbereitungsmethode bzw. -routine konnte die Stabilität des Testschlickers und damit die Reproduzierbarkeit der Rheologiemessungen über den ganzen Tag nach der Aufbereitung gesichert werden. Abbildung 4.4 zeigt, dass die Kurven der Rheologiemessungen innerhalb eines Tages fast exakt aufeinander liegen und der Testschlicker somit für diesen Zeitraum als stabil anzusehen ist. Da alle für diese Arbeit notwendigen Rheologiemessungen innerhalb eines Tages durchzuführen sind, ist die beschriebene Aufbereitungsmethode als geeignet anzusehen.

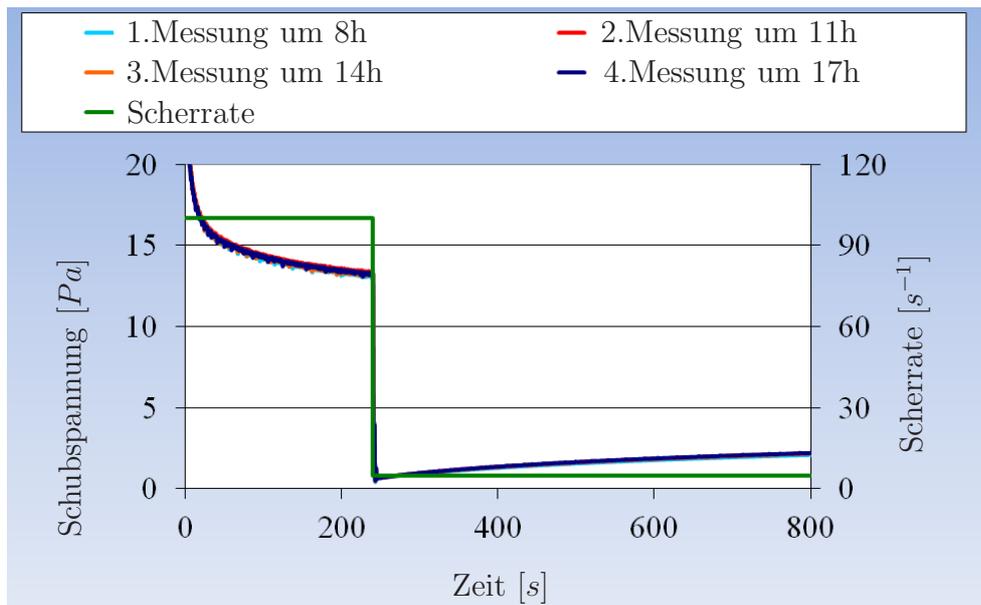


Abbildung 4.4: Rheologiemessungen durchgeführt ein Tag nach der Aufbereitung.

Bei Testschlickern, die jeweils neu aufbereitet wurden, sind jedoch kleine Unterschiede im rheologischen Verhalten zu erkennen (siehe Abbildung 4.5). Es ist trotz einer genauen Aufbereitungsroutine nicht möglich, die rheologischen Eigenschaften des Testschlickers zu 100 Prozent zu reproduzieren. Der Kaolin sowie andere keramische Rohstoffe sind natürliche Rohstoffe, die einer gewissen Streuung unterliegen. Ursachen für die Streuung des Testschlickers können z. B. unterschiedliche Oberflächenladung der Kaolinpartikel, unterschiedliche Auflösungsgrade der Kaolinagglomerate, unterschiedliche Partikelgröße oder unterschiedlicher Ionengehalt des Leitungswassers sein. Diese Probleme sind in der Keramikproduktion bekannt und natürlich noch stärker ausgeprägt, da die Aufbereitung mit viel größeren Mengen und mehr Komponenten stattfindet. Durch mehrmals tägliche Kontrolle und Nachjustierung des Schlickers versuchen Aufbereitungsabteilungen in der keramischen Industrie die Streuung der rheologischen Eigenschaften möglichst klein zu halten. Eine geringe Streuung der rheologischen Eigenschaften ist jedoch nicht zu eliminieren. Es ist für diese Arbeit sehr wichtig, sich dieser Streuung bewusst zu sein und diese entsprechend zu berücksichtigen.

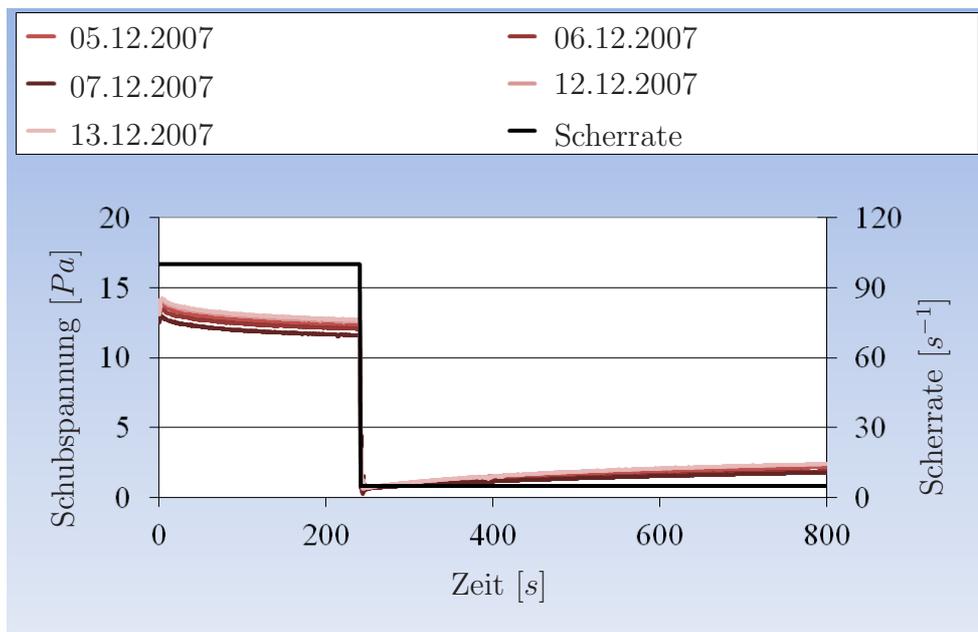


Abbildung 4.5: Rheologiemessungen durchgeföhrt an jeweils neu aufbereiteten Testschlickern.

Das in dieser Arbeit zu entwickelnde Materialmodell soll das Materialverhalten von keramischen Suspensionen nur so genau beschreiben, wie es auch in der Realität reproduzierbar ist. Dieses Thema wird in Kapitel 5 bei der Definition des Gültigkeitsfensters des Modells erneut aufgegriffen und das Modell unter Berücksichtigung der Streuung verifiziert.

## 4.3 Rheologische Untersuchung

Nachdem die Testgießmasse und ihre Aufbereitung definiert wurden, soll in diesem Unterkapitel das rheologische Verhalten der Testgießmasse untersucht werden. Zunächst werden die Schubspannungen während scherratengesteuerte Sprungversuche untersucht, um Aufschluss über das Fließverhalten und insbesondere über die Thixotropie der Testgießmasse zu erhalten. Im zweiten Unterkapitel folgt die Untersuchung der Normalspannungen während der scherratengesteuerten Sprungversuche, um so einen Hinweis über die Mehrachsigkeit des rheologischen Verhaltens der Testgießmasse zu erhalten.

### 4.3.1 Untersuchung der Schubspannungen

Wie in Unterkapitel 3.3.2 beschrieben, wird zur Messung der Schubspannungen und somit des Fließverhaltens des Testschlickers ein koaxiales Zylinder-Messsystem C25 verwendet.

Nachdem die Messproben der aufbereiteten Testgießmasse in abgedichteten 25 ml Glasflaschen bei Raumtemperatur gelagert wurden, werden 17 ml der Gießmasse aus der Flasche in den Messzylinder hineingegossen. Um zu vermeiden, dass sich während der Rheologiemessung eine Haut an der Oberfläche des Schlickers bildet - was die Messung sehr stark beeinflussen würde - wird ein sehr niedrigviskoses Öl ( $\eta_{\text{öl}} = 1 \text{ mPas}$ ) auf die Oberfläche des Testschlickers aufgetragen. Dieses Öl ist mindestens hundert mal niedrigviskoser als der Testschlicker und hat deswegen keinen meßbaren Einfluss auf das Drehmoment und somit auf die Messung der Schubspannungen. Es muss

nur darauf geachtet werden, dass das Öl während der Messung nicht unter den Schlicker gemischt wird. Dieses Phänomen tritt jedoch nur bei sehr hohen, in dieser Arbeit nicht verwendeten Drehzahlen auf.

Nachdem der Schlicker durch den Peltierzylinder des Rheometers in 180 s auf konstante 40°C erhitzt wurde, kann die Rheologiemessung starten. Wie in Unterkapitel 3.3 schon gesehen, eignet sich für die Untersuchung von thixotropen Suspensionen eine scherratengesteuerte Rheologiemessung mit konstanter Scherbelastung in jedem einzelnen Messabschnitt. Diese Messmethode ist als Sprungversuch oder auch Treppenversuch bekannt und wird in der keramischen Industrie standardmässig eingesetzt.

Wie in Unterkapitel 3.2 bereits erläutert, hat der Schlicker als thixotrope Flüssigkeit eine Art Gedächtnis, und der Strukturaufbau und -abbau sind immer vom momentanen Strukturgrad abhängig. Hieraus ergeben sich zwei Herausforderungen bei der Vorbereitung der Experimente. Erstens muss, um die Vergleichbarkeit zwischen den Rheologiemessungen zu gewährleisten, vor jeder Messung dafür gesorgt werden, dass im Testschlicker beim Start der Messung immer der gleiche Strukturzustand vorliegt. Zweitens muss sichergestellt werden, dass die Messabschnitte während der durchzuführenden Sprungversuche so lang sind, dass sich der Testschlicker am Ende eines Meßabschnitts im Gleichgewicht befindet und die Viskosität einen konstanten Wert erreicht. Dies ermöglicht den kompletten Strukturaufbau und -abbau des Testschlickers für die jeweiligen Scherraten zu messen und auszuwerten.

Um zu garantieren, dass der Schlicker zu Beginn des Experimentes den gleichen Strukturzustand hat, wurden im Vorfeld unterschiedliche Rheologiemessungen vorgenommen. Die Ergebnisse zeigt Abbildung 4.6. Die Rheometerversuche wurden unter einer konstanten Scherrate von  $5 \text{ s}^{-1}$  durchgeführt. Es ist deutlich zu sehen, dass während der ersten 600 s eine große Streuung bei der Messung der Schubspannung vorliegt, obwohl alle Rheologiemessungen mit der gleichen Scherrate durchgeführt wurden. Dies ist auf die unterschiedlichen Strukturzustände des Testschlickers beim Start der Messung zurückzuführen.

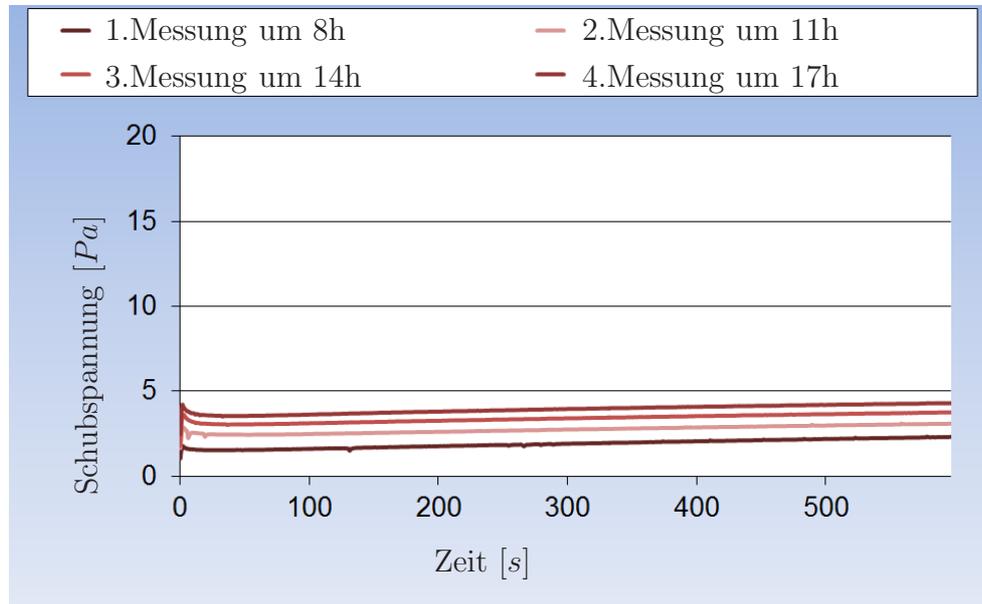


Abbildung 4.6: Rheometerversuche mit Testschlicker mit einer Scherrate von  $5 \text{ s}^{-1}$  ohne besondere Vorbehandlung der Messproben.

Um dieses Problem zu lösen, müssen alle Messproben unmittelbar vor Beginn der Messung identisch vorbehandelt werden. Hierfür wird eine Vorscherung von  $100 \text{ s}^{-1}$  während  $240 \text{ s}$  eingesetzt, um die Struktur des Testschlickers möglichst schnell auf eine nahezu konstante Struktur bzw. Viskosität zu bringen. Eine Scherrate von  $100 \text{ s}^{-1}$  ist die höchste zu erwartende Scherrate während der Füllung einer Druckgussform. Wiederholt man die unterschiedlichen Rheologiemessungen von Abbildung 4.6, jedoch dieses Mal mit Vorscherung, ist der Verlauf der Messdaten bei einer Rate von  $5 \text{ s}^{-1}$  bei allen Messungen fast identisch (siehe Abbildung 4.7). Dank der Vorscherung können die unterschiedlichen Messproben des Testschlickers in einen immer gleichen Strukturzustand gebracht werden, und somit kann die Vergleichbarkeit der verschiedenen Messungen gewährleistet werden.

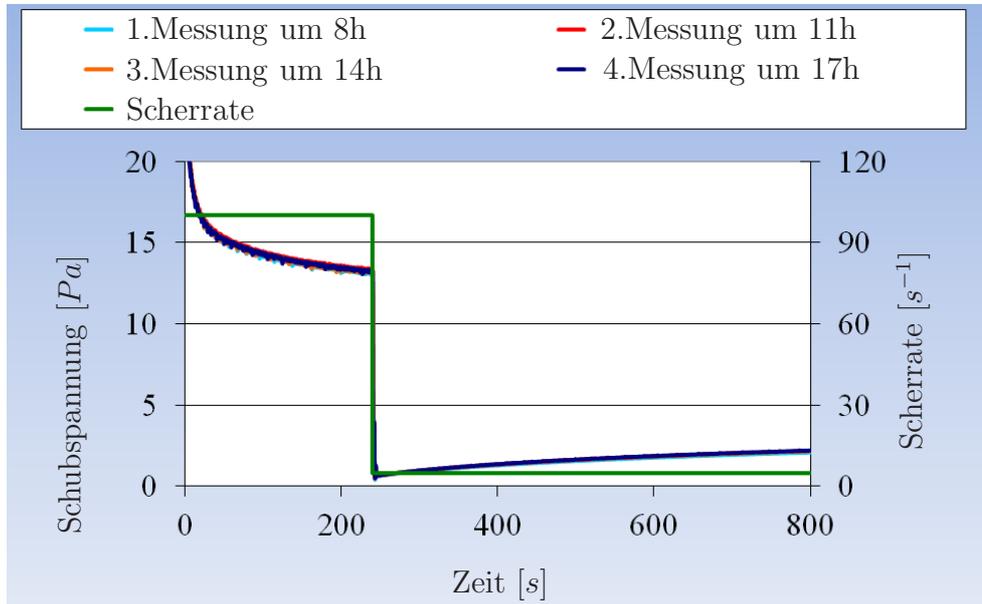


Abbildung 4.7: Rheometerversuche mit Testschlicker mit einer Scherrate von  $5 \text{ s}^{-1}$  und einer 240 s langen Vorscherung von  $100 \text{ s}^{-1}$ .

Darüber hinaus muss sichergestellt werden, dass der komplette Strukturaufbau und -abbau während eines Sprungversuches beobachtet werden kann. Um dies zu gewährleisten, muss für jeden Versuch ein ausreichend langer Messabschnitt gewählt werden, so dass die Suspension für die jeweilige Scherrate ihr Gleichgewicht erreicht. Wie schnell oder langsam das Gleichgewicht erreicht wird, hängt vom Scherratenunterschied beim Sprung ab und davon, ob ein Strukturaufbau oder -abbau stattfindet. Um eine geeignete Messabschnittslänge für diese Arbeit zu definieren, wurden drei rheologische Untersuchungen durchgeführt.

Als erstes wurden in zwei Sprungversuchen, von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  und von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$ , die Schubspannungen gemessen. Die Ergebnisse zeigt Abbildung 4.8.

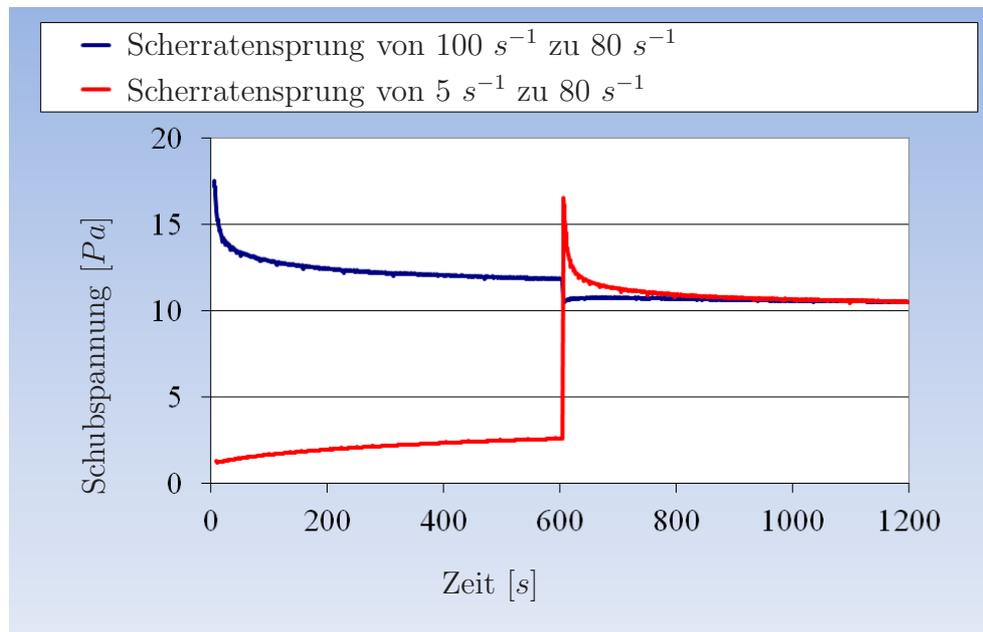


Abbildung 4.8: Zwei Sprungversuche mit Testschlicker von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  und von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$ .

Beim Sprungversuch von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  wurde das Gleichgewicht in Messabschnitt 2 schon nach wenigen Sekunden erreicht. Dies erklärt sich durch den geringen Scherratenprung von  $20 \text{ s}^{-1}$  zwischen den Messabschnitten 1 und 2. Beim Sprungversuch von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  dauerte es ca.  $200 \text{ s}$  bis die Suspension im Messabschnitt 2 ihr Gleichgewicht erreichte. Dies ist wiederum auf den größeren Scherratenprung von  $75 \text{ s}^{-1}$  zwischen den Messabschnitten 1 und 2 zurückzuführen.

Abbildung 4.9 zeigt wieder die in zwei Sprungversuchen, diesmal von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  und von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$ , gemessenen Schubspannungen. Während sich das Gleichgewicht beim Sprungversuch von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  erst nach  $600 \text{ s}$  einstellte, wurde es beim Sprungversuch von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  schon nach  $90 \text{ s}$  erreicht. Der Scherratenprung von  $80 \text{ s}^{-1}$  ist sehr hoch und es erklärt sich daher, dass es länger dauert als beim Sprungversuch von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$ , um das Gleichgewicht zu erreichen. Es erklärt jedoch nicht, warum es mehr als doppelt so lange dauerte als im Sprungversuch von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  in Abbildung 4.8. Im ersten Messabschnitt des Sprungversuches

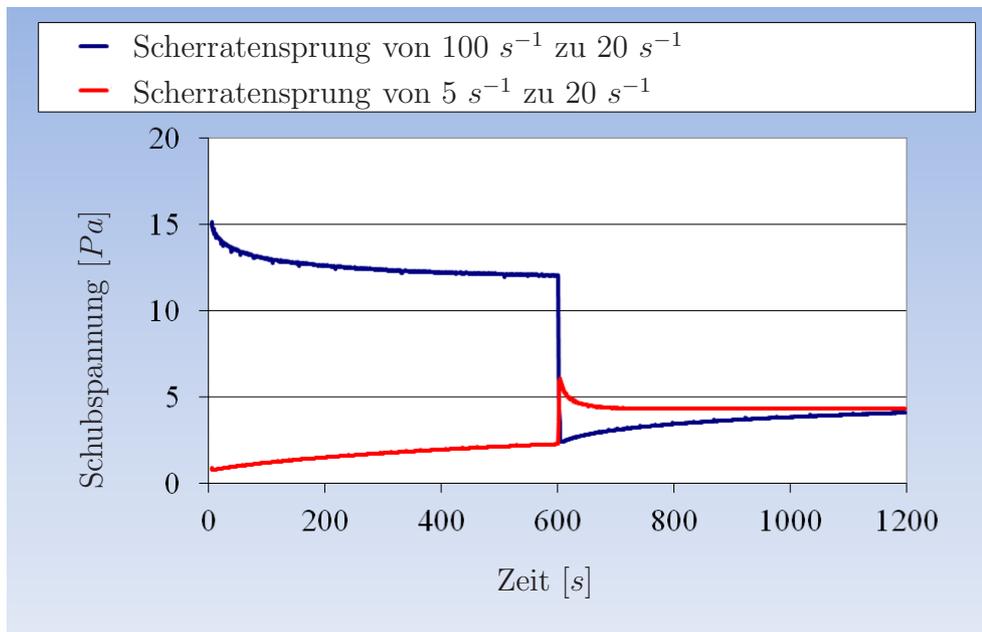


Abbildung 4.9: Zwei Sprungversuche mit Testschlicker von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  und von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$ .

von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  wurde der Testschlicker relativ stark geschert, so dass zwischen den Kaolinpartikeln keine Struktur aufgebaut wurde. Im Messabschnitt 2 ist die Scherrate jedoch viel kleiner und ermöglicht so einen Strukturaufbau. Dieser Strukturaufbau ist ein langsamer Prozess und erklärt, warum sich das Gleichgewicht erst nach  $600 \text{ s}$  einstellt.

Da in der vorherigen Untersuchung beim Scherratensprung von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  das Gleichgewicht erst nach  $600 \text{ s}$  erreicht wurde, soll in der dritten Untersuchung ein noch höherer Scherratensprung ausgewertet werden. Dabei handelt es sich um einen Scherratensprung von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $5 \text{ s}^{-1}$  (siehe Abbildung 4.10). Nachdem die Struktur in der Suspension durch die Scherung von  $100 \text{ s}^{-1}$  zerstört wurde, war ein sehr starker Strukturaufbau zu beobachten. In diesem sehr hohen Scherratensprung von  $95 \text{ s}^{-1}$  wurde das Gleichgewicht nach einer Stunde immer noch nicht erreicht. Das bedeutet, dass der Versuch mehrere Stunden dauern müsste, um den kompletten Strukturaufbau bei  $5 \text{ s}^{-1}$  zu beobachten.

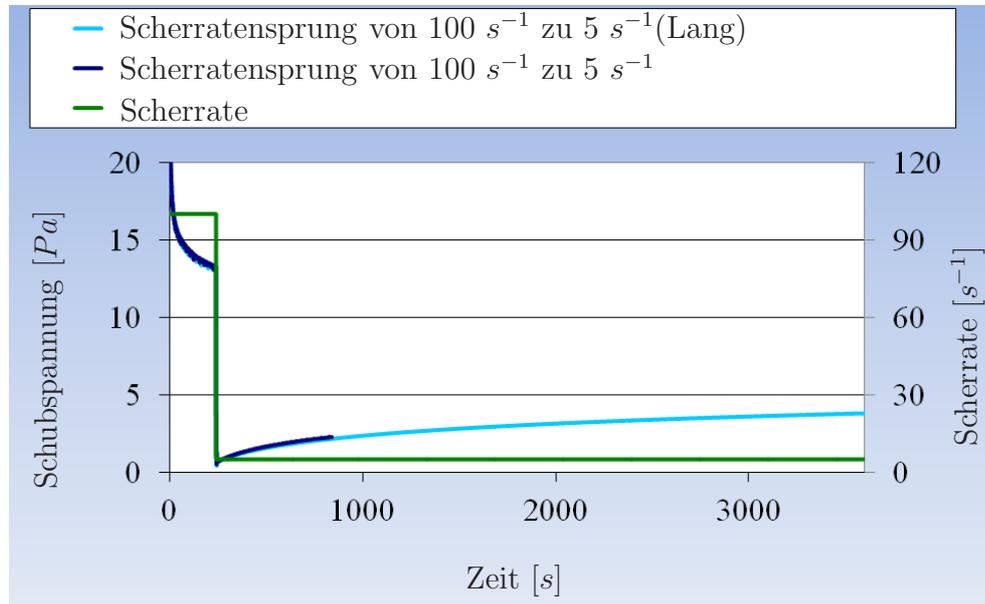


Abbildung 4.10: Zwei Sprungversuche mit Testschlicker von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $5 \text{ s}^{-1}$  (Langzeitversuch).

Zusammenfassend konnte bei diesen Untersuchungen festgestellt werden, dass positive Scherraten Sprünge von niedrigen Scherraten zu höheren Scherraten zu einem sehr schnellen Gleichgewicht führen. Sogar bei einem sehr hohen Scherraten Sprung von  $75 \text{ s}^{-1}$  (siehe Abbildung 4.8) stellte sich ein Gleichgewicht bereits nach ca.  $200 \text{ s}$  ein. Dies liegt daran, dass positive Scherraten Sprünge zu einem Strukturabbau und negative Scherraten Sprünge von hohen zu niedrigeren Scherraten zu einem Strukturaufbau führen. Dieser dauert länger als der Strukturaufbau, und ein Gleichgewicht kann sich erst nach Abschluss des Strukturaufbaus bzw. -abbaus einstellen. Der Strukturaufbau wird von den Anziehungskräften zwischen den Partikeln gesteuert und dauert entsprechend länger als der Strukturabbau, welcher von äußeren Kräften gesteuert wird. Bei negativen Scherraten Sprüngen größer als  $80 \text{ s}^{-1}$  dauerte es länger als  $600 \text{ s}$ , teilweise bis zu mehreren Stunden, um ein Gleichgewicht zu erhalten. Es kann somit bei negativen Scherraten Sprüngen größer als  $80 \text{ s}^{-1}$  nicht gewährleistet werden, dass der komplette Strukturaufbau während eines Sprungversuches beobachtet werden kann. Da der Füllvorgang einer Druckgussform jedoch in der Regel

nicht länger als 600 s dauert, interessiert das rheologische Verhalten über längere Zeiträume in dieser Arbeit nicht, und die Messabschnitte können auf 600 s begrenzt werden.

Neben der Vorbereitung der Proben und der Länge der Messabschnitte ist es für die Plausibilitätsprüfung der rheologischen Messergebnisse wichtig, ob ein sogenanntes Wandgleiten die Ergebnisse der Viskositätsmessung verfälscht ([90], S. 697). Denn bei der Messung der Schubspannung wird angenommen, dass der Schlicker an der Wand haftet und so die Rotation des Zylinders vollständig auf die Testflüssigkeit übertragen wird. Wenn ein Wandgleiten stattfindet, d. h. die Testflüssigkeit nicht mehr vollständig an der Wand haftet, ist die Scherrate faktisch kleiner als sie aufgrund der Rotationsgeschwindigkeit des Zylinders angenommen wird. Die Viskosität, das Verhältnis zwischen Schubspannung und Scherrate, wird somit niedriger gemessen als sie tatsächlich ist ([18], S. 39). Während der durchgeführten Messungen konnte kein auffälliger Abstieg der Viskosität beobachtet werden, so dass Wandgleiteffekte in dieser Arbeit vernachlässigt werden können. Während des Füllvorgangs einer Druckgussform mit keramischer Gießmasse wird also davon ausgegangen, dass der Schlicker an der Wand haftet. Dies wird bei den in Kapitel 7 durchgeführten Computersimulationen mit keramischem Schlicker berücksichtigt.

Darüber hinaus können auch sogenannte Taylor-Wirbel die rheologischen Messergebnisse mit einem Searle-Messsystem verfälschen. Dabei handelt es sich um sekundäre Strömungen, die bei hohen Scherraten verursacht werden.

Anhand der Taylorzahl  $Ta$  kann für eine Newtonsche Flüssigkeit ermittelt werden, ob Taylor-Wirbel auftreten ([18], S. 44):

$$Ta = \frac{\rho^2 \omega^2 (R_a - R_i)^3 R_i}{\eta^2} < 3400, \quad (4.2)$$

mit  $\rho$  der Dichte des Schlickers,  $\eta$  der Viskosität des Schlickers,  $\omega$  der Rotationsgeschwindigkeit des Innenzylinders,  $R_a$  dem Radius des Außenzylinders und  $R_i$  dem Radius des Innenzylinders.

Bei einer Scherrate von  $100 \text{ s}^{-1}$  wurde beim Testschlicker nach  $600 \text{ s}$  eine Viskosität von  $0,13 \text{ Pa s}$  gemessen. Dies ergibt eine Taylorzahl von  $0,42$ . Da diese weit unter  $3400$  liegt, ist nahezu sichergestellt, dass bei rheologischen Messungen mit keramischem Schlicker keine Taylor-Wirbel auftreten.

Da weder Wandgleiten noch Taylor-Wirbel während der rheologischen Messungen am Testschlicker aufgetreten sind, ist die Auswertbarkeit der in diesem Kapitel durchgeführten rheologischen Messungen sichergestellt. Unter Einhaltung der festgelegten Messbedingungen und des standardisierten Messablaufs soll nun das thixotrope Verhalten der Testgießmasse untersucht werden.

Dies kann, wie in Unterkapitel 3.2 definiert, nur dann wissenschaftlich richtig ausgewertet werden, wenn [53], S. 57:

1. der Strukturaufbau und -abbau berücksichtigt werden, um die Reversibilität des Phänomens zu kontrollieren,
2. in jedem Messabschnitt unter konstanter Scherrate gemessen wird, damit der zeitabhängige Strukturaufbau oder -abbau bei einer bestimmten mechanischen Einwirkung bestimmt werden kann.

Anhand der in Abbildung 4.9 gezeigten Sprungversuche von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  und von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $20 \text{ s}^{-1}$  ist zu erkennen, dass trotz unterschiedlicher Strukturgrade am Ende des ersten Abschnitts die Schubspannungen im zweiten Abschnitt auf den gleichen konstanten Wert tendieren. Das gleiche Ergebnis konnte für die Sprungversuche von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  und von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu  $80 \text{ s}^{-1}$  in Abbildung 4.8 festgestellt werden. Daraus ergibt sich, dass es sich um ein reversibles Phänomen handelt und somit Punkt eins der oben aufgeführten Herangehensweise erfüllt ist.

Es sollen nun weitere rheologische Untersuchungen durchgeführt werden, um den zeitabhängigen Strukturaufbau und -abbau unter konstanter mechanischer Einwirkung und somit Punkt zwei der Herangehensweise zu untersuchen.

In Abbildung 4.11 werden die Messergebnisse mehrerer Sprungversuche von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu höheren Scherraten dargestellt. Im ersten Abschnitt wird der Schlicker bei relativ geringer Scherrate gerührt, so dass sich eine Struktur aufbauen kann. Anschließend werden die Scherraten erhöht. Je höher der Scherratensprung ist, desto höher ist auch der Schubspannungssprung. Je höher die Scherrate in Messabschnitt 2, desto vollständiger findet der Strukturabbau statt und entsprechend länger sind die Relaxationszeiten, d. h. die Zeiten bis ein Gleichgewicht erreicht wurde.

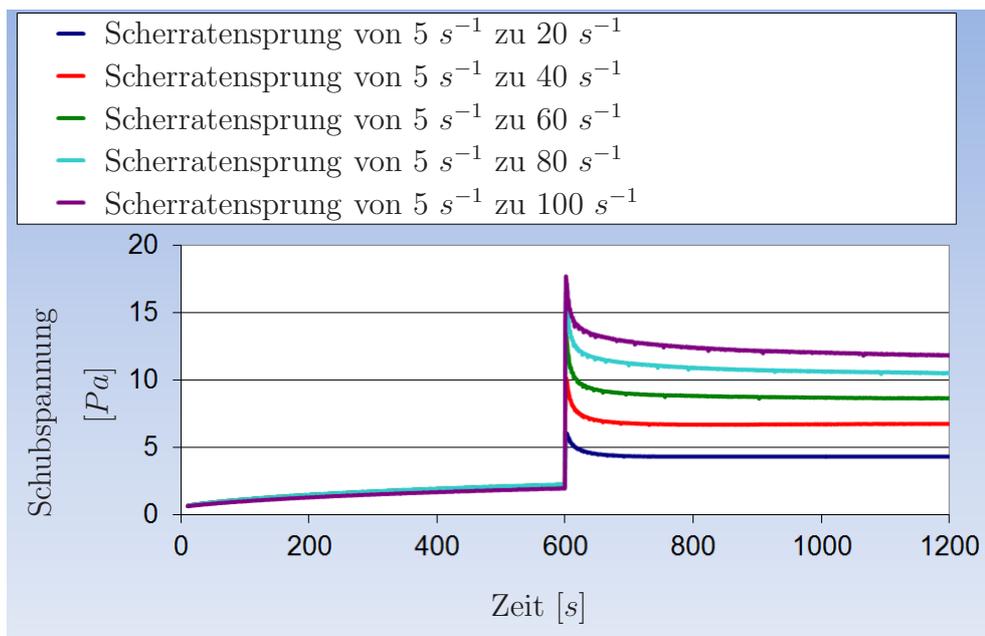


Abbildung 4.11: Sprungversuche von  $5 \text{ s}^{-1}$  zu höheren Scherraten.

In Abbildung 4.12 sind die Messergebnisse unterschiedlicher Sprungversuche von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu niedrigeren Scherraten abgebildet. Im ersten Abschnitt wird dieses Mal die Struktur zwischen den Kaolinpartikeln komplett zerstört. Im zweiten Abschnitt wird die strukturlose Suspension bei kleineren Scherraten gerührt, so dass sich abhängig von der Scherrate die Struktur wieder aufbauen kann. Im zweiten Messabschnitt mit einer Scherrate von  $80 \text{ s}^{-1}$ , ist kein Strukturaufbau zu erkennen, und das rheologische Verhalten der Suspension erscheint nahe zu Newtonsch. Erst bei einer Scherrate von  $60 \text{ s}^{-1}$  wird ein leichter Strukturaufbau sichtbar. Je niedriger die Scherrate ist, desto ausgeprägter ist der Strukturaufbau und desto länger ist die Relaxationszeit. Bei  $5 \text{ s}^{-1}$  ist der Strukturaufbau, wie schon erwähnt, nicht zu Ende. Auch hier ist zu sehen, dass der Schubspannungssprung mit steigendem Scherratensprung ansteigt. Anders als bei den positiven Scherratensprüngen von Abbildung 4.11 ist jedoch bei den negativen Scherratensprüngen keine Schubspannungsspitze zu erkennen.

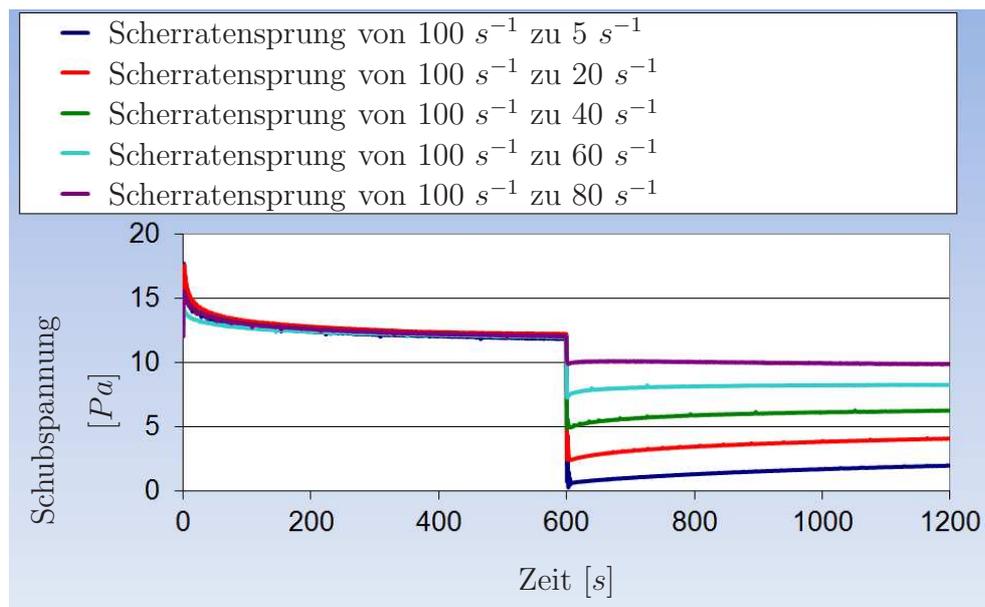


Abbildung 4.12: Sprungversuche von  $100 \text{ s}^{-1}$  zu niedrigeren Scherraten.

Abbildung 4.13 zeigt, dass sich der Schubspannungssprung linear abhängig zum Scherratensprung verhält. Man sieht auch, dass die Steigung der Geraden im Bereich positiver und negativer Scherratensprünge unterschiedlich ist. Zusammenfassend konnte durch die Untersuchung der Schubspannungssprünge

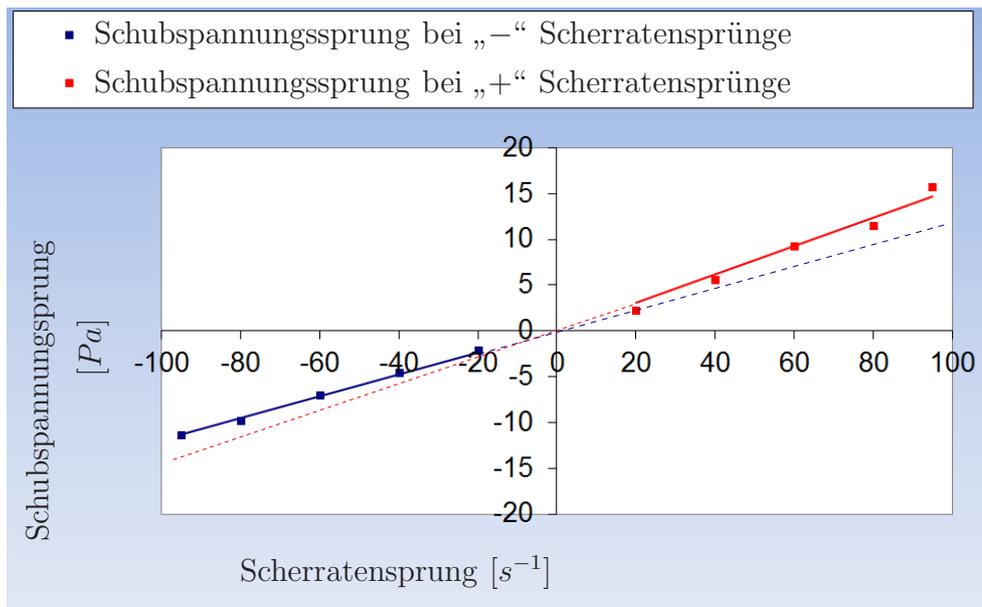


Abbildung 4.13: Schubspannungssprung in Abhängigkeit des Scherratensprunges.

gen bewiesen werden, dass es sich bei der Testgießmasse um eine thixotrope Flüssigkeit handelt. Das bedeutet zum einen, dass während einer Scherbelastungsphase ein zeitabhängiger Strukturabbau und während einer Ruhephase ein zeitabhängiger Strukturaufbau stattfindet. Dabei wurde festgestellt, dass der Strukturabbau geringere Relaxationszeiten als der Strukturaufbau hat, was darauf zurückzuführen ist, dass der Strukturaufbau von den Anziehungskräften zwischen den Partikeln und der Strukturabbau von äußeren Kräften gesteuert wird. Zum anderen wurde nachgewiesen, dass es sich beim Strukturaufbau und -abbau um zwei vollständig reversible Vorgänge handelt. Dieses thixotrope Materialverhalten muss durch das im nächsten Kapitel 5 zu entwickelnde Materialmodell abgebildet werden.

### 4.3.2 Untersuchung der Normalspannungen

Um ein vollständiges Bild des mehrachsialen rheologischen Verhaltens von keramischer Suspension zu bekommen, müssen zusätzlich zu den Schubspannungen auch die während eines Scherversuches entstehenden Normalspannungen gemessen und analysiert werden.

Die Messung der ersten Normalspannungsdifferenz einer keramischen Suspension wird mit einem Kegel-Platte-Messsystem durchgeführt. Das Kegel-Platte-Messsystem stellt zwar die einzige Möglichkeit dar, die erste Normalspannungsdifferenz zu messen, enthält aber für die Messung an keramischen Suspensionen einige Schwierigkeiten, die zu überwinden sind.

Die erste Herausforderung stellt sich bereits bei der Messvorbereitung, da sehr genau 2 ml Testschlicker mit einer 5 ml Kunststoffpipette auf die Messplatte aufgetragen werden müssen, damit der Messspalt vollständig gefüllt ist und die Messung nicht verfälscht wird bzw. reproduzierbar ist. Wie bei der Untersuchung des Fließverhaltens wird anschließend ein dünner Film eines sehr niedrigviskosen Öles ( $\eta_{\text{Öl}} = 1 \text{ mPas}$ ) auf die Oberfläche des Testschlickers aufgetragen, um zu vermeiden, dass sich während der Rheologiemessung eine Haut an der Oberfläche des Schlickers bildet. Leider fließt in diesem Fall ein Teil des Öls ab, da die Oberfläche des Schlickers nahezu senkrecht ist. Die Bildung einer Haut an der Oberfläche des Schlickers während der Rheologiemessung kann somit nicht ganz vermieden, sondern höchstens verlangsamt werden. Um die Bildung der Haut nochmals zu verlangsamen wurde auf eine Rheologiemessung mit einer erhöhten Messtemperatur von  $40^\circ\text{C}$  verzichtet. Trotz Untersuchung der Normalkraft bei Raumtemperatur konnte die Rheologiemessung nur in einem Zeitintervall von 200 s ohne Randeffektprobleme durchgeführt werden.

Für die Messung der Normalkraft an sich, wird ein schergesteuerter 10-stufiger Treppenversuch durchgeführt, in dem alle 20 s die Scherrate verdoppelt wird. Die Scherratenplateaus sind jeweils bei  $0,2 \text{ s}^{-1}$ ,  $0,4 \text{ s}^{-1}$ ,  $0,8 \text{ s}^{-1}$ ,  $1,6 \text{ s}^{-1}$ ,  $3,2 \text{ s}^{-1}$ ,  $6,25 \text{ s}^{-1}$ ,  $12,5 \text{ s}^{-1}$ ,  $25 \text{ s}^{-1}$ ,  $50 \text{ s}^{-1}$  und  $100 \text{ s}^{-1}$ . Dieser Versuch wurde dreimal wiederholt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.14 zu sehen.

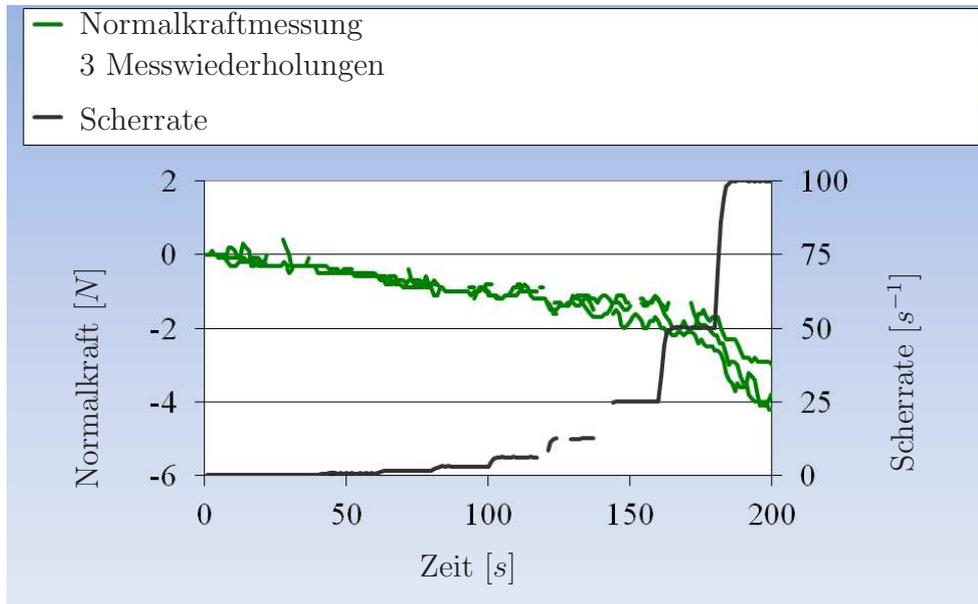


Abbildung 4.14: Normalkraftmessung bei einem scherraten-gesteuerten 10-stufigen Treppenversuch.

In dem Diagramm wurden einige Messwerte bereinigt. Dabei handelte es sich um Spitzen, die insbesondere im Verlauf der Normalkraft sichtbar waren. Diese Spitzen werden durch in den Messspalt eingeklemmte Feststoffpartikel der Suspension verursacht. In dem Kegel/Platte-Messsystem ist der Messspalt deutlich kleiner als beim Zylinder-Messsystem. Bei dem ausgewählten Kegel  $2^\circ/60\text{ mm}$  ist der minimale Messspalt an der Kegelspitze  $70\ \mu\text{m}$  groß. Um Reibungseffekte ausschließen zu können, wird von den Messgeräteherstellern empfohlen, dass der Messspalt mindesten 5 mal, besser 10 mal größer als die Partikelgröße sein soll ([53], S. 207). Da der Testschlicker eine maximale Korngröße von  $30\ \mu\text{m}$  hat, kann diese Empfehlung hier nicht umgesetzt werden. Ein Platte/Platte-Messsystem wäre in Anbetracht der Korngröße für diese Messung zwar rheologisch gesehen sinnvoller, jedoch hätte dann keine Aussage über die erste Normalspannungsdifferenz gemacht werden können. Da die drei Messwiederholungen jedoch eine relativ gute Reproduzierbarkeit zeigen und der Verlauf der gemessenen Schubspannungen (abgesehen von den Spitzen) wie erwartet verläuft, können der Reibungseffekt vernachlässigt und die Normalkrafteffekte anhand der Kegel/Platte-Rheologiemessungen ausge-

wertet werden. Abbildung 4.14 zeigt, dass die Normalkraft über die ganze Messung nahezu Null ist und tendenziell bei hohen Scherraten in den negativen Bereich geht.

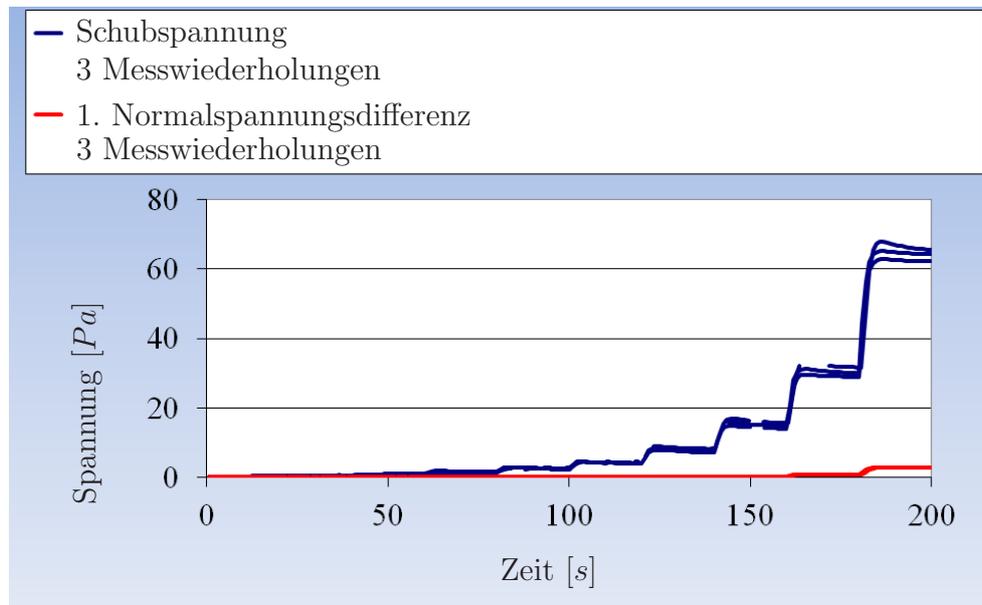


Abbildung 4.15: Vergleich zwischen Schubspannung und erster Normalspannungsdifferenz bei einem scherratengesteuerten 10-stufigen Treppenversuch.

Wenn man die erste Normalspannungsdifferenz anhand der gemessenen Normalkraft und unter Berücksichtigung der Trägheitseffekte berechnet (siehe Gleichung 3.6), wird deutlich, dass die Normalspannung immer viel kleiner als die Schubspannung ist (siehe Abbildung 4.15) und somit sicher für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform vernachlässigt werden kann.

Für das im nächsten Kapitel zu entwickelnde Materialmodell bedeutet dies, dass die Normalkrafteffekte vernachlässigt werden können und der Fokus auf der Abbildung des stark thixotropen Fließverhaltens keramischer Suspension liegen muss.



# Kapitel 5

## Modellierung und Verifizierung des Materialmodells

Auf Basis der Untersuchungsergebnisse der Rheometerversuche mit der Testgießmasse werden in diesem Kapitel ein passendes Materialmodell entwickelt und die dazugehörigen Parameter identifiziert. Anschließend wird dieses Materialmodell zur Beschreibung des rheologischen Verhaltens einer mehrkomponentigen Gießmasse angepasst. Das angepasste Materialmodell für eine mehrkomponentige Gießmasse wird in Kapitel 7 in die Strömungssimulationssoftware implementiert und bildet die Basis für die dort beschriebenen Computersimulationen.

### 5.1 Materialmodell der Testgießmasse

In diesem Abschnitt wird ein phänomenologisches, kontinuumsmechanisches Materialmodell vorgestellt, welches das experimentell beobachtete thixotrope Verhalten keramischer Suspensionen beschreibt. Wie im Stand der Forschung

erläutert, gibt es unterschiedliche Herangehensweisen, um die Zeitabhängigkeit der Viskosität in ein Materialmodell zu integrieren. In dieser Arbeit wird ein sogenannter Strukturparameter  $\lambda$  verwendet, der den Strukturaufbau und -abbau beschreibt. Der Strukturparameter ist ein Skalar, der sich zwischen 0 und 1 bewegen kann. Wenn  $\lambda = 0$  ist, gibt es keine Struktur und alle Kaolinpartikeln sind ungebunden. Im Gegenteil dazu sind alle Kaolinpartikel gebunden und somit ist die Struktur vollständig aufgebaut (Kartenhausstruktur), wenn  $\lambda = 1$  ist. Über die Zeitableitung von  $\lambda$  wird die Geschwindigkeit definiert, mit welcher sich die Struktur auf- und abbaut. Gemäß Atkinson [7] ist ein einfaches Modell zur Integration der Zeitabhängigkeit das MOORE-Modell. In diesem Modell wird der Strukturaufbau und -abbau wie folgt definiert:

$$\frac{d\lambda}{dt} = a(1 - \lambda) - b\lambda\dot{\gamma}, \quad (5.1)$$

wobei  $a$  und  $b$  materialspezifische Parameter sind.

Der erste Term  $a(1 - \lambda)$  beschreibt den Strukturaufbau. Unabhängig von der Scherrate ziehen sich die Kaolinpartikel aufgrund der Oberflächenladung an. Wenn viele dieser Partikel ungebunden sind, ist  $\lambda$  klein und die Geschwindigkeit des Strukturaufbaus hoch. Wenn  $\lambda = 0$  ist (die Struktur ist komplett zerstört), wird  $a(1 - \lambda)$  maximal, und der Strukturaufbau ist am stärksten. Wenn die Struktur komplett aufgebaut ist und  $\lambda = 1$  ist, wird  $a(1 - \lambda) = 0$ , und es findet kein Strukturaufbau mehr statt.

Der zweite Term  $b\lambda\dot{\gamma}$  beschreibt den Strukturabbau. Dieser ist wie bei der experimentellen Untersuchung stark von der Scherrate abhängig. Unter Einwirkung von mechanischen Kräften wird die vorhandene Struktur zerstört. Bei hohen einwirkenden Kräften und hoher Scherrate, werden die gebundenen Kaolinpartikel voneinander getrennt und der Strukturabbau wird entsprechend schnell sein. Der Strukturabbau hängt auch vom Anfangszustand der Struktur ab. Wenn die Struktur komplett aufgebaut ist, bedeutet dies, dass alle Partikel gebunden und nicht mehr beweglich sind. Das hat zur Folge, dass schon sehr kleine Scherraten die Struktur zerstören können. Deswegen ist  $b\lambda\dot{\gamma}$  bei gegebener Scherrate maximal, wenn  $\lambda = 1$  ist. Wenn die Struktur jedoch wenig aufgebaut ist, sind die gebundenen Partikel frei beweglich und lassen sich nicht mehr so einfach voneinander trennen. Es ist außerdem an-

zumerken, dass für  $\lambda = 0$  (eine komplette zerstörte Struktur) auch  $b\lambda\dot{\gamma} = 0$  ist. Es kann in diesem Fall keinen zusätzlichen Strukturabbau geben.

Die Definition des Strukturparameters anhand des MOORE-Modells erlaubt, das thixotrope Verhalten von keramischer Suspension qualitativ zu beschreiben. Das MOORE-Modell ist jedoch sehr einfach und reicht für eine quantitative Beschreibung des thixotropen Verhaltens einer keramischen Gießmasse nicht aus.

Bei konstanter Scherrate kann die Zeitableitung des Strukturparameters im MOORE-Modell wie folgt gelöst werden:

$$\lambda = K \exp(-(a + b\dot{\gamma})t) + \frac{a}{a + b\dot{\gamma}}, \quad (5.2)$$

wobei  $K$  eine Integrationskonstante und  $t$  die Zeit ist.

Die Entwicklung des Strukturparameters während des Strukturaufbaus oder -abbaus bei konstanter Scherrate wird also ausschließlich mit einer Exponentialfunktion beschrieben, deren Relaxationszeit durch  $(a + b\dot{\gamma})^{-1}$  definiert wird. Um den Strukturaufbau und -abbau einer keramischen Gießmasse modellieren zu können, reicht der Ansatz nicht aus. Es besteht jedoch die Möglichkeit das MOORE-Modell zum Beispiel mit Exponenten zu erweitern [7, 14, 90]:

$$\frac{d\lambda}{dt} = a(1 - \lambda)^b - c\lambda \exp(e\dot{\gamma})\dot{\gamma}^d, \quad (5.3)$$

mit  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  und  $e$  als materialspezifischen Parameter. Anstelle von Gleichung (5.1) wird damit eine nichtlineare Gleichung für die Entwicklung von  $\lambda$  verwendet.

Eine weitere Methode ein thixotropes Materialverhalten zu modellieren stellt die Diskretisierung des Strukturparameters dar. Inspiriert von der Arbeit von ACIERNO [1], in der ein viskoelastisches Materialverhalten über die Parallelisierung von mehreren Maxwell-Elementen und über die Diskretisierung des Relaxationsspektrums modelliert wurde, ist für diese Arbeit folgendes Materialmodell entwickelt worden:

$$\tau = \eta \dot{\gamma}, \quad \eta = \eta_0 + \sum_{i=1}^N \eta_i \lambda_i, \quad \frac{d\lambda_i}{dt} = a_i(1 - \lambda_i) - b_i \lambda_i \dot{\gamma}, \quad i = 1 \dots N \quad (5.4)$$

wobei  $a_i$  und  $b_i$ ,  $\eta_0$ ,  $\eta_i$  die materialspezifischen Parameter sind. Diese bilden das Parameterset  $P$ . Grundsätzlich können  $N$  verschiedene Strukturparameter und damit  $N$  verschiedene Relaxationszeiten berücksichtigt werden.

Das Grundmodell ist das Newtonsche Materialgesetz, das Schubspannung und Dehnrate über die Viskosität verknüpft. Dieses wurde mit einer Summe von diskretisierten Strukturparametern erweitert. Dieses Modell ist somit sehr einfach aufgebaut und kann anhand relativ weniger materialspezifischer Parameter definiert werden. Abhängig von der Komplexität des zu modellierenden thixotropen Verhaltens, können mehr oder weniger Strukturparameter parallel dazu geschaltet werden, so dass das Modell einfach und flexibel angepasst werden kann.

## 5.2 Parameteridentifikation

Es gilt nun, die materialspezifischen Parameter des eben vorgestellten Materialmodells für die Beschreibung des Testschlickers zu bestimmen. Hierfür vergleicht man die Ergebnisse der experimentell gemessenen Schubspannungen mit den anhand des vorgestellten Materialmodells berechneten Schubspannungen bei gleichen Scherraten. Dabei handelt es sich um ein inverses Problem, wobei das Ziel die Übereinstimmung der Ergebnisse darstellt. Um dies zu erreichen, wird eine Qualitätsfunktion  $Q$  für ein Parameterset  $P$  als

Fehlerquadrat von berechneter zu gemessener Schubspannung definiert:

$$Q(P) = \sum_{T_i} (\tau_{sim}(P) - \tau_{exp})^2, \quad (5.5)$$

wobei  $T_i$  die Zeitpunkte der Messung in den scherratengeregelten Versuchen darstellt.

Anschließend gilt es, die Qualitätsfunktion  $Q(P)$  während der Parameteridentifikation bezüglich der Modellparameter zu minimieren und somit die berechneten Schubspannungen so nah wie möglich an die experimentell gemessenen Schubspannungen anzunähern.

Hierfür wurde ein gradientfreies Optimierungsverfahren basierend auf der Evolutionsstrategie verwendet [75]. Zuerst werden nach dem Zufallsprinzip mehrere Parametersets generiert und als Elternparametergeneration definiert. Nach dem Prinzip der biologischen Evolution werden aus dieser Elternparametergeneration durch Rekombination neuer Parametersets - auch Nachkommen genannt - erzeugt. Die Nachkommenparametersets werden dann mutiert, indem eine geringfügige Veränderung durchgeführt wird. Schließlich werden die Nachkommen und die mutierten Nachkommen anhand der oben definierten Qualitätsfunktion bewertet. Je nach Ergebnis werden sie in der nächsten Generation als Elternparameter eingesetzt. Dieses Verfahren wird wiederholt bis sich die Qualitätsfunktion an Null annähert.

Für die Berechnung der Schubspannung müssen die Differenzialgleichungen der Strukturparameter gelöst werden. Hierfür wird die Runge-Kutta-Methode verwendet. Die ausgewählten Zeitinkremente von 0,5 s reichten aus, um ein konvergierendes Ergebnis zu bekommen.

Wie in Unterkapitel 4.3 dargestellt, ist das Fließverhalten des Testschlickers stark von den unterschiedlichen Scherraten und positiven wie negativen Scherraten sprüngen abhängig. Dementsprechend musste eine spezielle experimentelle Kurve, die möglichst viele verschiedene Scherraten und Scherraten sprünge abdeckt, für den Vergleich der gemessenen Schubspannungen mit den berechneten Schubspannungen entworfen werden. Diese besteht aus Scherratenprofilen von hintereinander durchgeführten Treppenversuchen (siehe Abbildung 5.1).

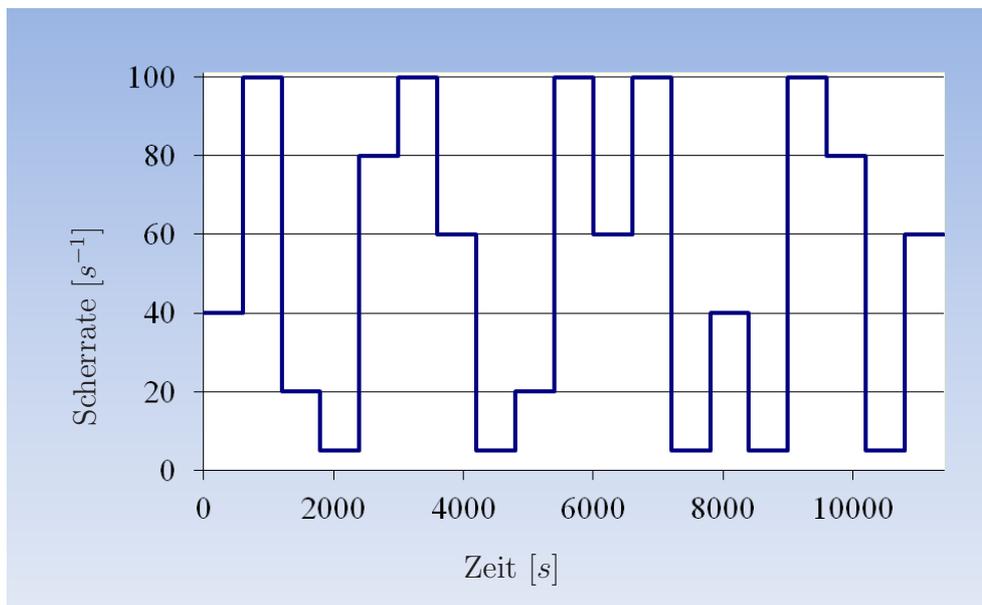


Abbildung 5.1: Scherratenprofile von hintereinander durchgeführten Treppenversuchen mit Testschlicker.

In Unterkapitel 4.2 wurde erläutert (siehe Abbildung 4.5), dass eine gewisse Streuung der rheologischen Eigenschaften von keramischer Suspension nicht zu vermeiden ist. Diese Streuung muss bei der Parameteridentifikation berücksichtigt werden, um beurteilen zu können, ob die berechneten Ergebnisse ausreichend gut sind, das heißt, dass sie sich im definierten Streuintervall befinden.

In Abbildung 5.2 sind die Ergebnisse der rheologischen Messungen dargestellt, die an jeweils neu aufbereitetem Testschlicker durchgeführt wurden. Aus den Ergebnissen der 5 rheologischen Messungen wurde eine Mittelkurve erstellt und anschließend für die Parameteridentifikation verwendet.

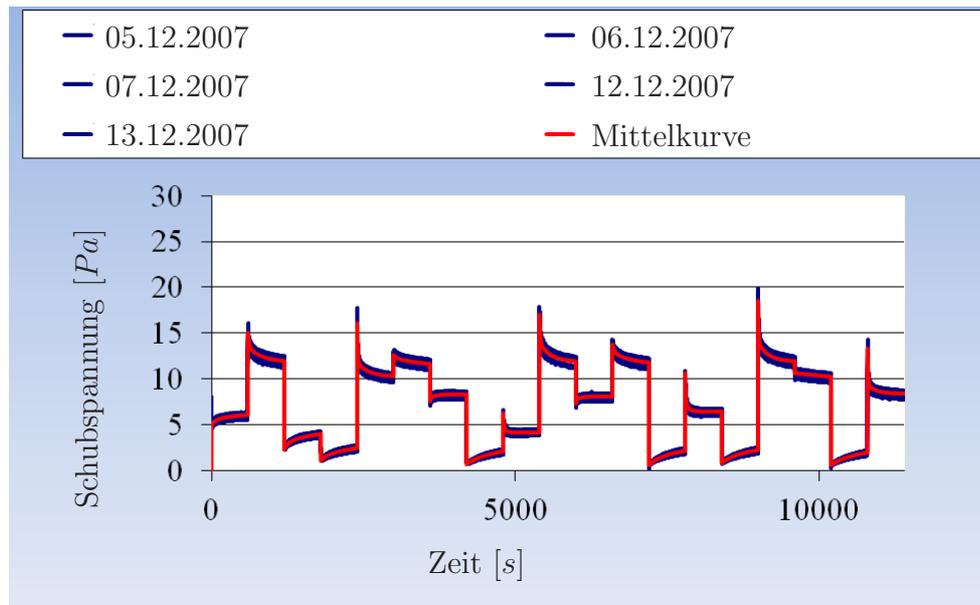


Abbildung 5.2: Rheologiemessungen durchgeführt an jeweils neu aufbereiteten Testschlickern.

Die Parameteridentifikation wurde zunächst mit einem Strukturparameter gestartet. Wie zu erwarten, sind die Ergebnisse mit nur einem einzigen Strukturparameter nicht zufriedenstellend gewesen. Um das Materialmodell möglichst einfach zu halten und trotzdem eine möglichst genaue Beschreibung des Fließverhaltens des Testschlickers zu erhalten, sollten nur so viele Strukturparameter wie unbedingt notwendig verwendet werden. Das beste Verhältnis zwischen Modellkomplexität und Qualität wurde mit vier Strukturparametern erreicht (siehe Tabelle 5.1 und Abbildung 5.3).

$\eta_0$ [Pa s]	$\eta_1$ [Pa s]	$\eta_2$ [Pa s]	$\eta_3$ [Pa s]	$\eta_4$ [Pa s]
0,097408	0,050000	0,164226	0,131112	1,000000
	$a_1$ [ $s^{-1}$ ]	$a_2$ [ $s^{-1}$ ]	$a_3$ [ $s^{-1}$ ]	$a_4$ [ $s^{-1}$ ]
	0,000020	0,000200	0,002000	0,020000
	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$b_4$
	0,000005	0,000063	0,000660	0,017302

Tabelle 5.1: Materialspezifische Parameter, die sich für die Modellierung des Testschlickers am besten eignen.

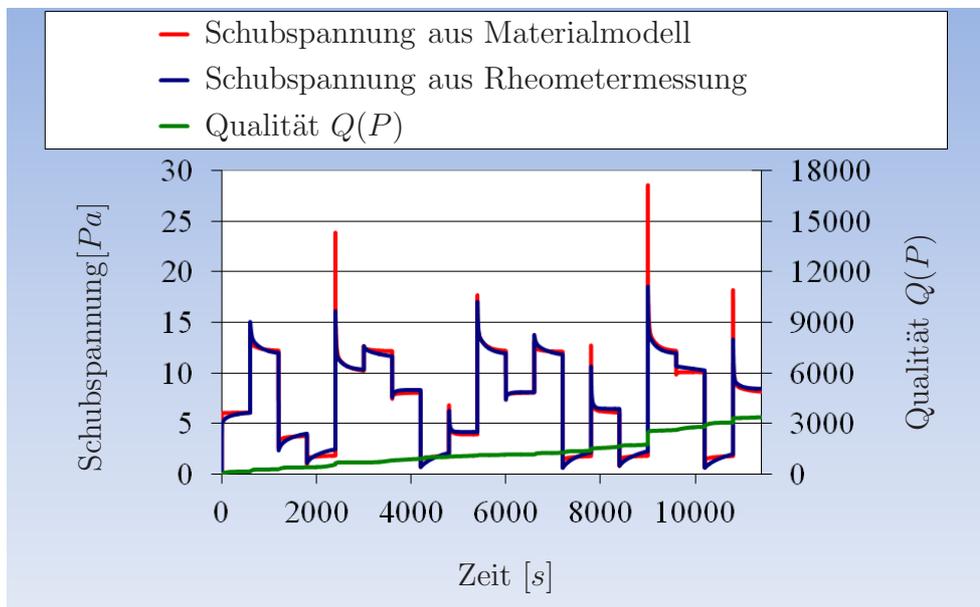


Abbildung 5.3: Übereinstimmung der mit vier Strukturparametern berechneten und gemessenen Schubspannungen mit Testschlicker.

Der Verlauf der Modellantwort mit vier Strukturparametern ist in Abbildung 5.4 zu sehen. Es wird ersichtlich, dass sich das Modell in der Geschwindigkeit des Strukturaufbaus und -abbaus unterscheiden und somit jeder einzelne Strukturparameter einen Beitrag zur zuverlässigen Modellierung des thixotropen Verhaltens des Testschlickers leistet.

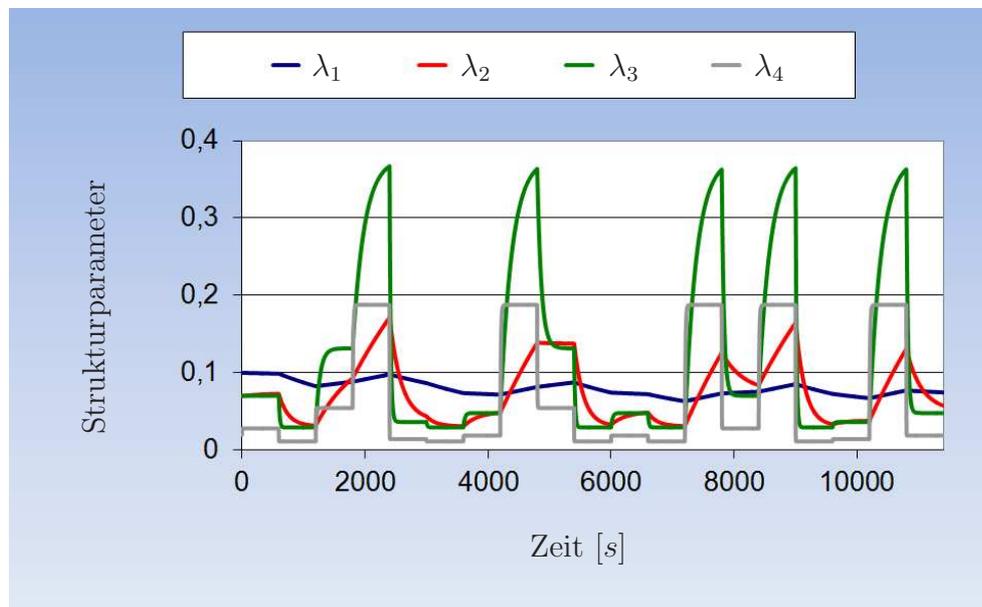


Abbildung 5.4: Verlauf der vier Strukturparameter, die sich für die Modellierung des Testschlickers am besten eignen.

Nach der Bestimmung des Parametersets muss an dieser Stelle noch dessen Gültigkeitsfenster definiert werden. Es gilt für ein Zeitfenster von maximal 10 Minuten und für Scherraten zwischen  $5 \text{ s}^{-1}$  und  $100 \text{ s}^{-1}$ . Nur bei extrem hohen positiven Scherraten sind die berechneten Schubspannungssprünge höher als in der experimentellen Untersuchung und außerhalb des angegebenen Streuungsintervalls. Da solche Sprünge jedoch während der Füllung einer Druckgussform wahrscheinlich nicht auftreten werden, ist dies als unerheblich einzustufen.

Durch die Übereinstimmung der experimentell ermittelten und berechneten Schubspannungen wurde bewiesen, dass sich das vorgestellte Materialmodell mit dem ausgewählten Parameterset für die Beschreibung des rheologischen Fließverhaltens des Testschlickers hervorragend eignet. Im nächsten Unterkapitel geht es nun darum, die Übertragbarkeit dieses Materialmodells auf die in der Sanitärproduktion verwendete mehrkomponentige keramische Gießmasse zu überprüfen.

### 5.3 Materialmodell für Sanitiergeißmasse

Bei der für die Computersimulation der Druckgussform verwendeten Gießmasse handelt es sich im Gegenteil zum Testschlicker um eine mehrkomponentige keramische Suspension wie sie auch in der Produktion von Sanitärkeramikartikeln verwendet wird. Um das Materialmodell für diesen Schlicker zu verifizieren, wurde auch hier in einem ersten Schritt eine Parameteridentifikation durchgeführt. Analog zum Vorgehen beim Testschlicker, wurden 5 Treppenversuche hintereinander durchgeführt und daraus ein Scherratenprofil erstellt. Da beim Füllvorgang einer Druckgussform, insbesondere bei der Füllung größerer Hohlräume, auch sehr kleine Scherraten auftreten können, wurden - anders als beim Testschlicker - bei den Treppenversuchen mit der mehrkomponentigen Gießmasse auch Scherraten von  $0,1 \text{ s}^{-1}$ ,  $0,2 \text{ s}^{-1}$  und  $1 \text{ s}^{-1}$  betrachtet. Dies ermöglicht die Grenzen des Materialmodells zu testen bzw. das Gültigkeitsfenster noch zu erweitern (siehe Abbildung 5.5).

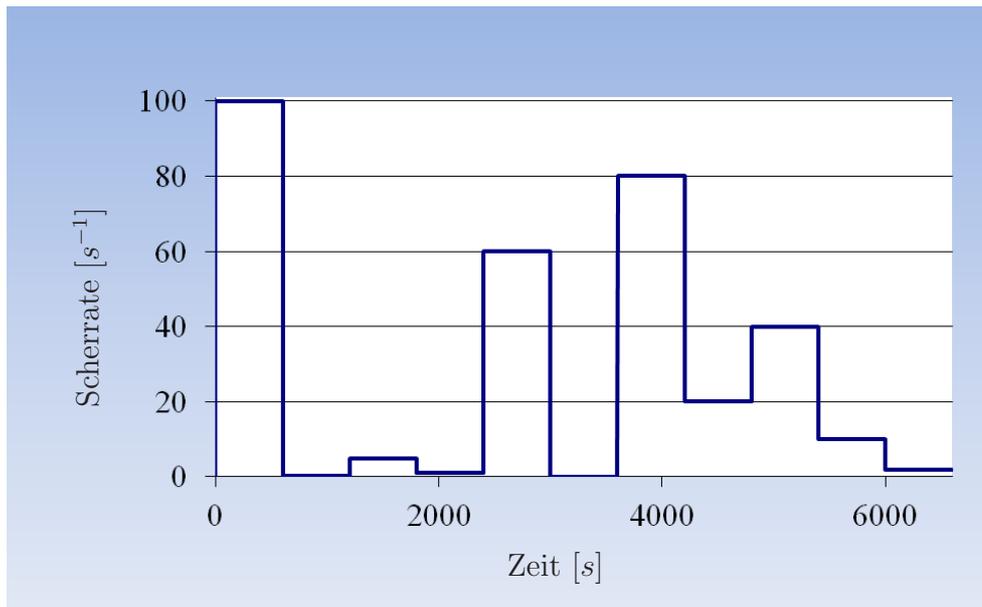


Abbildung 5.5: Reihenfolge von hintereinander durchgeführten Treppenversuchen mit mehrkomponentiger keramischer Gießmasse aus der Sanitärartikelproduktion.

Das optimale Parameterset für die mehrkomponentige Gießmasse sollte sowohl sehr niedrige als auch hohe Scherraten von bis zu  $100 \text{ s}^{-1}$  richtig modellieren.

Es gilt nun, die materialspezifischen Parameter des vorgestellten Materialmodells für die Beschreibung der mehrkomponentigen Gießmasse zu bestimmen. Genau wie beim Testschlicker werden auch hier die experimentell gemessenen Schubspannungen mit den berechneten Schubspannungen verglichen. Das optimale Parameterset ergibt sich, wenn die Unterschiede zwischen Experiment und Berechnung möglichst klein sind.

Wie bei der Parameteridentifikation mit dem Testschlicker wurden mehrere Strukturparameter eingesetzt. Das beste Verhältnis zwischen Modellkomplexität und Qualität der Übereinstimmung zwischen Experiment und Berechnung wurde mit drei Strukturparametern erzielt (siehe Abbildung 5.6).

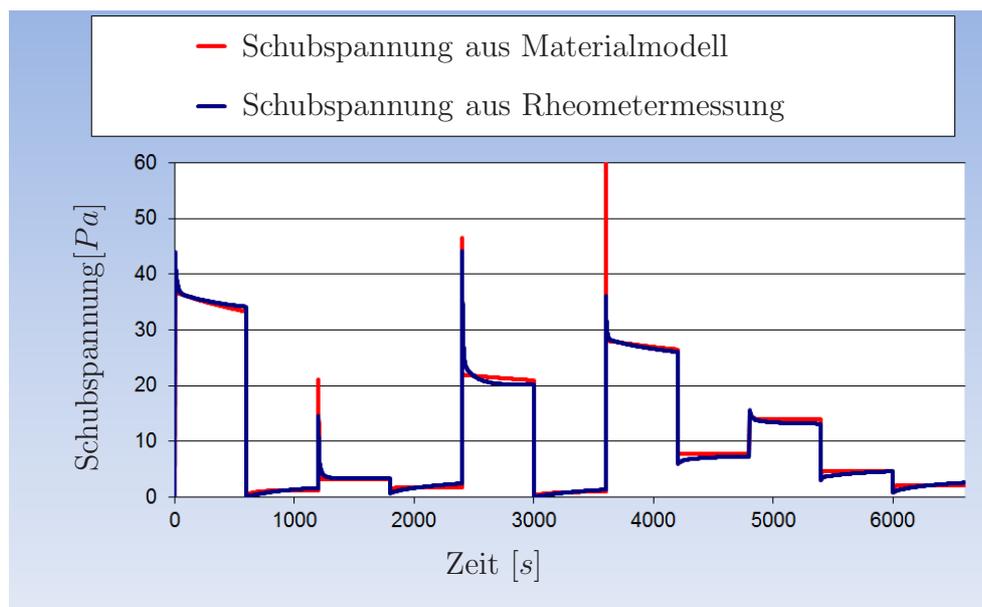


Abbildung 5.6: Übereinstimmung der mit drei Strukturparametern berechneten und gemessenen Schubspannungen mit einer mehrkomponentigen Gießmasse.

$\eta_0$ [Pa s]	$\eta_1$ [Pa s]	$\eta_2$ [Pa s]	$\eta_3$ [Pa s]
0,260259	19,0200	4,886658	1,0312
	$a_1$ [ $s^{-1}$ ]	$a_2$ [ $s^{-1}$ ]	$a_3$ [ $s^{-1}$ ]
	0,002286	0,219439	0,000015
	$b_1$	$b_2$	$b_3$
	0,043653	2,124845	0,00001

Tabelle 5.2: Optimales Parameterset für die Beschreibung der mehrkomponentigen Gießmasse.

Die dabei eingesetzten materialspezifischen Parameter sind in Tabelle 5.2 aufgelistet. Dieses Parameterset wird für die in Kapitel 7 beschriebene Computersimulation verwendet.

Das so definierte Materialmodell ist für ein Zeitfenster von bis zu 600 s und für Scherraten zwischen  $0,1 s^{-1}$  und  $100 s^{-1}$  gültig. Wie in Abbildung 5.6 zu erkennen ist, gibt es jedoch bei sehr hohen, positiven Scherratensprüngen Einschränkungen bezüglich der Validität des Modells. Bei solchen extrem hohen Scherratensprüngen sind die berechneten Schubspannungssprünge höher als in der experimentellen Untersuchung. Da solche Sprünge während der Füllung einer Druckgussform jedoch nicht auftreten, ist diese Differenz zwischen Experiment und Berechnung als unerheblich einzustufen.

Zusammenfassend kann also davon ausgegangen werden, dass das Materialmodell mit dem ausgewählten Parameterset auch für die Modellierung des thixotropen Verhaltens einer mehrkomponentigen Gießmasse geeignet ist. Für die richtige Auswertung der in Kapitel 7 durchgeführten Computersimulation ist es von besondere Bedeutung, das eben beschriebene Gültigkeitsfenster zu berücksichtigen.

# Kapitel 6

## Auswahl einer geeigneten Strömungssimulationssoftware

Im Kapitel 3 wurden die Rahmenbedingungen und die rheologischen Messgeräte beschrieben, die für die Untersuchungen der Gießmasse in Kapitel 4.3 verwendet wurden. Aus den rheologischen Untersuchungen heraus wurde in Kapitel 5 ein passendes Materialmodell entwickelt.

Bevor im nächsten Kapitel der Füllvorgang einer Druckgussform simuliert wird, sind in diesem Kapitel zunächst die kontinuumsmechanischen Grundlagen für die Strömungssimulation des Füllvorgangs einer Druckgussform dargestellt. Zu den kontinuumsmechanischen Grundlagen gehören die Bilanzgleichungen und die konstitutiven Gleichungen, die das Materialverhalten - den Zusammenhang zwischen der Deformation und den wirkenden Kräften - beschreiben. In Unterkapitel 6.2 werden unterschiedliche Diskretisierungsverfahren zur Lösung der vorgestellten Bilanz- und Konstitutivgleichungen vorgestellt und miteinander verglichen. Die Darstellung von freien Oberflächen bei der Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform erfordert ebenfalls besondere Algorithmen, die in Unterkapitel 6.3 erläutert werden. Im letzten Unterkapitel wird schließlich dargestellt, warum die kommerzielle

Strömungssimulationssoftware FLOW3D für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform ausgewählt wurde.

## 6.1 Kontinuumsmechanische Grundlagen

Diese Arbeit kombiniert zwei Fachgebiete, die traditionelle Keramik und die Technische Mechanik, die ansonsten eher selten und dann eher unbewußt in Kontakt kommen. Besonders wichtig ist es in diesem interdisziplinären Kontext, den Lesern aus den entsprechenden Fachgebieten die Grundlagen des jeweils anderen Gebietes näher zu bringen. Eine ausführliche Einführung in die Kontinuumsmechanik bieten unter anderem folgende Autoren: BÖHME [12], DIEBELS [20], HERWIG [37], PARISCH [71], SIGLOCH [83] und SPURK & AKSEL [87].

In diesem Unterkapitel werden zunächst die kinematischen Grundlagen, die die geometrischen Bewegungsabläufe eines Materials beschreiben und anschließend die Bilanzgleichungen sowie die konstitutiven Gleichungen erläutert.

### 6.1.1 Kinematik

Das in Kapitel 5 vorgestellte phänomenologische Materialmodell basiert auf einer kontinuumsmechanischen Theorie. Die phänomenologische Betrachtungsweise ist nur dann sinnvoll, wenn die beobachteten makroskopischen Phänomene im Vergleich zu den mikroskopischen Phänomenen hinreichend groß sind ([29], S. 9). Dieser Sachverhalt ist in dieser Arbeit gegeben. Das beobachtete makroskopische Phänomen ist in dieser Arbeit der Füllvorgang einer Druckgussform. Dieser findet auf einer viel größeren Skala statt als das mikroskopische Phänomen, die in der keramischen Suspension entstehenden Interaktionen zwischen den mineralischen Partikeln. Setzt man die Phänomene in Relation, so wird deutlich, dass das Verhältnis zwischen den größten mineralischen Partikeln ( $30 \mu m$ ) und dem Durchmesser der engsten Stelle

der Druckgussform (20 mm in der Zuflussrohrleitung) mit 0,015 sehr klein ist. Daraus folgt, dass die keramische Gießmasse für die Strömungssimulation als materielles Kontinuum bezeichnet werden kann.

Ein Kontinuum ist ein materieller Körper und besteht aus unendlich vielen zusammenhängenden materiellen Punkten, auch „Teilchen“ genannt, die aber nicht mit den sich frei bewegenden Mineralpartikeln zu verwechseln sind. Vielmehr sind die Teilchen Träger der physikalischen Eigenschaften und werden über mathematische Punkte im Euklidischen Anschauungsraum beschrieben. Eine eindeutige und stetige Zuordnung der Teilchen in Zeit und Raum wird als Konfiguration oder Deformationszustand bezeichnet. Die Bewegung eines materiellen Körpers wird durch die Bewegung der Teilchen zwischen zwei zeitlich aufeinanderfolgenden Konfigurationen beschrieben. Als Referenzkonfiguration bezeichnet man eine festgewählte Konfiguration, z. B. die anfängliche Konfiguration zur Zeit  $t = t_0$ . Momentankonfiguration wird die Konfiguration eines Körpers zu einem bestimmten Zeitpunkt  $t$  genannt (siehe Abbildung 6.1).

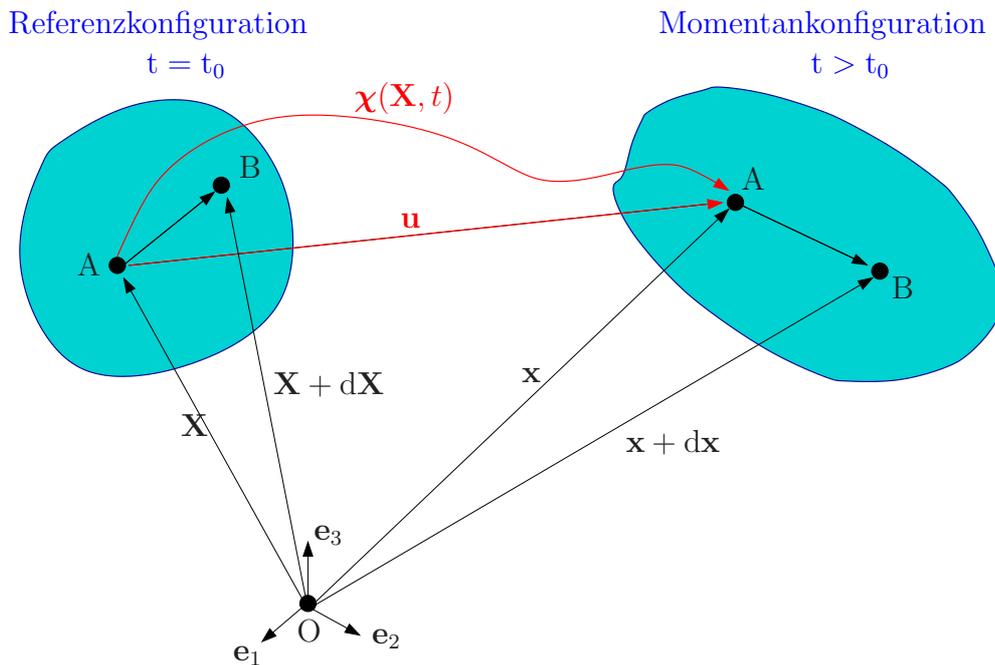


Abbildung 6.1: Referenz- und Momentankonfiguration.

Man betrachtet zwei benachbarte materielle Punkte A und B. Deren Verbindungsvektor - materielles Linienelement genannt - wird in der Referenzkonfiguration als  $d\mathbf{X}$  und in der Momentankonfiguration als  $d\mathbf{x}$  gekennzeichnet. Der Ortsvektor des Teilchens A wird in der Referenzlage mit  $\mathbf{X}$  und in der momentanen Lage mit  $\mathbf{x}$  bezeichnet. Die aktuelle Position und die Ausgangsposition werden ein-eindeutig durch die vektorartige Bewegungsfunktion  $\chi$  verbunden:

$$\mathbf{x} = \chi(\mathbf{X}, t), \quad \mathbf{X} = \chi^{-1}(\mathbf{x}, t). \quad (6.1)$$

Die Ableitungen der Bewegungsfunktion nach der Zeit in materiellen Koordinaten (Lagrangesche Form) liefern die Geschwindigkeit und die Beschleunigung eines materiellen Punktes:

$$\dot{\mathbf{x}}(\mathbf{X}, t) = \frac{d\chi(\mathbf{X}, t)}{dt} = \mathbf{v}(\mathbf{X}, t), \quad \ddot{\mathbf{x}}(\mathbf{X}, t) = \frac{d^2\chi(\mathbf{X}, t)}{dt^2} = \mathbf{a}(\mathbf{X}, t). \quad (6.2)$$

Diese Betrachtungsweise ist allerdings für die numerische Lösung von Strömungsproblemen nicht gut geeignet. Bei der Lagrangeschen Betrachtungsweise müssen sich die Lösungspunkte mit den materiellen Punkten bewegen. Der Lagrangesche Ansatz ist für Strömungssimulationen sehr kompliziert und aufwändig, da der Weg jedes materiellen Punktes bezüglich des Koordinatensystems beschrieben werden muss. Dieser Ansatz ist daher vor allem in der Festkörpermechanik verbreitet. Besser geeignet für die Fluidmechanik ist die räumliche Betrachtungsweise nach Euler, in der die Lösungspunkte fest an einem Raumpunkt bleiben. Jedem Punkt im Raum wird zu jedem Zeitpunkt ein anderes materielles Teilchen mit der zugehörigen Geschwindigkeit zugeordnet. Wenn der Geschwindigkeitsvektor gleich Null ist, dann behält der materielle Punkt seine Position. Ansonsten wandert er weiter an einen anderen Raumpunkt. Die zeitliche Integration der Geschwindigkeit eines Punktes liefert somit die Bahnlinie des Punktes. Die Kurven, die zu einem bestimmten Zeitpunkt den Vektor  $\mathbf{v}$  als Tangente besitzen, werden Stromlinien genannt. Sie werden für die grafische Darstellung von Strömungen benutzt. Bei diesem Lösungsansatz ist allerdings zu beachten, dass die Eulersche Betrachtungsweise aufwändige Maßnahmen für die Beschreibung von Gebietsrändern erfordert. In dieser Arbeit ist ein besonderer Gebietsrand

die freie Oberfläche zwischen Gießmasse und Luft, d. h. die Trennfläche zwischen zwei nicht mischbaren Flüssigkeiten. Es handelt sich hierbei um eine materielle Fläche, d. h. eine singuläre Fläche, die sich mit der Geschwindigkeit der Partikel, die sie definieren, bewegt, vgl. K. HUTTER ([42], S. 364). In dieser Arbeit wurde zur Lösung von Problemen mit freien Oberflächen die Volume-of-Fluid-Methode angewandt. Diese wird in Unterkapitel 6.3 genauer beschrieben.

Die räumliche Darstellung erhält man, wenn man in Gleichung (6.2) den Ortsvektor  $\mathbf{X}$  durch die inverse Bewegungsfunktion  $\chi^{-1}$  ersetzt:

$$\mathbf{v}(\mathbf{x}, t) = \dot{\chi}(\chi^{-1}(\mathbf{x}, t), t), \quad \mathbf{a}(\mathbf{x}, t) = \ddot{\chi}(\chi^{-1}(\mathbf{x}, t), t). \quad (6.3)$$

Durch Bildung der Ableitung in Gleichung (6.3)<sub>2</sub> nach der Kettenregel zerfällt die räumliche Beschleunigung in einen lokalen und einen konvektiven Anteil:

$$\mathbf{a}(\mathbf{x}, t) = \frac{\partial \mathbf{v}(\mathbf{x}, t)}{\partial t} + \text{grad} \mathbf{v}(\mathbf{x}, t) \cdot \mathbf{v}(\mathbf{x}, t). \quad (6.4)$$

Die materielle Beschleunigung entsteht in der Eulerschen Darstellung durch die totale Ableitung. Sie entspricht in der Interpretation der Beschleunigung, die ein Beobachter feststellt, der dem materiellen Punkt bei der Bewegung folgt. Der Gradient stellt die Ableitung nach dem Ortsvektor  $\mathbf{x}$  dar:

$$\text{grad}(\bullet) = \frac{\partial(\bullet)}{\partial \mathbf{x}}. \quad (6.5)$$

Der zugehörige Divergenzoperator wird mit  $\text{div}(\bullet)$  bezeichnet.

Zur Beschreibung des viskosen Materialverhaltens ist der räumliche Geschwindigkeitsgradient

$$\mathbf{L} = \text{grad} \mathbf{v} \quad (6.6)$$

von großer Bedeutung.

Er kann in einen symmetrischen und einen schiefsymmetrischen Teil zerlegt werden:

$$\mathbf{L} = \mathbf{D} + \mathbf{W} \quad (6.7)$$

So ergeben sich der Deformationsgeschwindigkeitstensor, auch Tensor der Deformationsrate genannt,

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2} (\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) = \mathbf{D}^T \quad (6.8)$$

und der Wirbeltensor, auch Drehgeschwindigkeitstensor genannt,

$$\mathbf{W} = \frac{1}{2} (\mathbf{L} - \mathbf{L}^T) = -\mathbf{W}^T. \quad (6.9)$$

Mit  $\mathbf{L}^T$  ist der transponierte Geschwindigkeitsgradiententensor gemeint.

Die Deformationsgeschwindigkeit spielt bei der Untersuchung von rheologischen Eigenschaften eine entscheidende Rolle, da Flüssigkeiten ein geschwindigkeitsabhängiges Materialverhalten haben. In Kapitel 4.3 wurde der Schlicker unter unterschiedlich vorgegebenen Scherraten bzw. mit unterschiedlich vorgegebenen Deformationsgeschwindigkeiten belastet. Der Deformationsgeschwindigkeitstensor  $\mathbf{D}$  beschreibt die zeitliche Änderung vom Produkt zweier Linienelemente ([12], S. 34), während der Wirbeltensor die Drehgeschwindigkeit der Hauptachsen von  $\mathbf{D}$  angibt ([35], S. 46).  $\mathbf{W}$  stellt also die rotatorischen Eigenschaften der Fluidbewegung dar. Multipliziert man  $\mathbf{W}$  mit einem beliebigen Vektor  $\mathbf{n}$  wird der Wirbelvektor  $\mathbf{w}$  ersichtlich:

$$\mathbf{W} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{w} \times \mathbf{n}, \text{ mit } \mathbf{w} = \frac{1}{2} \text{rot} \mathbf{v}. \quad (6.10)$$

Der Wirbelvektor  $\mathbf{w}$ , auch Vortizität genannt, beschreibt die Drehgeschwindigkeit eines materiellen Linienelements nach Größe und Drehrichtung ([12], S. 34). Sie wird in Kapitel 7 verwendet, um die Verwirbelung während des Füllvorgangs einer Druckgußform darzustellen.

### 6.1.2 Bilanzgleichungen

Die Grundbeziehungen der Fluidodynamik sind die Bilanzgleichungen, auch Erhaltungsgleichungen genannt. In diesem Fall sind dies die Massenbilanz, die Impulsbilanz (auch 2. Newtonsches Axiom genannt) und die Energiebilanz (auch erster Hauptsatz der Thermodynamik genannt). In dieser Arbeit ist die Energiebilanz nicht berücksichtigt worden, da man davon ausgehen kann, dass kein Temperaturaustausch stattfindet (siehe Kapitel 3).

Die Erhaltungsgleichungen beschreiben die zeitliche Entwicklung einer physikalischen Größe  $\phi$  einer gegebenen Menge Materie (Kontrollmasse  $KM$ ) in einem so genannten Kontrollvolumen  $V_{KV}$  mit einer Kontrolloberfläche  $S_{KV}$ . Da alle Bilanzgleichungen dieselbe Form haben, kann von einer Masterbilanz ausgegangen werden ([44], S. 9). Die Änderungsrate einer mit der Dichte  $\rho$  multiplizierten physikalischen Größe  $\phi$  ist gleich der Summe vom Fluss  $\varphi$  dieser Größe über der Kontrolloberfläche  $S_{KV}$ , einem Zufuhrterm  $\sigma$  und einem Produktionsterm  $\hat{\phi}$ :

$$\frac{d}{dt} \int_{V_{KM}} \rho \phi dV = \int_{S_{KV}} \varphi dS + \int_{V_{KV}} \sigma dV + \int_{V_{KV}} \hat{\phi} dV. \quad (6.11)$$

Gemäß dem Reynoldsschen Transporttheorem (Gleichung (6.12), [12], S. 97) ist die Änderungsrate einer physikalischen Größe  $\phi$  einer gegebenen Menge Materie gleich der Änderungsrate von  $\phi$  innerhalb von  $V_{KV}$  plus ihrem Fluss durch  $S_{KV}$  (siehe Abbildung 6.2):

$$\frac{d}{dt} \int_{V_{KM}} \rho \phi dV = \frac{\partial}{\partial t} \int_{V_{KV}} \rho \phi dV + \int_{S_{KV}} \rho \phi \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS. \quad (6.12)$$

Die Masterbilanz kann entsprechend wie folgt erweitert werden:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{V_{KV}} \rho \phi dV + \int_{S_{KV}} \rho \phi \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS = \int_{S_{KV}} \varphi dS + \int_{V_{KV}} \sigma dV + \int_{V_{KV}} \hat{\phi} dV. \quad (6.13)$$

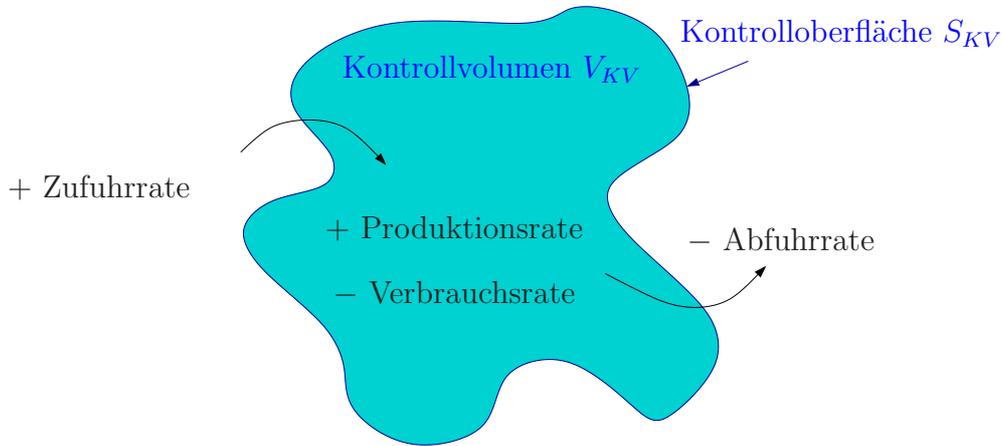


Abbildung 6.2: Reynoldssche Transporttheorem.

Die Massenbilanz kann aus der Masterbilanz (Gleichung (6.13)) hergeleitet werden, indem man  $\phi = 1$ ,  $\boldsymbol{\varphi} = \mathbf{0}$  und  $\sigma = \hat{\phi} = 0$  setzt:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{V_{KV}} \rho dV + \int_{S_{KV}} \rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS = 0. \quad (6.14)$$

Mit dem Satz von Gauß kann das Oberflächenintegral in ein Volumenintegral umgeschrieben werden:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{V_{KV}} \rho dV + \int_{V_{KV}} \operatorname{div}(\rho \mathbf{v}) dV = 0. \quad (6.15)$$

Da dieser Zusammenhang für beliebige Kontrollvolumina  $V_{KV}$  gilt, muss der Integrand gleich Null sein. Wenn man dazu annimmt, dass die Dichte  $\rho$  in Zeit und Raum konstant bleibt und das Fluid inkompressibel ist, reduziert sich Gleichung (6.15) auf:

$$\operatorname{div} \mathbf{v} = 0. \quad (6.16)$$

Die Änderung des Fluidimpulses muss gleich der Summe aller auf das Fluid wirkenden Kräfte sein. Man unterscheidet dabei die Oberflächenkräfte, die auf den Rand des Kontrollvolumens wirken von den Volumenkräften wie zum Beispiel der Gravitation, die im Inneren des Volumens wirkt. Die Impulserhaltung, auch Bewegungsgleichung genannt, wird auch aus Gleichung (6.13) hergeleitet, indem man  $\phi$  durch  $\mathbf{v}$  ersetzt. Die Oberflächenkräfte  $\mathbf{t} = \mathbf{T} \cdot \mathbf{n}$  entsprechen dem Fluss, die Volumenkräfte  $\rho \mathbf{f}$  der Zufuhr:

$$\frac{d}{dt} \int_{V_{KV}} \rho \mathbf{v} dV + \int_{S_{KV}} \rho \mathbf{v} \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS = \int_{S_{KV}} \mathbf{T} \cdot \mathbf{n} dS + \int_{V_{KV}} \rho \mathbf{f} dV. \quad (6.17)$$

Nach dem Cauchy-Theorem  $\mathbf{t} = \mathbf{T} \cdot \mathbf{n}$  bezeichnet  $\mathbf{T}$  den Spannungstensor.

Analog zur Massenerhaltung können die Oberflächenintegrale hier auch durch Anwendung des Gaußtheorems umgeformt werden:

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{v} \otimes \mathbf{v}) = \operatorname{div}(\mathbf{T}) + \rho \mathbf{f}. \quad (6.18)$$

Wenn man ein Newtonsches Fluid betrachtet, bildet das Gleichungssystem aus Gleichung 6.16 und Gleichung 6.18 die Navier-Stokes-Gleichungen.

### 6.1.3 Konstitutive Gleichungen

Die kinematischen Gleichungen sowie die Bilanzaussagen, die in den Unterkapiteln 6.1.1 und 6.1.2 vorgestellt wurden, gelten für alle Materialien und sind daher unabhängig von den Materialeigenschaften. Um die Bilanzgleichungen für einen konkreten Strömungsvorgang, wie die Füllung einer Form, lösen zu können, muss noch das Materialverhalten berücksichtigt werden. Die materialspezifischen Beziehungen werden als konstitutive Gleichungen oder Materialgesetz bezeichnet. In dieser Arbeit sind nur die mechanischen Beziehungen relevant. In der Festkörpermechanik ist es üblich den Spannungszustand mit

seinem Deformationszustand zu verknüpfen. Während ein Festkörper sich unter einer gegebenen Kraft deformiert, antwortet eine Flüssigkeit auf eine gegebene Kraft mit einer Deformationsgeschwindigkeit. Die Deformationen nehmen bei einer Flüssigkeit unter konstanter Belastung mit der Zeit permanent zu. Der Spannungszustand eines Fluids wird deswegen über das Deformationsgeschwindigkeitsfeld und das Dichtefeld beschrieben.

$$\mathbf{T} = f(\mathbf{D}, \rho), \quad (6.19)$$

Für die Modellierung von nicht-linear viskosen Flüssigkeiten kann z. B. das Materialmodell nach Reiner-Rivlin, vgl. GIESEKUS ([29], S. 157) eingesetzt werden:

$$\mathbf{T} = [-p(\rho) + \alpha]\mathbf{I} + \eta\mathbf{D} + \zeta\mathbf{D}^2, \quad (6.20)$$

wobei die Koeffizienten  $\alpha$ ,  $\eta$  und  $\zeta$  von der Dichte  $\rho$ , von den Invarianten des Deformationsgeschwindigkeitstensors  $\mathbf{D}$  und zum Beispiel im Fall einer thixotropen Flüssigkeit von einem oder mehreren Strukturparameter abhängen.  $\mathbf{I}$  ist der Identitätstensor.  $p$  entspricht dem hydrostatischen Druck, der sich nach einer Zustandsgleichung einstellt.

Die drei Hauptinvarianten  $I_D$ ,  $II_D$  und  $III_D$  von Tensor  $\mathbf{D}$  ergeben sich bei der Aufstellung des Eigenwertproblems:

$$\det(\mathbf{D} - \lambda\mathbf{I}) = 0 \quad \rightarrow \quad \lambda^3 - I_D\lambda^2 + II_D\lambda - III_D = 0,$$

$$\text{mit } I_D = \text{sp}\mathbf{D}, \quad II_D = \frac{1}{2}[(\text{sp}\mathbf{D})^2 - \text{sp}\mathbf{D}^2], \quad \text{und } III_D = \det\mathbf{D}. \quad (6.21)$$

Der Operator  $\text{sp}\mathbf{D} = \mathbf{D} : \mathbf{I} = \text{div}\mathbf{v}$  stellt die Spur von  $\mathbf{D}$  dar. Die drei Hauptinvarianten des Tensors  $\mathbf{D}$  sind unabhängig vom gewählten Bezugssystem.

In dieser Arbeit wird die keramische Suspension als inkompressibel angenommen, da der Füllvorgang einer Druckgussform in der Sanitärindustrie unter atmosphärischem Druck verläuft und die Gießmasse keine Luft enthält. Das

Dichtefeld  $\rho$  ist also konstant und  $\alpha$  kann gleich Null gesetzt werden.

Der Druck  $p$  wird zu einem Lagrange-Parameter, der die Einhaltung der Inkompressibilitätsbedingung sicher stellt.

$$\mathbf{T} = -p\mathbf{I} + \eta\mathbf{D} + \zeta\mathbf{D}^2, \quad (6.22)$$

Gleichung (6.22) enthält noch zwei Funktionen:

- die dynamische Scherviskosität  $\eta$  und
- die Querviskosität  $\zeta$ , die die Normalspannungseffekte steuert.

Diese zwei Funktionen wurden in Kapitel 5 „Modellierung und Verifizierung des Materialmodells“ experimentell bestimmt und charakterisieren das thixotrope Materialverhalten von keramischer Gießmasse.

Damit die Verbindung zu den durchgeführten rheologischen Untersuchungen vom Kapitel 4.3 deutlich wird, soll nun eine einfache Scherströmung, wie sie in schergesteuerten Rheologieversuchen existiert, näher betrachtet werden.

Mit der Annahme eines linearen Geschwindigkeitsprofils zwischen den Rheometerplatten (siehe Abbildung 3.10) ergibt sich eine konstante Scherrate

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial x_2}.$$

Der Deformationsgeschwindigkeitstensor lässt sich dann wie folgt definieren:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} 0 & \dot{\gamma} & 0 \\ \dot{\gamma} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \text{ wobei } \mathbf{D}^2 = \begin{bmatrix} \dot{\gamma}^2 & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\gamma}^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \text{ ist.} \quad (6.23)$$

Aufgrund der Inkompressibilitätsannahme ( $\operatorname{div}\mathbf{v} = 0$ ) muss die erste Hauptinvariante gleich Null sein. Als Determinante von  $\mathbf{D}$  wird die dritte Hauptinvariante auch zu Null, und die Scherrate kann in Abhängigkeit der zweiten Hauptinvariante  $\Pi_D$  beschrieben werden:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{|\Pi_D|}. \quad (6.24)$$

Lässt man die Gleichung (6.23) in Gleichung (6.22) einfließen, erhält man für die Spannungstensoranteile:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_y = -p + \zeta \dot{\gamma}^2, \\ \sigma_z &= -p, \\ \tau_{xy} &= \tau_{yx} = \eta \dot{\gamma}, \\ \text{und } \tau_{yz} &= \tau_{zy} = 0, \end{aligned} \quad (6.25)$$

$$\text{wobei } \mathbf{T} \hat{=} \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \text{ ist.}$$

Anhand der rheologischen Untersuchungen und des in Kapitel 4.3 entwickelten Materialmodells kann die Funktion  $\eta$  wie folgt definiert werden:

$$\eta = \eta_0 + \sum_i \eta_i \lambda_i \quad \text{und} \quad \frac{d\lambda_i}{dt} = a_i(1 - \lambda_i) - b_i \lambda_i \dot{\gamma}, \quad (6.26)$$

wobei  $a_i$  und  $b_i$ ,  $\eta_0$ ,  $\eta_i$  die materialspezifischen Parameter sind, die in Tabelle 5.1 und 5.2 identifiziert wurden.

Da die Strukturparameter materielle Eigenschaften charakterisieren, müssen diese mit der Flüssigkeit transportiert werden. Die Zeitableitung in Gleichung (6.26<sub>2</sub>) stellt demnach eine materielle Zeitableitung dar. Hierfür kann die Größe  $\phi$  im Reynoldsschen Transporttheorem (Gleichung 6.12) durch  $\lambda$  ersetzt werden. Durch den Satz von Gauß und die Annahme der Inkompressibilität erhält man für jeden Strukturparameter  $\lambda_i$  folgende Gleichung:

$$\frac{\partial(\lambda_i)}{\partial t} + \operatorname{div}(\lambda_i \mathbf{v}) = a_i(1 - \lambda_i) - b_i \lambda_i \dot{\gamma}. \quad (6.27)$$

Außerdem kann die Funktion  $\zeta$  gleich Null gesetzt werden, da die in Kapitel 4.3 untersuchten Normalspannungen deutlich kleiner als die gemessenen Schubspannungen sind, so dass Gleichung (6.22) zu

$$\mathbf{T} = -p\mathbf{I} + \eta\mathbf{D} \quad (6.28)$$

reduziert werden kann.

Die Erhaltungsgleichungen (6.16), (6.18) und (6.27), die konstitutiven Gleichungen (6.28) und (6.26) bilden zusammen mit den Anfangs- und Randbedingungen das für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform zu lösende mathematische Modell.

Sowohl bei den Erhaltungsgleichungen als auch bei den konstitutiven Gleichungen und der Gleichung zur Berechnung der freien Oberfläche handelt es sich um komplizierte nichtlineare partielle Differenzialgleichungen, die nur mit Hilfe bestimmter numerischer Verfahren gelöst werden können. Für die Lösung dieser Gleichungen, die nicht exakt, sondern nur durch Approximationen gelöst werden können, wird ein Diskretisierungsverfahren benötigt.

## 6.2 Diskretisierungsverfahren

Ziel des Diskretisierungsverfahrens ist es, die partiellen Differentialgleichungen des mathematischen Modells in lineare algebraische Gleichungen umzuformulieren, sodass diese numerisch gelöst werden können. Es existieren grundsätzlich viele verschiedene Diskretisierungsverfahren mit jeweils unterschiedlichen Herangehensweisen. Die Wahl einer geeigneten Lösungsmethode hängt in höchstem Maße von dem zu lösenden Problem ab. Die Wahl beeinflusst die Genauigkeit der Approximation, hat Einfluss auf den Aufwand bei der Entwicklung der Lösungsmethode, beim Programmieren, bei der Fehlersuche und natürlich auf die Effizienz des Rechenprogramms ([26], S. 36). Die derzeit in der Praxis wichtigsten Diskretisierungsmethoden sind die Finite-Differenzen-Methode (FDM), die Finite-Volumen-Methode (FVM) und die Finite-Elemente-Methode (FEM). Außerdem existieren noch unterschiedliche Hybridformen und Weiterentwicklungen dieser Methoden, welche meistens für ganz spezielle Problemgruppen entwickelt wurden und auch darauf beschränkt bleiben ([26], S. 31). Für das in dieser Arbeit zu lösende Problem könnte eine weitere Methode, die Finite Pointset Methode (FPM), interessant sein. Diese wird daher ebenfalls kurz erläutert. Durch die Wahl einer bestimmten kommerziellen Software zur Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform wurde in dieser Arbeit auch automatisch die Entscheidung für das in dieser Software verwendete Diskretisierungsverfahren getroffen. Da jedoch grundsätzlich unterschiedliche Diskretisierungsverfahren für diese Arbeit in Frage gekommen wären, wird im nun folgenden Abschnitt ein grober Überblick über die Vor- und Nachteile aller oben genannten Diskretisierungsmethoden gegeben.

Die Finite-Differenzen-Methode ist die älteste und bei einfachen Geometrien die einfachste anzuwendende Methode zur Lösung von partiellen Differentialgleichungen ([26], S. 42). Das zu untersuchende Gebiet wird in der Regel durch ein strukturiertes Netz diskretisiert. Die Gitterpunkte, auch Knoten genannt, liegen auf den Schnittstellen der parallel und senkrecht laufenden Gitterlinien. Als Ausgangspunkt dieser Methode werden die stark formulierten Differentialgleichungen - in deren Differentialform - (siehe Gleichungen 6.16 und 6.18) genommen. Die Differentialgleichungen werden dann in jedem Knoten durch Differenzgleichungen approximiert, so dass über das gesamte Netz gesehen ein numerisch lösbares Gleichungssystem entsteht. Die

Ableitungen werden hierfür durch die Differenzen der Quotienten angenähert. Es kann sich entweder um eine Vorwärts-, Rückwärts oder Zentralfdifferenz handeln, wobei die zuletzt genannte die genaueste Lösung liefert. Der Rundungsfehler kann dabei anhand der Taylor-Reihe bestimmt werden. Ein Vorteil der Finite-Differenzen-Methode ist, dass die Ableitungen durch Differenzen höherer Ordnung genauer approximiert werden. Ein Nachteil dieser Methode ist, dass das Erhaltungsgesetz trotz konvergierender Lösung nicht zwangsläufig erfüllt wird. Im Falle der Diskretisierung des Rechengebietes mit einem strukturierten Netz hat die FD-Methode außerdem den Vorteil, dass sie sehr einfach anzuwenden und effektiv ist. Ein strukturiertes Netz eignet sich jedoch in aller Regel nur schlecht für Diskretisierungen von komplexen dreidimensionalen Geometrien, da sich die Randbedingungen bei gekrümmten Rändern nur schwer setzen lassen. Bei der Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform, einer dreidimensionalen Geometrie, die hauptsächlich aus gekrümmten Flächen besteht, würde die FDM den Vorteil der „Einfachheit“ verlieren. Mehr Information zur FD-Methode finden sich in [26, 72, 73].

Die Finite-Elemente-Methode ist schon seit den 1950er Jahren bekannt, wurde jedoch zunächst für Festkörpermechanikprobleme entwickelt. Die Stärke der FEM ist dennoch ihre Allgemeingültigkeit, so dass diese Methode auch für Strömungssimulationsprobleme verwendet werden kann. Ein Beispiel hierfür sind die kommerziellen Strömungssimulationsprogramme COMSOL und ADINA. Die FEM basiert im Gegensatz zur FDM auf der Integralform der Bilanzgleichungen, also auf der schwachen Form (siehe Gleichungen 6.14 und 6.17). Zur numerischen Lösung des Integrals wird in den meisten Fällen das Näherungsverfahren von Galerkin verwendet. Man spricht auch von Galerkin-FEM. Die abhängigen Variablen werden in Form einer Näherungsfunktion dargestellt. Hierfür werden Ansatzfunktionen verwendet, die kontinuierlich von einem Element zum Nachbarelement übergehen. Zur Lösung der Bilanzgleichungen werden die abhängigen Variablen durch ihre Näherungsausdrücke ersetzt. Die Gleichungen werden dann mit einer ausgesuchten Testfunktion, auch Gewichtsfunktion genannt, multipliziert. Es wird dann gefordert, dass das Integral in Bezug auf jeden Knotenwert gleich null ist. Dies wird für alle Elemente gemacht, so dass ein lösbares System von nichtlinearen algebraischen Gleichungen entsteht. Die Annäherung durch Ansatzfunktionen hat zur Folge, dass das Lösungsfeld immer kontinuierlich und nicht wie bei der FDM diskret ist. Durch die Auswahl von Ansatzfunktionen höheren Grades kann die Genauigkeit der Lösung verbessert werden. Die

FEM gilt daher als sehr genau, wobei die Rechenzeit mit dem Grad der Ansatzfunktion steigt. Die FEM eignet sich für unstrukturierte Netze und deswegen auch für komplexe dreidimensionale Geometrien. Weitergehende Informationen zur FEM finden sich u. a. in den Werken von GRESHO & SANI [31, 32].

Die Finite-Volumen-Methode hat in den 1990er Jahren die Welt der Strömungssimulation erobert und wird heute in den bekanntesten Strömungssimulationsprogrammen wie zum Beispiel FLUENT von Ansys, CFX von Ansys, STAR-CD usw. verwendet. Das zu untersuchende Gebiet wird in endliche (finite) Kontrollvolumina unterteilt. In der Mitte der Kontrollvolumina liegt der Knoten, an dem die Variablenwerte berechnet werden. Wie die FEM benutzt die Finite-Volumen-Methode als Ausgangspunkt die Integralform der Bilanzgleichungen, also die schwache Form (siehe Gleichungen (6.14) und (6.17)). Mit dem Gaußschen Satz wird die integrale Formulierung so umgeschrieben (siehe Gleichungen (6.15) und (6.18)), dass der Fluß über dem Rand eines Kontrollvolumens formuliert wird. Dies hat den Vorteil, dass die exakte Erhaltung der relevanten Eigenschaften in jedem einzelnen finiten Volumen gewährleistet ist. Aufgrund dieses klaren Zusammenhangs zwischen Diskretisierungsmethode und Erhaltungsprinzipien ist die FVM bei Ingenieuren sehr populär und wird für Strömungssimulationen häufig gegenüber der FEM bevorzugt ([26], S. 43 und [72], S. 22). Die Finite-Volumen-Methode hat gegenüber der Finite-Differenzen-Methode ebenfalls den Vorteil, dass sie auf komplexe dreidimensionale Geometrien angewandt werden kann, weil das Netz nicht zwangsläufig strukturiert sein muss. Weitere Details zur FVM finden sich z. B. in dem Werk von VERSTEEG [91].

Vergleicht man die FVM und die FEM, so basieren beide Methoden auf der schwachen Form der Differentialgleichungen und weisen auch generell mehr Ähnlichkeiten als Unterschiede auf. So ist durchaus nachvollziehbar, dass einige Wissenschaftler die FEM sogar als eine generalisierte Form der FVM bezeichnen ([31], S. 17-20). Es existieren mittlerweile auch viele erweiterte Methoden, Varianten bzw. Mischformen der FDM, FVM und FEM, so dass ein genauer Vergleich bzw. eine genaue Abgrenzung der drei Methoden immer schwieriger wird. Als Beispiel hierfür kann die CV-FEM (Control Volume-FEM) genannt werden, die die Vorteile der FEM und der FVM kombinieren soll ([31], S. 52-55).

Eine sehr viel neuere, aber für die Problemstellung dieser Arbeit durchaus relevante Diskretisierungsmethode ist die Finite-Pointset-Method. Sie wird unter anderem in der Strömungssimulationssoftware NOGRID verwendet [66]. Es handelt sich hierbei - anders als bei den drei oben beschriebenen Methoden - um eine netzfreie Methode, auch elementfreie Galerkin-Methode (EFGM) genannt [10]. Das zu untersuchende Gebiet wird zunächst ebenfalls mit einer finiten Zahl von Gitterpunkten überzogen, jedoch wird kein Gitter sondern nur eine Punktwolke benötigt, da keine festen Nachbarschaftsbeziehungen vorgegeben werden. Somit können sich die Knoten nach jedem Zeitinkrement neu anordnen und neue Nachbarschaftsbeziehungen entstehen lassen. Die Konnektivität der Punkte untereinander muss demnach nach jedem Zeitschritt neu bestimmt werden. Vor jeder Berechnung werden für jeden Knoten die benachbarten Knoten neu gesucht und definiert. Hierfür wird die Moving-Least-Squares-Interpolation verwendet. Dadurch entsteht eine Art temporäres Gitter. Analog zur Finite Elemente Methode können die Knotenparameter über das Galerkinverfahren approximiert und die Lösung der partiellen Differentialgleichungen vorgenommen werden. Diese Methode bietet eine vergleichbar genaue Lösung wie die FE-Methode und eignet sich wegen des netzfreien Ansatzes besonders gut für Berechnungen mit freien Oberflächen. Die Berechnungszeit ist allerdings deutlich höher und stellt einen großen Nachteil für diese Methode dar.

Nach der Darstellung der unterschiedlichen Diskretisierungsmethoden kann festgehalten werden, dass alle vorgestellten numerischen Verfahren FDM, FEM, FVM und FPM sich prinzipiell für dreidimensionale Strömungssimulationsberechnungen eignen. Bei komplexen dreidimensionalen Geometrien sollten jedoch die FVM, FEM und FPM bevorzugt werden. Bei allen Diskretisierungsverfahren hängt jedoch die Genauigkeit der Lösung sehr stark von der Feinheit des Netzes bzw. der Dichte der Punktwolke ab ([26], S. 31). Da alle Verfahren auf Annäherungen basieren, müssen die Ergebnisse einer Berechnung, egal welches Verfahren eingesetzt wurde, verifiziert werden. Entsprechend werden auch die in Kapitel 7 „Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform“ errechneten Ergebnisse für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform durch den Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen verifiziert.

## 6.3 Verfahren zur Darstellung einer freien Oberfläche

Neben einer geeigneten Diskretisierungsmethode ist ein weiteres numerisches Verfahren für die Lösung der Problemstellung der vorliegenden Arbeit von großer Bedeutung. Denn für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform muss die Trennfläche zwischen Schlicker und Luft während des Füllvorgangs bestimmt werden. Bei der Trennfläche zwischen den beiden Fluiden Schlicker und Gas handelt es sich um eine sogenannte freie Oberfläche. Das Gas hat eine viel geringere Dichte als die Flüssigkeit und hat somit kaum Einfluss auf die Gestaltung der Trennfläche zwischen Flüssigkeit und Gas. Die Flüssigkeit kann sich somit „frei“ bewegen. Für die Abbildung einer freien Oberfläche gibt es zahlreiche numerische Verfahren. Die wichtigsten Verfahren werden in diesem Unterkapitel präsentiert. Der Fokus wird dabei auf den zwei bekanntesten Eulerschen Methoden liegen: der Level-Set-(LS) Methode und der Volume-of-Fluid- (VoF) Methode.

Wie in Unterkapitel 6.1.1 bereits erwähnt, gibt es zur Berechnung einer Strömung grundsätzlich zwei methodisch verschiedene Betrachtungsweisen ([12], S. 20). In der Lagrangeschen Betrachtungsweise bewegt sich der Betrachter mit der Flüssigkeit oder dem Körper. Das Netz bewegt sich in diesem Fall mit der Trennfläche. Diese Betrachtungsweise wird häufiger in der Festkörpermechanik eingesetzt. Für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform und somit einer Strömung ist diese Betrachtungsweise eher ungeeignet. Zweckmäßiger für eine solche dreidimensionale Strömungssimulation mit komplexen freien Oberflächen ist in der Regel eine reine Eulersche Betrachtungsweise ([12], S. 21). Hierbei wird die Bewegung der freien Oberfläche anhand eines räumlich festen (Eulerschen) Netzes berechnet.

Eine grundsätzliche Alternative zu den rein Eulerischen Methoden bietet auf dem Gebiet der Strömungssimulation noch die Arbitrary Lagrangian Eulerian Methode (ALE-Methode), welche die Eulersche und Lagrangesche Betrachtungsweise kombiniert. Diese Methode wird zum Beispiel von den kommerziellen Strömungssimulationsprogrammen ADINA CFD (basierend auf einer Kombination der Finite Elemente und Finite Volumen Methode) und

NOGRID (basierend auf der Finite Pointset Methode [88]) verwendet. Der Flüssigkeitsbereich wird vernetzt, wobei sich das Netz wie bei der Lagrangeschen Betrachtungsweise zunächst mit der Flüssigkeit bewegt. Damit sich das Netz (lokal) nicht zu stark deformiert und ein stabiles numerisches Ergebnis liefert, bewegt es sich mit einer eigenen nicht-materiellen Geschwindigkeit, die zusätzlich berechnet werden muss. Dieser Vorgang ermöglicht es große Deformationen zu simulieren. Bei sehr großen Deformationen und relativ komplexen dreidimensionalen Geometrien wie zum Beispiel beim Füllvorgang einer Druckgussform müssen die Elementknoten des Netzes häufig verschoben werden, wobei sich die Rechenzeit stark erhöht.

Bei den rein Eulerschen Methoden zur Beschreibung von freien Oberflächen gehören die Level-Set-Methode und die Volume-of-Fluid-Methode zu den bekanntesten und wohl am häufigsten verwendeten Verfahren.

Bei der Level-Set-Methode wird die freie Oberfläche  $\Gamma_f$  anhand einer skalaren Hilfsfunktion  $\Phi$ , auch Level-Set-Funktion genannt, beschrieben [67, 82].  $\Phi$  ist eine vorzeichenbehaftete Abstandsfunktion, deren Isolinie  $\Phi = 0$  die Grenze zwischen den beiden Fluiden angibt.  $\Phi$  gibt den Abstand der Netzknoten zur Trennfläche. Dabei ist  $\Phi$  positiv innerhalb des ersten Fluids und negativ innerhalb des zweiten Fluids (siehe Abbildung 6.3).

$$\Phi(\mathbf{x}, t) = \begin{cases} > 0, & \text{wenn } \mathbf{x} \text{ sich im Fluid1 befindet} \\ = 0, & \text{wenn } \mathbf{x} \in \Gamma_f \\ < 0, & \text{wenn } \mathbf{x} \text{ sich im Fluid2 befindet} \end{cases}$$

$$|\text{Grad}(\Phi)| = 1. \quad (6.29)$$

Diese Definition hat den großen Vorteil, dass  $\Phi$  über der Trennfläche zwischen den zwei Fluiden stetig ist. Der Normalenvektor der freien Oberfläche  $\mathbf{n}$  und die mittlere Krümmung  $\kappa$  lassen sich somit einfach und genau bestimmen:

$$\mathbf{n} = \frac{\text{Grad}(\Phi)}{|\text{Grad}(\Phi)|} \text{ und } \kappa = \text{div}(\mathbf{n}). \quad (6.30)$$

Die Bestimmung von  $\mathbf{n}$  und  $\kappa$  anhand einer stetigen Funktion  $\Phi$  ermöglicht eine genaue Abbildung der freien Oberfläche. Dies ist besonders wichtig für Strömungssimulationen, in denen die Oberflächenspannung die Form der Oberfläche beeinflusst ([74], S. 367).

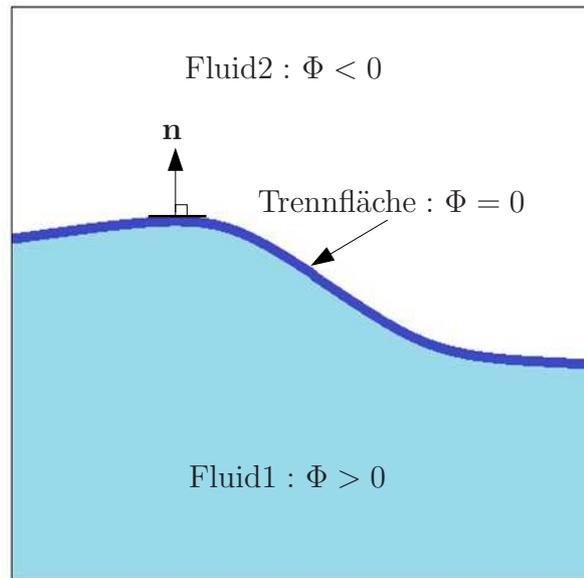


Abbildung 6.3: Abbildung einer freien Oberfläche mit der Level-Set-Funktion  $\Phi$ .

Differenziert man  $\Phi(\mathbf{x}, t)$  nach  $t$  erhält man die zeitliche Änderung der Level-Set-Funktion, was implizit den Transport der freien Oberfläche beschreibt:

$$\frac{d\Phi}{dt} = \frac{\partial\Phi}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \text{Grad}(\Phi) = 0. \quad (6.31)$$

Diese partielle Differentialgleichung kann anhand eines der im vorherigen Unterkapitel 6.2 vorgestellten Diskretisierungsverfahren gelöst werden. Man verfolgt somit die Nullstellenmenge der Funktion  $\Phi$ , das heißt, die Bewegung der freien Oberfläche. Die sich zeitlich ändernde Level-Set-Funktion  $\Phi$  ist jedoch keine Abstandsfunktion mehr. Dies gilt nur, wenn die Eiko-

nalgleichung (6.29) erfüllt ist. Hierfür bekommt jeder lokale  $\Phi$ -Wert nach jedem Zeitschritt als zusätzliche Eigenschaft den Abstand zur freien Oberfläche. Diese Eigenschaftsdotierung wird auch Reinitialisierung genannt ([85], S. 305). Wenn die Abstandseigenschaft der Level-Set-funktion  $\Phi$  nicht reinitialisiert wird, können sehr große und sehr kleine Geschwindigkeitsgradienten an der Trennfläche entstehen, die unter anderem zu verzerrten Oberflächenspannungskräften, Oszillation sowie Massenverlusten führen können ([86], S. 13). Damit solche Fehler nicht entstehen, muss die Reinitialisierung häufig stattfinden. Dies erfordert in der Regel sehr kleine Zeitschritte, so dass eine erhöhte Rechenzeit in Kauf genommen werden muss.

Bei der Volume-of-Fluid-Methode wird die freie Oberfläche ebenfalls anhand einer skalaren Hilfsfunktion beschrieben, mit dem großen Unterschied, dass diese diskontinuierlich ist ([38], S. 205). Es handelt sich um die charakteristische Funktion  $f$  eines der beiden Fluide, die den Volumenanteil des Fluids in einem Kontrollvolumen beschreibt. Die Funktion  $f$  hat den Wert Eins im ersten Fluid und beträgt im zweiten Fluid Null. An der Trennfläche schwankt  $f$  zwischen 0 und 1 in Abhängigkeit des Volumenanteils (siehe Abbildung 6.4).

$$f(\mathbf{x}, t) = \begin{cases} = 1, & \text{wenn } \mathbf{x} \text{ sich im Fluid1 befindet} \\ 0 < f < 1, & \text{wenn } \mathbf{x} \in \Gamma_f \\ = 0, & \text{wenn } \mathbf{x} \text{ sich im Fluid2 befindet} \end{cases} . \quad (6.32)$$

Wie bei der Level-Set-Methode beschreibt die zeitliche Änderung von  $f$  den Transport der freien Oberfläche. Unter Berücksichtigung der Inkompressibilität ( $\operatorname{div} \mathbf{u} = 0$ ) kann Gleichung (6.31) in ihrer konservativen Form geschrieben werden, vgl. G. SON & N. HUR ([85], S. 305):

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \operatorname{div}(\mathbf{v}f) = 0. \quad (6.33)$$

Diese Gleichung beschreibt wie bei der Level-Set-Methode, dass sich  $f$  mit der Flüssigkeit bewegt. Da  $f$  jedoch im Gegenteil zu  $\Phi$  nicht stetig ist, ist diese auch nicht differenzierbar ([74], S. 368). An dieser Stelle wird die Finite-Volumen-Methode zur Diskretisierung eingesetzt. Das zu untersuchende Gebiet wird in endliche (finite) Volumen unterteilt und die integrale Formulierung wird direkt an den Oberflächen eines Kontrollvolumens appliziert.

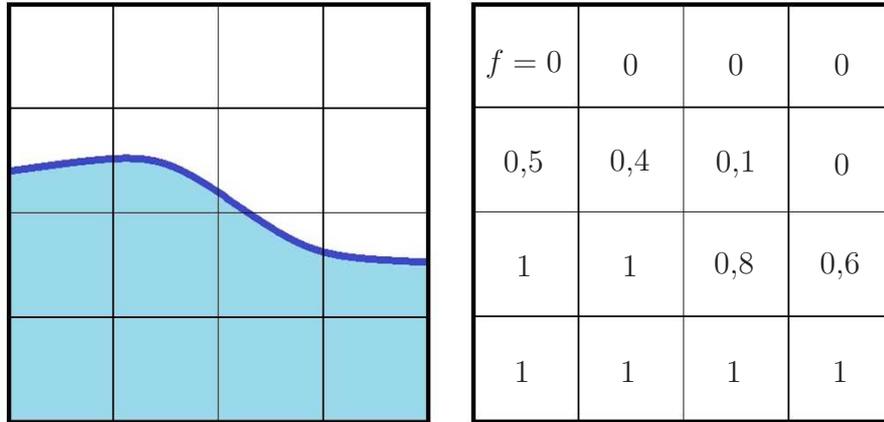


Abbildung 6.4: Abbildung einer freien Oberfläche mit der Volume-of-Fluid-Funktion  $f$ .

Die integrale Formulierung von Gleichung (6.33) zusammen mit dem Satz von Gauß ergibt:

$$\frac{\partial F_i}{\partial t} + \frac{1}{KV_i} \int_{S_{KV_i}} (\mathbf{v}f) \cdot \mathbf{n}dS = 0, \quad (6.34)$$

wobei  $F_i$  der Volumenanteil vom Fluid 1 in einem diskreten Kontrollvolumen  $KV_i$  ist.

Durch die Diskretisierung von Gleichung (6.34) entsteht:

$$F_i^{n+1} \approx F_i^n - \frac{\Delta t}{KV_i} \sum_j q_{ij}. \quad (6.35)$$

Dabei sind  $F_i^{n+1}$  und  $F_i^n$  die Volumenanteile vom Fluid 1 zu den Zeitpunkten  $t_{n+1}$  und  $t_n$ ,  $\Delta t$  bezeichnet das Zeitintervall zwischen  $t_{n+1}$  und  $t_n$ , und  $q_{ij}$  ist der Volumenstrom zwischen den benachbarten Kontrollvolumina  $KV_i$  und  $KV_j$ . Die in der Volume-of-Fluid-Methode eingesetzte Integralformulierung gewährleistet die exakte Erhaltung der Funktion  $f$  in jedem einzelnen finiten Volumen. Dies ist der größte Vorteil dieser Methode. Dieser Vorteil wird jedoch zum Nachteil, wenn es darum geht, den Normalvektor der Trennfläche

$\mathbf{n}$  auf Basis der diskreten Werte  $F_i$  zu bestimmen (siehe Abbildung 6.5).

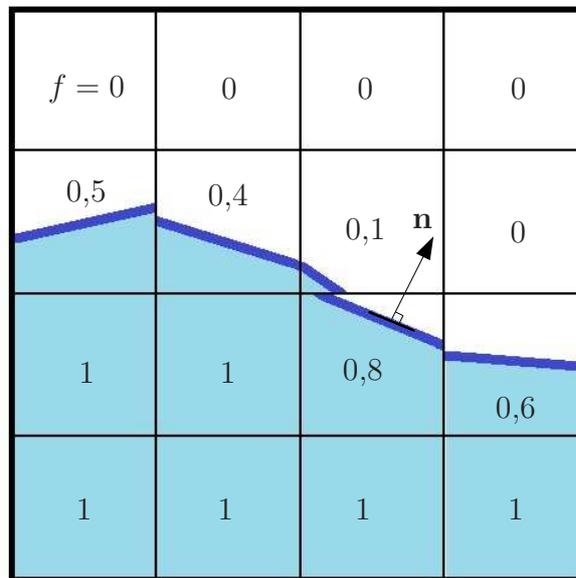


Abbildung 6.5: Abbildung einer freien Oberfläche mit den diskreten Werten  $F_i$  der Volume-of-Fluid-Funktion.

Die freie Oberfläche muss rekonstruiert werden, in dem die Funktion  $f$  geglättet wird, was zu einer Verschmierung der Trennfläche führen kann. Dies wird besonders problematisch für Strömungssimulationen, in denen die Oberflächenspannung der Flüssigkeit einen großen Einfluss auf die Bewegung der freien Oberfläche hat. Dies ist zum Beispiel der Fall bei engen Röhren oder Hohlräumen, die Kapillareffekte verursachen. Beim Füllvorgang einer Druckgussform ist dies nicht der Fall und die VoF-Methode eignet sich daher sehr gut für die Berechnung der Trennfläche zwischen Schlicker und Luft.

## 6.4 Strömungssimulationssoftware FLOW3D

Bei der Auswahl einer für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform geeigneten Strömungssimulationssoftware gab es einige wichtige Punkte zu berücksichtigen. Zum einen sollte die Software die Möglichkeit bieten, das in Kapitel 5 entwickelte Materialmodell zur Beschreibung des thixotropen Verhaltens des Schlickers zu implementieren und somit für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform abrufbar zu machen. Zum anderen sollte die Software sowohl die komplexe Geometrie einer Druckgussform als auch die Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs der Druckgussform abbilden können. Nicht zuletzt war aber auch die Dauer der Berechnung von erheblicher Bedeutung, da die Simulationsergebnisse in der Produktentwicklung der Villeroy & Boch AG berücksichtigt werden sollen und somit großem Zeitdruck unterliegen.

Unter Berücksichtigung der genannten Punkte wurde die kommerzielle Strömungssimulationssoftware FLOW3D für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform ausgewählt.

Die FLOW3D Software verfügt über eine FORTRAN-Schnittstelle, die es ermöglicht, dass eigene Materialmodelle über eine Subroutine implementiert werden.

Für die Abbildung einer komplexen dreidimensionalen Geometrie spielt, wie in Unterkapitel 6.2 bereits erläutert, die Wahl der Diskretisierungsmethode eine große Rolle. Das Simulationsprogramm FLOW3D kombiniert zur Lösung des mathematischen Modells die Finite-Differenzen-Methode mit der Finite-Volumen-Methode. Dabei wird das zu untersuchende Gebiet in ein strukturiertes Gitter unterteilt. Strukturiert heißt, dass die dreidimensionale Geometrie nur mit Hexaedern vernetzt wird. Wie schon in Unterkapitel 6.2 gesehen, haben solche Netze den Vorteil, eine sehr effiziente Berechnung eines Problems zu ermöglichen. Leider eignet sich ein strukturiertes Netz normalerweise nicht für die Diskretisierung von komplexen dreidimensionalen Geometrien. FLOW3D macht dies durch die FAVOR-Methode, „Fractional Area/Volume Obstacle Representation“, möglich (siehe Abbildung 6.6).

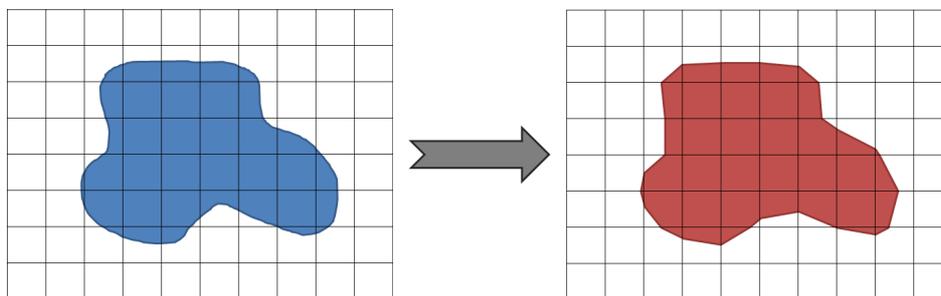


Abbildung 6.6: Ursprungsgeometrie in blau (links); Ergebnis der Diskretisierung mit FAVOR in rot (rechts).

In jeder einzelnen Rechenzelle wird durch die FAVOR-Methode definiert, welche Volumenteile der Zelle durch das Fluid durchströmt werden können, und entsprechend wird der für das Fluid offene Volumenanteil jeder Zelle definiert ([61], S. 333-339). Mit der FAVOR-Methode gelingt es also, anhand eines einfachen Netzes aus Hexaedern eine komplexe dreidimensionale Geometrie wie die einer Druckgussform zuverlässig zu diskretisieren. Dadurch bietet FLOW3D einen sehr effizienten Lösungsalgorithmus (Solver) im Vergleich zu Strömungssimulationsprogrammen, die auf unstrukturierten Netzen basieren. Natürlich hat diese Methode aber auch Nachteile. Für die Simulation von dünnwandigen Geometrien braucht das Programm besonders viel Rechenzeit, da das Netz bei solchen Geometrien extrem fein sein muss, um den Rand des Rechengebietes überhaupt zu erkennen. Dies ist jedoch bei der Druckgussform nicht der Fall und somit für diese Arbeit nicht von Bedeutung. Ein weiterer Nachteil der FLOW3D Software ist, dass sich diese Art von Netz nicht für Simulationen eignet, in denen die Effekte der hydrodynamischen Grenzschicht ausgewertet werden sollen. Gerade bei turbulenten Strömungen kann es wichtig sein, die Effekte an der Grenzschicht genauer zu betrachten, da Randwirbel mit großen Auswirkungen entstehen können ([26], S. 326). Für eine genaue Darstellung und Berechnung der Effekte an der Grenzschicht eignen sich Netze mit gemischten Zelltypen, zum Beispiel Prismen in Wandnähe und Tetraeder im restlichen Gebiet ([22], S. 179-181). Streng genommen gibt es natürlich auch bei der Füllung einer Druckgussform hydrodynamische Effekte an der Außenwand. Für die Problemstellung dieser Arbeit werden diese Effekte jedoch vernachlässigt, da der Füllvorgang einer Druckgussform unter laminarer Strömung (siehe die in Kapitel 4.3 er-

mittelte Reynoldszahl in einer Rohrströmung mit Schlicker) stattfindet und die rheologischen Messungen im Vorfeld kein Wandgleiten (siehe Kapitel 4.3) aufgezeigt haben.

Die Trennfläche zwischen zwei Fluiden berechnet FLOW3D mit der Volume-of-Fluid-Methode. Eine spezielle Variante bietet FLOW3D für das Tracking von echten freien Oberflächen - der Trennfläche zwischen einer Flüssigkeit und einem Gas. Hier wird das Gas durch ein leeres Volumen ersetzt, in dem konstanter Druck und konstante Temperatur herrschen. Durch diese Methode wird viel Rechenzeit gespart, da nur die Bewegung der Flüssigkeit berechnet werden muss. Wie in vielen Anwendungen ist die Bewegung des Gases bei der Füllung einer Druckgussform irrelevant und somit kann der Vorteil der Zeitersparnis für die Problemstellung dieser Arbeit voll genutzt werden.

Mit diesem Vorteil und der Zeitersparnis durch den Einsatz der FAVOR-Methode und der Meshblocktechnik, bietet FLOW3D nahezu optimale Voraussetzung für den Einsatz im Prozess der Produktentwicklung. Da alle weiteren oben genannten Anforderungen ebenfalls von dieser Software erfüllt werden, kann sie für die Untersuchung des Füllvorgangs einer Druckgussform und somit zur Lösung der Problemstellung dieser Arbeit eingesetzt werden.

# Kapitel 7

## Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform

In diesem Kapitel wird anhand der Analyse von unterschiedlichen Strömungsproblemen gezeigt, dass der Füllvorgang einer Druckgussform in der Sanitärindustrie mit FLOW3D zuverlässig berechnet werden kann. Die Plausibilität der Computersimulationsergebnisse wird durch den unmittelbaren Vergleich mit bekannten Strömungssimulationsproblemen und experimentell erhobenen Daten geprüft. Darüber hinaus wird analysiert, welche Netzeinstellungen die aussagekräftigsten Simulationsergebnisse in einer für die Praxis annehmbaren Zeit liefern können.

In einem ersten Schritt wird die Implementierung des thixotropen Materialmodells für die Sanitäreießmasse in FLOW3D verifiziert. Hierfür wird ein Scherraten-Treppenversuch in einer Searle-Messzelle simuliert und ausgewertet.

Im zweiten Schritt, wird der Einfluss des thixotropen Materialmodells auf das Strömungsbild und insbesondere auf Wirbel anhand des häufig verwendeten Benchmark-Problems „Backward facing step“ untersucht. Bei dieser

Untersuchung soll gezeigt werden, welche Relevanz das thixotrope Materialverhalten während des Füllvorgangs einer Druckgussform haben kann.

Da Wirbel von besonderem Interesse bei der Auswertung des Füllvorgangs einer Druckgussform sein werden, wird in einem dritten Schritt der Einfluss des Netzes auf die Darstellung der Wirbel in der Simulation anhand der Probleme „Backward facing step“ und „Driven cavity“ aufgezeigt.

Anschließend werden die Ergebnisse eines praktischen Formfüllungsversuchs zur Verifizierung der Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs herangezogen.

Letztlich wird die Auswertung der Simulation des Füllvorgangs einer Waschtisch-Druckgussform durchgeführt und dabei gezeigt, wie in Zukunft die Vorgehensweise bei der Auswertung von Simulationen in der Sanitärproduktion aussehen könnte und welche Informationen daraus zu gewinnen sind.

Die in diesem Unterkapitel vorgestellten Ergebnisse wurden durch die Studienabschlussarbeiten von Herrn Dipl.-Ing. (FH) S. HUNZIKER an der Fachhochschule Nordwestschweiz unterstützt [41, 40].

## 7.1 Implementierung des Materialmodells in FLOW3D

Um zu verifizieren, ob das in Unterkapitel 5 entwickelte Materialmodell zur Beschreibung des thixotropen Verhaltens von keramischer Gießmasse richtig in die Strömungssimulationssoftware FLOW3D implementiert wurde, wird ein rheologischer Treppenversuch simuliert. In diesem rheologischen Treppenversuch wird die Geometrie einer Searle-Messzelle wie bei der experimentellen Untersuchung des Testschlickers in Unterkapitel 4.3 verwendet. In dem Versuch wird zuerst der Schlicker während 5 s mit einer Scherrate von  $100 \text{ s}^{-1}$  geschert, damit die Viskosität des Schlickers auf einen konstanten Wert kommt. Dafür wurden die initialen Parameterwerte des Materialmodells

so ausgewählt, dass ein Gleichgewicht bei  $\dot{\gamma} = 100 \text{ s}^{-1}$  innerhalb von 5 s erfolgen kann. Anschließend werden die Scherrate während 90 s auf  $0,2 \text{ s}^{-1}$  reduziert und der Strukturaufbau beobachtet.

Der mit FLOW3D simulierte Viskositätsverlauf wird anschließend mit einem anhand der Runge-Kutta-Methode analytisch berechneten Viskositätsverlauf verglichen. Bei diesem Vergleich werden die Scherraten aus der numerischen Berechnung zu Grunde gelegt.

Bei dem Rheometerversuch mit der Searle-Messzelle (zwei koaxialen Zylindern) kann die Rotationsgeschwindigkeit  $\omega$  des Innenzylinders in Abhängigkeit der Scherrate errechnet werden [53]:

$$\omega = \frac{\dot{\gamma}(R_a^2 - R_i^2)}{2R_a^2}. \quad (7.1)$$

Dabei sind  $R_i$  und  $R_a$  die Innen- und Außenradien. Die hohe Scherrate von  $100 \text{ s}^{-1}$  entspricht einer Drehgeschwindigkeit von  $9,57 \text{ rad/s}$ , die niedrige Scherrate von  $0,2 \text{ s}^{-1}$  einer Drehgeschwindigkeit von  $0,019 \text{ rad/s}$ . Diese Drehgeschwindigkeiten wurden auch für die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4.3 mit dem Rheometer der Fa. Bohlin ausgewählt.

Aufgrund der relativ einfachen Geometrie der Searle-Messzelle wurde die dreidimensionale Konstruktion direkt über die Strömungssimulationssoftware FLOW3D vorgenommen. Um den Innenzylinder in Bewegung zu setzen, wurde dieser als beweglicher Körper („Moving Object“) mit den gewünschten Drehgeschwindigkeiten definiert. Da die freie Oberfläche im Fall eines Rheometerversuchs kein Einfluss auf die Scherraten- und den Viskositätsverlauf im Messspalt hat, wurde eine Symmetrierandbedingung an Stelle der freien Oberfläche festgelegt. Da die Geometrie rotationssymmetrisch ist, wurde das zu untersuchende Gebiet mit einem Zylindernetz diskretisiert. Dabei gelten die Zylinderkoordinaten mit den Hauptachsen  $z$ ,  $r$  und  $\theta$ . Zur Verringerung der Rechenzeit wurde nur ein Abschnitt von  $45^\circ$  um die Rotationsachse  $z$  vernetzt. Entsprechend wurde das Netz in Richtung  $\theta$  mit einer periodischen Randbedingung versehen. Für die Berechnung des Teilabschnitts wurde der „line implicit“ Solver in  $\theta$  Richtung ausgewählt. Dieser Solver eignet sich besonders gut für achsensymmetrische Probleme, in denen periodische Randbe-

dingungen verwendet werden. Er hilft, numerische Fehler bei der Berechnung der Druck- und Geschwindigkeitsfeldvariablen zu vermeiden, die mit den anderen in FLOW3D zur Verfügung gestellten Solvern verstärkt auftreten ([62], S. 522-523).

Eine Konvergenzanalyse zeigte, dass das Netz aus  $288(z) \times 66(r) \times 36(\theta)$  Zellen ein fast völlig konvergiertes Ergebnis liefert (siehe Abbildung 7.1). Die Zellengröße wurde hierbei so ausgewählt, dass der Messspalt zwischen den zwei Zylindern mit 6 möglichst homogenen (gleiche Länge in  $z$ ,  $r$  und  $\theta$ ) Zellen diskretisiert wurde. Die weitere Auswertung in diesem Kapitel wurde mit diesem Netz durchgeführt.

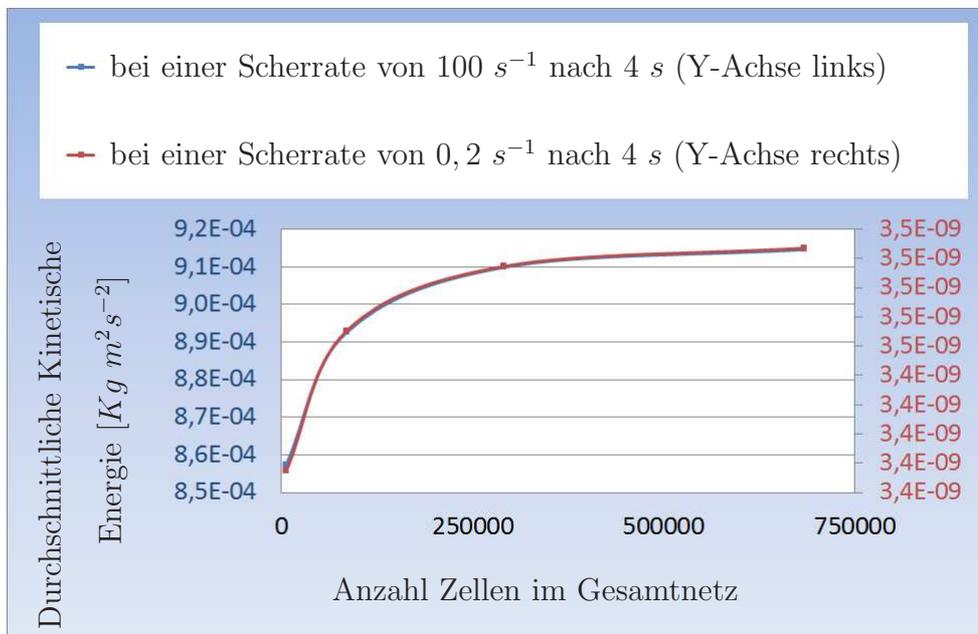


Abbildung 7.1: Ergebnisse der Konvergenzanalyse bei der Simulation eines Treppenversuchs in einer Searle-Messzelle.

Vor der Auswertung der in FLOW3D berechneten Scherraten- und Viskositätsverläufe im Messspalt wurden zunächst die simulierten Geschwindigkeitsverläufe im Messspalt bei den Drehgeschwindigkeiten  $0,019 \text{ rad/s}$  und  $9,57 \text{ rad/s}$  untersucht. Die theoretische Geschwindigkeit des Schlickers direkt am Innenzylinder lässt sich über das Produkt zwischen Drehge-

schwindigkeit und Radius ermitteln. Dies ergibt eine Schlickergeschwindigkeit von  $0,000238 \text{ m/s}$  für eine Drehgeschwindigkeit von  $0,019 \text{ rad/s}$  und eine Schlickergeschwindigkeit von  $0,1185 \text{ m/s}$  für eine Drehgeschwindigkeit von  $9,57 \text{ rad/s}$ . Außerdem sollte die Geschwindigkeit am Außenzylinder, der sich nicht bewegt, gleich Null sein. Dies wurde verifiziert und wird in Abbildungen 7.2 und 7.3 dargestellt. Im Falle einer Strömung zwischen zwei konzentrisch rotierenden Zylindern liefert eine Hyperbel die exakte Lösung der NAVIER-STOKESSchen Gleichungen, vgl. H. SCHLICHTING [79]:

$$\mathbf{u}(r) = r\omega \frac{\frac{R_a^2}{r^2} - 1}{\frac{R_a^2}{R_i^2} - 1}. \quad (7.2)$$

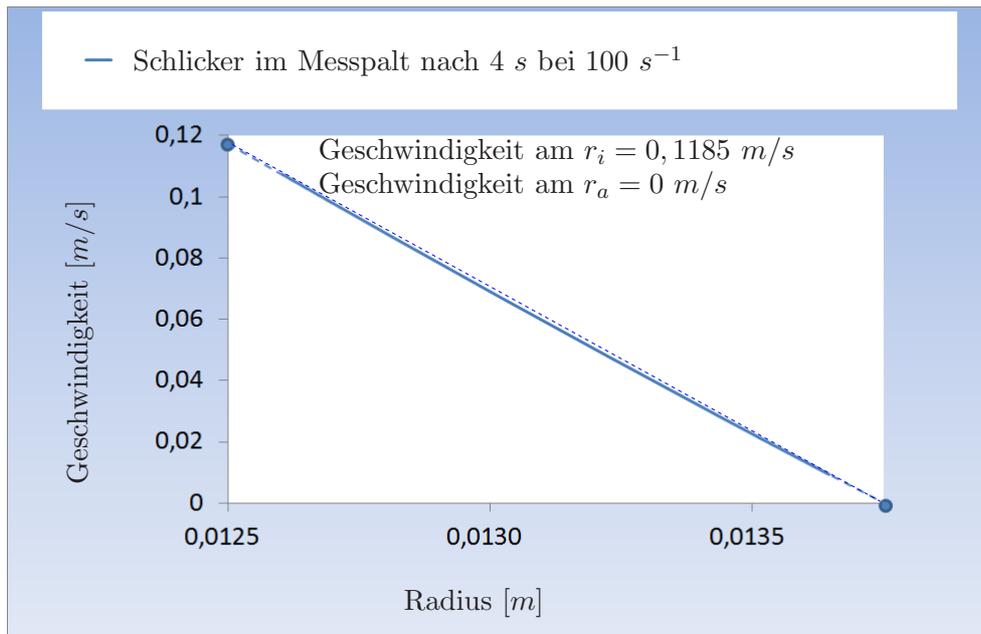


Abbildung 7.2: Geschwindigkeitsprofil im Messspalt nach 4 s ( $100 \text{ s}^{-1}$ ).

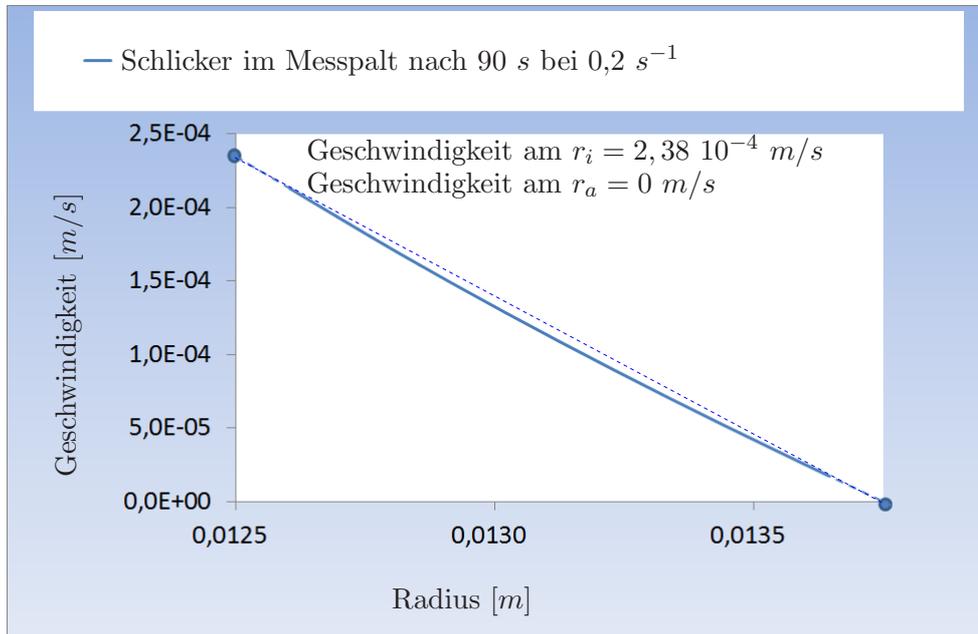


Abbildung 7.3: Geschwindigkeitsprofil im Messpalt nach 90 s ( $0,2 \text{ s}^{-1}$ ).

In Abbildungen 7.2 und 7.3 wird ersichtlich, dass die Geschwindigkeitsprofile im Messpalt keine exakten Geraden wie beim Zwei-Platten-Modell sind, sondern Hyperbeln. Die Hyperbeln sind jedoch so flach, dass man von einem linearen Geschwindigkeitsprofil ausgehen kann. Die Rahmenbedingungen für die Simulation des Treppenversuches in einer Searle-Messzelle wurden somit überprüft.

Interessant ist es außerdem, den Scherratenverlauf im Messpalt zu betrachten. Bei der rheologischen Untersuchung des Schlickers mit dem Bohlin Rheometer (siehe Kapitel 4.3) wird bei der Messung der Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate angenommen, dass die Scherrate im Messpalt konstant ist, was jedoch nicht exakt ist. Die Abbildung 7.4 zeigt die Scherratenverläufe für die Drehgeschwindigkeit  $0,019 \text{ rad/s}$  (rechts) und  $9,57 \text{ rad/s}$  (links). Die theoretisch zu erwartenden Durchschnittsscherraten stimmen zwar mit der Simulation gut überein, jedoch sind die Abweichungen im Messpalt recht groß: zwischen  $92 \text{ s}^{-1}$  und  $120 \text{ s}^{-1}$  für die Drehgeschwindigkeit  $9,57 \text{ rad/s}$  und zwischen  $0,172 \text{ s}^{-1}$  und  $0,255 \text{ s}^{-1}$  für die Drehgeschwindigkeit  $0,019 \text{ rad/s}$ .

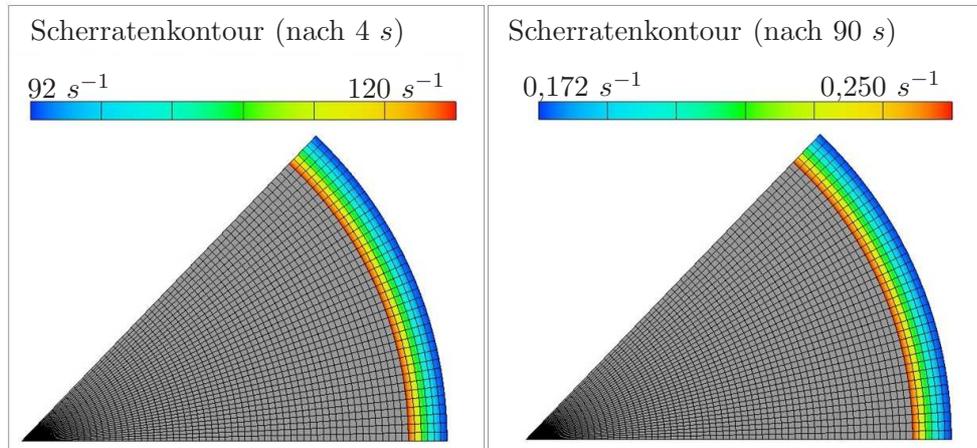


Abbildung 7.4: Scherratenprofil im Messspalt nach 4 s ( $100 s^{-1}$ ) (links) und nach 90 s ( $0,2 s^{-1}$ ) (rechts).

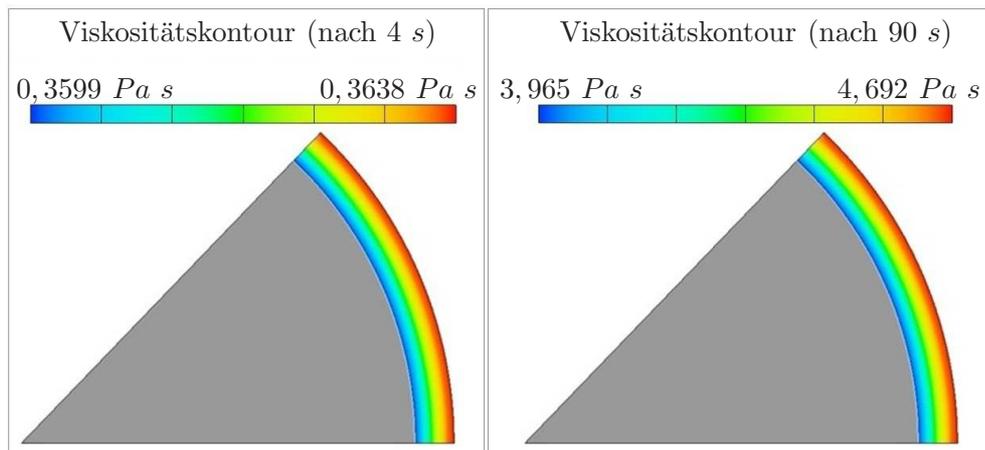


Abbildung 7.5: Viskositätsprofil im Messspalt nach 4 s ( $100 s^{-1}$ ) (links) und nach 90 s ( $0,2 s^{-1}$ ) (rechts).

Schaut man sich die Auswirkung der unterschiedlichen Scherraten im Messspalt auf das Viskositätsprofil im Messspalt genauer an, relativiert sich die Scherratenabweichung, so dass die Annahme eines konstanten Scherratenprofils im Messspalt akzeptabel erscheint (siehe Abbildung 7.5).

Schaut man sich nun den mit FLOW3D simulierten zeitabhängigen Verlauf der dynamischen Viskosität während des Rheometerversuchs an und vergleicht diesen mit dem anhand der Runge-Kutta-Methode berechneten Viskositätsverlauf, stellt man eine 100prozentige Übereinstimmung fest (siehe Abbildung 7.6). Die richtige Implementierung des Materialgesetzes in FLOW3D ist somit sichergestellt.

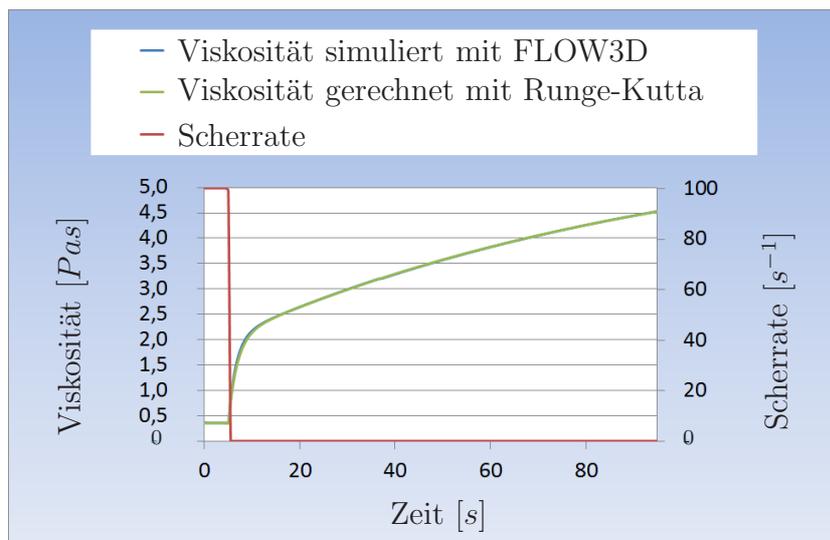


Abbildung 7.6: Mit FLOW3D berechneter Scherraten- und Viskositätsverlauf in der Mitte des Messspaltes bei der Simulation des Rheometerversuchs mit einer Searle-Messzelle verglichen mit der anhand der Runge-Kutta-Methode berechneten Ergebnisse.

## 7.2 Thixotropes oder Newtonsches Materialmodell

Nach der erfolgreichen Implementierung des Materialmodells in FLOW3D, gilt es in einem nächsten Schritt den spezifischen Einfluss des komplexen Materialmodells des Schlickers auf das Fließverhalten zu untersuchen und somit

die Notwendigkeit eines speziellen Materialmodells für die spätere Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform zu belegen. In der keramischen Sanitärindustrie werden oft Wirbel, die während des Füllvorgangs einer Druckgussform entstehen für Fehler - sogenannte Wirbelrisse - in dem keramischen Produkt verantwortlich gemacht. Um zu prüfen, ob das thixotrope Verhalten des Schlickers im Vergleich zum Newtonschen Verhalten Einfluss auf das Strömungsfeld hat, wurde das stationäre „Backward facing step“ Problem herangezogen.

Hierbei handelt es sich um eine zweidimensionale Geometrie, eine rückwärts-gewandte Stufe, die von einem Fluid überströmt wird (siehe Abbildung 7.7, links). Durch die Strömung über die Stufe wird eine Wirbelbildung provoziert, die von der Simulation reproduziert werden muss. In Bezug auf Luft wurde dieses Problem schon sehr ausführlich von ARMALY ET AL. [6] untersucht und dokumentiert. Daher bietet dieser Versuch eine sehr gute Möglichkeit, aus dem speziellen Materialverhalten des Schlickers resultierende Unterschiede zu demonstrieren. Für den Vergleich werden die Strömungsbilder, das heißt, zum einen die unterschiedlichen Geschwindigkeitsprofile in Strömungsrichtung und zum anderen die Wiederanlegelängen der drei zu erwartenden Wirbel (siehe Abbildung 7.7, rechts) herangezogen.

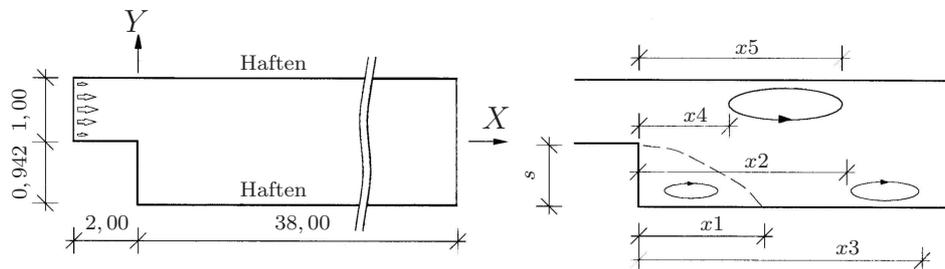


Abbildung 7.7: Geometrie und Randbedingungen des „Backward facing step“ Strömungsproblems (links) - Skizze des charakteristischen Strömungsbildes (rechts), nach WALL ([92], S. 117).

ARMALY ET AL. untersuchten die Wiederanlegelänge in Abhängigkeit der Reynoldszahl [6]. Zur Berechnung der Reynoldszahl wird für das „Backward facing step“ Problem als charakteristische Strömungsgeschwindigkeit die mittlere Einströmgeschwindigkeit und als charakteristische Länge der hydraulische Durchmesser (doppelte Einströmhöhe) herangezogen. Für inkom-

compressible Newtonsche Fluid sind Dichte und Viskosität konstant. Da Schlicker sich zeitabhängig und scherratenabhängig verhält, kann die Viskosität nicht im gesamten Rechnungsgebiet konstant sein. Ein quasistationäres Verhalten des Schlickers ist bei konstanten Scherraten erst nach etwa 1000 s erreicht. Die Ergebnisse des „Backward facing step“ Versuchs werden daher auch nach 1000 s betrachtet. Um die Reynoldszahl für diese Simulation zu bestimmen, muss eine charakteristische Viskosität eingegeben werden. Diese charakteristische Viskosität wurde in der Simulation des „Backward facing step“ Problems bei  $t = 1000$  s über den Mittelwert der Viskosität des gesamten Rechnungsgebietes ermittelt. Diese Viskosität sollte jedoch nur als Referenzwert angesehen werden, da die Verteilung der Viskosität viel zu kompliziert ist, um sie einfach zu mitteln.

ARMALY ET AL. stellten experimentell fest, dass der Laminarbereich für das „Backward facing step“ Problem bei einer Reynoldszahl von unter 1200 liegt. Für Reynoldszahlen zwischen 1200 und 6600 spricht man vom Übergangsbereich, ab  $Re = 6600$  treten turbulente Strömungen auf. Für die in dieser Arbeit durchgeführte Simulation der rückwärts-gewandten Stufe wurden Berechnungen bis zu Reynoldszahlen von maximal 2000 vorgenommen. Um die Ergebnisse mit denen der Untersuchung von ARMALY ET AL. vergleichbar zu machen, wurde die Geometrie gleich gehalten in dem das Verhältnis von Einströmkanalhöhe zu Stufenhöhe 5, 2 zu 4, 9 war [6].

Bevor der Vergleich zwischen den Ergebnissen der Simulationen, einmal mit einem Newtonschen Fluid und einmal mit dem thixotropen Schlicker, bei vergleichbaren Reynoldszahlen durchgeführt werden kann, muss zunächst noch eine Netzgröße ausgewählt werden. Hierfür wurde eine Vernetzungsanalyse vorgenommen. Ziel der Vernetzungsanalyse ist es zu bestimmen, welche Netzfeinheit benötigt wird, um völlig konvergierende Ergebnisse zu erhalten bzw. welche numerischen Fehler je nach Netzgröße entstehen.

Für die Analyse wurden fünf unterschiedlich große homogene zweidimensionale Netze ausgewählt. Begonnen wurde mit einem relativ groben Netz von  $130 \times 4$  Zellen, *Netz0* benannt. Das feinste Netz, *Netz4*, bestand aus  $2520 \times 80$  Zellen (siehe Tabelle 7.1). Die mittlere Einströmgeschwindigkeit wurde für die Vernetzungsanalyse auf  $0,48$  m/s festgelegt. Dies ergab eine über das gesamte Rechnungsgebiet gerechnete Durchschnittsviskosität von  $3,72$  Pa s nach 1000 s und eine Reynoldszahl von 465. Die Strömungssimu-

Netzname	Zellenanzahl in $X$	Zellenanzahl in $Y$	Gesamtzellenanzahl
<i>Netz0</i>	130	4	520
<i>Netz1</i>	315	10	3150
<i>Netz2</i>	630	20	12600
<i>Netz3</i>	1260	40	50400
<i>Netz4</i>	2520	80	201600

Tabelle 7.1: Beschreibung der fünf verschiedenen zweidimensionalen Netze für die Strömungssimulation des „Backward facing step“ Problems.

lation des „Backward facing step“ Problems wurde unter FLOW3D mit dem GMRES-Solver durchgeführt.

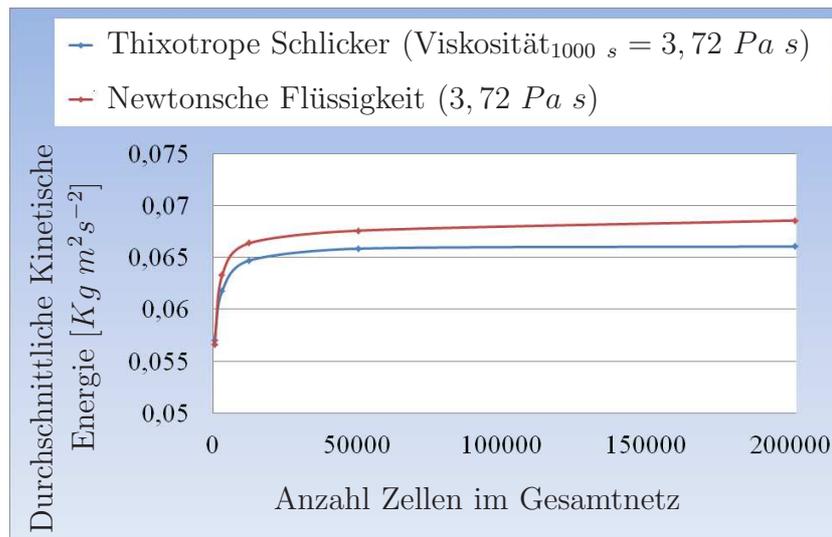


Abbildung 7.8: Ergebnisse der Konvergenzanalyse für eine Newtonsche Flüssigkeit (blau) und für den thixotropen Schlicker (rot) beim „Backward facing step“ Problem.

Die Ergebnisse der Vernetzungsanalyse sind in Abbildung 7.8 zu sehen. Die blaue Kurve stellt die Simulationsergebnisse der thixotropen Flüssigkeit dar und die rote Kurve die Ergebnisse der Simulation mit der Newtonschen Flüssigkeit. Beide Kurven konvergieren auf einen konstanten Wert bei fei-

ner werdenden Netzen. Die mit *Netz4* erzielten Ergebnisse sind nahe zu völlig konvergent. Die Rechenzeiten, insbesondere die der Simulation mit Schlicker (11 Stunden), sind jedoch sehr lang. Die Rechenzeiten mit *Netz2* sind über 30 mal kürzer als bei der Strömungssimulation mit *Netz4*. Die durchschnittliche kinetische Energie mit *Netz2* weicht jedoch nur um 3% von der durchschnittlichen kinetischen Energie mit *Netz4* ab. Für die weitere Untersuchung des Strömungsverhaltens des Schlickers und einer vergleichbaren Newtonschen Flüssigkeit wurde deswegen *Netz2* ausgewählt.

Zunächst wird der Vergleich zwischen dem Newtonschen Fluid und dem thixotropen Schlicker auf Basis der gerade erzielten Ergebnisse mit einer Reynoldszahl von 465 durchgeführt. Schaut man sich die stationären Geschwindigkeitsprofile im Zuflusskanal nach 1000 s genau an (siehe Abbildung 7.9), stellt man deutliche Unterschiede zwischen dem Newtonschen und dem thixotropen Verhalten fest.

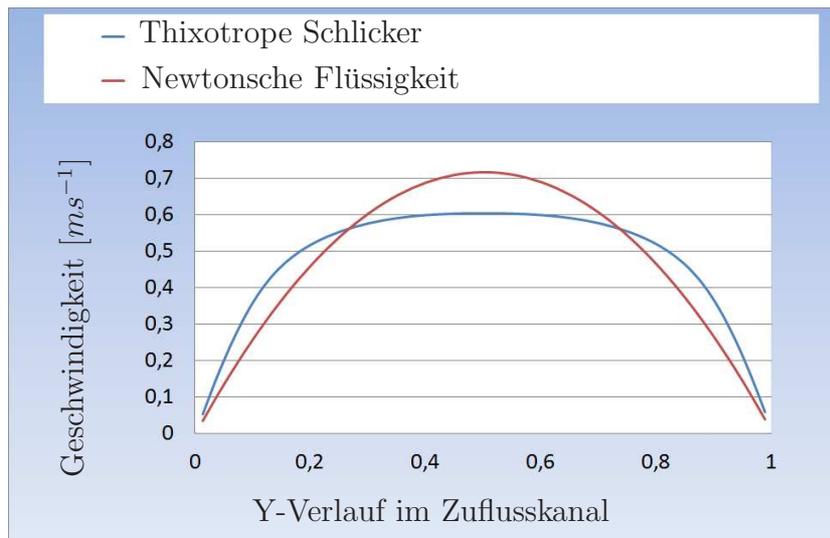


Abbildung 7.9: Geschwindigkeitsprofil von thixotropem Schlicker und Newtonscher Flüssigkeit im Zufluss.

Während das Newtonsche Geschwindigkeitsprofil eine Parabel aufzeigt, ist das Geschwindigkeitsprofil der thixotropen Flüssigkeit viel flacher und breiter. Dies kann durch die Scherratenverhältnisse im Zuflussbereich erklärt werden (siehe Abbildung 7.10). An den Wänden sind die Reibung sowie die

## 7.2. THIXOTROPES ODER NEWTONSCHES MATERIALMODELL 121

Scherrate sehr hoch und die Viskosität des Schlickers entsprechend niedrig. In der Mitte des Zuflusses sind die Scherraten sehr niedrig, da die Wände kaum noch Reibungseinflüsse auf die Flüssigkeit haben. Dem entsprechend ist die Viskosität des Schlickers in der Mitte des Zuflusses sehr hoch. Dieses Viskositätsprofil des Schlickers beeinflusst natürlich das Geschwindigkeitsprofil und kann nicht durch ein Newtonsches Materialmodell abgebildet werden.

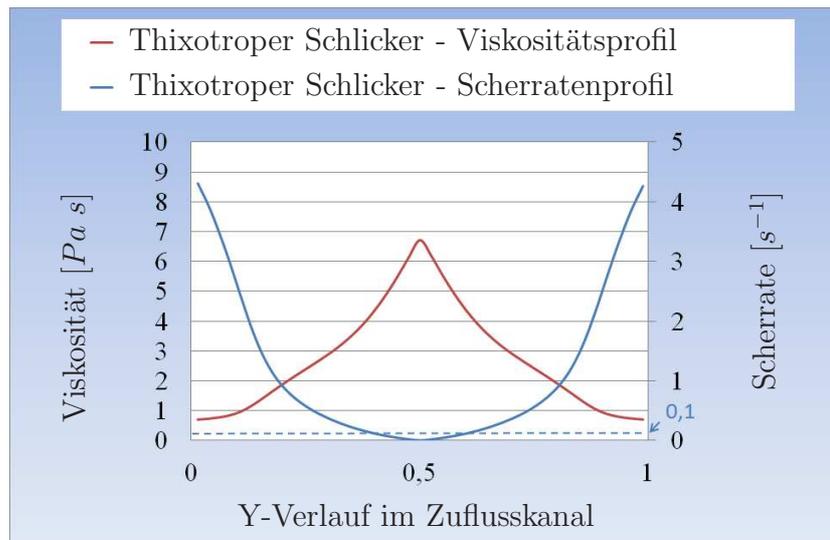


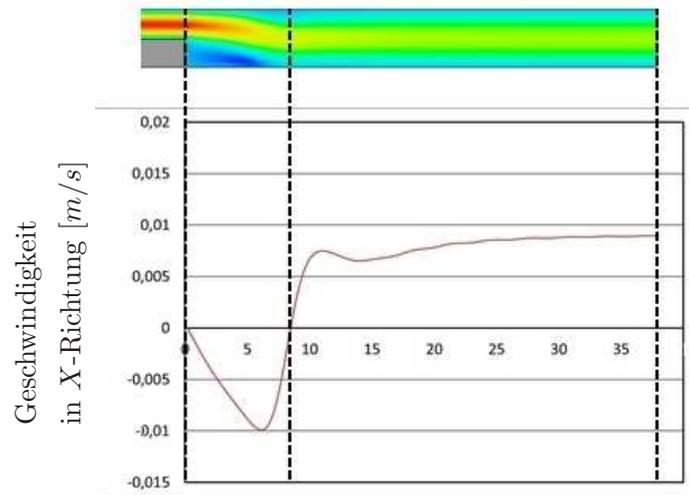
Abbildung 7.10: Scherraten- und Viskositätsprofil des thixotropen Schlickers.

Bei der Beobachtung der Scherratenprofile im Zuflusskanal stellt man fest, dass die Scherraten in der Mitte des Zuflusskanals kleiner als  $0,1 s^{-1}$  sind. Das thixotrope Materialmodell konnte jedoch nur bis Scherraten von  $0,1 s^{-1}$  validiert werden. Es ist an dieser Stelle wichtig zu wissen, dass bei solchen niedrigen Scherraten unter  $0,1 s^{-1}$  Abweichungen des Modells zur Realität auftreten können. Für diese Fallstudie ist es jedoch nicht relevant, da es vor allem darum geht, eine qualitative Aussage über den Einfluss der Thixotropie auf das Strömungsbild im Vergleich zu einem Newtonschen Verhalten zu treffen.

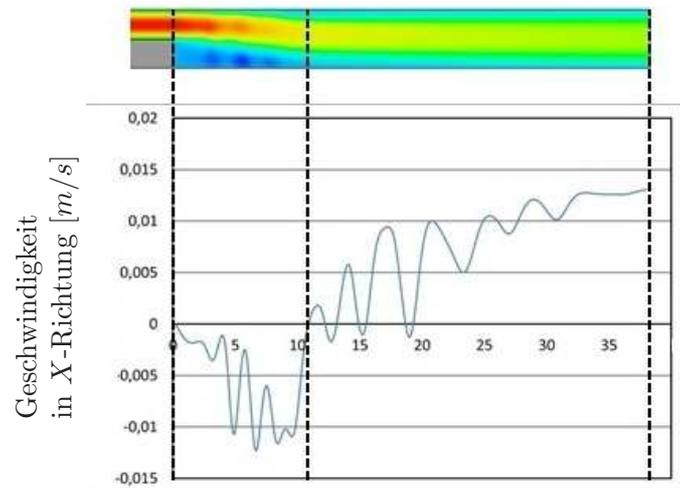
Richtet man den Fokus auf die zu erwartenden Wirbel und deren charakteristische Wiederanlegelängen bei einer Reynoldszahl von 465, stellt man wieder große Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Simulationen mit einem Newtonschen und einem thixotropen Fluid fest. Die Wiederanlegelängen wurden bestimmt, wie in Abbildung 7.11 zu sehen, indem die Geschwindigkeiten in  $X$ -Richtung nah an den Wänden oben und unten aufgetragen wurde. Die Änderung des Vorzeichens der Geschwindigkeit stellt somit den Anfang bzw. das Ende eines Wirbels dar. Während das Newtonsche Verhalten eine Wiederanlegelänge  $x_1$  von 7,3  $m$  aufweist, weist das thixotrope Verhalten eine deutlich längere Wiederanlegelänge  $x_1$  von 10,6  $m$  auf.

Die Geschwindigkeitsvektoren im Fall des thixotropen Schlickers zeigen, dass sich direkt hinter der Stufe nicht nur ein, sondern drei Wirbel gebildet haben (siehe Abbildung 7.12). Dieses Phänomen lässt sich nur anhand der Thixotropie erklären. Direkt hinter der Stufe entsteht eine Zone, in der niedrige Scherraten auftreten und die Viskosität entsprechend ansteigt. Dieser Viskositätsanstieg nimmt Einfluss auf das Strömungsbild und führt dazu, dass die Wiederanlegelänge  $x_1$  länger wird. Das Entstehen von zusätzlichen Wirbeln direkt hinter der Stufe lässt sich jedoch nicht nur mit dem lokalen Viskositätsanstieg hinter der Stufe erklären. Durch eine genaue Analyse der Viskositätsverteilung lässt sich ein besonderes Wellenmuster (siehe Abbildung 7.13) erkennen. Hierfür ist der Transport der Strukturparameter verantwortlich. In Unterkapitel 6.1.3 wurde beschrieben, dass die Strukturparameter materialspezifisch und zeitabhängig sind und entsprechend mit der Flüssigkeit transportiert werden müssen. Um dieses Phänomen richtig abzubilden, wurde für jeden Strukturparameter eine Bewegungsgleichung 6.27 gelöst. Der Transport der Strukturparameter und somit der Viskosität mit der Flüssigkeit ist für zusätzliche Verwirbelungen im „Backward facing step“ Problem verantwortlich. Dies zeigt noch einmal wie groß der Einfluss des thixotropen Materialverhaltens auf das Strömungsbild ist.

7.2. THIXOTROPES ODER NEWTONSCHES MATERIALMODELL 123



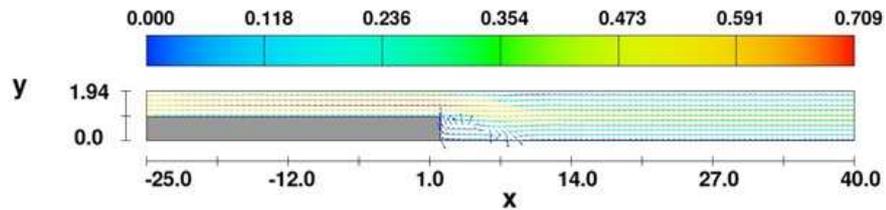
Newtonsches Verhalten ( $Re = 465$ )



Thixotropes Verhalten ( $Re = 465$ )

Abbildung 7.11: Bestimmung der Wiederanlegelängen, exemplarisch für die untere Wand bei Newtonschem Fluid und  $Re=465$  (oben) und beim thixotropen Schlicker und  $Re=465$  (unten).

Newtonsche Flüssigkeit- Geschwindigkeitsvektoren [ $m/s$ ]



Thixotrope Schlicker - Geschwindigkeitsvektoren [ $m/s$ ]

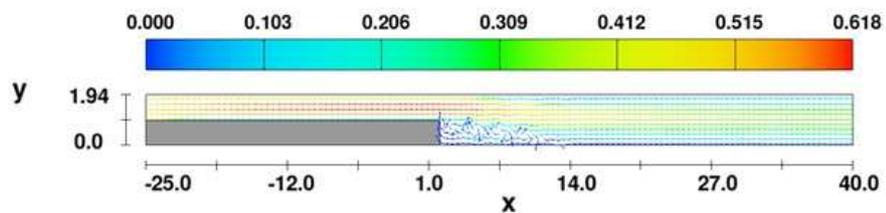


Abbildung 7.12: Geschwindigkeitsvektoren für eine Newtonsche Flüssigkeit (oben) und für thixotropen Schlicker (unten) bei  $Re=465$ .

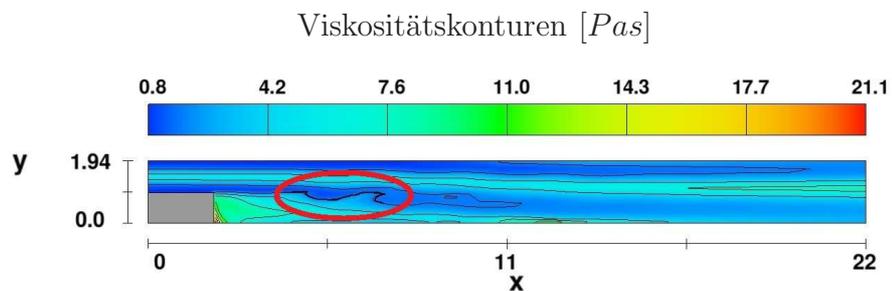


Abbildung 7.13: Erkennbares „Wellenmuster“ in der Viskositätsverteilung vom thixotropen Schlicker bei  $Re=465$ .

7.2. THIXOTROPES ODER NEWTONSCHES MATERIALMODELL 125

Reynoldszahl	Bezeichnung Flüssigkeit	x1	x4	x5
198	Thixotroper Schlicker	6,2	-	-
198	Newtonsches Fluid (5,82 Pa s)	3,6	-	-
324	Thixotroper Schlicker	6,9	-	-
324	Newtonsches Fluid (4,45 Pa s)	5,2	-	-
465	Thixotroper Schlicker	10,6	-	-
465	Newtonsches Fluid (3,72 Pa s)	7,3	-	-
626	Thixotroper Schlicker	11,2	-	-
626	Newtonsches Fluid (3,45 Pa s)	6,3	-	-
830	Thixotroper Schlicker	13,0	-	-
830	Newtonsches Fluid (3,45 Pa s)	9,6	7,9	13,0
830	Newtonsches Fluid (3,45 Pa s) - Netz4	11,1	8,6	19,8
830	Newtonsches Fluid ([92], S. 119)	11,9	9,9	20,2
973	Thixotroper Schlicker	18,1	-	-
973	Newtonsches Fluid (2,96 Pa s)	10,2	8,3	14,2

Tabelle 7.2: Wiederanlegelängen bei den „Backward facing step“ Stömungen für ein Newtonsches Fluid und Schlicker bei vergleichbaren Reynoldszahlen.

In der Tabelle 7.2 werden die numerischen Ergebnisse für die Wiederanlegelängen von thixotropem Schlicker sowie vom Newtonschen Fluid bei Reynoldszahlen von 198, 324, 465, 626, 830 und 973 dargestellt. Die Beobachtungen, die für die Reynoldszahl von 465 gemacht wurden, bestätigen sich auch für die anderen Reynoldszahlen. Dabei fällt auf, dass bei der Strömung mit dem thixotropen Materialmodell die Wiederanlegelänge des ersten Wirbels an der unteren Wand sehr viel länger ist als im Newtonschen Fall. Aus diesem Grund verschwindet sogar der erste Wirbel an der oberen Wand vollständig bei einer Reynoldszahl von 973. Dies bestätigt den großen Einfluss des thixotropen Materialverhaltens des Schlickers auf das Strömungsbild.

Darüber hinaus konnten die Ergebnisse für die Reynoldszahl 830 beim Newtonschen Fluid mit den numerischen Ergebnissen von WALL ([92], S. 119) verglichen werden. Insbesondere die mit *Netz4* unter FLOW3D erzielten Ergebnisse sind sehr nah an den Ergebnissen von WALL (siehe Tabelle 7.2) und

vergleichbar mit den experimentellen Ergebnissen von ARMALY ET AL. ([6]), was auf die richtige Lösung des „Backard facing step“ Problems hinweist und den Auswertungen in diesem Kapitel zusätzliche Aussagekraft gibt.

Zusammengefasst wurde in diesem Unterkapitel deutlich, dass das thixotrope Verhalten einen großen Einfluss auf das Strömungsbild eines Fluids hat. Dies zeigte sich durch unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile, unterschiedliche Wirbelpositionen und -größen sowie unterschiedliche Anzahl an Wirbeln gegenüber einem Newtonschen Materialverhalten. Damit wird klar, dass die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform in der Sanitärindustrie in jedem Fall unter Berücksichtigung des thixotropen Materialverhaltens des Schlickers durchgeführt werden sollte.

### 7.3 Netzabhängige Wirbelanalyse

Im vorherigen Unterkapitel wurden Wirbel bei gleicher Netzgröße in Newtonschen und thixotropen Flüssigkeiten miteinander verglichen. Da die Wirbelanalyse während des Füllvorgang einer Druckgussform eine wichtige Rolle spielen wird, soll nun gezeigt werden, wie die Wahl der Netzgröße die Sichtbarkeit von Wirbeln beeinflusst. Hierfür wird wieder das „Backward facing step“ Problem und zusätzlich das „Driven cavity“ Problem herangezogen.

Für die netzabhängige Wirbelanalyse beim „Backward facing step“ Problem werden die numerischen Ergebnisse der in Unterkapitel 7.2 beschriebenen Vernetzungsanalyse bei einer Reynoldszahl von 465 herangezogen (siehe Tabelle 7.1 und Abbildung 7.8). Die Wirbel werden in Abhängigkeit des eingesetzten Netzes anhand der Geschwindigkeitsvektoren in Abbildung 7.14 aufgezeigt. Beim gröbsten eingesetzten Netz, *Netz0* genannt, ist hinter der Stufe nur ein Wirbel zu sehen. Erst wenn das Netz verfeinert wird erkennt man, dass es sich nicht um einen Wirbel nach der Stufe handelt, sondern um mehrere. Bei *Netz1* erkennt man zwei Wirbel hinter der Stufe, bei *Netz2* und *Netz3* werden fünf Wirbel sichtbar. Dies führt dazu, dass die Wirbellänge  $x_1$  bei feiner werdenden Netzen immer länger wird bis der Konvergenzwert erreicht ist. Will man also eine sehr genaue Auswertung der Wirbel und des

Strömungsbildes machen, muss man immer eine Vernetzungsanalyse machen um festzustellen, ab welcher Netzgröße sich das Strömungsbild nicht mehr oder nur noch wenig ändert.

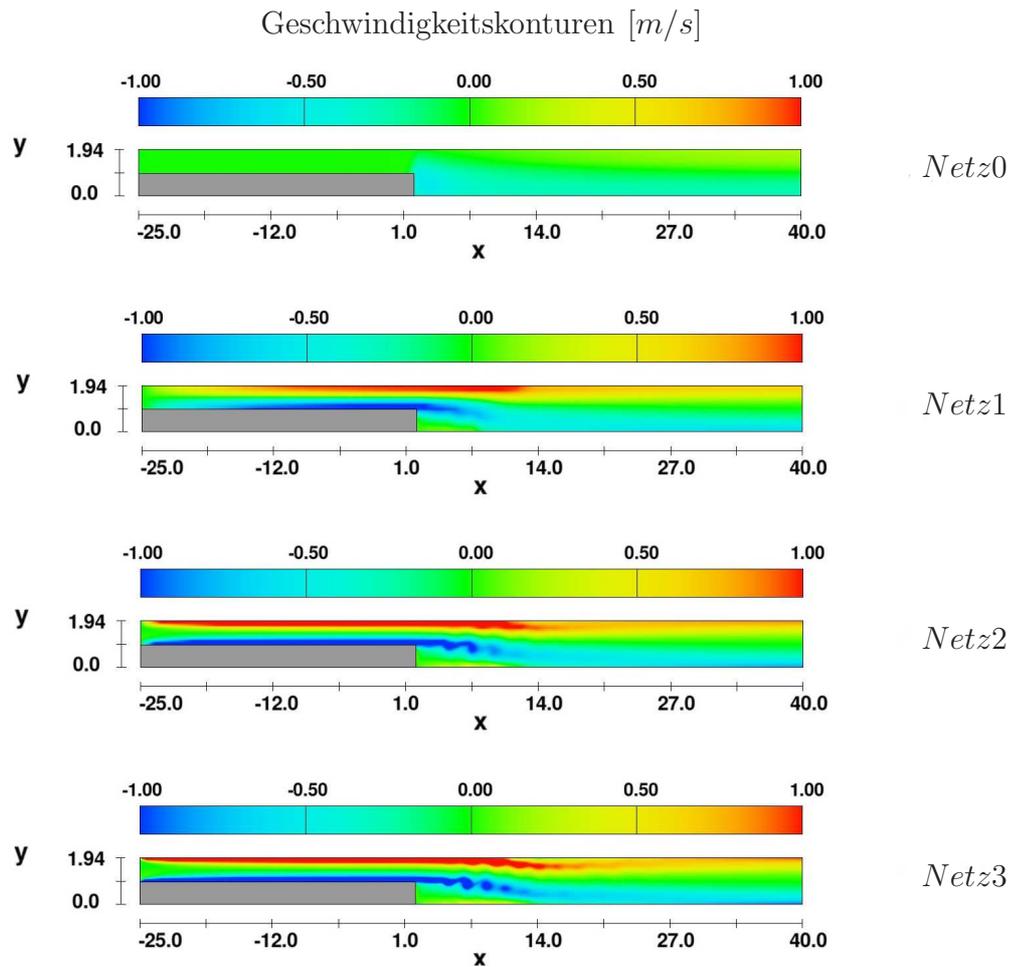


Abbildung 7.14: Einfluss des Netzes auf die Geschwindigkeitsvektoren im „Backward facing step“ Problem bei einer Reynoldszahl von 465.

Schaut man sich nun die Ergebnisse des „Driven cavity“ Problems an wird dies noch deutlicher. Es handelt sich bei diesem Versuch um eine überströmte Kavität (Hohlraum). Die Überströmung wird mit einer konstanten Geschwindigkeit von  $1\text{ m/s}$  in  $X$ -Richtung am oberen Rand der Kavität definiert (siehe Abbildung 7.15 - links). Die anderen drei Ränder der Kavität sind als Wände mit Haftbedingung definiert. Bei dem „Driven cavity“ Problem sind in Abhängigkeit von der Reynoldszahl unterschiedliche stationäre Strömungsbilder zu erwarten (siehe Abbildung 7.15 - rechts).

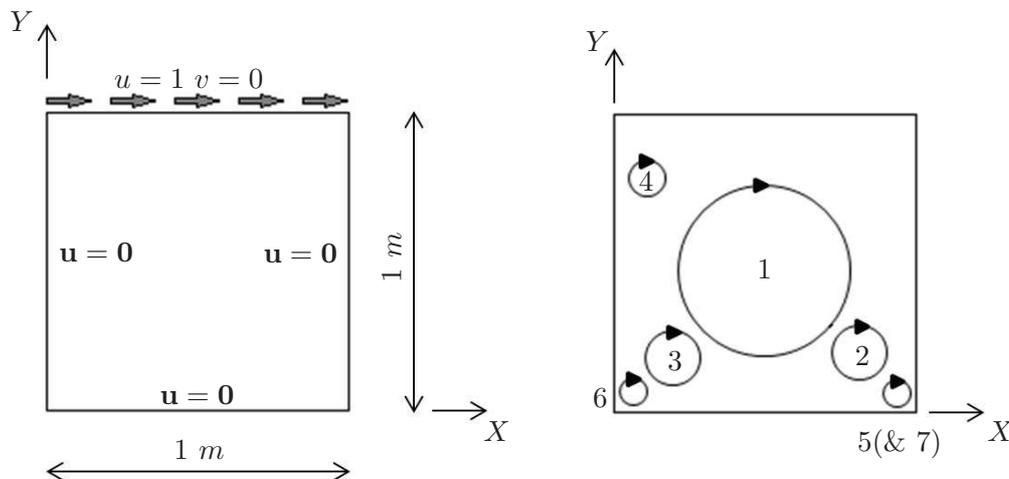


Abbildung 7.15: Geometrie und Randbedingungen des „Driven cavity“ Strömungsproblems (links) - Skizze des charakteristischen Strömungsbildes (rechts) ([92], S. 113).

Für die Lösung des „Driven cavity“ Problems wurden, wie in Tabelle 7.3 beschrieben, sechs unterschiedliche Netze, *Netz0* bis *Netz5*, eingesetzt. Die Ergebnisse der Konvergenzanalyse sind in Abbildung 7.16 zu sehen. Aufgrund der sehr langen Rechenzeit war es in diesem Fall leider nicht möglich festzustellen, welche Netzfeinheit benötigt wird, um völlig konvergierende Ergebnisse zu erhalten. Dies ist jedoch nicht relevant, um den Einfluss des Netzes auf das Strömungsbild zu zeigen.

Netzname	Zellenanzahl in $X$	Zellenanzahl in $Y$	Gesamt- zellenanzahl
<i>Netz0</i>	50	50	2500
<i>Netz1</i>	75	75	5625
<i>Netz2</i>	100	100	10000
<i>Netz3</i>	140	140	19600
<i>Netz4</i>	200	200	40000
<i>Netz5</i>	300	300	90000

Tabelle 7.3: Beschreibung der 6 verschiedenen zweidimensionalen Netze für die Strömungssimulation des „Driven cavity“ Problems.

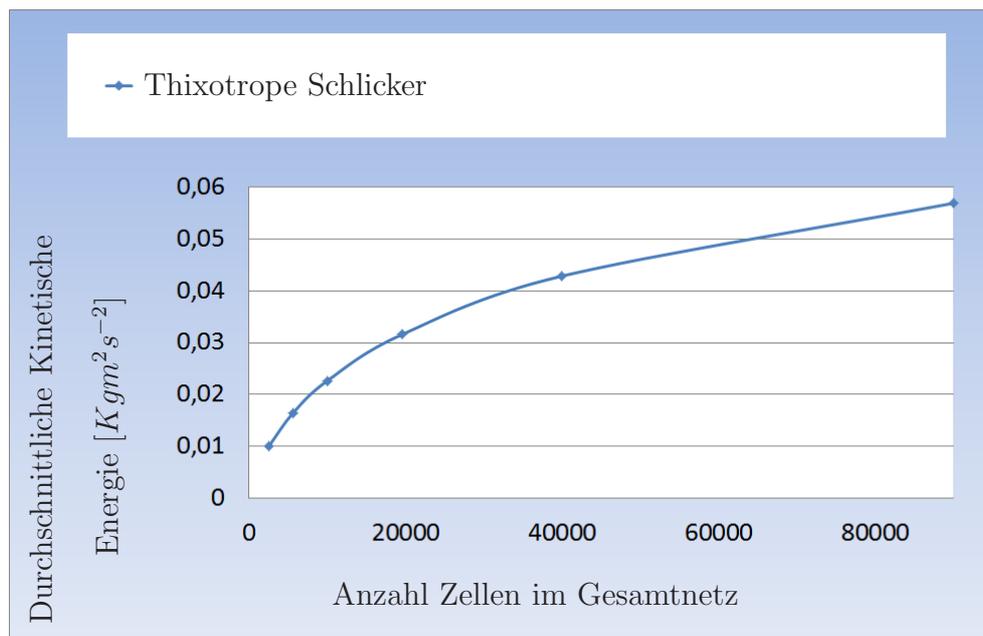
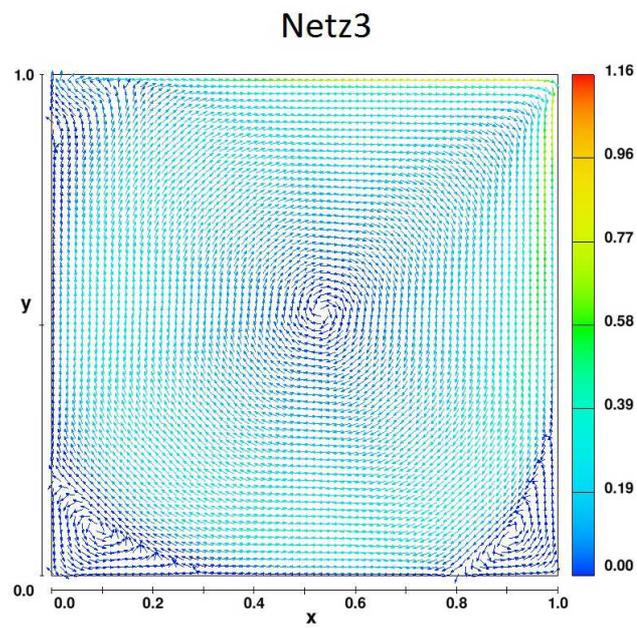
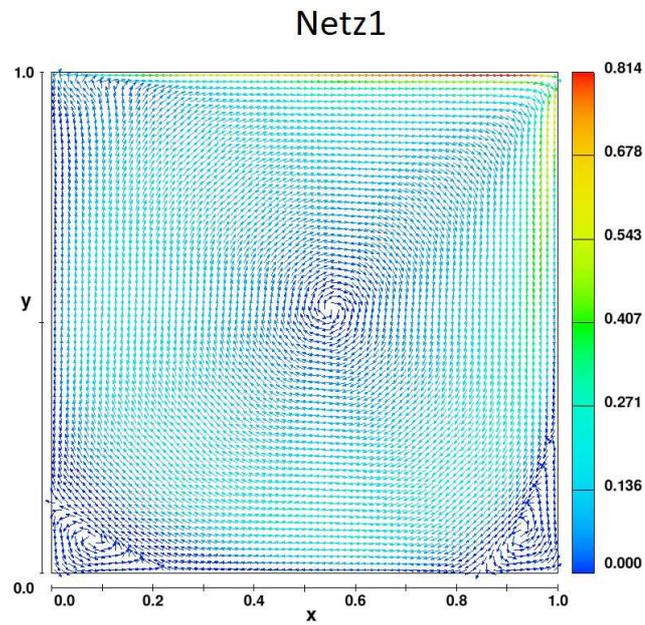
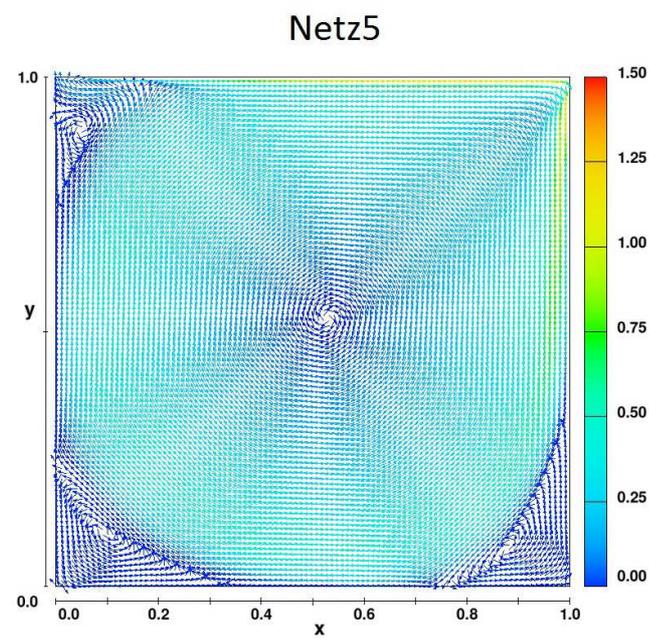
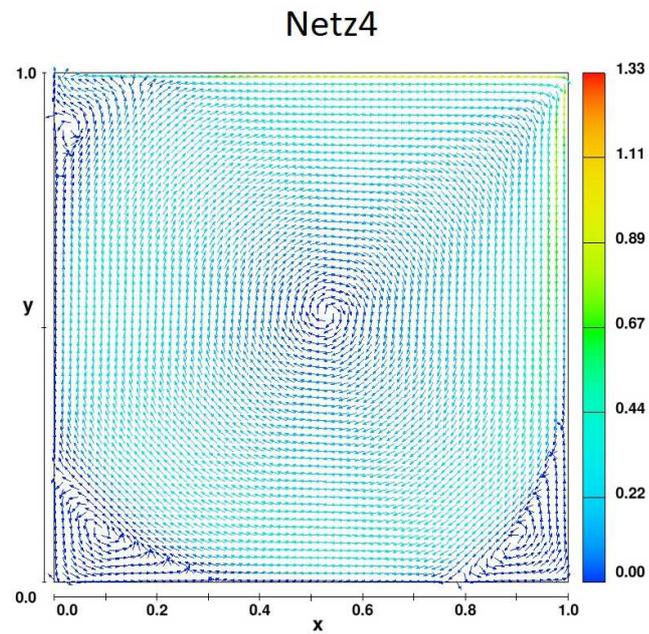


Abbildung 7.16: Ergebnisse der Konvergenzanalyse für den thixotropen Schlicker beim „Driven cavity“ Problem.



Geschwindigkeitsvektoren [ $m/s$ ]

Abbildung 7.17: Einfluss des Netzes auf die Geschwindigkeitsvektoren im „Driven cavity“ Problem bei einer Reynoldszahl von 2586.



Geschwindigkeitsvektoren [ $m/s$ ]

Abbildung 7.18: Einfluss des Netzes auf die Geschwindigkeitsvektoren im „Driven cavity“ Problem bei einer Reynoldszahl von 2586.

Die mit dem Schlicker erzielten Ergebnisse zeigten eine Durchschnittsviskosität nach 1000 s von 2,63 Pa s, was eine Reynoldszahl von 2586 ergibt. Die Geschwindigkeiten werden genau wie beim „Backward facing step“ Problem mit Hilfe von zweidimensionalen Vektoren angezeigt, damit die Wirbel deutlich zu erkennen sind (siehe Abbildungen 7.17 und 7.18). Bei allen Netzgrößen sind die Wirbel 1 bis 3 zu erkennen, und die Positionen dieser Wirbel bewegen sich nur wenig in Abhängigkeit des Netzes. Bei den höher aufgelösten Simulationen (*Netz4* und *Netz5*) fällt auf, dass ein vierter Wirbel (oben links) zu sehen ist, der bei den gröberen Netzen nicht zu sehen war. Dieser vierte Wirbel ist so klein, dass es gar nicht möglich war, ihn mit gröberen Netzen zu sehen. Der Wirbel hat jedoch einen großen Einfluss auf die Scherrate und die Viskositätsverteilung. Damit wird klar, dass das Netz einen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse einer Computersimulation hat. In diesem Zusammenhang kann auch die Durchführung einer gezielten adaptiven Netzverfeinerung, d.h. nur die Verfeinerung eines bestimmten Netzgebietes, weitergehende Informationen liefern und gleichzeitig Rechenzeit sparen. Zusammenfassend ist eine Vernetzungsanalyse für die Interpretation der Ergebnisse einer Computersimulation, vor allem wenn Wirbel auftreten, unbedingt erforderlich.

## 7.4 Verifizierung der Bewegung der freien Oberfläche

Nach dem die Implementierung des thixotropen Materialgesetzes in FLOW3D verifiziert und der Einfluss des thixotropen Materialverhaltens auf das Strömungsfeld untersucht wurde, soll nun die Bewegung der freien Oberfläche in den Fokus genommen werden.

Um die Bewegung der freien Oberfläche zu verifizieren, sollen die Ergebnisse eines praktischen Formfüllungsversuchs mit den Ergebnissen der Simulation der Füllung der jeweils gleichen Geometrie verglichen werden. Für den Vergleich zwischen Experiment und Simulation wurden zwei Versuchsformen ausgewählt.

Bei der ersten Geometrie handelt es sich um einen durchsichtigen Zylinder aus Plexiglas. Während des Füllvorgangs dieser Form entsteht eine relativ einfache Bewegung der freien Oberfläche, die eine quantitativ sehr genaue Auswertung der Unterschiede zwischen Experiment und Computersimulation ermöglicht.

Die zweite Geometrie ist eine Waschtischform, wie sie in der Produktion verwendet wird. Die Waschtischform ist viel komplexer als die Zylindergeometrie. Auch die Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs der Waschtischform ist deutlich komplizierter als bei der Füllung des Zylinders. Die Verifizierung der Bewegung der freien Oberfläche wird dadurch erschwert. Der Abgleich zwischen diesem Experiment und der entsprechenden Computersimulation soll jedoch den Nachweis bringen, dass auch komplexe Füllvorgänge, die in der Sanitärproduktion vorkommen, simuliert werden können.

#### 7.4.1 Füllung eines Zylinders

Der Plexiglaszylinder mit einem Innendurchmesser von  $240\text{ mm}$  steht senkrecht und ist unten geschlossen. Über eine Rohrleitung mit einem Durchmesser von  $20\text{ mm}$  wird der Zylinder mittig von unten mit einem konstanten Volumenstrom gefüllt. Am Anfang des Füllvorgangs entsteht ein Schlickerbrunnen in der Form. Nach wenigen Sekunden überdeckt der Schlicker die gesamte Bodenfläche des Zylinders. Der Brunnen wird kleiner, in dem die freie Oberfläche zwischen Schlicker und Luft zu einem Plateau wird. Dieses Verhalten stellt eine relativ einfache Bewegung der freien Oberfläche dar und bietet so eine gute Abgleichmöglichkeit für die Computersimulation. Außerdem kann die Bewegung der freien Oberfläche sehr einfach quantifiziert werden, in dem die Höhe des Brunnens und die Höhe des Schlickerpegels während des Füllvorgangs einfach optisch gemessen werden können. Dieser Versuch bietet also ideale Rahmenbedingungen für die Verifizierung der Bewegung der freien Oberfläche in der Computersimulation.

Die Hauptherausforderung bei diesem ersten Experiment lag darin, den während des Formfüllvorgangs einströmenden Volumenstrom konstant zu

halten. In Kapitel 3 „Grundlagen der Sanitärkeramik“ wurde erläutert wie eine Monopumpe in Verbindung mit einem Zwischenbehälter (Akkumulator) zu einer sanften und konstanten Füllung einer Sanitärdruckgussform eingesetzt wird. So ein Konstrukt ist allerdings teuer. Der Zwischenbehälter eignet sich nicht für einen Versuch, in dem sehr wenig Gießmasse für die Füllung einer Versuchsform gebraucht wird. Als geeignete Alternative zur Pumpe wurde für diese Arbeit die Graviationskraft genutzt, in dem ein Behälter mit Gießmasse in fünf Meter Höhe über die zu füllende Form gestellt wurde. So wird die potentielle Energie genutzt, um die Form zu füllen. Die potentielle Energie korreliert linear mit der Pegeldifferenz zwischen dem Schlickerpegel im Behälter und in der Gießform. Während der Füllung der Gießform sinkt der Pegel im Schlickerbehälter und der Pegel in der Form steigt. Das führt dazu, dass die potentielle Energie und somit der Volumenstrom während des Füllvorgangs sinkt. Um diesen Effekt vernachlässigen zu können, muss der Höhenunterschied  $H_1$  zwischen dem Schlickerpegel im Behälter und dem Eintritt in die Gießform möglichst groß und konstant sein. Außerdem muss der Höhenunterschied  $H_2$  zwischen dem Eintritt in die Form und dem Schlickerpegel in der Form am Ende des Füllvorgangs noch möglichst klein im Verhältnis zu  $H_1$  sein. Die Füllung des Zylinders wurde mit 4,05 l durchgeführt, so dass  $H_2$  gleich 90 mm ist. Der 5 m über dem Eintritt in die Gießform positionierte Schlickerbehälter wurde mit einem Durchmesser von 1200 mm ausgewählt, so dass während der Füllung des Zylinders das Niveau des Schlickers im Behälter nur bis zu 3,6 mm (entspricht 4,05 Liter) sinken kann. Es kann also davon ausgegangen werden, dass  $H_1$  mit 5000 mm während des Füllvorgangs der Versuchsform konstant ist. Dieser Versuch wurde so aufgebaut, dass das Verhältnis zwischen  $H_2$  und  $H_1$  kleiner als 0,02 ist. Es wird also davon ausgegangen, dass der Volumenstrom während der gesamten Füllung der Versuchsform konstant bleibt. Dies wird über die optische Verfolgung der steigenden Gießmasse im Zylinder überprüft.

Eine weitere Herausforderung bei diesem Versuch war es, einen produktionsnahen Volumenstrom einzustellen. Die Füllgeschwindigkeit hängt natürlich stark davon ab, wie hoch der Gießmassebehälter über der Versuchsform steht. Maßgeblich ist aber auch die entstehende Reibung im Schlauch zwischen dem Gießmassebehälter und der zu füllenden Form. Die Reibung ist direkt abhängig von der Länge und dem Durchmesser des Verbindungsschlauches. Unter Berücksichtigung dieser Parameter wurde empirisch ein Optimum gefunden, in dem der Gießmassebehälter etwa 5000 mm möglichst senkrecht

über der zu füllenden Form steht und der Verbindungsschlauch zwischen Behälter und Versuchsform ein Durchmesser von  $50\text{ mm}$  hat (siehe Abbildung 7.19).

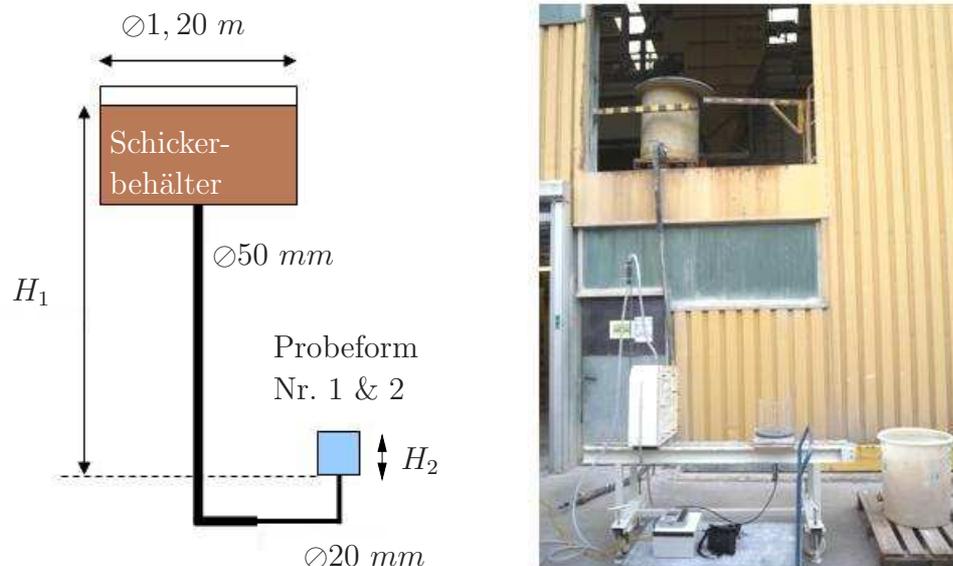


Abbildung 7.19: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Bewegung der freien Oberfläche des Schlickers während des Füllvorgangs.

Mit dem beschriebenen Versuchsaufbau konnte die Füllgeschwindigkeit über die Höhe des Schlickerpegels im zeitlichen Verlauf ermittelt werden. Die ermittelte Füllgeschwindigkeit ist nahezu konstant über die gesamte Füllzeit (siehe Abbildung 7.25) und wurde für die Computersimulation mit  $8,1\text{ l/min}$  definiert.

Nach der Durchführung des Versuchs wurde in einem zweiten Schritt der Füllvorgang des Plexiglaszylinders mit FLOW3D simuliert. Aufgrund der relativ einfachen Geometrie wurde die Konstruktion des Füllzylinders direkt über die Strömungssimulationssoftware FLOW3D durchgeführt. Das Problem ist

rotationssymmetrisch und es kann zur Verringerung der Rechenzeit nur ein Abschnitt des Zylinders diskretisiert werden. Für die Vernetzung des Zylinders würde sich auf den ersten Blick ein Zylindernetz anbieten. Es hat sich jedoch gezeigt, dass die Berechnung so nicht in einer sinnvollen Zeit zu einem Resultat führt, was an den ungünstigen Seitenverhältnissen der Elemente in der Nähe der Mittelachse des Zylinders liegt. Der Zylinder wurde deshalb komplett mit kartesischen Würfelementen vernetzt. Zur Senkung des Rechenaufwandes wurde nur ein Teilabschnitt von  $90^\circ$  des Zylinders vernetzt und berechnet.

Auch bei dieser Simulation wurde der GMRES-Solver ausgewählt, da es ein schneller Solver ist, der sich zur Lösung fast aller Probleme eignet. Das Problem wurde mit nur einer Flüssigkeit modelliert. Der Einfluss der Luft wurde vernachlässigt in dem angenommen wurde, dass ein Vakuum in der zu füllenden Form herrscht und die Luft während des Füllvorgangs keinen relevanten Einfluss auf die Bewegung der freien Oberfläche hat. Dadurch mussten immer nur die Zellen berechnet werden, die mindestens einen Anteil der Flüssigkeit enthalten, was die Rechenzeit fast halbiert.

Bevor die numerischen Ergebnisse interpretiert werden, ist es wichtig eine Vernetzungsanalyse durchzuführen. Um den Einfluss der Netzauflösung auf die Genauigkeit der Simulation der freien Oberflächen zu untersuchen, wurden Würfelemente mit Kantenlängen von 4, 3, 2, 1 und 0,66 *mm* verwendet. Dies entspricht Gesamtzellenzahlen von 64.800, 161.280, 518.400, 4.147.200 und 13.996.800. Bei einer Berechnung mit einer freien Oberfläche ist nicht mehr nur die gemittelte kinetische Energie, sondern auch die Volumenerhaltung und die Größe der freien Oberfläche in Abhängigkeit vom Netz auszuwerten. Die zwei letzten Parameter ergeben wichtige Informationen über mögliche Fehler in der Darstellung der freien Oberfläche. Es soll damit untersucht werden, wie fein die Geometrie vernetzt werden muss, damit eine gute Bestimmung der freien Oberfläche möglich ist (siehe Abbildungen 7.20, 7.21 und 7.22).

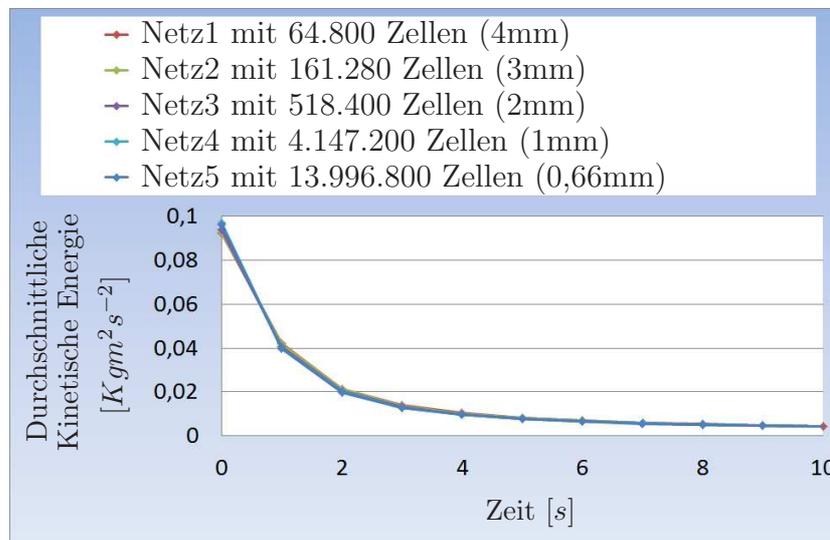


Abbildung 7.20: Ergebnisse der Vernetzungsanalyse beim Füllvorgang eines Zylinders mit Schlicker: Durchschnittliche Kinetische Energie.

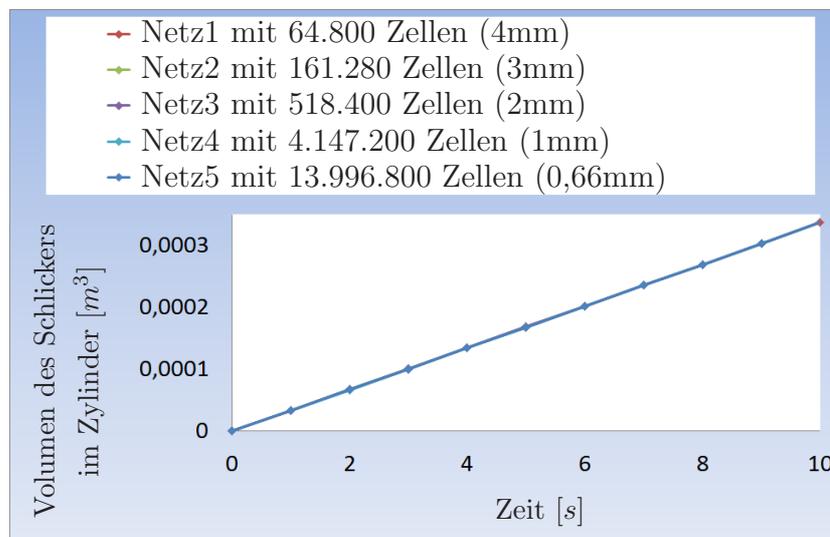


Abbildung 7.21: Ergebnisse der Vernetzungsanalyse beim Füllvorgang eines Zylinders mit Schlicker: Volumenerhaltung.

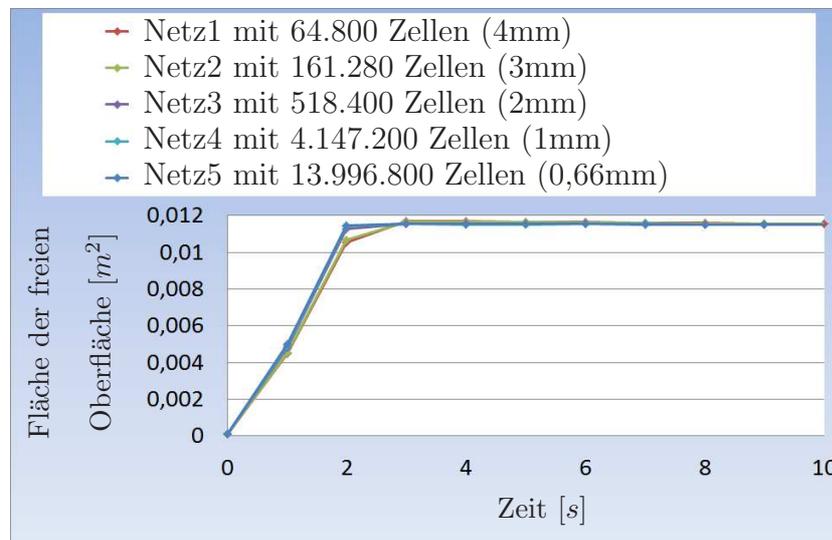


Abbildung 7.22: Ergebnisse der Vernetzungsanalyse beim Füllvorgang eines Zylinders mit Schlicker: Flächenverlauf der freien Oberfläche.

Durch die Ergebnisse der Vernetzungsanalyse stellt man zunächst fest, dass die Volumenerhaltung während des Füllvorgangs bei allen fünf Netzen perfekt ist. Insbesondere am Anfang der Berechnung eines Füllvorgangs bewegt sich die freie Oberfläche sehr schnell, und es kann zu numerischen Fehlern in Form von Volumenverlusten kommen. Dies ist mit FLOW3D nicht der Fall, was sicherlich auf die eingesetzte Volume-of-Fluid-Methode zurückzuführen ist.

Schaut man sich die durchschnittliche kinetische Energie und die Fläche der freien Oberfläche an, stellt man fest, dass die Feinheit des Netzes vor allem in den ersten 3 s des Füllvorgangs des Zylinders eine Rolle spielt. Das liegt daran, dass der Brunnen am Anfang des Füllvorgangs eine komplexe Freiformfläche darstellt, die bei groben Netzen nicht genau abgebildet wird (siehe Abbildung 7.23). Für die numerische Auswertung der freien Oberfläche in den ersten 3 Sekunden des Füllvorgangs empfiehlt es sich eine Netzgröße von 1 mm Kantenlänge auszuwählen (Netz mit 4.147.200 Zellen).

Nach 3 Sekunden reduziert sich die Komplexität der Freiformfläche deutlich, da der gesamte Boden komplett mit Schlicker überdeckt ist. Die Feinheit des Netzes spielt dann kaum noch eine Rolle, und es empfiehlt sich für

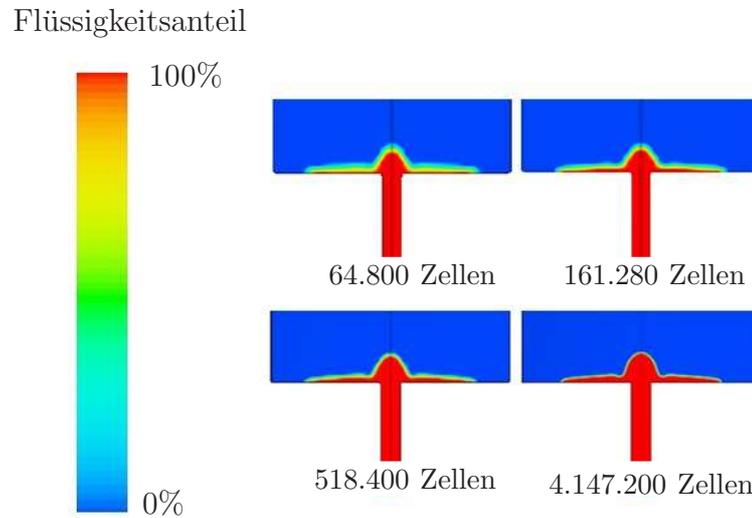


Abbildung 7.23: Darstellung der Freiformfläche nach 1s Formfüllung mit vier Netzen mit Zellenzahlen von 64.800, 161.280, 518.400 und 4.147.200.

die numerische Auswertung der Freiformfläche nach 3 Sekunden Füllzeit eine Netzgröße von 4 mm Kantenlänge auszuwählen (Netz mit 64.800 Zellen).

Die Ergebnisse des Vergleiches zwischen Experiment und Simulation werden in den Abbildungen 7.24 und 7.25 dargestellt. Abbildung 7.24 zeigt zunächst bildhaft eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Die Höhenverläufe des Brunnens sowie des Spiegels werden in Abbildung 7.25 über die gesamten 30 s des Füllvorgangs dargestellt und ermöglichen den optischen Eindruck von Abbildung 7.24 zu quantifizieren. In der Computersimulation steigt der Brunnen direkt auf 28 mm. In den ersten 2 Sekunden sieht man, dass die Brunnenhöhe im Experiment deutlich tiefer ist als die Brunnenhöhe in der Simulation. Dies ist auf einen geringen Startvolumenstrom während des Experiments zurückzuführen. Der Schlicker wird im Experiment durch einen Hahn in die Rohrleitung gefüllt. Nach der Öffnung des Hahns braucht der Volumenstrom im Experiment ca. 2 s, um einen konstanten Volumenstrom von 8,1 l/min zu erreichen. Die Brunnenhöhe im Experiment und in der Computersimulation sind erst anschließend vergleichbar. Die unterschiedlichen Startbedingungen führen dazu, dass die Computersimulation etwa eine Sekunde vor dem Experiment ist.

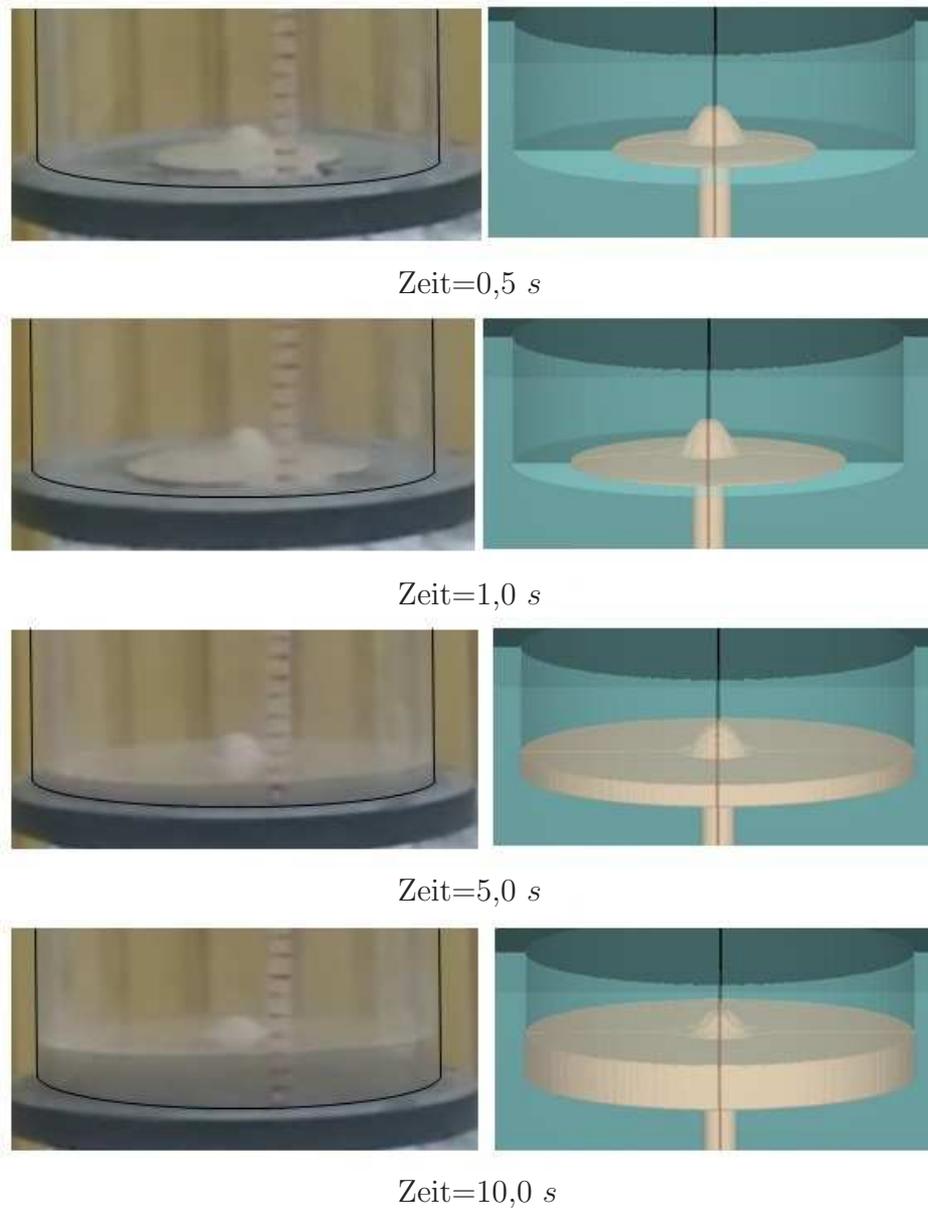


Abbildung 7.24: Vergleich zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang eines Zylinders mit Schlicker für die Füllzeiten 0,5 s, 1,0 s, 5,0 s und 10,0 s.

Die Höhenverläufe von Brunnen und Spiegel verlaufen in Experiment und Simulation nach 2 s parallel, was auf eine sehr gute Übereinstimmung hinweist. Es ist davon auszugehen, dass ein Versuch unter realen Produktionsbedingungen diese unterschiedlichen Startbedingungen nicht aufzeigen würde, da der Schlicker in ein Ringleitungssystem umgepumpt wird bevor er in die Form einströmt.

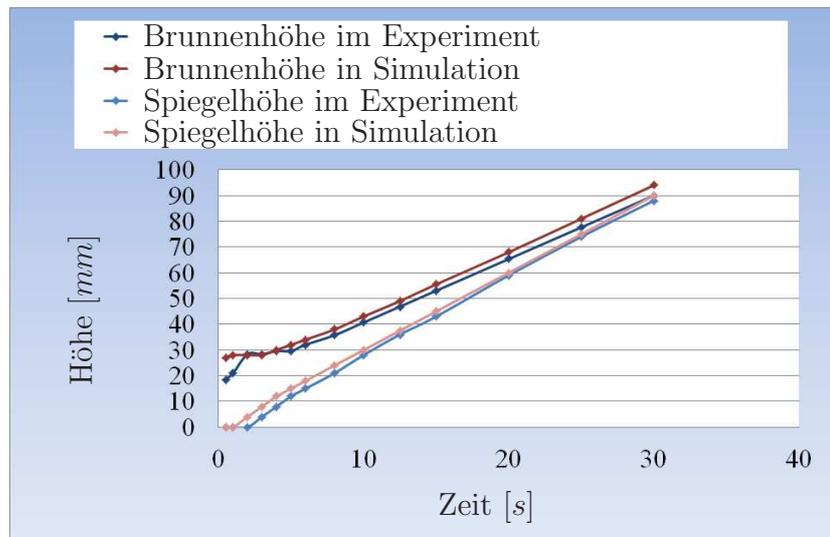


Abbildung 7.25: Vergleich der zeitabhängigen Höhenverläufe von Brunnen und Spiegel zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang eines Zylinders mit Schlicker.

Zusammengefasst zeigt der Vergleich zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang des Zylinders, dass die Berechnung des Verlaufes der freien Oberfläche zwischen Schlicker und Luft mit FLOW3D sehr gut vorhergesagt werden kann. Das Netz sollte für die ersten Sekunden des Füllvorgangs einer Form relativ fein gewählt werden, damit der Brunnen richtig dargestellt wird. Sobald der Brunnen anfängt kleiner zu werden und irgendwann verschwindet, in dem die freie Oberfläche zu einem Plateau wird, spielt die Feinheit des Netzes nur noch eine untergeordnete Rolle für die Darstellung der Freiformfläche.

### 7.4.2 Füllung einer Druckgussform

Im Anschluss an die Füllung der Zylinderform wird die Füllung einer Waschtischform, wie sie in der Produktion verwendet wird, zunächst experimentell untersucht und dann am Computer simuliert. Es handelt sich um einen wandhängenden Waschtisch der Subway 2.0 Kollektion. Für diesen Versuch wurde die Waschtischform so modifiziert, dass die eine Formhälfte eine Plexiglasscheibe ist. Auf diese Weise kann der gesamte Formfüllungsprozess auch optisch nachverfolgt werden. Die Versuchsform ist wie die Zuflussrohrleitung um  $6^\circ$  geneigt. Die Rohrleitung hat einen Innendurchmesser von  $18\text{ mm}$  und ist an der tiefsten Stelle der Form positioniert. Wie beim Zylinder entsteht am Anfang der Füllung ein Schlickerbrunnen. Dieser ist jedoch aufgrund der Neigung der Leitung sehr instabil und rotiert um die Zuflussachse. Die Formgeometrie sowie die Bewegung der Freiformfläche ermöglichen keinen exakten optischen Abgleich mit der Computersimulation wie beim Füllvorgang eines Zylinders. Diese Untersuchung soll dennoch zeigen, dass auch komplexe Füllvorgänge richtig simuliert werden können.

Der für den Füllvorgang des Zylinders beschriebene Versuchsaufbau wurde für diesen Versuch fast komplett übernommen. Auch hier wurde die potentielle Energie genutzt, um die Form zu füllen. Der Schlickerbehälter mit einem Durchmesser von  $1200\text{ mm}$  wurde für diesen Versuch nicht mehr  $5000\text{ mm}$ , sondern  $6500\text{ mm}$  über dem Eintritt in die Gießform positioniert, damit die potentielle Energie und somit der Volumenstrom während des Füllvorgangs der Versuchsform möglichst konstant bleibt. Die Füllung der Waschtischform ist nach  $10,2\text{ l}$  vollendet und die Höhe  $H_2$  zwischen Eintritt in die Form und Schlickerpegel am Ende des Füllvorgangs ist gleich  $440\text{ mm}$ . Während des Füllvorgangs der Versuchsform kann das Niveau des Schlickers im Behälter nur bis zu  $9\text{ mm}$  (entspricht  $10,2\text{ Liter}$ ) sinken. Es wird also angenommen, dass  $H_1$  mit  $6500\text{ mm}$  während des Füllvorgangs der Versuchsform konstant ist. Zusammengefasst wurde dieser Versuch so aufgebaut, dass das Verhältnis zwischen  $H_2$  und  $H_1$  kleiner als  $0,07$  ist. Es wird wie bei der Füllung des Zylinders auch hier davon ausgegangen, dass der Volumenstrom während der gesamten Füllung der Versuchsform in etwa konstant bleibt. Dies wird über die optische Verfolgung der steigenden Gießmasse in der Versuchsform überprüft.

Die Füllgeschwindigkeit wurde über die Höhe des Schlickerpegels im Zeitverlauf des Experiments ermittelt. Die ermittelte Füllgeschwindigkeit ist nahe zu konstant über die gesamte Füllzeit und wurde für die Computersimulation mit  $16,7 \text{ l/min}$  definiert. Aufgrund der komplexen Geometrie wurde die Konstruktion der Waschtischform über eine kommerzielle dreidimensionale Konstruktionssoftware vorgenommen und über die STL-Schnittstelle in die Strömungssimulationssoftware FLOW3D importiert. Die inneren Abmessungen der Form sind etwa  $660 \text{ mm}$  in  $X$ -Richtung,  $175 \text{ mm}$  in  $Y$ -Richtung und  $375 \text{ mm}$  in  $Z$ -Richtung.

Wie bei der Simulation des Füllvorgangs eines Zylinders wurde bei dieser Simulation der GMRES-Solver ausgewählt. Das Problem wurde ebenfalls mit nur einer Flüssigkeit modelliert, in dem der Einfluss der Luft auf die Bewegung der freien Oberfläche vernachlässigt wurde.

Bevor die numerischen Ergebnisse interpretiert werden, ist es von besonderer Bedeutung, mit einer Vernetzungsanalyse zu beginnen. Für diesen Zweck werden die gemittelte kinetische Energie, die Volumenerhaltung und die Fläche der freien Oberfläche in Abhängigkeit vom Netz ausgewertet. Um den Einfluss der Netzauflösung auf die Genauigkeit der freien Oberfläche zu untersuchen, wurden Würfelemente mit Kantenlängen von  $4 \text{ mm}$ ,  $3 \text{ mm}$ ,  $2 \text{ mm}$  und  $1 \text{ mm}$  verwendet. Dies entspricht Gesamtzellenzahlen von 1.020.000, 2.451.600, 8.160.000 und 65.280.000. Es wurde dabei immer beachtet, dass der Querschnitt des Zufussrohres gleichmässig vernetzt und die Rohrleitung senkrecht zur  $X - Y$ -Ebene positioniert wurde. Die Neigung der Versuchsförm von  $6^\circ$  wurde nicht durch das Kippen der Geometrie, sondern durch eine angepasste Ausrichtung des Gravitationsvektors in FLOW3D simuliert.

Wie schon bei den Füllvorgängen des Zylinders ist es auch bei der Druckgussform wichtig, dass während der Simulation keine Fluidverluste durch starke Bewegung und Verformung der freien Oberfläche entstehen. Abbildung 7.26 zeigt für alle vier Netze während der Füllung eine lineare Erhöhung des Volumens in der Form. Die Neigung der Gerade entspricht dem in der Simulation vorgegebenen Volumenstrom. Die Volumenerhaltung ist damit für alle vier Netze nachgewiesen.

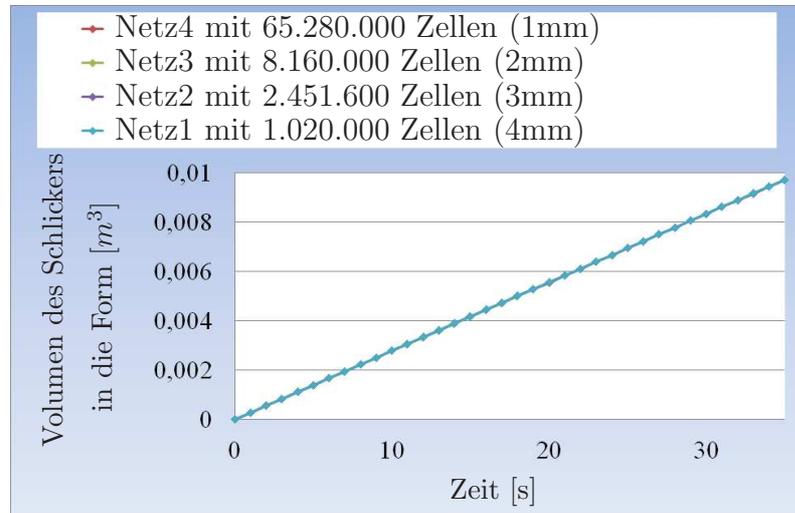


Abbildung 7.26: Ergebnisse der Vernetzungsanalyse beim Füllvorgang einer Waschtischform mit Schlicker: Volumenerhaltung.

Die durchschnittliche kinetische Energie wird nur wenig in den ersten 2 s und kaum noch im späteren Verlauf des Füllvorgangs vom Netz beeinflusst (siehe Abbildungen 7.27).

Schaut man sich den zeitabhängigen Verlauf der Größe der freien Oberfläche während der Füllung der Form an, sind zwischen den vier eingesetzten Netzen große Unterschiede zu sehen (siehe Abbildung 7.28). Sehr auffällig ist, dass sich die Kurven mit feineren Netzen insbesondere am Anfang des Füllvorgangs einander nicht annähern, wie es bei einem konvergierenden Problem der Fall sein sollte. Besonders in den ersten 10 s des Füllvorgangs zeigen sich große Unterschiede zwischen den Netzen. Am Anfang des Füllvorgangs entsteht ein Brunnen, der nach 1 s anfängt um seine Achse zu rotieren. Dies ist eine sehr komplexe freie Oberflächenbewegung, die mit feiner werdenden Netzen genauer dargestellt wird (siehe Abbildung 7.29).

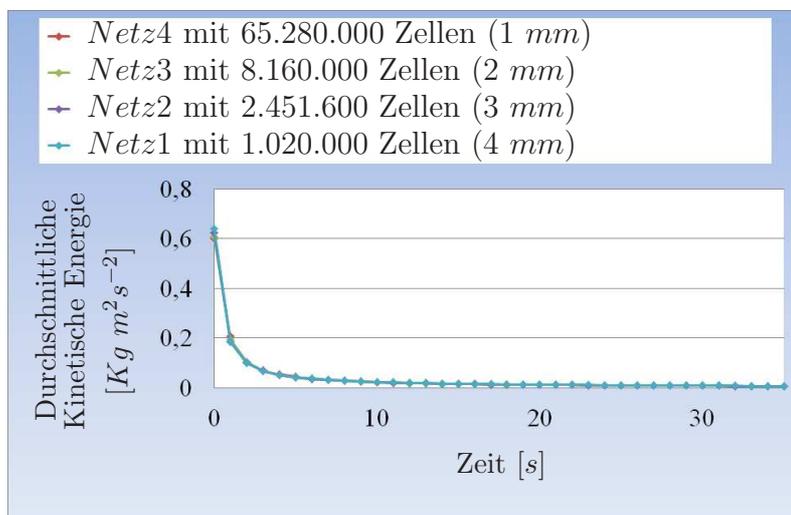


Abbildung 7.27: Ergebnisse der Vernetzungsanalyse beim Füllvorgang einer Waschtischform mit Schlicker: Durchschnittliche Kinetische Energie.

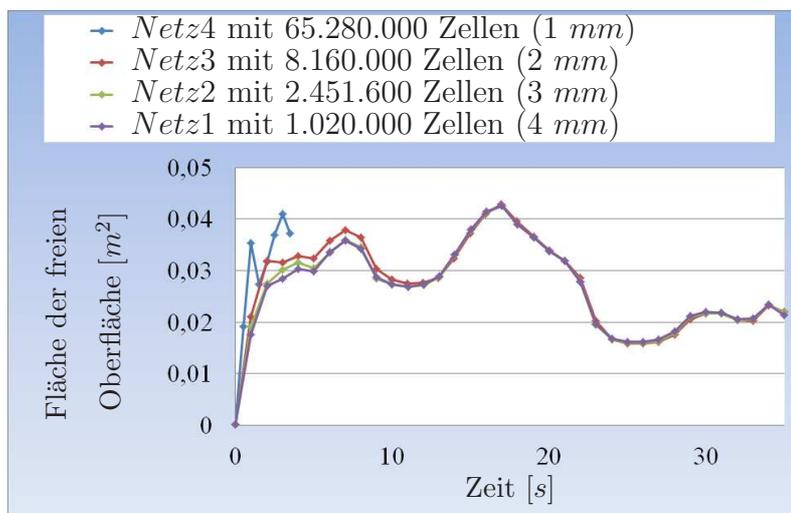
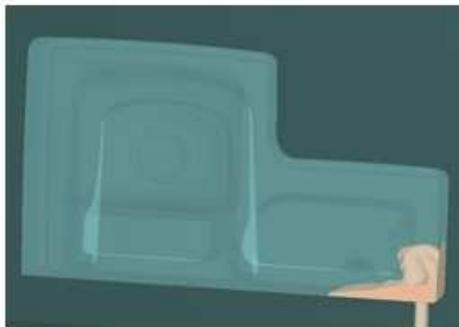
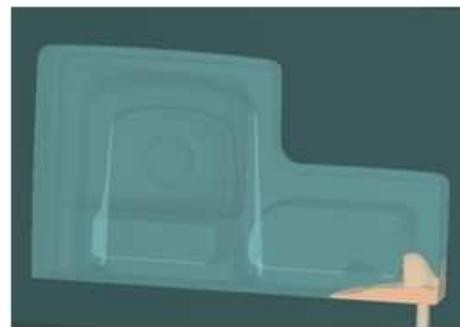


Abbildung 7.28: Ergebnisse der Vernetzungsanalyse beim Füllvorgang einer Waschtischform mit Schlicker: Flächenverlauf der freien Oberfläche.

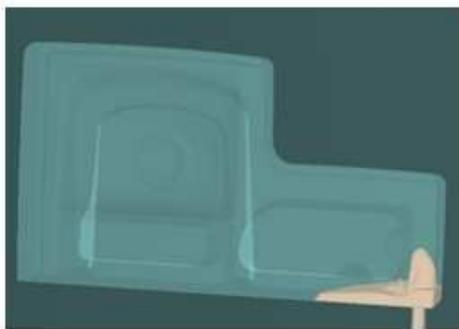
Füllzeit = 1,0 s



Netz mit 65.280.000 Zellen



Netz mit 8.160.000 Zellen



Netz mit 2.451.600 Zellen



Netz mit 1.020.000 Zellen

Abbildung 7.29: Darstellung des Brunnens nach 1s Füllzeit in Abhängigkeit vom Netz.

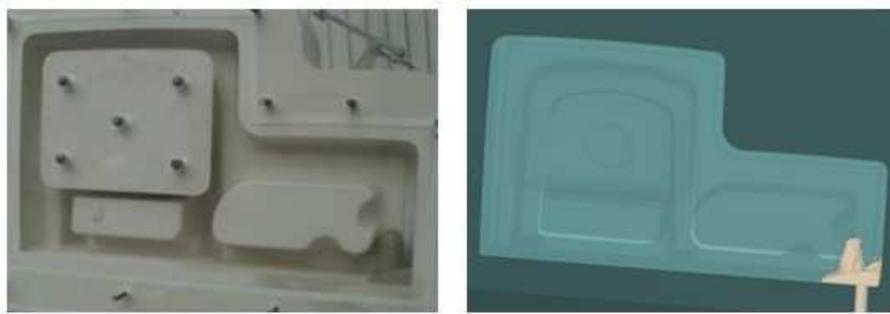
Aufgrund des höheren Volumenstroms,  $16,7 \text{ l/min}$  im Vergleich zu  $8,1 \text{ l/min}$  bei der Füllung des Zylinders, beträgt die Brunnenhöhe bei der Füllung der Waschtischform  $70 \text{ cm}$  und es kommt zur Schlickertropfenbildung. Außerdem schlägt der Schlicker an die Wände um den Zufluss. Es bildet sich ein Schlickerfilm an den Wänden. Die kleinen Schlickertropfen und der Schlickerfilm an den Wänden sind zwei Phänomene, die mit Netzen mit einer Kantenlänge größer als  $3 \text{ mm}$  nicht dargestellt werden, da sie kleiner als die Netzzellen sind. Erst bei einem Netz mit  $2 \text{ mm}$  Kantenlänge und noch deutlicher bei einem Netz mit  $1 \text{ mm}$  Kantenlänge werden Schlickertropfen und

Zellenanzahl	Netzgröße [ <i>mm</i> ]	Rechenzeit [s]	Berechnete Fülldauer [s]
1.020.000	4	26.690	36
2.451.600	3	79.640	36
8.160.000	2	626.700	36
65.280.000	1	293.300	5

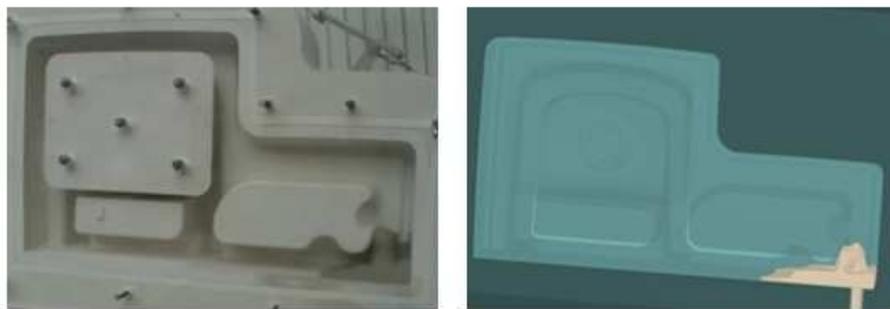
Tabelle 7.4: Auflistung der Rechenzeit unter Verwendung von vier unterschiedlichen Netzen.

Schlickerfilm an den Wänden sichtbar. Dies hat natürlich einen sehr großen Einfluss auf die Fläche der freien Oberfläche und erklärt, warum die Fläche in den ersten 10 s des Füllvorgangs bei feineren Netzen stark zunimmt. Darüber hinaus soll die Rechenzeit bei der Auswahl der geeigneten Netzgröße berücksichtigt werden. Die Rechenzeiten für die verschiedenen Netze sind in Tabelle 7.4 zusammengefasst. Da kleine Schlickertropfen unter 2 *mm* und Schlickerfilme nur wenig Einfluss auf den Füllvorgang einer Druckgussform haben, sind diese als unwesentlich einzustufen. Um eine möglichst kurze Rechenzeit und gleichzeitig eine möglichst genaue Abbildung der freien Oberfläche zu haben, empfiehlt es sich, ein Netz mit 3 *mm* Kantenlänge zu verwenden. Diese Netzgröße wurde für die Verifizierung der Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs der Waschtischform ausgewählt.

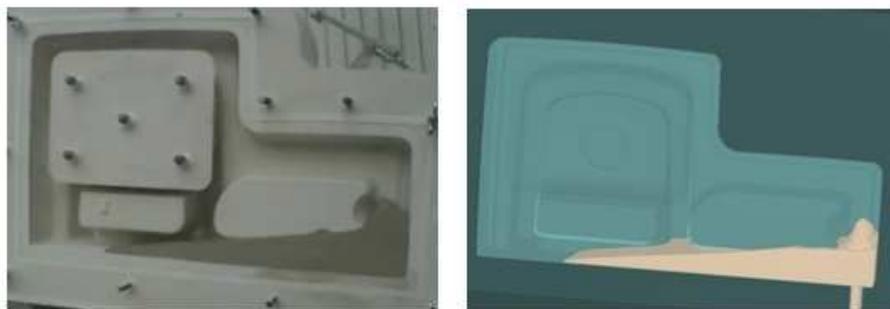
Die mit FLOW3D errechneten Ergebnisse für die Simulation des Füllvorgangs einer Waschtischform sollen nun mit den experimentellen Ergebnissen verglichen werden. Am Anfang des Füllvorgangs bildet sich, sowohl beim Experiment als auch in der Simulation, ein Brunnen. Dieser wird nach ca. 0,8 s Füllzeit instabil, in dem der Brunnen um die *Z*-Achse rotiert. Die Drehbewegung hat im Experiment und in der Computersimulation die gleiche Periodendauer von etwa 0,4 s. Nach ca. 10 s Füllzeit hört sich der Brunnen in Experiment und Simulation auf zu drehen. Der direkte optische Vergleich zwischen Experiment und Computersimulation zeigt eine sehr gute Übereinstimmung (siehe Abbildungen 7.30 und 7.31). Die Höhenverläufe des Brunnen und des Spiegels in der Computersimulation und im Experiment sind nahe zu identisch, was der Volumenstrom von 16,7 *l/min* bestätigt.



Füllzeit = 0,5 s

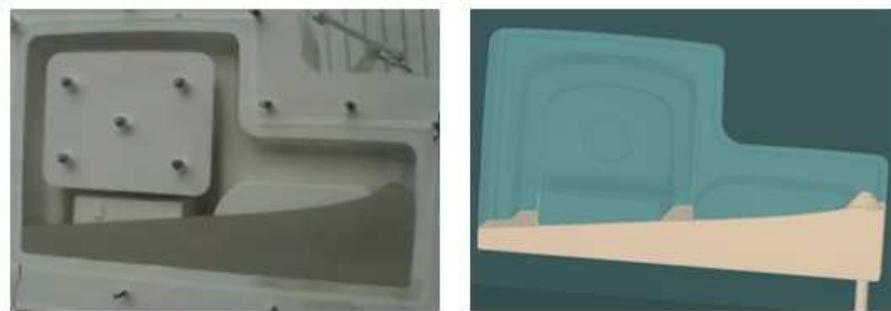


Füllzeit = 1,0 s



Füllzeit = 5,0 s

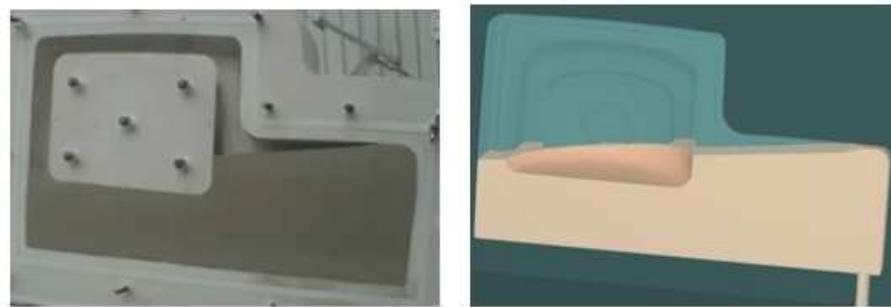
Abbildung 7.30: Vergleich zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang einer Waschtischform mit Schlicker für die Füllzeiten 0,5 s, 1,0 s und 5,0 s.



Füllzeit = 10,0 s



Füllzeit = 15,0 s



Füllzeit = 20,0 s

Abbildung 7.31: Vergleich zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang einer Waschtischform mit Schlicker für die Füllzeiten 10,0 s, 15,0 s und 20,0 s.

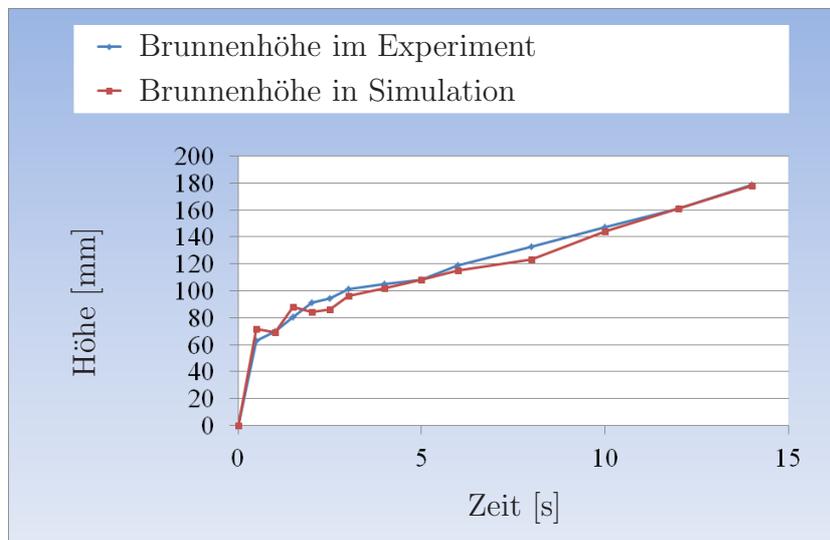


Abbildung 7.32: Vergleich der zeitabhängigen Höhenverläufe von Brunnen zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang einer Waschtischform mit Schlicker.

Die Instabilität des Brunnens macht jedoch eine quantitative Auswertung des Höhenverlaufs des Brunnens schwierig und erschwert entsprechend einen genauen Abgleich der Computersimulation mit dem Experiment. Während der Höhenverlauf in der Simulation exakt bestimmt werden kann, ist er beim Experiment nur aus dem Bildmaterial ersichtlich und deshalb nur auf ein paar Millimeter genau. Der Höhenverlauf des Brunnens wird über die ersten 15 s des Füllvorgangs in Abbildung 7.32 dargestellt. Diese Ergebnisse ermöglichen, den positiv optischen Eindruck von Abbildungen 7.30 und 7.31 zu bestätigen.

Zusammengefasst zeigte der Vergleich zwischen Experiment und Simulation beim Füllvorgang der Waschtischform, dass die Berechnung des Verlaufs der freien Oberfläche zwischen Schlicker und Luft mit FLOW3D sowohl qualitativ als auch quantitativ sehr gut vorhergesagt werden kann. Die komplexe Formgeometrie sowie die Bewegung der Freiformfläche können somit nachweislich mit einer Computersimulation berechnet werden. Das Netz sollte für die Berechnung des Füllvorgangs einer Waschtischform nicht zu klein ausgewählt werden, da sonst Schlickerfilm- und Tropfenbildung mitgerechnet

werden und die Rechenzeit stark ansteigen würde. Für den Abgleich zwischen Computersimulation und Experiment wurde ein Netz mit  $3\text{ mm}$  Zellengröße ausgewählt, so dass mit einem Computer mit einem Intel Core I7-860 Prozessor ( $4 \times 2,8\text{ GHz}$ ) und  $8\text{ GB}$  RAM, von einer Rechenzeit von ca. 22 Stunden für die vollständige Berechnung des Füllvorgangs ausgegangen werden kann. Eine Dauer, die in einem industriellen Kontext noch akzeptabel ist.

## 7.5 Numerische Ergebnisse des Füllvorgangs einer Druckgussform

Im Laufe dieses Kapitels wurde mit Hilfe von unterschiedlichen Strömungsproblemen (Searle-Messzelle, „Backward Facing Step“, „Driven Cavity“, Zylinder und Waschtischform) zum einen die Plausibilität der Computersimulationsergebnisse anhand der Verifizierung des Materialmodells und der Bewegung der freien Oberfläche geprüft. Zum anderen wurde anhand der Parameter Viskosität, Scherrate, Geschwindigkeit und Vortizität analysiert, welche Netzeinstellungen die aussagekräftigsten Simulationsergebnisse in einer annehmbaren Zeit liefern. Auf der Basis dieser Erkenntnisse, soll in diesem Abschnitt die Auswertung der Simulation des Füllvorgangs einer Waschtisch-Druckgussform durchgeführt werden. Am Beispiel der in Abschnitt 7.4 verwendeten Waschtischformgeometrie wird dabei gezeigt, wie in Zukunft die Vorgehensweise bei der Auswertung von Simulationen in der Sanitärproduktion aussehen könnte und welche Informationen daraus gewonnen werden können.

Um einen ersten Eindruck über den Verlauf des Füllvorgangs zu bekommen, ist es sinnvoll, sich zu Beginn der Auswertung die Bewegung der freien Oberfläche während der Füllung der Form anzuschauen. Wie bereits in den vorherigen Unterkapiteln dargestellt, entsteht am Anfang des Füllvorgangs ein Brunnen, der sehr schnell anfängt zu rotieren. Nach  $9\text{ s}$  stabilisiert sich der Brunnen, und die freie Oberfläche wird nach etwa  $15\text{ s}$  zu einem Plateau. Darüber hinaus wird der Einfluss der Geometrie auf die Bewegung der freien

Oberfläche wahrgenommen.

In einem zweiten Schritt werden Viskositäts-, Scherraten- und Geschwindigkeitsverteilung analysiert. Diese Parameter können jedoch nur innerhalb der Gießmasse ausgewertet werden. Aus diesem Grund empfiehlt es sich, die Auswertung der Parameter zu einem Zeitpunkt während des Füllvorgangs vorzunehmen, in dem sich bereits mehr Gießmasse in der Form befindet. Dies berücksichtigend, wird der Füllvorgang der Waschtisch-Druckgussform nach 30 s Füllzeit ausgewertet.

Die Viskositätskonturen werden über einen zweidimensionalen Schnitt in  $X - Z$ -Richtung durch das Zuflussrohr nach 30 s Füllzeit in Abbildung 7.33 dargestellt. Anhand der Farbskala wird die Verteilung von niedrigviskosem und hochviskosem Schlicker deutlich. Um diese Verhältnisse zu verstehen, werden die Scherraten- und Geschwindigkeitskonturen ausgewertet (siehe Abbildungen 7.34 und 7.35).

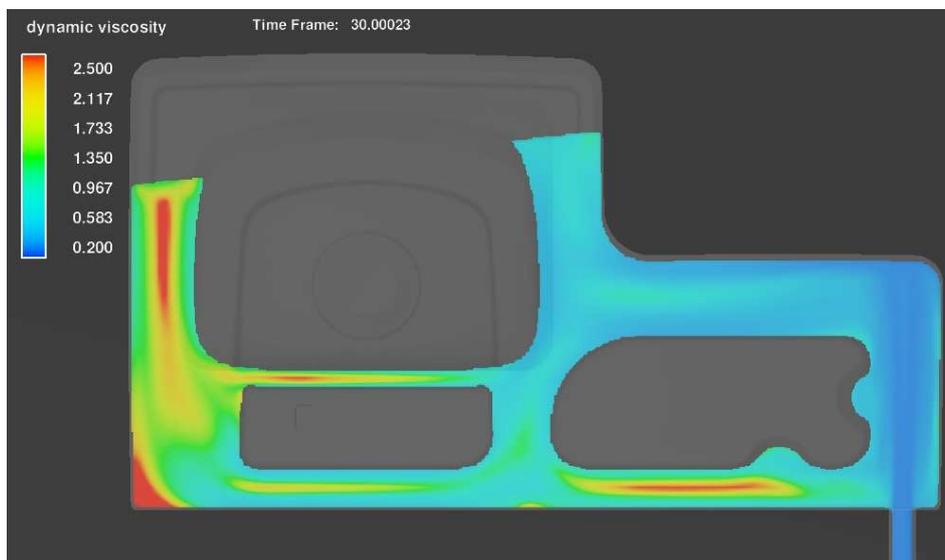
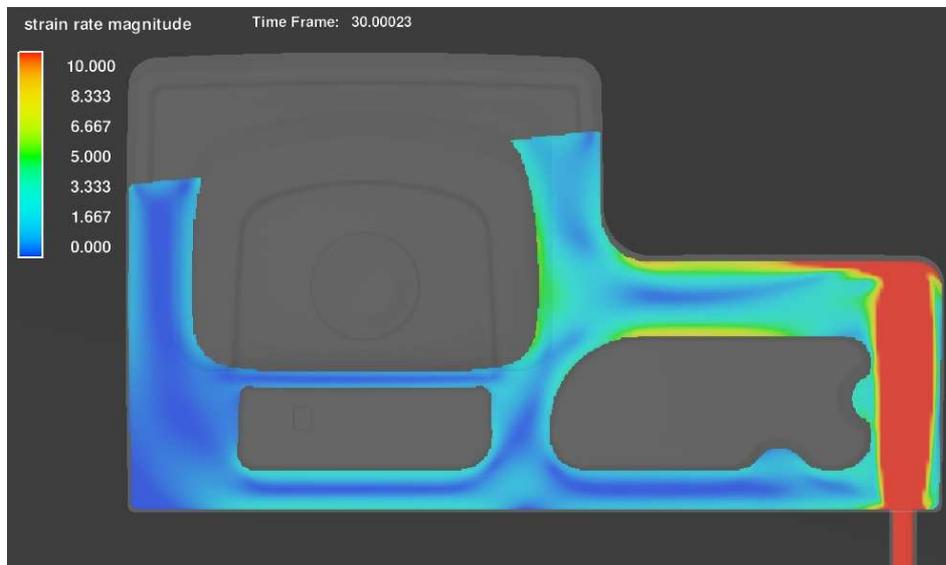
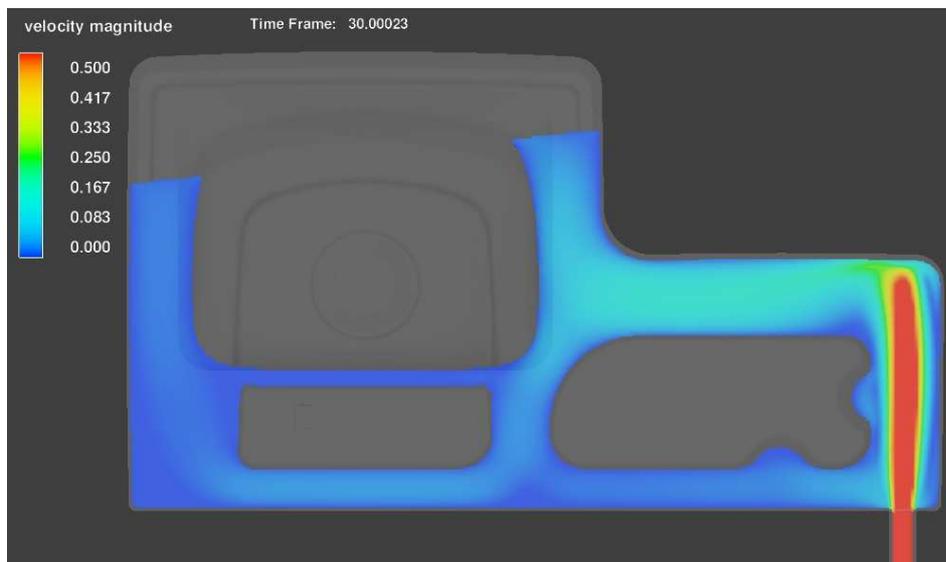


Abbildung 7.33: Viskositätskonturen [ $Pa s$ ] nach 30 s Füllzeit.

Abbildung 7.34: Scherratenkonturen [ $s^{-1}$ ] nach 30 s Füllzeit.Abbildung 7.35: Geschwindigkeitskontur [ $m/s$ ] nach 30 s Füllzeit.

Aufgrund des thixotropen Verhaltens des Schlickers wird die Viskositätsverteilung durch die Scherraten und die Zeit beeinflusst. Wie schon öfter in dieser Arbeit beschrieben, wird eine thixotrope Flüssigkeit unter hohen mechanischen Belastungen niedrigviskoser und hochviskoser, wenn sie wenig oder nicht geschert wird. Dieses Verhalten ist zeitabhängig. Insbesondere der Viskositätsanstieg unter niedrigen Scherraten erfolgt langsamer als der Viskositätsabbau. Je länger der Schlicker unter geringen Scherraten geschert wird oder ruht, desto höher wird seine Viskosität sein.

Schaut man sich die Scherratenverläufe im Vergleich zu den Geschwindigkeitskonturen an, stellt man fest, dass die Scherrate höher wird, wenn die Geschwindigkeit hoch und in Wandnähe ist. Dies wirkt sich direkt auf die Viskosität aus. Im Zuflussrohr herrscht eine sehr hohe Scherrate, die dazu führt, dass der Schlicker mit einer sehr niedrigen Viskosität von  $0,2 \text{ Pa s}$  in die Druckgussform einfließt. Generell fällt auf, dass die Viskosität des Schlickers in der Nähe der Wände weitgehend niedrig ist. Es gibt nur eine offensichtliche Ausnahme in der linken unteren Ecke der Druckgussform. Aufgrund des rechten Winkels ist ein Strömungsfeld entstanden, welches den Schlicker nicht abtransportiert. Das führt dazu, dass die Viskosität in dieser Ecke stark ansteigt. Links neben dem Zufluss ist auch ein Bereich mit hoher Viskosität zu sehen. Hier wird der Schlicker, geometrisch bedingt, auch nicht oder nur wenig abtransportiert. Beim Eintritt in die Form fließt der Schlicker mit hoher Geschwindigkeit an diesem Bereich vorbei, so dass der Schlicker direkt links neben dem Zufluss nicht abtransportiert wird. Eine weitere Zone mit hoher Viskosität ist oben links vom Becken. Diese ist besonders interessant, da sie sich direkt unter der freien Oberfläche des Schlickers befindet. Der Schlicker wird an dieser Stelle - einem Bereich, wo die Wände recht weit auseinander sind - nur mit sehr niedriger Geschwindigkeit transportiert. Dies führt zu niedrigen Scherraten. Es hat sich also mit der Zeit ein Bereich mit hochviskosem Schlicker gebildet, der nach oben getragen wird. Trotz gleicher Geometrie ergibt sich rechts vom Becken kein Bereich mit hochviskosem Schlicker. Dies ist auf die hohe Geschwindigkeit zurückzuführen, mit der der Schlicker in diesen Teil der Form fließt.

Ein weiterer wichtiger Punkt bei der Auswertung des Füllvorgangs ist die Suche nach Wirbeln, da diese für mögliche Fehler in der Produktion verantwortlich gemacht werden. Es existieren unterschiedliche Methoden Wirbel unter FLOW3D aufzuzeigen. Zum einen können dreidimensionale Stromli-

nien ausgewertet werden. Dies erweist sich jedoch als schwierig. Entweder müssen die Startpunkte für die Stromlinien sehr genau ausgewählt werden, was aber bedeutet, dass man schon wissen muss, wo sich Wirbel befinden könnten, oder man wählt sehr viele Startpunkte aus, was dazu führt, dass das Ergebnis ziemlich unübersichtlich wirken kann (siehe Abbildung 7.36). Der einzige Vorteil dieser Methode ist die Möglichkeit zur dreidimensionalen Analyse.

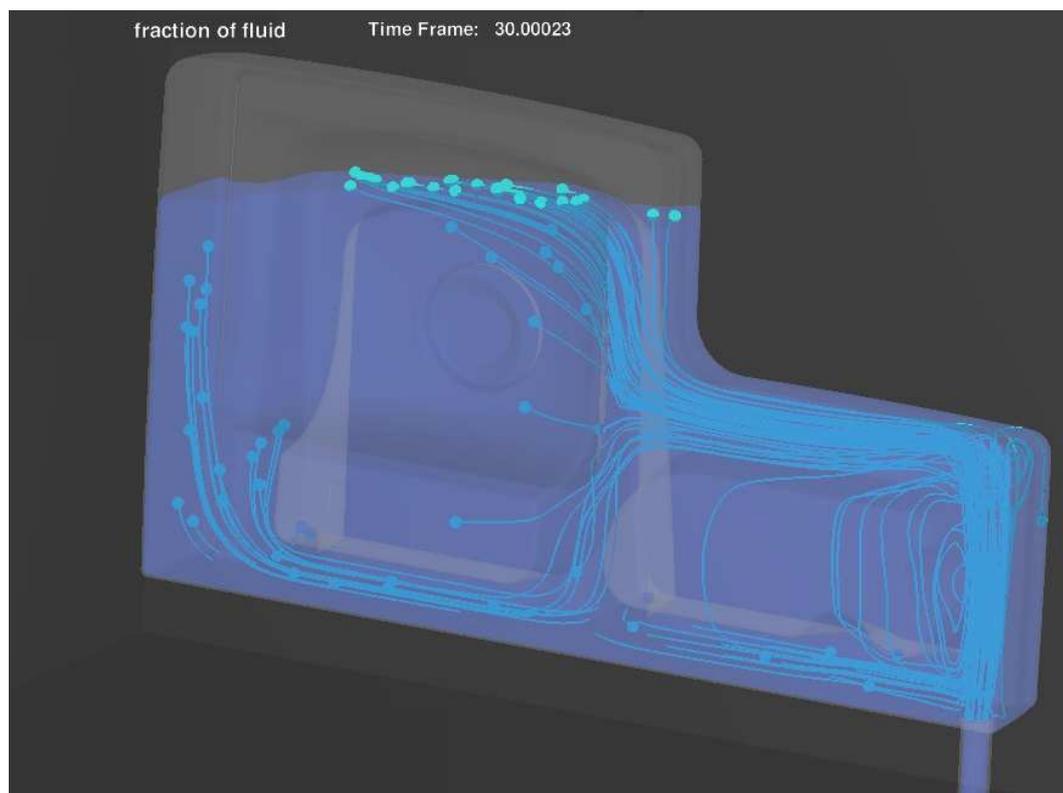


Abbildung 7.36: 3D-Ansicht von Stromlinien nach 30 s Füllzeit.

Als Alternative hierzu kann die Strömung schnittweise mit zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektoren analysiert werden. Abbildung 7.37 stellt zwei Schnitte durch das Zuflussrohr in  $X - Z$ -Richtung (links) und in  $Y - Z$ -Richtung (rechts) mit zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektoren dar. Auf den zwei Schnitten werden Wirbel um dem Zufluss sichtbar. Wie groß diese Wirbel sind, erkennt man durch die Analyse weiterer Parallelschnitte mit

zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektoren. Durch diese Methode können auch sehr schnelle Wirbel erkannt und näher untersucht werden.

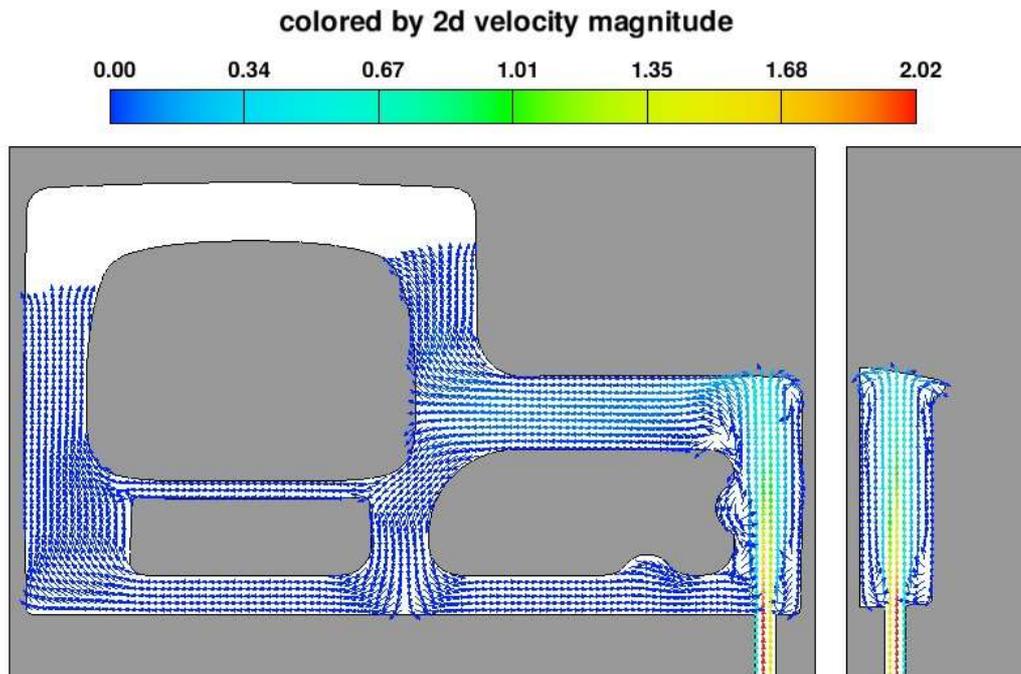


Abbildung 7.37: Geschwindigkeitsvektoren  $[m/s]$  nach 30 s Füllzeit.

Die Auswertung der Vortizität kann ebenfalls bei der Untersuchung von Wirbeln unterstützen. Die Vortizitätskonturen (siehe Abbildung 7.38) zeigen die Bereiche, in denen die Geschwindigkeitsvektoren rotieren. Je höher die Vortizität ist, umso stärker rotieren die Geschwindigkeitsvektoren in diesem Bereich. Das Zeichen vor den Vektoren weist auf die Drehrichtung hin, wobei ein Minus-Zeichen einer Drehung im Uhrzeigersinn entspricht. Der Vorteil der Auswertung von Wirbeln über die Vortizität ist, dass der Wirbel über die Vortizitätswerte quantifiziert werden kann, während Wirbel über zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektoren nur optisch beurteilt werden können. Der Nachteil ist jedoch, dass die exakte Position des Wirbels schwer zu erkennen ist. Deshalb empfiehlt es sich, sowohl die zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektoren als auch die Vortizitätskonturen über zweidimensionalen Schnitte für die Auswertung von Wirbeln unter FLOW3D zu verwenden. Die

Auswertung von Wirbeln unter FLOW3D ist damit leider recht aufwändig und zeitintensiv.

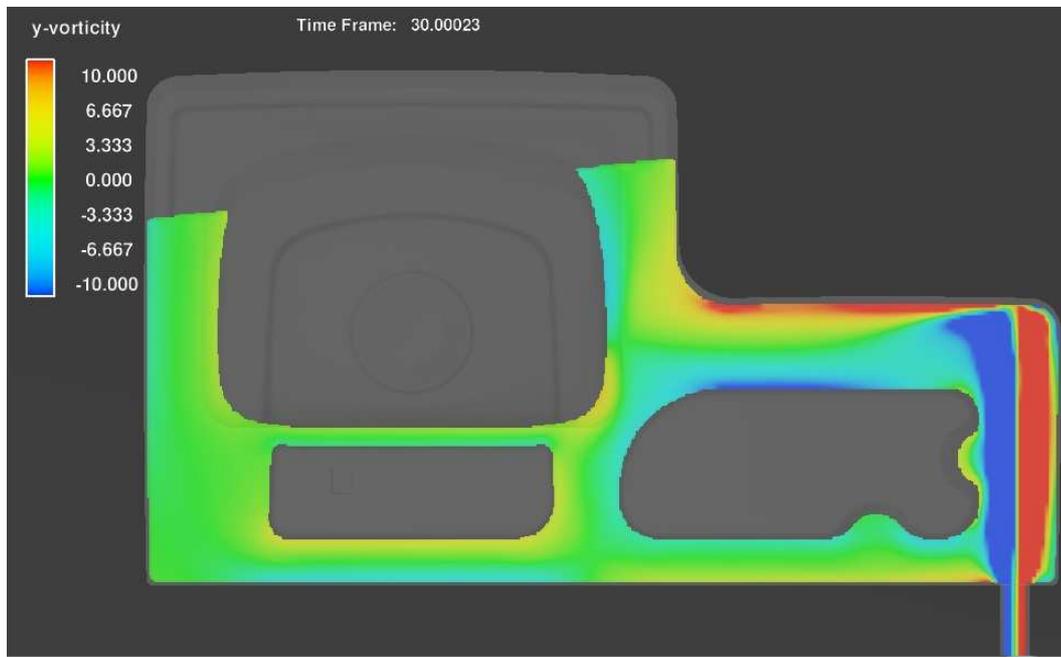


Abbildung 7.38: Vortizitätskonturen [ $s^{-1}$ ] nach 30 s Füllzeit.

Abschließend lässt sich feststellen, dass die Anzahl an Daten, die über eine Strömungssimulation erhalten wird, enorm ist und viele aussagekräftige Informationen aus den Ergebnissen gezogen werden können. Neben der Viskosität, der Scherrate, der Geschwindigkeit und der Vortizität könnten noch weitere Parameter für den Füllvorgang einer Druckgussform relevant sein. Zum Beispiel die zeitlichen Verläufe der vorgestellten Parameter und natürlich auch die Bewegung der freien Oberfläche während des Füllvorgangs. Eine Auswertung des Füllvorgangs kann demnach sehr aufwändig werden und für den effizienten Einsatz der Strömungssimulation in der Sanitärproduktion wäre es sinnvoll zu untersuchen, welche Parameter tatsächlich für Gießfehler verantwortlich sind. In der Einleitung wurde bereits die Hypothese aufgestellt, dass Wirbel während des Füllvorgangs einer Druckgussform für Risse im späteren Produkt verantwortlich sein könnten (siehe Abbildung 1.1). Die Auswertung der Simulationsergebnisse des Füllvorgangs einer Druckgussform

in diesem Kapitel machte Wirbel sichtbar (siehe Abbildung 7.37). Ob diese Wirbel tatsächlich Risse im Produkt begünstigen, kann anhand der in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen noch nicht geklärt werden. Eine weitere Hypothese ist, dass Stellen mit Strukturveränderungen (siehe Viskositätskonturen in Abbildung 7.33) das Auftreten von Rissen begünstigen. Um diese zwei Hypothesen zu validieren, bedarf es weiterführender Studien bestehend aus einer Kombination aus verschiedenen Strömungssimulationen und der praktischen Erfahrung in der Sanitärindustrie. Die vorliegende Arbeit bildet die Grundlage für diese Untersuchungen. Sie trägt zu einem besseren Verständnis des Füllvorgangs und somit zur Optimierung des Druckgussprozesses bei.

# Kapitel 8

## Zusammenfassung und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit war es, die Computersimulation des Füllvorgangs einer Druckgußform mit einer gegebenen Alumosilikatsuspension durchzuführen. Dabei sollten sowohl das thixotrope Verhalten der Gießmasse als auch die Bewegung der freien Oberfläche berücksichtigt werden.

Zuerst wurde der Ablauf des Füllvorgangs einer Druckgußform in der Produktion ausführlich beschrieben, so dass die Randbedingungen für die Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform wie folgt definiert werden konnten. Der Volumenstrom am Zufluss der Form ist während der gesamten Füllzeit konstant und in der Form herrscht atmosphärischer Druck. Der Füllvorgang einer Druckgussform ist weitgehend isotherm und die Gießmasse strömt laminar in die Form hinein.

Auf der experimentellen Seite wurden eine einkomponentige und eine mehrkomponentige Gießmasse unter Produktionsbedingungen rheologisch untersucht. Basierend auf scherratengesteuerten Treppenversuchen konnten die

Schub- und Normalspannungen in Abhängigkeit der Scherraten und der Zeit bei konstanter Temperatur gemessen werden. Normalkrafteffekte konnten nicht nachgewiesen werden und waren für diese Arbeit somit nicht von Bedeutung. Die Annahme, dass es sich bei keramischer Suspension um ein Fluid mit stark thixotropem Fließverhalten handelt, wurde durch die rheologischen Untersuchungen bestätigt.

Auf Basis dieser Ergebnisse wurde ein phänomenologisches, kontinuumsmechanisches Materialmodell entwickelt, welches das experimentell beobachtete thixotrope Verhalten keramischer Suspension beschreibt. Dieses Materialmodell ist einfach aufgebaut und anhand relativ weniger materialspezifischer Parameter definiert. Je nach Bedarf und des zu modellierenden thixotropen Verhaltens können mehr oder weniger Strukturparameter parallel dazu geschaltet werden. Ein für die Sanitärindustrie nicht zu vernachlässigender Vorteil, denn es ermöglicht eine relativ einfache und flexible Anpassung des Modells für verschiedene Gießmassen.

Für die anschließende Simulation des Füllvorgangs einer Druckgussform wurde die kommerzielle Strömungssimulationssoftware FLOW3D eingesetzt. Über eine FORTRAN-Schnittstelle wurde das für die Beschreibung des thixotropen Verhaltens der Gießmasse entwickelte Materialmodell implementiert. Mit Hilfe der FAVOR-Methode gelang es in FLOW3D, eine komplexe dreidimensionale Geometrie wie die einer Druckgussform in der Sanitärindustrie, anhand eines einfachen Netzes aus Hexaedern, genau zu diskretisieren. Schließlich wurde die Bewegung der freien Oberfläche unter Verwendung einer der bekanntesten rein Eulerschen Methoden simuliert: der Volume-of-Fluid-Methode.

Auf der numerischen Seite konnte zunächst die Implementierung des Materialmodells in FLOW3D anhand eines nachberechneten Rheometersversuches verifiziert werden. Die Berechnung des „Backward facing step“ Problems zeigte, wie groß der Einfluss des thixotropen Materialverhaltens auf Strömungsfeld und Wirbelbildung sein kann. Der experimentelle und numerische Mehraufwand durch den Einsatz des thixotropen Materialmodells gegenüber einem Newtonischen Materialmodell kann also als berechtigt und notwendig angesehen werden. Der Einfluss der Feinheit des Netzes auf die numerischen Ergebnisse und auf die gerade erwähnte Wirbelbildung wurde anhand des „Driven cavity“ Problems untersucht. Die Bewegung der freien Oberfläche

während des Füllvorgangs wurde zunächst mit einer einfachen Zylindergeometrie und anschließend mit einer realen Druckguss-Waschtischform anhand eines experimentellen Abgleichs verifiziert. Schließlich wurde der Füllvorgang einer Druckguss-Waschtischform aus der Sanitärproduktion simuliert und ausgewertet.

Diese Arbeit weist einen wesentlichen Fortschritt gegenüber dem derzeitigen Stand der Forschung in der Sanitärindustrie auf in dem eine Computersimulation des Füllvorgangs einer Sanitärdruckgussform mit keramischem Schlicker durchgeführt und verifiziert wurde. Das Ergebnis dieser Arbeit soll zum besseren Verständnis des Füllvorgangs beitragen und stellt der Sanitärindustrie, in Kombination mit der vorhandenen praktischen Erfahrung, ein sehr wirksames Werkzeug zur Optimierung des Druckgussprozesses zur Verfügung.

## 8.2 Ausblick

Die Auswertung der Simulationsergebnisse des Füllvorgangs einer Druckgussform hat gezeigt, dass auf diesem Wege sehr viele zusätzliche Informationen über den Füllvorgang gewonnen werden können. Um das volle Potential der Simulation nutzen zu können, muss in einem weiteren Schritt die Vielfalt an Informationen nach Relevanz für die Verbesserung des Druckgussprozesses gefiltert werden. Neben der Viskosität, der Scherrate, der Geschwindigkeit und der Vortizität könnten theoretisch noch weitere Parameter für den Füllvorgang einer Druckgussform und mögliche Gießfehler relevant sein. Es gilt nun dringend zu untersuchen, welche Strömungssimulationsparameter tatsächlich für Gießfehler verantwortlich sind. Um diese Parameter eindeutig zu identifizieren bedarf es weiterführender Studien, bestehend aus einer Kombination aus verschiedenen Strömungssimulationen und praktischen empirischen Untersuchungen in der Sanitärindustrie. Idealerweise sollten im Rahmen praktischer Versuche bewusst Gießfehler verursacht werden, um diese anschließend anhand der Strömungssimulation zu erklären. Um möglichst schnell Daten und Erfahrungen zu sammeln, empfiehlt es sich, Strömungssimulationen der Füllvorgänge schon jetzt standardmäßig in den Entwicklungsprozess der Villeroy & Boch AG zu integrieren und systematisch die

Produktneuentwicklungen zu untersuchen.

Das in dieser Arbeit vorgestellte Materialmodell wurde für Alumosilikat-suspensionen entwickelt und eignet sich hervorragend zur Beschreibung des rheologischen Verhaltens von mehrkomponentigen Gießmassen. Je nach Produkt und Produktionsstandort werden bei der Villeroy & Boch AG sehr viele unterschiedliche Gießmasserezepte verwendet. Ein weiterer wichtiger Schritt wird es sein, die Parameteridentifikation für alle eingesetzten Gießmassen durchzuführen. Dies ermöglicht, dass die Computersimulation an allen Standorten und unter Verwendung verschiedener Gießmassen durchgeführt werden kann. Da die Rezepturen der Gießmassen ständig optimiert werden, ist darüber hinaus anzunehmen, dass es eine Neubestimmung der Parameter des Materialmodells recht häufig erforderlich sein wird. In diesem Sinne sollte die Parameteridentifikation weiter vereinfacht und möglichst automatisiert werden. Für die ständige Aktualisierung und Durchführung der Parameteridentifikation bietet sich die Halbjahreskontrolle an, in der alle Gießmassen der weltweiten Werke kontrolliert werden.

Weiteres Optimierungspotential liegt in der Simulation von Wirbeln. Die in dieser Arbeit präsentierte Herangehensweise, über Geschwindigkeitsvektoren und Vortizitätskonturen schnittweise die Entstehung von Wirbeln zu untersuchen, ist aufwändig und kostet sehr viel Zeit. Es existieren viele Verfahren zur automatischen Erkennung von Wirbeln, die jedoch nicht in FLOW3D implementiert sind. MING JANG ET AL. haben in ihrer Studie „Detection and Visualisation of Vortices“ neun Methoden zur Detektierung von Wirbeln vorgestellt und verglichen [43]. Ein solcher Algorithmus könnte über eine Subroutine in FLOW3D implementiert werden und somit die Erkennung von Wirbeln während des Füllvorgangs einer Druckgussform vereinfachen. Erste Untersuchungen könnten über eine kommerzielle Auswertungssoftware wie z. B. Fieldview, in der bereits zwei Algorithmen zur Detektierung von Wirbeln implementiert sind, durchgeführt werden [63].

Schließlich sollte, um weitere Fehlerquellen auszuschließen und den Druckgussprozess insgesamt zu optimieren, auch die Scherbenbildung simuliert werden. Die Scherbenbildung stellt nach dem Füllvorgang und vor der Entleerung der Form eine der drei Hauptphasen des Druckgussprozesses dar. Für die Simulation der Scherbenbildung könnte das vorhandene Materialmodell erweitert werden, so dass der Druck die Viskosität beeinflusst. Ein sol-

cher kontinuumsmechanischer Ansatz, um den Filtrationsprozess zu simulieren, könnte in FLOW3D über die FORTRAN-Schnittstelle implementiert werden.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit zweifellos bereits zur Optimierung des Füllvorgangs einer Druckgussform beitragen können. Darüber hinaus ist jedoch auch deutlich geworden, dass die Computersimulation für die Sanitärindustrie noch weit mehr Potential bietet. Dieses Potential kann in Zukunft durch weiterführende Studien und den standardisierten Einsatz von Computersimulationen nutzbar gemacht werden und so zur Verbesserung der Produkte beitragen.



# Literaturverzeichnis

- [1] ACIERNO, D., F. LA MANTIA, G. MARRUCCI & G. TITOMANLIO [1976]. ‘Nonlinear viscoelastic model with structure-dependent relaxation times - 1. basic formulation.’ *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **1**, pp. 125–146.
- [2] ACIERNO, D., F. LA MANTIA, G. MARRUCCI & G. TITOMANLIO [1976]. ‘Nonlinear viscoelastic model with structure-dependent relaxation times - 2. comparison with l.d. polyethylene transient stress results.’ *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **1**, pp. 147–157.
- [3] ACIERNO, D., F. LA MANTIA, G. MARRUCCI & G. TITOMANLIO [1977]. ‘Nonlinear viscoelastic model with structure-dependent relaxation times - 3. comparison with l.d. polyethylene creep and recoil data.’ *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **1**, pp. 271–280.
- [4] ALEXANDROU, A. N. & G. GEORGIU [2007]. ‘On the early breakdown of semisolid suspensions.’ *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **142**, pp. 199–206.
- [5] ANDREOLA, F., E. CASTELLINI, T. MANFREDINI & M. ROMAGNOLI [2004]. ‘The role of sodium hexametaphosphate in the dissolution process of kaolinite and kaolin.’ *Journal of European Ceramic Society*, **24**, pp. 2113–2124.
- [6] ARMALY, B., F. DURST, J. PEREIRA & B. SCHÖNUNG [1983]. ‘Experimental and theoretical investigation of backward-facing step flow.’ *J. Fluid Mech.*, **127**, pp. 473–496.
- [7] ATKINSON, H. V. [2005]. ‘Modelling the semisolid processing of metallic alloys.’ *Progress in Materials Science*, **50**, pp. 341–412.

- [8] BARNES, H. A. [1997]. ‘Thixotropy - a review.’ *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **70**, pp. 1–33.
- [9] BEGAYA, F., G. LAGALY & K. BENEKE [2006]. ‘Chapter 15 history of clay science: a young discipline.’ *Developments in Clay Science*, **1**, pp. 1163–1181.
- [10] BELYTSCHKO, T., Y. LU & L. GU [1994]. ‘Element-free galerkin methods.’ *International Journal of numerical methods Engineering*, **37**, pp. 229–256.
- [11] BLANCHARD, E. G. [1988]. ‘Pressure casting improves productivity.’ *Ceramic Bulletin*, **67** [10], pp. 1680–1683.
- [12] BÖHME, G. [2000]. *Strömungsmechanik nichtnewtonscher Fluide*, pp. 1–352. Teubner Studienbücher Mechanik, Stuttgart/Leipzig/Wiesbaden.
- [13] BRÖTZ, F. J. [1995]. ‘Moderne Technologien zur Herstellung von Sanitärartikeln.’ *Keramische Zeitschrift*, **47** [7], pp. 551–553.
- [14] BURGOS, G. R., A. N. ALEXANDROU & V. ENTOV [2001]. ‘Thixotropic rheology of semisolid metal suspensions.’ *Journal of Materials Processing Technology*, **110**, pp. 164–176.
- [15] CHEN, J. Y. & Z. FAN [March 2002]. ‘Modelling of rheological behaviour of semisolid metal slurries: Part 1 - theory.’ *Material Science and Technology*, **18**, pp. 237–242.
- [16] CHEN, J. Y. & Z. FAN [March 2002]. ‘Modelling of rheological behaviour of semisolid metal slurries: Part 2 - steady state behaviour.’ *Material Science and Technology*, **18**, pp. 243–249.
- [17] CHEN, J. Y. & Z. FAN [March 2002]. ‘Modelling of rheological behaviour of semisolid metal slurries: Part 2 - transient state behaviour.’ *Material Science and Technology*, **18**, pp. 250–257.
- [18] CHHABRA, R. P. & J. F. RICHARDSON [1999]. *Non-Newtonian Flow in the process industries*, pp. 1–72. Butterworth Heinemann, Oxford.
- [19] DAI, X., W. HOU & S. LI [2001]. ‘Influence of pH on thixotropy of magnesium aluminium hydroxide kaolinite suspension.’ *Science in China*, **44** [6], pp. 641–649.

- [20] DIEBELS, S. [Okt. 2004]. *Technische Mechanik IV*, pp. 1–56. Universität des Saarlandes, Lehrstuhl für Technische Mechanik.
- [21] DINGER, D. R. & J. E. FUNK [1997]. ‘Slip control using particle size analysis and specific surface.’ *cfi/Bericht der DKG*, **74** [6], pp. 283–287.
- [22] DURBIN, P. A. & G. MEDIC [2007]. *Fluid Dynamics with a Computational Perspective*, pp. 1–345. Cambridge University Press.
- [23] ENGELS, M., T. AGNÉ, E. BAYARD, R. DIEDEL, H. EMMERICH, K. EMMERICH, S. HAAS, O. LATIEF, M. PEUKER, A. STEUDEL, A. VUIN & H. YANG. ‘SIMSAN- Simulation-supported development of process-stable raw material components and suspensions for the production of ceramic sanitary ware on the basis of modified mineral surfaces.’ pp. 1–12.
- [24] ERDMANN, D. [1996]. ‘Druckgussverfahren für das formgenaue Gießen von Tassenhenkeln.’ *Keramische Zeitschrift*, **48** [5], pp. 381–387.
- [25] FENNELY, T. J. & J. S. REED [Mai 1972]. ‘Mechanics of pressure slip casting.’ *Journal of The American Ceramic Society*, **55** [5], pp. 264–268.
- [26] FERZIGER, J. H. & M. PERIC [1999]. *Numerische Strömungsmechanik*, pp. 1–509. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg.
- [27] FRANSEEM, W. & E. BLADT. ‘Handbuch der keramische Technologie.’
- [28] GASGNIER, G., M. P. GAUTRON & T. CHARTIER [März 2002]. ‘Nouveaux outils de caractérisation des suspensions utilisées pour la vaisselle et les sanitaires.’ *L’industrie céramique et verrière*, **996**, pp. 48–53.
- [29] GIESEKUS, H. [2007]. *Phänomologische Rheologie - Eine Einführung*, pp. 1–659. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg.
- [30] GRABOWSKA-OLSZEWSKA, B. [2003]. ‘Modelling physical properties of mixtures of clays: example of a two-component mixture of kaolinite and montmorillonite.’ *Applied Clay Science*, **22**, pp. 251–259.
- [31] GRESHO, P. M. & R. L. SANI [2000]. *Incompressible Flow and the Finite Element Method, Volume 2: Advection-Diffusion*, pp. 447–1020. John Wiley & Sons Ltd.

- [32] GRESHO, P. M. & R. L. SANI [2000]. *Incompressible Flow and the Finite Element Method, Volume 2: Isothermal Laminar Flow*, pp. 447–1020. John Wiley & Sons Ltd.
- [33] GRIER, D. G. & S. H. BEHRENS [2001]. ‘Interactions in colloidal suspensions: electrostatics, hydrodynamics and their interplay.’ pp. 1–28.
- [34] HARTMANN, T. [2008]. ‘Entwickeln eines Stoffgesetzes zur Verhaltensbeschreibung von Alumosilikatsuspensionen.’
- [35] HAUPT, P. [2003]. *Continuum Mechanics and Theory of Materials (second Edition)*, pp. 1–643. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- [36] HERITAGE, A. [Dez. 1995]. ‘Einführung in die praktische Rheologie.’
- [37] HERWIG, H. [2004]. *Strömungsmechanik A-Z : eine systematische Einordnung von Begriffen und Konzepten der Strömungsmechanik*, pp. 1–451. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden.
- [38] HIRT, C. W. & B. D. NICHOLS [1981]. ‘Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries.’ *Journal of computational physics*, **39**, pp. 201–225.
- [39] HUANG, S. & C. LU [2005]. ‘The characterisation of the time dependent non linear viscoelastic of an lpde melt using a simple thixotropy model.’ *Acta Mech. Sinica*, **21**, pp. 330–335.
- [40] HUNZIKER, S. [2011]. ‘Füllvorgang einer Druckgusspresse mit keramischem Schlicker - Validierung und Entwicklung einer Simulations- und Auswertungsmethodik.’
- [41] HUNZIKER, S. [2011]. ‘Simulation des Füllvorganges einer Druckgusspresse mit keramischem Schlicker.’
- [42] HUTTER, K. [2003]. *Fluid- und Thermodynamik: Eine Einführung (zweite Auflage)*, p. 364. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- [43] JIANG, M., R. MACHIRAJU & D. THOMPSON [2005]. ‘Detection and visualisation of vortices.’ *CiteSeer (citeseerx.ist.psu.edu)*, pp. 1–21.

- [44] JOHLITZ, M. [2009]. *Materialmodellierung*, pp. 1–86. Universität des Saarlandes - Lehrstuhl für Technische Mechanik.
- [45] KARPILOVSKI, L. P. [1994]. ‘A simple approach to technological control of clay-containing ceramic bodies.’ *ceram. Eng. sci. Proc.*, **15** [1], pp. 393–403.
- [46] KLEIN, G. [1996]. ‘Druckguß in der Keramikindustrie.’ *Das Keramiker-Jahrbuch 1996*, pp. 39–48.
- [47] KOLLENBERG (HRSGB.), W. [2004]. *Technische Keramik: Grundlagen, Werkstoffe und Verfahrenstechnik*, pp. 382–395. Vulkan-Verlag, Essen.
- [48] KRAMER, M. & N. THOMAS [2009]. ‘Characterisation of ball clays by bohlin rheometry.’ *cfi/Bericht der DKG*, **86** [3], pp. 22–28.
- [49] LAGALY, G., O. SCHULZ. & R. ZIMEHL [2002]. *Dispersionen und Emulsionen: Eine Einführung in die Kolloidik feinverteilter Stoffe einschließlich der Tonminerale*, pp. 114–122. Elsevier.
- [50] LATIEF, O. [2008]. ‘Rheologische Untersuchungsmethoden an Sanitärtonen.’ *cfi/Bericht der DKG*, **85** [1-2], pp. 11–13.
- [51] LATIEF, O. & O. MAYER [2008]. ‘Neue Entwicklungen zur Erweiterung der Sanline-Produktgruppe der Stephan Schmidt Gruppe.’ *cfi/Bericht der DKG*, **85** [9], pp. D 17.
- [52] LLORENS, J., E. RUDE & C. MANS [1996]. ‘Structural models to describe thixotropic behaviour.’ *Progr. Colloid Polym. Sci.*, **100**, pp. 252–258.
- [53] MEZGER, T. [2000]. *Das Rheologie - Handbuch*, pp. 1–250. Vincentz, Hannover.
- [54] MOSTETZKY, H. [1978]. *Formgebung in der Keramik: Eine Einführung in die theoretische Grundlagen - Teil 1:Schlickergießen*, pp. 1–12. Verlag Schmid, Freiburg.
- [55] MÜLLER, R. H. [2002]. *Zetapotential und Partikelladung in der Laborpraxis*, pp. 114–122. Elsevier.
- [56] N, N. [14.10.1926]. *Nr. 435196*. Deutsches-Patentamt.

- [57] N., N. [14.10.1933]. *Nr. 1993047*. US-Patentamt.
- [58] N., N. [1990]. ‘Pressure casting - an established production process.’ *Interceram*, **39** [6], pp. 45–47.
- [59] N., N. [2005]. ‘Datenblatt Kaolin Xtracast.’ *Imerys*.
- [60] N., N. [2005]. ‘Rheological properties Bohlin cvo.’
- [61] N., N. [2009]. *FLOW-3D User Manual, Version 9.4, Volume 1*, pp. 1–376. Flow Science, Inc.
- [62] N., N. [2009]. *FLOW-3D User Manual, Version 9.4, Volume 2*, pp. 377–797. Flow Science, Inc.
- [63] N., N. [2010]. *Fieldview reference Manual, Release 12.3, Kapitel 11*, pp. 187–202. Intelligent Light, Inc.
- [64] N., N. [Dez. 2001]. ‘Benutzerhandbuch für Bohlin Rheometer, Ausgabe 2.0.’
- [65] NITZSCHE, R. [2007]. ‘Stabilitätsverhalten von Suspensionen: Zetapotential, Partikelparameter und Rheologie.’
- [66] NOGRID [2008]. ‘Nogrids cfd software - überblick.’ *unpublished*, pp. 1–20.
- [67] OSHER, S. & R. FEDKIW [2003]. *Level Set Methods and Dynamic Implicit Surfaces*, pp. 1–273. Springer - Verlag New York, Inc.
- [68] PABST, W., C. BERTHOLD & E. GREGOROVA [2006]. ‘Size and shape characterisation of polydisperse short fiber systems.’ *Journal of European Ceramic Society*, **26**, pp. 1121–1130.
- [69] PABST, W., C. BERTHOLD & E. GREGOROVA [2007]. ‘Size and shape characterisation of oblate and prolate particles.’ *Journal of European Ceramic Society*, **27**, pp. 1759–1762.
- [70] PABST, W., E. GREGOROVA & C. BERTHOLD [2006]. ‘Particle shape and suspension rheology of short fiber systems.’ *Journal of the European Ceramic Society*, **26**, pp. 149–160.

- [71] PARISCH, H. [1. Auflage, 2003]. *Festkörperkontinuumsmechanik: Von den Grundgleichungen zur Lösung mit Finiten Elementen*, pp. 1–365. Vieweg+Teubner Verlag, Stuttgart/Leipzig/Wiesbaden.
- [72] PEIRÓ, J. & S. SHERWIN [2005]. *Handbook of Materials Modeling. Volume 1: Methods and Models; 8.2 - Finite Difference, Finite Element and Finite Volume Methods for Partial Differential equations*, pp. 1–32. Springer, Netherlands.
- [73] PLETCHER, R., J. C. TANNEHILL & D. ANDERSON [1997]. *Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer, Second Edition*, pp. 1–816. Taylor & Francis Ltd., London.
- [74] POKORA, E. & F. KLEIN [2004]. ‘Ein level-set/volume-of-fluid Verfahren zur numerischen Beschreibung von freien Oberflächen bei der Formfüllung.’ *Giesserei-Praxis*, **10**, pp. 367–370.
- [75] RECHENBERG, I. [1973]. *Evolutionsstrategie: Optimierung technischer Systeme nach Prinzipien der Biologischen Evolution*. Frommann-Holzboog, Stuttgart.
- [76] ROMAGNOLI, M. & F. ANDREOLA [2007]. ‘Mixture of deflocculants: A systematic approach.’ *Journal of the European Ceramic Society*, **27**, pp. 1871–1874.
- [77] ROOS, W. & J. WOLBER [1999]. ‘Rohstoffe, Massen: Synthese und Charakterisierung.’
- [78] SALMANG, H. & H. SCHOLZE [2007]. *Keramik: 7., vollständige Neubearbeitete und erweiterte Auflage*, pp. 1–174 und 568–628. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- [79] SCHLICHTING, H. [1982]. *Grenzschicht-Theorie, 8. Auflage*, pp. S. 84–91. Verlag G. Braun, Karlsruhe.
- [80] SCHULLE, W. [1994]. ‘Probleme und Entwicklungstendenzen der Formgebung in der klassischen Keramik.’ *cfi/Bericht der DKG*, **71** [5], pp. 221–230.
- [81] SEDLAN, K. [2001]. ‘Viskoelastisches Materialverhalten von Elastomerwerkstoffen: Experimentelle Untersuchung und Modellbildung.’ *Institut für Mechanik*, **2**, pp. 78–89.

- [82] SETHIAN, J. A. [1999]. *Level Set Methods and Fast Marching Methods: Evolving Interfaces in Computational Geometry, Fluid Mechanics, Computer Vision, and Materials Science*, pp. 1–378. Cambridge University Press.
- [83] SIGLOCH, H. [2007]. *Technische Fluidmechanik, 6. Auflage*, pp. 1–581. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg.
- [84] SINGER, F. & S. S. SINGER [1969]. *Industrielle Keramik - zweiter Band - Massen, Glasuren, Farbkörpern und Herstellungsverfahren*, pp. 1–159 und 367–432. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New-York.
- [85] SON, G. & N. HUR [2005]. *Numerical Heat Transfer, Part B; A Level Set Formulation for incompressible two-phase flows on nonorthogonal grids*, pp. 303–316. Taylor & Francis Inc.
- [86] SPRÜGEL, T. [2010]. ‘Optimierte Löserverfahren zur Druckberechnung in den zweiphasigen Navier-Stokes-Gleichungen.’
- [87] SPURK, J. H. & N. AKSEL [2006]. *Strömungslehre: Einführung in die Theorie der Strömungen*, pp. 1–573. Springer, Berlin.
- [88] TIWARI, S. & J. KUHNERT [2007]. ‘Modeling of two phase flows with surface tension by finite pointset method.’ *J. Comp. Appl. Math.*, **203**, pp. 376–386.
- [89] TOORMANN, E. A. [1997]. ‘Modelling the thixotropic behaviour of dense sediment suspensions.’ *Rheologica Acta*, **36**, pp. 56–65.
- [90] TROPEA, C., A. L. YARIN & J. F. FOSS [1994]. *Handbook of experimental fluid mechanics*, pp. 661–679. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg.
- [91] VERSTEEG, H. K. & W. MALALASEKERA [2007]. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, second edition*, pp. 1–470. Pearson Education Limited.
- [92] WALL, W. A. [1999]. ‘Fluid-Struktur-Interaktion mit stabilisierten finiten Elementen.’
- [93] WATERS, B. [2005]. ‘Balancing firmness with packing in pressure casting sanitaryware.’ *cfi/Bericht der DKG*, **82** [3], pp. 32–36.

- [94] WEIPERT (HRSGB.), D., H. D. TSCHUSCHNER & E. WINDHAB [1993]. *Rheologie der Lebensmittel*, pp. 180–213. B. Behr's Verlag, Hamburg.
- [95] WOLBER, J. [1999]. 'Einführung in die Rheologie.'