

Simulation des rheologischen Verhaltens von zementgebundenen Feinkornsystemen

Vom Fachbereich
Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR (Dr.-Ing.)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Christian Heese

aus Dreieich

Dekan:	Prof. Dr.-Ing. W. Kurz
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. W. Breit
2. Berichterstatter:	Prof. Dr. A. Latz
Tag der mündlichen Prüfung:	18.12.2013

Kaiserslautern 2013

(D 386)

Christian Heese

**Simulation des rheologischen Verhaltens von
zementgebundenen Feinkornsystemen**

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2009 bis 2013, in denen ich als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet Werkstoffe im Bauwesen (FWB) der Technischen Universität Kaiserslautern (bis 2012) und anschließend als Leiter der Baustofftechnik Hamburg der HOCHTIEF Solutions AG tätig war. Die Thematik der Arbeit ergab sich aus einem gemeinsamen Forschungsprojekt mit dem Fraunhofer-Institut für Techno- und Wirtschaftsmathematik (ITWM) in Kaiserslautern im Rahmen des Forschungszentrums (CM)² (Center for Mathematical and Computational Modelling), dem ich für die Förderung danken möchte.

Mein ganz besonderer Dank gilt zuallererst meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Breit, für sein mir entgegengebrachtes Vertrauen und die mir eingeräumten Freiräume bei der Erstellung dieser Arbeit. Die langen und anregenden Gespräche sowie seine wertvollen Anregungen haben wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Für seine stets wohlwollende Unterstützung und die mir gewidmete Zeit bin ich ihm zutiefst dankbar.

Herrn Prof. Dr. Arnulf Latz möchte ich für die Übernahme des Korreferates und die damit verbundene Betreuung der Arbeit meinen Dank aussprechen. Seine stete Diskussionsbereitschaft und die vielen hilfreichen Hinweise auf dem Gebiet der Strömungs- und Materialsimulation waren für mich von unschätzbarem Wert. Seinem Mitarbeiter, Herrn Dr. rer. nat. Dariusz Niedziela, danke ich an dieser Stelle ganz besonders für die unermüdliche Unterstützung bei der Durchführung der Simulationen und der Diskussion der Ergebnisse.

Bei den Kollegen und Mitarbeitern des Fachbereiches, vor allem bei meinem Zimmernachbarn Frank Schuler, möchte ich mich für das angenehme und freundschaftliche Arbeitsklima und ihre Geduld mit mir sowie ihre tatkräftige Unterstützung bedanken. Das gleiche gilt insbesondere auch für meine wissenschaftlichen Hilfskräfte Kathrin Müller, Stefanie Witczak und Fabian Krämer.

Herrn Prof. Dipl.-Ing. Claus Flohrer gilt mein Dank für seine Förderung während meiner Zeit bei HOCHTIEF.

Meinen Schwiegereltern, Prof. Dr.-Ing. Rudolf und Eva-Maria Ullrich, bin ich für ihre stete und unermüdliche Hilfe dankbar, die mir die Fertigstellung der Arbeit neben meiner beruflichen Tätigkeit innerhalb des letzten Jahres ermöglicht haben. Mein besonders herzlicher Dank für ihre lebenslange liebevolle Unterstützung gilt meinen Eltern Heide und Claus-Peter Heese sowie meiner Schwester Nina.

Von Herzen danken möchte ich meinen Freunden, in ganz besonderem Maße aber meiner Frau Iris und meiner Tochter Elisa Marie. Sie haben in den letzten Jahren häufig auf mich und meine Unterstützung verzichten müssen und trotzdem mir in schwierigen Zeiten immer motivierend und verständnisvoll zur Seite gestanden.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	i
Formelzeichen, Variablen und Abkürzungen	v
Zusammenfassung	ix
Abstract	ix
1 Einführung	1
1.1 Motivation und Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung und Vorgehen	2
1.3 Aufbau der Arbeit	3
2 Grundlagen	5
2.1 Rheologie und rheologische Modellierung	5
2.1.1 Definitionen, Kenngrößen und Phänomene	5
2.1.2 Rheologische Eigenschaften zementgebundener Suspensionen	11
2.1.3 Modelle zur Beschreibung des Verformungsverhaltens	14
2.1.3.1 Modellarten	14
2.1.3.2 Bingham-Modell	14
2.1.3.3 Herschel-Bulkley-Modell	15
2.1.3.4 Carreau-Modell	15
2.1.3.5 Besonderheiten der Modellierung zementgebundener Suspensionen	15
2.1.3.6 Fazit zur Modellierung des Verformungsverhaltens	17
2.2 Empirische Prüfverfahren und Verarbeitbarkeit	17
2.3 Rheometrische Versuchstechnik für zementgebundene Suspensionen	20
2.3.1 Definitionen und Anforderungen	20
2.3.2 Messtechnik	24
2.3.3 Messprofile	26
2.3.4 Fazit zur rheometrischen Versuchstechnik	29
2.4 Numerische Simulation zementgebundener Baustoffe	30
2.4.1 Überblick	30
2.4.2 Single Fluid Simulation	32
2.4.2.1 Einführung	32
2.4.2.2 „Standard Single Fluid Simulation“	32
2.4.2.3 Ansatz als Mehrphasenströmung (MPS)	34
2.4.2.4 Viscoplastic Finite Element Method (VFEM) und Viscoplastic Divided Element Method (VDEM)	34
2.4.3 Partikelsimulation	35

2.4.3.1	Einführung	35
2.4.3.2	Diskrete-Elemente-Methode (DEM)	35
2.4.3.3	Dissipative Particle Dynamics (DPD)	36
2.4.3.4	Viscoplastic Suspension Element Method (VSEM)	37
2.4.3.5	Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH)	37
2.4.3.6	Lattice-Boltzmann-Methode (LBM)	37
2.4.4	Suspension Flow (SF)	38
2.4.4.1	Einführung	38
2.4.4.2	Finite-Elemente-Methode mit Lagrange Integrationspunkten (FEM-LIP)	38
2.4.5	Simulation der Faserorientierung zementgebundener Suspensionen	39
2.4.5.1	Einführung	39
2.4.5.2	CFD mit Faserorientierungstensor nach Folgar-Tucker	40
2.4.6	Fazit zur numerischen Simulation zementgebundener Baustoffe	43
3	Fließ- und Füllversuche mit zementgebundenen Feinkornsystemen	46
3.1	Einführung	46
3.2	Ausgangsstoffe, Herstellung und Mischungszusammensetzungen der Feinkornsysteme	46
3.3	Experimente zu Fließ- und Füllvorgängen	50
3.3.1	Haegermann-Versuche	50
3.3.1.1	Versuchsaufbau und -durchführung	50
3.3.1.2	Versuchsauswertung	53
3.3.2	L-Box-Versuche	56
3.3.2.1	Versuchsaufbau und -durchführung	56
3.3.2.2	Versuchsauswertung	58
3.4	Zusammenfassung zu den Fließ- und Füllversuchen	59
4	Rheometrische Charakterisierung und 2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche	61
4.1	Einführung	61
4.2	Untersuchungen und Entwicklungen zur rheometrischen Versuchstechnik	61
4.2.1	Verwendete Messtechnik	61
4.2.2	Regel- und Messgrößen sowie Kalibrierung	64
4.2.3	Grundlegender Versuchsablauf	65
4.2.4	Schubspannungsgesteuerte Messungen	67
4.2.5	Scherratengesteuerte Messungen	69
4.2.6	Reproduzierbarkeit der rheologischen Messungen	74
4.2.7	Verwendete Messprofile (Übersicht)	76
4.3	Rheologische Modellierung	77
4.4	2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche	79

4.4.1	Complex Rheology Solver (CoRheoS)	79
4.4.2	2D-Simulationen der Haegermann-Versuche	83
4.4.3	2D-Simulationen der L-Box-Versuche	98
4.5	Zusammenfassung zur rheometrischen Charakterisierung und zu den 2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche	99
5	3D-Simulation der Fließ- und Füllversuche	102
5.1	3D-Simulationen der Haegermann-Versuche	102
5.2	3D-Simulationen der L-Box-Versuche	109
5.3	3D-Haegermann-Simulation mit zeitabhängiger Modellierung des rheologischen Verhaltens	112
5.4	Zusammenfassung zur 3D-Simulation der Fließ- und Füllversuche	115
6	3D-Simulation faserhaltiger Feinkornsysteme	117
6.1	Versuchs- und Simulationstechnik für faserhaltige Feinkornsysteme	117
6.1.1	Mischungszusammensetzung und rheologische Charakterisierung	117
6.1.2	Computertomographische und simulationstechnische Ermittlung der Faserorientierung	118
6.2	3D-Simulationen der Versuche mit faserhaltigen Feinkornsystemen	123
6.2.1	Fließstrecken-Verläufe in L-Box-Versuchen	123
6.2.2	Einfluss des Fasergehaltes und der Fasergeometrie auf die Faserorientierung	126
6.2.3	Einfluss des Faserdiffusionskoeffizienten C_i auf die Faserorientierung	129
6.2.4	Einfluss der Faserorientierung im Ausgangszustand	130
6.3	Zusammenfassung zur 3D-Simulation des Fließstrecken-Verlaufes und der Faserorientierung	132
7	Schlussfolgerungen und Ausblick	134
	Literaturverzeichnis	137
	Technische Regelwerke	164
	Anhang A: Interpartikuläre Kräfte	166
	Anhang B: Grundlagen der numerischen Strömungsmechanik	169
	Anhang C: Anwendungsbeispiele für Simulationen zementgebundener Baustoffe	181
	Anhang D: Ausgangsstoffe	201

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen	
(Übersicht)	206
Lebenslauf	215

Formelzeichen, Variablen und Abkürzungen

Auf den nachfolgenden Seiten werden die verwendeten Formelzeichen, Variablen und Abkürzungen zusammengestellt. Nicht aufgeführte Zeichen werden im Kontext erläutert.

Lateinische Buchstaben und Abkürzungen

A	Scherfläche [m ²] oder Fließkoeffizient (auch Konsistenz oder Herschel-Bulkley-Viskosität [Pa·s])
a	Fließkoeffizient (auch Konsistenz oder Herschel-Bulkley-Viskosität) [Pa·s]
a ⁽²⁾	Moment zweiter Ordnung
a ⁽⁴⁾	Moment vierter Ordnung
A _{rheo}	gerätespezifischer Kalibrierfaktor für verwendetes Messsystem [Pa/Nm]
b	Schlupflänge [m]
bzw.	beziehungsweise
c	Volumenanteil der Fasern in der Suspension [-]
CoRheoS	Complex Rheology Solver
CFD	Computational Fluid Dynamics - numerische Strömungsmechanik
CFL	Courant-Friedrichs-Levy-Zahl bzw. -Kriterium
C _i	Faserinteraktionskoeffizient [-]
CR	controlled rate; scherratengesteuert
CS	controlled stress; schubspannungsgesteuert
CT	Computertomographie
D	Parameter zur Anpassung der Bedienoption RheoAdaptive Control [-]
d	Durchmesser einer Faser [mm], Durchmesser des Fließkuchens [cm], Dimension des hydrodynamischen Problems
D/Dt	phänomenologische Konstante
DEM	Diskrete-Elemente-Methode
d. h.	das heißt
DLVO	Theorie nach D erjaguin, L andau, V erwey und O verbeek
DPD	Dissipative Particle Dynamics-Methode
EM	Kennzeichnung eines Volumens, das auf der Mittelachse der Fließrichtung direkt an der Abschlusswand der L-Box liegt
etc.	et cetera

f	Volumenanteil der kontinuierlichen Phase der VOF [-], Frequenz [Hz]
F	Volumenkraftdichte [N/m^3], Scherkraft [N]
FDM	Finite-Differenzen-Methode
FEM	Finite-Elemente-Methode
FEMLIP	Finite-Elemente-Methode mit Lagrange Integrationspunkten
FVM	Finite-Volumen-Methode
ggf.	gegebenenfalls
GUI	Graphical User Interface, Grafische Benutzeroberfläche
h	Plattenabstand oder Höhe [m], Höhe des Fließkuchens [cm]
HFB	Hochfester Beton
I	Einheitsmatrix, Spannung infolge Trägheit [N/m^2], Parameter zur Anpassung der Bedienoption RheoAdaptive Control [-]
i. d. R.	in der Regel
i. W.	im Wesentlichen
IMB	Immersed Boundary Method
ITWM	Fraunhofer-Institut für Techno- und Wirtschaftsmathematik
k	Carreau-Konstante [s] oder Fließfeldkoeffizient [m^{-3}]
l	charakteristische Länge [m]; Länge l einer Faser [mm]
LBM	Lattice-Boltzmann-Methode
M	Drehmoment [Nm], Tensor des lokalen effektiven Geschwindigkeitsgradienten
M_{rheo}	gerätespezifischer Kalibrierfaktor für verwendetes Messsystem [1/rad]
m	Stressparameter [-]
MAVI	Modular Algorithms for Volume Images
MM	Kennzeichnung eines Volumens, das auf der Mittelachse der Fließrichtung und mit dem Mittelpunkt 155 mm vor der Abschlusswand der L-Box liegt
MP	Messprofil
MTA	Mass Tracking Algorithm
MPS	Mehrphasenströmung
MW	Mittelwert
n	normale Komponente des Spannungstensors, Teilchen- bzw. Faserdichte [Anzahl/ Volumeneinheit] oder Carreau-Hochzahl [-]

n. b.	nicht bestimmbar bzw. nicht bestimmt
N_p	Kopplungsparameter oder Partikelzahl [-]
o. g.	oben genannt
P	Parameter zur Anpassung der Bedienoption RheoAdaptive Control [-]
p	Druck [Pa] oder Herschel-Bulkley- bzw. Fließ-Index [-]
PCE	Polycarboxylatether
PDG	Partielle Differentialgleichung
PS	Partikelsimulation
Re	Reynolds-Zahl [-]
s	Auslenkung [m]
SFS	Single Fluid Simulation
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
SF	Suspension Flow
s. u.	siehe unten
SVB	Selbstverdichtender Beton
u. a.	unter anderem
u. a. m.	und andere mehr
UHFB	Ultrahochfester Beton
$u_{ }$	Geschwindigkeit parallel zur Grenzfläche [m/s]
u. U.	unter Umständen
v	Fluidgeschwindigkeit bzw. Geschwindigkeitsvektor [m/s], Fließgeschwindigkeit [m/s]
VDEM	Viscoplastic Divided Element Method
VFEM	Viscoplastic Finite Element Method
vgl.	vergleiche
VOF	Volume of Fluid Method
VSEM	Viscoplastic Suspension Element Method
t	Zeit [s]
z_0	Schichthöhe mit niedriger Viskosität [m]
z. B.	zum Beispiel
z. T.	zum Teil

Griechische Buchstaben und Symbole

α	Deformationswinkel [°]
γ	Deformation, Scherung [-]
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit, Scherrate [s^{-1}]
η	(dynamische) Viskosität [$Pa \cdot s$]
η_{pl}	plastische Viskosität [$Pa \cdot s$]
λ	Faser- bzw. Ellipsoidgeometriefaktor, Strukturparameter
ϕ	Bilanzgröße z. B. Dichte oder Geschwindigkeit
φ	Winkelauslenkung [rad]
μ	Nullviskosität [$Pa \cdot s$]
ν	kinematische Viskosität [m^2/s]
ρ	Dichte [kg/m^3]
σ	Standardabweichung
τ	Schubspannung [Pa]
τ_0	Fließgrenze [Pa]
Ω	Winkelgeschwindigkeit [rad/s] bzw. Drehgeschwindigkeit [1/min]
ω	Kreisfrequenz [rad/s]
∇	NABLA-Operator [1/m]
\mathbb{T}	deviatorischer Spannungstensor [N/m^2]

Zusammenfassung

Basierend auf eigenen Fließ- und Füllversuchsreihen und vergleichenden 2D- und 3D-Simulationen wurde ein Verfahren zur numerischen Simulation des Fließ- und Füllverhaltens von zementgebundenen Feinkornsystemen mit und ohne Stahlfasern entwickelt bzw. weiterentwickelt. Das stark zeit- und scherratenabhängige rheologische Verhalten dieser Feinkornsysteme wurde mit einem Rotationsrheometer anhand speziell entwickelter Messprofile untersucht und mittels eines geeigneten Modells abgebildet. Im Rahmen von Parameterstudien und Vergleichen der experimentellen Ergebnisse der durchgeführten Haegermann- und L-Box-Versuche mit denen der Simulation wurden Simulationsparameter und -modelle angepasst und validiert. Das Fließ- und Füllverhalten der untersuchten Feinkornsysteme konnte dadurch mit der verwendeten Software-Plattform „Complex Rheology Solver“ (CoRheoS) zufriedenstellend beschrieben werden. Darüber hinaus wurde die Orientierung von Stahlfasern mithilfe einer bi-direktionalen Kopplung der Gleichungen für das Fließverhalten der Feinkornsysteme mit denen für die Faserorientierung qualitativ gut wiedergegeben.

Abstract

A numerical simulation procedure for the flow and form filling behaviour of cement-based fine grain systems with and without steel fibres was developed based on specifically performed series of flow and filling tests and comparative 2D- and 3D-simulations. The time- and shear rate-dependant behaviour of the fine grain systems was represented by a suitable model based on investigations using a rotational rheometer and applying specifically developed measuring profiles. The numerical simulation was based on this rheological behaviour. Parameter studies and their evaluation by comparison to results of Haegermann and L-Box experiments were used to adjust and validate simulation parameters and simulation models. Thus, the flow and form filling behaviour of the investigated fine grain systems could be described sufficiently with the software platform “Complex Rheology Solver” (CoRheoS). The description of steel fibre orientation by means of a bi-directionally coupling of the equations for flow behaviour of fine grain systems and those for fibre orientation was fairly good.

1 Einführung

1.1 Motivation und Problemstellung

Die Entwicklung von Betonen und zementgebundenen Baustoffen ist in den letzten Jahrzehnten erheblich vorangeschritten. Dabei lag das Hauptaugenmerk zunächst auf einer Optimierung der Eigenschaften im erhärteten Zustand. Insbesondere die erreichbaren Druckfestigkeiten wurden stark gesteigert. Die Etablierung Hochfester Betone (HFB) war ein wesentlicher Teil dieser Entwicklung, gefolgt von der Einführung von Ultrahochfesten Betonen (UHFB), die Festigkeiten von deutlich über 200 N/mm^2 erreichen können. Insbesondere UHFB ist durch eine erheblich gesteigerte Dauerhaftigkeit infolge des deutlich dichteren Gefüges gekennzeichnet. Dabei hat sich beim Einsatz von UHFB die Zugabe von Stahlfasern bewährt, um die Zugfestigkeit und die Duktilität des Bauteils zu erhöhen.

Allerdings weisen HFB und UHFB bei rheologischen Untersuchungen im Vergleich zu Normalbeton ein komplexeres rheologisches Verhalten mit hohen Viskositäten und einer stark ausgeprägten Zeit- und Scherratenabhängigkeit auf. Durch die Zugabe von Fasern wird das rheologische Verhalten noch komplexer. I. d. R. beeinträchtigen die Fasern das Fließ- und Füllverhalten nachteilig. Daraus ergeben sich besondere Anforderungen bei der Herstellung, dem Transport und der Verarbeitung dieser Betone. Ohne eine ausreichende Kenntnis des rheologischen Verhaltens kann das volle Potenzial von Hochleistungsbaustoffen nicht ausgeschöpft werden. Zur Charakterisierung der Verarbeitbarkeit von HFB und UHFB, aber auch von normalen Betonen, werden immer noch im Wesentlichen empirische Prüfverfahren wie z. B. die Bestimmung des Ausbreitmaßes verwendet. Diese empirischen Prüfverfahren sind im Allgemeinen normativ geregelt und erlauben Klassifizierungen. Allerdings wird mit den empirischen Prüfverfahren i. d. R. jeweils nur ein singulärer oder vermischter rheologischer Parameter bestimmt, der allein keine eindeutige Charakterisierung des Verhaltens im frischen Zustand zulässt.

Das komplexe rheologische Verhalten von Hochleistungsbaustoffen ergibt sich aus der Überlagerung der Eigenschaften eines elastischen Festkörpers und eines viskosen Fluids.

Rheologische Untersuchungen von Hochleistungsbaustoffen mittels Rotationsrheometern haben sich als geeignet erwiesen, die elastischen und viskosen Eigenschaften zu bestimmen und damit die Baustoffe zu charakterisieren. Aufgrund des Umfangs und der Kosten für Untersuchungen mittels Rotationsrheometern beschränkt sich ihre Anwendung aber bisher im Wesentlichen auf den Bereich der wissenschaftlichen Erforschung von grundlegenden Zusammenhängen sowie der Produktentwicklung und Qualitätskontrolle in der industriellen Herstellung. Darüber hinaus gibt es jedoch Bestrebungen, die gewonnenen prüf- und materialtechnischen Erkenntnisse auch für die Anwendungspraxis nutzbar zu machen. Für SVB sind schon verschiedene Ansätze bekannt, das Verhalten für einfache Geometrien oder bei unterschiedlichen Frischbetonprüfungen numerisch zu simulieren.

Bei faserhaltigen Betonen hängt die Wirksamkeit zugegebener Fasern wesentlich vom Fasergehalt und deren Orientierung ab; beide sollten daher bekannt sein. Eine

Überprüfung der Faserorientierung und -verteilung im Bauteil ist derzeit allerdings nur mittels zerstörender Prüfverfahren möglich und entsprechend aufwändig. Durch eine belastbare analytische bzw. numerische Bestimmung dieser Größen könnte der Aufwand deutlich reduziert werden.

Diese Arbeit soll dazu beitragen, auf die bisher erforderlichen geometrie- und einbauspezifischen Praxisversuche größtenteils zu verzichten und statt dessen auf Basis der durchgeführten rheologischen Charakterisierung Berechnungsmethoden und Simulationsverfahren bereit zu stellen, um das Fließ- und Füllverhalten unter unterschiedlichen Praxisbedingungen vorherzusagen. Dieses schließt bei faserhaltigen Feinkornsystemen auch die Vorhersage der Faserorientierung ein.

1.2 Zielsetzung und Vorgehen

Ausgehend von den oben aufgezeigten Aufgaben ist das Ziel, ein Verfahren zur numerischen Simulation des Fließ- und Füllverhaltens zementgebundener Feinkornsysteme zu entwickeln und zu verbessern. Dies soll auf Basis einer geeigneten rheologischen Charakterisierung und unter besonderer Berücksichtigung des stark zeit- und scherratenabhängigen rheologischen Verhaltens erfolgen. Zum Erreichen dieses globalen Zieles werden die nachfolgenden **Teilziele I-IV** definiert und in logischer Reihenfolge bearbeitet.

Teilziel I: Entwicklung eines geeigneten Versuchsablaufes zur Ermittlung relevanter Kenngrößen des Fließ- und Füllverhaltens

Aufgrund der vielfältigen Einflussfaktoren auf das komplexe rheologische Verhalten der Feinkornsysteme muss zunächst ein Versuchsablauf gefunden werden, mit dem ein immer gleicher rheologischer Ausgangszustand sichergestellt werden kann. Dazu gehört die Herstellung geeigneter zementgebundener Feinkornsysteme, mit denen aus verschiedenen Fließ- und Füllversuchen die Verläufe von Fließfront, Fließmaß, Fließgeschwindigkeit und Scherrate ermittelt werden können. Diese Ergebnisse werden zur Validierung der Simulationsmethoden und -ergebnisse gemäß der Teilziele II bis IV verwendet.

Teilziel II: Optimierung der rheometrischen Versuchstechnik sowie Validierung von 2D-Simulationen

Bei der rheologischen Charakterisierung von zementgebundenen Feinkornsystemen muss ihr stark zeit- und scherratenabhängiges Verhalten besonders berücksichtigt werden, da es dazu führt, dass das untersuchte Fließ- und Füllverhalten deutlich transient geprägt ist und kaum Gleichgewichtszustände vorkommen. So muss ein rheologisches Messprofil entwickelt werden, mit dem der zeitliche Scherratenverlauf der untersuchten Fließ- und Füllvorgänge und damit auch die sich ergebenden transienten Schubspannungs- und Strukturzustände abgebildet werden können. Die resultierende nicht-lineare Beziehung zwischen Scherrate und Schubspannung muss mit einem geeigneten Modell beschrieben werden, wobei zusätzlich das zeitabhängige Materialverhalten zu berücksichtigen ist. Anhand von 2D-Simulationen ist zunächst zu prüfen, ob diese das Fließ- und Füllverhalten befriedigend wiedergeben können. Dazu werden die Simulationsergebnisse mit den Kenngrößen der Fließ- und Füllversuche verglichen und somit auch die für die 2D-Simulation relevanten Rand- und Simulationsbedingungen bestimmt.

Teilziel III: Validierung von 3D-Simulationen

Da im Vergleich zu 2D-Simulationen mithilfe von 3D-Simulationen eine realistischere Berücksichtigung der Randbedingungen und auch komplexer Geometrien möglich ist, sollen vergleichend 3D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche durchgeführt werden. Für diese sind die gewonnenen Erkenntnisse aus den 2D-Simulationen zu berücksichtigen. Mithilfe von Parameterstudien und Variationen sollen die relevanten Rand- und Simulationsbedingungen ermittelt werden. Dazu gehört insbesondere auch die Überprüfung des Einflusses unterschiedlicher Kontaktmodelle für die Feinkornsysteme an der Grenze zur Luft bzw. zu festen Rändern.

Teilziel IV: Validierung von 3D-Simulationen faserhaltiger Feinkornsysteme

Auf Basis der als geeignet identifizierten Rand- und Simulationsbedingungen ist abschließend anhand von ergänzenden 3D-Simulationen entsprechender Versuche zu klären, ob der Einfluss von Fasern auf das Fließverhalten und die resultierende Faserorientierung wiedergegeben werden kann. Dazu sind in Parameterstudien Einflussfaktoren auf die Faserorientierung zu untersuchen und mithilfe der Faserorientierungen in entsprechenden Festbetonproben zu validieren. Die Bestimmung der Faserorientierung in den Festbetonproben erfolgt mittels computertomographischer Untersuchungen und deren bildanalytischer Auswertung.

Die Dokumentation und Diskussion der durchgeführten Versuche und Simulationen zum Erreichen der hier beschriebenen Teilziele finden sich gemäß dem nachfolgend erläuterten Aufbau der Arbeit in den Kapiteln 3 bis 6 wieder (vgl. Abb. 1-1).

1.3 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit ist in sieben Kapitel gegliedert. Der Einführung folgt in *Kapitel 2* eine Erläuterung der relevanten Grundlagen gemäß des Standes von Wissenschaft und Technik. Dazu gehören die rheologischen Zusammenhänge und Modelle für zementgebundene Feinkornsysteme, deren rheometrische Charakterisierung, empirische Fließ- und Füllversuche sowie grundlegende Simulationstechniken für Suspensionen mit und ohne Fasern. Weiterführende Details sind in den Anhängen A bis C beschrieben.

In den anschließenden Kapiteln werden die eigenen Arbeiten und Untersuchungen zum Erreichen der jeweiligen aufeinander aufbauenden Teilziele (vgl. Abb. 1-1) vorgestellt.

Kapitel 3: Fließ- und Füllversuche mit zementgebundenen Feinkornsystemen

Kapitel 4: Rheometrische Charakterisierung und 2D-Simulationen von Fließ- und Füllversuchen

Kapitel 5: 3D-Simulationen von Fließ- und Füllversuchen

Kapitel 6: 3D-Simulationen faserhaltiger Feinkornsysteme

Die Arbeit schließt in *Kapitel 7* mit zusammenfassenden Schlussfolgerungen auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse sowie einem Ausblick mit Hinweisen zu möglichem weiteren Vorgehen.

Die Materialkennwerte der verwendeten Ausgangsstoffe enthält Anhang D. Der abschließende Anhang E eine Übersicht der durchgeführten und ausgewerteten Versuche und Simulationen sowie die Auswertungen der Fließ- und Füllversuche.

Simulation des rheologischen Verhaltens zementgebundener Feinkornsysteme

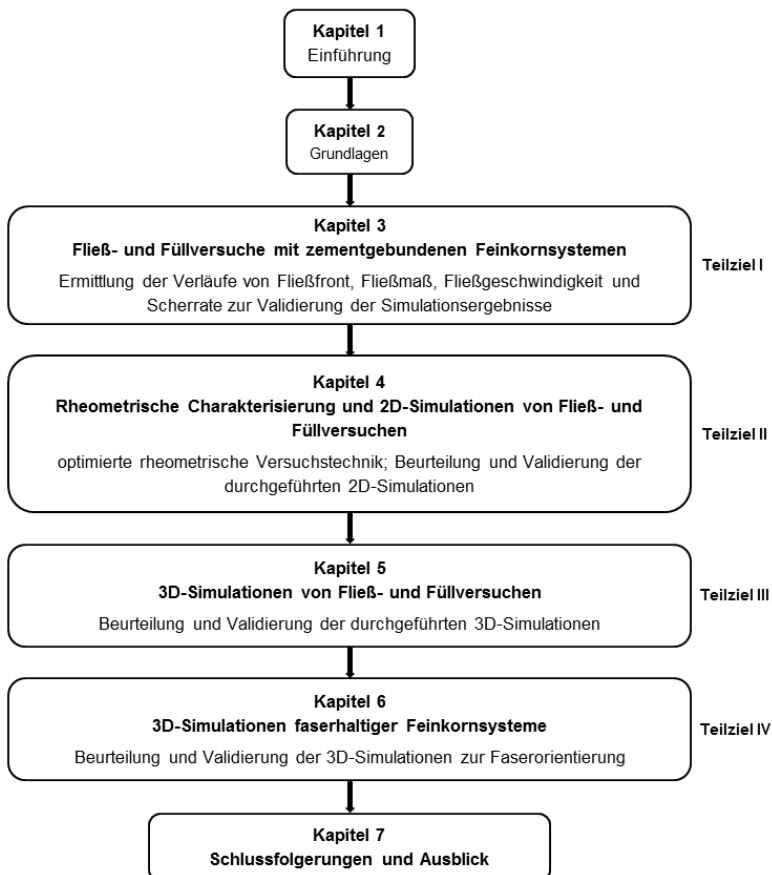


Abb. 1-1: Aufbau der Arbeit mit zugeordneten Teilzielen

2 Grundlagen

2.1 Rheologie und rheologische Modellierung

2.1.1 Definitionen, Kenngrößen und Phänomene

Die Rheologie ist die Wissenschaft des Fließ- und Verformungsverhaltens von Stoffen unter Einwirkung äußerer Kräfte in Abhängigkeit von der chemischen und physikalischen Struktur eines Stoffes.

Zur Beschreibung der rheologischen Größen, die das Fließ- und Verformungsverhalten bestimmen, eignen sich gut laminare Schichtenströmungen zwischen zwei Platten (siehe Abb. 2-1). Werden die obere Platte und die daran haftende oberste Schicht einer Probe bewegt und folgen die darunter liegenden Schichten dieser Bewegung aufgrund der Kohäsionskräfte der Probe, wird dies als *Scherung* bezeichnet. Unter Voraussetzung einer laminaren Schichtenströmung und einer Wandhaftung der gesicherten Probe können die rheologischen Größen berechnet werden.

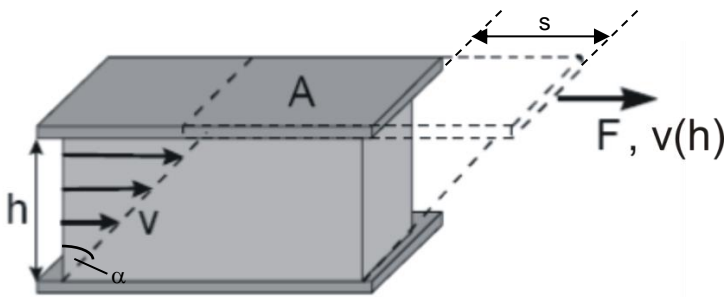


Abb. 2-1: 2-Platten-Modell nach Blask 2002

Die dimensionslose **Deformation** γ beschreibt das Verhältnis von der Auslenkung s zum Plattenabstand h (vgl. (2.1)).

$$\gamma = \frac{s}{h} = \tan \alpha \quad (2.1)$$

mit:

- s = Auslenkung [m]
- h = Plattenabstand [m]
- α = Deformationswinkel [°]

Die **Scherrate** $\dot{\gamma}$ [1/s] bezeichnet das Geschwindigkeitsgefälle innerhalb der Probe; je höher sie ist, desto höher ist auch die Scherbelastung der Probe.

$$\dot{\gamma} = \frac{v(h)}{h} \quad (2.2)$$

mit:

$$\begin{aligned} v(h) &= \text{Geschwindigkeit in Plattenhöhe [m/s]} \\ h &= \text{Plattenabstand [m]} \end{aligned}$$

Die **Schubspannung** τ [Pa] ergibt sich als Quotient der Scherkraft zur Scherfläche:

$$\tau = \frac{F}{A} \quad (2.3)$$

mit:

$$\begin{aligned} F &= \text{Scherkraft [N]} \\ A &= \text{Scherfläche [m}^2\text{]} \end{aligned}$$

Die gegenseitige Abhängigkeit von Scherrate $\dot{\gamma}$ und Schubspannung τ kann in Diagrammen mithilfe sogenannter *Fließkurven* (vgl. Abb. 2-2) dargestellt werden.

Die **Viskosität** η (auch bei Gefahr der Verwechslung mit der kinematischen Viskosität *dynamische Viskosität* genannt) ist in *DIN 1342-2* definiert als „die Eigenschaft eines fließfähigen (vorwiegend flüssigen oder gasförmigen) Stoffsystems, unter Einwirkung einer Spannung zu fließen und irreversibel deformiert zu werden. Die bei der Verformung aufgenommene Spannung hängt dabei nur von der Verformungsgeschwindigkeit ab.“

Die (**dynamische**) **Viskosität** η [Pa·s] ergibt sich zu:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (2.4)$$

Der Quotient aus dynamischer Viskosität η [Pa·s] und der Dichte ρ [kg/m³] eines Stoffes wird als **kinematische Viskosität** ν [m²/s] bezeichnet:

$$\nu = \frac{\eta}{\rho} \quad (2.5)$$

Im theoretisch einfachsten Fall ist die Viskosität konstant. Es ist aber zu berücksichtigen, dass die Viskosität grundsätzlich mit steigender Temperatur, z. B. infolge einer Scherung, abnimmt.

Verläuft die Fließkurve in Form einer Geraden durch den Ursprung, so liegt bei der untersuchten Substanz ein *idealviskoses* oder *newtonsches Fließverhalten* vor. Schneidet diese Gerade die Schubspannungsachse bei Werten größer null, so liegt Bingham-artiges Materialverhalten vor (vgl. Kapitel 2.1.3.2).

Bei *nicht-newtonischen Substanzen* ist die Viskosität keine Stoffkonstante, sondern eine Funktion der Scherrate. Die Viskosität wird dann oft auch als „scheinbare Viskosität“ bezeichnet (vgl. *DIN 1342-1* und *Mezger 2006*).

Bei den nicht-newtonischen Substanzen unterscheidet man zwischen *strukturviskosem* (*scherverdünnendem*) und *dilatantem* (*scherverdickendem*) Verhalten (vgl. Abb. 2-2). Strukturviskoses Verhalten ist dadurch gekennzeichnet,

dass die dynamische Viskosität mit steigender Scherbelastung und zunehmender Scherdauer abnimmt, wohingegen bei dilatantem Verhalten die dynamische Viskosität mit zunehmender Scherbelastung zunimmt. Die Scherratenabhängigkeit der Viskosität kann, abgeleitet aus der Fließkurve, mithilfe von Viskositätskurven dargestellt werden.

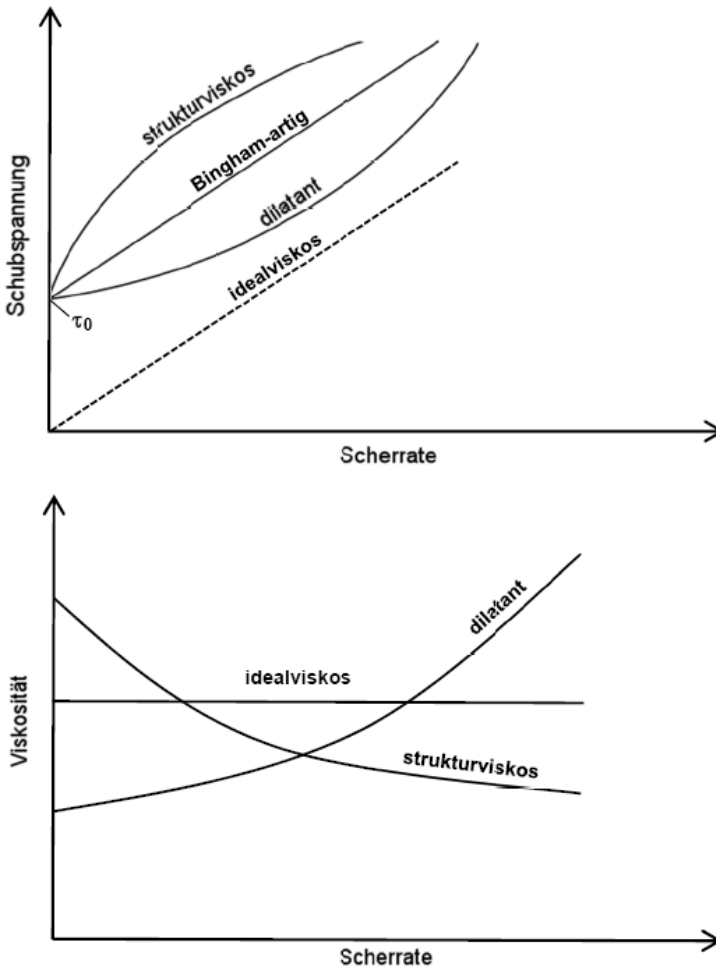


Abb. 2-2: Beispiele für Fließkurven mit und ohne Fließgrenze τ_0 (oben) und Viskositätskurven (unten)

Die **Fließgrenze** τ_0 bezeichnet im Allgemeinen eine Grenzscherubspannung, oberhalb der eine Substanz zu fließen beginnt.

Unterhalb der Fließgrenze verhält sich das Material wie ein elastischer Festkörper. Beispiele für Fließkurven viskoser Stoffe mit Fließgrenze sind in Abb. 2-2 aufgezeigt.

Da die Fließgrenze im Allgemeinen keine Stoffkonstante ist, sondern eine transiente, zeitabhängige Größe (vgl. Schramm 2004, Ovarlez 2007, Møller 2006, Rodts 2010, Raynaud 2002, Roussel 2006a), deren Wert u. a. auch stark von der verwendeten

Versuchstechnik abhängt (vgl. z. B. *Nguyen 1992*), wird ihre Existenz äußerst kontrovers diskutiert (vgl. *Barnes 1999, Barnes 2007* und *Haist 2009*).

In anderen Untersuchungen (vgl. z. B. *Baudez 2004, Coussot 2002a, Jarny 2004, Rodts 2010, Coussot 2005, Ovarlez 2009; Raynaud 2002, Alexandrou 2008, Pignon 1996, Møller 2008*) wird gezeigt, dass bei rheometrischen Messungen verschiedener komplexer Materialien lokal unterschiedliches Verformungsverhalten auftreten kann. Es wird in diesem Zusammenhang von „shear banding“ gesprochen, das fälschlicherweise als Auftreten einer Fließgrenze interpretiert werden kann (vgl. *Ovarlez 2009, Ragouilliaux 2007, Rodts 2010, Pignon 1996*).

Trotz der unterschiedlichen Theorien und der Abhängigkeit der Fließgrenze von den Messbedingungen ist die Verwendung von sogenannten Fließgrenzenmodellen zur Charakterisierung des Fließverhaltens von Stoffen jedoch weit verbreitet.

Die wenigsten Substanzen verhalten sich ideal-elastisch oder ideal-plastisch, sondern sind vielmehr durch teilweise elastisches und teilweise viskoses Verhalten geprägt; man spricht von *viskoelastischem Materialverhalten*.

Während die elastischen Verformungen allerdings sofort nach Aufbringen einer Last auftreten, ist das viskoelastische Verformungsverhalten zeitabhängig (vgl. *Barnes 1989*). Bei der Bestimmung viskoelastischer Eigenschaften ist es deshalb entscheidend, in welchem Verhältnis die Dauer der Messung zur „natürlichen“ Reaktionszeit des untersuchten Materials (d. h. der Zeit, bis das Material auf die Belastung reagiert) steht. Bei Versuchen mit hohen Belastungsgeschwindigkeiten wird eher eine elastische Systemantwort hervorgerufen, während Versuche mit langsamen Belastungsgeschwindigkeiten dazu neigen, viskose Anteile zu liefern. Bei rheometrischen Messungen muss dieser Aspekt berücksichtigt werden, da sich konstante Messwerte erst nach einer gewissen Versuchsdauer einstellen (vgl. z. B. *Barnes 1989* und *Schramm 2004*). Typische Phänomene viskoelastischer Materialien sind:

- Kriechen (zunehmende Dehnung bei gleichbleibender Belastung),
- Relaxation (sinkende Belastung bei gleichbleibender Dehnung) und
- das Entstehen von Hystereseschleifen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei zyklischer Belastung.

Ein weiteres besonderes Fließverhalten ist die sogenannte **Thixotropie**. Diese ist nach *DIN 1342-1* ein „zeitabhängiges Fließverhalten, bei dem die Viskosität ... infolge andauernder mechanischer Beanspruchung vom Wert des Ruhezustandes her gegen einen Endwert hin abnimmt und nach Aufhören der Beanspruchung wieder zunimmt“ (vgl. Abb. 2-3).

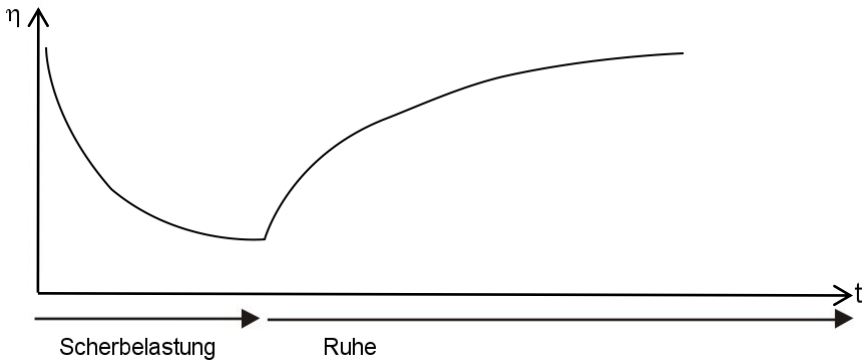


Abb. 2-3: Darstellung thixotropen Materialverhaltens als Änderung der Viskosität bei Scherbelastung und in Ruhephasen nach Lowke 2009

Den zur Thixotropie umgekehrten Fall, dass während einer Scherbelastung eine Art „Über“-Struktur aufgebaut wird, die mit einer Zunahme der Schubspannung und Viskosität über der Zeit verbunden ist, wird als **Antithixotropie** bzw. **Rheopexie** bezeichnet.

In der Regel wird thixotropes Verhalten auf Veränderungen der Mikrostruktur zurückgeführt. Darunter wird neben einer günstigen räumlichen Ausrichtung und Anordnung von Partikeln in Suspensionen oder Tropfen in Emulsionen auch die Ausrichtung von Fasern oder molekularen Verbindungen in Polymeren verstanden (vgl. Tropea 2007). Diese Mikrostruktur wird infolge von Scherbeanspruchung teilweise zerstört (= Strukturbruch). Nach Beendigung der Scherbelastung bewirken Brownsche Bewegung und innere Wechselwirkungskräfte eine allmähliche Rückbildung der Mikrostruktur (= Strukturaufbau) (vgl. Gehm 1998). Thixotropes Verhalten ist also gekennzeichnet durch Strukturaufbau in Phasen ohne bzw. mit geringer Scherbelastung und Strukturabbau in Phasen hoher Scherbelastung.

Üblicherweise werden die Abnahme der Strukturstärke (d.h. der resultierenden Schubspannung) eines Materials während einer Scherbelastungsphase und der vollständige Wiederaufbau der Struktur in einer darauffolgenden Ruhephase mit Thixotropie bezeichnet (vgl. Mezger 2006). Die Zeitskalen für die Strukturänderungen können abhängig vom untersuchten Material sehr unterschiedlich sein (vgl. Barnes 1997 und Tropea 2007), d.h. die Veränderungen können sich innerhalb von Sekunden oder auch von Stunden abspielen, wobei die Rückbildung meist wesentlich länger dauert als der Strukturabbau. Auf diese und weitere Besonderheiten sowie spezielle Effekte infolge thixotropen Materialverhaltens, die in der praktischen Anwendung und auch bei der rheometrischen Charakterisierung berücksichtigt werden sollten, wird in Tropea 2007 und Mewis 2009 ausführlich eingegangen.

Abb. 2-4 zeigt die Materialantwort (hier: Schubspannung τ) auf eine komplexe Scherhistorie (hier: Scherrate $\dot{\gamma}$). Wird die Scherrate erhöht und anschließend auf konstantem Niveau gehalten, so nähert sich die resultierende Schubspannung infolge des Strukturbruches von einem Maximalwert ausgehend langsam einem Gleichgewichtszustand. Dieses Phänomen wird auch „stress overshoot“ genannt. Bei anschließender Absenkung der vorgegebenen Scherrate erreicht die Schubspannung

zunächst einen Minimalwert, ehe sie erneut einen – auf niedrigerem Niveau liegenden - Gleichgewichtszustand erreicht (Strukturaufbau).

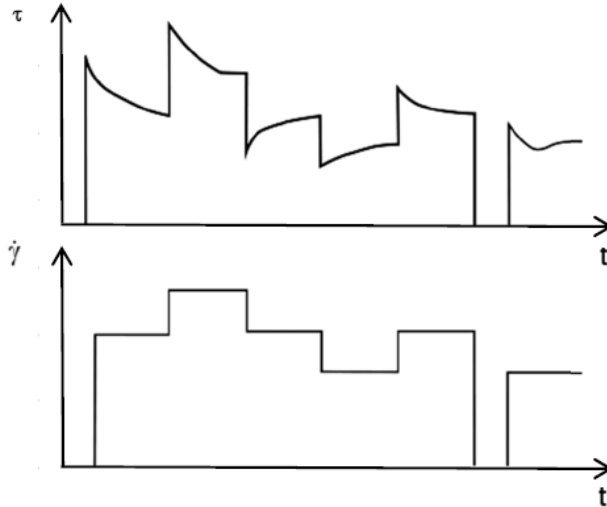


Abb. 2-4: Darstellung einer thixotropen Materialantwort auf eine komplexe Scherratenhistorie
Mewis 2009

Die vorhandene Mikrostruktur benötigt eine gewisse Zeit, um auf die aufgebrachte Belastung zu reagieren. Bei zu kurzer Belastungsdauer zeigt sie nur eine elastische Antwort; erst nach einer gewissen Scherzeit werden die viskosen Eigenschaften ersichtlich. Außerhalb des linear-viskoelastischen Bereiches, d.h. im nicht-linear-viskoelastischen Bereich, führen vorgegebene Schubspannungswerte nicht mehr zu einer proportionalen Verformung, und die Mikrostruktur der Substanz benötigt nicht nur Zeit, um auf die Belastung bzw. Verformung zu reagieren, sondern sie wird im Laufe der Zeit auch infolge Verformung verändert. Der wesentliche Unterschied zwischen der *linearen Viskoelastizität* und der *Thixotropie* liegt also darin, dass bei ersterer die Mikrostruktur auf die Verformung reagiert, aber unverändert bleibt, während bei letzterer eine Zerstörung der Struktur infolge der Vorformung gleichzeitig mit einer Strukturantwort auf die Verformung stattfindet (vgl. Barnes 1989).

Die Komplexität dieses stark transienten Materialverhaltens und die Schwierigkeit ihrer adäquaten versuchstechnischen Charakterisierung können anhand des in Abb. 2-5 dargestellten Zusammenhanges für die scherratenabhängigen Gleichgewichtszustände thixotroper Suspensionen verdeutlicht werden. Die durchgezogenen Kurven stellen Linien gleicher Strukturierungsgrade dar. Da es in Abhängigkeit der interpartikulären Kräfte je Scherrate nur einen Gleichgewichtszustand geben kann, stellt die Verbindung dieser einzelnen Gleichgewichtspunkte die sogenannte Gleichgewichtskurve (strichpunktierte Kurve) mit konstantem Strukturierungsgrad dar. Oberhalb dieser Kurve kommt es zu einem Strukturabbau und unterhalb zu einem Strukturaufbau (vgl. Cheng 1967).

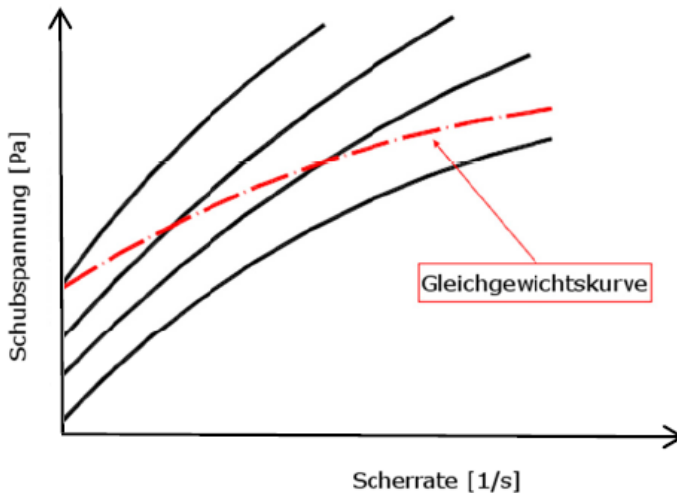


Abb. 2-5: Rheologisches Verhalten eines thixotropen Materials (aus Feys 2009 nach Cheng 1967). Die durchgezogenen Linien stehen für gleichen Strukturierungsgrad, d. h. gleiche Strukturparameter; die strichpunktierte Linie stellt den Gleichgewichtszustand dar (Gleichgewichtskurve).

Nachdem nunmehr die grundlegenden rheologischen Kenngrößen und Phänomene vorgestellt sind, wird im Folgenden auf spezielle rheologische Eigenschaften zementgebundener Suspensionen eingegangen.

2.1.2 Rheologische Eigenschaften zementgebundener Suspensionen

Suspensionen sind komplexe Mehrphasensysteme aus mindestens zwei nicht mischbaren Phasen: Im Allgemeinen sind feste granulare Partikel in einer newtonschen oder nicht-newtonschen Trägerflüssigkeit dispergiert (vgl. Tropea 2007).

In Abhängigkeit von der Größe der suspendierten Partikel wird zwischen molekularen Suspensionen mit Partikelgrößen kleiner 10^{-9} m, kolloidalen mit Partikelgrößen zwischen 10^{-9} und 10^{-6} m, feinen mit Partikelgrößen zwischen 10^{-6} und 10^{-4} m und groben mit Partikelgrößen größer 10^{-4} m unterschieden (vgl. Tropea 2007). Eine im Baustoffbereich übliche Größenunterteilung ist die in Zementleim, Mörtel und Beton.

Zementgebundene Baustoffe können mit einem Partikelgrößenbereich von etwa 10 nm bis maximal mehreren Zentimetern demnach kolloidale, feine oder grobe Suspensionen sein. Die im Rahmen dieser Arbeit als zementgebundene Feinkornsysteme bezeichneten und untersuchten Baustoffe stellen mit Korngrößen vom Nanometerbereich bis etwas unter einem Millimeter kolloidale bis feine Suspensionen dar und liegen damit im Übergangsbereich zwischen Zementleim und Mörtel.

Das rheologische Verhalten **zementgebundener Suspensionen** ist u. a. aufgrund der sehr vielfältigen chemischen und physikalischen Eigenschaften der Ausgangsstoffe sehr komplex. Darüber hinaus spielt die Konzentration der dispergierten Partikel eine wesentliche Rolle (vgl. Tropea 2007 und Feys 2009). Zementgebundene

Suspensionen sind konzentrierte Suspensionen. Aufgrund des geringen Abstandes der einzelnen Partikel untereinander entstehen starke Wechselwirkungen zwischen den suspendierten Partikeln. Die Bedeutung dieser *interpartikulären Wechselwirkungen* steigt mit zunehmender Partikelfeinheit (vgl. z. B. *Roussel 2010, Chappuis 1991, Geisenhanslücke 2009, Coussot 2005, Lowke 2010, Haist 2009, Hendrickx 2009, Blask 2003, Keck 1999, Wallevik 2003, Flatt 2004, Lu 2010, Chougnat 2008, Blask 2002, Hattori 1997, Barnes 1989* und *Jiang 1993*). Die Berücksichtigung dieser Wechselwirkungen kann helfen, bestimmte rheologische Phänomene zu erklären. Da im Rahmen dieser Arbeit keine gezielte Beeinflussung der rheologischen Eigenschaften der verwendeten zementgebundenen Feinkornsysteme durchgeführt wurde, war eine Betrachtung auf der Ebene interpartikulärer Wechselwirkungen bzw. Kräfte nicht erforderlich. Der Vollständigkeit halber sind in **Anhang A** die grundlegenden interpartikulären Kräfte erläutert.

Zementgebundene Suspensionen zeichnen sich durch mehr oder weniger stark ausgeprägtes **zeit- und scherratenabhängiges rheologisches Verhalten** aus. Der Grad der Ausprägung nimmt i. d. R. mit zunehmender Konzentration und Feinheit der suspendierten Partikel zu. Thixotropes Verhalten kann sich auf sehr unterschiedliche Weise manifestieren (vgl. *Mewis 2009, Mewis 1979, Barnes 1997, Jarny 2008a, Wallevik 2004* und *Mujumdar 2002*). Zudem wird das reversible zeitabhängige Verhalten bei zementgebundenen Suspensionen auch durch die Strukturveränderungen infolge der Zementhydratation überlagert. Über einen entsprechend langen Betrachtungszeitraum wird immer der irreversible Strukturaufbau infolge Hydratation überwiegen (vgl. *Jarny 2005*). In *Roussel 2006a* wird aufgrund deutlich größerer Zeitskalen für den irreversiblen Strukturaufbau infolge Hydratation der Schluss gezogen, dass über einen ausreichend kurzen Zeitraum von maximal etwa 30 Minuten dieser Einfluss gegenüber den anderen reversiblen Strukturaufbau- und Strukturabbauemchanismen vernachlässigt werden kann. Da dieser Zeitrahmen auch in dieser Arbeit eingehalten wurde, wurden vor diesem Hintergrund irreversible Einflüsse aus der Hydratation in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

Grundsätzlich muss man das zeitabhängige rheologische Verhalten von zementgebundenen Suspensionen als *stark transient* bezeichnen (vgl. *Heese 2010, Mujumdar 2002*). Das stark scherratenabhängige Verhalten von Zementsuspensionen wird in *Roussel 2010* detailliert beschrieben. Es zeigt sich, dass zementgebundenen Suspensionen kein einheitliches belastungsabhängiges Verhalten zugeschrieben werden kann. Dies hängt mit der sehr unterschiedlichen stofflichen Zusammensetzung der Suspensionen zusammen, aber auch mit der verwendeten Versuchstechnik, dem Ausgangszustand der Strukturierung, d.h. der jeweilige Strukturierungsgrad, der Größe der Belastung, der Geschwindigkeit der Belastungsänderung und der Belastungsvorgeschichte (Scherhistorie) zusammen.

Obgleich es aus den oben angesprochenen Gründen in der Literatur kein einheitliches Bild gibt, überwiegt die Auffassung, dass ein **strukturviskoses Verhalten mit und ohne Ausbildung einer Fließgrenze** vorliegt (vgl. z. B. *Yahia 2001, Heese 2010, Heese 2011c, Yahia 2003, Tattersall 1991, Barnes 1989, Khayat 2008, Felekoglu 2006, Chougnat 2008, Nguyen 2011, Kakuta 1989, Hu 1996*). Von dilatantem Verhalten wird nur vereinzelt berichtet (vgl. *Yahia 2011, Feys 2009, Feys 2008, Toussaint 2009, Cyr 2000, Malek 1993, Phan 2006* und *Uebachs 2005a*).

Die vorherrschende Begründung für scherverdünnendes, strukturviskoses Verhalten ist die Zerstörung bzw. der Abbau von vorhandenen Strukturen bzw. Agglomeraten innerhalb der Suspension infolge der zunehmenden Scherbelastung (vgl. *Barnes 1989, Jiang 1993, Beaupré 1998*). Partikelmigration kann auch als scherverdünnendes Verhalten interpretiert werden (vgl. *Feys 2009*).

Nach *Barnes 1989* folgt auf eine Scherverdünnung i. d. R. bei weiterer Steigerung der Scherung ein Scherverdicken infolge eines Aufbrechens der instabilen Scherlagen. Von derartigem Verhalten wird auch in *Phan 2006* und *Vasylychenko 2007* berichtet, in *Ukrainčik 1980* auch von dem scherratenabhängigen Auftreten beider Verhaltensarten.

Fazit und Konsequenz für die folgenden Untersuchungen:

Aufgrund der oben beschriebenen Zusammenhänge wurde im Rahmen der eigenen Versuche darauf geachtet, verfälschende Einflüsse infolge unterschiedlicher Scherhistorien und verschiedener aufgebrachtener Scherbelastungen sowie Änderungen der Temperatur zu vermeiden. Nur unter Berücksichtigung dieser Einflüsse (vgl. Tab. 2-1) konnten geeignete rheologische Kennwerte zementgebundener Feinkornsysteme zur realitätsnahen numerischen Simulation des komplexen Fließ- und Füllverhaltens bestimmt werden.

Tab. 2-1: Einflussfaktoren auf das rheologische Verhalten und deren Relevanz für entsprechende rheometrische Untersuchungen

Einflussfaktoren auf das rheologische Verhalten der zementgebundenen Feinkornsysteme	Art des Einflusses	Relevanz für rheometrische Untersuchungen
physikalisch-chemische Beschaffenheit	Beeinflussung der rheologischen Eigenschaften	<i>Gering:</i> Reproduzierbarkeit der rheologischen Eigenschaften sollte gewährleistet sein.
Temperatur	Viskositätsabnahme mit steigender Temperatur	<i>Groß:</i> Bei Herstellung und Untersuchungen der Feinkornsysteme müssen möglichst konstante Temperaturen gewährleistet sein.
Art und Dauer der Scherbelastung	Starke Zeit- und Scherratenabhängigkeit der rheologischen Eigenschaften	<i>Groß:</i> Zeit- und scherratenabhängiges Verhalten muss bei der rheometrischen Charakterisierung berücksichtigt werden.

Die vorgenannten Einflussfaktoren wurden für die eigenen Untersuchungen entsprechend ihrer Relevanz und der beschriebenen Vorgehensweise berücksichtigt. Näheres hierzu enthalten die Kapitel 3 und 4.

2.1.3 Modelle zur Beschreibung des Verformungsverhaltens

2.1.3.1 Modellarten

Die durch rheologische Messungen erhaltenen Daten werden i. d. R. in Form von Diagrammen als Schubspannung oder Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate dargestellt (vgl. *Mezger 2006*). Üblicherweise wird versucht, *mathematische Modelle (Regressionsmodelle)* zu verwenden, um die Zusammenhänge zwischen den rheologischen Kenngrößen Scherrate / Schubspannung und Viskosität anhand weniger Kurvenparameter beschreiben zu können. Diese *mathematischen Modelle* sind von den *mechanischen Modellen* zur grundsätzlichen Beschreibung des Verformungsverhaltens von Substanzen zu unterscheiden. Dabei kann die Qualität der Beschreibung z.B. mittels Korrelationskoeffizienten beurteilt werden. Nur in wenigen Fällen entsprechen die Modell-Parameter wirklichen physikalischen Größen.

Eine ausführliche Auflistung und Beschreibung wesentlicher Modelle für Fließ- und Viskositätskurven ist beispielsweise in *Mezger 2006* zu finden.

Die für zementgebundene Suspensionen gängigsten Modelle nach Bingham und Herschel-Bulkley werden nachfolgend kurz vorgestellt. Darüber hinaus wird das im Rahmen dieser Arbeit für die Beschreibung der Viskosität verwendete Carreau-Modell erläutert.

2.1.3.2 Bingham-Modell

Das Fließverhalten zementgebundener Suspensionen wird meist als Bingham-artig beschrieben. Hierbei sind Scherrate und Schubspannung direkt proportional zueinander (vgl. *Tattersall 1983*). Das **Bingham-Modell** verfügt über eine Fließgrenze, und die Fließkurve $\tau(\dot{\gamma})$ [Pa] kann mittels zweier Parameter wie folgt dargestellt werden:

$$\tau = \tau_0 + \eta_{pl} \cdot \dot{\gamma} \quad (2.6)$$

mit:

$$\begin{aligned} \tau_0 &= \text{Fließgrenze [Pa]} \\ \eta_{pl} &= \text{plastische Viskosität [Pa}\cdot\text{s]} \\ \dot{\gamma} &= \text{Scherrate [1/s]} \end{aligned}$$

Eine ideale Bingham-Substanz ist im sehr kleinen Scherratenbereich ein elastischer Festkörper, für Schubbeanspruchungen $\tau > \tau_0$ verhält sie sich wie eine newtonsche Flüssigkeit.

Ein wesentlicher Nachteil des Bingham-Modells besteht darin, dass bei der erforderlichen Extrapolation der Fließkurve bis zum Funktionswert von $\dot{\gamma} = 0 \text{ s}^{-1}$ u. U. eine physikalisch unsinnige, negative Fließgrenze ermittelt werden kann. Es hat den Vorteil, dass es einfach, dimensionsrein und prinzipiell korrekt ist. Häufig wird aber bei seiner Anwendung das tatsächlich veränderliche scherratenabhängige Verhalten vernachlässigt.

2.1.3.3 Herschel-Bulkley-Modell

Mit dem **Herschel-Bulkley-Modell** kann nicht-newtonsches Verhalten für Materialien mit Fließgrenze dargestellt werden.

$$\tau = \tau_0 + a \cdot \dot{\gamma}^p \quad (2.7)$$

mit:

τ_0 = Fließgrenze [Pa]

a = Fließkoeffizient (auch Konsistenz oder Herschel-Bulkley-Viskosität) [Pa·s]

$\dot{\gamma}$ = Scherrate [1/s]

p = Herschel-Bulkley- oder Fließ-Index [-]

Mithilfe des Herschel-Bulkley-Index p , der keine physikalisch messbare Größe ist, kann ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen Scherrate und Schubspannung dargestellt werden, wobei für $p > 1$ dilatantes, für $p < 1$ strukturviskoses und für $p = 1$ Bingham-artiges Materialverhalten beschrieben wird.

Ein Vorteil des Herschel-Bulkley-Modells ist die relativ einfache Abbildung von nicht-newtonschem Verhalten. Allerdings ist das Modell nicht dimensionsrein.

2.1.3.4 Carreau-Modell

Das **Carreau-Modell** nach (2.8) beschreibt die Viskosität η [Pa·s] in Abhängigkeit von der Scherrate $\dot{\gamma}$:

$$\eta = \mu \cdot \left(1 + (k \cdot \dot{\gamma})^2\right)^{\left(\frac{n-1}{2}\right)} \quad (2.8)$$

mit:

μ = Nullviskosität (für infinitesimal kleine Scherraten) [Pa·s]

k = Carreau-Konstante [s]

n = Carreau-Hochzahl [-]

Mithilfe des Modells kann sowohl newtonsches (bei niedrigen Scherraten) als auch strukturviskoses Verhalten (bei höheren Scherraten und $n < 1$) bzw. dilatantes Verhalten (bei höheren Scherraten und $n > 1$) beschrieben werden.

Die nichtphysikalischen Parameter n und k werden mittels Regression bestimmt bzw. angepasst.

2.1.3.5 Besonderheiten der Modellierung zementgebundener Suspensionen

Bei zementgebundenen Suspensionen kann je nach Zielsetzung die Wahl eines geeigneten Betrachtungsmaßstabs, insbesondere aufgrund der großen Bandbreite der Partikelgrößen und der generellen Heterogenität der Eigenschaften der Ausgangsstoffe, sehr schwierig sein. Ist z. B. die Interaktion der verschiedenen Bestandteile in einem Zementleim von Interesse, so ist es nicht ausreichend, den Leim als homogene fluide Phase zu betrachten. Kommt es auf eine phänomenologische Be-

schreibung an, so kann die Betrachtung eines Feinkornmörtels als homogenes Material (Kontinuums-Ansatz nach *Haist 2009*) noch sinnvoll und gerechtfertigt sein. Da das makroskopisch beobachtete oder gemessene Verhalten nicht immer auch dem mikroskopischen Verhalten entspricht, sondern es lokale Unterschiede geben kann, stellt die Untersuchung und anschließende Modellierung des rheologischen Verhaltens zementgebundener Suspensionen eine besondere Herausforderung dar.

Ähnlich wie für „normale“ Suspensionen sind auch für zementgebundene Suspensionen Klassifizierungen des makroskopischen rheologischen Verhaltens in Abhängigkeit von dem Partikelvolumenanteil und der Scherrate möglich (vgl. *Roussel 2010*).

Eine besonders anspruchsvolle Aufgabe bei der Beschreibung des Verformungsverhaltens zementgebundener Suspensionen ist die Modellierung des zeit- und scherratenabhängigen Verhaltens, insbesondere der Thixotropie.

Die vorherrschenden Modellierungsmethoden sind die indirekte (vgl. *Krage 2008*) oder phänomenologische (vgl. *Mewis 2009*) Modellierung des thixotropen Verhaltens unter Verwendung eines Strukturparameters λ (vgl. *Jarny 2008a*, *Jarny 2008b*, *Roussel 2006a*, *Roussel 2007c*, *Roussel 2007a*, *Cheng 1965*, *Papo 1988b*, *Cousot 2002b*). Darüber hinaus gibt es aber Modelle, die die physikalisch ablaufenden Prozesse direkt abbilden können.

Grundsätzlich ist eine Klassifizierung nach dem Grad der Idealisierung bzw. der Vereinfachung möglich. In diesem Zusammenhang unterscheidet *Haist 2009* *Kontinuums-* und *Partikelmodelle*. Bei den Kontinuumsmodellen wird nach *Haist 2009* der Zementleim als Kontinuum aufgefasst. Modelle dieser Art werden der einfachsten Stufe zugeordnet. Teilweise werden sie auch als indirekte oder phänomenologische Modelle bezeichnet. Als scherratenabhängige Modelle für die Viskosität und die Schubspannung können sie Strukturviskosität und Dilatanz erfassen, und es gibt sie mit und ohne explizite Fließgrenze (vgl. *Feys 2007b*, *Yahia 2003*, *Yahia 2001*, *Yucel 2005*, *Zhu 2005*, *Larrard 1998*, *Berg vom 1979*, *Papo 1988a*). Auch kann das thixotrope Verhalten zementgebundener Suspensionen, z.B. mittels eines Strukturparameters, eingearbeitet werden (vgl. *Roussel 2006a*, *Roussel 2007c*, *Roussel 2004a*). Viskoelastisches Materialverhalten kann i. d. R. nicht abgebildet werden. Generell kann aber nur das makroskopische Verhalten der als homogen angesehenen Suspension beschrieben werden.

Als Partikelmodelle bezeichnet *Haist 2009* solche, die den „Einfluss der physikalischen Wechselwirkung der suspendierten Teilchen untereinander bzw. mit der Trägerflüssigkeit“ berücksichtigen und somit auf Basis der Eigenschaften der Ausgangsstoffe eine Vorhersage der rheologischen Eigenschaften der Suspension ermöglichen. Wesentliche Wirkungsmechanismen sind die physikalischen Wechselwirkungen der suspendierten Teilchen untereinander bzw. mit der Trägerflüssigkeit und die einwirkende Scherbelastung. Trotz Möglichkeiten zur Vereinfachung sind diese Modelle sehr aufwändig, können dafür aber das komplexe rheologische Verhalten sehr gut beschreiben.

Der Grundgedanke vieler Modelle ist die Ausbildung einer Struktur innerhalb der zementgebundenen Suspensionen und deren mögliche Veränderung, aber auch

einer möglichen Ausbildung von Gleichgewichtszuständen infolge interpartikulärer Kräfte (vgl. Anhang A) und von außen einwirkender Scherbelastung.

Es erscheint derzeit noch nicht möglich, das komplexe rheologische Verhalten zementgebundener Suspensionen in einem ganzheitlichen Modell zu beschreiben. Die bisher in der Literatur beschriebenen Modelle basieren häufig auf Vereinfachungen, sind nur für bestimmte Scherraten- oder Schubspannungsbereiche gültig (vgl. *Blask 2002*) oder besitzen sonstige Einschränkungen.

Modelle zur Beschreibung des rheologischen Verhaltens *zementgebundener Suspensionen mit Fasern* werden in Kapitel 2.4.5 im Wesentlichen vor dem Hintergrund ihrer Anwendung bei der numerischen Simulation der Faserorientierung diskutiert.

2.1.3.6 Fazit zur Modellierung des Verformungsverhaltens

Generell sollte bei der Auswahl eines Modells beachten werden, dass eine detaillierte Modellierung grundsätzlich zwar sinnvoll ist, aber der Detaillierungsgrad in Relation zu anderen Einflüssen auf die Qualität des übergeordneten Ziels (in dieser Untersuchung die numerische Simulation des rheologischen Verhaltens und der Faserorientierung von zementgebundene Feinkornsystemen) gewählt werden sollte. Im Rahmen dieser Arbeit werden die eingesetzten zementgebundenen Feinkornsysteme als homogene Fluide aufgefasst. In einem ersten Ansatz wird auf eine direkte Modellierung des komplexen *zeit- und scherratenabhängigen* Verhaltens verzichtet. Stattdessen wird dieses mithilfe einer spezifischen rheometrischen Charakterisierung erfasst, bei der das verwendete rheometrische Messprofil dem realen Scherratenverlauf angenähert wird (vgl. Kapitel 4). In diesem Fall kann das scherratenabhängige Verformungsverhalten unter Verwendung des Herschel-Bulkley-Modells für die Schubspannung und des Carreau-Modells für die scherratenabhängige Viskosität beschrieben werden.

Dieser Ansatz wurde bewusst gewählt, da auch bei der Verwendung von faserhaltigen Feinkornsystemen aufgrund der in Kapitel 2.4.5 beschriebenen bi-direktionalen Kopplung der Faserorientierung mit dem Fließverhalten der faserlosen Feinkornsysteme die rheometrische Charakterisierung an den faserlosen Feinkornsystemen erfolgt. Auf diese Weise konnten die bei der Charakterisierung faserhaltiger Materialien bekannten Probleme, z. B. Knäulbildung der Fasern und starke Messwertstreuungen, vermieden werden.

2.2 Empirische Prüfverfahren und Verarbeitbarkeit

Die *Verarbeitbarkeit* von Frischbeton ist keine direkt messbare physikalisch definierte Größe, sondern der Sammelbegriff für rheologische Eigenschaften des Betons, die das Verhalten des Frischbetons beim Mischen, Fördern, Einbringen und Verdichten beeinflussen (vgl. *Verein Deutscher Zementwerke e. V. 2008*). Zur Charakterisierung der Verarbeitbarkeit werden im Wesentlichen empirische Prüfverfahren verwendet, mit denen i. d. R. nur ein singulärer oder vermischter rheologischer Parameter bestimmt bzw. abgeschätzt werden kann wie z. B. die Viskosität oder die Fließgrenze.

Für eine eindeutige rheologische Beschreibung nicht-newtonscher Fluide reichen Prüfverfahren zur Bestimmung eines singulären rheologischen Parameters nicht aus; dafür sind mindestens zwei Parameter erforderlich („two-point test“) (vgl. *Tattersall 1976b*, *Ferraris 1999*). Singuläre Parameter sind zudem stark von den jeweiligen Randbedingungen der Messungen, aber auch von der Art und den Eigenschaften der Ausgangsstoffe abhängig.

Tattersall 1976b unterscheidet zwischen qualitativen, quantitativ empirischen und quantitativ fundamentalen Prüfmethoden. Zu letzteren gehören im Wesentlichen die rheologischen Messungen mittels Rheometern. Da diese Messungen i. d. R. allerdings sehr aufwändige Laborprüfungen sind, gibt es entsprechende Anstrengungen, aus praxis- und baustellengeeigneten empirischen Prüfverfahren auf die erforderlichen rheologischen Parameter, im Wesentlichen die Fließgrenze und die plastische Viskosität, zu schließen. Die Ergebnisse der weitaus meisten Untersuchungen dieser Art stellen einen mehr oder weniger ausgeprägten Zusammenhang der Fließgrenze mit den Ergebnissen unterschiedlicher *Setz- und Setzfließmaßversuche* fest (vgl. *Thrane 2007a*, *Wallevik 2006*, *Castro 2008*, *Tattersall 1976a*, *Kovler 2011*, *Beaupré 1998*, *Hendrickx 2009*, *Ferraris 1998a*, *Roussel 2006b*, *Saak 2004*, *Flatt 2006a*, *Roussel 2005b*, *Pashias 1996*, *Senff 2009*, *Zerbino 2009*, *Koyata 2005*, *Domone 1999*, *Flatt 2006b* und *Chidiac 2006* u. a. m.).

Über praktische Untersuchungen zur Erarbeitung einer entsprechenden Korrelation hinaus gibt es auch theoretische Überlegungen zu deren Herleitung (vgl. *Choplin 2000*, *Roussel 2005b*, *Clayton 2003*, *Dubash 2009*, *Tanigawa 1992*, *Tanigawa 1989*, *Schowalter 1998*, *Murata 1984*, *Roussel 2009*, *Chamberlain 2003*, *Flatt 2006a*, *Roussel 2005a*, *Roussel 2007c*, *Piau 2005* und *Roussel 2005d*).

Ferner werden auch Korrelationen zwischen den Ergebnissen unterschiedlicher *Setz- und Setzfließmaßversuche* bezüglich der *Setzfließzeiten* und der plastischen Viskosität beschrieben, wobei die Fließzeit mit der plastischen Viskosität zunimmt (vgl. *Thrane 2007a*, *Toussaint 2009*, *Ng 2009*, *Roussel 2006b*, *Ferraris 1998b*, *Thrane 2007c*, *Neophytou 2009*, *Ferraris 1999*, *Wüstholz 2006*, *Yang 2009*, *Zerbino 2009* und *Koyata 2005*). Teilweise wird auch ein kombinierter Einfluss der Fließgrenze und der plastischen Viskosität untersucht bzw. festgestellt (vgl. *Tregger 2008*, *Tanigawa 1989*, *Smeplass 1994*, *Gram 2005*, *Thrane 2007a*, *Petersen 2003* und *Roussel 2005d*).

In einigen Untersuchungen werden auch Einflüsse der Geometrie, der Trägheit, der Oberflächenspannung bzw. der Reibungseffekte zwischen der Zementsuspension und der Oberfläche des verwendeten Messgerätes identifiziert (vgl. *Flatt 2006a*, *Roussel 2005b*, *Murata 1984*, *Roussel 2005a*, *Roussel 2007c*, *Tanigawa 1989*, *Gram 2005*, *Tregger 2007*, *Thrane 2007a* und *Roussel 2005d*). Für den Fall, dass Trägheitseffekte vernachlässigt werden können (d. h. wenn die Spannung infolge Trägheit kleiner als die Fließgrenze ist), wird allgemein davon ausgegangen, dass das End-Fließmaß erreicht wird, wenn die Schubspannungen im Material die Fließgrenze erreichen bzw. unterschreiten (vgl. *Schowalter 1998*). Bei dieser Überlegung werden zeitabhängige Effekte vernachlässigt. Die Größe der Trägheitsspannung I [N/m^2] kann wie folgt abgeschätzt werden:

$$I = \rho \cdot v^2 \quad (2.9)$$

mit:

- I = Spannung infolge Trägheit [N/m²]
- ρ = Dichte [kg/m³]
- v = repräsentative Fließgeschwindigkeit [m/s]

Bei der Verwendung unterschiedlicher *Trichtergeometrien* und verschiedener Baustoff Suspensionen werden beispielhaft Korrelationen zwischen den Ausflusszeiten und der plastischen Viskosität in *Noor 2004*, *Koyata 2005*, *Watanabe 2005*, *Zerbino 2009* und *Domone 1999* vorgestellt. In *Roussel 2005c* werden die Ausflusszeiten aus verschiedenen Trichtergeometrien auf Basis gemeinsamer Berücksichtigung der plastischen Viskosität und der Fließgrenze hergeleitet und berechnet. Eine experimentelle Bestimmung der plastischen Viskosität und der Fließgrenze ist aber nur durch Versuche mit zwei unterschiedlichen Öffnungsgeometrien möglich. Dies entspricht der zu Beginn beschriebenen Forderung nach mindestens zwei Parametern zur Charakterisierung der rheologischen Eigenschaften bei nicht-newtonschen Fluiden.

Weitere im Wesentlichen quantitativ empirische Prüfmethode, die zur Herleitung von Korrelationen herangezogen wurden, sind Füllversuche unter Verwendung sogenannter L-Box- und LCPC-Box-Geometrien (vgl. *Roussel 2009*), bei denen das Fließ- und Füllverhalten innerhalb einer begrenzten Rechteck-Geometrie über das Verhältnis der Suspensionshöhe am Ende der Box zu der am Auslass überprüft wird. In *Roussel 2007c* wird für die LCPC-Box und in *Nguyen 2006a* für die L-Box gezeigt, dass das Prüfergebnis unter der Voraussetzung einer homogenen Suspension und einer langsamen Öffnung der L-Box eindeutig von der Fließgrenze bzw. dem Verhältnis der Fließgrenze zur Dichte abhängt. Auch in *Thrane 2007a* wird ein starker Einfluss der Fließgrenze beschrieben.

Untersuchungen zum *Einfluss der Hebegeschwindigkeit* bei Versuchen mit Trichtergeometrien nach Haegermann und ähnlichen Geometrien sowie mit der L-Box wurden im Rahmen verschiedener Veröffentlichungen dokumentiert, z.B. *Roussel 2005a*, *Tanigawa 1989* und *Thrane 2007c*. Dabei wurde kein oder nur ein vernachlässigbarer Einfluss der Hebegeschwindigkeit der Trichter bzw. des Abtrennschotts bei der L-Box auf das *End-Fließmaß* in den Versuchen und den durchgeführten Simulationen festgestellt. Dagegen wurde zu Beginn der Fließ- bzw. Setzfließversuche für die unterschiedlichen Betone und Mörtel eine deutliche Steigerung der *Fließgeschwindigkeit* mit zunehmender Hebegeschwindigkeit festgestellt. Die End-Fließmaße glichen sich im Laufe des Fließverlaufes dann an.

In Abb. 2-6 sind die simulierten Setzfließmaß-Verläufe mit dem Slump-Trichter für verschiedene Hebegeschwindigkeiten und unterschiedliche Bingham-Parameter dargestellt, die den oben beschriebenen Zusammenhang verdeutlichen (vgl. *Thrane 2007c*).

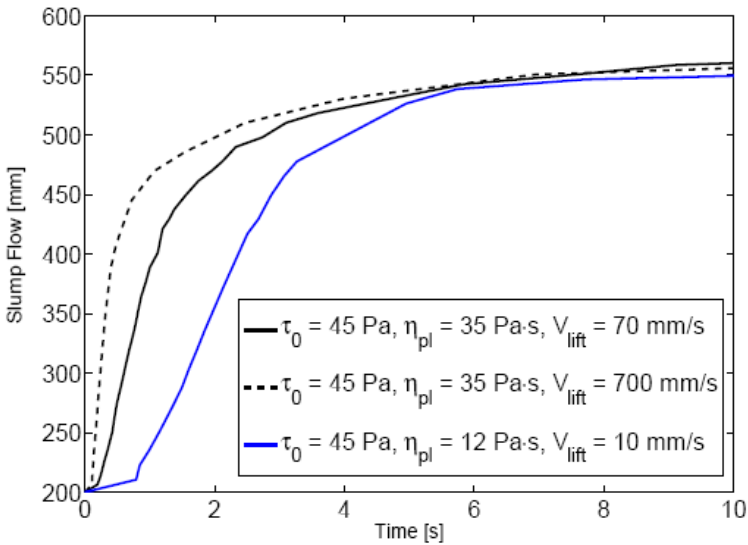


Abb. 2-6: Einfluss der Hebegeschwindigkeit und der Bingham-Parameter auf die zeitliche Entwicklung des Setzfließmaßes und das End-Fließmaß; Simulationsergebnisse für Slump-Versuche nach *Thrane 2007c*

In *Tanigawa 1989* wird der Einfluss der Hebegeschwindigkeit dadurch erklärt, dass das Material beim Anheben innerhalb des Trichters festgehalten wird und die Hebegeschwindigkeit somit die Fließgeschwindigkeit des Materials beeinflusst.

Fazit:

Als Ergebnis der Literaturrecherche wird deutlich, dass Setzfließmaßversuche und Fließversuche eine relativ einfache Möglichkeit sind, das rheologische Verhalten zementgebundener Suspensionen zu charakterisieren. Sie erlauben zumindest qualitative Aussagen über die Fließgrenze und Viskosität der verwendeten Materialien. Auch die Ergebnisse von Füllversuchen wie beispielsweise von L-Box-Versuchen scheinen relativ deutlich durch die Fließgrenze bestimmt zu sein. Untersuchungen zum Einfluss der Hebegeschwindigkeit zeigen, dass diese zwar die Entwicklung des Fließmaßes zu Versuchsbeginn, aber kaum das End-Fließmaß beeinflusst.

Aufgrund dieser Zusammenhänge und des begrenzten Einflusses der Hebegeschwindigkeit, der relativ einfachen Geometrie und Dokumentierbarkeit der Versuche bieten sich Haegermann- und L-Box-Versuche für die Weiterentwicklung und Validierung von Simulationstechniken für zementgebundene Suspensionen an.

2.3 Rheometrische Versuchstechnik für zementgebundene Suspensionen

2.3.1 Definitionen und Anforderungen

Die **Rheometrie** befasst sich mit der Messung rheologischer Eigenschaften, d. h. der Fließ- und Verformungseigenschaften von Stoffen. Mit ihr wird experimentell der Zusammenhang zwischen dem Verformungs- und Spannungszustand bestimmt.

Dabei umfasst die Rheometrie neben der reinen Messtechnik, im Wesentlichen der Art und der technischen Spezifikation des verwendeten Rheometers, auch die jeweils verwendeten Prüfprozeduren und Messprofile.

Bei der Messtechnik zur Charakterisierung der rheologischen Eigenschaften kann man zwischen **Rheometern** und **Viskosimetern** unterscheiden. Während mit einem *Rheometer* sowohl die dynamische Viskosität als auch die Fließgrenze bestimmt werden können, ist mit einem *Viskosimeter* nur die Bestimmung der Viskosität möglich, aber nicht zeitgleich die der Scherrate und die der Schubspannung. Als *Messprofil* wird nach *Haist 2009* in diesem Zusammenhang die Abfolge von einzelnen rheologischen Untersuchungen bezeichnet, die nacheinander an derselben Probe durchgeführt werden. Auch besondere Anforderungen an das Probenhandling, d. h. Probenvorbereitung, -handhabung und -einbau, sind beinhaltet.

Nachfolgend werden die grundsätzlichen Anforderungen an die rheometrische Versuchstechnik unter besonderer Berücksichtigung zementgebundener Suspensionen und mögliche Fehlerquellen bei deren rheologischer Charakterisierung erläutert.

Nur wenn bei den rheometrischen Messungen die folgenden Bedingungen, die sich aus der Definition der rheologischen Kenngrößen am 2-Platten-Modell herleiten lassen (siehe Kapitel 2.1.1), erfüllt sind, kann man die rheologischen Kenngrößen direkt berechnen (vgl. *Schramm 2004* und *Haist 2009*):

- In der gescherten Probe muss eine *laminare Schichtenströmung* herrschen. Da eine Probe beim turbulenten Fließen oder im Übergang hierzu mehr Energie verbraucht, würde dies zu einer Überbewertung der dynamischen Viskosität oder zur Messung eines dilatanten Materialverhaltens führen.
- In der Probe muss ein *stationärer Strömungszustand* herrschen, damit als Messgröße diejenige Schubspannung aufgenommen wird, die erforderlich ist, um ein Fließen mit konstanter Geschwindigkeit aufrecht zu erhalten. Dies kann bei einem transienten viskoelastischen Materialverhalten oder schnellen Belastungsänderungen schwierig sein und u. U. nicht immer eingehalten werden.
- Das Modell geht von einer *Wandhaftung* zwischen der zur charakterisierenden Probe und dem Probebehälter bzw. den sich bewegenden Elementen aus. Eine fehlende oder nur teilweise vorhandene Wandhaftung verfälscht die Messung.
- Die Probe sollte während der Messung *homogen* bleiben, sonst reagiert diese nicht gleichartig und stetig auf eine Scherung.
- Die Probe darf sich während des Versuches *nicht chemisch oder physikalisch verändern*, Schererwärmung oder eine Strukturänderung infolge Hydratation führen zu einer Veränderung des rheologischen Verhaltens.

Eine strenge Einhaltung aller Randbedingungen über die gesamte Messdauer ist zwar für vergleichbare Messergebnisse bei Verwendung unterschiedlicher Rheometertypen gefordert, unter realen Bedingungen und Messsubstanzen aber in Gänze kaum möglich. So gibt es z. B. in der Realität selten chemisch und physikalisch völlig homogene Substanzen. Durch die Auswahl einer geeigneten Versuchstechnik kann das „Störpotenzial“, z.B. infolge von Inhomogenitäten, minimiert werden (vgl.

Schramm 2004). Insbesondere bei komplexen Stoffen, wie z. B. zementgebundenen Suspensionen, bedarf es einer kritischen Beurteilung der Messergebnisse unter Berücksichtigung möglicher weiterer Abweichungen von den o. g. Bedingungen.

In diesem Zusammenhang wird auch zwischen *Absolut-Messungen*, d. h. Messungen mit Messsystemen, die eine definierte Scherfläche und einen definierten Schergradienten nach *DIN 53019-1* aufweisen, und *Relativ-Messungen* bei Verstoß gegen mindestens eine der o. g. Bedingungen unterschieden. Bei Absolut-Messungen wird die dynamische Viskosität η [Pa·s] ermittelt aus:

$$\eta = k \frac{M}{\Omega} \quad (2.10)$$

mit:

- k = von der Messgeometrie abhängiger Fließfeldkoeffizient [m^{-3}]
- M = Drehmoment [Nm]
- Ω = Winkelgeschwindigkeit [rad/s]

Auch bei Messgeometrien, die grundsätzlich für Absolut-Messungen geeignet sind, müssen nach *DIN 53019-3* bestimmte - die Messung verfälschende - Effekte über entsprechende Korrekturen berücksichtigt werden. Dieses sind sowohl Fließfeldabhängige als auch -unabhängige Effekte sowie Fehler beim Probenhandling. In *Haist 2005* wird auf die eingeschränkte Eignung der klassischen Absolutmesssysteme für Baustoff Suspensionen mit Korngrößen > 2 mm hingewiesen. Dies ist begründet in der chemischen und physikalischen Heterogenität sowie der häufigen Ausbildung von Inhomogenitäten innerhalb der Probe, verbunden mit einer möglichen Gleitschichtbildung.

Für spezielle Stoffe wie z. B. auch zementgebundene Suspensionen, die u. U. zum Entmischen neigen, haben sich in den vergangenen Jahren Relativmesssysteme, d. h. Systeme ohne definierte Scherfläche bzw. Schergradienten, durchgesetzt (vgl. *Hackley 2001*). Die Messergebnisse dieser Relativmesssysteme werden dann entweder als relative Messgrößen (Drehmoment und Winkelgeschwindigkeit) angegeben oder mittels Eichmessungen an Prüfsubstanzen bzw. theoretischen Betrachtungen in Absolutgrößen (Schubspannung und Scherrate) umgerechnet (vgl. *Haist 2009, Banfill 1991, Tattersall 1983, Bui 2003, Nguyen 1992, Feys 2013, Banfill 1987, Feys 2007a, Estellé 2007, Amziane 2007, Heirmann 2008, Heirmann 2009* und *Nguyen 1987*).

Relativmesssysteme können häufig keinen laminaren und stationären Strömungszustand garantieren, weil sich teilweise turbulente Strömungszustände oder auch Sekundärströmungen ausbilden können. Bei zementgebundenen Suspensionen können Messfehler insbesondere auch aufgrund ihrer partikulären Struktur auftreten. Hierzu zählt insbesondere - wie bei vielen komplexen Materialien - das sogenannte *Wandgleiten* (vgl. *Buscall 2010, Buscall 1993, Ahuja 2009, Whorlow 1980, Seth 2008, Barnes 2000, Nguyen 1992* oder *Esping 2007*). Eine wesentliche Ursache hierfür ist eine Partikelmigration infolge von Schubspannungsgefällen innerhalb der Messgeometrie, d. h. Entmischungen im Bereich der Wände. Infolge dieser Entmischungen bleibt die Probe nicht mehr homogen, und auch die Forderung nach Wandhaftung

wird nicht mehr erfüllt. Der typische Effekt, dass die Partikelkonzentration an der Wand abnimmt und die Viskosität infolge dessen in diesem Bereich sinkt, kann neben der Scherung auch andere Ursachen haben (vgl. *Barnes 1995*). Das Aufrauen der Prüfkörper- und Wandoberflächen z. B. durch Sandstrahlen oder eine Profilierung stellt eine einfache Möglichkeit zur weitestgehenden Vermeidung bzw. deutlichen Verringerung des Wandgleitens dar (vgl. *Ahuja 2009, Vogel 2007, Esping 2007, Schramm 2004, Mezger 2006, Barnes 2000, Dullaert 2005* und *Buscall 2010*). Es muss aber bedacht werden, dass durch eine Aufrauung oder Profilierung bewusst die laminare Strömung gestört und ggf. eine turbulente Strömung erzeugt wird. Deswegen sind derartig gemessene Daten grundsätzlich Relativwerte. Der Unterschied zu den Messwerten mit glatten Oberflächen ist häufig gering, insbesondere im niedrigen Scherratenbereich $< 1 \text{ s}^{-1}$. In *Barnes 2001* wird auch die Verwendung von besonderen Flügel-Geometrien als vorteilhaft beschrieben. Diese Einschätzung wird aber nicht von allen Autoren geteilt (vgl. *Modigell 2008*).

Scherinduzierte Sedimentation von Partikeln (vgl. *Hafid 2010* und *Barnes 2000*) kann ebenso zu Messartefakten führen. Darüber hinaus kann sich ein inhomogenes Verformungsverhalten in einer sogenannten Lokalisierung der Scherung oder auch in der Ausbildung einer Pfropfenströmung („plug flow“), besonders bei niedrigen Scherraten, äußern (vgl. *Esping 2007, Mezger 2006* und *Thrane 2007c*). Dies kann zur Folge haben, dass das mit einem Rheometer charakterisierte makroskopische Verformungsverhalten nicht mehr zutrifft. Derartige *Inhomogenitäten* mit Bereichen gesicherten und ungesicherten Materials können aber i. d. R. nur sehr aufwändig meist mittels Magnetresonanztomographie und Kernspinresonanzspektroskopie nachgewiesen werden (vgl. *Jarny 2005, Baudez 2004, Coussot 2002a, Jarny 2004, Rodts 2010, Ovarlez 2009* und *Coussot 2005*). Unter gewissen Randbedingungen können Wandgleiten und Inhomogenitäten im Fließfeld auch direkt, z. B. mittels farbiger Markierung und anderer Marker visualisiert werden (vgl. *Dullaert 2005, Ovarlez 2009* und *Pignon 1996*).

Der versuchstechnische Umgang mit den oben beschriebenen Auswirkungen von Scherinhomogenitäten und inhomogenen Materialien wird in den nachfolgenden Kapiteln 2.3.2 und 2.3.3 beschrieben.

Darüber hinaus können weitere Effekte wie z. B. eine Austrocknung der Probe oder deren Erwärmung infolge der Scherung die Messergebnisse beeinflussen (vgl. *Barnes 2000, Schramm 2004* und *Mezger 2006*).

Häufig soll das rheologische Verhalten zementgebundener Baustoffe unter spezifischen praxisnahen Randbedingungen charakterisiert werden. Dann ist es wichtig, dass die Messzeiträume und die gewählten Scherraten- bzw. Schubspannungsbereiche denen aus der Praxis möglichst genau entsprechen (vgl. *Struble 1991, Feys 2009, Blask 2002, Haist 2009, Chappuis 1991, Chang 2002*). Die meisten Messeinrichtungen können aber nur einen begrenzten Messbereich abdecken (bei den Scherraten beispielsweise einen Bereich von etwa ein bis zwei Zehnerpotenzen (vgl. *Schramm 2004*). Besonders bei der versuchstechnischen Vorgabe kleiner Schubspannungen und Scherraten bzw. einer schnellen Änderung dieser Größen müssen darüber hinaus die Empfindlichkeit bzw. die Leistungsfähigkeit des Rheometers noch ausreichend sein.

Die oben beschriebenen Zusammenhänge zeigen, wie wichtig die Auswahl einer geeigneten Messtechnik und eines passenden Messprofils ist. Nachfolgend werden die für zementgebundene Suspensionen gebräuchlichsten Messtechniken und Messprofile vorgestellt und hinsichtlich ihrer Eignung diskutiert.

2.3.2 Messtechnik

Die am häufigsten verwendeten Prüfverfahren zur Charakterisierung zementgebundener Suspensionen sind die in Kapitel 2.2 vorgestellten *empirischen Prüfverfahren* zur Beschreibung des Fließ- und Verformungsverhaltens. Allerdings reichen die mithilfe dieser Verfahren identifizierbaren singulären rheologischen Parameter nicht für eine vollständige Charakterisierung aus. Hierfür haben sich rheologische Untersuchungen mittels Rotationsrheometern als geeignet erwiesen. Auf wesentliche Aspekte ihres Einsatzes wird im Folgenden eingegangen.

In *Thermo Fisher Scientific 2007b, Whorlow 1980, Nguyen 1992, Schramm 2004* oder *Mezger 2006* sind darüber hinaus gehende Details zu Rotationsrheometern und anderen Messsystemen zu finden.

Rotationsrheometer

Mit Rotationsrheometern können sowohl newtonsche als auch nicht-newtonsche Flüssigkeiten untersucht werden. Nach *DIN 53019-1* bestehen Rotationsrheometer „aus zwei Komponenten, dem Messsystem zur Erzeugung eines definierten Fließfeldes und einer Antriebsvorrichtung sowie Einrichtungen zur Messung des Drehmoments und der Winkelgeschwindigkeit.“ Die zu untersuchende Substanz befindet sich im Messspalt zwischen zwei rotationssymmetrisch und koaxial angeordneten Randflächen. Hierbei ist eine der beiden Randflächen fest angeordnet, die andere rotiert.

Die Berechnung der absoluten rheologischen Kenngrößen erfolgt aus den relativen, systemabhängigen Messgrößen Winkelgeschwindigkeit und Drehmoment mittels des von der Messgeometrie abhängigen Fließfeldkoeffizienten (vgl. Gleichung (2.10)). Grundsätzlich zeichnen sich Rotationsrheometer durch ihre hohe Präzision, enorme Flexibilität aufgrund der sehr unterschiedlichen einsetzbaren Messgeometrien und dementsprechende Leistungsfähigkeit aus, was sie trotz ihres z.T. relativ hohen Anschaffungspreises zu den wahrscheinlich am weitesten verbreiteten Messsystemen auch für zementgebundene Suspensionen macht.

Rotationsrheometer lassen sich anhand ihrer Bauweise und der verwendeten Prüftechnik in unterschiedliche Typen einordnen:

Bei Vorgabe einer definierten Scherrate bzw. einer Winkelgeschwindigkeit wird die im Messspalt resultierende Schubspannung bzw. das resultierende Drehmoment ermittelt. Dieser Modus wird *CR-Modus* (englisch: Controlled Rate) genannt. Umgekehrt wird im *CS-Modus* (englisch: Controlled Stress) eine definierte Schubspannung bzw. ein Drehmoment vorgegeben und die zugehörige Scherrate bzw. Winkelgeschwindigkeit bestimmt. Entsprechende Rheometer werden dann *CR-Rheometer* oder *CS-Rheometer* genannt. Darüber hinaus lassen sich bei den meisten modernen Rotationsrheometern auch dynamische Versuche mit der Vorgabe von oszillierenden Schubspannungen oder Verformungen durchführen.

Es werden dabei Geräte vom *Couette-* und *Searle-Prinzip* unterschieden. Beim ersten rotieren der Probebehälter und die Probe und der Messsensor ist fest eingespannt, während beim zweiten der Messsensor in einer ruhenden Probe rotiert. Nach Haist (*Haist 2009*) haben Rheometer nach dem Couette-Prinzip erhebliche Schwächen bei hoch dynamischen Messungen oder Untersuchungen bei sehr geringen Belastungen, da bei jeder Beschleunigung der Probe die Masseträgheit des gesamten Messsystems (d. h. der Probe und des Behälters) überwunden werden muss. Er empfiehlt insbesondere für oszillatorische Untersuchungen Geräte vom Searle-Typ.

Nachfolgend werden die gebräuchlichsten Messgeometrien vorgestellt:

Rotationsrheometer mit koaxialem Zylinder

Das prinzipielle Aussehen eines koaxialen Messzylinders mit den relevanten Zylinder- und Spaltabmessungen ist in Abb. 2-7 dargestellt. In dem dargestellten Fall rotiert der Zylinder. Es handelt sich also um einen Searle-Typ.

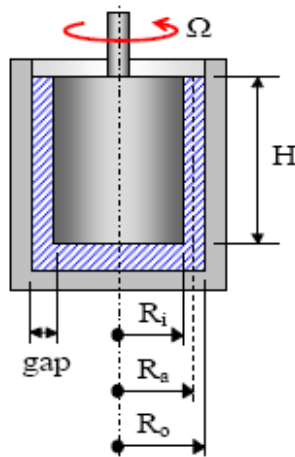


Abb. 2-7: Qualitative Darstellung einer koaxialen Zylinder-Messgeometrie mit den relevanten Abmessungen (*Esping 2007*)

Nach *DIN 53019-1* ändern sich die Schergeschwindigkeit und die Schubspannung bei gegebener Winkelgeschwindigkeit über dem Messspalt (gap) umso weniger, je enger dieser gewählt wird. Dem Bestreben nach einer möglichst geringen Spaltweite steht die Anforderung an die Handhabbarkeit bei der Befüllung gegenüber. Generell sollten jegliche Abmessungen größer als das 10-fache des Größtkorns sein. Ferner sollte das Verhältnis des äußeren zum inneren Durchmesser kleiner als 1,2 sein (vgl. *Tattersall 1983, Banfill 2003*). Nach *DIN 53019-1* sollte die Größe der in den Proben enthaltenen Feststoffpartikel 20 % des kleinsten Messspaltabstandes nicht überschreiten. An anderer Stelle werden sogar 10 % gefordert (zitiert in *Feys 2009*). Mit zunehmendem Größtkorn der zu untersuchenden Baustoffe führen diese Anforderungen an die minimalen Geräteabmessungen häufig zu inpraktikablen Baugrößen. Im Bereich der Betoncharakterisierung werden minimale Bauteilabmessungen bis zum Dreifachen des Größtkorns akzeptiert (vgl. *Thermo Fisher Scientific 2007b* und *Ferraris 1999*).

Rotationsrheometer mit Platte-Platte- und Platte-Kegel-Messgeometrie

Platte-Platte-Messgeometrien (siehe Abb. 2-8) und Platte-Kegel-Messgeometrien sind gut für mittel- bis hochviskose Proben geeignet. Da die Höhe der Platte-Platte-Geometrie in gewissen Grenzen variabel ist, eignet sich diese somit grundsätzlich für partikelhaltige Proben.

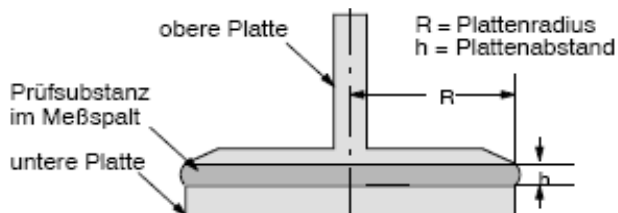


Abb. 2-8: Prinzipdarstellung einer Platte-Platte-Messgeometrie Schramm 2004

Dagegen ist die Platte-Kegel-Messgeometrie nicht für partikelhaltige Proben geeignet, da die DIN-Forderung (vgl. *DIN 53019-1*) nach einer minimalen Höhe der abgestumpften Spitze vom 5-fachen des Größtkorns bei zementgebundenen Baustoffen nur für Leime erfüllt werden kann.

Messgeometrien mit Sonderdrehkörpern

Bei den Sonderdrehkörpern handelt es sich beispielsweise um Paddel-, Stift-, Spindel- oder Flügeldrehkörper und schraubenförmige Drehkörper. Es sind i. d. R. Relativmesssysteme. Ihre Berechtigung erhalten sie i. W. aus ihrer Eignung für Suspensionen oder Materialien mit großen Partikeln. Insbesondere Flügel- und Stiftdrehkörper sind in der Lage, durch entsprechende Mischwirkung eine Entmischung wirksam zu verhindern.

Durch die Verwendung von Paddeldrehkörpern kann Gleiten reduziert werden (vgl. *Ancey 2001, Barnes 2001, Barnes 2000*). Nach *Yahia 2003* und *Ancey 2001* wird die Bildung von Scherinhomogenitäten oder Pfropfenströmungen verringert. Paddelgeometrien haben den Vorteil, dass sie beim Eintauchen in die Probe die Probenstruktur im Vergleich zu den Absolutgeometrien weniger stören (vgl. *Mezger 2006*).

Trotz nicht eindeutiger Bewertung der Wirkungsweise von Paddelgeometrien in der Literatur (vgl. *Raynaud 2002* und *Modigell 2008*) werden diese bei vielen Materialien - auch im Bereich der zementgebundenen Baustoffe - i. W. zur Charakterisierung der Fließgrenze verwendet (vgl. *Barnes 2001*).

2.3.3 Messprofile

Der Ablauf von verschiedenen Prüfungen bzw. Versuchen an einer Probe wird *Messprofil* genannt und die einzelnen Versuche *Messsegmente* (vgl. *Haist 2009*). Grundsätzlich ist darauf zu achten, dass die unterschiedlichen Messsegmente nicht die Ergebnisse der nachfolgenden beeinflussen. Dies ist insbesondere bei Proben mit einem komplexen, zeit- und scherratenabhängigen Verhalten wie bei zementgebundenen Suspensionen von Bedeutung. Des Weiteren muss man sich über einen sinnvollen Referenzzustand im Klaren sein und festlegen, ob die Messungen im Gleichgewichtszustand durchgeführt oder ob transiente rheologische Verhaltensweisen untersucht werden sollen.

Detaillierte Übersichten über verschiedene Versuchsarten für zementgebundene Baustoffe mit ihren speziellen Anwendungsgebieten zur Prüfung bestimmter rheologischer Kenngrößen sowie ihrer grundsätzlichen Vor- und Nachteile finden sich beispielsweise in Müller 2007, Schramm 2004, Mezger 2006 und Whorlow 1980.

Rotationsversuche

Bei Versuchen mit Rotationsrheometern können im Rahmen von sogenannten *Rampenversuchen* Fließkurven und Viskositätsfunktionen ermittelt werden. Diese werden zur Bestimmung des Fließ- bzw. Verformungsverhaltens unter vorgegebener Belastung verwendet. Die Wahl der Belastung sollte sich an den realen Verarbeitungsbedingungen orientieren (vgl. Blask 2002 und Gehm 1998). Es wird unterschieden zwischen Aufwärtsrampen, bei denen die Belastung von einem Startwert auf einen Endwert gesteigert wird, und Abwärtsrampen mit einer Verringerung der Belastung vom Start- zu einem Endwert. Der Startwert bei der Aufwärtsrampe und der Endwert bei der Abwärtsrampe sind häufig Null.

Bei zeit- und scherratenabhängigem Materialverhalten sind die resultierenden Fließ- und Viskositätskurven von der Höhe der gewählten Belastung, aber auch stark von der Rampensteigung und der Scherhistorie abhängig. Beispielhaft sind mögliche Materialantworten auf verschiedene Belastungsrampen im CR-Modus und die sich ergebenden Fließkurven in Abb. 2-9 dargestellt. Für Rampen im CS-Modus zeigt sich - dargestellt als Fließkurven - ein analoges Verhalten.

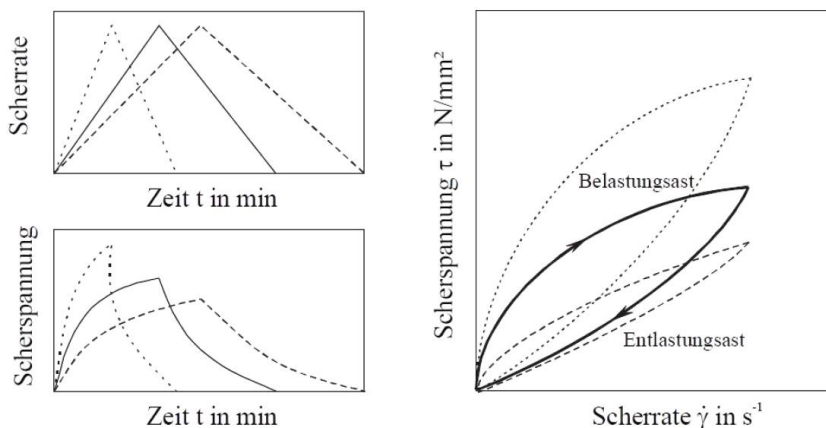


Abb. 2-9: Beispiele für Materialantworten auf verschiedene rampenartige Belastungen und die resultierenden Fließkurven für zeit- und scherratenabhängiges Materialverhalten (zitiert in Baumert 2012)

Aufgrund des Strukturbruches ergeben sich unterschiedliche Schubspannungen (in Abb. 2-9 Scherspannung genannt) bei identischer Scherrate. Die Fläche zwischen der Fließkurve der Aufwärts- und Abwärtsrampe wird als Hystereseffläche bezeichnet und dient häufig als Maß für die Thixotropie. Allerdings muss klar festgestellt werden, dass diese Fläche kein Materialkennwert ist, sondern wesentlich von der Messtechnik (z. B. Trägheitseffekten und Regelmöglichkeiten der Rheometer) abhängt. Bei Belastungsbeginn ist im Rahmen von Aufwärtsrampen bei thixotropen Proben häufig eine elastische Materialantwort, einhergehend mit einem sogenannten „stress over-

shoot“, zu beobachten, auf die ein mehr oder weniger stark ausgeprägter thixotroper Strukturbruch mit einer teilweisen Anpassung der Materialstruktur an die anliegende Scherbelastung folgt (vgl. *Tropea 2007*).

Bei der Verwendung von rampenartigen Messprofilen für thixotrope Proben überlagern sich also die zeit- und scherratenabhängigen Effekte, und ihre Auswirkungen können nicht getrennt voneinander betrachtet werden. Je größer die Rampensteigung und je stärker die Thixotropie, desto unwahrscheinlicher ist die Ausbildung von Gleichgewichtszuständen. Man muss dann von einem transienten Materialverhalten und Messungen in teilweise instationären Zuständen ausgehen. Bei schnellen Aufwärtsrampen bzw. Abwärtsrampen aus einem Gleichgewichtszustand heraus besteht somit die Gefahr einer Über- bzw. Unterschätzung der resultierenden Systemantwort.

Bei sogenannten *Treppenversuchen* werden bei gegebener Scherrate bzw. Schubspannung stationäre Strömungsbedingungen (also eine konstante resultierende Schubspannung bzw. Scherrate) abgewartet, bevor die Belastung treppenartig gesteigert oder verringert wird. Treppenversuche werden üblicherweise verwendet, um zeitabhängige Faktoren zu eliminieren und dadurch eine Vergleichbarkeit von Messergebnissen zu erzielen. Im Vergleich zu den Rampenversuchen sind also kontrollierbarere Prüfbedingungen möglich. Bei Aufwärtssprüngen kann es beispielsweise auch zu einem „stress overshoot“ kommen und bei Abwärtssprüngen zu einem Abfall der Materialantwort unter den Gleichgewichtszustand (vgl. Abb. 2-4). Insofern können auch bei Treppenversuchen Einflüsse aus einer direkten elastischen Materialantwort und möglichen Trägheitseffekten aus der Messtechnik vorhanden sein (vgl. *Tropea 2007*).

Mittels sogenannter *Zeitkurven* kann unter Verwendung konstanter Scherraten bzw. Schubspannungen das zeitabhängige Verhalten einer Probe unter der jeweiligen Belastung untersucht werden.

Fließkurven auf Basis von Rampen- oder Treppenversuchen sind Grundlage für eine Modellierung, z. B. mittels mathematischer Modelle (vgl. Kapitel 2.1.3), und Bestimmung der Modellparameter wie Fließgrenze und plastische Viskosität. Mit stark zeit- und scherratenabhängigem Verhalten nehmen die Unterschiede in den resultierenden Modellparametern bei Versuchen im oder abweichend vom Gleichgewichtszustand zu. Neben der Bestimmung der Modellparameter im relevanten Scherraten- bzw. Schubspannungsbereich und einer Charakterisierung der Thixotropie werden Rotationsversuche z. B. auch zur direkten Bestimmung der Fließgrenze verwendet (vgl. *Schramm 2004*).

Aus den obigen Erläuterungen wird klar, dass die Durchführungsart der Rotationsversuche die Ergebnisse stark beeinflusst.

Die nachfolgend beschriebenen Oszillations- sowie Kriech- und Relaxationsversuche spielen grundsätzlich bei der Beschreibung des rheologischen Verhaltens ohne Veränderung der Materialstruktur und unter besonderer Berücksichtigung des viskoelastischen Verhaltens eine Rolle.

Oszillationsversuche

Bei Oszillationsversuchen werden Proben unter der Vorgabe einer Frequenz und einer Spannungsamplitude einer oszillatorischen Scherung ausgesetzt. Auch verfor-

mungsgesteuerte Versuche sind möglich, bei denen anstelle der Spannungsamplitude eine Winkelamplitude vorgegeben wird. Die Materialantwort stellt sich mit einem bestimmten Antwortspektrum für die Winkelamplitude bzw. Schergeschwindigkeitsamplitude ein. Mithilfe von Oszillationsversuchen können Rückschlüsse auf die innere Netzstruktur eines Stoffes gezogen werden (vgl. *Gehm 1998*). Sie werden bei geringen Amplituden durchgeführt, weshalb die Materialstruktur nur unwesentlich verändert wird. Durch die geringe Verformung im linear elastischen Bereich werden plastisches Fließen und Bruchvorgänge vermieden, und das elastische Materialverhalten kann untersucht werden. Anders als im Rotationsversuch werden durch die oszillierende Bewegung Kräfte in verschiedene Richtungen aufgebracht, sodass die komplexe Netzstruktur dargestellt und scherinduzierte Entmischungen nahezu ausgeschlossen werden können (vgl. *Haist 2009*). Weiterführende Details und Hintergründe zu Oszillationsmessungen enthalten beispielsweise *Gehm 1998* oder *Schramm 2004*.

Kriech- und Relaxationsversuche

Um viskoelastische Eigenschaften darzustellen, müssen die Versuche unterhalb des Übergangs vom elastischen in den viskosen Zustand gefahren werden. Mit Kriech- und Relaxationsversuchen kann das viskoelastische Verhalten von Materialien unter Vorgabe eines Deformationssprunges (Relaxationsversuch) oder durch Spannungssprünge (Kriechversuche) untersucht werden.

Messablauf und Materialvorbereitung

Die Interpretation rheologischer Messergebnisse sollte neben dem Messablauf insbesondere immer auch die Vorbehandlung der Probe, also deren Scherhistorie, berücksichtigen, da Unterschiede in der Materialbehandlung bei Proben mit stark zeit- und scherratenabhängigem Verhalten sich i. d. R. in unterschiedlichen Prüfergebnissen äußern.

Zur Vorbereitung einer Probe gehört das Befüllen, aber auch die Herstellung und Lagerung der Probe. Falsches Handling kann zu einer unkontrollierten Scherung des Materials und damit zu unbekanntem Material- und Strukturzuständen sowie nicht reproduzierbaren Messungen führen. Es muss daher ein vergleichbarer Ausgangszustand vorliegen, ein sogenannter *Referenzzustand* oder *Referenzstatus*. Dieser kann in Abhängigkeit der jeweiligen Zielsetzung sehr unterschiedlich aussehen (vgl. *Roussel 2006a*). Häufig wird versucht, zur besseren Vergleichbarkeit den Zustand der größtmöglichen Strukturzerstörung zu erreichen, indem die Probe vor Prüfbeginn bei hohen Scherraten vorgeschert wird. Werden rheologische Untersuchungen aber mit dem Ziel der Charakterisierung des Materialverhaltens in einer praxisrelevanten Situation durchgeführt, so sollten der gewählte Referenzzustand und die Scherhistorie denen in der Praxis möglichst entsprechen.

2.3.4 Fazit zur rheometrischen Versuchstechnik

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Rotationsrheometer des Searle-Typs verwendet, das sich nach *Haist 2009* für dynamische Messungen und Untersuchungen mit geringen Belastungsgeschwindigkeiten eignet.

Die in Kapitel 2.3.1 beschriebenen Anforderungen eines stationären Strömungszustandes mit laminarer Schichtenströmung und unverändert homogen bleibender

Probe sowie einer Wandhaftung zwischen der zu charakterisierenden Probe und der Behälterwand können bei Untersuchungen zementgebundener Baustoffsuspensionen mit üblicher Versuchstechnik häufig nicht alle eingehalten werden. Deshalb stellt die jeweils gewählte Messtechnik i. d. R. einen Kompromiss dar. In *Haist 2009* werden verfügbare Messtechniken auf ihre Eignung für die Charakterisierung zementgebundener Baustoffe, insbesondere in niedrigen Scherratenbereichen und für dynamische Messungen, überprüft. Haist kommt zu dem Ergebnis, dass keine der aufgeführten Messtechniken ausreichend geeignet erscheint. Deshalb entwickelt er eine Messgeometrie, die sogenannte Baustoffzelle nach Haist und Müller (zitiert in *Haist 2009, Thermo Fisher Scientific 2009a*). Diese besteht aus einem paddelförmigen Rotor mit einem profilierten zylindrischen Probebehälter. Aufgrund ihrer nachgewiesenen Eignung wurde diese auch im Rahmen dieser Arbeit verwendet.

Da die rheologischen Kenngrößen wie z. B. Fließgrenze und Viskosität bei zementgebundenen Suspensionen stark von der gewählten Versuchstechnik abhängen, ist eine allgemeingültige Charakterisierung des rheologischen Verhaltens allein auf diese Weise schwierig. Deshalb ist es sinnvoll, die rheologischen Eigenschaften zementgebundener Suspensionen unter Berücksichtigung der relevanten praxisnahen Scherraten- und Schubspannungsbelastungen sowie eines geeigneten Referenzzustandes zu prüfen. Ein geeignetes Messprofil ist für den jeweiligen Anwendungsfall entsprechend der Untersuchungsziele festzulegen. Im Rahmen der eigenen Untersuchungen standen rheometrische Untersuchungen mit praxisnahen Scherratenprofilen im Vordergrund.

2.4 Numerische Simulation zementgebundener Baustoffe

2.4.1 Überblick

Nachdem in den vorherigen Unterkapiteln, ausgehend von den Grundlagen, die empirischen Prüfverfahren und rheometrische Versuchstechnik erläutert wurden, wird im Folgenden auf die Besonderheiten bei der numerischen Simulation von Beton, Mörtel, Zementleim und sonstigen zementgebundenen Baustoffen eingegangen. Ergänzende Informationen zu den Grundlagen der numerischen Strömungsmechanik können **Anhang B** entnommen werden.

Basis für die numerische Simulation zementgebundener Baustoffe ist neben den maßgeblichen physikalischen Grundlagen ein entsprechendes rheologisches Modell. Dabei muss das stark zeit- und scherratenabhängige Verhalten der zementgebundenen Baustoffe im Rahmen der rheologischen Charakterisierung in geeigneter Weise berücksichtigt werden. Die zementgebundenen Baustoffe werden i. d. R. als eine Suspension von Partikeln in einer Trägerflüssigkeit bzw. einer Matrix verstanden. Maßgebend für die Entscheidung, welche Simulationstechnik geeignet ist, ist die Frage, auf welcher Ebene bzw. in welchem Detaillierungsgrad das zu simulierende Material beschrieben und welche Vorgänge oder Phänomene dargestellt werden sollen. Es kann zwischen mikroskopischer, mesoskopischer und makroskopischer Betrachtung des Materials unterschieden werden (vgl. *Roussel 2007b*). Bei der Darstellung auf mikroskopischer Ebene werden die innere Struktur des Materials und interpartikuläre Zusammenhänge berücksichtigt. Bei der makroskopischen Betrachtung wird das zu

simulierende Material oder Fluid als Kontinuum angesehen und der Einfluss der inneren Materialstruktur ist vernachlässigbar klein gegenüber dem strömenden Volumen (vgl. *Schwabe 2010*). Diese Betrachtungsebene entspricht der in der numerischen Strömungsmechanik (**Computational Fluid Dynamics (CFD)**, vgl. Anhang B). Dagegen werden in *Martys 2007* auf mesoskopischer Ebene mikroskopische Phänomene mit einer makroskopischen Betrachtungsweise verbunden.

Einen grundlegenden Überblick über die in den vergangenen Jahren im Bereich der Baustoff Suspensionen angewendeten bzw. entwickelten Simulationstechniken bieten beispielsweise *Roussel 2007b*, *Geiker 2005*, *Quoc 2008*, *Thrane 2007c* und *Schwabe 2010*. Dabei beschäftigen sich die meisten Veröffentlichungen mit der Simulation von Fließ- und Füllvorgängen für SVB. Weitere befassen sich mit Mörteln und Leimen, d.h. zementgebundenen Suspensionen mit geringem Größtkorn. In vereinzelten Untersuchungen werden Normalbeton (vgl. *Ferraris 1998b*) oder Spezialbetone wie z. B. Spritzbeton (vgl. *Quoc 2008*) simuliert.

Zur Simulation des Fließ- und Füllverhaltens von Ultrahochfestem Beton gibt es bislang erst verhältnismäßig wenige Veröffentlichungen, obgleich auch bei UHFB – ähnlich wie bei SVB - i. d. R. keine Verdichtungsmaßnahmen beim Einbau aufgrund der häufig komplexen Bauteilgeometrie möglich sind. Die Gefahr einer fehlerhaften Füllung der Schalungsgeometrie ist aufgrund des gegenüber SVB noch verstärkten zeit- und scherratenabhängigen Verhaltens deutlich erhöht. Die Simulation der Fließ- und Fülleigenschaften mittels CFD kann hier ein Hilfsmittel zur Gewährleistung eines fehlerstellenfreien Materialeinbaus in die Schalungsgeometrie sowie der gewünschten Festbeton- und Dauerhaftigkeitseigenschaften sein (vgl. *Heese 2010*, *Heese 2011a*, *Heese 2011b* und *Heese 2011c*). Dies kann ggf. auch unter Berücksichtigung der Faserorientierung der im UHFB verwendeten Mikrostauffasern geschehen (vgl. beispielsweise *Heese 2012* und *Bund 2013*).

Nach *Roussel 2007b* lassen sich die bislang zur Modellierung des rheologischen Verhaltens von zementgebundenen Suspensionen verwendeten Modellierungsansätze und die daraus resultierenden Simulationstechniken in Abhängigkeit der Betrachtungsebenen in drei verschiedene Kategorien unterteilen:

- a) Homogenes Fluid → **Single Fluid Simulation**
- b) Menge einzelner Partikel → **Partikelsimulation**
- c) Einzelne Partikel in Fluid → **Suspension Flow**

In Abb. 2-10 werden über diese drei grundsätzlichen Hauptkategorien hinaus die aus ihnen abgeleiteten Weiterentwicklungen aufgeführt. Deren grundsätzlichen Verfahrensweisen werden in den Kapiteln 2.4.2, 2.4.3 und 2.4.4 erläutert und in Kapitel 2.4.6 zusammenfassend bewertet. In Kapitel 2.4.5 werden die grundlegende Bedeutung der Faserorientierung und Simulationstechniken für die Simulation faserhaltiger Suspensionen vorgestellt.

Über diese Ausführungen hinaus werden in **Anhang C** ausgewählte Anwendungsbeispiele und Softwarelösungen zu diesen Simulationstechniken vorgestellt, ausgewertet und verglichen.

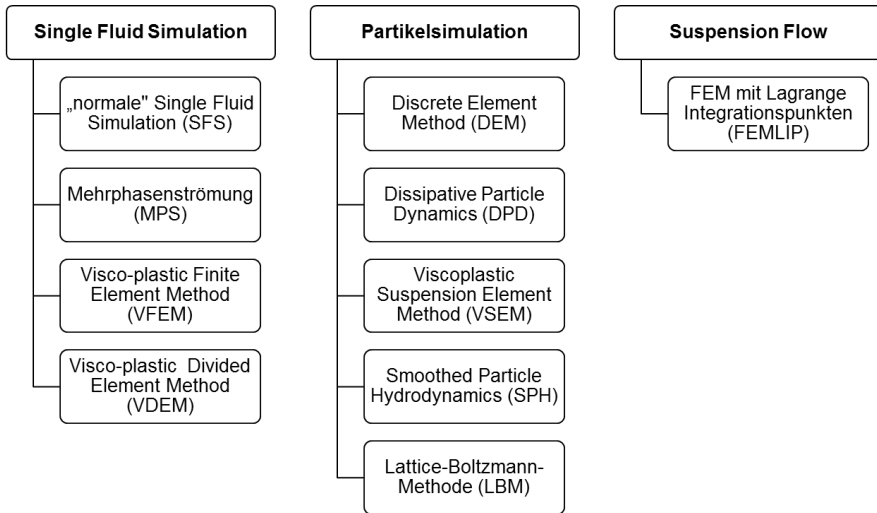


Abb. 2-10: Überblick über Simulationstechniken für zementgebundene Systeme

Eine erfolgreiche numerische Simulation erfolgt unabhängig von der Wahl der Simulationstechnik in folgenden Schritten (vgl. *Wikipedia 2013d*):

- *Formulierung der Problemstellung*
- *Modellierung*
(mathematische Modellierung grundlegender Eigenschaften)
- *Parametrisierung*
(Modell-Konkretisierung für Anwendungsfall; Rand- u. Anfangsbedingungen)
- *Berechnung*
(numerische Berechnung mit Solver)
- *Auswertung und Darstellung*
(Rohdaten werden ausgewertet, zusammengefasst, analysiert und meistens grafisch dargestellt)

Auch bei der CFD werden diese Schritte nacheinander durchgeführt.

2.4.2 Single Fluid Simulation

2.4.2.1 Einführung

Nachfolgend werden zunächst die Grundlagen der Single Fluid Simulation erläutert. Eine Übersicht über verschiedene Veröffentlichungen zu den unterschiedlichen Simulationstechniken der Single Fluid Simulation und eine vergleichende Auswertung mit Vorstellung der verwendeten Software kann Tab. C-1 des Anhangs C entnommen werden.

2.4.2.2 „Standard Single Fluid Simulation“

Unter „Standard Single Fluid Simulation“ wird im Bereich der zementgebundenen Suspensionen die Simulation mittels der verschiedenen Diskretisierungsverfahren

der CFD verstanden (vgl. Anhang B), bei denen von einem Kontinuumsansatz ausgegangen und das Fluid als homogen angesehen wird.

Cousot 2005 und *Rousset 2007b* übernehmen diese Betrachtungsweise und beschreiben die Rahmenbedingungen, unter denen ein Material als Single Fluid modelliert werden kann: Werden verschiedene Volumeneinheiten eines Materials betrachtet, so muss in jeder die gleiche Zusammensetzung vorgefunden werden, um es als Single Fluid definieren zu können. Je kleiner die betrachtete Einheit ist, desto weniger ist dies möglich, da die einzelnen Bestandteile deutlich unterschiedlich sind (Atome, Moleküle, Feststoffpartikel, Luftblasen etc.). Erweitert man nun aber den betrachteten Bereich auf ein größeres Maß, so kann ein Durchschnittswert für die physikalischen Eigenschaften (z. B. Dichte) gebildet werden. Wenn dieser Durchschnitt selbst bei Vergrößerung der Betrachtungsebene nicht weiter variiert, kann das Material als Single Fluid betrachtet werden. Dies gilt solange, bis mechanische Zwänge beginnen, eine Rolle zu spielen und Auswirkungen auf das makroskopische Verhalten des Materials zu haben. Fallen die Bereiche mikroskopischer und makroskopischer Unterschiede (Diskontinuitäten) zusammen, d. h. existiert kein Bereich konstanter physikalischer Eigenschaften, so kann das Material nicht als Kontinuum angesehen werden. In diesem Fall müssen diskrete Elemente definiert werden (vgl. Kapitel 2.4.3.2). Diese Zusammenhänge sind in Abb. 2-11 beschrieben.

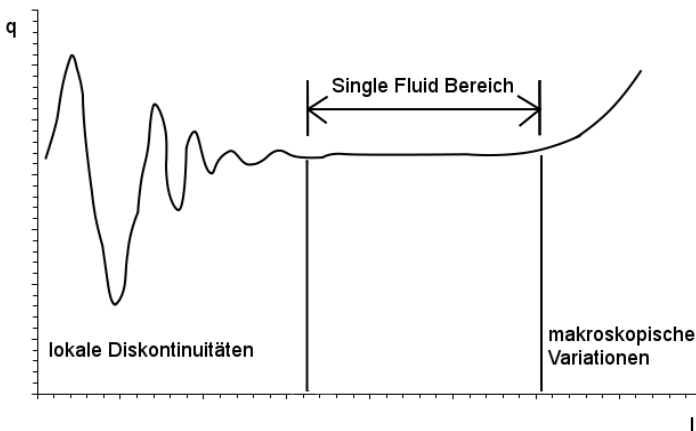


Abb. 2-11: Änderung einer physikalischen Eigenschaft q gemittelt über einen gegebenen Volumenabschnitt als Funktion der Ausmaße des Volumens d. h. Betrachtungsmaßstabs (nach *Cousot 2005*)

Die Voraussetzungen für einen Single Fluid-Ansatz sind gegeben, wenn die gemittelten physikalischen Eigenschaften wie Dichte, Geschwindigkeit und Temperatur als kontinuierliche bzw. kontinuierlich ableitbare Funktionen von Zeit und Raum definiert werden können (vgl. *Cousot 2005*). Das bedeutet auch, dass es während des Fließvorgangs keine Entmischungen geben darf.

Zur Gewährleistung des Single Fluid Ansatzes werden als typische Größenverhältnisse zwischen der kleinsten charakteristischen Fließdimension, d. h. z. B. der Dicke des Fließkörpers, der Schalungsabmessung oder dem Bewehrungsabstand und dem

Durchmesser des größten Partikels Werte zwischen 5 und 10 angegeben (vgl. *Cousot 2005* und zitiert in *Roussel 2006b*).

Die Abläufe und Hintergründe der Single Fluid Simulation mittels CFD werden ausführlich in Anhang C.1 erläutert.

Neben der „Standard Single Fluid Simulation“ werden noch weitere Ansätze verwendet, die auf den oben beschriebenen Voraussetzungen basieren. Auf deren Besonderheiten wird nachfolgend kurz eingegangen.

2.4.2.3 Ansatz als Mehrphasenströmung (MPS)

Bei zementgebundenen Baustoffen bestehen Mehrphasenströmungen aus einer kontinuierlichen Phase mit hohem Volumenanteil und einer oder mehreren dispersen Phasen, die in Partikelform vorliegen. Die Materialeigenschaften können mit verschiedenen Modellen beschrieben werden (vgl. *Modigell 2007*), hervorzuheben sind hierbei das Euler-Euler-Modell, das beide Phasen als Kontinuum darstellt und das Euler-Lagrange-Modell. Bei diesem werden die dispersen Phasen als Ansammlung einzelner Partikel modelliert, die in der kontinuierlichen Phase verteilt sind. Dabei kommt das Euler-Euler-Modell im Vergleich zum Euler-Lagrange-Modell mit einer geringeren Rechnerleistung aus, da keine Einzelpartikel identifiziert werden müssen. Eine ausführlichere Beschreibung der Details sowie der Vor- und Nachteile der beiden oben beschriebenen Modelle enthält *Frank 2002*. Anwendungen des Euler-Lagrange-Modells auf zementgebundene Baustoffsuspensionen sind nicht bekannt, allerdings gibt es für andere Anwendungsfälle vorgestellte Simulationen in *Patankar 2001a* und *Patankar 2001b*.

2.4.2.4 Viscoplastic Finite Element Method (VFEM) und Viscoplastic Divided Element Method (VDEM)

Die VFEM stellt eine weitere Methode zur Simulation des Fließverhaltens von Suspensionen als homogenes und inkompressibles Single Fluid dar (vgl. *Tanigawa 1989* und *Tanigawa 1990b*). Das zu modellierende Fluid wird in einzelne Elemente unterteilt, deren Deformation berechnet wird. Dabei wird die Fließbewegung durch die Bewegung von Knotenpunkten beschrieben (vgl. *Geiker 2005*). Die Randbedingungen sind so formuliert, dass Reibung und Haftung an den Materialgrenzen berücksichtigt werden können. Ebenso kann der Einfluss von Vibration berücksichtigt werden. Aufgrund der einfachen Formulierung der Grundgleichungen und der Fließfunktion können dreidimensionale Lösungen unkompliziert erstellt werden.

Bei der VDEM wird die Fließbewegung durch die Bewegung von Markern dargestellt (vgl. *Kitaoji 1996* und *Geiker 2005*), die sich in den Zellen zwischen den unverschieblichen Knotenpunkten bewegen. Die Position der Marker kann anhand der an den Knotenpunkten berechneten Geschwindigkeit und Beschleunigung ermittelt werden. Dadurch können die Zellen in der Simulation entweder als gefüllt oder leer dargestellt werden.

2.4.3 Partikelsimulation

2.4.3.1 Einführung

Im Gegensatz zur Single Fluid Simulation basiert die Partikelsimulation auf der Annahme heterogener Materialzusammensetzung. So können einzelne (= diskrete) Partikel bzw. Aggregate, die sich in einer flüssigen Phase befinden, identifiziert und deren Bewegung modelliert werden. Das ermöglicht die Betrachtung des Fließverhaltens auf mikroskopischer Ebene (vgl. Abb. 2-11). Die flüssige Phase wird durch definierte Kontaktmodelle zwischen den diskreten Partikeln beschrieben. Die Wahl geeigneter Kontaktmodelle zur Darstellung der interpartikulären Zusammenhänge ist deshalb ein wesentlicher Bestandteil dieses Modellierungsansatzes.

Es werden mehrere Arten der Partikelsimulation unterschieden:

- Diskrete-Elemente-Methode (DEM)
- Dissipative Particle Dynamics (DPD)
- Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH)
- Viscoplastic Suspension Element Method (VSEM)
- Lattice-Boltzmann-Methode (LBM).

Eine Übersicht über verschiedene Veröffentlichungen zu den unterschiedlichen Simulationstechniken der Partikelsimulation sind in Tab. C-2 und Tab. C-3 in Anhang C.2 zusammengestellt. Dabei werden die wesentlichen Eckdaten vergleichend gegenübergestellt. Die Anwendungsbeispiele werden anschließend ausgewertet und verglichen und die gebräuchlichsten Softwarelösungen vorgestellt.

2.4.3.2 Diskrete-Elemente-Methode (DEM)

Die Diskrete-Elemente-Methode ermöglicht die Simulation der Bewegung einzelner Teilchen, insbesondere granularer Strömungen. Sie basiert auf der Annahme, dass das darzustellende Material aus einer Vielzahl abgeschlossener Elemente (Moleküle, Atome, Partikel) besteht, die unterschiedliche Eigenschaften und Formen haben können. Diese werden mit Partikelmodellen dargestellt. Jedes Partikel verfügt über sechs Freiheitsgrade, ihre Bewegung wird mit dem 2. Newtonschen Axiom und der Momentengleichung beschrieben (vgl. *Gram 2007a*). Die zwischen den Teilchen herrschenden Interaktionen müssen durch Kontaktmodelle definiert werden.

Für die Verwendung der DEM zur Simulation des rheologischen Verhaltens von Frischbeton werden in *Quoc 2008* mehrere Partikelmodelle beschrieben, anhand derer die darzustellenden Mörtel- und Gesteinskörnungspartikel charakterisiert werden können. Es ist denkbar, diese Modelle ebenfalls zur Beschreibung des rheologischen Verhaltens von Mörtel anzuwenden (Unterteilung dann in Leim und Sandpartikel). Die in *Quoc 2008* beschriebenen Modelle sind nachfolgend erklärt:

Einphasige Mörtelpartikel: Bei diesem einphasigen Modell ist die Gesteinskörnung komplett mit Mörtel umgeben. Dadurch werden die Fließeigenschaften einzig durch den Kontakt und die Bewegung der Mörtelpartikel bestimmt.

Zweiphasige Partikel: Jedes Partikel besteht aus einem inneren Kern (Gesteinskörnung) und einer äußeren Schicht mit geringer Steifigkeit (Mörtelphase). Beim Kontakt zweier Partikel kann es entweder allein zur Berührung, zur Überlappung der Mörtelphase oder zur Berührung der Kerne kommen. Die Schichtdicke ist abhängig von der Mischungszusammensetzung.

Kombination aus einphasigem Mörtelpartikel und einphasigem Gesteinskörnungspartikel: Mörtel und Gesteinskörnung werden durch getrennte Partikel modelliert. Dadurch kann auch der Kontakt zwischen einzelnen Gesteinskörnungspartikel und deren gegenseitige Beeinflussung hinsichtlich Entmischung und Blockierneigung dargestellt werden.

Einphasige Partikel zur Darstellung dreidimensionaler Probleme: Hierbei werden Gesteinskörnungspartikel, sowie zwei Arten von Mörtelpartikeln zur Darstellung der Mörtelphase verwendet (Abstands- und Füllpartikel).

Kontaktmodelle zwischen den oben charakterisierten Partikeln sowie zwischen Partikeln und Grenzflächen bestimmen das globale Fließverhalten. Diese Kontaktmodelle beschreiben Steifigkeit, Gleit- und Haftigenschaften und werden mithilfe einfacher Federn und Dämpfer bzw. Kombinationen aus beiden dargestellt. Es muss außerdem eine Beziehung zwischen einwirkender Kraft und Partikelabstand definiert werden. Damit kann dann die Partikelbewegung unter Normalkrafteinwirkung und unter Schubspannung simuliert werden. Als einfachstes Modell steht das lineare Federmodell zur Verfügung, bei dem lediglich Normal- und Schubsteifigkeit angesetzt werden. Fügt man diesem Modell einen Reibungskoeffizienten sowie ein viskoses Dämpfungselement hinzu, so ergibt sich als Kontaktmodell auch hier das Bingham-Modell (vgl. z. B. *Petersson 2003*).

Die Grundlage der Simulation der Eigenschaften zementgebundener Suspensionen mithilfe der DEM bilden Parameterstudien, die zunächst die rheologischen Kenndaten identifizieren und anschließend zur Entwicklung eines Zusammenhanges zwischen rheologischen Kenngrößen und DEM-Parametern (zur Definition der Partikel- und Kontaktmodelle) beitragen sollen. Die Schwierigkeit liegt darin, dass die rheologischen Parameter Fließgrenze und Viskosität nicht direkt auf einzelne DEM-Parameter übertragbar sind, sondern von mehreren Einflussgrößen abhängen (Partikelgröße und -form, Federkonstante, Dämpfungselement). Die erforderlichen Untersuchungen sind entsprechend aufwändig. In *Krenzer 2009* wird eine stochastische Methode zur Vereinfachung dieser Untersuchungen vorgestellt.

Weitere Grundlagen zur DEM beinhaltet *Bicanic 2007*.

2.4.3.3 Dissipative Particle Dynamics (DPD)

Ein weiterer Ansatz zur Modellierung von Partikelströmungen wird als Dissipative Particle Dynamics bezeichnet. Er basiert auf einem erweiterten mesoskopischen Modell von *Koelman 1993*. Unter mesoskopischen Partikeln werden z. B. Molekül-Ansammlungen verstanden. Demgegenüber werden die Partikel in Suspensionen im Rahmen von DPD Starrkörper genannt, die dadurch entstehen, dass Teile der flüssigen Phase zu Festkörpern „eingefroren“ werden. Diese dissipativen Partikel repräsentieren jeweils einen Teilbereich der flüssigen Phase. Die Bewegung der dissipati-

ven Partikel wird unter Einhaltung der hydrodynamischen Grundgleichungen modelliert. Die Wechselwirkungen zwischen den verschiedenen Partikeln werden mittels paarweise wirkender Kräfte ausgedrückt. Die molekular-dynamischen Ansätze und die Auswahl der verwendeten interpartikulären Wechselwirkungen ermöglichen bei DPD große Zeitschritte (vgl. *Roussel 2007b*).

2.4.3.4 Viscoplastic Suspension Element Method (VSEM)

Die Viscoplastic Suspension Element Method (VSEM) ist eine Weiterentwicklung der VFEM zur Berücksichtigung des Einflusses von grober Gesteinskörnung auf das Fließverhalten von Frischbeton. Dieser Ansatz wurde von Mori und Tanigawa entwickelt (vgl. *Mori 1992* und *Tanigawa 1990a*). Das Fließverhalten wird durch die Deformation der zwischen der Gesteinskörnung befindlichen Matrix und den Volumenanteil der Gesteinskörnungspartikel charakterisiert. Der Zwischenraum zwischen zwei kugelförmigen Partikeln wird durch ein zylinderförmiges „suspension element“ ersetzt, sobald der Abstand zwischen den Partikeln eine gewisse Distanz unterschreitet. Diese ist abhängig von der Korngröße und -form sowie dem Verhältnis Matrix/Gesteinskörnung. Anhand der auf die Suspensionselemente einwirkenden Druck- und Scherkräfte wird dann die Partikelbewegung pro Zeitschritt ermittelt. Nimmt die Distanz zwischen den Partikeln wieder zu, kommt es wieder zur Auflösung der „suspension elements“.

2.4.3.5 Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH)

Bei der Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) handelt es sich um ein partikelbasiertes Simulationsverfahren für komplexe Flüssigkeiten, das ursprünglich für Anwendungen in der Astrophysik entwickelt wurde (vgl. *Gingold 1977*). Bei der Übertragung auf Festkörper wird nach *Wonisch 2009* das zu simulierende Medium in Form einzelner Partikel diskretisiert. Es ist insofern der DEM ähnlich, allerdings resultieren die Wechselwirkungskräfte zwischen den Teilchen hier nicht aus mikroskopischen Überlegungen, sondern werden aus makroskopischen, konstitutiven Gleichungen hergeleitet. In *Martys 2010*, *Kulasegaram 2011* und *Zhu 2010* wird von erfolgreicher Anwendung der SPH für die Simulationen des Verhaltens von nicht-newtonschen und Bingham-artigen Fluiden mit verschiedenen Volumenanteilen von Partikeln berichtet. Dabei wird das rheologische Verhalten in verschiedenen Rheometergeometrien simuliert, um die dort vorherrschenden Scherverhältnisse zu untersuchen. Auch in der Simulation von Fließvorgängen mit freien Oberflächen wird ein Anwendungsgebiet gesehen. Darüber hinaus wird in *Hu 2006* die sogenannte multi-phase SPH als Simulationstechnik für die Darstellung und Untersuchung von Effekten der Oberflächenspannung und der Wechselwirkung zwischen Fluid und Grenzflächen vorgestellt. *Kulasegaram 2011* simulieren mit der SPH Slump- und L-Box-Tests für faserhaltige und faserlose SVB.

2.4.3.6 Lattice-Boltzmann-Methode (LBM)

Bei der Lattice-Boltzmann-Methode basiert die numerische Berechnung auf einer stark vereinfachten Teilchen-Mikrodynamik, die auf Prinzipien der statistischen Physik zurückgreift (vgl. *Wikipedia 2013b*) und dadurch auch die Darstellung komplexer

physikalischer Zusammenhänge ermöglicht (vgl. *FlowKit 2011-2012*). Da mithilfe dieser Methode sowohl Ein- als auch Mehrphasensysteme simuliert werden können, eignet sie sich als mesoskopischer Ansatz, um die mikroskopischen Phänomene mit einer makroskopischen Betrachtungsweise zu verbinden (vgl. *Martys 2002*). Das Grundprinzip der LBM besteht darin, daß ein Volumenelement des betrachteten Fluids durch eine Anzahl an Partikeln repräsentiert wird, die durch eine Geschwindigkeitsverteilungsfunktion in jeder Position des Raumes beschrieben werden. Das Verfahren eignet sich zur Berechnung von Strömungen in komplexen Geometrien sowie der Darstellung von verschiedenen Rand- bzw. Übergangsbedingungen von Fluid-Fluid oder Fluid-Grenzflächen, wobei die Wechselwirkung der mikroskopischen Teilchen durch die Boltzmann-Gleichung beschrieben wird (vgl. *Martys 2002* und *Wikipedia 2013b*).

2.4.4 Suspension Flow (SF)

2.4.4.1 Einführung

Die Suspension Flow-Methode ermöglicht die Untersuchung des Partikelverhaltens in einem Fluid, dessen rheologische Eigenschaften bekannt sind.

Für die Nutzung zur computergestützten Simulation des Fließverhaltens zementgebundener Suspensionen ist bislang nur die nachfolgend beschriebene Finite-Elemente-Methode mit Lagrange Integrationspunkten (FEM-LIP) bekannt. In Anhang C.3, Tab. C-4 wird ein Anwendungsbeispiel vorgestellt.

In *Roussel 2007b* wird zusätzlich die VSEM der Methode der Suspension Flow zugeordnet. Davon abweichend ordnen *Geiker 2005* und *Thrane 2007c* die VSEM der Partikelsimulation zu. Da letztere Zuordnung sinnvoller erscheint, wird sie auch im Rahmen dieser Arbeit verwendet.

Neben diesen Methoden gibt es weitere Ansätze, die komplexen Fluide als Suspensionen von Partikeln in einer Trägerflüssigkeit aufzufassen und bei der numerischen Simulation die unterschiedlichen Eigenschaften der Partikel und die verschiedenen Wechselwirkungsmechanismen zu berücksichtigen. Diese Ansätze sind noch nicht für zementgebundene Baustoff Suspensionen etabliert, können aber durchaus auch für diese interessant sein. Beispielfhaft sei hier auf *Sharma 2004*, *Sharma 2005* und *Barnes 1987* verwiesen.

2.4.4.2 Finite-Elemente-Methode mit Lagrange Integrationspunkten (FEM-LIP)

Der FEM-LIP-Ansatz (vgl. *Dufour 2005*) wurde ursprünglich zur Simulation geophysikalischer Probleme entwickelt. Er basiert auf einer Finiten Elemente Methode; zur Verbesserung der Darstellung großer Verformungen bei viskoelastischen Materialien erfolgt hier jedoch eine Trennung der Materialpunkte von den Berechnungspunkten. Dadurch entsteht eine Kombination aus einem stationären FEM-Netz zur Berechnung der Partikelbewegung und einer Anzahl an Materialpartikeln (= Lagrangepartikel), die sich frei im Netz bewegen und die Materialeigenschaften sowie zeitabhängige Faktoren mit sich tragen. Die Bewegung der Partikel bzw. deren Geschwindigkeit

wird an den Netzknotenpunkten über die Lagrangeartikel integriert. Dadurch wird insbesondere die Genauigkeit der Darstellung der Fließfront verbessert.

2.4.5 Simulation der Faserorientierung zementgebundener Suspensionen

2.4.5.1 Einführung

Beim Einsatz von Betonen, insbesondere von Hochleistungsbaustoffen wie beispielsweise UHFB, hat sich die Zugabe von Stahlfasern bewährt, um die Biegezugfestigkeit und die Duktilität des Bauteils zu erhöhen und ein schlagartiges Bauteilversagen zu verhindern. Darüber hinaus wird auch das Auftreten von Schwindrissen reduziert und der Widerstand gegen Ermüdung und Anprall erhöht (vgl. *Kuder 2007*). Auf der anderen Seite beeinträchtigen die zugegebenen Fasern mit zunehmendem Fasergehalt das Fließ- und Füllverhalten i. d. R. nachteilig (vgl. *Grünwald 2004*). Die rheologischen Eigenschaften der Matrix spielen dabei eine wesentliche Rolle, insbesondere für die Sedimentationsstabilität der Fasern in der Betonmatrix. Sie beeinflussen aber auch die Ausrichtung der Fasern. Die größte Wirksamkeit haben die Fasern, wenn sie in Richtung der auftretenden Zugspannungen orientiert sind (vgl. *Stähli 2008*). Die Orientierung der Fasern kann vorab anhand der Bauteilgeometrie und der gewählten Einbautechnik oder auch mittels verschiedener einfacher Modelle abgeschätzt werden (vgl. *Stähli 2008*, *Martinie 2011* und *Ferrara 2011*). Bei diesen Modellen und im Rahmen von untersuchten Einflussfaktoren werden neben Wanddefekten des durchströmten Querschnitts u. a. auch Unterschiede in den entstehenden Fließbedingungen (z. B. Art, Dauer und Geschwindigkeit des Fließ- bzw. Strömungsvorgangs), die Fasereigenschaften (Länge, Durchmesser, Form etc.) und der Fasergehalt sowie die rheologischen Eigenschaften der zementgebundenen Baustoffe berücksichtigt (vgl. z. B. *Martinie 2010*, *Holm 2007* und *Keshkar 2010*). Typischerweise wurden bei den verschiedenen Untersuchungen für einachsige Strömungsvorgänge (extensional flow), einfache Scherströmungen und konvergierende Strömungsvorgänge eine Faserorientierung in Strömungsrichtung und bei divergierenden Strömungen eine Ausrichtung quer zur Strömungsrichtung festgestellt (vgl. *Folgar 1984*).

Während die Fasergehalte am Frischbeton bestimmt werden können, müssen die Faserverteilung und -orientierung in den relevanten Bauteilbereichen durch entsprechende Probekörperentnahme und meist aufwändige Prüfverfahren ermittelt werden. Eine Herstellung von maßstabsgetreuen Bauteilen kann zu Forschungszwecken oder unter Berücksichtigung der realen Einbaubedingungen zur Abschätzung der Faserverteilung und -orientierung dienen (vgl. z. B. *Zerbino 2012*, *Sarmiento 2012*, *Stähli 2008*, *Barnett 2010*, *Özyurt 2007*, *Ferrara 2011*, *Ferrara 2006*, *Grünwald 2009* und *Grünwald 2004*).

Zur Prüfung des Fasergehaltes, der Faserverteilung und der Faserorientierung im erhärteten Baustoff steht dabei eine Vielzahl von Verfahren zur Verfügung. Diese reichen beispielsweise von einfachen Auswaschversuchen in frischem Zustand, optischer Auszählung der Fasern an Schnitten (vgl. *Zerbino 2012*), Induktionsverfahren (vgl. *Schnell 2010*), Impedanzspektroskopie, Röntgenuntersuchungen bis hin zu Computertomographie mit komplexer Bildanalyse und 3D-Visualisierung (vgl. z. B. *DAfStb Rili Stahlfaserbeton*, *Özyurt 2006*, *Schuler 2009* und *Schnell 2010*). Für die

Auswertung bzw. Bewertung der Faserorientierung werden dabei unterschiedliche Kennwerte zugrunde gelegt. Diese reichen vom relativ einfachen Orientierungskoeffizienten (vgl. *Boulekbatche 2010*) über die Orientierungszahl (vgl. *Grünwald 2009*), den Orientierungsfaktor (vgl. *Sarmiento 2012*), den Faserorientierungsbeiwert (vgl. *Schuler 2009*), die Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion für die Faserorientierung als generelle aber auch komplexeste Methode der Beschreibung (vgl. *Advani 1987* und *Tucker 1991*) bis hin zur mittlerweile gebräuchlichsten Beschreibung der Faserorientierung mittels Orientierungstensenoren vierter oder zweiter Ordnung (vgl. *Verweyst 2002*).

Die oben beschriebenen Ansätze zur Abschätzung der Faserorientierung erfordern aber immer eine zerstörende Probenentnahme am Bauteil und eine aufwändige Verifizierung mittels der oben genannten Methoden. Es gibt deshalb Bestrebungen, die Verteilung der Fasern im Bauteil, aber insbesondere auch die Faserorientierung, zielsicher zu simulieren, um auf aufwändige Prüfungen verzichten zu können. Dazu gibt es verschiedene Ansätze, die in anderen Anwendungsbereichen schon eingesetzt worden sind und teilweise auch bei Beton schon getestet wurden. Grundlegend für alle Überlegungen ist die Tatsache, dass die Fasern sich infolge des Fließprozesses orientieren und zur Beschreibung des Orientierungsvorgangs ein quantitatives Modell erforderlich ist (vgl. *Folgar 1984*).

Nachfolgend werden die für die Simulation des Fließverhaltens und der Faserorientierung von zementgebundenen Suspensionen zur Verfügung stehenden Simulationstechniken vorgestellt. Die Grundlagen der **DEM** und **LBM** wurden bereits in Kapitel 2.4.3.2 und 2.4.3.6 für Suspensionen ohne Fasern erläutert. Die Funktionsweise mit Fasern ist grundsätzlich vergleichbar. Deshalb werden in Anhang C.4 zu diesen Techniken nur noch Anwendungsbeispiele diskutiert.

Auf die in dieser Arbeit verwendete Simulation mittels **CFD und dem Faserorientierungstensor nach Folgar-Tucker** wird nachfolgend eingegangen. Weitere Anwendungsbeispiele und eine Bewertung hierfür enthält Anhang C.4.

2.4.5.2 CFD mit Faserorientierungstensor nach Folgar-Tucker

Die Simulation der Faserorientierung in komplexen Fluiden und das Verhalten von faserhaltigen Materialien wird nach Folgar und Tucker unter Verwendung des *Faserorientierungstensors zweiter Ordnung* durchgeführt. Dies geschieht auf der einen Seite durch eine bi-direktionale Kopplung der Faserorientierung mit dem Fließverhalten der Matrix durch einen Spannungstensor, der einen expliziten Term für die Faserorientierung enthält, zum anderen durch eine Orientierungsrate für die Fasern, die von den Komponenten des Tensors für die Deformationsgeschwindigkeit abhängt.

Ein wesentlicher Vorteil dieses Verfahrens liegt darin, dass die rheologische Charakterisierung des Matrixmaterials ohne Fasern durchgeführt werden kann, weil rheometrische Messungen an faserhaltigen Materialien technisch schwierig sind. Die Kopplung der Fasern und des Fließverhaltens der Matrix unter Berücksichtigung der Fasergeometrie und -dosierung erfolgt numerisch.

Grundsätzlich wird bei der Betrachtung von faserhaltigen Suspensionen in Abhängigkeit vom Volumengehalt der Fasern zwischen drei Zuständen unterschieden (vgl. *Folgar 1984*):

- verdünnte (dilute) faserhaltige Suspensionen mit seltenen Faser-Faser Interaktionen
 $c < (d/l)^2$
- konzentrierte (semi-concentrated) faserhaltige Suspension mit einem Faserabstand kleiner als einer Faserlänge mit häufiger Interaktion
 $(d/l)^2 < c < (d/l)$
- hochgradig konzentrierte (concentrated) faserhaltige Suspension mit einem Faserabstand in der Größenordnung des Faserdurchmessers
 $c > (d/l)$

Dabei ist l die Länge und d der Durchmesser der Faser; c ist der Volumenanteil der Fasern.

Die Grundlagen der Beschreibung des Orientierungsverhaltens von Fasern enthält die Arbeit von *Jeffery 1922*, der ursprünglich das Fließfeld um ein einzelnes rotierendes starres Ellipsoid in einem newtonschen Trägerfluid, d. h. für eine verdünnte Suspension, bestimmt hat. Die Geometrie der Fasern wird über den sogenannten Fasergeometriefaktor $\lambda = (c^2 - 1)/(c^2 + 1)$ (mit c als dem Volumenanteil der Fasern) berücksichtigt.

Ein anderes rheologisches Modell für konzentrierte Suspensionen von *Dinh 1984* geht von seltenen Faserkontakten aus; die Interaktionen der Fasern werden als hydrodynamisch aufgefasst.

Im Ansatz von *Folgar und Tucker* (vgl. *Folgar 1984*) wird ein Modell entwickelt, das einen gemittelten Effekt der Interaktion von Fasern und die daraus resultierende Änderung der Bewegung und Orientierung für teilweise verdünnte Suspensionen berücksichtigt (vgl. *Advani 1987* und *Latz 2010a*). Dabei gehen sie u. a. davon aus, dass aufgrund der hohen Viskosität der Suspension die Trägheit und der Auftrieb vernachlässigt werden können. Die Faser- bzw. Partikelorientierung wird ursprünglich mit einer probabilistischen Verteilungsfunktion beschrieben, die auf Basis der Prozessbedingungen bestimmt werden kann. Diese Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion stellt einerseits zwar die komplette und eindeutige Beschreibung des Orientierungszustandes dar, andererseits ist sie aber auch sehr komplex (vgl. *Advani 1987*). Deshalb gibt es verschiedene vereinfachende Ansätze, die Verteilungsfunktion zu ersetzen (vgl. *Tucker 1991*). Der gebräuchlichste Ansatz ist die Verwendung von Orientierungstensen gerader Ordnung, insbesondere solche zweiter und vierter Ordnung, als „Ersatz“ für die komplexe Verteilungsfunktion (vgl. *Advani 1987*). Dadurch können deutlich geringere Rechenzeiten erreicht werden. Der Orientierungstensor ist das lokale Mittel des dyadischen Produkts der Komponenten des lokalen Faserorientierungsvektors. Die Eigenwerte des Orientierungstensors zweiter Ordnung geben somit jeweils den Anteil der Fasern an, die entsprechend der zugehörigen Richtung des Eigenvektors orientiert sind.

Darüber hinaus sind die Orientierungstensen per Definition die Momente der Verteilungsfunktion, und ihre Änderungsgleichungen stellen ein sogenanntes „closure

problem“ dar, für das es diverse Approximationen gibt (vgl. z. B. *Linn 2005, Advani 1987* oder *Verweyst 2002*). Als eine Approximation kann der Orientierungstensor der vierten Ordnung als Funktion des Tensors zweiter Ordnung ausgedrückt werden (vgl. *Advani 1987, Tucker 1991* und *Verweyst 2002*). In *Latz 2010a* wird eine quadratische Approximation verwendet. Die *Folgar-Tucker-Gleichung für das Moment zweiter Ordnung* lautet dann:

$$\frac{D}{Dt} a^{(2)} = a^{(2)} \cdot M + M^T \cdot a^{(2)} - (M + M^T) : a^{(4)} + 2C_i \dot{\gamma} (I - d \cdot a^{(2)}) \quad (2.11)$$

mit:

- $a^{(2)}$ = Moment zweiter Ordnung [-]
- $a^{(4)}$ = Moment vierter Ordnung [-]
- M = Tensor des lokalen effektiven Geschwindigkeitsgradienten [1/s]
- I = Einheitsmatrix [-]
- d = Dimension des hydrodynamischen Problems [-]
- C_i = Faserinteraktionskoeffizient [-]
- $\dot{\gamma}$ = Scherrate [1/s]
- D/Dt = phänomenologische Konstante [-]

C_i ist proportional zu dem Absolutwert einer gemittelten Scherrate und muss i. d. R. experimentell mittels Parameterstudien bestimmt werden (vgl. *Latz 2010a*). In der Literatur werden für Polymere Werte im Bereich $10^{-7} - 0,016$ genannt (vgl. *Yamane 1994, Tucker 1991, Laure 2007* und zitiert in *Tucker 1991* und *Ma 2009*). Für zementgebundene Baustoffe gibt es diese Informationen nicht, sodass sich in dieser Arbeit bei der Wahl zunächst an den Werten für Polymere orientiert wurde und im Rahmen von Parameterstudien verschiedene Größenordnungen ausgetestet wurden.

Nach *Folgar und Tucker (vgl. Folgar 1984)* wird unabhängig von dem ursprünglichen Orientierungszustand bei einem stationären Fließvorgang eine stationäre Faserorientierung erreicht. Diese ist nicht perfekt in Fließrichtung, d. h. eine komplette Ausrichtung der Fasern bei einfachen Scherströmungen gibt es nicht. Die stationäre Faserausrichtung wird nach *Folgar und Tucker* aber tendenziell früher erreicht, als dies in den zugehörigen Versuchen festgestellt werden kann. Dabei gilt: je größer C_i desto isotroper ist die Faserorientierung. Dabei nehmen C_i und die Dispersität mit zunehmendem Volumenanteil an Fasern und zunehmendem Verhältnis Faserlänge/Faserdurchmesser zu (vgl. *Folgar 1984*).

Die Notwendigkeit einer Kopplung des Fließvorgangs mit der Faserorientierung wird von umfangreichen Untersuchungen gestützt (vgl. *Lipscomb 1988*), was aber häufig in der Praxis noch nicht geschieht.

Tucker (vgl. Tucker 1991) nennt verschiedene Einschränkungen bzw. nicht zutreffende Annahmen für seine Theorie. Insbesondere die Annahme eines newtonschen Fluids trifft für Baustoff Suspensionen nicht zu. Darüber hinaus gilt seine Theorie für Faserkonzentrationen im Bereich konzentrierter Suspensionen, wohingegen übliche Faserdosierungen u. U. auch schon im hochgradig konzentrierten Bereich liegen können. Trotz der beschriebenen Einschränkungen ist die Kontinuumstheorie die

einzig, die die Problematik der faserhaltigen Suspensionen komplett behandelt. *Tucker 1991* geht davon aus, dass trotz der oben beschriebenen Einschränkungen eine realistische Beschreibung des Verhaltens komplexer Fasersuspensionen möglich ist.

Für ein nicht-newtonsches faserhaltiges Polymer wird in *Latz 2010a* eine erfolgreiche Anwendung der Theorie von Tucker (vgl. *Tucker 1991*) unter Verwendung der Folgar-Tucker-Gleichung für die Berücksichtigung der Faserinteraktion (siehe Gleichung (2.11)) vorgestellt. Der dort beschriebene *Kopplungsparameter* N_P , auch *Partikelzahl* genannt, hängt von der Faserlänge/Faserdurchmesser bzw. dem Volumenanteil und dem Verhältnis der Faserlänge/Faserdurchmesser ab. N_P ist ein Maß für die innere Anisotropie der Suspension.

Für die Abschätzung von N_P werden in *Tucker 1991* verschiedene analytische Ausdrücke vorgestellt und diskutiert, die zu unterschiedlichen Zusammenhängen zwischen N_P und dem Volumengehalt der Fasern führen. In *Latz 2010a* und den hier vorliegenden Untersuchungen wurde ein Ansatz nach *Dinh 1984* verwendet, der von näherungsweise ausgerichteten Fasern („aligned fibres“) ausgeht. Für weitere Details zur Bestimmung des Kopplungsparameters und der Modellierungstechnik wird auf *Latz 2010a*, *Tucker 1991* und *Dinh 1984* verwiesen.

2.4.6 Fazit zur numerischen Simulation zementgebundener Baustoffe

Grundsätzlich ist die Simulation des rheologischen Verhaltens zementgebundener Suspensionen mit allen beschriebenen Modellierungsansätzen „Single Fluid Simulation (SFS)“, „Partikelsimulation (PS)“ und „Suspension Flow (SF)“ möglich. Nachfolgend werden der Einsatz der Modellierungsansätze unter verschiedenen Gesichtspunkten verglichen und die jeweiligen Möglichkeiten und Grenzen dargestellt.

Eingangsparemeter: Um die Fließeigenschaften einer Suspension simulieren zu können, müssen i. d. R. die rheologischen Eigenschaften bekannt sein und entsprechend modelliert (s. u.) werden. In einigen Untersuchungen werden Simulationen auch genutzt, um sie numerisch zu bestimmen (vgl. *Dufour 2005*, *Thrane 2004*, *Thrane 2005*). Bei der Diskreten-Elemente-Methode (DEM) im Rahmen der Partikelsimulation (PS) werden diese rheologischen Eigenschaften durch Kontaktmodelle definiert. Diese entsprechen jedoch nicht physikalisch messbaren Größen, sondern müssen mithilfe von Parameterstudien angepasst werden, um die beste Übereinstimmung zwischen experimentellen und numerischen Ergebnissen zu erzielen. Im Gegensatz dazu werden für die Simulation des Fließverhaltens zementgebundener Suspensionen bei der überwiegenden Mehrheit der Simulationsmethoden die rheologischen Kenngrößen anhand von Fließkurven aus rheologischen Messungen bestimmt, was die Ergebnisse objektiviert.

Materialmodelle: Bei SFS-basierten Simulationen und beim SF kann auf verschiedenste Modelle zur Charakterisierung des Materialverhaltens zurückgegriffen werden. Auch kann z. B. das thixotrope Verhalten eines Materials dargestellt werden (vgl. *Wallevik 2003*). Die Verwendung komplexer Materialmodelle in der PS wird dadurch erschwert, dass die Modellparameter nicht in direktem Zusammenhang mit rheologischen Parametern stehen und durch aufwändige Untersuchungen

charakterisiert werden müssen. Deshalb werden bei der PS bislang nur einfache Materialmodelle verwendet.

Heterogenes Fließverhalten, Partikelinteraktion: Die SFS ermöglicht zwar die Identifizierung von Bereichen inhomogener Strömungen, eine detaillierte Untersuchung, z. B. hinsichtlich Entmischung, ist jedoch nicht möglich. Im Gegensatz dazu kann mit PS die Bewegung einzelner Partikel beschrieben werden. Bei der DEM lässt sich durch die Definition der zwischen einzelnen Partikeln wirkenden Kräfte mithilfe der Kontaktmodelle außerdem die gegenseitige Beeinflussung und Interaktion der Partikel darstellen.

Rechnerleistung, Rechenzeit: Aufgrund der Darstellung der Bewegung einzelner Partikel erfordern die verschiedenen Verfahren des PS-Ansatzes im Vergleich zum SFS-Ansatz i. d. R. eine wesentlich größere Rechnerleistung und Rechenzeit. Um die Anzahl der Partikel reduzieren zu können, werden z. B. in der DEM Partikelmodelle verwendet (vgl. Kapitel 2.4.3.2), die den einzelnen Partikeln der Gesteinskörnung eine Mörtelschicht zuordnen und dadurch die Gesamtzahl der Partikel verringern. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, nur Partikel bis zu einer bestimmten Größe zu betrachten. Die gewählte Partikelgröße und -menge sollten jedoch für das darzustellende Verhalten repräsentativ sein. *Gram 2009* spricht von idealen Verhältnissen, wenn die dünnste Schicht maximal dem zehnfachen Partikeldurchmesser entspricht. Die LBM benötigt aufgrund seiner internen Struktur einen relativ geringen Speicher- und Rechenbedarf je Zelle und eignet sich somit u. a. zur Berechnung von Strömungen in komplexen Geometrien (vgl. *Wikipedia 2013b*). Die erforderliche Rechnerleistung für SF-Simulationen liegt im Bereich zwischen der für SFS und PS (vgl. *Roussel 2007b*).

Alle Modellierungsansätze haben sowohl Vor- als auch Nachteile. Eine Kombination verschiedener Ansätze zur ganzheitlichen Untersuchung des Fließverhaltens zementgebundener Suspensionen erscheint deshalb zielführend (vgl. *Geiker 2005* und *Gram 2009*). Erste Anwendungen unterschiedlicher Simulationsverfahren in einem umfassenden Konzept für verschiedene Betrachtungsebenen von zementgebundenen Baustoffen enthalten *Švec 2012b*, *Švec 2011a*, *Švec 2012a*, *Švec 2011b*, *Skoček 2011b* und *Skoček 2011a*.

In Tab. 2-2 sind Vor- und Nachteile der jeweiligen Modellierungsansätze noch einmal zusammengefasst und bewertet.

Tab. 2-2: Vor- und Nachteile der verschiedenen Modellierungsansätze

	Single Fluid Simulation	Partikel-simulation	Suspension Flow
Materialmodelle	+	-	+
Zeitaufwand	+	-	+
Darstellung von Partikel-interaktion, Blockierneigung, Entmischung	-	+	+
Darstellung großer Volumen	+	-	/
Rechnerleistung, Rechenzeit	+	-	/
Flexibilität	+	-	/

+ positiv - negativ / neutral

Um den einzigen Nachteil der SFS gemäß Tab. 2-2 zu beseitigen und um heterogenes Materialverhalten auch mittels SFS darstellen zu können, implementiert *Thrane 2007c* spezielle phänomenologische Materialmodelle für die Beschreibung der Blockierneigung von SVB-Suspensionen in einem räumlich begrenzten Bereich.

Für die Simulation faserhaltiger zementgebundener Suspensionen gibt es neben den bekannten Techniken der DEM und LBM die in Bereichen anderer komplexer faserhaltiger Suspensionen erfolgreich angewendete Methode der Verwendung des Faserorientierungstensors nach Folgar-Tucker. Bei dieser Methode werden die Faserorientierung und das Fließverhalten der Matrix miteinander gekoppelt. Die wesentlichen Vorteile bestehen in der Möglichkeit der rheologischen Charakterisierung als Feinkornsysteme ohne Fasern und in der Verwendung des vorteilhaften Single Fluid Ansatzes.

Damit stellt die SFS eine umfassende Möglichkeit zur Simulation des rheologischen Verhaltens faserhaltiger und faserfreier zementgebundener Suspensionen dar. Aufgrund dieser Vorteile wurde die Single Fluid Methode allein und in Kombination mit dem Faserorientierungstensor nach Folgar-Tucker auch im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendet.

3 Fließ- und Füllversuche mit zementgebundenen Feinkornsystemen

3.1 Einführung

In diesem Kapitel sollen gemäß Teilziel I die zur Validierung der numerischen Simulationsmethoden erforderlichen zeitlichen Verläufe von Fließfronten, Fließmaßen, Fließgeschwindigkeiten und Scherraten aus Fließ- und Füllversuchen ermittelt werden. Dafür ist neben einer geeigneten Versuchs- und Auswertetechnik zur Bestimmung dieser Kenngrößen (siehe Kapitel 3.3) auch die Bereitstellung geeigneter zementgebundener Feinkornsysteme mit und ohne Fasern notwendig. Bei der Auswahl der Ausgangsstoffe, der Entwicklung der Feinkornsysteme und deren Herstellung sind folgende Anforderungen zu erfüllen:

- Gewährleistung reproduzierbarer rheologischer Eigenschaften
- Erzielung eines definierten Referenzzustandes nach Ende des Herstellungsprozesses bzw. zu Beginn der Fließ- und Füllversuche

3.2 Ausgangsstoffe, Herstellung und Mischungszusammensetzungen der Feinkornsysteme

Ausgangsstoffe

Für die Herstellung der verschiedenen Feinkornsysteme wurden im Bereich der Hochleistungsbetone übliche Ausgangsstoffe sowie Stahlfasern eingesetzt. Das verwendete Größtkorn war < 1 mm, sodass ein Feinkornsystem vorlag. Die Materialkennwerte der verwendeten Ausgangsstoffe sind in **Anhang D** aufgeführt.

In Vorversuchen wurde die Verträglichkeit und Wirkungsweise verschiedener Zement-Zusatzmittelkombinationen mithilfe von einfachen Fließversuchen am Haegermann-Trichter geprüft. Hierbei wurden die Wirksamkeit der Fließmittel über die Zeit, eventuell auftretende nachverflüssigende Wirkung, d. h. eine Zunahme des Fließmaßes mit der Zeit, das Entlüftungsverhalten und auch die Neigung zur Bildung einer sogenannten Elefantenhaut untersucht.

Da die Reproduzierbarkeit der rheologischen Eigenschaften im Vordergrund stand, wurde im Rahmen dieser Arbeit keine direkt zielgerichtete Optimierung der verwendeten Feinkornsysteme hinsichtlich ihrer Charakteristika im erhärteten Zustand durchgeführt. Die Eigenschaften im erhärteten Zustand wurden stichprobenartig nach 28 Tagen geprüft. Die Bandbreite sämtlicher getesteter Zusammensetzungen mit und ohne Fasern lag bei etwa 130 N/mm^2 bis 170 N/mm^2 für die Druck- und bei etwa 14 N/mm^2 bis 18 N/mm^2 für die Biegezugfestigkeit. Diese wurde an unverdichteten wassergelagerten Prismen ($40 \text{ mm} \times 40 \text{ mm} \times 160 \text{ mm}$) nach *DIN EN 196-1* geprüft.

Herstellung

Um den Einfluss variierender Temperaturen auf das rheologische Verhalten der Feinkornsysteme auszuschließen, wurde deren Temperatur auf $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ zum Ende des Mischprozesses eingestellt. Dazu wurden die Ausgangsstoffe mit Ausnahme des Fließmittels durch Lagerung bei $(6 \pm 2)^\circ\text{C}$ für eine Dauer von mindestens 18 Stunden vor Mischbeginn temperiert. Vor Versuchsbeginn, nach dem Ende des Mischprozesses

ses sowie während der rheologischen Messungen wurden die Temperaturen der Ausgangsstoffe bzw. der Feinkornsysteme gemessen. Das Labor sowie die gesamte Ausrüstung wurden konstant auf $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ temperiert.

Nach Ende des Mischprozesses wurde die Dichte der unverdichteten Feinkornsysteme ermittelt.

Zur Herstellung der Feinkornsysteme kam zunächst ein Mörtelmischer nach *DIN EN 196-1* zum Einsatz. Das verwendete Mischregime für die Herstellung von 1,2-Liter-Mischungen ist in Tab. 3-1 angegeben.

Tab. 3-1: Mischregime für den verwendeten Mörtelmischer

Schritt	Ausführung	Schrittzeit [s]	Gesamtzeit [min]	Stufe [-]
1	Zement + Gesteinskörnung + Gesteinsmehl	120	2,0	1
2	Wasser + Mikrosilikasuspension	60	3,0	1
3	Fließmittelzugabe			
3.1	erste 50 %	120	5,0	1
3.2	restliche 50 %	60	6,0	1
4	schnelles Nachmischen	60	7,0	2
5	Ruhepause, Beseitigung von Agglomeraten	90	8,5	0
6	Aufmischen	60	9,5	2

Da der Mörtelmischer an die Grenzen seiner Leistungsfähigkeit stieß, kam im weiteren Verlauf der Untersuchungen ein Hochleistungsmischer des Typs R 02 E der Firma Eirich mit maximal 5-Liter Mischvolumen zum Einsatz (siehe Abb. 3-1). Dessen Mischprinzip bestand aus einem sich drehenden Wirbler in einem ebenfalls angetriebenen Mischbehälter. Der Mischbehälter konnte in zwei Mischstufen mit entweder 42 1/min (Stufe 1) oder 83 1/min (Stufe 2) betrieben werden. Es waren wahlweise Gleich- oder Gegenstrom-Betrieb von Wirbler und Mischbehälter möglich. Der Wirbler, ein sogenannter Stiftwirbler, verfügte über eine stufenlose Drehzahlregelung.

In Vorversuchen erwies sich eine Handhabung im Gleichstrommodus aufgrund des deutlich geringeren Temperaturanstieges als vorteilhaft. Da bei Mischungsgrößen von vier Litern das nominelle Fassungsvermögen des Mixers nahezu erreicht war, wurde auf eine mögliche Schrägstellung des Mischbehälters verzichtet, um eine ausreichende Befüllung des Mixers mit den Ausgangsstoffen zu ermöglichen. Die Details zum verwendeten Mischregime sind Tab. 3-2 zu entnehmen.

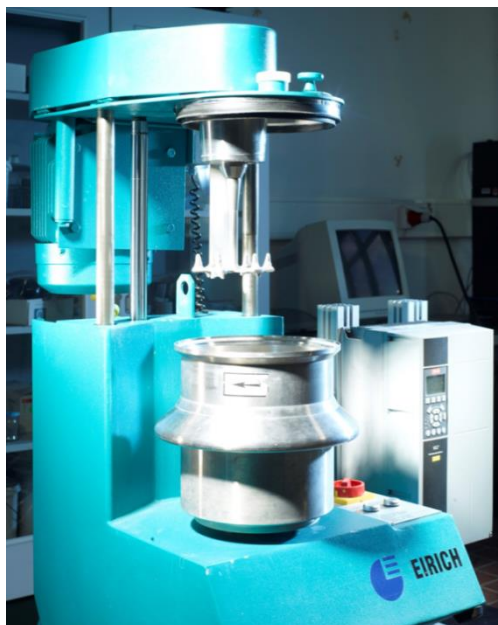


Abb. 3-1: Verwendeter Hochleistungsmischer des Typs R 02 E der Firma Eirich mit stufenlos regelbarer Drehzahl des Stiftwirlers und stufenweiser Regelung der Mischbehälterdrehzahl

Für die Fließ- und Füllversuche zur Simulation des rheologischen Verhaltens von faserhaltigen Feinkornsystemen und der Faserorientierung wurden den untersuchten Feinkornsystemen zwei unterschiedliche Gehalte an Stahlfasern zugegeben. Für die Feinkornsysteme mit und ohne Fasern wurden identische Mischregime verwendet (siehe Tab. 3-2), um eine gleiche Scherhistorie gewährleisten zu können.

Tab. 3-2: Mischregime für den verwendeten Hochleistungsmischer

Schritt	Ausführung	Schrittzeit [s]	Gesamtzeit [min]	Behälterdrehzahl [1/min]	Wirblerdrehzahl [1/min]
1	Zement + Gesteinskörnung + Gesteinsmehl	30	0,5	42	130
2	Wasser + Mikrosilikasuspension	60	1,5	42	130
3	Fließmittelzugabe	60	2,5	42	130
4	Nachmischen	60	3,5	42	305
5	Pause, Kontrolle der Mischwirkung	150	6,0	-	-
6	Nachmischen und ggf. Faserzugabe	120	8,0	42	305

Mischungszusammensetzungen

In Tab. 3-3 sind die Mischungszusammensetzungen derjenigen Feinkornsysteme angegeben, für die Simulationen durchgeführt wurden.

Bei den Mischungszusammensetzungen M1, M2 und M3 handelt es sich um Feinkornsysteme ohne Fasern. Bei den Mischungszusammensetzungen M3F1 und M3F2 handelt es sich um Feinkornsysteme mit Fasern. Ausgangszusammensetzung für diese beiden Mischungen war die Zusammensetzung M3. Die in M3F1 und M3F2 beigemischten unterschiedlichen Fasermengen wurden nicht in der Stoffraumrechnung berücksichtigt, sondern nur additiv den ursprünglichen Zusammensetzungen hinzugefügt. Dieses Vorgehen wurde gewählt, da die rheometrischen Untersuchungen zur Charakterisierung der Feinkornsysteme an denjenigen ohne Fasern durchgeführt wurden. Somit blieb die für das rheologische Verhalten relevante Zusammensetzung des Feinkornsystems ohne Fasern unverändert.

Tab. 3-3: Übersicht der Mischungszusammensetzungen

Ausgangsstoffe	M1 [kg/m ³]	M2 [kg/m ³]	M3 [kg/m ³]	M3F1 [kg/m ³]	M3F2 [kg/m ³]
CEM I 42,5 R-HS/NA	705	695	695	695	695
Mikrosilika ¹⁾	105	108	108	108	108
Feinsand ²⁾	781	781	779	779	779
Quarzmehl	437	488	487	487	487
Wasser ³⁾	212	228	230	230	230
Fließmittel (FM1) ⁴⁾	22,8	24,3	-	-	-
Fließmittel (FM2) ⁴⁾	-	-	29,9	29,9	29,9
auf 4-Liter-Mischung zugegebene Stahlfasern [kg]	-	-	-	0,356	0,474

1) Zugabe als Suspension, Angabe des Feststoffgehaltes

2) $d_{\max} < 1\text{mm}$

3) Angabe inklusive Wasseranteil aus Mikrosilika-Suspension und Fließmittel

4) Angabe von Wasser + Feststoff

Die Zuordnung dieser Mischungen zu den wesentlichen durchgeführten Versuchen und Simulationen ist in Tab. E-1 dargestellt. Auf diese und darüber hinaus gehende Untersuchungen und Parameterstudien sowie Versuche zur zeitabhängigen Modellierung des rheologischen Verhaltens wird detailliert in den Kapiteln 4 bis 6 eingegangen.

Eigenschaften der Feinkornsysteme im frischen Zustand

In der nachfolgenden Tab. 3-4 sind die charakteristischen Kennwerte der verwendeten Feinkornsysteme im frischen Zustand angegebenen. Neben dem End-Fließmaß der Fließversuche mit dem Haegemann-Trichter sind dies die Dichte (ohne Einbringen von Verdichtungsenergie) und die Temperatur nach Ende des Herstellungsprozesses. Das End-Fließmaß wurde auf zwei Arten bestimmt: zum einen mithilfe der in

Kapitel 3.3.1 beschriebenen automatisierten Versuchstechnik und anschließender Auswertung der Fotoaufnahmen und zum anderen durch versuchsbegleitende manuelle Messungen.

Tab. 3-4: Übersicht der Eigenschaften der Feinkornsysteme im frischen Zustand mit Mittelwert (MW), Anzahl der Prüfergebnisse (n) und Standardabweichung σ

	M1			M2			M3			M3F1			M3F2		
	MW	n	σ	MW	n	σ	MW	n	σ	MW	n	σ	MW	n	σ
End-Fließmaß Foto von oben [cm]	-	-	-	23,8	8	1,35	29,3	10	0,64	28,7	3	0,86	27,0	1	-
End-Fließmaß versuchsbegleitend [cm]	28,0	1	-	25,1	8	1,73	29,3	49	1,65	29,1	3	0,41	27,2	1	-
Dichte (ohne Verdichtungsenergie) [t/m ³]	2,25	1	-	2,25	8	0,01	2,25	15	0,01	2,34	2	0,03	2,35	1	-
Temperatur nach Mischende [°C]	21,0	1	-	21,0	8	0,92	20,9	15	1,26	19,6	2	0,37	20,2	1	-

Die Eigenschaften im frischen Zustand wiesen eine geringe Standardabweichung der Prüfergebnisse, insbesondere auch der End-Fließmaße, auf. Die Übereinstimmung der Messwerte belegte die Wirksamkeit der getroffenen Maßnahmen zur Erfüllung der in der Einführung beschriebenen Forderung nach reproduzierbaren rheologischen Eigenschaften und eines definierten Referenzzustandes nach Ende des Herstellungsprozesses.

Zusätzlich zu den oben dokumentierten Eigenschaften wurden die Feinkornsysteme nach Ende des Mischprozesses sowie nach den Fließ- und Füllversuchen auf Wasserabsondern und Sedimentationserscheinung geprüft. Beides konnte nicht festgestellt werden.

3.3 Experimente zu Fließ- und Füllvorgängen

3.3.1 Haegermann-Versuche

Zur Bestimmung der zeitlichen Entwicklung des Fließmaßes bzw. der Fließfront wurden mit den oben beschriebenen Feinkornsystemen Fließversuche am Haegermann-Trichter durchgeführt. Die Optimierung von Versuchsaufbau und -durchführung diente letztendlich der Bereitstellung einer Datenbasis zur Validierung der numerischen Simulationstechnik für zementgebundene Feinkornsysteme.

3.3.1.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Der grundsätzliche Versuchsaufbau in Anlehnung an *DIN EN 1015-3* besteht aus einem Trichter in Form eines Kegelstumpfes, der mit Probenmaterial gefüllt und vertikal angehoben wird. Der gemittelte Durchmesser des sich ausbreitenden Fließkuchens wird als Setzfließmaß, in dieser Arbeit einfach als Fließmaß bezeichnet. Als

End-Fließzeit wird grundsätzlich die im Rahmen der Messgenauigkeit bestimmbare Zeit von Beginn des Anhebens des Trichters bis zum Stillstand des Fließvorganges verstanden.

Der realisierte Versuchsaufbau bestand aus:

- einer Edelstahlplatte mit eingezeichnetem groben Raster,
- einem Haegermann-Trichter, der zentral auf der Platte positioniert wurde,
- zwei Messrastern mit Millimeter-Einteilung bzw. konzentrischen Kreisen in 5 mm Abständen zur Bestimmung der Abmessungen des Fließkuchens,
- einer horizontal und einer vertikal ausgerichteten digitalen Spiegelreflexkamera mit Fixiereinrichtung.

Dieser Versuchsaufbau ist in Abb. 3-2 (links) dargestellt. Die rechte Seite zeigt das händische Anheben des Trichters (Hebegeschwindigkeit etwa 1,5 bis 3 cm/s).

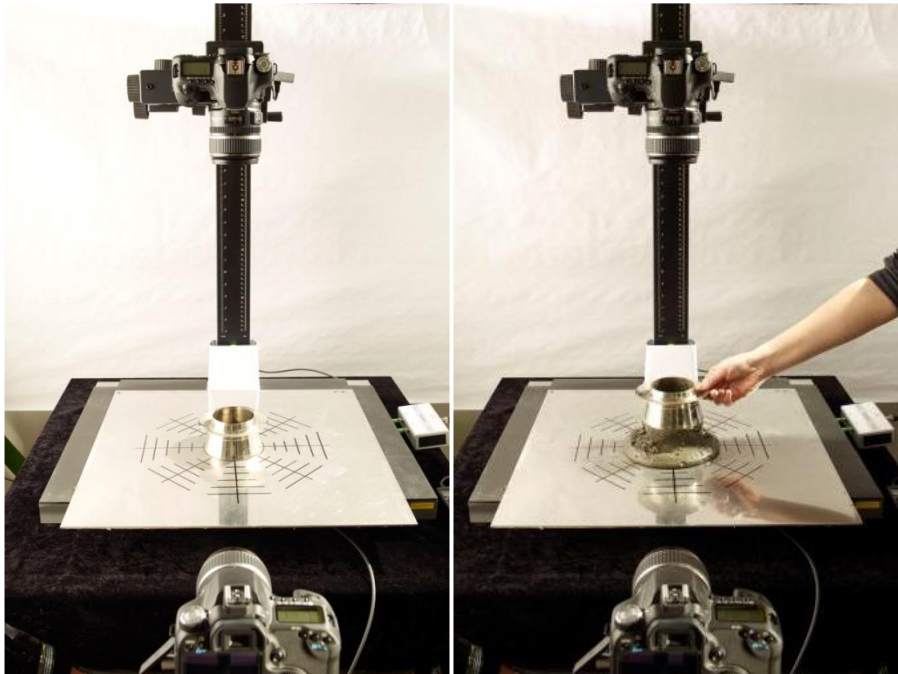


Abb. 3-2: Versuchsaufbau für die Haegermann-Versuche mit Kamera, Edelstahlplatte mit groben Raster sowie dem Haegermann-Trichter

Die Entwicklung des Fließmaßes mit der Zeit und die End-Fließzeit wurden über eine Fotodokumentation der Fließversuche mithilfe zweier horizontal bzw. vertikal ausgerichteter digitaler Spiegelreflexkameras und einer entsprechenden Auswertung der Fotos ermittelt. Darüber hinaus wurden die Höhen des Fließkuchens bestimmt und die für die Fließbewegung charakteristischen Scherratenbereiche abgeschätzt.

Im Rahmen der Optimierung des Versuchsablaufes wurde das händisch durchgeführte Anheben des Haegermann-Trichters automatisiert, indem eine mechanische

Hebevorrichtung entwickelt wurde, die den Trichter mittels einer vorgespannten Feder und entlang einer vertikalen Führungsschiene ideal senkrecht mit einer Hebegeschwindigkeit von 3 bis 4 cm/s anhub. 13 min nach Mischbeginn wurde zeitgleich der Hebevorgang für den zuvor befüllten Haegermann-Trichter gestartet und der Aufnahmevorgang der Kameras ausgelöst.

In Kapitel 4.4.2 wird näher auf die Einflüsse der Hebegeschwindigkeit sowie des Klebeffektes der verwendeten Feinkornsysteme an der Innenwandung des Haegermann-Trichters und des daraus resultierenden Anhebens des Materials beim Hebevorgang eingegangen. Dort werden auch die Annahmen bzw. Randbedingungen im Rahmen der Simulation mit der Situation beim realen Fließversuch verglichen und diskutiert.

Die zur Versuchsdokumentation ausgewählten digitalen Spiegelreflexkameras wurden manuell mit Beginn des Anhebevorgangs ausgelöst und waren durch einen parallel geschalteten Auslöser in der Lage, jeweils zeitgleiche Aufnahmen zu erzeugen. Es wurden Aufnahmeintervalle von 1 s bzw. 2 s gewählt, um die Änderung der Höhe des Fließkuchens sowie den Fortlauf der Fließfront in einer anschließenden Bildauswertung möglichst genau bestimmen zu können. Dies geschah mithilfe eines senkrechten Rasters in der Mitte der Ausbreitplatte, das später mit den Fotos des Fließversuches überblendet wurde. Aus den so entstandenen Bildern konnten der zeitliche Verlauf der Höhen und der horizontalen Ausdehnung des Fließkuchens ausgewertet werden. Das aufgenommene Raster und ein Beispiel für das überlagerte Foto mit einem Fließkuchen sind in Abb. 3-3 dargestellt. Das gleiche Prinzip wurde auch für die Aufnahmen von oben zur Auswertung der horizontalen Ausdehnung des Fließkuchens angewendet.



Abb. 3-3: Horizontale Aufnahme des Fließkuchens mit überblendetem Raster

Das Foto eines Fließkuchens von oben mit überblendetem Raster ist in Abb. 3-4 dargestellt.

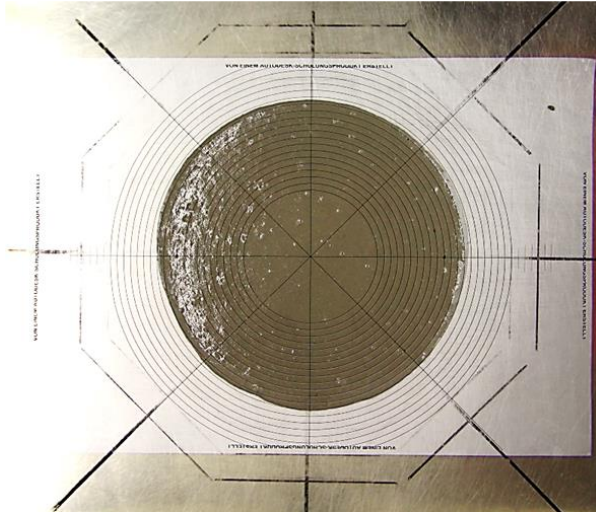


Abb. 3-4: Vertikale Aufnahme eines Fließkuchens mit überblendetem Raster

Die vertikal ausgerichtete Kamera wurde fest auf die Ebene der Haegermann-Platte und die horizontal ausgerichtete fest auf eine Ebene ca. 7 cm vor der Mittelebene fokussiert.

Nach dem Anheben des Haegermann-Trichters wurde das Fließmaß während des Fließvorganges zusätzlich zur Fotodokumentation alle 60 s gemessen.

3.3.1.2 Versuchsauswertung

Im Rahmen der Auswertung konnten minimale Fließmaß- und Höhenunterschiede von 0,5 mm festgestellt werden.

Fließzeit

Die Fließzeit beschreibt die Zeitspanne vom Anheben des Hägermann-Trichters bis zum Ende des Fließversuches. Die End-Fließzeit wurde als der Zeitpunkt festgelegt, von dem ab in den nächsten 10 s keine Änderung des Fließmaßes mehr messtechnisch erkennbar war.

Fließmaß

Das Fließmaß wurde aus den entsprechenden horizontalen und vertikalen Aufnahmen ermittelt. Aufgrund der abnehmenden Fließkuchenhöhe wurde die Bestimmung des Fließmaßes aus den horizontalen Aufnahmen mit zunehmender Fließzeit schwieriger. Deshalb wurden die Fließmaße vorzugsweise aus den vertikalen Aufnahmen ermittelt. Weil diese aber erst nach dem Wegklappen des Trichters mit der Hebevorrichtung möglich waren, konnten für die Anfangsphase nur die horizontalen Aufnahmen herangezogen werden. Das End-Fließmaß ist das zur End-Fließzeit zugehörige Fließmaß.

Gemittelte Höhe des Fließkuchens im Randbereich

Zur Abschätzung der Scherraten als Quotient aus der Fließgeschwindigkeit und der gescherten Schichtdicke war die Bestimmung der Höhe des Fließkuchens erforderlich. Interessant war dabei insbesondere der Höhenverlauf im Randbereich, da dort die größten Scherraten auftraten. Eine Überprüfung der Höhen des flachen Randbereiches war auch insofern erforderlich, als für die in Kapitel 4.4 getroffenen Annahmen eine Mindest-Fließkuchenhöhe vom 5-fachen des Größtkorndurchmessers gefordert wird (vgl. Kapitel 2.4.2.2). Bei den verwendeten Feinkornsystemen lag der Größtkorndurchmesser unter 1 mm (vgl. Kapitel 3.2). Damit durfte zum Einhalten der o.g. Bedingung die minimale Fließabmessung 5 mm nicht unterschreiten. Dieses Maß wurde bei den Fließversuchen und bei der Messung der rheologischen Eigenschaften im Rheometer nicht unterschritten (vgl. Kapitel 4.2.1). Lediglich in unmittelbarer Nähe der jeweiligen Fließfront konnte dieses nicht eingehalten werden, da die Höhe des Fließkuchens naturgemäß gegen 0 mm lief. Im Abstand von einem Zentimeter vom Rand wurde jedoch diese Anforderung immer erfüllt. Bei den L-Box-Versuchen wurde diese überall eingehalten.

Die Fließkuchenhöhe in einem Abstand von der Fließfront von 1 cm wurde auch zur Abschätzung der Scherrate verwendet. Die Festlegung eines Abstandes war insbesondere aufgrund der gravitationsbedingt nicht ebenen Fließkuchenoberfläche zu Versuchsbeginn erforderlich. Für die Festlegung des Abstandes von 1 cm vom Fließkuchenrand sprachen die versuchstechnische Messbarkeit der Höhen über den größten Teil der Fließzeit und die Gewährleistung der o.g. Anforderung an eine Mindesthöhe.

Mithilfe der Fließgeschwindigkeiten und der gemittelten Höhen beider Randbereiche wurden wie nachfolgend beschrieben die Scherraten bestimmt.

Fließgeschwindigkeit und Scherrate

Bei der Bestimmung der Scherraten und Fließzeiten mithilfe der Fotoauswertung war zu berücksichtigen, dass es sich jeweils um über definierte Zeitintervalle gemittelte Werte handelte. Für den Zeitraum von $t = 0$ s bis $t = 10$ s betrug dieses Zeitintervall jeweils 2 Sekunden; für den Zeitraum $t = 10$ s bis Fließzeitende jeweils 10 s. In einigen Auswertungen wurden die Zeitintervalle ab $t = 80$ s auf 20 s erhöht. Die Werte wurden jeweils dem Zeitpunkt der unteren Intervallgrenze zugeordnet.

Aufgrund der Definition des Fließzeit-Endes als Zeitpunkt, ab dem keine Fließmaßveränderung über 10 s messtechnisch erkannt werden konnte, ergab sich eine theoretisch maximale Fließgeschwindigkeit von 0,05 mm/s beim Fließzeit-Ende.

Die Formeln zur Berechnung der Fließgeschwindigkeit und der Scherrate lauten:

$$v_i = \frac{(d_{i+1} - d_i) / 2}{(t_{i+1} - t_i)} \quad \text{mit } i = 1, 2, 3... \quad (3.1)$$

$$\dot{\gamma}_i = \frac{v_i}{(h_{i+1} + h_i) / 2} \quad \text{mit } i = 1, 2, 3... \quad (3.2)$$

mit:

- v_i = Fließgeschwindigkeit zum Zeitpunkt t_i [m/s]
- $d_{i+1} - d_i$ = Fließmaßdifferenz zwischen zwei aufeinander folgenden Messzeitpunkten [m]
- $t_{i+1} - t_i$ = Zeitdifferenz zwischen zwei aufeinander folgenden Messzeitpunkten [s]
- $\dot{\gamma}_i$ = Scherrate zum Zeitpunkt t_i [1/s]
- $(h_{i+1} + h_i) / 2$ = über das Zeitintervall $t_{i+1} - t_i$ gemittelte Höhe [m]

Infolge dieser Auswertetechnik wurden die Fließgeschwindigkeiten stets unterschätzt, insbesondere in der Anfangsphase des Fließversuches. Für die Bestimmung der Scherraten wurden zusätzlich die Höhenwerte benötigt; für deren zeitlichen Verlauf und deren versuchstechnische Bestimmung sind nachfolgende Faktoren bzw. Randbedingungen von Einfluss:

- Während des Hebevorgangs kleben Teile des Probenmaterials an der inneren Wandung des Haegermann-Trichters und der Oberfläche der Edelstahlplatte. Die Probe wird dadurch teilweise angehoben, und der resultierende Fließkuchen kann in horizontaler und vertikaler Richtung unsymmetrisch und gekrümmt sein (vgl. Abb. 4-25). Dies gilt sowohl für das händische als auch das automatisierte Anheben des Trichters. Hierdurch ergeben sich im Vergleich zur Simulation, die den Hebevorgang nicht berücksichtigt, größere Fließkuchenhöhen, geringere Fließmaße und Fließgeschwindigkeiten und somit geringere Scherraten.
- Leichte Asynchronität zwischen Fließbeginn und Start der Fotoaufnahmen wirken sich vor allem in den ersten Sekunden des Versuches stärker aus.
- Zum Ende des Versuches sind die niedrigen Fließkuchenhöhen messtechnisch nicht mehr sicher zu erfassen.
- Im mittleren Zeitbereich sind die genauesten Versuchswerte zu erwarten.

Ergebnisse der Haegermann-Versuche

In Tab. E-2 bis Tab. E-7 des **Anhangs E** werden diejenigen Ergebnisse für die Haegermann-Versuche tabellarisch wiedergegeben, die im weiteren Verlauf für den Vergleich mit den Simulationsergebnissen verwendet wurden. Darüber hinaus wurden diese Daten für die Beurteilung der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse der Fließversuche und rheologischen Messungen herangezogen.

Die Ergebnisse umfassen die von der Seite und von oben aufgenommenen Fließmaße und, wo für die Optimierung der gewählten rheometrischen Versuchstechnik und Beurteilung der Simulationsergebnisse erforderlich, die im Abstand von einem Zentimeter vom Fließkuchenrand bestimmten und gemittelten Höhen sowie die aus diesen

Werten ermittelten Fließgeschwindigkeiten und Scherraten. Die jeweils zugrunde liegenden Mischungszusammensetzungen und die Verwendung der Daten für den Vergleich mit der zugehörigen Simulation können Tab. E-1 des Anhanges E entnommen werden.

3.3.2 L-Box-Versuche

3.3.2.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Neben den beschriebenen Fließversuchen mittels Haegermann-Trichter wurden auch Füllversuche mit einer verkleinerten L-Box in Anlehnung an die empirischen Versuche nach *DIN EN 12350-10* durchgeführt.

Der in dieser Arbeit realisierte Versuchsaufbau bestand aus:

- der L-Box aus Plexiglas,
- einem vertikalen Schieber aus Edelstahl zur Abtrennung des vertikalen L-Box-Teils von dem horizontalen Teil,
- einem vertikalen Messraster mit Millimeter-Einteilung zur Bestimmung der Position der Fließfront und der Höhe des Fließkuchens sowie einem horizontalen Raster zur Ermittlung der Position der Fließfront,
- einer horizontal und einer vertikal ausgerichteten digitalen Spiegelreflexkamera mit Fixiereinrichtung.

Die verwendete L-Box aus Plexiglas (zur Gewährleistung der Sichtbarkeit der Fließfront von der Seite) ist mit den Innenmaßen in Abb. 3-5 zu sehen.

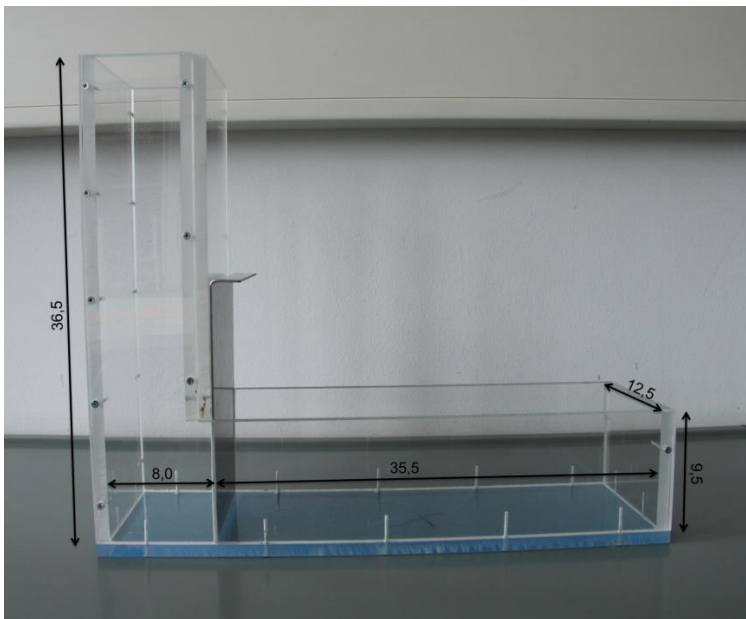


Abb. 3-5: L-Box-Geometrie aus Plexiglas mit vertikalem Schieber (Innenmaße in cm)

Die L-Box-Versuche wurden an Feinkornsystemen sowohl mit als auch ohne Fasern durchgeführt. Dabei wurde ein Probenvolumen von 2,6 l in den vertikalen Teil der L-Box eingefüllt und dann der vertikale Schieber geöffnet. Der Hebevorgang wurde händisch durchgeführt (vgl. Abb. 3-6) und geschah mit einer Hebegeschwindigkeit von 1,5 bis 3 cm/s.

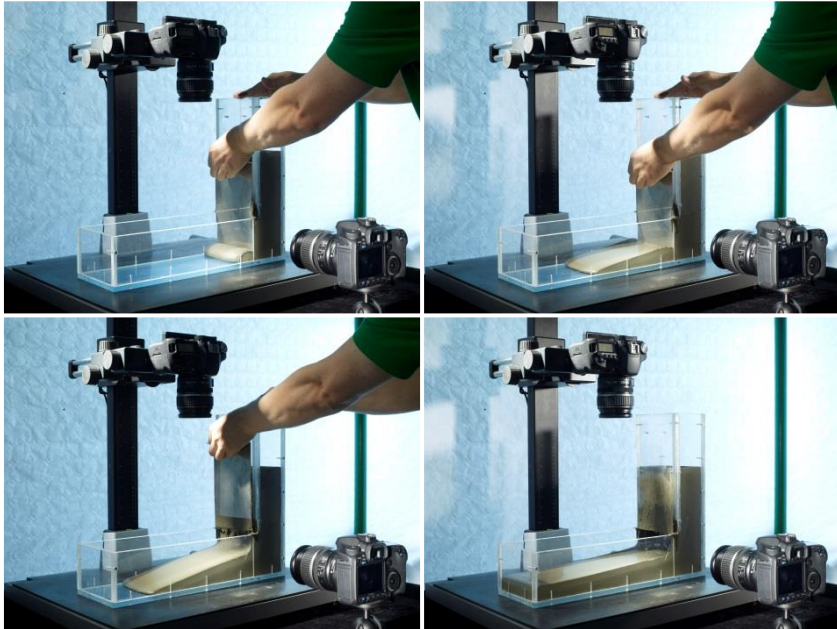


Abb. 3-6: Fortschreiten der Fließfront während eines L-Box-Versuches mit händischem Heben des Schiebers

Nach dem Befüllen der L-Box, d. h. spätestens 15 min nach Mischbeginn, wurde der Schieber angehoben und zeitgleich der Aufnahmevorgang der Kamera ausgelöst.

Der zeitliche Fortschritt der Fließfront wurde als vom Schieber ausgehende horizontale Fließstrecke ausgedrückt; außerdem wurde die Höhe des Fließkuchens im Bereich der Fließfront erfasst. Dazu wurde wie beim Haegermann-Versuch eine horizontal und eine vertikal ausgerichtete digitale Spiegelreflexkamera verwendet.

Die Versuchsdokumentation entsprach der beim Haegermann-Versuch. Für die Aufnahmen des Fließprozesses wurden möglichst kleine Intervalle gewählt, um die Änderung der Höhe des Fließkuchens sowie das Fortschreiten der Fließfront bzw. die zunehmende Fließstrecke bei der Bildauswertung möglichst genau bestimmen zu können. Für die horizontalen Aufnahmen wurde deshalb ein senkrechtes Raster mit den Fotos des Fließversuches überblendet (siehe Abb. 3-7).

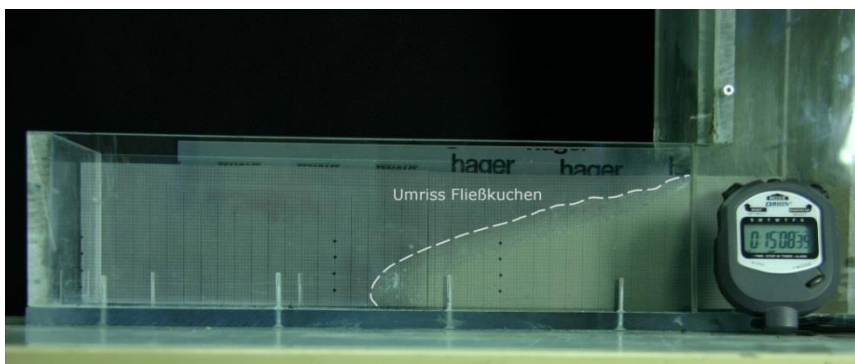


Abb. 3-7: Horizontale Aufnahme des Fließkuchens mit überblendetem Raster und Umriss des Fließkuchens (gestrichelte Linie)

Aus den so entstandenen Bildern konnten der zeitliche Verlauf der Höhen und die Position der Fließfront ermittelt werden. Analog wurde mit den vertikalen Aufnahmen zur Auswertung der Fließfrontposition verfahren (siehe Abb. 3-8).



Abb. 3-8: Vertikale Aufnahmen der fortschreitenden Fließfront mit überblendetem Raster

Die Versuche zur Simulation der Faserorientierung und der experimentellen Bestimmung der Faserorientierung an Bohrkernen erfolgten analog zur oben beschriebenen Versuchsdurchführung an einer aus Holz hergestellten L-Box. Deren Schalung konnte auseinander gebaut werden, um aus der erhärteten Probe die Bohrkern zur Bestimmung der Faserorientierung zu entnehmen (vgl. Kapitel 6).

3.3.2.2 Versuchsauswertung

Im Rahmen der Auswertung der unterschiedlichen Foto- und Videoaufnahmen mit überblendeten Rastern wurden bei den L-Box-Versuchen unter günstigen Bedingungen minimale Unterschiede in der Position der Fließfront bzw. der Länge der Fließ-

strecke von 1 mm festgestellt. Diese Genauigkeit konnte bei den Fließkuchenhöhen nicht erreicht werden, sodass deshalb und wegen des hohen Aufwandes auf ihre Bestimmung und einen Vergleich mit den jeweiligen Simulationsergebnissen verzichtet wurde.

Die Abb. 3-7 und Abb. 3-8 zeigen beispielhaft Aufnahmen mit überblendetem Raster zur Bestimmung der zeitabhängigen Fließfrontpositionen. Die Position der Fließfront bzw. die Länge der Fließstrecke als Distanz zwischen der Fließfront und dem Schieber (max. 35,5 cm) wurde anhand des am weitesten fortgeschrittenen Teils der Fließfront auf der Mittelachse bestimmt. Da sich die Fließfront als gebogene Linie darstellte, mit einer etwa 1 cm weiter fortgeschrittenen Fließfront im Bereich der Mittelachse (vgl. Abb. 3-8), wurde diese Stelle benutzt, um die Position der Fließfront zu bestimmen. Die Fließzeit beschreibt die Zeitspanne vom Anheben des Schiebers bis zum ersten Kontakt der Fließfront mit der hinteren L-Box-Wand.

Insbesondere bei weiter fortgeschrittener Fließfront wiesen die Werte aus den horizontalen Aufnahmen teilweise eine größere Abweichung zu den entsprechenden Werten aus den vertikalen Aufnahmen auf, die zum einen auf einen parallaktischen Effekt und zum anderen auf eine unzureichende Bildqualität zurückgeführt wurden. Aus diesem Grunde wurde der Fließfrontfortschritt vorzugsweise aus den vertikalen Aufnahmen ermittelt.

Ergebnisse der L-Box-Versuche

In Tab. E-8 des **Anhangs E** werden diejenigen Ergebnisse für die L-Box-Versuche tabellarisch wiedergegeben, die im weiteren Verlauf für den Vergleich mit den Simulationsergebnissen verwendet wurden.

Die Ergebnisse umfassen die auf Basis der Foto- bzw. Filmaufnahmen ermittelte Fließstrecke bei den L-Box-Versuchen. Die jeweils zugrunde liegenden Mischungszusammensetzungen und die Verwendung der Daten für den Vergleich mit der zugehörigen Simulation können Tab. E-1 des Anhangs E entnommen werden

3.4 Zusammenfassung zu den Fließ- und Füllversuchen

Es hat sich gezeigt, dass mit der gewählten Versuchstechnik und den verwendeten Auswerteverfahren die relevanten Größen für die Validierung der numerischen Simulationen bereitgestellt werden konnten. Dazu gehörte der zeitliche Verlauf der Fließfrontposition beim L-Box-Versuch sowie des Fließmaßes, der Fließgeschwindigkeit, der Fließkuchenhöhe und der Scherrate beim Haegermann-Versuch.

Die verwendete Aufnahmetechnik mittels zweier digitaler Spiegelreflexkameras oder einer Kombination aus digitaler Spiegelreflexkamera und Videokamera bei den L-Box-Versuchen ist zusammen mit der beschriebenen Auswertetechnik zur Erfassung des Fließ- und Füllverhaltens der untersuchten Feinkornsysteme und Versuchsgeometrien grundsätzlich geeignet.

Insbesondere bei sehr schnellen und sich schnell verändernden Fließvorgängen in der Anfangsphase der Versuche stieß die verwendete Technik aber durch die Begrenzung der Aufnahmeabstände auf minimal 1 s und die Schwierigkeit, einen exakt gleichen Aufnahme- und Versuchsstart zu gewährleisten, an ihre Grenzen. Beim Haegermann-Versuch waren erwartungsgemäß die sehr geringen Höhen im Randbe-

reich gegen Ende des Fließvorganges versuchs- und auswertetechnisch schwer zu ermitteln.

Für weiterführende Fließ- und Füllversuche, auch mit komplexeren Geometrien, scheinen noch präzisere und flexibler einsetzbare Techniken sinnvoll. In dieser Richtung wurden bereits erste eigene erfolgsversprechende Versuche mit Infrarotsensoren zur Bestimmung der Fließkuchenoberfläche bzw. -position durchgeführt. In der Literatur wird auch von erfolgreichen Einsätzen einer Kombination aus Fotokameras mit Laserdetektoren zur Bestimmung von Materialhöhen und Tracern zur Bestimmung von Oberflächengeschwindigkeiten (vgl. *Bonnoit 2010*) oder auch digitalen Hochgeschwindigkeitskameras in Kombination mit speziellen Projektoren (vgl. *Cochard 2009*) berichtet.

Abschließend sind in Tab. 3-5, ausgehend vom Beginn des Herstellungsprozesses der Feinkornsysteme, die Arbeitsschritte zum Erreichen des Teilziels I in ihrer zeitlichen Abfolge schematisch zusammengefasst.

Tab. 3-5: Schematische Darstellung der Arbeitsschritte von Mischbeginn bis zur Ermittlung der Kenngrößen zur Validierung der Simulationen

Nr.	Arbeitsschritt	Gesamtzeit
1	Herstellung der Feinkornsysteme mit und ohne Fasern	0 bis 8,0 min (Hochleistungsmischer)
		0 bis 9,5 min (Mörtelmischer)
2	a) Dichtebestimmung b) Temperaturmessung c) Befüllen des Haegermann-Trichters d) Befüllen der L-Box	Ende bei 12,5 min
3	a) Anheben des Haegermann-Trichters und Start der Fotodokumentation	Beginn bei 13,0 min
	b) Anheben des Schiebers der L-Box und Start der Fotodokumentation	Beginn spätestens bei 15,0 min
4	Versuchsdurchführung und Auswertung ↓ Ermittlung der Verläufe von Fließfront, Fließmaß, Fließgeschwindigkeit und Scherrate aus Fließ- und Füllversuchen	

4 Rheometrische Charakterisierung und 2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche

4.1 Einführung

In diesem Kapitel werden gemäß Teilziel II die Untersuchungen und Entwicklungen zur Charakterisierung des zeitlichen Scherratenverlaufs der durchgeführten Fließ- und Füllversuche und damit auch die sich ergebenden transienten Schubspannungs- und Strukturzustände beschrieben. Die mithilfe der optimierten rheometrischen Versuchstechnik bestimmten nicht-linearen Beziehungen zwischen Scherrate und Schubspannung werden in einem Modell erfasst. Anschließend wird anhand von 2D-Simulationen überprüft, ob auf diese Weise das Fließ- und Füllverhalten befriedigend wiedergegeben werden kann. Die gewonnenen Erkenntnisse fließen in die nachfolgenden 3D-Simulationen (Kapitel 5 bzw. Teilziel III) ein.

4.2 Untersuchungen und Entwicklungen zur rheometrischen Versuchstechnik

4.2.1 Verwendete Messtechnik

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Hochleistungs-Rotationsrheometer des Typs Haake RheoStress 600 der Firma Thermo Fisher Scientific eingesetzt (vgl. *Thermo Fisher Scientific 2002*). Dieses Rotationsrheometer arbeitet nach dem Searle-Prinzip mit einem feststehenden Probebehälter und einem sich drehenden Rotor (siehe Kapitel 2.3.2). Um den besonderen Anforderungen bei der rheologischen Charakterisierung von zementgebundenen Suspensionen (siehe Kapitel 2.3) gerecht zu werden, wurde ein speziell auf Zementsuspensionen und Mörtel angepasstes Messsystem verwendet (zitiert in *Haist 2009, Thermo Fisher Scientific 2009a*). Abb. 4-1 zeigt das benutzte Rotationsrheometer mit Messsystem.

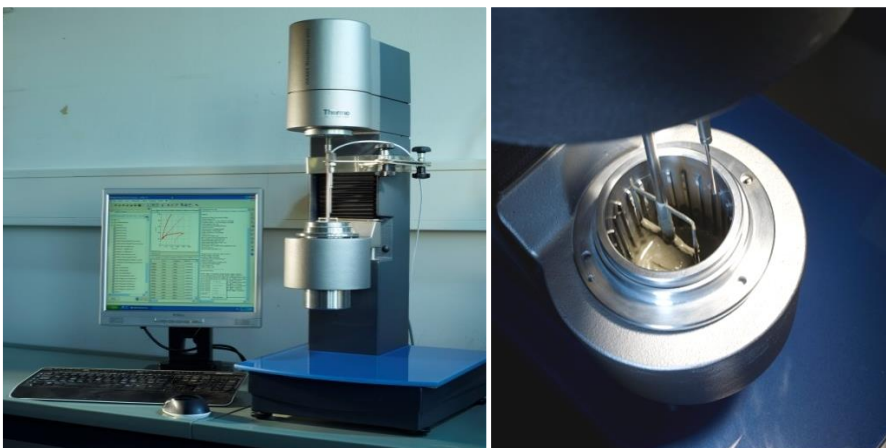


Abb. 4-1: Rotationsrheometer mit Probebehälter, Rotor und Temperaturmessfühler sowie Computersteuerung (links); teilgefüllter Probebehälter, Rotor und Temperaturmessfühler (rechts)

Die verwendete Messgeometrie bestand aus einem zylindrischen Probebehälter aus Edelstahl mit einem Innendurchmesser von 74 mm und einem paddelförmigen Rotor (Abb. 4-2 und Abb. 4-3).

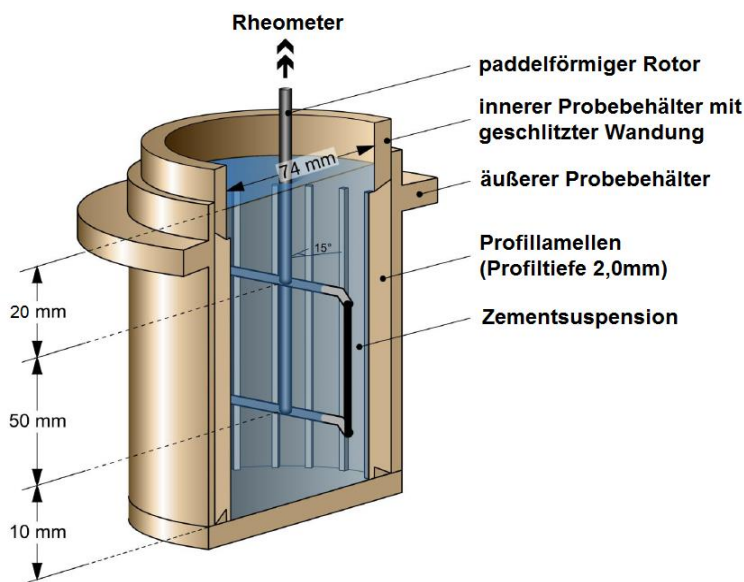


Abb. 4-2: Schematische Darstellung der Messgeometrie in Anlehnung an Haist 2012

Zur Verhinderung einer Gleitschichtbildung im Randbereich des Behälters ist der innere Probebehälter im Abstand von jeweils 15° mit Schlitzern mit einer Spaltweite von 2 mm und einer Höhe von 108 mm versehen, in die Edelstahllamellen eingesteckt wurden. Die Profiltiefe ist variabel. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Profiltiefe von 2 mm gewählt. Zudem verfügt das Messsystem über einen stiftförmigen Temperaturfühler, der parallel zur Achse des paddelförmigen Rotors in einem radialen Abstand von 0,5 cm von der Drehachse in die Probe eingebracht wurde und die Aufzeichnung der Probentemperatur während des Messprozesses ermöglichte. Um eine Eintauchtiefe des Temperatursensors von 1 cm zu gewährleisten, betrug die Überdeckung des paddelförmigen Rotors 2 cm. Daraus ergab sich ein Einfüllvolumen für die zu untersuchenden Suspensionen von 333 cm^3 . Zur Sicherstellung des korrekten Volumens und der richtigen Überdeckung des Rotors wurde vor jeder Befüllung des Probebehälters die Frischbetonrohddichte an einem ausgeliterten Volumen ohne Verdichtung ermittelt (vgl. Kapitel 3). Nach der Befüllung wurde der Rotor in die Probe eingetaucht, wobei darauf geachtet werden musste, dass der Rotor frei beweglich war, um Zwangsspannungen zwischen Rotor und Suspension zu vermeiden. Der Abstand zwischen der Unterkante des Rotors und dem Boden des Probebehälters betrug bei allen Messungen 1 cm.

Der verwendete paddelförmige Rotor besteht aus einer Welle, an die im unteren Bereich das rahmenartige Paddel angebracht ist. Der Rotor ist aus säurebeständigem Edelstahl gefertigt. Die Außenkanten des rahmenartigen Paddels sind um 30° in Drehrichtung abgewinkelt, um dadurch einer Gleitschichtbildung im Randbereich

entgegenzuwirken (vgl. Haist 2009). Die Abmessungen des verwendeten paddelförmigen Rotors sowie der Probebehälter mit paddelförmigen Rotor und Temperatursensor sind in Abb. 4-3 dargestellt.

Tab. 4-1 enthält Technische Spezifikationen für das *Haake RheoStress 600*.

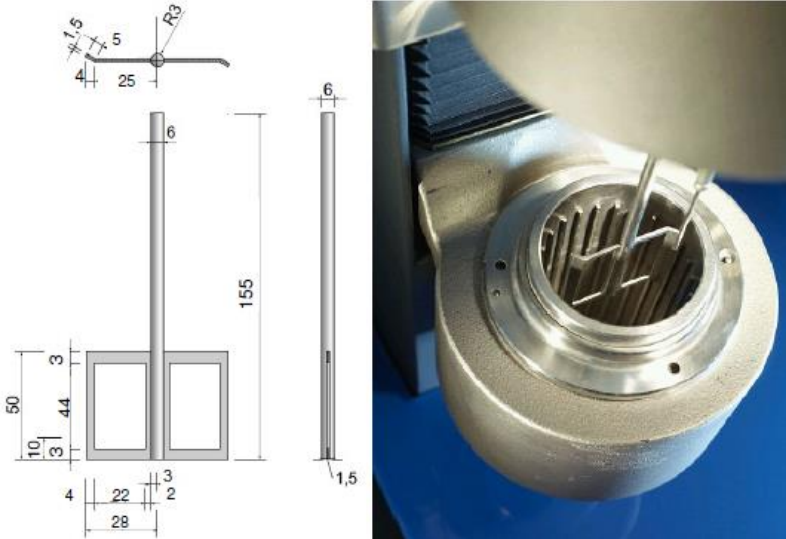


Abb. 4-3: Abmessungen des verwendeten paddelförmigen Rotors (links); Probebehälter mit paddelförmigen Rotor und Temperatursensor (rechts)

Tab. 4-1: Technische Spezifikation des Rotationsrheometers Haake RheoStress 600

Drehzahl CR-Modus	
n_{\min} [1/min] ¹⁾	0,001
n_{\max} [1/min]	1500
Drehzahl CS-Modus	
n_{\min} [1/min]	10^{-7}
n_{\max} [1/min]	1500
Drehmoment	
M_{\min} [Nm]	$0,5 \cdot 10^{-6}$
M_{\max} [Nm]	0,2
min. Drehmomentauflösung [Nm]	$4,4 \cdot 10^{-9}$
Frequenz (Oszillation)	
f_{\min} [Hz]	0,0001
f_{\max} [Hz]	100
min. Winkelauflösung [rad]	$1,2 \cdot 10^{-8}$

Herstellerangaben

1) mit RheoAdaptive Control niedrigere Drehzahlen möglich

Steuerung, Überwachung und Datenerfassung erfolgten über einen an das Rheometer angeschlossenen Rechner und die zugehörige Software RheoWin 4.30.0001 (siehe *Thermo Fisher Scientific 2007a*).

Das Messgerät ermöglichte sowohl schubspannungsgesteuerte Messungen (CS-Modus), scherratengesteuerte Messungen (CR-Modus) als auch oszillatorische Messungen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden rotatorische Messungen sowohl im CS-Modus als auch im CR-Modus durchgeführt. Da die ebenfalls durchgeführten oszillatorischen Versuche nicht Bestandteil der weiteren Untersuchungen, Modellierungen und numerischen Simulationen waren, wird auf diese nicht weiter eingegangen.

Die Umrechnung der gerätespezifischen Kenngrößen in geometrieunabhängige physikalische Größen wird im Folgenden näher erläutert.

4.2.2 Regel- und Messgrößen sowie Kalibrierung

In den Kapiteln 2.3.1 und 2.3.2 wurde bereits erläutert, dass die absoluten physikalischen Größen Schubspannung τ , dynamische Viskosität η , Scherung γ und Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ aus den nachfolgenden gerätespezifischen Messgrößen ermittelt werden müssen (vgl. *Haist 2009*):

- Zeit t [s]
- Drehmoment M_d [Nm]
- Winkelauslenkung φ [rad] und Drehgeschwindigkeit Ω [1/min]
- im Oszillationsversuch zusätzlich: Frequenz f [Hz] bzw. Kreisfrequenz ω [rad/s]

Nach *Haist 2009* wurden das Drehmoment M_d , die gemessene Winkelauslenkung φ_{meas} [rad] und die gemessene Drehgeschwindigkeit Ω_{meas} [1/min] mithilfe gerätespezifischer Kalibrierfaktoren A_{rheo} und M_{rheo} in geräteunabhängige Spannungen, Dehnungen bzw. Dehn- oder Schergeschwindigkeiten umgerechnet.

$$\tau = M_d \cdot A_{\text{rheo}} \quad (4.1)$$

$$\gamma = \varphi_{\text{meas}} \cdot M_{\text{rheo}} \quad (4.2)$$

$$\dot{\gamma} = \Omega_{\text{meas}} \cdot M_{\text{rheo}} \cdot 2\pi / 60 \quad (4.3)$$

mit: M_d = Drehmoment [Nm]

A_{rheo} = gerätespezifischer Kalibrierfaktor [Pa/Nm]

φ_{meas} = gemessene Winkelauslenkung [rad]

M_{rheo} = gerätespezifischer Kalibrierfaktor [1/rad]

Ω_{meas} = gemessene Drehgeschwindigkeit [1/min]

Im Rahmen der rheologischen Untersuchungen zu dieser Arbeit wurden die beiden Kalibrierfaktoren zu $A_{\text{rheo}} = 5289$ Pa/Nm und $M_{\text{rheo}} = 2,49$ 1/rad bestimmt. Dazu wurden zunächst die rheologischen Kennwerte verschiedener strukturviskoser Referenzsubstanzen (handelsübliches Ultraschallgel und Polyisobuten) mit einer Platte-Kegel-

Geometrie ermittelt und anschließend mit den Ergebnissen der hier verwendeten Messgeometrie verglichen. Danach wurden die Kalibrierfaktoren durch Messungen an geeichten Silikonölen (AK 100, 1000, 5000) (vgl. *Wacker-Chemie GmbH 2011*) überprüft.

Bei der Auswahl der Referenzsubstanzen wurde versucht, die Bandbreite der rheologischen Eigenschaften der zu untersuchenden zementgebundenen Suspensionen abzudecken. Dies war insofern erforderlich, als dass die Kalibrierfaktoren nur für einen eingeschränkten Untersuchungsbereich eine optimale Übereinstimmung zwischen den Werten der absoluten Messgeometrie und denen des verwendeten relativen Messsystems mit paddelartigem Rotor gewährleisten.

Bei rotatorischen Messungen im CR-Modus waren insbesondere in niedrigen Scherratenbereichen eine hohe Messgenauigkeit und Winkelauflösung, verbunden mit einer möglichst hohen Drehmomentauflösung, erforderlich. Darüber hinaus verlangten die verwendeten zementgebundenen Suspensionen ein großes maximales Drehmoment. Diese Anforderungen wurden gemäß Tab. 4-1 vom verwendeten Rotationsrheometer erfüllt. Auf geringe Reaktions- bzw. Steuerungszeiten bei schnellen Änderungen der Scherrate wird in Kapitel 4.2.5 eingegangen.

Weiterhin wurden die Massenträgheiten des Rotors (zwischen $3,18 \cdot 10^{-6}$ kg·m² und $3,33 \cdot 10^{-6}$ kg·m²) und Motors ($9,346 \cdot 10^{-6}$ kg·m²) als auch die Torsionssteifigkeit des Rotors (0,017 rad/Nm) bestimmt und in der Gerätesoftware berücksichtigt. Darüber hinaus gehende, insbesondere für Oszillationsmessungen relevante weitere Einflussfaktoren, sind in *Haist 2009*, *Thermo Fisher Scientific 2002* und *Thermo Fisher Scientific 2007a* beschrieben.

Im Rahmen der planmäßigen Gerätewartung wurden die Messtoleranzen und hinterlegten Kalibrierdaten für das verwendete Rotationsrheometer während der Untersuchungszeit zweimal vom Gerätehersteller geprüft.

4.2.3 Grundlegender Versuchsablauf

Nachfolgend werden die grundsätzlichen Arbeitsschritte nach der entsprechenden Vorbereitung des Rotationsrheometers (Aufwärmen des Motors, Bestimmung des Trägheitsmoments des Rotors) und nach Beendigung der Dichte- sowie Temperaturbestimmung am Feinkornsystem vorgestellt.

Etwa 11 min nach Mischungsbeginn wurde der unter Laborbedingungen bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ gelagerte Probebehälter möglichst kontinuierlich mit der zu prüfenden Suspension befüllt. Anschließend wurde der Probebehälter in die Halterung und der paddelförmige Rotor in die Drehachse des Rheometers eingebaut sowie der Temperatursensor in Position geklappt und fixiert. Der Start des rheologischen Messprofils erfolgte 12,5 min nach Mischungsbeginn. Im Rahmen des jeweils ersten Messsegmentes wurde der Rotor in optimale Position gedreht, der Probebehälter in Messposition verfahren und der Winkel und die Messzeit zurückgesetzt. Das dauerte etwa 10 s. Darauf folgte ein Messsegment mit einer Rückerholung, in dem über 30 s die Schubspannung zu Null gesetzt wurde, um Zwangsspannungen innerhalb der Probe zu vermeiden. Den Einfluss des Wegfalls des Rückerholungssegmentes kann man in Abb. 4-4 beim Vergleich der Ergebnisse von Messungen mit scherratengesteuerten

Abwärtsrampen gut erkennen. Die Messkurven ohne Rückerholungssegment (durchgezogene Linien) liegen deutlich oberhalb der gestrichelten Kurve mit Rückerholungssegment und weisen einen stärker ausgeprägten Abfall der Schubspannung mit abnehmenden Scherraten im Bereich von $1,5 \text{ s}^{-1}$ bis etwa $1,2 \text{ s}^{-1}$ auf. Der fehlende Abbau möglicher Zwangsspannungen innerhalb der Probe infolge des Eintauchens des Rotors kann ursächlich hierfür gewesen sein. Es ist aber auch möglich, dass messtechnische Hintergründe hier eine Rolle spielten (vgl. Kapitel 4.2.6).

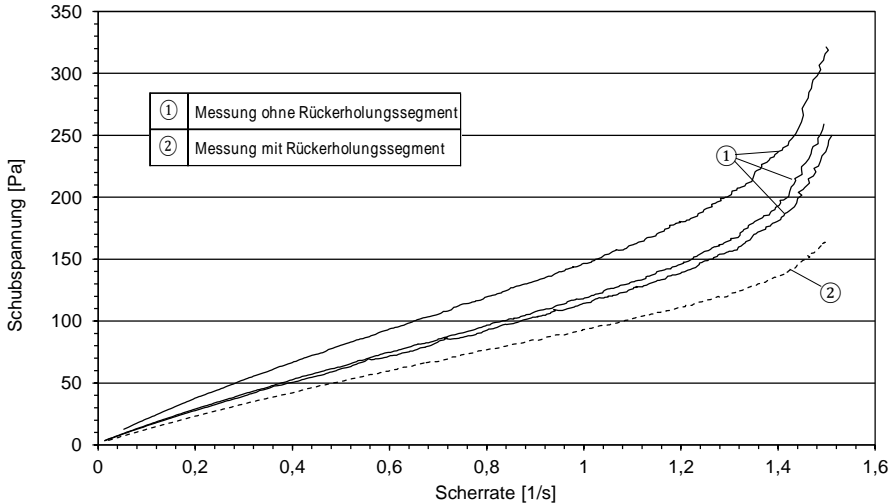


Abb. 4-4: Einfluss des Wegfalls des Rückerholungssegmentes auf die resultierenden Schubspannungen bei rheologischen Messungen mittels scherratengesteuerter Abwärtsrampen

Das erste eigentliche Messsegment startete somit etwa 40 s (10 s Lift + 30 s Rückerholung) nach Beginn des Messjobs, d. h. etwa 13,2 min nach dem Mischbeginn. Auf die Gestaltung der nachfolgenden Messsegmente wird im Folgenden näher eingegangen.

Auch wenn Prozessoptimierungen (vgl. Kapitel 3) zeitliche Verschiebungen einzelner Arbeitsschritte (vgl. Tab. 3-5) möglich bzw. erforderlich machten, wurde der Beginn der Versuche zu den Fließ- und Füllvorgängen immer so angepasst, dass diese und die rheologischen Messungen mit gleicher Scherhistorie etwa zeitgleich gestartet werden konnten. Das war notwendig, um entsprechend aussagefähige Untersuchungsergebnisse zu erhalten. Um eine direkte Vergleichbarkeit zwischen der rheologischen Messung und dem Fließverhalten im Experiment zu erreichen, mussten den Proben die gleiche Scherhistorie bis zum Prüfbeginn, zeitgleiche Durchführung von rheologischer Messung und Fließ- oder Füllversuch sowie gleicher Spannungs- bzw. Scherratenverlauf zugrunde liegen. Dafür war zum einen ein optimierter Versuchsablauf gemäß Tab. 3-5 und zum anderen eine Anpassung der Messprofile an die Gegebenheiten im Fließversuch erforderlich.

4.2.4 Schubspannungsgesteuerte Messungen

Im Rahmen der Charakterisierung der verwendeten Feinkornsysteme wurden zunächst schubspannungsgesteuerte Auf- bzw. Abwärtsrampen im CS-Modus verwendet. Die Wahl des CS-Modus erklärt sich aus der Überlegung, dass die treibende Kraft während des Fließvorgangs die Gewichtskraft ist. Bei einer Höhe des Haegermann-Konus von 6 cm und einer Materialdichte von ca. 2350 kg/m³ resultiert als hydrostatischer Druck

$$0,06 \text{ m} \cdot 9,81 \text{ m/s}^2 \cdot 2350 \text{ kg/m}^3 = 1383 \text{ Pa} \quad (4.4)$$

Mit der verwendeten Baustoffzelle betrug die maximal aufbringbare Schubspannung 1058 Pa. Dieser Wert wurde als maximale Schubspannung für die Rampen verwendet. Die Dauer der Auf- und Abwärtsrampe wurde zu jeweils 180 s gewählt, was der ungefähren Dauer des Fließvorgangs beim entsprechenden Haegermann-Versuch entsprach. Zwischen den beiden Rampen wurde für 120 s eine Scherspannung von 1058 Pa konstant gehalten. Das gesamte Messprofil ist in Abb. 4-5 dargestellt.

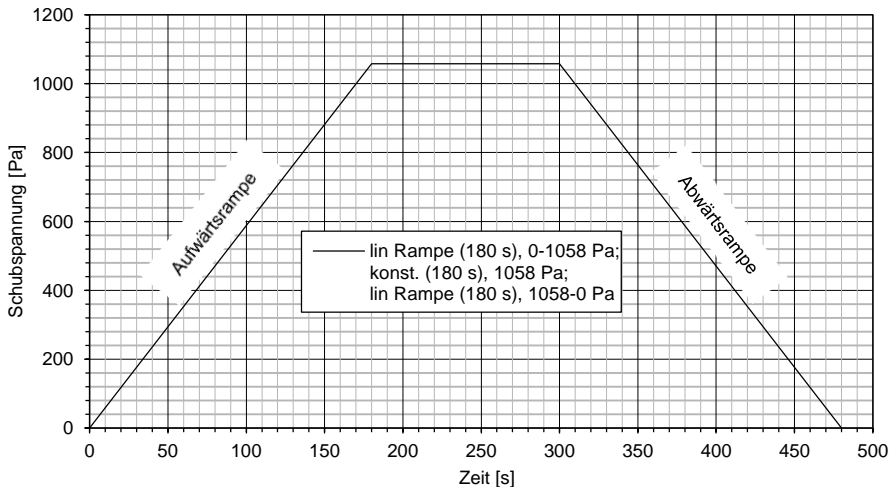


Abb. 4-5: Messprofil im CS-Modus (MP 1): lineare Aufwärtsrampe von 0 auf 1058 Pa mit einer Dauer von 180 s, gefolgt von einer über 120 s konstanten Scherung mit 1058 Pa und der abschließenden linearen Abwärtsrampe von 1058 auf 0 Pa innerhalb von 180 s

Nachfolgend werden die Fließkurven diskutiert, die aus der Anwendung des Messprofils MP 1 auf die Mischungszusammensetzung M1 im Rahmen des Versuches RV1 resultierten.

Bei dem für diesen Haegermann-Versuch (RV1) verwendeten Feinkornsystem (M1) (vgl. Tab. 3-3) ergab sich für die Aufwärtsrampe (Kurve ① in Abb. 4-6) eine sehr hohe Anfangsviskosität, die als Fließgrenze gedeutet werden kann, und der sich ein leicht scherverdünnendes Verhalten anschloss. Die Fließkurve aus der Abwärtsrampe (Kurve ② in Abb. 4-6) wies einen nahezu linearen Verlauf ohne deutliche Ausprägung einer Fließgrenze auf. Die Regressionskurven mittels des in Kapitel 4.3 vorgestellten Schubspannungsmodells sind als durchgezogene Linien eingezeichnet.

Grundsätzlich erschwert das transiente, zeit- und scherratenabhängige Verhalten von Baustoff Suspensionen deren rheologische Charakterisierung. Wie in Kapitel 2 und 4.2 erläutert, hängt das gemessene Verhältnis der Schubspannungen zur korrespondierenden Scherrate nicht nur von der Scherhistorie, sondern auch stark von dem verwendeten Messprofil, d.h. den experimentellen Schubspannungsbereichen und der Rampendauer sowie der Rampensteigung ab. Die in Kapitel 2 beschriebenen Grundlagen und Modelle des rheologischen Verhaltens von zementgebundenen Baustoff Suspensionen (mittels Vorstellungen zum Aufbau von Strukturen oder auch Agglomeraten im Ruhezustand oder bei niedriger Scherbelastung und zum Abbau derartiger Strukturen bei Scherbelastung) können helfen, auch den Verlauf der gemessenen Fließkurven qualitativ zu erklären.

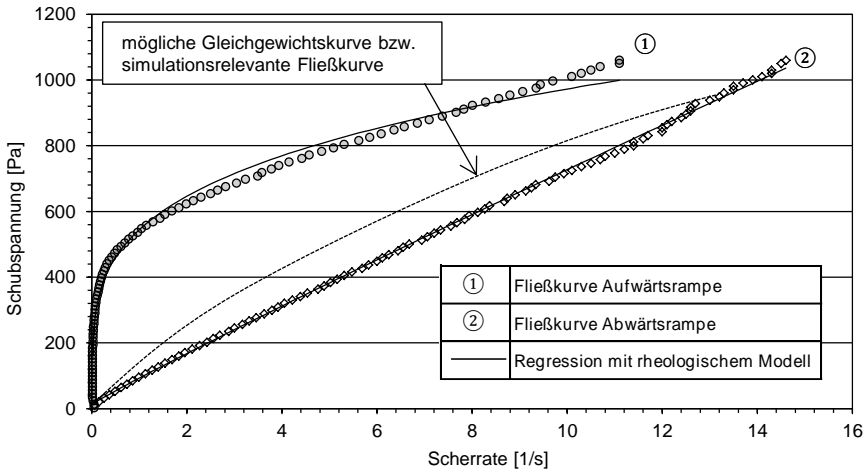


Abb. 4-6: Fließkurven der Aufwärtsrampe und Abwärtsrampe mit den jeweiligen Regressionskurven aus dem verwendeten rheologischen Modell für RV1; die gestrichelte Kurve stellt eine mögliche Gleichgewichtskurve bzw. simulationsrelevante Fließkurve dar

Die deutlich unterschiedlichen Kurvenverläufe für die Auf- und Abwärtsrampen sind qualitativ dadurch erklärbar, dass nur bei ausreichend geringer Rampensteigung Baustoff Suspensionen die Möglichkeit haben, einen Gleichgewichtswert für die jeweilige Belastungsstufe zu erreichen. Dies war hier offensichtlich nicht der Fall: Bei den hohen Steigerungsraten der Schubspannungen während der Aufwärtsrampe kam es zu einem Strukturbruch in Abhängigkeit von dem Strukturierungsgrad der verwendeten Suspension zum Prüfbeginn, d. h. in Abhängigkeit von der Scherhistorie.

Bei der Aufwärtsrampe war die aufgebrauchte Steigerung der Schubspannung zunächst schneller als die Geschwindigkeit des Abbaus der Agglomerate. Infolgedessen war die anfängliche gemessene Verformungsgeschwindigkeit bzw. Scherrate gering und die scheinbare Viskosität war sehr groß und konnte als Fließgrenze interpretiert werden. Bei ausreichend großen Schubspannungen schritt der Abbau der Agglomerate fort, und die Viskosität begann zu sinken, was sich in der beobachteten Scherverdünnung bemerkbar machte.

Der experimentell festgestellte „Scherraten-Sprung“ zwischen dem Ende der Aufwärtsrampe und dem Beginn der Abwärtsrampe zeigte, dass der Grad der Agglomeration am Ende der Aufwärtsrampe noch nicht dem zur entsprechenden Schubspannung gehörenden Gleichgewichtszustand entsprach. Dementsprechend nahm die Viskosität während der Dauer der konstanten Schubspannung weiter ab und näherte sich einem Gleichgewichtszustand an, d.h. einem der aufgebracht Schubspannung entsprechenden Strukturierungsgrad und der dazugehörigen konstanten Scherrate. Der nahezu lineare Zusammenhang zwischen der Scherrate und der Schubspannung für die Abwärtsrampe kann mit einer niedrigen Agglomerierungsgeschwindigkeit erklärt werden, bei der die Verformungsgeschwindigkeit sich schnell an die jeweilige Schubspannung anpassen konnte. Diese schnelle Anpassung war aufgrund der niedrigen Viskosität möglich, die zum Ende der Periode mit konstanter Schubspannung erreicht wurde. Lediglich zum Ende der Abwärtsrampe war eine geringe Viskositätszunahme - wahrscheinlich infolge des Beginns von Agglomeratbildungen bei niedrigen Schubspannungen - festzustellen.

Aus den obigen Erläuterungen wird klar, dass die mittels Aufwärtsrampe bestimmten Schubspannungen über denen eines Gleichgewichtszustandes lagen, da die hohe Steigerung der Schubspannung keine Gleichgewichtszustände zuließ, während bei der Abwärtsrampe der Strukturaufbau gegenüber dem schnellen Abfall der Schubspannung zu langsam war, um einen Gleichgewichtszustand zu erreichen. Die mittels der Abwärtsrampe bestimmte Fließkurve lag unter der, die sich im Gleichgewichtszustand ergeben würde. Die beiden Fließkurven stellten somit von der Rampenneigung abhängige Sonderfälle ohne Gleichgewichtszustand dar. Eine mögliche Gleichgewichtskurve oder eine für die Verwendung im Rahmen der speziellen Simulation geeignete Fließkurve muss folglich zwischen diesen beiden Kurven liegen.

Die Eignung dieser Fließkurven als Grundlage der numerischen 2D-Simulation für Haegermann-Fließversuche wird in Kapitel 4.4.2 diskutiert. Da die Ergebnisse nicht zufriedenstellend waren, erschien es sinnvoll, den Scherratenverlauf bei dem zu simulierenden Fließversuch im verwendeten rheologischen Messprofil so gut wie möglich nachzufahren. Für Haegermann-Versuche hieß dies, Abwärtsrampen im scherratengesteuerten Modus (CR) anzuwenden. Die Messungen hierzu werden im Folgenden beschrieben.

4.2.5 Scherratengesteuerte Messungen

Im Bereich der Entwicklung scherratengesteuerter Messprofile wurden zunächst umfangreiche Parameterstudien zur Ermittlung sinnvoller Grundeinstellungen als auch realistischer Versuchsparameter auf Basis der Ergebnisse der Fließversuche durchgeführt. Zu den untersuchten Parametern gehörten:

- Startkriterium
- Anzahl der Datenpunkte pro Messsegment: 100 bis max. 2000
- Lineare, logarithmische und kombinierte Rampen
- Scherratenbereich: 7 s^{-1} bis $0,0001 \text{ s}^{-1}$
- Rampendauer: 50 s bis 180 s
- RheoAdaptive Control: Parameter P zwischen 0 und 20

Auf eine detaillierte Darstellung sämtlicher Parameter wird hier verzichtet; letztendlich werden hauptsächlich die gewählten und ausgewerteten Messprofile beschrieben. Eine graphische Darstellung dieser Messprofile findet man in Kapitel 4.2.7.

Startkriterium und Anzahl der Datenpunkte

Besondere Sorgfalt bei Messungen mit scherraten gesteuerten Abwärtsrampen im Gegensatz zu Aufwärtsrampen benötigte das *Ansteuern des Startwertes*, d.h. der maximalen Scherrate als Startwert. Dieses ist in Abb. 4-7 exemplarisch für die Messprofile MP 7 und MP 8 (siehe Kapitel 4.2.7) und in Abb. 4-8 für ein Messprofil mit einer maximalen Scherrate von 7 s^{-1} , jeweils ohne die nachfolgend beschriebenen Ausschlusskriterien, dargestellt. Die senkrechte gestrichelte Linie markiert den vorgegeben Startwert. Die Pfeile geben die Reihenfolge an, in der die Daten erfasst wurden. Zur Vermeidung der Datenaufnahme während des Anfahrens des Maximalwertes war die Definition eines Abweichkriteriums für den Start der Datenaufnahme erforderlich. Hierfür wurden aufgrund von Voruntersuchungen 2 % der geplanten maximalen Scherrate festgelegt. Darüber hinaus wurde die Datenaufnahme bei zunehmender Scherrate, d. h. in Aufwärtsrichtung unterbunden.

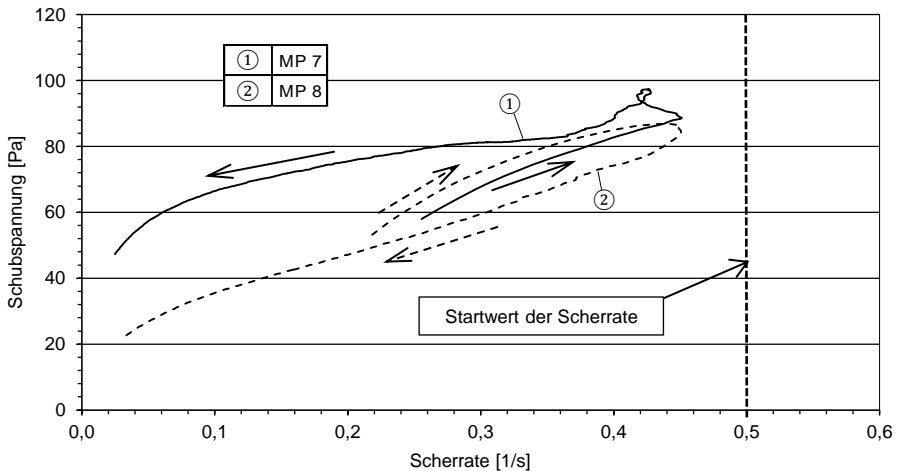


Abb. 4-7: Darstellung der Anfahrproblematik am Beispiel der Messprofile 7 und 8 ohne Berücksichtigung einer maximalen Abweichung vom geplanten Startwert und ohne Ausschluss der Datenaufnahme im Anfahrbereich mit zunehmenden Scherraten

Häufig war bei den hohen Scherraten im Vergleich zu den niedrigeren Scherraten ein steilerer Schubspannungsabfall zu erkennen (vgl. Kurvenverlauf im schattierten Bereich der Abb. 4-8). Diese Krümmung dürfte demzufolge eher messtechnische als physikalische Ursachen gehabt haben und sollte bei der Modellierung ggf. ausgeschlossen werden.

Die Veränderung der *Datenpunktzahl* brachte keine grundlegende Verbesserung hinsichtlich der Erfassung niedriger Scherratenbereiche.

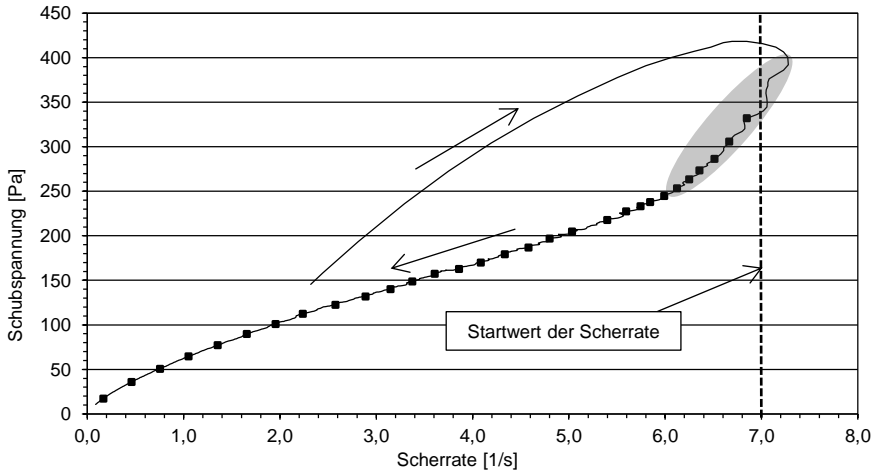


Abb. 4-8: Darstellung der Anfahrproblematik am Beispiel eines Messprofils mit maximaler Scherrate von 7 s^{-1} . Eine maximale Abweichung vom geplanten Startwert sowie der Ausschluss der Datenaufnahme im Anfahrbereich mit zunehmenden Scherraten wurden nicht berücksichtigt. Der mit Datenpunkten versehene Kurvenabschnitt entspräche der verbleibenden Kurve mit Berücksichtigung der o. g. Kriterien.

Art der Rampe, Scherratenbereich und Rampendauer

Im Rahmen der Anpassung der gewählten Scherratenprofile an den Scherratenverlauf des entsprechenden Haegermann-Versuches sind in Abb. 4-9 die Scherratenverläufe aus der Fotoauswertung für den Haegermann-Versuch V22 zusammen mit verschiedenen vorgegebenen Scherratenverläufen dargestellt. Dies sind eine *lineare Rampe* (Dauer 60 s) (MP 8), eine *logarithmische Rampe* (Dauer 60 s) und ein *geteiltes Messprofil* mit einer linearen Rampe (Dauer 10 s), gefolgt von einer logarithmisch verlaufenden Rampe (Dauer 50 s).

Aufgrund der versuchstechnischen Gegebenheiten konnten aus der Fotodokumentation i. d. R. Scherraten erst ab etwa 4 s nach Anheben des Haegermann-Trichters bestimmt werden, d. h. für die Festlegung des *Anfangswertes der zu wählenden Scherratenrampe* lagen nur extrapolierte oder aus den Simulationsergebnissen entnommene Werte vor.

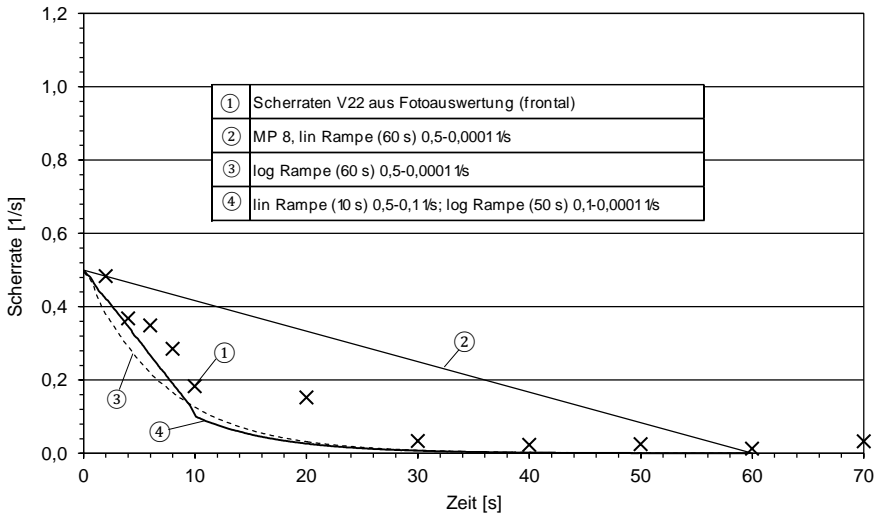


Abb. 4-9: Gegenüberstellung des zeitlichen Scherratenverlaufes aus der Fotoauswertung für V22 (Haegermann-Versuch) mit dem Scherratenverlauf aus MP 8 (lineare Rampe (60 s)), einer logarithmischen Rampe (60 s) und einem geteilten Messprofil mit einer linearen Rampe (10 s), gefolgt von einer logarithmischen Rampe (50 s)

Es ist zu erkennen, dass die geteilte Rampe (Kurve ④ in Abb. 4-9) den Scherratenverlauf aus der Fotodokumentation am besten annähert, gefolgt von der logarithmischen Rampe und der linearen Rampe. Der Startwert der Rampen wurde zu jeweils $0,5 \text{ s}^{-1}$ gewählt und orientierte sich hier im Wesentlichen an der Fotodokumentation. Die Abweichung der Geraden für die lineare Rampe (Gerade ② in Abb. 4-9) von den Datenpunkten der Fotodokumentation erscheint zunächst sehr groß, allerdings zeigt ein Vergleich der in Abb. 4-10 dargestellten resultierenden Fließkurven für alle drei Rampenarten verhältnismäßig geringe Abweichungen (abgesehen von der annähernd konstanten Schubspannung im Scherratenbereich zwischen $0,5$ und $0,35 \text{ s}^{-1}$ für die lineare Rampe). Aufgrund anderer Messungen lag die Vermutung nahe, dass es sich hierbei um ein Messartefakt handelte. Da die Unterschiede in den Fließkurven innerhalb der bei den Untersuchungen zur Reproduzierbarkeit festgestellten Streuungen lagen (vgl. Kapitel 4.2.6) und letztendlich zu keinen wesentlichen Abweichungen in der Güte der Simulationsergebnisse führten, wurde entschieden, sich zunächst auf lineare Abwärtsrampen zu beschränken. Dies wurde insbesondere auch vor dem Hintergrund festgelegt, dass die beste Abbildung der Scherraten zwar mit der geteilten Rampe möglich ist, aber zwingend mindestens einen iterativen Schritt zur Festlegung des Umschaltpunktes, d. h. der Länge und des Scherratenbereiches der linearen Anfangsrampe, benötigt. Dieser Aufwand erschien hier nicht gerechtfertigt, da der Schwerpunkt der Arbeit auf der Weiterentwicklung der numerischen Simulationstechnik liegen sollte. Die logarithmischen Rampen passten sich zwar qualitativ der erkennbaren Verlaufsform der Scherratenentwicklung im Fließversuch an, jedoch war nicht von vornherein klar, in welche Richtung und in welchem Ausmaß die Abweichungen ausfielen. Beim Versuch V22 (vgl. Abb. 4-9) lagen die Scherratenwerte unter denen der logarithmischen Rampe, während sie bei anderen

Versuchen auch darüber lagen. Im Gegensatz dazu wurden durch lineare Rampen stets die Werte aus den Fließversuchen überschätzt.

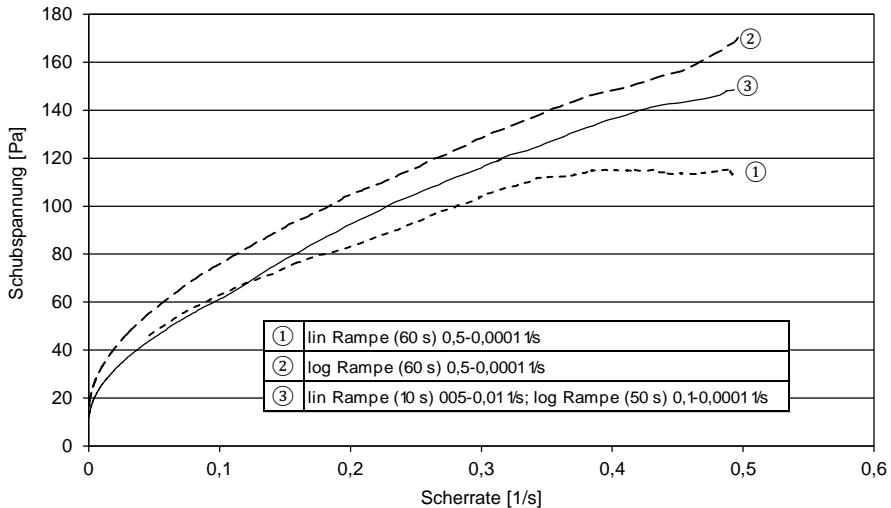


Abb. 4-10: Gegenüberstellung der resultierenden Fließkurven aus MP 8 (lineare Rampe (60 s), einer logarithmischen Rampe (60 s) und einem geteilten Messprofil mit einer linearen Rampe (10 s) und einer logarithmischen Rampe (50 s))

Bei der Messung rheologischer Größen über mehrere Scherratendekaden bieten logarithmische Rampen grundsätzlich einen Vorteil gegenüber linearen Rampen. Bei letzteren kann es zu Problemen bei der Datenaufnahme in niedrigen Scherratenbereichen kommen. Das wurde im Rahmen dieser Untersuchungen vermieden, weil die gewählten Messprofile maximal nur 2 Scherratendekaden durchfuhren und mit RheoAdaptive Control eine besondere Bedienoption für eine optimierte Datenerfassung in niedrigen Drehzahlbereichen verwendet wurde (siehe unten).

Letztendlich wurde als Endwert der Scherratenrampe $0,01 \text{ s}^{-1}$ gewählt, was rechnerisch bei einer angenommenen Fließkuchenhöhe von 5 mm zu Fließgeschwindigkeiten von etwa 0,05 mm/s führte. Diese theoretisch verbleibende Fließgeschwindigkeit war messtechnisch noch mit vertretbarem Aufwand zu bestimmen; eine weitere Reduzierung dieser Fließgeschwindigkeit wäre nur bei einer automatisierten Auswertetechnik realisierbar.

RheoAdaptive Control

Im Rahmen der weiteren Optimierung der Gerätesteuerung wurde die zusätzliche Bedienoption RheoAdaptive Control in die Rheometersteuerung implementiert, die die Untersuchung komplizierterer Suspensionen erleichtert (vgl. Schulz 2011 und Thermo Fisher Scientific 2009b). Mithilfe von RheoAdaptive Control konnten Winkelgeschwindigkeiten bis herunter zu $5 \cdot 10^{-9} \text{ rad/s}$ und Antwortzeiten von 10 ms kontrolliert eingeregelt werden. Dadurch wurden weitere Fortschritte in der Datenaufzeichnung in niedrigen Scherratenbereichen erzielt.

Die Anwendung dieser Option erforderte die Definition der Parameter P, I und D, die auf die rheologischen Eigenschaften der jeweiligen Probe angepasst werden mussten. I und D wurden für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Proben zu Null gesetzt. Der Parameter P zur Gewährleistung der Langzeitstabilität der Messung war abhängig vom verwendeten Messbereich. Für komplexe viskoelastische Proben ist P scherratenabhängig und wurde im Rahmen dieser Arbeit aufgrund von Parameterstudien zu $P = 10$ gewählt; in Abb. 4-11 ist erkennbar, dass die Streuung der dargestellten Messkurven im niedrigen Scherratenbereich für $P = 10$ am niedrigsten war.

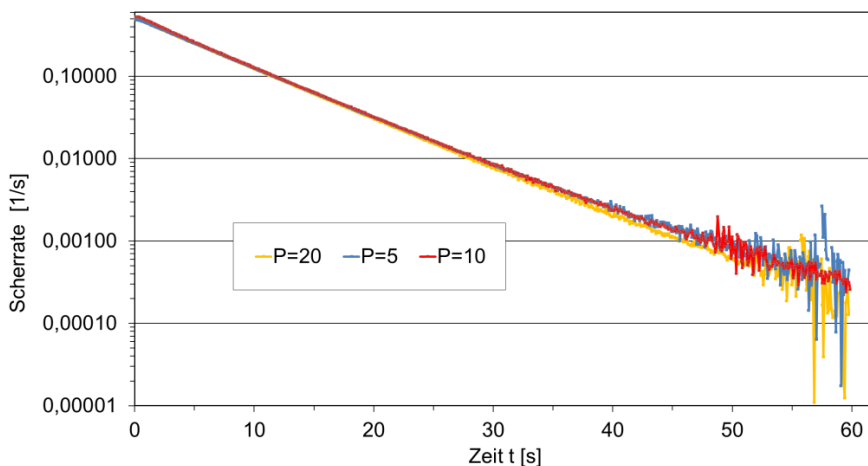


Abb. 4-11: Darstellung der unterschiedlichen Streuung der Messwerte im niedrigen Scherratenbereich für variierende Werte des Stabilitätsparameters P bei logarithmischen Abwärtsrampen (blau: $P=5$; rot: $P=10$; gelb: $P=20$)

4.2.6 Reproduzierbarkeit der rheologischen Messungen

Im Rahmen von Untersuchungen zur Reproduzierbarkeit der Ergebnisse der rheologischen Messungen wurden Wiederholungsprüfungen an der Mischungszusammensetzung M3 mit dem Messjob MP 11 gefahren. Die Ergebnisse sowie die resultierende Kurve für den Mittelwert sind in Abb. 4-12 dargestellt. Bei diesen Untersuchungen wurden Abweichungen der Schubspannungswerte von maximal 28 % des jeweiligen Mittelwerts festgestellt. Die Fließkurven wurden an verschiedenen Prüftagen ermittelt.

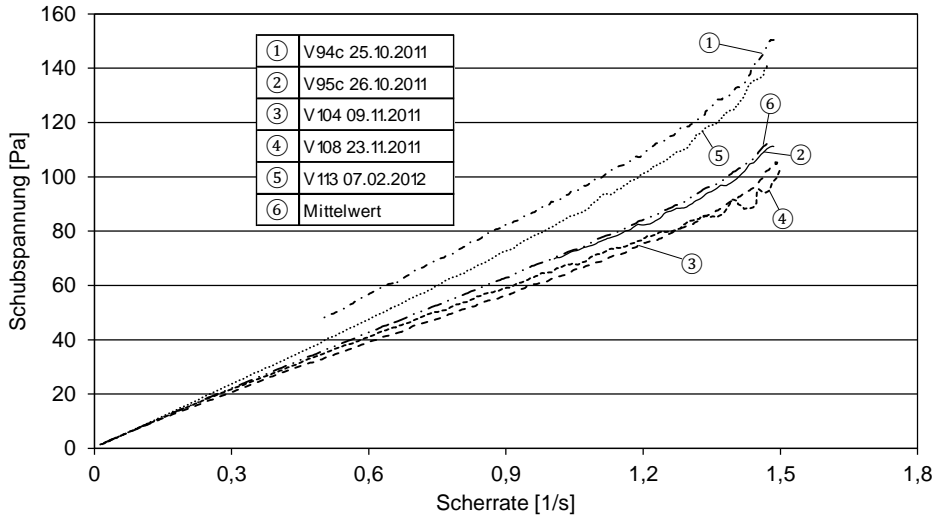


Abb. 4-12: Darstellung der Fließkurven für die Ergebnisse von Wiederholungsprüfungen zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit; Resultierende Fließkurven der Messungen MP 11 an der Mischungszusammensetzung M3 für verschiedene Herstelltage und die sich ergebende Kurve für die Mittelwerte

Die parallel durchgeführten Haegermann-Versuche wiesen unterschiedliche Fließmaß-Entwicklungen im etwa ersten Drittel des Versuches auf und eine maximale Abweichung der einzelnen End-Fließmaßes von ± 1 cm vom Mittelwert. Die End-Fließzeiten lagen zwischen etwa 190 s und 210 s. Die Kurven für die zeitliche Fließmaßentwicklung der unterschiedlichen Wiederholungsprüfungen sind in Abb. 4-13 dargestellt. Die Temperaturen der Feinkornsysteme lagen zum Ende des Mischprozesses zwischen 19,8 °C und 21,2 °C. Die maximale Temperaturerhöhung während der rheometrischen Versuche war bei keinem der verglichenen Versuche größer als 0,3 °C; insgesamt wurde bei keinem einzigen Versuch 0,5 °C Temperaturerhöhung überschritten. Einflüsse aus einer Temperaturerhöhung infolge einer Schererwärmung können also bei den verwendeten niedrigen Scherraten vernachlässigt werden. Außerdem erscheinen die Differenzen in den Ausgangstemperaturen der verwendeten Feinkornsysteme nicht so groß zu sein, dass sie die Unterschiede in den resultierenden Fließkurven erklären könnten, zumal kein systematischer Temperatureinfluss wie etwa eine höher liegende Fließkurve mit abnehmender Temperatur der Feinkornsysteme erkennbar ist.

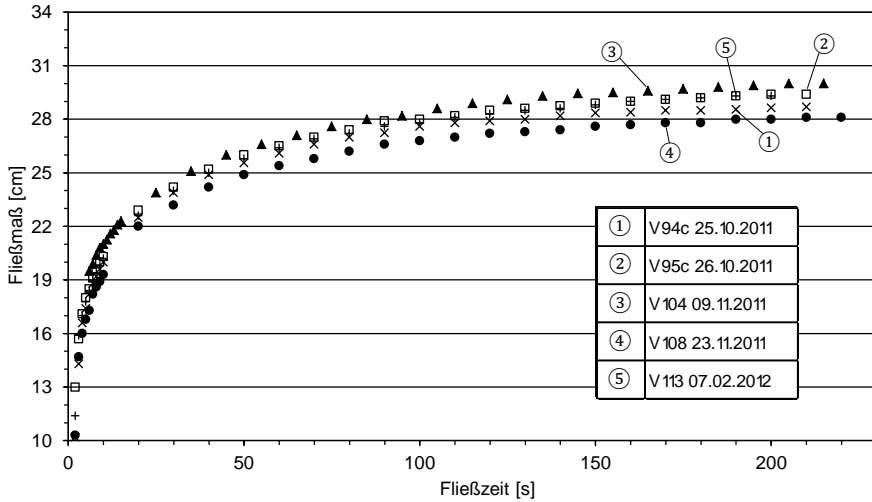


Abb. 4-13: Darstellung der zeitlichen Fließmaßentwicklungen für die Wiederholungsprüfungen

Aufgrund der nicht möglichen direkten zeitgleichen Parallelprüfungen mit einem zweiten Rotationsrheometer ist derzeit nicht klar, ob die Unterschiede in den gemessenen Fließkurven durch Messartefakte oder eventuell doch durch nicht mittels Fließversuchen identifizierbare, aber vorhandene Abweichungen bedingt waren. Um rheologische Unterschiede auszuschließen, wäre u. U. die Verwendung weniger komplexer und sensibler Feinkornsysteme, z. B. Feinkornmörtel, sinnvoll. Bei diesen sind Schwankungen der rheologischen Eigenschaften unwahrscheinlich, und Messartefakte könnten deshalb identifiziert werden. Im Rahmen weiterführender systematischer Untersuchungen wäre ggf. auch die Verwendung eines strukturviskosen Ultraschallgels als Prüfmedium und die Prüfung an zwei Rotationsrheometern mit den derzeit verwendeten Messprofilen für eine abschließende Klärung sinnvoll.

4.2.7 Verwendete Messprofile (Übersicht)

Nachfolgend werden die in dieser Arbeit diskutierten Messprofile graphisch dargestellt. Auf die Wiedergabe sämtlicher verwendeter Messprofile wird zur besseren Übersichtlichkeit verzichtet. Der Einfachheit halber wurden die ursprünglich gewählten Bezeichnungen für die Messprofile mit der Abkürzung „MP“ und einer fortlaufenden Nummer beibehalten.

Das schubspannungsgesteuerte Messprofil 1 (MP 1) wurde bereits in Abb. 4-5 dargestellt, die nachfolgende Abb. 4-14 zeigt die Messprofile MP 7, MP 8 und MP 11.

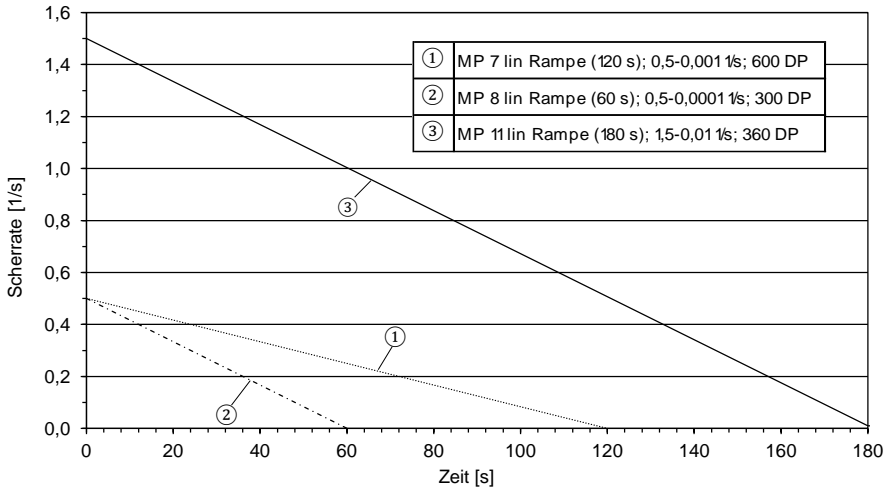


Abb. 4-14: Messprofile MP 7, MP 8 und MP 11 mit den Angaben zur Art und Dauer (Sekundenangabe in Klammern) der Rampe sowie dem Scherratenbereich und der Anzahl der Datenpunkte (DP)

Die Abb. 4-15 veranschaulicht das Gesamtmessprofil zur zeitabhängigen Modellierung des rheologischen Verhaltens. Auf die Anwendung dieses Gesamtmessprofils und die Ergebnisse der zugehörigen Simulationen wird in Kapitel 5.3 eingegangen.

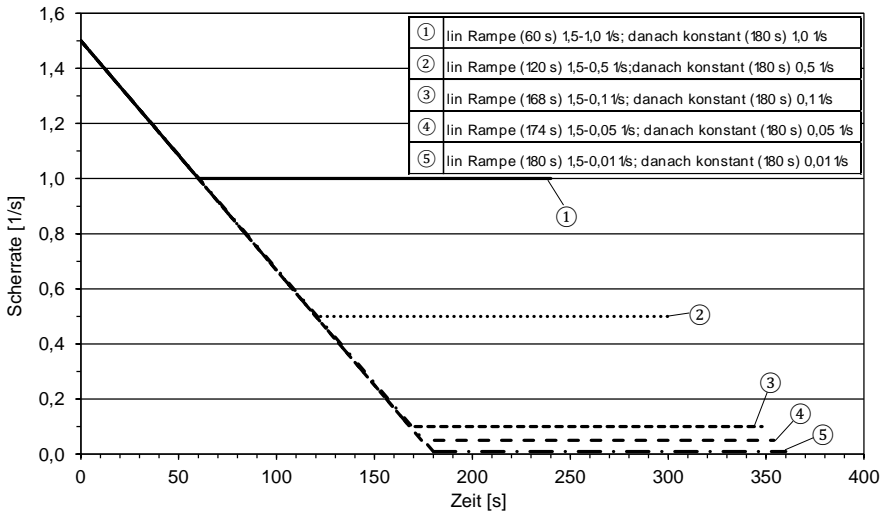


Abb. 4-15: Gesamtmessprofil für die zeitabhängige Modellierung des rheologischen Verhaltens; Dauer der Messsegmente als Sekundenangabe in Klammern

4.3 Rheologische Modellierung

Im Rahmen der eigenen Untersuchungen wurde für die Charakterisierung des rheologischen Verhaltens zunächst das scherratenabhängige Modell nach Herschel-

Bulkley (vgl. Gleichung (2.7)) mit einer Fließgrenze und scherratenabhängiger Viskosität gewählt. Für die Viskosität wurde die funktionale Form des Carreau-Modells (vgl. Gleichung(2.8)) verwendet, mithilfe derer sich die experimentellen Daten für die Viskosität gut approximieren lassen. Daraus ergibt sich dann die Gleichung für die Scherraten-Schubspannungs-Beziehung gemäß Gleichung (4.5) zu:

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma} \cdot (1 + (k \cdot \dot{\gamma})^2)^{\left(\frac{n-1}{2}\right)} \quad (4.5)$$

Die Variablen und Parameter entsprechen den bereits erläuterten Größen gemäß Kapitel 2.1.3.

Zum Glätten des Knicks in der Fließkurve im Bereich der Fließgrenze wurde ein sogenannter Stressparameter m verwendet. Dadurch kann im Bereich der Diskontinuität für $\dot{\gamma} = 0 \text{ s}^{-1}$ das Bingham-Modell (siehe Gleichung (2.6)) durch eine Funktion entsprechend (4.6) angenähert werden (vgl. *Papanastasiou 1987*).

$$\tau = \tau_0(1 - e^{-(m\dot{\gamma})}) + \eta_{pl}\dot{\gamma} \quad (4.6)$$

mit:

$$m = \text{Stressparameter [-]}$$

Die weiteren Parameter entsprechen den Festlegungen gemäß Kapitel 2.1.3.

Ohne den Stressparameter könnte es zu numerischen Schwierigkeiten kommen. Der Effekt des Stressparameters m ist am Beispiel von Werten zwischen 50 und 50000 in Abb. 4-16 dargestellt. Im Rahmen der eigenen Simulationen wurde dieser Faktor zu 10^5 bzw. 10^8 gewählt, was auch der Größenordnung aus anderen Untersuchungen entspricht, bei denen $m > 10^5$ gewählt wurde (vgl. *Ghanbari 2009*).

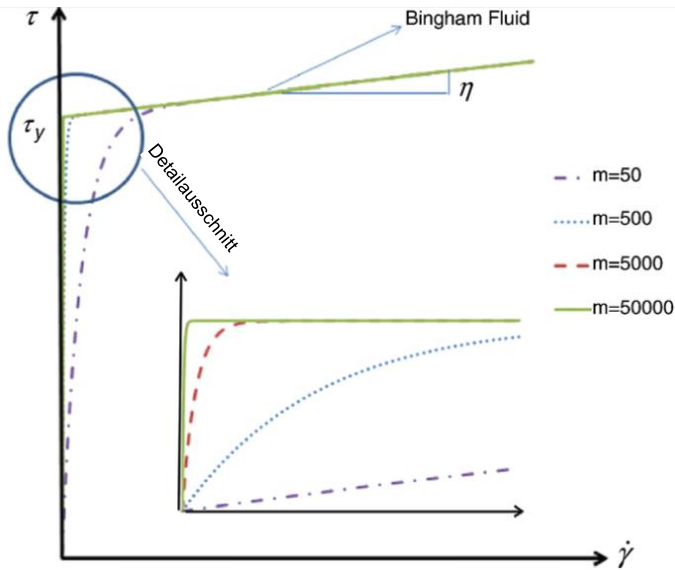


Abb. 4-16: Darstellung des Effektes des Stressparameters m zur „Glättung“ des Knickes im Bereich der Fließgrenze bei Verwendung des bi-linearen Bingham-Modells. Der Unterschied zwischen $m = 5000$ und $m = 50000$ ist in der Vergrößerung zu sehen (Darstellung nach Ghanbari 2009).

Unter Verwendung der in (4.6) dargestellten Approximationsfunktion für $\dot{\gamma} = 0 \text{ s}^{-1}$ ergibt sich der in (4.5) dargestellte Zusammenhang für die scherratenabhängige Schubspannung wie folgt:

$$\tau = \tau_0(1 - e^{-(m\dot{\gamma})}) + \mu\dot{\gamma} \cdot (1 + (k \cdot \dot{\gamma})^2)^{\left(\frac{n-1}{2}\right)} \quad (4.7)$$

Die Regressionsanalyse der Messdaten auf Basis des oben beschriebenen Modells wurde mit dem Programm Grace (vgl. Grace 2008) durchgeführt.

Im Rahmen einer Parameterstudie bei den 3D-Haegermann-Simulationen (siehe Kapitel 5.1) konnte gezeigt werden, dass die Carreau-Konstante k sowohl auf das End-Fließmaß als insbesondere auch den Verlauf des Fließmaßes einen im Vergleich zu den anderen Modellparametern geringen Einfluss hat (siehe Abb. 5-8). Deshalb wurde bei den Regressionsanalysen für die weiteren Untersuchungen der Wert für die Carreau-Konstante k auf maximal 2500 s begrenzt.

4.4 2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche

4.4.1 Complex Rheology Solver (CoRheoS)

Zur numerischen Simulation des rheologischen Verhaltens der untersuchten Feinkornsysteme stand die am Fraunhofer-Institut für Techno- und Wirtschaftsmathematik ITWM in Kaiserslautern entwickelten Software-Entwicklungsplattform **CoRheoS (Complex Rheology Solver)** zur Verfügung. Das Programm verwendet die im Bereich CFD bewährte Finite-Volumen-Methode (FVM) zusammen mit der Volume of Fluid

Method (VOF) zur Darstellung und Verfolgung der sich ergebenden freien Materialoberflächen (Details siehe Anhang B). Die untersuchten zementgebundenen Feinkornsysteme werden dabei als Suspension von Partikeln in einer Trägerflüssigkeit aufgefasst und aufgrund des gewählten makroskopischen Betrachtungsmaßstabes als homogenes Fluid (Single Fluid) simuliert. Die Eignung der CoRheoS zugrunde liegenden Methoden und Modelle für die Simulation der Haegermann- und L-Box-Versuche wird im Folgenden näher begründet.

Gegenüber einer Software auf der Grundlage der Partikelsimulation hat die Single Fluid Simulation die Vorteile, dass der Aufwand im Allgemeinen deutlich geringer ist und dass die rheologischen Eigenschaften ohne Umweg über Kontaktmodelle, wie sie bei der DEM erforderlich sind, direkt als Materialmodelle berücksichtigt werden können. Grundsätzlich lag das Hauptaugenmerk nicht auf einer Erhöhung des Detaillierungsgrades, wie ihn die verschiedenen Techniken des Particle Flow erlauben, sondern auf einer möglichst unmittelbaren Nutzung der Ergebnisse der rheologischen Charakterisierung mittels Rotationsrheometer.

Da bei den verwendeten Materialien keine Entmischungs- und Sedimentationsvorgänge zu erwarten waren - dies haben auch die Versuchsergebnisse gezeigt (vgl. Kapitel 3.2) - gab es auch keine Notwendigkeit, derartige Vorgänge simulieren zu müssen. Darüber hinaus wurden die für SF-Simulationen geforderten Größenverhältnisse zwischen der kleinsten charakteristischen Fließdimension und dem Größtkorn der verwendeten Feinkornsysteme bei den simulierten Haegermann- und L-Box-Versuchen eingehalten (vgl. 3.3.1.2).

Aufgrund der oben genannten Feststellungen erschien die Single Fluid Simulation grundsätzlich einsetzbar.

Bei den zu simulierenden Versuchen mussten die sich ergebenden freien Oberflächen des Fluids in geeigneter Weise berechnet werden. Unter den zur Verfügung stehenden Methoden hat sich die VOF hierfür bewährt, da sie insbesondere in Kombination mit der FVM, wie in CoRheoS realisiert, die Volumen- und Massenerhaltung gewährleistet.

Im Rahmen einer intensiven Zusammenarbeit mit Experten vom ITWM wurde beschlossen, mit 2D-Simulationen des Haegermann-Versuches zu beginnen und zunächst ein einfaches scherratenabhängiges Materialmodell einzusetzen. Die offene Struktur von CoRheoS, die auf die flexible Lösung linearer und nicht-linearer komplexer rheologischer Probleme in industriellen Produktionsprozessen und auch der Forschung ausgerichtet ist, erlaubte es, anschließend fortlaufend die Simulationstechnik den Erkenntnissen aufgrund der Versuchsergebnisse anzupassen. Dazu gehörte die Optimierung der Modellierung der experimentell bestimmten rheologischen Eigenschaften, die in vielfältiger Form, z. B. auch zeitabhängig, vorgenommen werden konnte. Auch die Erweiterungen auf 3D-Geometrien und die Modellierung von L-Box-Versuchen sowie der Verwendung faserhaltiger Feinkornsysteme war möglich. Dies wurde durch die modulare Struktur von CoRheoS gewährleistet (siehe Abb. 4-17). Auch eine Betrachtung von Partikeln wäre z. B. mittels des granularen Moduls grundsätzlich möglich gewesen. Außerdem ist CoRheoS so flexibel, dass erforderliche neue bzw. angepasste numerische Lösungsmethoden implementiert werden könnten.

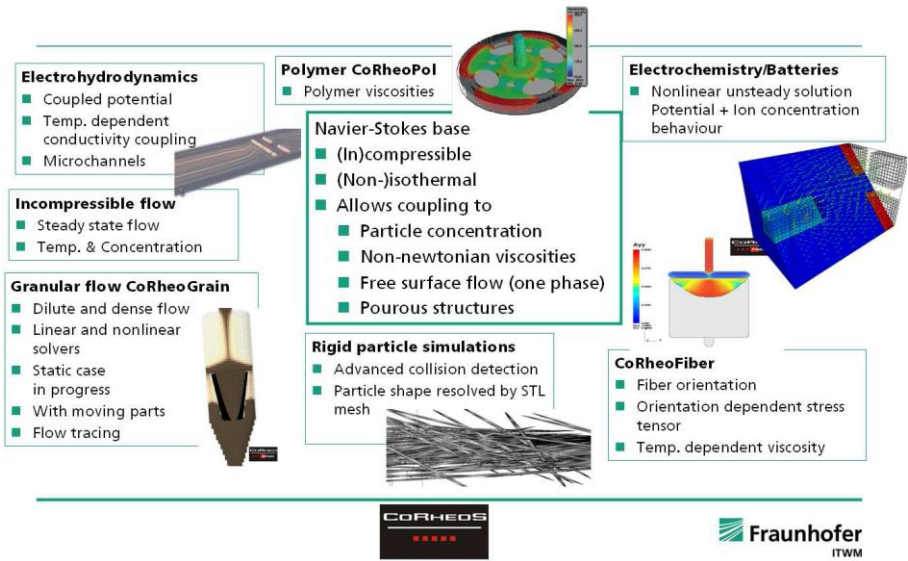


Abb. 4-17: Übersicht der wesentlichen Module von CoRheoS (Schmidt 2011)

Grundsätzlich gliedert sich auch CoRheoS - wie in Anhang B beschrieben - in die drei Bestandteile Pre-Processor, Solver und Post-Processor.

Als Beispiel für die im Pre-Processor generierten Netzwerkstrukturen werden in Abb. 4-18 die 2D-Netzwerk-Darstellung des Haegermann-Trichters, in Abb. 4-19 ein 3D-Grid des Haegermann-Trichters und in Abb. 4-20 ein 3D-Grid der L-Box gezeigt.

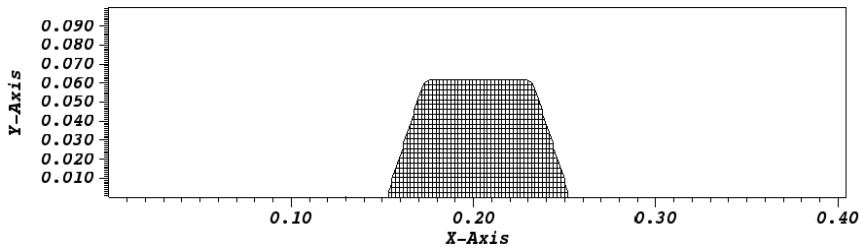


Abb. 4-18: Beispiel für ein 2D-Grid des Haegermann-Trichters

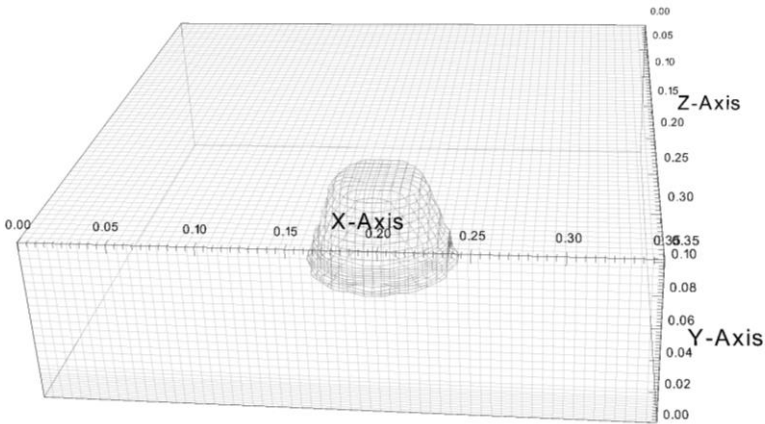


Abb. 4-19: Beispiel für ein 3D-Grid des Haegermann-Trichters mit komplettem Netzgitter

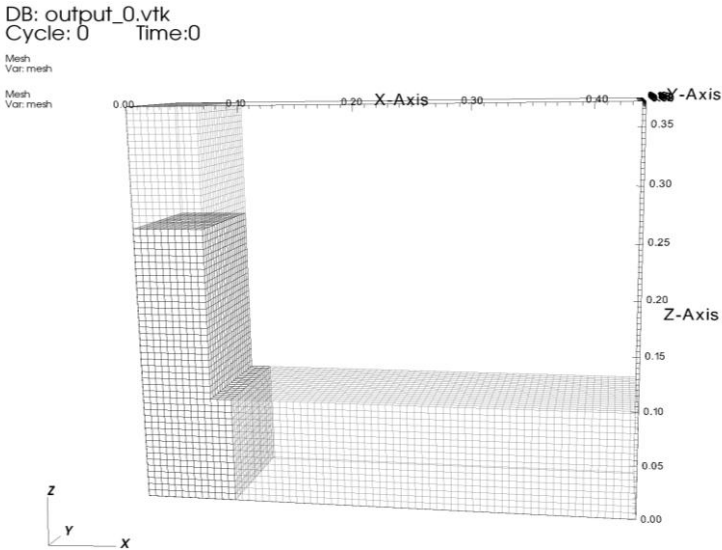


Abb. 4-20: Beispiel für ein 3D-Grid der L-Box mit komplettem Netzgitter

Die Eingaben der modellspezifischen rheologischen Parameter gemäß Gleichung (4.7) sowie weiterer Daten, Steuergrößen und Simulationsparameter (z. B. Dichte, Zeitschrittgröße, Konvergenzkriterium, „slip“-Länge) erfolgte über die graphische Benutzeroberfläche (GUI).

Die Größe der Rechenzeitschritte kann auf zwei verschiedene Arten definiert werden. Neben der Vorgabe einer festen Schrittgröße kann die Schrittgröße auch automatisch mithilfe des Courant-Friedrichs-Levy (CFL)-Stabilitätskriteriums und der Vorgabe der minimalen (im Beispiel 0,00001) und maximalen (im Beispiel 0,00025) Zeitschrittgröße definiert werden. Der CFL-Wert ist dabei ein Maß dafür, wie viele Zellen eines numerischen Gitters ein Fluid während eines Zeitschritts durchströmen darf und sollte ≤ 1 sein (vgl. Tu 2012). Dieses Kriterium wurde stets eingehalten. Das Courant-Friedrichs-Levy (CFL)-Stabilitätskriterium ist von der Gitternetzgröße abhän-

gig und stellt neben der Widerspruchsfreiheit der numerischen Lösung die Voraussetzung zum Erreichen einer Konvergenz dar (vgl. Anhang B).

Über das „solver output interval“ wird die Anzahl der Iterationen definiert, nach der der Solver die Daten an das GUI überträgt.

Nachfolgend sollen nun anhand ausgewählter Fließ- und Füllversuche und zugehöriger Simulationsergebnisse die verschiedenen Entwicklungsschritte im Zusammenspiel zwischen rheologischer Charakterisierung, experimenteller Versuchstechnik und Simulationsprozedere bzw. -einstellungen mittels CoRheoS dargestellt werden.

Für die Grenzfläche zwischen Fluid und Boden wurde zunächst eine „no-slip“-Randbedingung gewählt, d.h. die in Anhang B, Abb. B-3 erläuterte Schlupflänge wurde zu Null gesetzt. Für die VOF wurde zunächst eine lineare Funktion für die Phasenabhängigkeit der Stoffgrößen Dichte und Viskosität (gemäß Gleichungen (B.5) und (B.6), Anhang B) gewählt.

4.4.2 2D-Simulationen der Haegermann-Versuche

Nachdem die Einzelheiten des Versuchsaufbaus, der Versuchsdurchführung und -auswertung sowie der rheologischen Charakterisierung und der nachfolgenden rheologischen Modellierung vorgestellt worden sind, werden nun die 2D-Simulationen der Haegermann-Versuche beschrieben und ausführlich im Vergleich zu den Versuchsergebnissen diskutiert.

Hierbei wird zunächst auf die Simulation auf Basis des in Abb. 4-5 dargestellten Schubspannungsgesteuerten Messprofils MP 1 für den Versuch RV1 eingegangen.

In Tab. 4-2 sind die Regressions- bzw. Modellparameter der beiden Fließkurven angegeben, auf deren Basis die entsprechenden 2D-Simulationen durchgeführt wurden. Dabei entsprechen die Bezeichnungen der in Kapitel 4.3 vorgestellten Modellierung. Die spätere Begrenzung des Parameters k war hier noch nicht wirksam.

Tab. 4-2: Regressions- bzw. Modellparameter für die schubspannungsgesteuerte Abwärts- und Aufwärtsrampe gemäß Messprofil MP 1 für den Versuch

Versuch	τ_0 [Pa]	μ [Pa·s]	k [s]	n [-]
RV1 - aufwärts	70,69	4956,79	26,14	0,95
RV1 - abwärts	12,63	129,78	15405,90	0,95

In einem ersten Schritt sollte zunächst das Hauptaugenmerk auf das End-Fließmaß gelegt werden.

Auf die Methode zur Bestimmung der End-Fließzeit wird nachfolgend kurz eingegangen. Beim Haegermann-Versuch nahmen die Fließgeschwindigkeiten im Laufe des Versuches deutlich bis zum kompletten Fließstop ab. Wegen der sehr niedrigen Fließgeschwindigkeiten aufgrund der hohen Viskositäten und des sehr langsamen Abstoppens gegen Ende des Versuches war der genaue Zeitpunkt des Fließstillstandes schwierig zu bestimmen. Unter Beachtung der in Kapitel 3.3.1 beschriebenen messtechnischen Genauigkeiten wurde der Fließstop bei der Simulation so definiert, dass die Fließgeschwindigkeiten im gesamten Querschnitt

des Fließkuchens $\leq 10^{-5}$ m/s sein mussten. Dies stellt ein etwas strengeres Kriterium für das Fließzeit-Ende mit theoretisch etwas längeren resultierenden Fließzeiten dar. Dieses Kriterium wurde nachfolgend bei den Auswertungen der Simulationen berücksichtigt. Beim Vergleich der auftretenden Fließgeschwindigkeiten in Abb. 4-22 und Abb. 4-23 wird anhand der Farbskalierung deutlich, dass der Unterschied zwischen dem mittleren Bereich des Fließkuchens mit kleineren Fließgeschwindigkeiten als 10^{-9} m/s und den äußeren Rändern deutlich unterschiedlich sein konnte. Während in Abb. 4-22 die Fließgeschwindigkeiten auch im Randbereich in der Größenordnung von 10^{-6} m/s lagen und damit um drei Zehnerpotenzen höher als die Geschwindigkeiten im mittleren Bereich, lag der Unterschied bei Abb. 4-23 bei 4 Zehnerpotenzen, d.h. das Geschwindigkeitsgefälle von innen nach außen war größer.

Anhand dieses Beispiels soll deutlich gemacht werden, dass die Bestimmung der End-Fließzeit bei der Simulation einer gewissen subjektiven Schwankungsbreite unterliegen konnte und kritisch betrachtet werden muss. Das wesentliche Beurteilungskriterium für die Qualität einer Simulation sollte insofern das End-Fließmaß sein. Auf der anderen Seite muss aber auch deutlich gemacht werden, dass selbst bei einer fehlerhaften Bestimmung der End-Fließzeit um beispielsweise 60 s und der Annahme einer Fließgeschwindigkeit von 10^{-5} m/s die dadurch resultierende Differenz im End-Fließmaß nur 6 mm betragen würde. Aufgrund dieser Überlegung wurde die End-Fließzeit in die nachfolgenden Betrachtungen nicht eingeschlossen, und sie spielte auch bei den weiteren Untersuchungen nur eine untergeordnete Rolle.

Das durch die Fotoauswertung bestimmte End-Fließmaß für den Versuch RV1 betrug 28 cm. Das dazugehörige Simulationsergebnis für die Aufwärtsrampe ist in Abb. 4-21 dargestellt. Im Rahmen der Simulation ergab sich mit 12,5 cm ein End-Fließmaß, das deutlich unter dem mittels Fotoauswertung bestimmten End-Fließmaß von 28 cm lag. Dies war aufgrund der in Kapitel 4.2.4 getroffenen Feststellung, dass die Fließkurve aus der Aufwärtsrampe oberhalb einer für diese spezielle Simulation geeigneten Fließkurve liegen würde, zu erwarten.

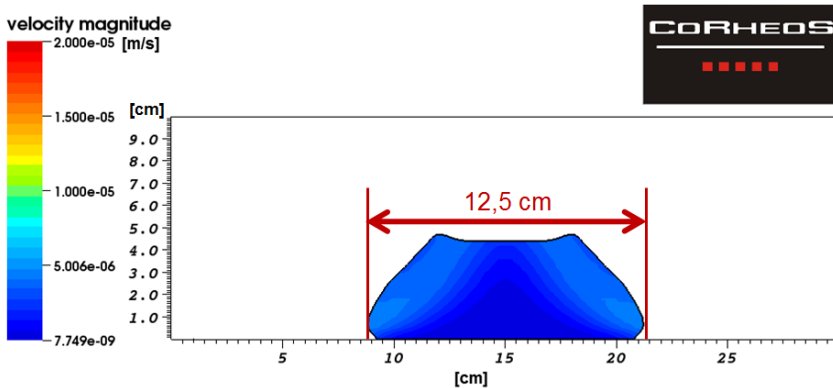


Abb. 4-21: Abmessungen des End-Fließmaßes (in cm); Simulation mit der Fließkurve aus der Aufwärtsrampe; End-Fließmaß 12,5 cm (Versuch RV1)

Erst eine Skalierung der verwendeten Regressionsparameter für die Fließgrenze und die Viskosität mit dem Faktor 0,125 ergab ein End-Fließmaß von 28,5 cm (siehe Abb. 4-22).

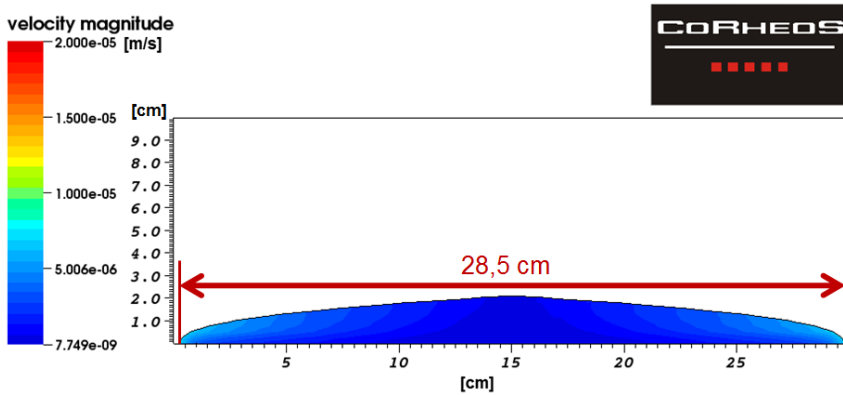


Abb. 4-22: Abmessungen des End-Fließmaßes (in cm); Simulation mit der Fließkurve aus der Aufwärtsrampe nach Skalierung der Fließgrenze und der Viskosität mit dem Faktor 0,125; End-Fließmaß 28,5 cm (Versuch RV1)

Bei der Verwendung der Daten aus der Abwärtsrampe ergab sich in der Simulation ein End-Fließmaß von 30 cm, d.h. das experimentelle Ergebnis aus dem Haegermann-Versuch wurde um 2 cm überschätzt (siehe Abb. 4-23). Hier zeigt sich der umgekehrte Effekt im Vergleich zu den Erläuterungen zu Abb. 4-21: Die zu tief liegende Fließkurve aus der Abwärtsrampe führt zu einer entsprechenden Überschätzung des End-Fließmaßes.

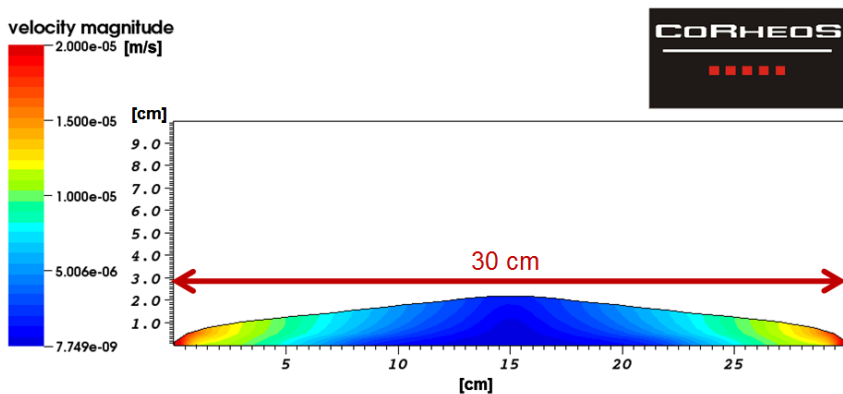


Abb. 4-23: Abmessungen des End-Fließmaßes (in cm); Simulation mit der Fließkurve aus Abwärtsrampe (ohne Skalierung); End-Fließmaß 30 cm (Versuch RV1)

Es wird deutlich, dass das End-Fließmaß mittels der verwendeten Aufwärtsrampe deutlich unter- und mittels der Abwärtsrampe leicht überschätzt wurde. Eine quantitative Bestimmung der *simulationsrelevanten Fließkurve* mittels schubspannungsgesteuerter Messprofile war aufgrund des stark zeitabhängigen und

transienten rheologischen Verhaltens von zementgebundenen Baustoffsuspensionen nicht ohne weiteres möglich. Eine Möglichkeit wäre die Berücksichtigung des zeitabhängigen rheologischen Verhaltens bei der Modellierung. Hierauf wurde im Rahmen dieser Arbeit aber verzichtet. Vielmehr sollte versucht werden, das zeit- und scherratenabhängige Verhalten mithilfe einer geeigneten rheologischen Charakterisierung, d. h. auf Basis von für den jeweilig zu simulierenden Fließvorgang geeigneten Messprofilen, zu beschreiben. Dabei sollte zudem versuchstechnisch sichergestellt werden, dass die Scherhistorie beim Start der rheologischen Charakterisierung mit der beim Start der unterschiedlichen Fließversuche identisch waren. Die Gültigkeit von Modellen ist meistens nur für einen bestimmten, eingeschränkten Scherratenbereich gewährleistet (vgl. Feys 2009), sodass Coussot 2005 vor diesem Hintergrund eine Einschränkung des Messbereiches auf den relevanten Scherratenbereich empfiehlt.

Dass diese Empfehlungen bei der Verwendung des schubspannungsgesteuerten Messprofils MP 1 nicht eingehalten wurden, zeigt der Vergleich des aus MP 1 resultierenden Scherratenbereichs (vgl. Abb. 4-6) mit dem der zugehörigen 2D-Simulation für Versuch RV1 (siehe Tab. 4-3). Der direkte Vergleich mit den Werten des Fließversuches war deshalb nicht möglich, da zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung noch keine Versuchstechnik zur Verfügung stand, die es ermöglichte, die Scherraten aus den Versuchsergebnissen ableiten zu können. Aus diesem Grunde wurde direkt auf die Simulationsergebnisse zurückgegriffen.

Es wurde deutlich, dass der Scherratenbereich der 2D-Simulation mit einem maximalen Wert von $0,6 \text{ s}^{-1}$ deutlich kleiner war als der zwischen 0 s^{-1} und $14,6 \text{ s}^{-1}$, der im Versuch mit der Abwärtsrampe (siehe Abb. 4-6) durchfahren wurde. Der Scherratenbereich der Simulation entsprach also zunächst nicht dem des Versuches. Insofern waren trotz der guten Übereinstimmung zwischen dem End-Fließmaß des Versuches und dem der Simulation für andere Versuche bei Verwendung des gleichen Messprofils nicht mit Sicherheit gleich gut übereinstimmende Ergebnisse zu erwarten.

Tab. 4-3: max. Fließgeschwindigkeiten und max. Scherraten aus der 2D-Simulation auf Basis der Abwärtsrampe für RV1

Zeit [s]	max. Fließgeschwindigkeit [m/s]	max. Scherrate [1/s]
1,00	0,02500	0,6000
5,00	0,00500	0,2500
10,00	0,00150	0,1300
30,00	0,00025	0,0200
60,00	0,00008	0,0075
90,00	0,00004	0,0040
120,00	0,00002	0,0030
180,00	0,00002	0,0030

Auf Basis obiger Überlegungen erschien es daher nach den ersten Versuchen mit schubspannungsgesteuerten Rampen sinnvoll, zu versuchen, den Scherratenverlauf bei dem zu simulierenden Fließversuch im verwendeten rheologischen Messprofil so gut wie möglich nachzuempfinden. Für Haegermann-Versuche folgte hieraus die Verwendung von Abwärtsrampen im scherratengesteuerten Modus (CR) (siehe Kapitel 4.2.5). Die Scherratenbereiche und die Dauer der Rampe ebenso wie der zeitliche Verlauf der Scherraten konnten dabei zunächst aus den Versuchen abgeschätzt und darüber hinaus mit den Ergebnissen der Simulationen verglichen werden. Je nach Qualität der Übereinstimmung konnte eine iterative Anpassung der verwendeten Messprofile an die Randbedingungen des Fließversuches eine zielführende Vorgehensweise sein.

Die nachfolgend vorgestellten 2D-Simulationen und die dazu verwendeten Messprofile stellen ausgewählte Ergebnisse verschiedener Untersuchungsreihen dar. Sie zeigen auf der einen Seite die verschiedenen Entwicklungsschritte im Rahmen der vorgestellten Arbeit und andererseits auch die erreichbare Übereinstimmung zwischen den Versuchen und der Simulation unter den gegebenen Randbedingungen.

Eine scherratengesteuerte lineare Abwärtsrampe von $0,5 \text{ s}^{-1}$ auf $0,0001 \text{ s}^{-1}$ mit einer Dauer von 60 s wurde im Rahmen des Versuches V22 verwendet. Das zugehörige Messprofil MP 8 ist in Abb. 4-14 graphisch dargestellt. Das mithilfe der Fotoauswertung bestimmte End-Fließmaß und die End-Fließzeit betragen 24,5 cm bzw. 70 s.

Bei dem Versuch V22 wurde mit M2 eine zum Versuch RV1 gegenüber M1 leicht veränderte Mischungszusammensetzung verwendet. Beide Mischungszusammensetzungen sind in Tab. 3-3 angegeben. Tab. 4-4 enthält die aus der Modellierung der Scherraten-Schubspannungsbeziehung resultierenden Regressions- bzw. Modellparameter.

Tab. 4-4: Regressions- bzw. Modellparameter für die scherratengesteuerte Abwärtsrampe gemäß Messprofil MP 8 für Versuch V22

Versuch	τ_0 [Pa]	μ [Pa·s]	k [s]	n [-]
V22	19,73	155,94	46,14	0,95

Die Simulationsergebnisse in Form des Verlaufes des Fließmaßes über die Zeit im Vergleich zu den entsprechenden Werten aus der Auswertung der Fotodokumentation der Ansichten von oben und von der Seite für den Haegermann-Versuch sind in Abb. 4-24 dargestellt.

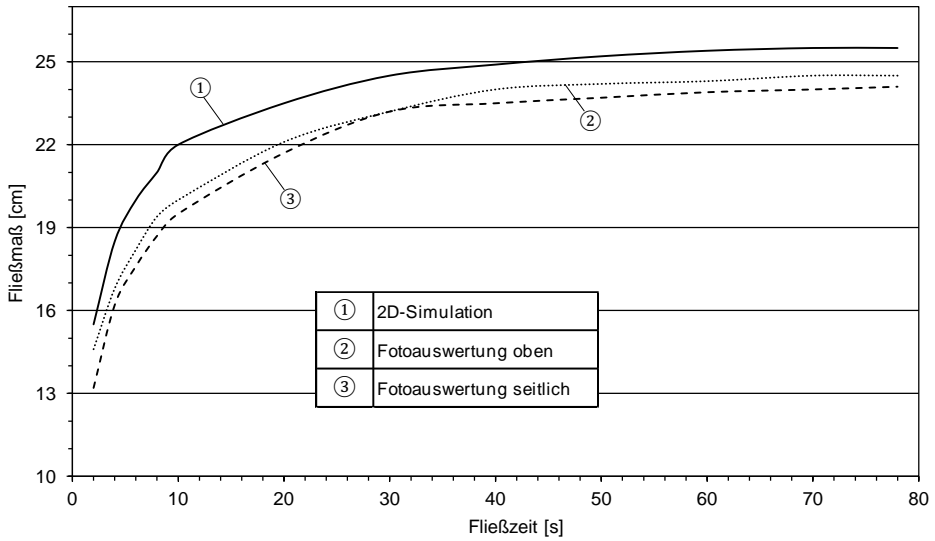


Abb. 4-24: Verlauf des Fließmaßes über die Zeit für den Haegermann-Versuch; Vergleich der 2D-Simulationsergebnisse zu den entsprechenden Werten der Auswertung der Fotodokumentation der Ansichten von oben und von der Seite (V22)

Qualitativ stimmten die Fließverläufe aus der Simulation und der Fotoauswertung gut überein, wobei die Werte der Simulation insbesondere zu Versuchsbeginn um maximal 3,2 cm und zum Ende des Versuches um maximal 1,4 cm zu groß waren. Bei der Fotoauswertung ergaben die seitlich aufgenommenen Fotos durchweg ein im Vergleich zu den Aufnahmen von oben geringeres Fließmaß. Der Unterschied war insbesondere zu Beginn mit 1,2 cm relativ hoch und pendelte sich dann in diesem Versuch auf durchschnittlich 0,5 cm ein. Diese Unterschiede ließen sich zusammenfassend wie folgt erklären (Details siehe Kapitel 3.3.1): Zum einen wurde die Fototechnik zum Zeitpunkt des Versuches noch weiterentwickelt, sodass die Unterschiede zwischen den verschiedenen Aufnahmen grundsätzlich verkleinert werden konnten (z. B. durch Optimierung der Fokussierung und Auswertung mittels eingeblendeten Maßstabes). Weil bei der Aufnahme von der Seite aber immer nur eine Achse gemessen werden konnte, dies aber nicht unbedingt die Achse mit dem größten Fließmaß war, konnten Unterschiede zu den Fließmaßen aus den Fotos von oben nicht ausgeschlossen werden. Bei diesen Fotos (von oben) konnten die Fließmaße in einer repräsentativen Achse ausgewertet werden und im Falle eines deutlich unsymmetrischen Fließkuchens auch Mittelwerte gebildet werden. Das so ermittelte Fließmaß war somit als das repräsentativere anzusehen. Für die Ableitung der Scherraten aus der Fotodokumentation musste zwangsläufig auf die Aufnahmen von der Seite zurückgegriffen werden, da nur aus diesen die erforderlichen Fließkuchenhöhen entnommen werden können.

Die zu Versuchsbeginn für Versuch V22 festgestellte relativ große Überschätzung des Fließverlaufes durch die Simulation, die sich im weiteren Verlauf des Fließvorgangs bis auf eine geringere aber mehr oder weniger konstante Differenz verkleinerte, wurde in ähnlicher Art und Weise, aber unterschiedlich stark ausgeprägt, bei fast

allen Versuchen festgestellt. Aus diesem Grund soll insbesondere die Anfangsphase des Versuches V22 beispielhaft näher betrachtet werden.

In Abb. 4-25 werden die Frontalaufnahmen, d. h. die Aufnahmen von der Seite, für den Haegermann-Fließversuch V22 zum Zeitpunkt 2 s (links) und 4 s (rechts) nach dem Versuchsbeginn gezeigt. Zum Zeitpunkt der Durchführung von Versuch V22 wurde der Haegermann-Trichter noch händisch innerhalb der ersten 2 s bis 4 s angehoben, woraus sich eine Hebegeschwindigkeit zwischen 1,5 cm/s bis 3 cm/s ergab. Deutlich ist auf den Bildern zu erkennen, dass Material infolge seiner Zähigkeit am Haegermann-Trichter kleben blieb, teilweise mit angehoben wurde und dann relativ langsam abtropfte. Nach etwa 15 s wurde der Haegermann-Trichter entfernt, um die Aufnahmen von oben ohne Hindernis machen zu können. Etwas Material blieb immer an der Innenseite des Trichters hängen. Anhand der in Abb. 4-24 dargestellten Fließmaß-Verläufe wurde deutlich, dass innerhalb der ersten 10 s des Versuches ca. 70 - 80 % der Fließbewegung abgeschlossen waren, d. h. dass Fehler in der Auswertung der Fließversuche wie z. B. ein Anheben des Trichters, das nicht synchron mit dem Beginn der Fotoaufnahmen gestartet wurde, sich sehr deutlich in inkorrekten Fließmaß-Verläufen widerspiegeln konnten.



Abb. 4-25: Frontalaufnahmen für den Fließversuch V22 zum Zeitpunkt $t = 2$ s (links) und $t = 4$ s (rechts)

Um die sich infolge des händischen Hebens ergebenden Variationen in den Hebegeschwindigkeiten zu verringern und auch eine nicht immer genau vertikale Anhebung des Trichters und damit verbundene asymmetrische Fließverläufe zu vermeiden, wurde eine automatisierte Hebevorrückung entwickelt, die mit Federkraft den Trichter immer mit einer Geschwindigkeit von $(4,5 \pm 0,5)$ cm/s senkrecht anhob.

Dieser Hebegeschwindigkeit im realen Versuch stand im Rahmen der 2D-Simulation des Haegermann-Versuches eine unterstellte unendliche Hebegeschwindigkeit gegenüber, da in der Simulation die Grenzen des Haegermann-Trichters virtuell zum Zeitpunkt $t = 0$ s aufgehoben wurden. Die Dauer des Hebevorganges blieb ebenso unberücksichtigt wie der verzögerte Fließbeginn infolge der Klebewirkung und „Mitnahme“ des Materials beim Anheben des Trichters. Auch das „Nachfließen“ des Materials aus dem angehobenen Trichter auf den Fließkuchen wurde nicht berücksichtigt.

Eine gewisse Zeitverzögerung des Fließmaß-Verlaufes des Versuches gegenüber dem der Simulation ist durch das oben beschriebene Verhalten erklärbar. Im Rahmen von Vorversuchen wurde ein sogenanntes „Pre-Start-Verfahren“ getestet, bei

dem die Simulation gestartet und 1,5 s bis 3 s laufen gelassen wurden, ohne dass der Trichter virtuell entfernt wurde, d.h. das Fluid wurde in den Grenzen des Trichters festgehalten. Erst danach wurde die eigentliche Versuchssimulation gestartet, bei der wie oben beschrieben die geometrischen Grenzen des Trichters ohne Übergang entfernt wurden und der Fließvorgang startete. Ziel war, zu untersuchen, ob sich bei einer derartigen Vorgehensweise andere Druckverhältnisse innerhalb des Fluids ausbildeten, die das Simulationsergebnis beeinflussten. Vergleiche konnten keinen Einfluss belegen, sodass auf diese Vorgehensweise schlussendlich verzichtet wurde.

Der Einfluss der Trägheit für den Versuch V22 und die anderen durchgeführten Versuche mit Eigenschaften ähnlicher Größenordnungen war aufgrund folgender Abschätzungen vernachlässigbar: Bei einer Dichte von 2250 kg/m^3 und einer abgeschätzten Fließgeschwindigkeit zu Versuchsbeginn von maximal ca. $0,02 \text{ m/s}$ ergaben sich nach Gleichung (2.9) ungefähr $0,9 \text{ Pa}$, was deutlich unter der versuchstechnisch bestimmten Größe der Fließgrenze von $19,73 \text{ Pa}$ lag. Dies war auch im Einklang damit, dass die Reynolds-Zahl nach Gleichung (B.3) und unter der Annahme einer charakteristischen Fließlänge von $0,25 \text{ m}$ (entspricht dem End-Fließmaß), einer Fließzeit von 78 s und einer Viskosität von $155,94 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ zu ungefähr $0,01$ abgeschätzt werden konnte. Dies war ein klares Indiz dafür, dass die Trägheitskräfte gegenüber den Zähigkeitskräften vernachlässigt werden konnten.

Der oben beschriebene Einfluss der Hebegeschwindigkeit war somit eine Erklärung für die insbesondere in den ersten 10 s des Fließvorgangs deutlich höheren Fließgeschwindigkeiten der Simulation gegenüber denen aus dem Versuch V22 (siehe Abb. 4-24); die Hebegeschwindigkeit war in der Simulation unendlich groß gegenüber maximal 3 cm/s für die händische Hebung. Das in der Literatur beschriebene Angleichen des End-Fließmaßes war allerdings nicht so eindeutig erkennbar. Zwar näherten sich die Kurven aus der Simulation und die beiden Kurven aus den Fotoauswertungen des Versuchs gegen Ende wieder an, aber ein Unterschied blieb bis Fließende bestehen. Dies könnte auch damit zusammenhängen, dass bei der verwendeten 2D-Simulation der Haegermann-Versuche in kartesischen Koordinaten der in Wirklichkeit auftretende azimutale Materialfluss unberücksichtigt blieb. Dieser müsste sich bei einer 2D-Betrachtung in kartesischen Koordinaten theoretisch als ein in Fließrichtung zunehmender „Materialverlust“ bemerkbar machen. Eine Vernachlässigung dieses Effektes führte somit zu einer zunehmenden Überschätzung des simulierten Fließmaßes in Fließrichtung.

Die Vergleiche der Scherraten- und Fließgeschwindigkeitsverläufe aus der 2D-Simulation und der Fotoauswertung sind in Abb. 4-26 und Abb. 4-27 dargestellt. Zudem ist in Abb. 4-26 das Messprofil MP 8 eingezeichnet, auf Basis dessen die rheologischen Parameter für die 2D-Simulation ermittelt wurden. Qualitativ nahmen beide Größen mit der Zeit ab. Genauere Untersuchungen im Rahmen der Weiterentwicklung der verwendeten Versuchstechnik zeigten, dass ihre Werte in den ersten 5 s bis 10 s sehr schnell und nahezu linear abnahmen und danach etwa logarithmisch mit deutlich geringerer Abnahmegeschwindigkeit. Bei den simulierten Ergebnissen verringerten sich in den ersten 10 s die Scherraten um ca. 80% und die Fließgeschwindigkeiten um ca. 90% des jeweiligen Anfangswertes. Sowohl der Scherratenverlauf als auch der Verlauf der Fließgeschwindigkeiten wurde in den

ersten 10 s bis 20 s durch die Simulation deutlich überschätzt. Insbesondere in den ersten 2 s betrug der Unterschied bis zu 100 %. Danach glichen sich die Werte langsam an, und ab ca. 30 s konnte von einer guten Übereinstimmung ausgegangen werden. Dabei stimmten die Werte der Scherraten, insbesondere in den ersten 10 s, qualitativ besser überein.

Die oben beschriebenen Unterschiede bestätigten also zumindest qualitativ die festgestellten Abweichungen zwischen dem experimentell bestimmten und dem simulierten Fließmaßverlauf. Die quantitativ sehr großen Unterschiede sind allerdings kritisch zu hinterfragen. Es ist zu bedenken, dass bei der Fotoauswertung die jeweiligen Größen als Mittelwerte über den Betrachtungszeitraum bestimmt wurden und dadurch die realen Werte bei schnellen Änderungen, d. h. in der Anfangsphase, eher unterschätzten und bei langsameren Änderungen eher überschätzten. Die wirklichen Unterschiede zwischen Versuch und Simulation dürften vor diesem Hintergrund wahrscheinlich kleiner gewesen sein.

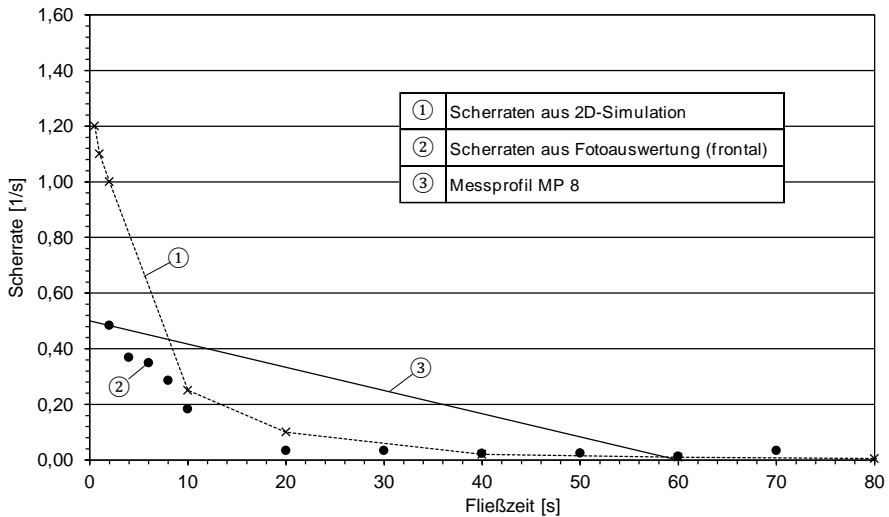


Abb. 4-26: Vergleich des zeitlichen Scherratenverlaufes aus der 2D-Simulation und der Fotoauswertung für V22 (Haegermann-Versuch)

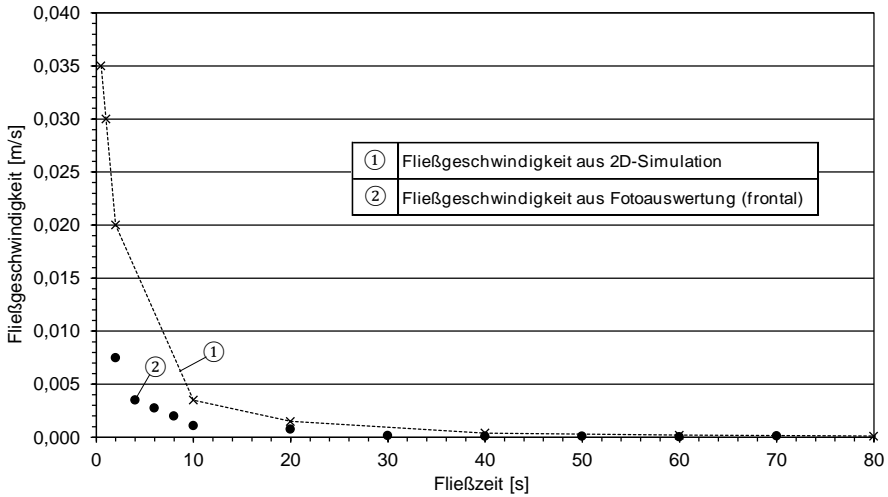


Abb. 4-27: Vergleich des zeitlichen Fließgeschwindigkeitsverlaufes aus der 2D-Simulation und der Fotoauswertung für V22 (Haegermann-Versuch)

Das in Abb. 4-26 gezeigte lineare Messprofil MP 8 ist das Ergebnis der in Abb. 4-28 dargestellten iterativen Optimierung zur Anpassung der Messprofile an die Scherratenverläufe der Fließversuche. Dabei wurde generell eine lineare Abwärtsrampe gewählt; die Rampendauer wurde dem Versuchsergebnis angepasst und der Startwert der Scherrate dahingehend optimiert, dass er zwischen dem Ergebnis des Fließ-Versuches und dem der zugehörigen Simulation lag.

Zwar wurde gezeigt, dass neben der Verwendung linearer Abwärtsrampen noch besser angepasste Messprofile möglich wären, im Rahmen der Konzentration auf Untersuchungen zum numerischen Simulationsverfahren aber scherratengesteuerte, lineare Abwärtsrampen zielführend erschienen und verwendet wurden.

In Abb. 4-26 und Abb. 4-27 ist deutlich zu erkennen, dass für V22 schon mit dem gewählten linearen Messprofil als Basis für die 2D-Simulation ab etwa 10 s bis Versuchsende eine gute Übereinstimmung zwischen den simulierten und gemessenen Scherraten- und Fließgeschwindigkeitsverläufen erreicht wurde. In der Anfangsphase erhält man unter der Berücksichtigung der verfügbaren Auswertetechnik (vgl. Kapitel 3.3.1) eine befriedigende Übereinstimmung. Die gewählte Rampendauer entsprach in etwa der Fließdauer des Versuches. Die maximale Scherrate im Messjob MP 8 lag mit $0,5 \text{ s}^{-1}$ deutlich unter derjenigen der Simulation mit $1,2 \text{ s}^{-1}$, aber in der Größenordnung des ersten bestimmten Wertes aus der Fotoauswertung ($0,48 \text{ s}^{-1}$). Aufgrund der nicht idealen Übereinstimmung der Scherratenverläufe könnte u.U. auch eine Unterschätzung der Schubspannungen bei den rheologischen Messungen eine Ursache für die scheinbare Überschätzung der Scherraten und Fließgeschwindigkeiten durch die 2D-Simulation gewesen sein.

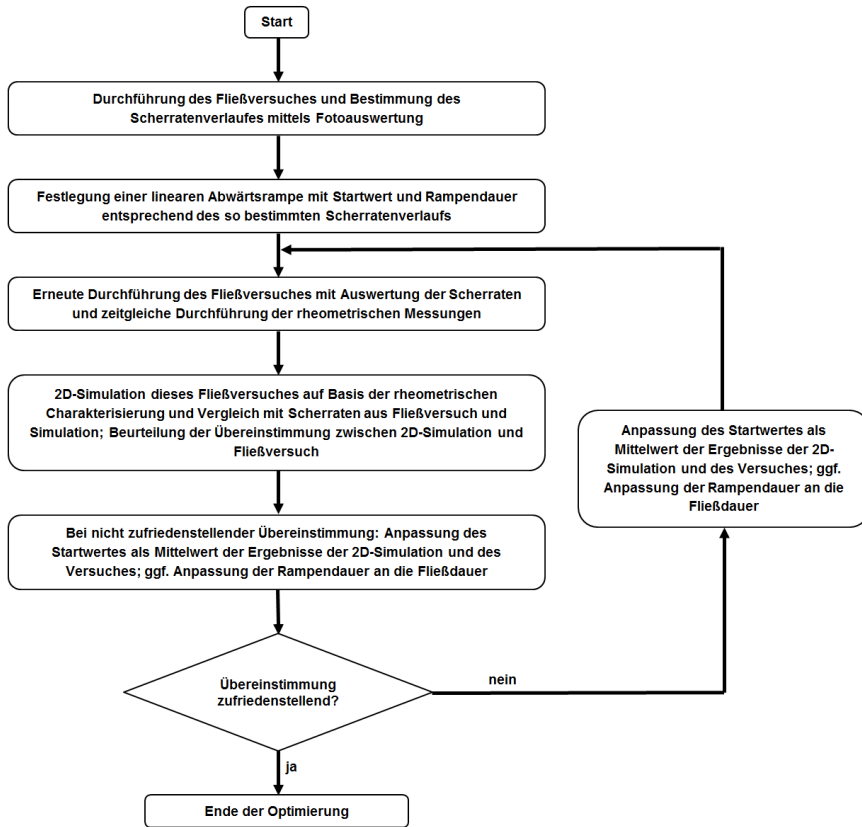


Abb. 4-28: Iterative Optimierung des Startwertes und der Dauer der scherraten gesteuerten, linearen Abwärtsrampen

Das für V22 bestimmte End-Fließmaß erschien mit 24,5 cm zu klein für die Gewährleistung von selbstverdichtenden Eigenschaften, bei dem auf den Einsatz von Verdichtungsenergie in der Praxis verzichtet werden kann. Aus diesem Grunde wurde für eine Optimierung ein anderes Fließmittel verwendet. Die sich ergebende Mischungszusammensetzung M3 ist in Tab. 3-3 angegeben und wurde für den Versuch V104 verwendet. Es wurde ein deutlich höheres End-Fließmaß von 30 cm nach 205 s bei gutem Entlüftungsverhalten erreicht.

In Abb. 4-29 ist für V104 das Endergebnis des oben beschriebenen Optimierungsprozesses für die Anpassung des Messprofils an den Scherratenverlauf des Fließversuches dargestellt. Letztendlich wurde das Messprofil MP 11 gewählt. Der Startwert der Rampe war mit $1,5 \text{ s}^{-1}$ etwa der Mittelwert aus den Daten der 2D-Simulation und denen der Fotoauswertung. Als Endwert der Scherraterampe wurde $0,01 \text{ s}^{-1}$ gemäß den Überlegungen aus Kapitel 4.2.5 gewählt. Die Rampendauer wurde auf 180 s festgelegt. Graphisch ist MP 11 in Abb. 4-29 dargestellt.

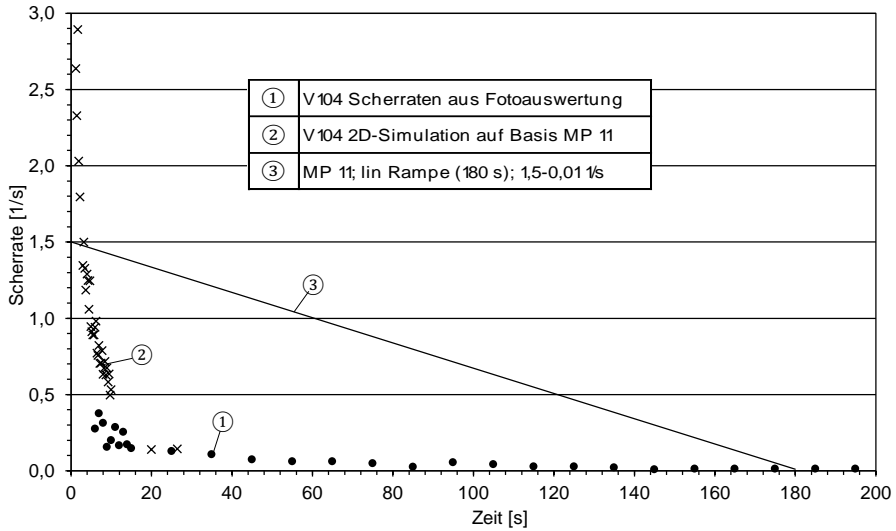


Abb. 4-29: Anpassung des Scherratenbereichs und der Rampendauer an die ermittelten Scherraten aus der Fotoauswertung und der 2D-Simulation am Beispiel des Versuches V104 und MP 11; lineare Rampe (1,5-0,01 1/s, 180 s)

Tab. 4-5 enthält die Modellparameter, die sich aus der Modellierung für V104 und MP 11 ergaben.

Tab. 4-5: Mit Messprofil MP 11 ermittelte Regressions- bzw. Modellparameter für die scherraten gesteuerte Abwärtsrampe für Versuch V104

Versuch	τ_0 [Pa]	μ [Pa·s]	k [s]	n [-]
V104	1,014	83,6	2367,4	0,96

Der Vergleich des gemessenen und simulierten Scherratenverlaufes zeigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung. Allerdings war der in Abb. 4-30 dargestellte zeitliche Verlauf des Fließmaßes aus der 2D-Simulation auf Basis der in Tab. 4-5 angegebenen Originaldaten nicht zufriedenstellend. Schon nach 5 s war das experimentell ermittelte End-Fließmaß überschritten. Die Übereinstimmung ist damit deutlich schlechter als diejenige für den Versuch V22, die mithilfe der gleichen Vorgehensweise bestimmt wurde. Eine Erklärung für diesen Unterschied könnte die bei größeren Fließmaßen sich deutlich stärker auswirkende Überschätzung des Fließmaßes infolge der Vernachlässigung des azimuthalen Fließens bei der 2D-Simulation sein.

Im Rahmen einer Parameterstudie wurde die Möglichkeit geprüft, mithilfe einer *Kalibrierung* der mittels rheologischer Messungen bestimmten Regressionsparameter für die Fließgrenze und die Viskosität eine Verbesserung der Übereinstimmung der Ergebnisse der 2D-Simulation mit denen des Fließversuches zu erreichen.

Ausgehend von den in Tab. 4-5 angegebenen Originaldaten sind nachfolgend in Abb. 4-30 die Fließmaß-Entwicklung aus der Fotoauswertung den Simulationsergebnisse der 2D-Simulationen mit unkalibrierten und kalibrierten Parametern für die

Fließgrenze τ_0 und die Viskosität μ gegenüber gestellt. Die Kurve für die Simulation mit Originaldaten wird in Abb. 4-30 nicht vollständig dargestellt, um die Skalierung der Y-Achse nicht zu stark vergrößern zu müssen und Unterschiede in den Kurvenverläufen erkennen zu können. Der Bereich des „Abknickens“ dieser Kurve lag bei ca. 40 cm. Deutlich war der Einfluss der Vergrößerung der Fließgrenze in Form einer Verringerung des End-Fließmaßes zu erkennen (in Abb. 4-30 ist die Verschiebungsrichtung entsprechend mit einem vertikalen Pfeil gekennzeichnet).

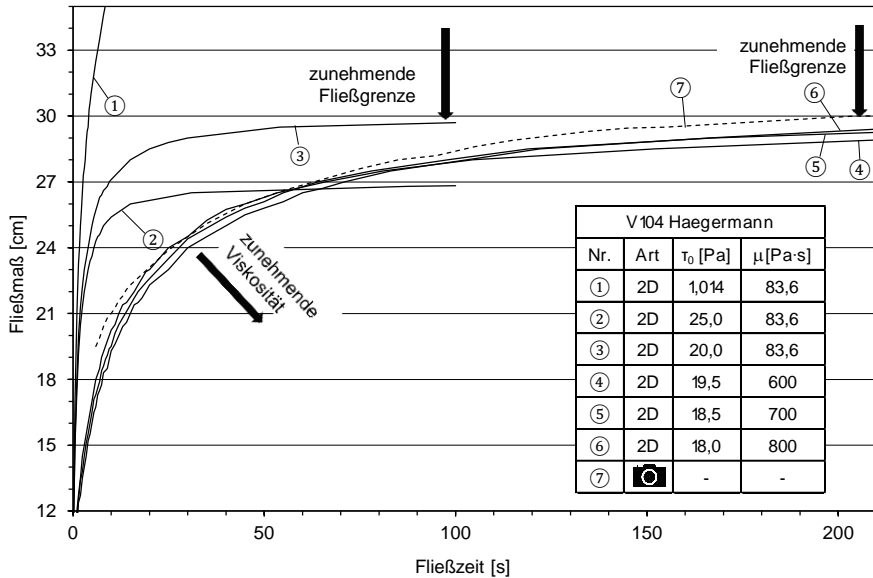


Abb. 4-30: Zeitlicher Verlauf des Fließmaßes für den Haegermann-Versuch V104; Vergleich der Ergebnisse der Fotoauswertung mit den Simulationsergebnissen mit Originaldaten und kalibrierter Fließgrenze und Viskosität

Bei einer Erhöhung der Fließgrenze von original 1,014 Pa auf 18 Pa verringerte sich das simulierte End-Fließmaß auf 29,5 cm. Durch die Vergrößerung der Viskosität von original 83,6 Pa·s auf bis zu 800 Pa·s wurde der ursprünglich deutlich zu erkennende Knick in dem Fließmaß-Verlauf erheblich abgeflacht (in Abb. 4-30 ist die Verschiebungsrichtung entsprechend mit einem nach rechts unten gerichteten Pfeil gekennzeichnet). Es war erkennbar, dass eine Veränderung der Viskosität in geringem Maße auch das End-Fließmaß beeinflusste. So lag das End-Fließmaß für die Kurve mit Kalibrierung der Fließgrenze auf 20 Pa und einer Viskosität von 83,6 Pa·s schon nach 100 s knapp oberhalb des bei 210 s erreichten End-Fließmaßes der Kurve mit der Fließgrenze von 18 Pa und der Viskosität von 800 Pa·s. Der geringe Unterschied in der Fließgrenze wurde durch den deutlichen Unterschied in der Viskosität in etwa ausgeglichen. Damit konnte die in der Literatur beschriebene Erkenntnis bestätigt werden, dass die Viskosität im Wesentlichen die Fließzeit beeinflusst und nur in sehr untergeordnetem Maße das End-Fließmaß (vgl. Gram 2005, Tanigawa 1989, Thrane 2007c, Tang 2001, Artelt 2008, Flatt 2006a, Neophytou 2010 und Wüstholtz 2006).

Die Ergebnisse zeigten die letztendlich besten Übereinstimmungen zwischen der 2D-Simulation und dem Versuch für eine Fließgrenze von 18 Pa und eine Viskosität von

800 Pa·s. Welche Übereinstimmung als ausreichend angesehen werden konnte, musste im Einzelfall entschieden werden. Für V104 ergaben sich als *Kalibrierfaktoren* für die Fließgrenze $18 / 1,014 = 17,8$ und für die Viskosität $800 / 83,6 = 9,6$. Mit diesen Faktoren wurden die bei einem Wiederholungsversuch V108 mit der gleichen Mischungszusammensetzung gemessenen Regressionsparameter für die Fließgrenze und Viskosität multipliziert. Es resultierte eine kalibrierte Fließgrenze von 22 Pa und eine kalibrierte Viskosität von 833 Pa·s. Das entsprechende 2D-Simulationsergebnis ist zusammen mit der Auswertung des dazugehörigen Fließmaß-Verlaufs aus dem Versuch in Abb. 4-31 dargestellt. Bei dem Wiederholungsversuch lag das gemessene End-Fließmaß bei 28,1 cm und das simulierte End-Fließmaß bei 27,5 cm jeweils bei einer Fließzeit von ca. 210 s.

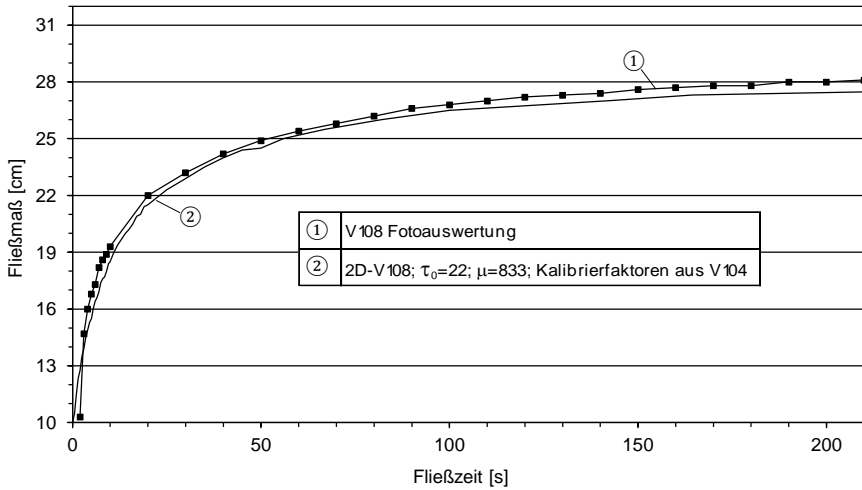


Abb. 4-31: Verlauf des Fließmaßes über die Zeit für den Haegermann-Versuch; Überprüfung der mittels V104 bestimmten Kalibrierfaktoren für Wiederholungsversuch V108

Die Übereinstimmung zwischen den experimentell bestimmten Werten und der 2D-Simulation mit den so kalibrierten rheologischen Daten war durchaus zufriedenstellend. Allerdings muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass diese gute Übereinstimmung für gleichbleibende Regressionsparameter n und k galt. Insbesondere bei größeren Abweichungen in dem Regressionsparameter n bei veränderten Mischungszusammensetzungen fiel die Übereinstimmung teilweise auch deutlich schlechter aus. Eine allgemeingültige Anwendbarkeit der ermittelten Kalibrierfaktoren konnte nicht nachgewiesen werden. Auf den Einfluss von n und k wird näher in Kapitel 5.1 eingegangen.

Nachfolgend werden Ergebnisse von weiteren Parameterstudien und Variationen in der Simulationseinstellung in Kürze vorgestellt. Auf eine detailliertere Darstellung der Ergebnisse wird verzichtet, da entweder nur bekannte Einflussfaktoren und Zusammenhänge bestätigt wurden, keine nennenswerte Unterschiede auftraten oder keine

eindeutigen Zusammenhänge bzw. Einflüsse identifiziert werden konnten. Dazu gehörten:

- Eine Variation der *Dichte* zwischen 2300 kg/m^3 und 2500 kg/m^3 hatte nur einen geringen Einfluss auf das End-Fließmaß. Bei gleichbleibender Fließzeit wurde eine Vergrößerung des End-Fließmaßes mit zunehmender Dichte um 1 cm von 26,5 cm auf 27,5 cm festgestellt. Bei den durchgeführten Simulationen wurden die jeweils bei den Versuchen bestimmten Dichten auf $\pm 50 \text{ kg/m}^3$ genau verwendet.
- Die *Größe der Rechenzeitschritte* wurde anfangs auf 0,001 s fest eingestellt und später mittels eines *Courant-Friedrichs-Levy (CFL)-Stabilitätskriteriums* variabel an die Fließsituation und Netzgeometrie angepasst. Neben der Vorgabe einer CFL-Zahl, die zwischen 0,35 und 0,01 gewählt wurde, mussten die minimalen und maximalen Zeitschrittgrößen definiert werden. Dieses Verfahren wurde letztendlich gewählt, weil es auch ein Stabilitätskriterium bei Wahl der CFL-Zahl kleiner 1 darstellte.
- Die alternative Verwendung von einer „*partial-slip*“-Bedingung in Verbindung mit einer *quadratischen Funktion für die Phasenabhängigkeit der Stoffgrößen Dichte und Viskosität* (gemäß Gleichungen (B.7) und (B.8)) anstelle der ursprünglich verwendeten „*no-slip*“-Bedingung in Verbindung mit einer *linearen Funktion für die Phasenabhängigkeit der Stoffgrößen Dichte und Viskosität* (gemäß Gleichungen (B.5) und (B.6)) wurde untersucht. Beide Alternativen führten zu einer vergleichbar guten Übereinstimmung des zeitlichen Verlaufes des Fließmaßes der 2D-Simulationen und der Fließversuche. Auf eine genauere Untersuchung der oben beschriebenen Parameter wird für 3D-Simulationen in Kapitel 5.1 näher eingegangen.
- Im Rahmen der Simulationen wurde die *Netzgröße im Bereich der Grenzfläche* zwischen Material und Ausbreitplatte verringert. Diese Änderungen führten zu keiner Verbesserung der Ergebnisse. Deswegen wurde zunächst die ursprüngliche Netzgröße beibehalten. Auf eine genauere Untersuchung der numerischen Modellierung der physikalischen Zusammenhänge im Bereich der Grenzfläche und insbesondere der jeweiligen Fließfront wird für 3D-Simulationen in Kapitel 5.1 näher eingegangen.
- Bei der Visualisierung der Fließfronten bzw. der Grenzlinien zwischen dem Fluid und der Luft wurde standardmäßig ein *Fluidgehalt* von 50 % innerhalb der Zelle als üblicher Schwellwert für die Darstellung der Zelle als gefüllte Zelle gewählt. Auswertungen von 2D-Haegermann-Simulationen mit Schwellenwerten von 30 bis 60 % ergaben Unterschiede im Fließmaß von maximal etwa 1 cm bei zunehmendem Fließmaß mit abnehmendem Schwellenwert. Die Fließmaßabweichung hing stark von der gewählten Größe der Gitternetze ab. Die Unterschiede stiegen mit zunehmender Gitternetzgröße. Für die weiteren Auswertungen wurde der Schwellenwert von 50 % beibehalten.

Ein gemeinsames Fazit zur 2D-Simulation erfolgt nach der nachfolgenden Diskussion der 2D-Simulationen der L-Box-Versuche.

4.4.3 2D-Simulationen der L-Box-Versuche

Die nachfolgenden Simulationen wurden ebenfalls auf Basis der für Versuch V104 ermittelten rheologischen Daten mittels des in Kapitel 4.3 beschriebenen Modelles durchgeführt. Die entsprechenden Modell- bzw. Regressionsparameter wurden mit und ohne Kalibrierung eingesetzt. Es wurden keine Messprofile verwendet, die speziell auf die bei den L-Box-Versuchen auftretenden Scherratenverläufe abgestimmt waren.

Für die Simulation wurden „partial-slip“-Bedingung in Verbindung mit einer quadratischen Funktion für die Phasenabhängigkeit der Stoffgrößen Dichte und Viskosität im Rahmen der VOF (VOF quadratisch) benutzt.

Die 2D-Simulationsergebnisse für die Entwicklung der Fließstrecke über die Zeit und der entsprechende Verlauf aus der Fotoauswertung des L-Box-Versuches V104 sind in Abb. 4-32 dargestellt. Das Ende der Fließstrecke lag bei 35,5 cm, ausgehend vom Abtrennschott.

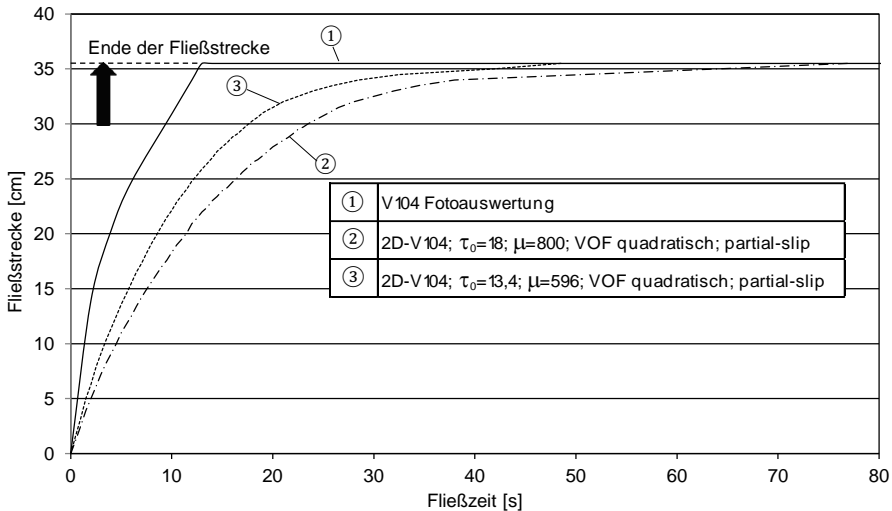


Abb. 4-32: Zeitliche Entwicklung der Fließstrecke für den L-Box-Versuch V104; Überprüfung der mittels des Haegermann-Versuches bestimmten Kalibrierfaktoren (Kurve ②); Überprüfung der mittels des Haegermann-Versuches bestimmten Kalibrierfaktoren unter zusätzlicher Berücksichtigung der geometrischen Verhältnisse der L-Box (Kurve ③)

Deutlich ist zu erkennen, dass die Simulation mit den am Haegermann-Versuch ermittelten kalibrierten Werten für die Fließgrenze und die Viskosität (Kurve ②) den Kurvenverlauf aus der Fotoauswertung des L-Box-Versuchs deutlich unterschätzte. Während experimentell das Ende der Fließstrecke nach 13,5 s erreicht wurde und eine leicht abnehmende Fließgeschwindigkeit über den Versuchsverlauf erkennbar war, lag die Fließzeit bei der Simulation bei fast 80 s. Während die Fließgeschwindigkeit in den ersten Sekunden des Versuches noch vergleichbar war, nahm sie bei der Simulation deutlich schneller ab, und es kam schon vor dem Erreichen des End-Fließmaßes von 35,5 cm fast zum Stillstand.

Bei den 2D-Simulationen mit der ursprünglich verwendeten „no-slip“-Bedingung, die an dieser Stelle nicht gezeigt werden, war dieser „Abbrems-Effekt“ noch deutlicher zu erkennen. Deshalb wurde vor dem Hintergrund, dass Wandreibung nur an der Kontaktlinie zwischen Material und Grenzfläche wirkt, versucht, mittels der unterschiedlichen Verhältnisse von Fläche des Materials zu der Kontaktlänge zwischen Material und Grenzfläche (Boden bzw. Boden und Wand bei der L-Box) einen möglichen Hinweis für eine Anpassung der erforderlichen Kalibrierungen für die 2D-L-Box zu finden.

Dieses Verhältnis (2D-L-Box zu 2D-Haegermann) betrug 0,7451 [-]. Mit diesem Faktor wurden die Werte der Viskosität und der Fließgrenze multipliziert, und es ergab sich für die Viskosität $800 \text{ Pa}\cdot\text{s} \cdot 0,745 = 596 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ und für die Fließgrenze resultierte $18 \text{ Pa} \cdot 0,745 = 13,4 \text{ Pa}$. Der mit diesen Werten simulierte Verlauf der Fließstrecke ist ebenfalls in Abb. 4-32 als Kurve ③ dargestellt. Zwar ist eine deutliche Verbesserung, d.h. eine Erhöhung der Fließgeschwindigkeit zu erkennen, das „Abbremsen“ der Fließfront kurz vor dem Erreichen der abschließenden Wand war aber immer noch deutlich ausgeprägt. Die abschließende Wand der L-Box (Ende der Fließstrecke) wurde erst nach 48,5 s erreicht.

Es kann festgehalten werden, dass die 2D-Simulationsergebnisse für die L-Box durch die angewendete Berücksichtigung der unterschiedlichen geometrischen Verhältnisse zwar qualitativ verbessert wurden, aber dass keine zufriedenstellenden Übereinstimmungen erreicht werden konnten und keine aus den Haegermann-Versuchen übertragbare Kalibriermethode existiert.

4.5 Zusammenfassung zur rheometrischen Charakterisierung und zu den 2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche

Zur Generierung einer Datenbasis für die 2D-Simulation des Fließ- und Füllverhaltens zementgebundener Feinkornsuspensionen wurde ein Rotationsrheometer mit speziell für Baustoffuspensionen entwickelter Messzelle verwendet. Bei der Durchführung der rheometrischen Charakterisierung mussten die besonderen Anforderungen infolge des stark zeit- und scherratenabhängigen Verhaltens der verwendeten Suspensionen berücksichtigt werden. Dies beinhaltete insbesondere die Sicherstellung einer immer gleichen Scherhistorie bis zum Prüfbeginn sowie die zeitgleiche Durchführung der Fließ- und Füllversuche an Haegermann-Trichter, L-Box und Rotationsrheometer.

Es wurde letztendlich das zeit- und scherratenabhängige Verhalten mithilfe auf den jeweiligen Fließvorgang angepasster rheometrischer Messprofile in Form scherraten-gesteuerter Abwärtsrampen charakterisiert. Eine detailliertere Nachbildung der realen Scherratenverläufe, insbesondere mit geteilten linear-logarithmischen Rampen, erschien aufgrund des deutlich steigenden Aufwandes im Verhältnis zu den möglichen Verbesserungen der daraus resultierenden Simulationen nicht zielführend. Zur Festlegung des Startwertes und der Dauer der scherraten-gesteuerten, linearen Abwärtsrampe wurde in einem iterativen Vorgehen neben dem Scherratenverlauf aus den Versuchen auch derjenige der zugehörigen 2D-Simulationen berücksichtigt.

Auf Basis der aus den rheometrischen Versuchen resultierenden Scherraten-Schubspannungs-Daten wurden die Regressions- bzw. Modellparameter für das verwendete scherratenabhängige Modell nach Herschel-Bulkley mit einer funktionalen Form des Carreau-Modells ermittelt. Mithilfe der so bestimmten Parameter wurden die 2D-Simulationen der Haegermann- und L-Box-Versuche mit CoRheoS durchgeführt.

Es konnte gezeigt werden, dass das Fließverhalten von zementgebundenen Feinkornsystemen für die durchgeführten Haegermann- und L-Box-Versuche simuliert werden konnte, doch bedurften die Regressionsparameter τ_0 und μ einer Kalibrierung, um auch eine quantitativ gute Übereinstimmung in den End-Fließmaßen und Fließmaß-Verläufen zu erreichen. Tendenziell konnten die in der Literatur beschriebenen Abhängigkeiten des End-Fließmaßes von der Fließgrenze und der Fließzeiten bzw. Fließgeschwindigkeiten von der Viskosität bestätigt werden.

Die Anwendbarkeit der ermittelten Kalibrierfaktoren beschränkte sich auf die jeweilige Mischungszusammensetzung und führte bei Anwendung auf die L-Box-Versuche zu qualitativ zufriedenstellenden Ergebnissen. Eine für alle 2D-Simulationen gültige Verwendbarkeit der Kalibrierfaktoren konnte nicht nachgewiesen werden.

Die Notwendigkeit und fehlende allgemeingültige Anwendbarkeit der Kalibrierfaktoren war vornehmlich wie folgt begründet:

- Bei der verwendeten 2D-Simulation der Haegermann-Versuche in kartesischen Koordinaten blieb der in Wirklichkeit auftretende azimutale Materialfluss unberücksichtigt. Dieser müsste sich bei einer kartesischen 2D-Betrachtung theoretisch als ein in Fließrichtung zunehmender „Materialverlust“ bemerkbar machen. Eine Vernachlässigung dieses Effektes führte somit zu einer zunehmenden Überschätzung des Fließmaßes in Fließrichtung durch die 2D-Simulation. Daraus folgt insbesondere auch, dass mit zunehmendem End-Fließmaß die Abweichung von 2D-Simulation und Versuchsergebnis zunimmt und eine stärkere Kalibrierung erforderlich macht.
- Bei 2D-Simulationen können die Randbedingungen in der 3. Dimension wie beispielsweise Effekte der Wandreibung zwischen Material und seitlicher Grenzfläche nicht berücksichtigt werden. Bei den unterschiedlichen Fließbereichsgeometrien des Haegermann-Versuches und der L-Box führte dies zu unterschiedlichen Kalibrierfaktoren.

Ein weiterer Unterschied zwischen den Experimenten und den 2D-Simulationen bestand in dem unmittelbaren Start der Fließbewegung in der Simulation; der Hebevorgang des Trichters bzw. des Abtrennschotts und Klebe- und Viskositätseffekte blieben unberücksichtigt. Es wäre zu prüfen, ob eine entsprechende Ergänzung des Simulationsprogrammes zu einer besseren Übereinstimmung zwischen Versuchs- und 2D-Simulationsergebnissen führt.

Auf Grund der oben beschriebenen Schwächen von 2D-Simulationen wurde entschieden, mit 3D-Simulationen fortzufahren, um auf diese Weise die realen Fließ- und Randbedingungen besser erfassen zu können. Dies erschien insbesondere auch im Hinblick auf eine erfolgreiche zukünftige Anwendung des Simulationsprogramms auf komplexere und umfangreichere Geometrien sinnvoll. Im Rahmen der 3D-

Rheometrische Charakterisierung und 2D-Simulationen der Fließ- und Füllversuche

Simulationen sollten dann auch die in 2D begonnenen Untersuchungen zum Einfluss bzw. der Anwendbarkeit verschiedener slip-Bedingungen und einer quadratischen Funktion für die Phasenabhängigkeit der Stoffgrößen weitergeführt werden.

5 3D-Simulation der Fließ- und Füllversuche

5.1 3D-Simulationen der Haegermann-Versuche

Nachdem die Ergebnisse der Untersuchungen zu den 2D-Simulationen der Haegermann- und L-Box-Versuche mit verschiedenen Kalibrierfaktoren nicht weiter zielführend erschienen, wurde mit 3D-Simulationen des Haegermann-Versuches V104 auf Basis der in Tab. 4-5 angegebenen unkalibrierten Regressions- bzw. Modellparameter begonnen. Dazu wurden zunächst die ursprünglichen „no-slip“-Bedingungen und die ursprüngliche VOF verwendet. Die sich ergebenden Fließkurvenverläufe für zwei verschiedene Auswerteverfahren sind in Abb. 5-1 dargestellt. Zum Vergleich ist zusätzlich der Fließkurvenverlauf aus der 2D-Simulation mit den kalibrierten Regressionsparametern dargestellt (Kurve ②).

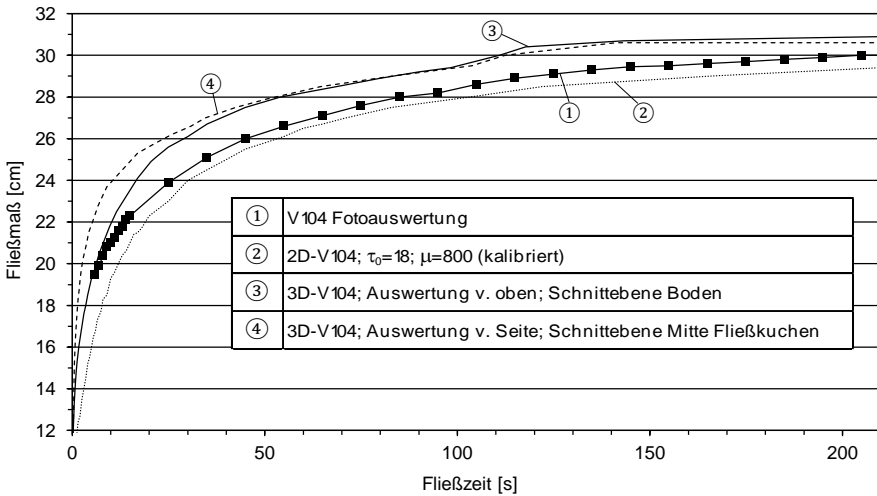


Abb. 5-1: Zeitlicher Verlauf des Fließmaßes für den Haegermann-Versuch V104; Vergleich der 2D-Simulationsergebnisse (mit Kalibrierung) mit den Ergebnissen der 3D-Simulation ohne Kalibrierung bei verschiedenen Auswerteverfahren

Grundsätzlich stimmten die Ergebnisse der 3D-Simulation für beide Auswerteverfahren auch ohne Verwendung von Kalibrierungen der Fließgrenze und der Viskosität deutlich besser mit dem experimentell bestimmten Verlauf aus der Fotoauswertung überein als bei der 2D-Simulation ohne Kalibrierung (vgl. Abb. 4-30). Das Endfließmaß wurde durch die 3D-Simulation um etwa 1 cm überschätzt, die Fließmaß-Differenzen in den ersten 20 s betragen maximal etwa 6 cm.

Die Auswertung der 3D-Simulation wurde zunächst über die Bestimmung des maximalen Fließmaßes aus dem Schnitt durch die Mittelachse des Fließkuchens in Seitenansicht vorgenommen. Dabei wurde die maximale Breite nicht immer direkt am Boden erreicht, sondern es bildete sich teilweise eine Art Wulst aus, sodass die maximale Breite oberhalb des Bodens auftrat (Kurve ④). Diese Art der Auswertung wurde auch bei den 2D-Simulationen verwendet. Bei der anderen Art wurde ein horizontaler Schnitt direkt oberhalb des Bodens vorgenommen und ausgewertet (Kurve

③). Insbesondere in den ersten ca. 60 s war der oben beschriebene „Wulst-Effekt“ deutlich ausgeprägt, sodass in diesem Zeitraum entsprechend auch die Kurve mit der Auswertung von der Seite oberhalb der anderen Kurve lag. Eine Ursache für diesen Effekt war die in der Simulation angenommene „no-slip“-Bedingung, die dazu führte, dass das Material in direktem Bodenkontakt sozusagen an dem Boden klebte und von dem nachströmendem Material überströmt bzw. „überrollt“ wurde und sich der beobachtete Wulst ausbildete. Die „Wulst“-Bildung und „Überdachung“ im Bereich der Fließfront inklusive des Gitternetzrasters ist übertrieben in Abb. 5-2 skizziert.

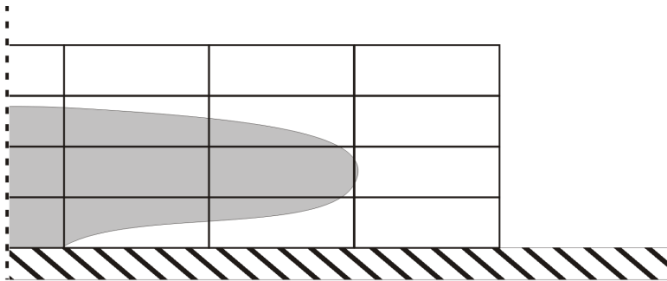


Abb. 5-2: Übertriebene Skizzierung der „Wulst“-Bildung und „Überdachung“ mit Gitternetzzellen im Bereich der Fließfront bei der 3D-Simulation

Dieser Effekt wurde durch die hohen Viskositäten der verwendeten Feinkornsysteme begünstigt. Bei niedrigeren Viskositäten wäre er weniger ausgeprägt gewesen. Infolge der abnehmenden Fließgeschwindigkeiten und da nicht mehr so viel Material nachströmte, nahm dieser Effekt gegen Ende der Fließzeit ab, was entsprechend durch die Annäherung der beiden Kurvenverläufe bemerkbar war.

Bei genauer Betrachtung der Fließkurven der 3D-Simulation in Abb. 5-1 konnte bei 104 s ein Sprung bzw. ein deutlich steilerer Anstieg im Verlauf des Fließmaßes für beide Arten der Auswertung erkannt werden. In der 3D-Visualisierung des simulierten Fließkuchens kam es kurz vor dem Zeitpunkt des Auftretens des Knickes in der Fließkurve zu einem Lufteinschluss mit anschließendem Aufstieg einer Blase. Die sich konzentrisch ausbreitende nachfolgende Welle führte zu einer entsprechenden schubweisen Erhöhung des Ausbreitmaßes, die sich durch den Knick in der Fließkurve deutlich manifestierte.

Die in der Simulation auftretende Welle war in der 3D-Visualisierung des Fließkuchens zum Zeitpunkt $t = 106$ s kurz vor Erreichen des Randes des Fließkuchens erkennbar (siehe Abb. 5-3).

DB: output_424.vtk
 Cycle: 424 Time: 106.001

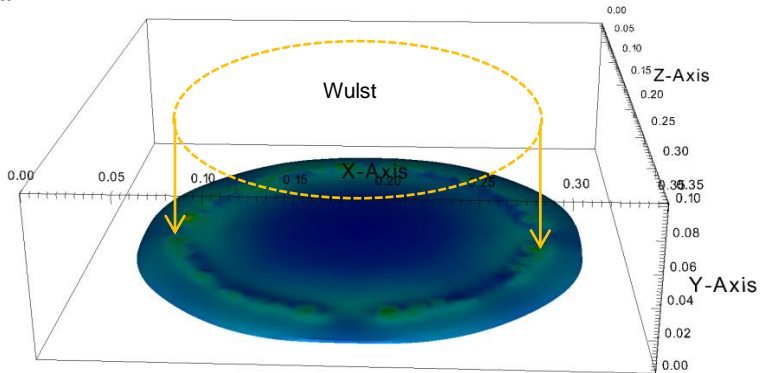
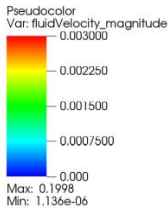


Abb. 5-3: 3D-Visualisierung des Fließkuchens des Haegermann-Versuches V104 zum Zeitpunkt $t = 106$ s

Die Ursachen für die entstandene Luftblase und anschließende Welle lagen in der Kombination aus getroffenen Annahmen. Zum einen entstand infolge der „no-slip“-Bedingung in Kombination mit der hohen Viskosität der verwendeten Materialien der oben beschriebene Wulst, zum anderen wurde bei der VOF - wie bei der 2D-Simulation auch - zunächst eine lineare Abhängigkeit der Dichte und insbesondere der Viskosität von der skalaren Größe f für den Volumenanteil der kontinuierlichen Phase angenommen. Infolge dessen resultierte aus dem volumetrisch hohen Luft- und geringen Materialanteil für die Randzellen eine sehr niedrige Dichte und niedrige Viskosität, d. h. die „Lufteigenschaften“ überwogen deutlich. Bei weiterem Fortschreiten der Fließfront pflanzte sich dieser Effekt fort, mit dem makroskopischen Effekt, dass sozusagen Luft im Fließkuchen eingeschlossen und als aufsteigende Luftblase sichtbar wurde und die beobachtete Welle entstand. Mit fortschreitender Fließfront und abnehmender Fließgeschwindigkeit nahmen der „Wulst“-Bildung und „Überdachungseffekte“ ab und dementsprechend auch die Lufteinschlüsse.

Zur Verringerung der beschriebenen Effekte wurde bei der VOF die zunächst verwendete *lineare Abhängigkeit der Stoffgrößen von f* (gemäß der Gleichungen (B.5) und (B.6)) in eine *quadratische* (gemäß der Gleichungen (B.7) und (B.8)) geändert.

Die Änderungen der verwendeten Abhängigkeit wurden für die Gitternetzstellen mit Kontakt zu den Grenzflächen, d. h. dem Boden bei den Haegermann-Versuchen und Boden und Wänden bei den L-Box-Versuchen durchgeführt. Für alle anderen Gitternetzstellen wurde unverändert die lineare Abhängigkeit verwendet.

Aus der Wahl der quadratischen Abhängigkeit ergab sich im Vergleich zur linearen Abhängigkeit eine deutliche Verringerung der resultierenden Viskosität und Dichte und somit eine höhere Fließgeschwindigkeit und eine geringer ausgeprägte „Wulst“-

Bildung mit „Überdachungseffekt“. Diese Änderung alleine reichte allerdings nicht aus, um eine Blasenbildung zu vermeiden. Daher wurde als zweite Maßnahme die „no-slip“-Bedingung für den Boden und die Wände durch eine „partial-slip“-Bedingung mit einer Schlupflänge von 10^5 m ersetzt. Durch diesen großen Schlupf sollte das Entstehen der bisher beobachteten übermäßigen „Wulste“ bzw. „Überdachungen“ verringert werden, da sich dann die Fließfront auch im direkten Kontaktbereich Grenzfläche - Fluid - Luft in Fließrichtung fortbewegt.

Die Ergebnisse der 3D-Simulation mit diesen Änderungen sind in Abb. 5-4 vergleichend zu denen der 3D-Simulationen mit den bisherigen Einstellungen für Versuch V104 dargestellt. Die Simulationsergebnisse wurden mittels eines Vertikalschnittes durch die Symmetrieachse des Fließkuchens und Auswertung des Fließmaßes von der Seite ermittelt.

Wie infolge der verringerten Viskositäten und der angesetzten Schlupflänge zu erwarten war, lag die Kurve aus den neuen 3D-Simulationsergebnissen über der mit den ursprünglichen Einstellungen. Bei etwa 110 s schnitten sich beide Kurven. Während die Fließkurve für die Simulation mit den neuen Einstellungen auf ein End-Fließmaß von etwas über 30,3 cm auslief, stieg die aus den ursprünglichen Einstellungen infolge der Wellen noch auf 30,6 cm an. Also hat sich auch das End-Fließmaß dem experimentellen Ergebnis weiter angenähert.

Bei dem Vergleich der beiden Fließkurven wurde außerdem erkennbar, dass die Fließgeschwindigkeit bei den veränderten Einstellungen schneller abnahm, was sich im Diagramm in einem schnelleren und etwas abrupteren Erreichen des nahezu horizontalen Bereiches bemerkbar machte.

Darüber hinaus ist in Abb. 5-4 das Ergebnis einer 3D-Simulation nur mit der „partial-slip“-Bedingung, aber mit der ursprünglichen VOF mit linearer Abhängigkeit dargestellt (Kurve ④). Die resultierende Fließkurve lag in der ersten Versuchshälfte unterhalb der Fließkurve ③ für „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit. Damit wurden die oben erläuterten Einflüsse der Variation der slip-Bedingungen und der VOF mit verschiedenen Abhängigkeiten bestätigt. Das im Vergleich zur Kurve ③ mit „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit in der zweiten Versuchshälfte etwas höhere Fließmaß ist der höheren Viskosität geschuldet.

Bei der 3D-Simulation mit den neuen Einstellungen waren keine Luftblasen-Effekte mehr erkennbar.

Zwar konnte auch bei diesen 3D-Simulationen eine weitere Verbesserung der Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch, insbesondere in der ersten Versuchshälfte, durch eine Kalibrierung, d.h. eine Erhöhung der Viskosität erzielt werden; auf eine weitere Verfolgung der Idee der Kalibrierung der Regressionsparameter wurde aber vor dem Hintergrund verzichtet, dass es sinnvoller erschien, zunächst die genauen physikalischen Wechselwirkungen im Bereich der Kontaktzone Grenzfläche - Fluid - Luft näher zu untersuchen und realistisch zu modellieren. Dazu gehörte auch die nähere mikroskopische oder mesoskopische Betrachtung des Fluids im Bereich der Kontaktzone zur Grenzfläche, um möglicherweise entstehende lokale

Entmischungen und Gleitschichten identifizieren und bezüglich ihres Einflusses auf das makroskopische Schlupfverhalten charakterisieren zu können.

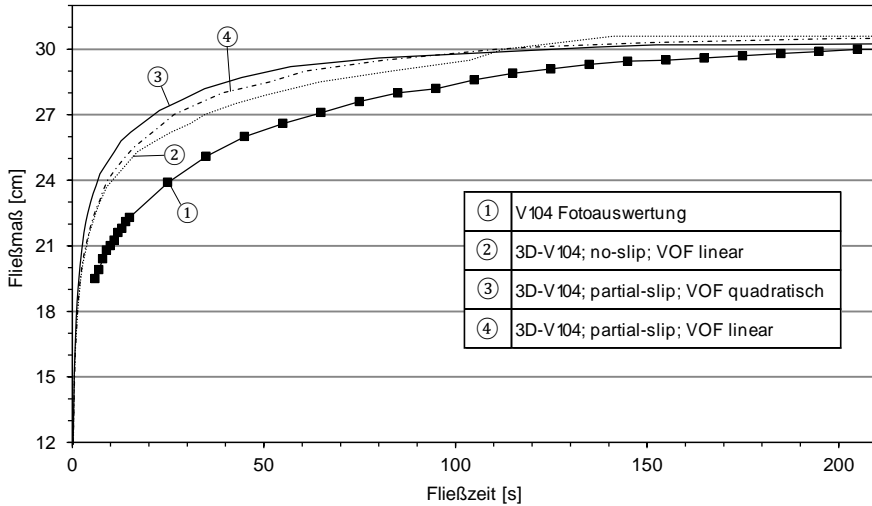


Abb. 5-4: Zeitlicher Verlauf des Fließmaßes für den Haegermann-Versuch V104; Vergleich der 3D-Simulationsergebnisse mittels „no-slip“-Bedingungen und linearer VOF mit denen mittels „partial-slip“-Bedingungen und quadratischer VOF

Zur Abschätzung des möglichen Anwendungsbereiches der 3D-Haegermann Simulationen mit den gewählten Einstellungen wurden *Parameterstudien* durchgeführt. Dazu wurden die verschiedenen Regressionsparameter in gewissen Bandbreiten variiert und anschließend 3D-Haegermann-Simulationen mit der „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit durchgeführt. Die resultierenden Fließmaßverläufe der 3D-Simulationen enthalten Abb. 5-5 bis Abb. 5-8. Die jeweils verwendeten Werte für die Regressionsparameter Viskosität, Carreau-Konstante und -Hochzahl sowie Fließgrenze sind angegeben. Die Simulationen wurden gestoppt, wenn ein klarer Einfluss des veränderten Regressionsparameters zu erkennen war. Im Übrigen wurde i.d.R. von den Regressionsparametern des Versuches V104 ausgegangen. Bei der Untersuchung der Viskosität und der Carreau-Hochzahl wurden darüber hinaus noch andere Parameterkombinationen verwendet. Die grundsätzlich bekannten und bereits beschriebenen Einflüsse der Fließgrenze und Viskosität konnten bestätigt werden. Bei einer *Variation der Fließgrenze* zwischen 0 Pa und 20 Pa schwankte das Endfließmaß zwischen etwa 34 cm und 22 cm (vgl. Abb. 5-5).

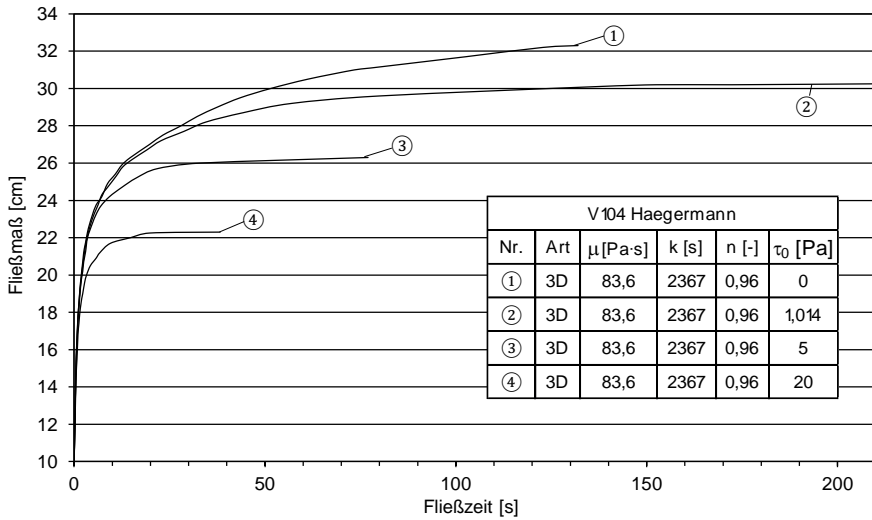


Abb. 5-5: Parameterstudie zum Einfluss der Bandbreite des Regressionsparameters Fließgrenze τ_0 : 3D-Simulationsergebnisse mittels „partial-slip“-Bedingungen und quadratischer VOF

Bei einer *Variation der Viskosität* zwischen 1 Pa·s und 350 Pa·s war deren Einfluss sehr deutlich erkennbar (vgl. Abb. 5-6). Mit zunehmender Viskosität wurde die Kurve im Anfangsbereich flacher und der Übergang zum horizontalen Kurvenverlauf erfolgte langsamer.

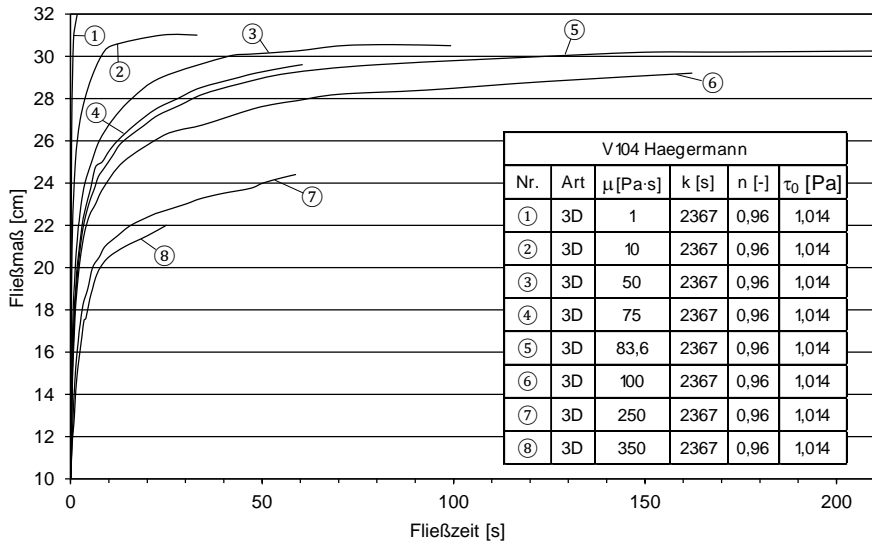


Abb. 5-6: Parameterstudie zum Einfluss der Bandbreite des Regressionsparameters Viskosität μ : 3D-Simulationsergebnisse mittels „partial-slip“-Bedingungen und quadratischer VOF

Eine Veränderung der Carreau-Hochzahl zwischen 0,4 und 1,25 hatte einen sehr deutlichen Effekt auf die Simulationsergebnisse (vgl. Abb. 5-7). Mit zunehmender Carreau-Hochzahl wurde die Kurve im Anfangsbereich flacher und der Übergang zum horizontalen Kurvenverlauf erfolgte langsamer.

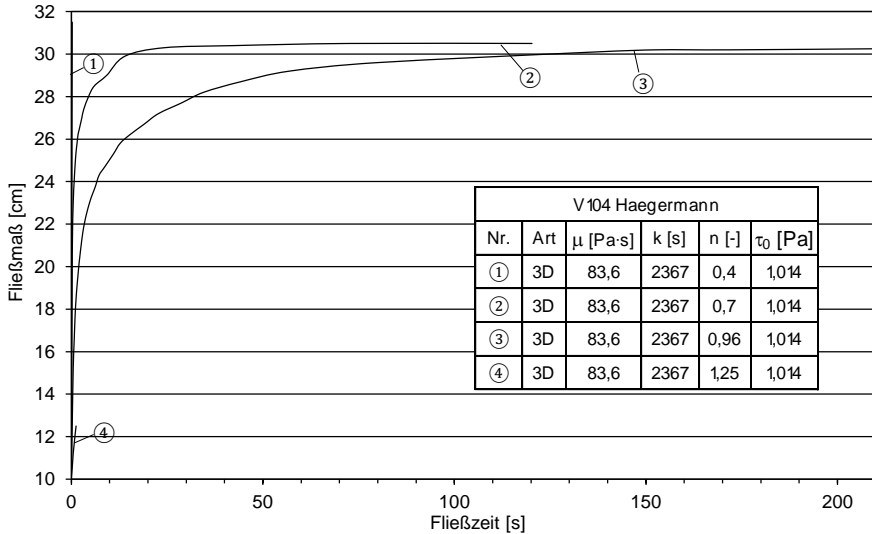


Abb. 5-7: Parameterstudie zum Einfluss der Bandbreite des Regressionsparameters Carreau-Hochzahl n: 3D-Simulationsergebnisse mittels „partial-slip“-Bedingungen und quadratischer VOF

Da das Fließmaß bei $n = 0,4$ schon nach 0,25 s auf 31,5 cm anstieg, wurde die Simulation an dieser Stelle abgebrochen. Für $n = 1,25$ (scherverdickendes Materialverhalten) brach CoRheoS nach 1,25 s ab.

Der Einfluss der Variation der Carreau-Konstanten zwischen 0 s und 5000 s war gering und führte zu Abweichungen im End-Fließmaß von nur etwa 3 cm. Die Kurvenverläufe waren qualitativ ähnlich (vgl. Abb. 5-8). Deshalb und weil bei $k > 2500$ s kaum noch ein Einfluss erkennbar war, wurde bei den Regressionsanalysen für die weiteren Untersuchungen der Wert für die Carreau-Konstante k auf maximal 2500 s begrenzt.

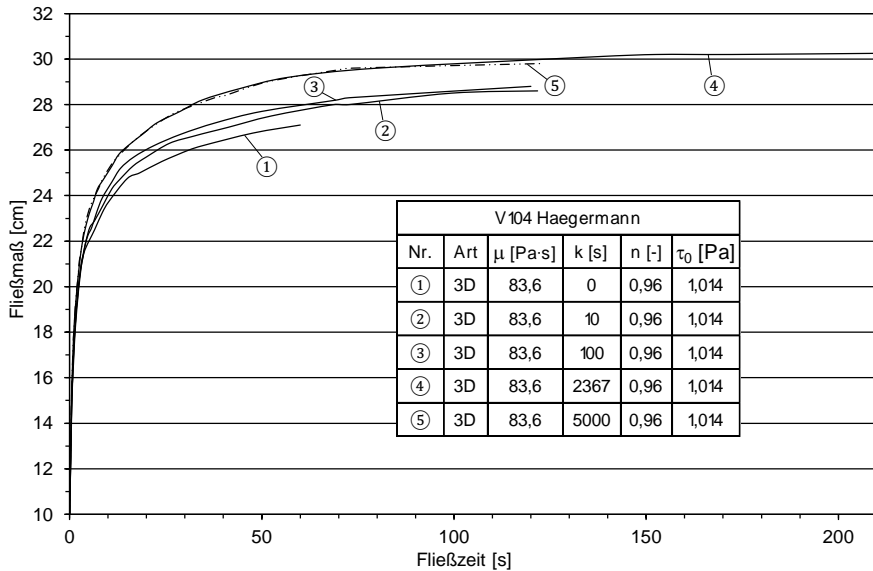


Abb. 5-8: Parameterstudie zum Einfluss der Bandbreite des Regressionsparameters Carreau-Konstante k: 3D-Simulationsergebnisse mittels „partial-slip“-Bedingungen und quadratischer VOF

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Parameterstudie den in der Literatur beschriebenen Einfluss der Fließgrenze und Viskosität bestätigt hat. Eine Zunahme der Carreau-Hochzahl hatte einen ähnlichen Einfluss wie eine Zunahme der Viskosität. Der Einfluss der Carreau-Konstanten ist vergleichsweise gering.

Ein endgültiges Fazit zu den 3D-Simulationen der Haegermann-Versuche wird nach der Diskussion aller 3D-Simulationen in Kapitel 5.4 gezogen.

5.2 3D-Simulationen der L-Box-Versuche

Im Rahmen der ersten 3D-Simulationen des L-Box-Versuches V104 mit „no-slip“-Bedingung und der VOF mit linearer Abhängigkeit der Stoffgrößen Viskosität und Dichte wurden ähnliche Blasenbildungen festgestellt wie sie auch bei den entsprechenden 3D-Haegermann-Simulationen auftraten (vgl. Kapitel 5.1). Die Blasen erschienen zu einem relativ späten Zeitpunkt, als die Fließfront schon das Ende der Fließstrecke erreicht hatte und nahezu ausnivelliert war. Die Blasenbildung zum Zeitpunkt $t = 29,5$ s ist beispielhaft in Abb. 5-9 erkennbar. Eine detaillierte Darstellung der Ergebnisse dieser Simulation erschien aufgrund dieses unphysikalischen Effektes nicht sinnvoll.

DB: output_59.vtk
Cycle: 59 Time:29.5

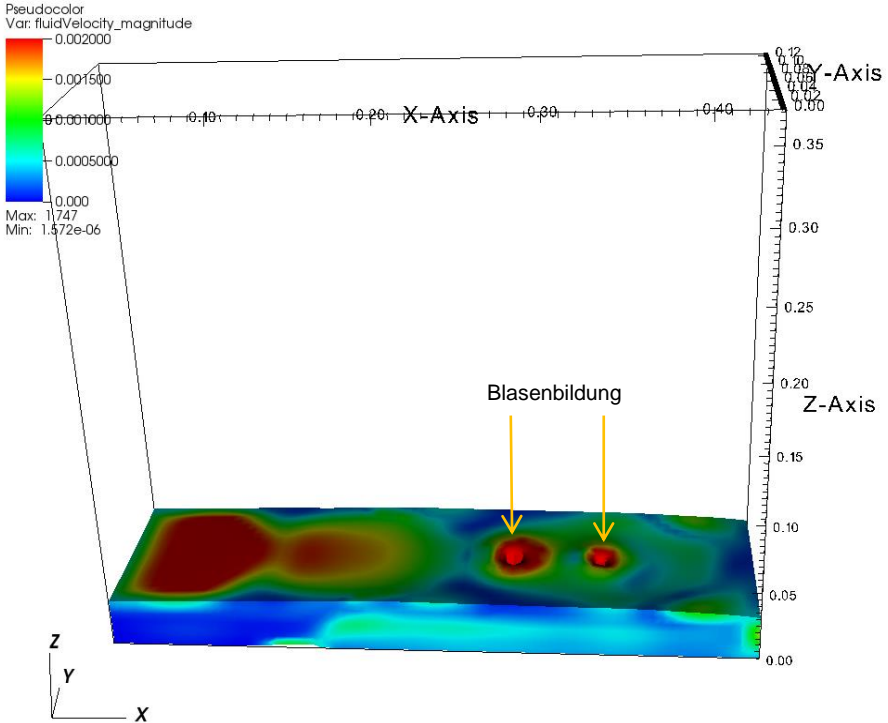


Abb. 5-9: Visualisierung der Fluidgeschwindigkeiten bei Blasenbildung zum Zeitpunkt $t = 29,5$ s bei der 3D-Simulation des L-Box-Versuches V104 bei Verwendung der „no-slip“-Bedingung und linearen Abhängigkeiten bei der VOF; Ansicht von schräg oben

Bei der daraufhin durchgeführten geänderten Simulation mit „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit der Stoffgrößen traten derartige Blasenbildungen nicht mehr auf.

Eine im Rahmen der 3D-Simulation zunächst auftretende unphysikalische Wellenbildung infolge nach unten gerichteter Luftströmungen aus dem senkrechten Bereich der L-Box konnte mittels einer Anpassung der gewählten Randbedingungen und der Anordnung von „Entlüftungsöffnungen“ im hinteren Bereich des horizontalen Teils der L-Box-Geometrie verhindert werden.

Das Ergebnis der 3D-Simulation des L-Box-Versuches V104 mit den obigen Optimierungen und der Verwendung der „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit der Stoffgrößen ist in Abb. 5-10 dargestellt.

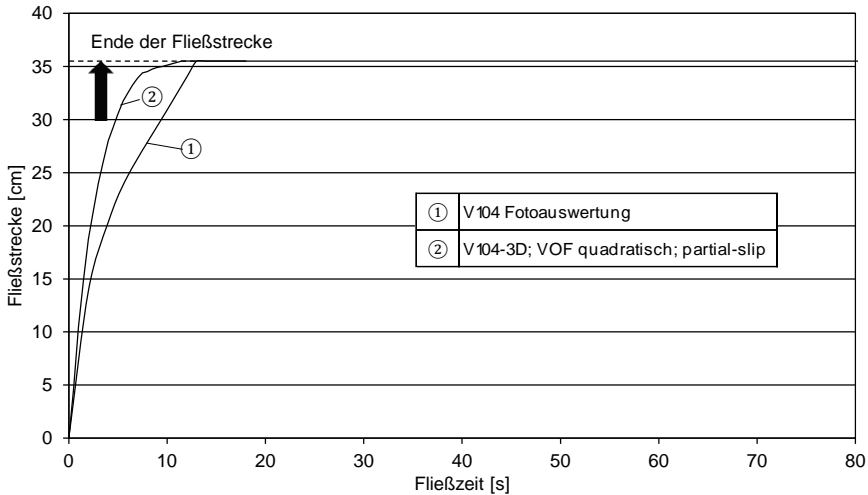


Abb. 5-10: zeitliche Entwicklung der Fließstrecke für den L-Box-Versuch V104; 3D-Simulation mit „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit

Der Fließfrontverlauf aus den 3D-Simulationen mit „partial-slip“-Bedingung und der quadratischen VOF ist schneller als der experimentelle Fließstrecken-Verlauf. Insbesondere ab einer Fließstrecke von etwa 14 cm laufen beide Kurven auseinander. Während im Versuch die maximale Fließstrecke nach 13 s erreicht wurde, war dies in der 3D-Simulationen nach 11,5 s der Fall. Dies steht im Gegensatz zur 2D-Simulationen mit Kalibrierung, „partial-slip“-Bedingung und der quadratischen VOF (vgl. Abb. 4-32).

Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass sowohl die physikalischen Wechselwirkungen im Bereich der Kontaktzone Grenzfläche-Fluid-Luft als auch die genauen Einflussfaktoren für das makroskopische Schlupfverhalten noch nicht im Detail bekannt waren und dementsprechend nur unter den oben beschriebenen Annahmen angenähert wurden, waren die Übereinstimmungen zwischen Versuch und 3D-Simulation bzgl. der Fließzeit zufriedenstellend.

In Abb. 5-11 ist beispielhaft die Visualisierung der 3D-Simulation mit „partial-slip“-Bedingung und der quadratischen VOF des L-Box-Versuches V104 zum Zeitpunkt $t = 3,5$ s mit einer Fließstrecke von 25,4 cm dargestellt. Die unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten sind über die farbige Skalierung gekennzeichnet. Gut sind die niedrigeren Fließgeschwindigkeiten im Bereich der Wandungen zu erkennen. Dies ist in Übereinstimmung mit der kleineren Fließstrecke in diesen Bereichen und der größeren Fließstrecke im Bereich der Mittelachse und der resultierenden gebogenen Form der Fließfront.

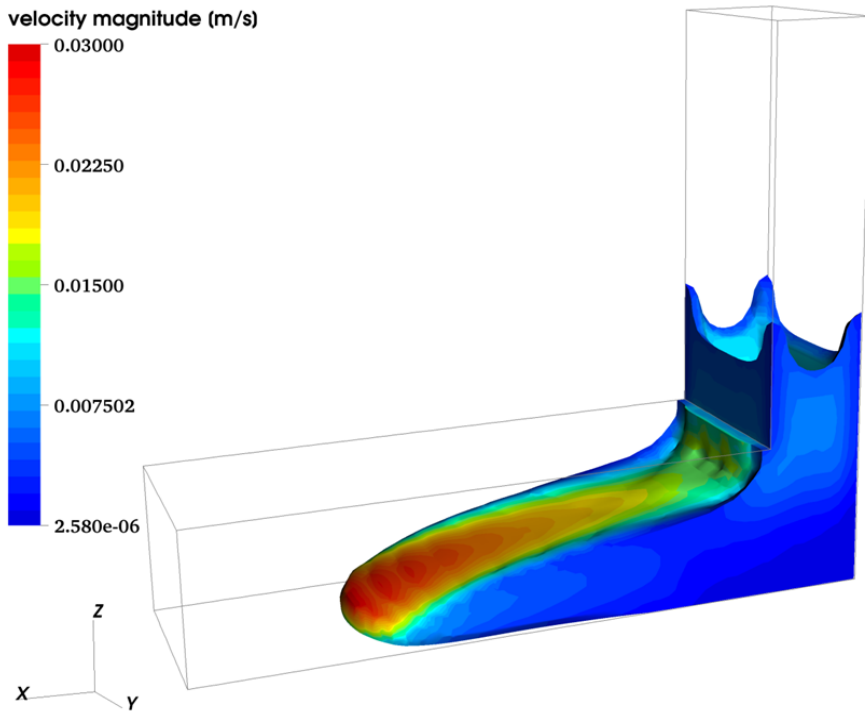


Abb. 5-11: Visualisierung der 3D-Simulation des L-Box-Versuches V104 mit „partial-slip“-Bedingung und der VOF mit quadratischer Abhängigkeit zum Zeitpunkt $t = 3,5$ s mit einer Fließstrecke von 25,4 cm

Ebenso wie die 3D-Simulationsergebnisse der Haegermann-Versuche zeigen auch diejenigen der L-Box-Versuche, dass auch ohne Kalibrierung - anders als bei den 2D-Simulationen - eine weitgehend zufriedenstellende Annäherung an die Versuchsergebnisse erreicht werden konnte.

5.3 3D-Haegermann-Simulation mit zeitabhängiger Modellierung des rheologischen Verhaltens

Die bisher erreichten Übereinstimmungen mit den Versuchsergebnissen wurden mit einem auf den jeweiligen Versuch angepassten Messprofil erreicht. Um den Aufwand für diese Anpassungen zu reduzieren, erschien es sinnvoll, die Möglichkeit eines generalisierten Messprofils für eine allgemeingültigere Charakterisierung des rheologischen Materialverhaltens zu prüfen. Ziel war es, eine möglichst direkte Modellierung der Zeit- und Scherratenabhängigkeit des Fließ- und Füllverhaltens zementgebundener Feinkornsysteme zu ermöglichen.

In diesem Sinne wurden in Anlehnung an Überlegungen und Vorgehensweisen zur Modellierung der Thixotropie fließfähiger Betone nach *Roussel 2006a* erste Versuche durchgeführt, *zeitabhängige* Fließkurven zu ermitteln und in CoRheoS zu implementieren. Anspruch dieser ersten zeitabhängigen Modellierung war zunächst eine angenäherte Berücksichtigung der zu erwartenden Restrukturierung bei über einen gewis-

sen Zeitraum konstanten niedrigen Scherraten bzw. des zu erwartenden Strukturabbaus bei über einen Zeitraum konstanten hohen Scherraten.

Ausgehend von dem in Kapitel 2.3.3 beschriebenen Messprofil MP 11 wurde für die folgende Versuchsreihe ein Gesamtmessprofil zur zeitabhängigen Modellierung gemäß Abb. 4-15 festgelegt. Dieses Gesamtmessprofil bestand aus einzelnen Messprofilen, die mit einer linearen Abwärtsrampe entsprechend MP 11 begannen und beim Erreichen der Scherratenstufen 1,5; 1,0; 0,5; 0,1; 0,05 bzw. $0,01 \text{ s}^{-1}$ anschließend für 180 s konstant gehalten wurden. Für jeden dieser Versuche wurde eine neue Materialcharge gemäß M3 hergestellt, d.h. insgesamt sechs Chargen. Über die Durchführung und den Vergleich der Ergebnisse der Haegermann-Versuche mit diesen Chargen wurde die Vergleichbarkeit der rheologischen Eigenschaften sichergestellt.

Aus den sich für jedes Einzelprofil ergebenden 3-minütigen Zeiträumen mit konstanten Scherraten wurde für jede Scherratenstufe die zeitliche Entwicklung der Schubspannung bestimmt, wobei jeweils der Zeitpunkt des Beginns der konstanten Scherrate als $t = 0 \text{ s}$ gewählt wurde. Diese zeitliche Entwicklung ist in Abb. 5-12 dargestellt. Bei Verbindung der Messwerte gleicher Zeitpunkte t ergäben sich zeitpunktbezogene Fließkurven. Unter Verwendung der Daten dieser zeitpunktbezogenen Fließkurven wurden die Regressionsparameter unter Verwendung des üblichen rheologischen Modells (Gleichung (4.7)) berechnet und anschließend die zeitliche Entwicklung der Regressionsparameter mittels geeigneter Funktionen approximiert. Die jeweilige Approximationsfunktion zur Beschreibung der zeitlichen Entwicklung der verschiedenen Parameter wurde mithilfe des GUI in die Software eingegeben.

Als Ergebnis dieser Untersuchungen kann folgendes festgestellt werden (vgl. Abb. 5-12): Bei den Scherraten $\leq 1,0 \text{ s}^{-1}$ nahmen die jeweiligen Schubspannungen mit der Zeit der Scherung zu, d.h. die Strukturierungsprozesse überwogen die Destrukturierungs- bzw. Desagglomerierungsprozesse. Beim Scherratenniveau $1,5 \text{ s}^{-1}$ schien dies nicht mehr der Fall zu sein, und es gab keine eindeutige Tendenz mehr. Mit zunehmender Zeit nahmen das Spannungsniveau und die Steigung der resultierenden Fließkurven wie erwartet zu. Allerdings waren die Unterschiede nicht so groß, dass Einflüsse aus herstellungsbedingten Schwankungen und messtechnische Streuungen in Gänze ausgeschlossen werden konnten.

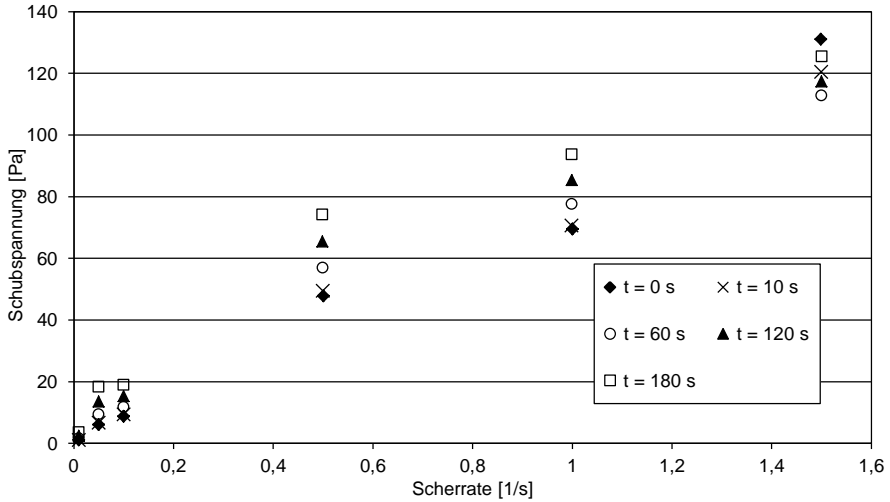


Abb. 5-12: Zeitabhängige Entwicklung der Schubspannungen für die unterschiedlichen konstanten Scherratenstufen

Als Vergleich zur 3D-Simulation mit der oben beschriebenen zeitabhängigen Modellierung wurde eine 3D-Simulation mit zeitlich unveränderlichen Regressionsparametern durchgeführt. Dabei wurden die Regressionsparameter gewählt, die sich aus der zeitabhängigen Modellierung für $t = 0$ s ergaben. Diese Parameter wurden über die Dauer der Simulation konstant gehalten, sodass daraus eine entsprechende zeitunabhängige Modellierung erfolgte.

Die Regressionsparameter für den Zeitpunkt $t = 0$ s sind in Tab. 5-1 dargestellt.

Tab. 5-1: konstante Regressionsparameter für den Zeitpunkt $t = 0$

Versuch	τ_0 [Pa]	μ [Pa·s]	k [s]	n [-]
konstante Regressionsparameter ($t = 0$ s)	1,24	22,12	9,91	1,6

Die Ergebnisse der 3D-Simulation des Setzfließmaß-Verlaufes unter Verwendung der zeitabhängigen und der konstanten Regressionsparameter für den Zeitpunkt $t = 0$ s sind in Abb. 5-13 vergleichend dargestellt.

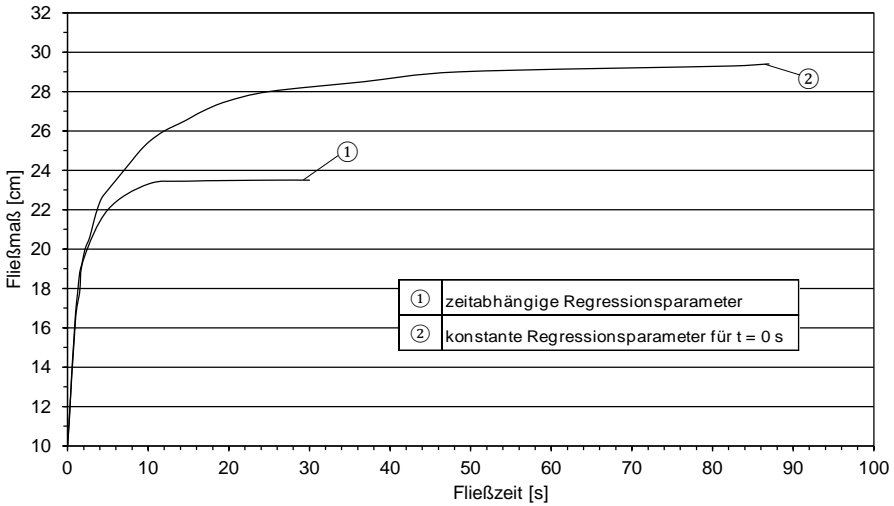


Abb. 5-13: Vergleich der 3D-Simulationsergebnisse bei Verwendung zeitabhängiger Regressionsparameter und konstanter Regressionsparameter für den Zeitpunkt $t = 0$ s, „partial-slip“-Bedingungen und quadratische Abhängigkeit bei der VOF

Der Kurvenverlauf bei Verwendung der zeitabhängigen Regressionsparameter zeigte den erwarteten Effekt der Verlangsamung des Fließprozesses insbesondere bei niedrigeren Scherraten. Allerdings ergab sich ein zu geringes End-Fließmaß.

An dieser Stelle muss deutlich gemacht werden, dass im Rahmen dieser Untersuchungen nicht die Genauigkeit der Abbildung der Fließverlaufskurven mit und ohne Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit im Fokus stand, sondern der qualitative Einfluss der zeitabhängigen Modellierung im Vergleich zur zeitunabhängigen. Auf eine genauere Auswertung und Vorstellung beispielsweise der Fließmaß-Verläufe der Einzelversuche und der verwendeten Approximationsfunktionen für zeitabhängige Regressionsparameter wurde deshalb verzichtet. Die nicht zu vermeidenden herstellungsbedingten Schwankungen der rheologischen Eigenschaften der verwendeten Feinkornsysteme (vgl. Tab. 3-4) spielen beim gewählten Vorgehen des Zusammensetzens der zeitabhängigen Fließkurven aus Einzelmessungen an unterschiedlichen Materialchargen eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Dennoch scheint aber, dass eine zeitabhängige Modellierung grundsätzlich Entwicklungspotenzial aufweist.

5.4 Zusammenfassung zur 3D-Simulation der Fließ- und Füllversuche

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurde gezeigt, dass mithilfe von 3D-Simulationen mit der Software-Entwicklungsplattform CoRheoS das Fließverhalten von zementgebundenen Feinkornsystemen bei Haegermann- und L-Box-Versuchen zufriedenstellend dargestellt werden konnte.

Im Gegensatz zu den 2D-Simulationen konnte bei den 3D-Simulationen auf eine Kalibrierung sowohl bei den Haegermann-Versuchen als auch bei den L-Box-Versuchen verzichtet werden. Die Größe des End-Fließmaßes beim Haegermann-

bzw. der Fließzeit bis zum Erreichen der hinteren Wand beim L-Box-Versuch konnten ausreichend genau berechnet werden. Allerdings kam es bei der Verwendung der VOF mit linearen Abhängigkeiten für die Berechnung der Stoffgrößen Viskosität und Dichte in Kombination mit „no-slip“-Bedingungen infolge einer offensichtlich unrealistischen Modellierung der Kontaktzone Grenzfläche-Fluid-Luft zu einem virtuellen Lufteinschluss mit anschließendem Aufstieg der Luft im Material. Dieser Effekt konnte insbesondere durch Veränderung der Schlupfannahmen zu „partial-slip“-Bedingungen mit einer entsprechend großen Schlupflänge vermieden werden. Im Rahmen der VOF wurden die ursprünglich linearen Abhängigkeiten der Stoffgrößen Viskosität und Dichte durch quadratische Abhängigkeiten für die Gitternetzstellen mit direktem Kontakt zu den Grenzflächen (Wand und Boden) ersetzt. Diese Maßnahmen bzw. Veränderung der Annahmen stellten einen ersten Schritt zur Vermeidung dieser unphysikalischen Effekte dar.

Zur allgemeingültigen quantitativen Verbesserung der Simulationsergebnisse müssen deshalb die physikalischen Wechselwirkungen im Bereich der Kontaktzone Grenzfläche-Fluid-Luft genauer untersucht und modelliert werden. Dazu gehört auch eine realistische Modellierung des Schlupfverhaltens. Eine nähere mikroskopische oder mesoskopische Betrachtung der verwendeten Feinkornsysteme im Bereich der Kontaktzone zur Grenzfläche erscheint sinnvoll, um möglicherweise entstehende lokale Entmischungen und Gleitschichten identifizieren und bezüglich ihres Einflusses auf das makroskopische Schlupfverhalten charakterisieren zu können.

Die Verwendung von zeitabhängigen Modellierungen des rheologischen Verhaltens von zementgebundenen Feinkornsystemen erscheint für die allgemeingültige Bestimmung der erforderlichen rheologischen Kenngrößen zielführend, damit diese nicht mehr speziell auf die zu simulierenden Fließvorgänge angepassten Messprofilen ermittelt werden müssen.

Aufbauend auf einer ersten Versuchsreihe wurden deshalb mithilfe eines aus Einzelmessprofilen zusammengesetzten Gesamtmessprofils zeitabhängige Fließkurven ermittelt und in CoRheoS implementiert. Anspruch dieser ersten zeitabhängigen Modellierung war zunächst insbesondere eine angenäherte Berücksichtigung der zu erwartenden Restrukturierung bei Zeiträumen mit konstant niedrigen Scherraten. Allerdings setzen die derzeit nicht gänzlich zu vermeidenden herstellungsbedingten Schwankungen der rheologischen Eigenschaften der eingesetzten Feinkornsysteme bei Verwendung eines aus Einzelmessprofilen zusammengesetzten Gesamtmessprofils dem Optimierungspotenzial Grenzen. Dennoch konnte auch schon bei diesen Gegebenheiten und der vereinfachenden Vorgehensweise qualitativ der Einfluss der zeitabhängigen Modellierung im Vergleich zur zeitunabhängigen aufgezeigt werden. Dies weist auf ein grundsätzliches Entwicklungspotenzial der zeitabhängigen Modellierung hin.

6 3D-Simulation faserhaltiger Feinkornsysteme

6.1 Versuchs- und Simulationstechnik für faserhaltige Feinkornsysteme

6.1.1 Mischungszusammensetzung und rheologische Charakterisierung

Für die Versuche und rheologische Charakterisierung faserhaltiger Feinkornsysteme entsprach die verwendete Mischungszusammensetzung der Matrix derjenigen für M3, wie sie auch für den Versuch V104 verwendet wurde. Für die beiden nachfolgend betrachteten faserhaltigen Mischungszusammensetzungen M3F1 (für Versuch V106) und M3F2 (für Versuch V107) wurden die Fasern nicht volumetrisch bei der Mischungsberechnung berücksichtigt, sondern danach zugegeben, um bei den Mischungen mit und ohne Fasern immer identische Matrixzusammensetzungen mit gleichen rheologischen Eigenschaften zu erhalten (vgl. Kapitel 3.2; Tab. 3-3 und Tab. 3-4). Details zu den verwendeten Ausgangsstoffen sind in **Anhang D** zusammengestellt.

Die rheologische Charakterisierung der verwendeten faserhaltigen Feinkornsysteme erfolgte an der entsprechenden Matrix der Feinkornsysteme ohne Fasern. Dies hatte deutliche versuchstechnische Vorteile, da der Einsatz des Rotationsrheometers nicht ohne Einhaltung gewisser geometrischer Randbedingungen möglich war (vgl. Kapitel 2.3). Auch bei Einhaltung in der Literatur vorgeschlagener Randbedingungen und trotz der relativ geringen Faserdosierung wurden im Rahmen eigener Versuche mit faserhaltigen Feinkornsystemen deutliche Schwankungen bzw. Ausreißer bei den gemessenen resultierenden Schubspannungen festgestellt, die zumindest teilweise auf lokale Faser verklumpung („Igelbildung“) zurückzuführen waren.

Um gleiche Scherhistorien an den faserhaltigen Feinkornsystemen (für die L-Box-Versuche) und an denen ohne Fasern (für die rheometrische Charakterisierung) gewährleisten zu können, gab es zunächst Überlegungen zur Abschätzung der charakteristischen Scherraten im Intensivmischer während des Mischens.

Ergebnisse von numerischen Simulationen des Mischprozesses unter der Annahme eines Herschel-Bulkley-artigen Materialverhaltens der Feinkornsysteme und unter Berücksichtigung der entsprechenden sonstigen Kenndaten der verwendeten Feinkornsysteme und Mischtechnik (Füllvolumen, Werkzeug- und Behältergeschwindigkeiten) sind in Abb. 6-1 dargestellt. Es wurde sichtbar, dass in allen gezeigten Ebenen Scherratenunterschiede über zwei Größenordnungen auftraten und dass vor allem in der Nähe der Unterseite und am äußeren Rand des Stiftwirblers hohe Scherraten vorlagen.

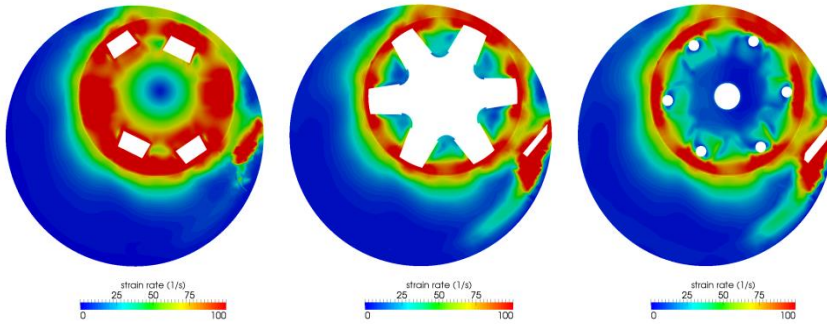


Abb. 6-1: Simulationsergebnisse für die Scherraten innerhalb des verwendeten Intensivmischers im Abstand von 8 mm (links), 17 mm (Mitte) und 22 mm (rechts) über dem Boden des Mischbehälters (vgl. *Hufschmidt 2011*)

Daraus wird deutlich, dass die Festlegung einer für das gesamte Mischvolumen repräsentativen Scherrate nicht ohne weiteres möglich war. Aus diesem Grunde wurde dieser Ansatz verworfen, und es wurden die gleichen Scherhistorien für die faserhaltigen und faserlosen Feinkornsysteme mittels identischer Mischregime für diese Feinkornsysteme sichergestellt, d. h. das Nachmischen in Schritt 6 des Mischregimes (siehe Tab. 3-2) wurde auch für die Feinkornsysteme ohne Fasern durchgeführt. Ein eventueller Unterschied in der Mischintensität der faserhaltigen und faserlosen Feinkornsysteme wurde hierbei als nicht entscheidend eingeschätzt und dementsprechend nicht weiter berücksichtigt, da die Mischintensität im Wesentlichen durch die bei beiden gleichen Werkzeug- und Behältergeschwindigkeiten sowie Mischzeiten beeinflusst wurde.

Da im Rahmen der verschiedenen L-Box-Versuche für die faserhaltigen Feinkornsysteme die Matrixzusammensetzung immer konstant gehalten wurde und derjenigen des Versuches V104 entsprach, wurden die 3D-Simulationen ebenfalls mit den für V104 unter Verwendung des Messprofils MP 11 ermittelten Regressions- bzw. Modellparametern durchgeführt. Auf eine Kalibrierung der Fließgrenze und der Viskosität wurde entsprechend der in Kapitel 5.4 dargestellten Ergebnisse verzichtet.

6.1.2 Computertomographische und simulationstechnische Ermittlung der Faserorientierung

Bei den Untersuchungen an faserhaltigen Feinkornsystemen lag das Hauptaugenmerk auf der Faserorientierung. Hierzu wurden insbesondere die Versuche an der in Kapitel 3.3.2 beschriebenen L-Box ausgewertet und simuliert.

Dazu wurden für jeden Fasergehalt zunächst jeweils zwei Positionen im horizontalen Teil der L-Box zur genaueren Analyse der Faserorientierung herangezogen. Diese Positionen sind in Abb. 6-2 dargestellt und mit MM und EM bezeichnet. Das Volumen MM lag auf der Mittelachse der Fließrichtung und mit dem Mittelpunkt 155 mm vor der Abschlusswand der L-Box. Das Volumen EM befand sich ebenfalls auf der Mittelachse der Fließrichtung direkt an der Abschlusswand der L-Box.

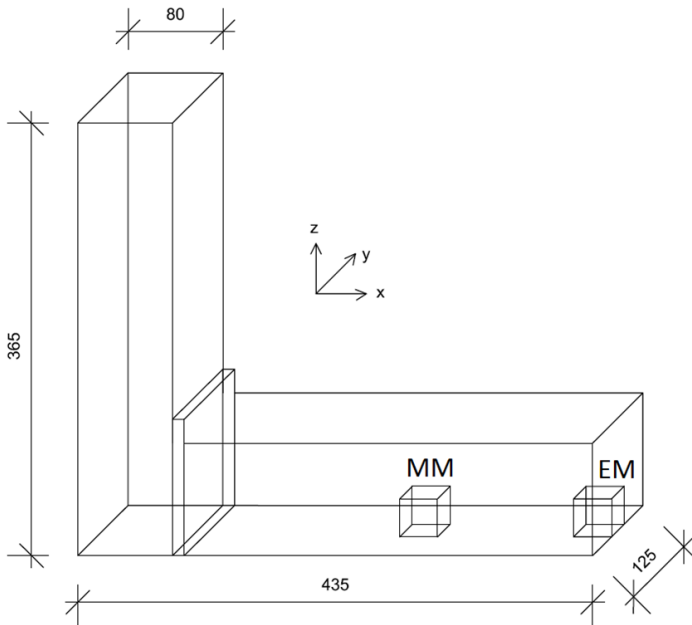


Abb. 6-2: Darstellung der L-Box mit den Abmessungen und Positionen der schematisch dargestellten analysierten Volumen EM und MM

An den Positionen der zu analysierenden Volumina EM und MM wurden aus dem erhärteten Feinkornbeton Bohrkerne mit einem Durchmesser von 5 cm gezogen, sodass die mittels Simulation zu analysierenden Volumina in dem Bohrkern enthalten waren. Die Positionen der entnommenen Bohrkerne aus der L-Box sind schematisch in Abb. 6-3 eingezeichnet. Im Rahmen der nachfolgenden Vorstellung ausgewählter Versuchsergebnisse wird auf die Analyseergebnisse der Positionen EM und MM eingegangen.

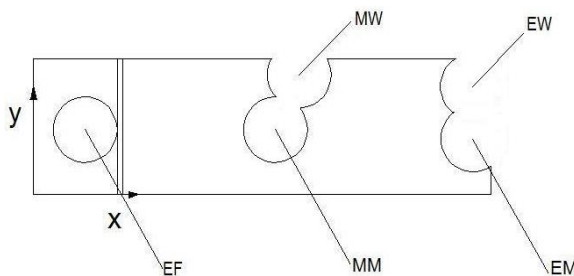


Abb. 6-3: Positionen der entnommenen Bohrkerne mit Bezeichnungen; Draufsicht von oben

Das computertomographische 3D-Bild einer Probe wurde durch die Rekonstruktion aus vielen einzelnen Röntgenaufnahmen (mikrocomputertomographischen Bildern) aus unterschiedlichen Richtungen erstellt. Die Probe wurde dabei um 360 Grad gedreht. Bei der Durchstrahlung der Betonproben wurde eine Projektion erzeugt, welche die Stärke der Absorption an verschiedenen Stellen abhängig von der Materialart und Materialstärke widerspiegelt.

In Abb. 6-4 sind ein schematisierter Versuchsaufbau (links) und ein auf der Drehachse des Computertomographen eingebauter Bohrkern (rechts) dargestellt.

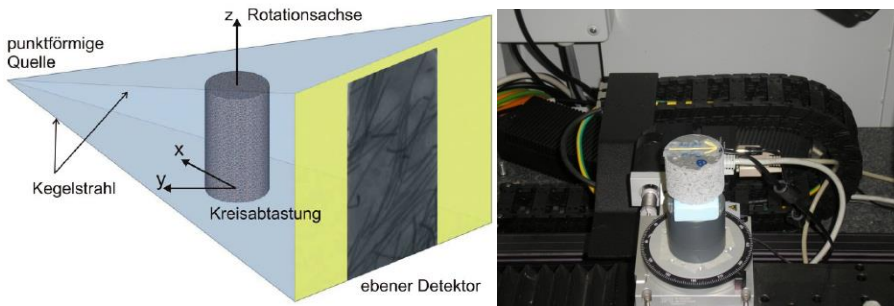


Abb. 6-4: Schematische Darstellung einer 3D-Computertomographie-Aufnahme nach *Schuler 2013* (links) und eingebauter Bohrkern auf der Drehachse des Computertomographen (rechts)

Aufgrund der sehr hohen Leistung machten die verwendeten „technischen Tomographen“ eine Durchstrahlung und räumliche Auflösung, d. h. die korrekte Vermessung und Charakterisierung der Mikrostruktur, von sehr dichten Betonstrukturen möglich, indem die verschiedenen Komponenten der untersuchten Probe infolge unterschiedlicher Absorptionskontraste auf entsprechend verschiedene Grauwerte abgebildet wurden. Nachfolgend wurde im Rahmen einer Segmentierung die Betonmatrix von den Fasern getrennt, indem z. B. allen Pixeln, die zur Faserkomponente gehörten, der Wert „1“ und allen übrigen Pixeln (Betonmatrix, Poren, Einschlüsse, etc.) der Wert „0“ zugeordnet wurde. Das entstandene Bild war also binarisiert. Der Begriff Segmentierung entspricht hier dem der Binarisierung des Bildes, da nur zwei Segmente übrig bleiben (vgl. *Schuler 2013*). Im Rahmen der Segmentierung kommt ein Schwellwertverfahren zum Einsatz, bei dem den einzelnen Pixeln nur noch ein reiner Helligkeitswert zugeordnet wird, nach dem jeder Pixel der Gruppe, d. h. dem Segment, zugeordnet wird (zitiert in *Schuler 2009*). Der Schwellwert stellt das Kriterium für das Trennen der Grauwerte in zwei Teilmengen dar. Die Schwierigkeit bestand dabei darin, dass die Grauwerte z. B. innerhalb einer Faser nicht konstant waren. In Anlehnung an *Schuler 2009* wurde der globale Schwellwert für den Binärwert „1“ so gewählt, dass der im Binärbild gemessene mittlere Faserdurchmesser mit dem der real verwendeten Fasern übereinstimmte.

Weiterführende Details zu Verfahren, Analyse und Darstellung der Ergebnisse als auch zu den Verfahrensgenauigkeiten können *Schuler 2009*, *Schnell 2010*, *Schuler 2010*, *Schuler 2011* und *Schuler 2013* entnommen werden.

Mithilfe der CT wurden die aus den erhärteten Proben der L-Box-Versuche gezogenen Bohrkern zunächst untersucht und 3D-Visualisierungen der Fasern, Lunker, Fehlstellen etc. erstellt. Bei den vergleichenden Untersuchungen der faserhaltigen Bohrkern kam ein spezielles Auswertesoftware-System „Modular Algorithms for Volume Images“ (MAVI) des Fraunhofer Instituts für Techno- und Wirtschaftsmathematik, Kaiserslautern *ITWM 2012* zum Einsatz. Damit konnte die Faserorientierung für das untersuchte Volumenelement ermittelt und u. a. in Form des Faserorientierungstensors zweiter Ordnung inklusive der Eigenwerte und Eigensensoren sowie der mitt-

leren Faserrichtung charakterisiert werden. Im Rahmen der hier beschriebenen Analysen wurden die diagonalen Komponenten des Orientierungstensors A_{xx} , A_{yy} und A_{zz} ermittelt und mit denen aus der 3D-Simulation verglichen.

Für die Analyse der Faserorientierung mit MAVI musste zunächst das zu vergleichende Volumen definiert werden. In Abb. 6-5 wird das hierfür erforderliche virtuelle Zuschneiden des zu analysierenden Probenvolumens aus dem Bohrkern dargestellt.

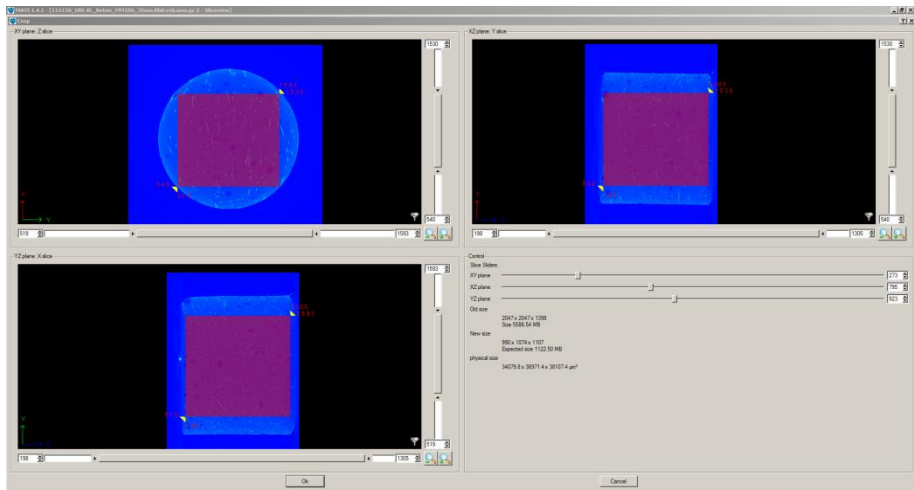


Abb. 6-5: Darstellung des „Zuschneidens“ des zu analysierenden Volumens (rosa Quader) aus dem Bohrkern (blauer Zylinder) (Ansichten in den drei Achsrichtungen); Abgebrochene Kanten und unebene Oberflächen wurden herausgeschnitten

Bei dem Zuschneiden wurde virtuell ein möglichst großes Probenvolumen aus dem Bohrkern ausgeschnitten. Dabei mussten bei der Bohrkernentnahme abgebrochene Kanten ebenso abgeschnitten werden wie unebene Oberflächen. Auch bei nicht ganz lotrecht eingebauten Proben mussten schräge Ränder entsprechend abgeschnitten werden. Die Abmessungen der virtuell zurechtgeschnittenen Quader lagen bei etwa 32 mm x 32 mm x 38 mm. Beim Zurechtschneiden und der folgenden Unterteilung des so entstandenen Quaders in kleinere zu analysierende Volumenelemente musste darauf geachtet werden, dass diese in Position und Größe denen der zugeordneten Gitternetzzenellen bei der Simulation entsprachen. Aufgrund des erforderlichen Zurechtschneidens auch der boden- bzw. wandberührten Flächen war die Bestimmung der Faserorientierungen erst ab einem Abstand von etwa 1 mm - 3 mm vom Rand oder Boden möglich, d. h. ab dort begann das analysierte Volumenelement. Bei der Simulation repräsentierten die für ein analysiertes Volumenelement bestimmten Tensorkomponenten lokale Mittelwerte, sodass Schwankungen innerhalb des Volumenelementes nicht identifiziert werden konnten. Positionsangaben bezogen sich jeweils auf dessen Mittelpunkt.

Die Eigenwerte und Eigenvektoren des lokalen Orientierungstensors zweiter Ordnung in den drei Hauptachsen beschreiben ein Ellipsoid, das die lokale Faserorientierung wiedergibt. Bei einer kompletten Ausrichtung sämtlicher Fasern des Volumen-

elementes in einer Richtung würde die Ausrichtung durch eine Linie dargestellt, während sich bei isotroper Faserorientierung eine Kugel ergeben würde.

Am Beispiel eines Volumenelementes in der Position EM im Bereich der Abschlusswand der L-Box sollen die Möglichkeiten der Visualisierung der Faserorientierung durch Ellipsoide aufgezeigt werden. Abb. 6-6 zeigt nebeneinander für den Versuch V106 die Position des Volumens EM in der L-Box, die sich ergebenden Ellipsoide in einer vergrößerten Darstellung sowie die 3D-Visualisierung der Fasern aus der computertomographischen Untersuchung des entsprechenden Volumens des Bohrkerns.

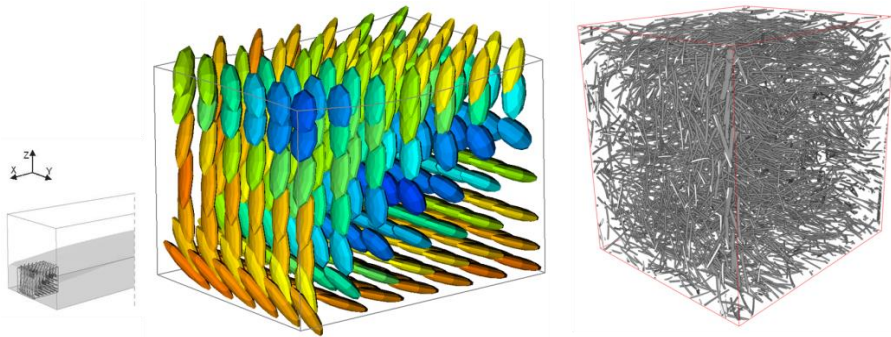


Abb. 6-6: Position des analysierten Volumenelementes (EM) am Ende der Fließstrecke der L-Box (links); Darstellung der Ellipsoide aus der 3D-Simulation (Mitte); 3D-Visualisierung der Fasern aus der computertomographischen Untersuchung des entsprechenden Volumens (rechts); Versuch V106 (vgl. Heese 2012)

Bei der Darstellung der Ellipsoide (Mitte) konnte beispielsweise direkt an der vorderen Wand eine deutliche Orientierung in der y - z -Ebene parallel zur Wand mit vorwiegender Ausrichtung in z -Richtung erkannt werden. Die Lage der Fasern in y - z -Ebene wurde an der in x -Richtung flachen Ausbildung der Ellipsoide deutlich. Außerdem wurde die bevorzugte Ausrichtung in z -Richtung an der in y -Richtung geringen Ausdehnung der Ellipsoide deutlich. Neben der Form der Ellipsoide wies auch die Farbe auf die Intensität der Ausrichtung entlang einer Achse hin. Während Orange auf eine anisotrope Ausrichtung hindeutete, nahm die Isotropie mit Änderung in Gelb über Grün hin zu Blau immer mehr zu. Dementsprechend besaßen die blauen Ellipsoide eine fast schon kugelige Form. Die Ausrichtung der Fasern entlang der Wand bzw. des Bodens war auch in der 3D-Visualisierung der Fasern (rechts) zu erkennen. In den anderen Bereichen des Volumens konnten mit bloßem Auge beim Vergleich der zwei Darstellungsarten keine weiteren deutlichen Übereinstimmungen erkannt werden. Das lag insbesondere bei der 3D-Visualisierung der Fasern an der Unübersichtlichkeit aufgrund der großen Fasermenge. Dies machte deutlich, dass visuell nur eine qualitative Auswertung in ausgewählten Bereichen möglich war.

Die Darstellung der Faserorientierung in Form von Ellipsoiden war zwar sehr anschaulich, aber eine systematische Analyse der Ergebnisse und ein aussagekräftiger Vergleich mit den entsprechenden Daten der Computertomographie waren objektiv betrachtet kaum möglich. Aus diesem Grunde wurden im Weiteren die Untersuchungsergebnisse aus den beiden Verfahren in Form des Vergleiches der jeweiligen

Komponenten des Orientierungstensors in den Hauptrichtungen gewählt. Dabei wurden die jeweiligen Tensorkomponenten A_{xx} , A_{yy} und A_{zz} für die übereinanderliegenden Gitternetzelemente über die gesamte Probenhöhe ausgewertet, sodass ein Profil über der Höhe entstand.

Die Summe der Tensorkomponenten in jedem betrachteten Volumenelement beträgt eins; Tensorkomponentenwerte größer als 0,33 beschreiben somit eine im Vergleich zur isotropen Ausrichtung stärker ausgeprägte Faserorientierung in der jeweiligen Richtung. Eine Tensorkomponentenwert $A_{xx} = 1$ bedeutet beispielsweise, dass die Fasern ausschließlich in x-Richtung orientiert sind.

Die Werte der Tensorkomponenten waren Mittelwerte für das jeweils analysierte Volumenelement. Deutlich unterschiedliche Faserorientierungen innerhalb eines analysierten Volumenelements konnten folglich nicht abgebildet werden, d.h. in diesem Fall hätte das zu analysierende Volumenelement entsprechend verkleinert werden müssen. Diese Einschränkung musste für die analysierten Volumenelemente in Wand- oder Bodennähe berücksichtigt werden.

6.2 3D-Simulationen der Versuche mit faserhaltigen Feinkornsystemen

6.2.1 Fließstrecken-Verläufe in L-Box-Versuchen

Nachfolgend werden die Simulationsergebnisse der mit zwei unterschiedlichen Faserdosierungen durchgeführten L-Box-Versuche vorgestellt und vergleichend diskutiert. Da computertomographische Auswertungen nur für diese Versuche vorlagen, wird auf die Wiedergabe der zeitgleich zu den L-Box-Versuchen durchgeführten Haegermann-Versuche nicht eingegangen. Es sei hier nur erwähnt, dass die Berücksichtigung der Fasern wie zu erwarten zu kleineren Fließgeschwindigkeiten und einer Verringerung des End-Fließmaßes bei den Haegermann-Versuchen führte.

Aufgrund der beschriebenen Zusammenhänge bzgl. des Einflusses der Art der Schlupfbedingungen und der Wahl der Abhängigkeiten bei der verwendeten VOF wurden die 3D-Simulationen zur Faserorientierung mit einer Schlupflänge von 10^5 m und der quadratischen Abhängigkeit der Stoffgrößen bei der VOF durchgeführt. Auf eine Kalibrierung der Fließgrenze und/oder der Viskosität zur Optimierung der Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch wurde verzichtet.

Die Fasern wurden jeweils simulationstechnisch über den Kopplungsparameter N_P , der vom Volumenanteil der Fasern und dem Verhältnis der Faserlänge/Faserdurchmesser abhängt, und den auf Basis von Literaturangaben abgeschätzten Faserinteraktionskoeffizient C_i berücksichtigt. Es wurde von einer isotropen Anfangsausrichtung der Fasern ausgegangen. Später wurde der Einfluss der geänderten Anfangsorientierung simuliert.

Aus den verwendeten volumetrischen Fasergehalten von 1,11 Vol.-% bei V106 und 1,48 Vol.-% bei V107 ergab sich für die Fasern mit einem Verhältnis Faserlänge / Faserdurchmesser von $l/d = 34$, den volumetrischen Fasergehalten und den Annahmen nach *Tucker 1991* und *Latz 2010a* ein Kopplungsparameter von $N_P = 1,56$ für V106 und ein $N_P = 2,2$ für V107. Für beide Simulationen wurde ein

Faserinteraktionskoeffizient $C_i = 0,1$ gewählt. Für die Annahme einer isotropen Faserverteilung zu Beginn des Versuches im vertikalen Teil der L-Box wurden die Tensorkomponenten zu $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$ festgelegt.

In nachfolgenden Parameterstudien wurden die Volumenkonzentration der Fasern und der Kopplungsparameter N_P , der Einfluss der Faser-Faser-Interaktion und damit der Faserinteraktionskoeffizient C_i sowie der Einfluss unterschiedlicher Anfangsausrichtungen der Fasern auf die Fließstrecken-Verläufe und die resultierende Faserorientierung im horizontalen Bereich der L-Box untersucht (vgl. Kapitel 6.2.2 bis 6.2.4).

In Abb. 6-7 ist die anhand der Foto- und Videoauswertung bestimmte Entwicklung der Fließstrecke für zwei durchgeführte L-Box-Versuche V106 und V107 dargestellt. Die einzelnen Messpunkte sind markiert.

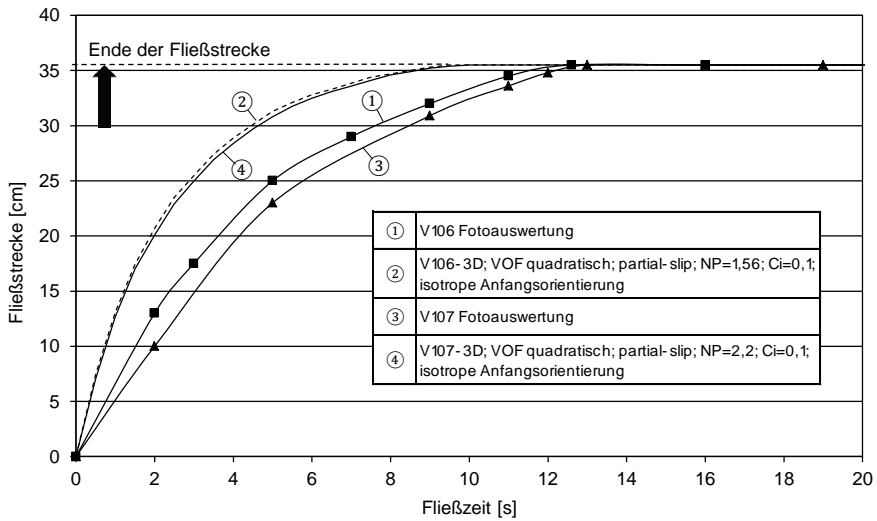


Abb. 6-7: Zeitliche Entwicklung der Fließstrecke für die L-Box-Versuche V106 und V107; Versuchsergebnisse aus der Fotoauswertung und 3D-Simulation mit „partial-slip“ und VOF mit quadratischer Abhängigkeit; Berücksichtigung der Faserdosierung über $N_P = 1,56$ (1,11 Vol.-% Fasern) bzw. $N_P = 2,2$ (1,48 Vol.-% Fasern); Annahme eines $C_i = 0,1$ und einer isotropen anfänglichen Faserorientierung ($A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$)

Der Einfluss der im Vergleich zu V106 erhöhten Faserdosierung bei V107 machte sich in einem etwas langsameren Fortschreiten der Fließfront und späteren Erreichen der Abschlusswand bemerkbar. Die simulierten Fließgeschwindigkeiten waren insbesondere in der ersten Hälfte des Versuches deutlich schneller als die versuchstechnisch bestimmten Geschwindigkeiten. Das Ende der Fließstrecke, d.h. die Abschlusswand, wurde etwa 2 s - 3 s früher erreicht. Der Unterschied im simulierten Fließstrecken-Verlauf für die beiden verschiedenen Fasergehalte war sehr gering und kleiner als der aus den Versuchen. Tendenziell lag die Kurve für V106 mit dem geringeren Fasergehalt aber - wie auch im Versuch - etwas oberhalb der für V107. Es konnte nicht geklärt werden, inwieweit der nur sehr geringe Unterschied zwischen den beiden Simulationskurven eventuell darauf zurückzuführen war, dass sich die

gewählten Faserdosierungen nur (zu) geringfügig unterschieden und die absoluten Dosierungen auch z.T. deutlich unter den Angaben aus der Literatur für andere Anwendungen lagen (vgl. Latz 2010a).

Die im Vergleich zu den Versuchsergebnissen höheren Fließgeschwindigkeiten aus der 3D-Simulation waren aber wie erwartet grundsätzlich in Übereinstimmung mit den 3D-Simulationsergebnissen ohne Fasern (vgl. Kapitel 5). Insbesondere mit einer besseren Modellierung der Schlupfbedingungen, aber auch der zeit- und scherratenabhängigen rheologischen Eigenschaften, ist auch bei der 3D-Simulation von faserhaltigen Feinkornsystemen eine Verbesserung zu erwarten.

Die in Abb. 6-8 dargestellten simulierten Fließstrecken-Verläufe für den Versuch V106 bei Variation des Parameters C_i und der anfänglichen Faserorientierung im vertikalen Teil der L-Box ließen keinen deutlichen Einfluss auf den zeitlichen Verlauf der Fließfront erkennen.

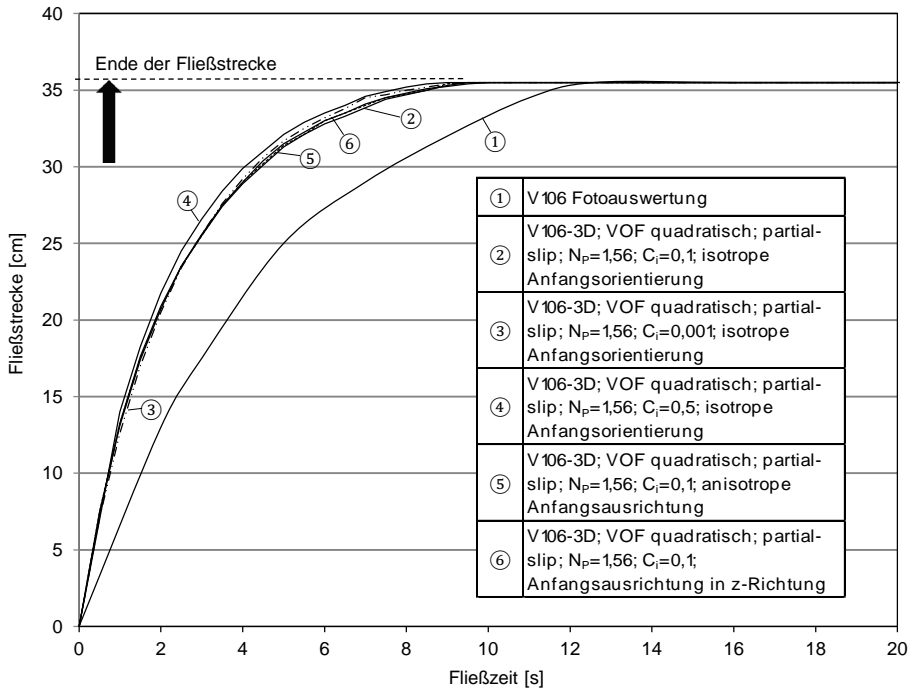


Abb. 6-8: Zeitliche Entwicklung der Fließstrecke für den L-Box-Versuch V106; Versuchsergebnisse aus der Fotoauswertung und 3D-Simulation mit „partial-slip“ und VOF mit quadratischer Abhängigkeit; Berücksichtigung der Faserdosierung über $N_p = 1,56$ (1,11 Vol.-% Fasern); Variation von C_i (0,5; 0,1; 0,001) und anfänglichen Faserorientierungen ($A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$: isotrop; $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,25 / 0,32 / 0,43$: anisotrop und $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0 / 0 / 1$: z-Richtung)

Die Kurvenverläufe für die unterschiedlichen Parameter sind fast identisch mit Ausnahme der Kurve für $C_i = 0,5$, die geringfügig höher liegt. Der Einfluss dieser Variationen auf die Faserorientierung ist demgegenüber bei den gewählten Simulationseinstellungen deutlicher zu erkennen und wird in den kommenden Kapiteln beschrieben.

6.2.2 Einfluss des Fasergehaltes und der Fasergeometrie auf die Faserorientierung

Der Vergleich der 3D-Simulationsergebnisse der L-Box-Versuche mit den entsprechenden computertomographischen Untersuchungen erfolgte anhand der Darstellungen der Tensorkomponenten A_{xx} , A_{yy} und A_{zz} über der Probenhöhe für die in Abb. 6-2 vorgestellten Positionen MM und EM.

Im Rahmen der Untersuchung der Einflussparameter auf die simulierte Faserorientierung wurde der Auswertzeitpunkt so gewählt, dass sich das Material in Ruhe befand und keine Änderungen der Materialhöhen im horizontalen Teil der L-Box zu erkennen waren, die eine Änderung der Faserorientierung bewirken konnten. Um den Abschluss der Fließbewegungen sicherzustellen, wurden die Simulationen zum Zeitpunkt $t = 30$ s ausgewertet. Segregation oder Entmischung, die ebenfalls die Faserorientierung beeinflussen könnten, wurden nicht festgestellt und waren aufgrund der hohen Viskositäten der verwendeten Mischungszusammensetzungen auch unwahrscheinlich.

Bei den nachfolgend in Abb. 6-9 und Abb. 6-10 dargestellten Tensorkomponenten handelt es sich jeweils um Mittelwerte aus zwei quer zur Fließrichtung nebeneinander liegenden analysierten Volumenelementen innerhalb der Bereiche MM bzw. EM. Innerhalb dieser Bereiche wurden immer mindestens 4 Positionen über die komplette Probenhöhe ausgewertet, um mögliche systematische Fehler oder Ausreißer identifizieren zu können. Dargestellt wurden diejenigen Punkte, die innerhalb von MM und EM am in Fließrichtung hinteren Rand lagen. Bei EM waren es die Punkte bzw. der Bereich mit direktem Kontakt zur Abschlusswand der L-Box.

Aufgrund des erforderlichen Zurechtschneidens der Proben mit MAVI fehlten die unteren 2 mm bei den Auswertungen der Ergebnisse der CT, und auch an der Probenoberseite fehlte ein Bereich. Die Höhenangaben bezogen sich wie erläutert auf den Mittelpunkt des jeweils analysierten Volumenelementes. Auch auf der Seite mit Kontakt zur Abschlusswand musste die Probe infolge leichter Abweichungen von der Lotrechten zugeschnitten werden. Dies führte dazu, dass das mittels CT abgedeckte Volumen nur bis 2 mm vor der Abschlusswand reichte.

Die in Abb. 6-9 dargestellten Werte der Tensorkomponenten für MM zeigten eine qualitativ gute Übereinstimmung der Ergebnisse der CT und der 3D-Simulation. Die Tensorkomponenten, insbesondere aus der 3D-Simulation, waren über die Höhe relativ gleichmäßig verteilt, mit leichten Schwankungen bei den Werten aus der CT etwa in mittlerer Probenhöhe. Grundsätzlich wurde aber die erwartete überwiegende Faserorientierung in x-Richtung mit Werten für A_{xx} von knapp unter 0,6 bei der 3D-Simulation und einem mittleren Wert von etwas über 0,6 bei der CT deutlich erfasst. Die Werte für A_{yy} und A_{zz} lagen für die CT und die 3D-Simulation im Bereich von 0,2 und leicht darunter. Da durch die Simulation die starke Ausprägung der x-Orientierung etwas unterschätzt wurde, die Werte für die untergeordnete Orientierung in y- und z-Richtung aber überschätzt wurden, hätte eine etwas geringere Faserinteraktion, d. h. ein kleinerer Faserinteraktionskoeffizient, die Übereinstimmungen u. U. noch verbessern können. An dieser Stelle wurde aber auf eine Feinabstimmung bzw. weitere Optimierung verzichtet, da es zunächst um die grundsätzliche Anwendbarkeit und qualitativ gute Ergebnisse der Methode nach Folgar und Tucker für ze-

mentgebundene faserhaltige Feinkornsysteme ging. Eine genauere Anpassung erscheint auf Basis der in Kapitel 6.2.3 beschriebenen Untersuchungen zu Variationen von C_i grundsätzlich möglich und in Kombination mit einer weiteren Verbesserung der Simulation des Fließstrecken-Verlaufes durch genauere Modellierung der Schlupfbedingungen und des zeit- und scherratenabhängigen Materialverhaltens (vgl. Kapitel 5.4) auch durchaus sinnvoll.

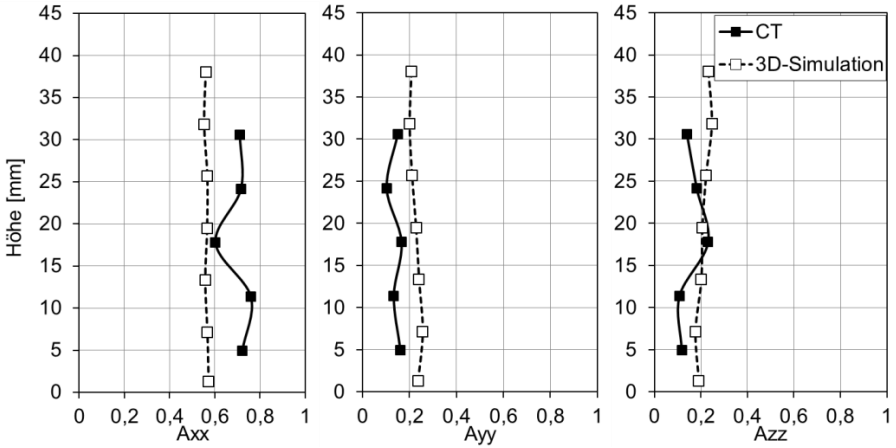


Abb. 6-9: Vergleich der Ergebnisse der Computertomographie und der 3D-Simulation für die Tensorkomponenten A_{xx} , A_{yy} und A_{zz} über der Probenhöhe für das analysierte Volumen MM des Versuchs V106 (156 mm vor der Abschlusswand)

Auch für den Bereich EM wiesen die in Abb. 6-10 dargestellten Werte der CT und der Simulation eine qualitativ gute Übereinstimmung auf.

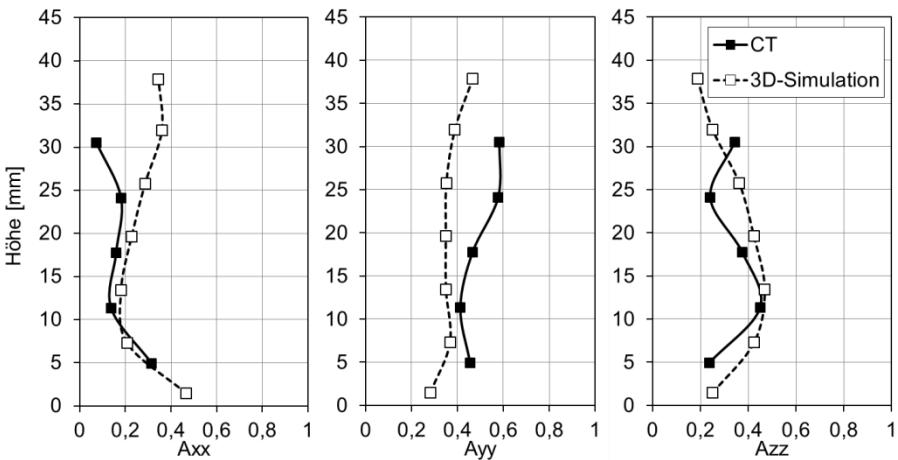


Abb. 6-10: Vergleich der Ergebnisse der Computertomographie und der Simulation für die Tensorkomponenten A_{xx} , A_{yy} und A_{zz} über der Probenhöhe für das analysierte Volumen EM des Versuchs V106 (EM beginnt etwa 2 mm Abstand von der Abschlusswand)

Der Bereich in der Nähe der Abschlusswand schien durch einen Übergang von der bevorzugten x-Orientierung der Fasern - wie bei MM festgestellt - zu einer Orientierung in die y-z-Ebene der Abschlusswand gekennzeichnet zu sein. Die Ausrichtung der Fasern in y-z-Richtung fiel aber insbesondere im mittleren und oberen Bereich schwächer aus als erwartet. Dies konnte daran gelegen haben, dass die ersten 2 mm direkt an der Wand „abgeschnitten“ werden mussten. Dort wäre die stärkste Orientierung in y-z-Ebene zu erwarten gewesen. Auch die der Simulationstechnik zugrunde liegende Kontinuumstheorie trug mit dazu bei, dass die Ausrichtung entlang der Wand in der Simulation weniger stark ausgeprägt war als in der Realität, da sie ein „virtuelles“ Durchdringen der Wand durch die Fasern zuließ (vgl. Tucker 1991). Für den Bodenbereich war allerdings bei der Simulation erwartungsgemäß in Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus der CT mit einem Axx von etwa 0,5 eine überwiegende Ausrichtung in x-Richtung zu erkennen.

In Abb. 6-11 sind für den Versuch V107 mit höherem Fasergehalt die Tensorkomponenten für die Position MM dargestellt. Sie wiesen eine qualitativ gute Übereinstimmung der Ergebnisse der CT und der 3D-Simulation auf. Die Versuchsergebnisse zeigten, wie auch die 3D-Simulation, geringe Schwankungen der Tensorkomponenten über die Höhe. Die Ergebnisse der 3D-Simulationen für die Versuche V106 und V107 waren recht ähnlich. Die deutliche Ausrichtung in x-Richtung wurde aber wiedergegeben.

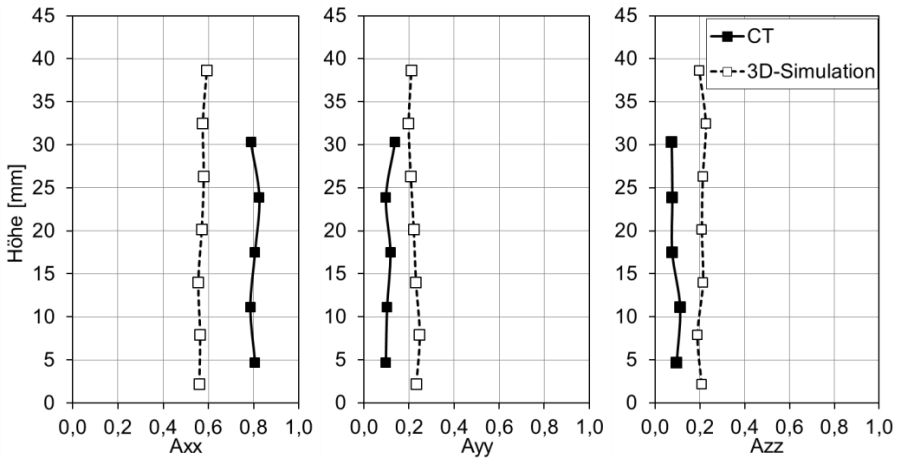


Abb. 6-11: Vergleich der Ergebnisse der Computertomographie und der Simulation für die Tensorkomponenten Axx, Ayy und Azz über der Probenhöhe für das analysierte Volumen MM des Versuchs V107 (156 mm vor der Abschlusswand)

Wie für den Versuch V106 war auch für V107 die Übereinstimmung der Ergebnisse von CT und 3D-Simulation bei den in Abb. 6-12 dargestellten Ergebnissen für die Position EM weniger eindeutig als für die Position MM. Insbesondere bei Ayy bzw. Azz gab es deutliche Abweichungen durch Überschätzung der z-Richtung und Unterschätzung der Y-Richtung durch die 3D-Simulation.

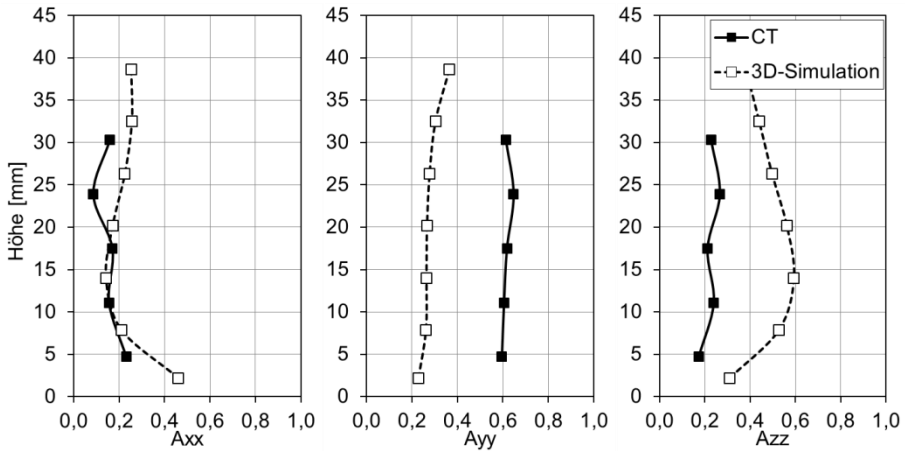


Abb. 6-12: Vergleich der Ergebnisse der Computertomographie und der Simulation für die Tensorkomponenten A_{xx} , A_{yy} und A_{zz} über der Probenhöhe für das analysierte Volumen EM des Versuchs V107 (EM hat etwa 3 mm Abstand von der Abschlusswand)

Diese Abweichung konnte u. a. - wie auch schon bei V106 EM erläutert - in der Tatsache begründet gewesen sein, dass der ausgewertete Bereich bei V107 EM etwa 3 mm von der Abschlusswand der L-Box entfernt begann und die direkt an der Wand anliegenden Fasern nicht berücksichtigt wurden. Die im Rahmen der Erläuterungen zu Versuch V106 für die Position EM gemachten Ausführungen zu einer Anpassung von C_i gelten analog auch für V107.

Bei einem Vergleich der 3D-Simulationsergebnisse für V106 und V107 wurde deutlich, dass diese sowohl für die Position EM als auch MM sehr ähnlich waren. Der Unterschied in den gewählten Faserdosierungen und der daraus resultierende Unterschied beim Kopplungsparameter N_P waren u. U. zu gering, um einen deutlicheren Einfluss auf das Simulationsergebnis zu haben. Bei weiterführenden Versuchen erscheint insofern eine Erhöhung des volumetrischen Fasergehaltes bzw. eine Erhöhung des Verhältnisses Faserlänge / Faserdurchmesser sinnvoll. Eine versuchstechnische Optimierung der CT ist dahingehend erforderlich, dass die entnommenen Bohrkern wirklich bis zum Randbereich ausgewertet werden können. Diese Verbesserung lassen auch weiterführende Erkenntnisse bezüglich der Wahl von C_i und N_P erwarten.

6.2.3 Einfluss des Faserdiffusionskoeffizienten C_i auf die Faserorientierung

Zur Abschätzung der Wirkungsweise bzw. der Intensität der Auswirkung von Veränderungen des Faserinteraktionskoeffizienten C_i wurde die 3D-Simulation für den Versuch V106 mit den drei C_i -Werten 0,5, 0,1 und 0,001 durchgeführt. Die sonstigen Randbedingungen entsprachen denen in Kapitel 6.2.2.

Während der Einfluss dieser Parametervariationen auf den Fließstreckenverlauf gering war (vgl. Abb. 6-8), wurde an den Ergebnissen der 3D-Simulation für die Position MM deutlich (vgl. Abb. 6-13), dass die berechnete Isotropie der Faserorientierung mit zunehmendem C_i anstieg. Für das größte $C_i = 0,5$ (durchgezogene Linien mit offenen

Markern) lagen die Werte für die Tensorkomponenten am nächsten beieinander. Mit abnehmendem C_i lagen die Kurven für A_{yy} und A_{zz} auf der einen und A_{xx} auf der anderen Seite weiter auseinander. Die Kurven für $C_i = 0,001$ (strichgepunktete Linien mit offenen Markern) zeigten mit Werten unter 0,1 für A_{yy} und A_{zz} und einem Wert größer 0,9 für A_{xx} die größten Unterschiede. Bei allen Werten für C_i waren die Werte für A_{xx} größer als die für A_{yy} und A_{zz} , was der starken Ausrichtung der Fasern in x-Richtung, d. h. der Fließrichtung, entspricht.

Zum Vergleich sind auch die Werte der CT als durchgezogene Linien mit geschlossenen Markern eingezeichnet. Es wird deutlich, dass von den drei getesteten Werten für C_i die beste Übereinstimmung mit $C_i = 0,1$ erreicht wurde.

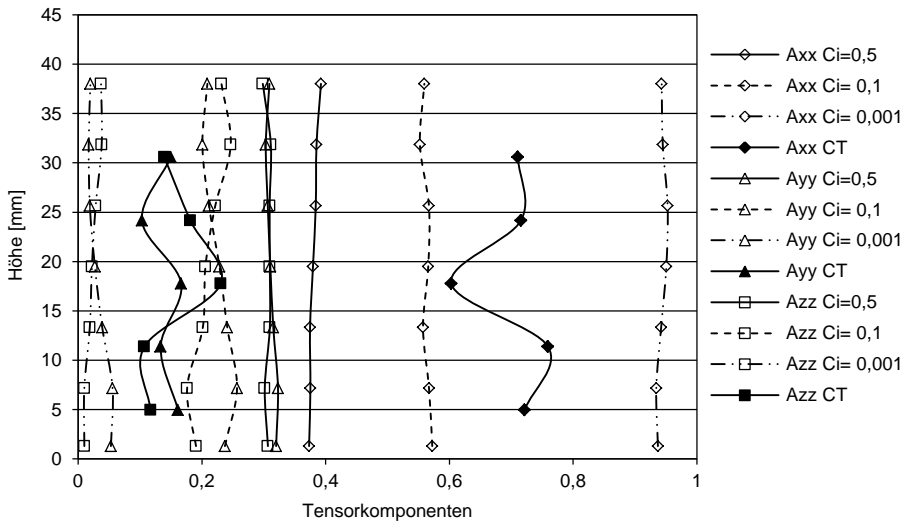


Abb. 6-13: Einfluss unterschiedlicher Faserinteraktionskoeffizienten C_i auf die Tensorkomponenten für Versuch V106 MM; $C_i = 0,5$ (durchgezogene Linie mit offenen Markern); $C_i = 0,1$ (gestrichelte Linie mit offenen Markern); $C_i = 0,001$ (strichgepunktete Linie mit offenen Markern); Vergleich mit Werten aus der CT (durchgezogene Linien mit geschlossenen Markern)

Für $C_i = 0,5$ war die aus der 3D-Simulation resultierende Faserorientierung zu isotrop während sich auf der anderen Seite für $C_i = 0,001$ eine Überbetonung der Ausrichtung in x-Richtung ergab.

6.2.4 Einfluss der Faserorientierung im Ausgangszustand

Zur Abschätzung eines möglichen Einflusses der anfänglichen Faserorientierung im vertikalen Bereich der L-Box auf die resultierende Faserausrichtung im horizontalen L-Box-Teil wurden für den Versuch V106 verschiedene Orientierungszustände in diesem Bereich untersucht. Diese Anfangsausrichtungen waren

- die isotrope ($A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$),
- eine mit bevorzugter z-Orientierung ($A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,25 / 0,32 / 0,43$),
- eine mit ausschließlicher z-Orientierung ($A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0 / 0 / 1$).

Diese Variationen der Faserorientierung im vertikalen Teil der L-Box hatten nur einen geringen Einfluss auf die simulierte endgültige Faserorientierung für die Position MM. In Abb. 6-14 ist deutlich zu erkennen, dass die Kurvenverläufe der 3D-Simulationen für $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,25 / 0,32 / 0,43$ und $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0 / 0 / 1$ nahezu identisch waren. Lediglich die Kurve der isotropen Anfangsausrichtung $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$ wich etwas ab.

Der Vergleich zwischen 3D-Simulation und CT-Auswertung zeigte für die Werte aus der CT größere Schwankungen über die Höhe. Während für die Werte von A_{yy} und A_{zz} eine qualitativ gute Übereinstimmung erzielt wurde, lagen die simulierten Werte für A_{xx} tendenziell etwas zu niedrig. Die Annahme isotroper Anfangsbedingungen zeigte geringfügig größere Abweichungen von den Versuchswerten der CT.

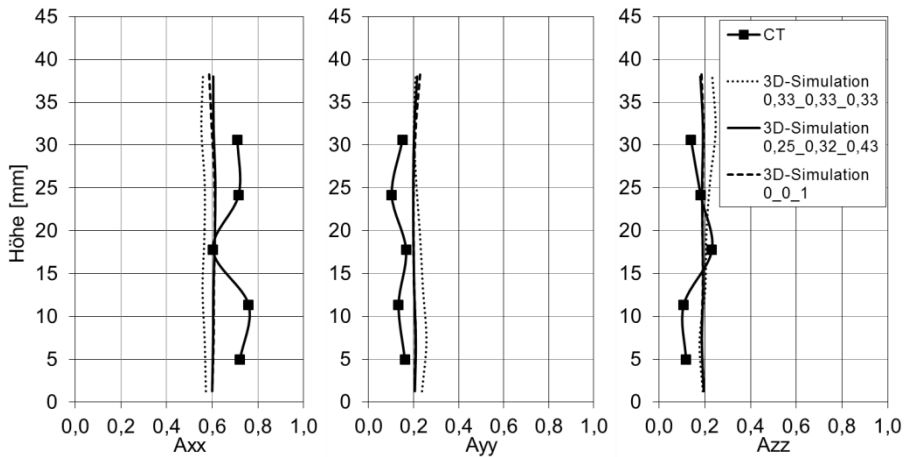


Abb. 6-14: Einfluss unterschiedlicher Faserorientierungszustände im Anfangszustand des vertikalen Teils der L-Box auf die Tensorkomponenten für Versuch V106 MM; isotrope Anfangsausrichtung $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$ (gepunktet), $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,25 / 0,32 / 0,43$ (durchgezogen) und $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0 / 0 / 1$ (gestrichelt); Vergleich mit CT

Für die Position EM sind die analogen 3D-Simulationsergebnisse in Abb. 6-15 dargestellt. Für diese Position waren die Unterschiede zwischen den Simulationsergebnissen für die unterschiedlichen Anfangsausrichtungen deutlicher ausgeprägt. Insbesondere bei A_{xx} und A_{zz} lagen die Ergebnisse für die isotrope Faserausrichtung auf der einen Seite und die beiden anisotropen Ausrichtungen auf der anderen Seite im oberen Drittel der Probenhöhe um mehr als 0,2 auseinander.

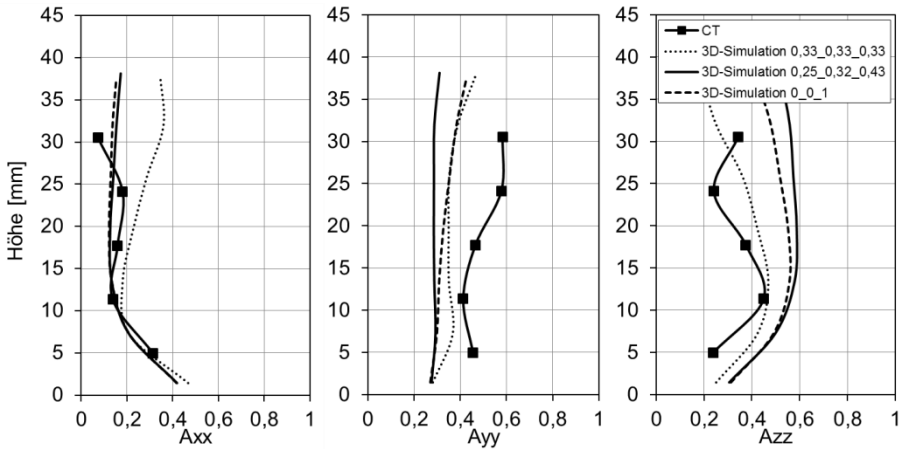


Abb. 6-15: Einfluss unterschiedlicher Faserorientierungszustände im Anfangszustand des vertikalen Teils der L-Box auf die Tensorkomponenten für Versuch V106 EM; isotrope Anfangsausrichtung $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,33 / 0,33 / 0,33$ (gepunktet), $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0,25 / 0,32 / 0,43$ (durchgezogen) und $A_{xx} / A_{yy} / A_{zz} = 0 / 0 / 1$ (gestrichelt); Vergleich mit CT

Der Vergleich zwischen den 3D-Simulationen und der CT-Auswertung zeigte ähnlich wie bei der Position MM eine deutlich stärker ausgeprägte Variation bei den Werten aus der CT. Allerdings wiesen für EM auch die Werte aus den 3D-Simulationen qualitativ ähnliche Variationen auf. Obgleich auf eine quantitative Analyse verzichtet wurde, scheint insbesondere aufgrund der kleinsten Abweichung für A_{zz} für die isotrope Anfangsausrichtung die beste Übereinstimmung zwischen CT und 3D-Simulation erreichbar.

Zusammenfassend erlaubten die Ergebnisse für MM und EM auch ohne weiterführende Untersuchungen zur realen Anfangsausrichtung die Annahme einer isotropen Anfangsausrichtung der Fasern. Dies galt insbesondere aufgrund der deutlich besseren Übereinstimmungen zwischen CT und 3D-Simulation in der Nähe der Abschlusswand der L-Box.

6.3 Zusammenfassung zur 3D-Simulation des Fließstrecken-Verlaufes und der Faserorientierung

Der Fließstrecken-Verlauf bei den L-Box-Versuchen mit faserhaltigen Feinkornsystemen konnte qualitativ gut simuliert werden. Ähnlich wie bei den 3D-Simulationen ohne Fasern wurden auch bei denjenigen mit Fasern die Fließgeschwindigkeiten insbesondere zu Versuchsbeginn überschätzt, doch näherten sich die Versuchs- und Simulationsergebnisse gegen Versuchsende wieder an. Durch eine generell realitätsnähere Modellierung der Schlupfbedingungen und der Vorgänge an der Dreiphasengrenze ist auch für die 3D-Simulation von faserhaltigen Feinkornsystemen eine größere Annäherung an die Versuchsergebnisse zu erwarten.

Bezüglich der Faserorientierung konnte anhand von L-Box-Versuchen mit zwei faserhaltigen Feinkornsystemen gezeigt werden, dass die verwendete Methode nach

Folgar und Tucker in der Lage war, die Faserorientierung mittels 3D-Simulationen qualitativ gut wiederzugeben. Dies ergaben vergleichende Untersuchungen der sich in der L-Box einstellenden realen Faserorientierungen in entnommenen Bohrkernen und der entsprechenden 3D-Simulation. Verglichen wurden jeweils eine mittige Position 156 mm vor der Abschlusswand der L-Box (MM) und eine Position am Ende der Fließstrecke direkt vor der Abschlusswand (EM). Für diese Positionen wurden die jeweiligen Tensorkomponenten des Orientierungstensors zweiter Ordnung über die Probehöhe aus CT und 3D-Simulationen vergleichend gegenübergestellt. Insbesondere für die Feinkornzusammensetzung mit der geringeren Faserdosierung wurden für die Position MM auch quantitativ gute Übereinstimmungen der Tensorkomponenten ermittelt. Die Faserausrichtung im Bereich der Position EM stimmte zwischen CT und der 3D-Simulation weniger eindeutig überein, was auch mit der komplexeren realen Faserorientierung zusammenhing. In dem Bereich der Abschlusswand der L-Box erfolgte der Übergang von klar in Fließrichtung ausgerichteten Fasern hin zu vorwiegend in der Wandebene orientierten Fasern.

Bei der Computertomographie musste insbesondere im Wandbereich, aber auch im Bereich des Bodens berücksichtigt werden, dass die ersten 1 mm - 3 mm direkt an der Wand bzw. dem Boden nicht untersucht werden konnten. Die in diesem Bereich zu erwartende besonders stark ausgeprägte Ausrichtung in Wand- bzw. Bodenebene konnte somit nicht vollständig nachgewiesen werden. In dieser Hinsicht besteht für die weitergehenden Untersuchungen Optimierungspotenzial. Da die ermittelten Tensorkomponenten Mittelwerte des betrachteten Volumenelementes darstellen, sind in Bereichen mit starken Veränderungen der Faserorientierung das entsprechende Gitternetz bzw. die ausgewerteten Volumenelemente angemessen zu verkleinern, um diese Änderungen erfassen zu können.

Der Einfluss der Faserorientierung im Ausgangszustand schien - zumindest bei der Simulation der L-Box-Versuche mit den derzeitigen Simulationseinstellungen - keinen derartig gravierenden Einfluss zu haben, dass nicht vereinfachend eine isotrope Ausgangsverteilung angenommen werden konnte. Für weiterführende Untersuchungen wird empfohlen, auch höhere volumetrische Fasergehalte und folglich auch höhere Kopplungsparameter N_P zu verwenden, um deren Einfluss zu verifizieren. Der Unterschied in den resultierenden Faserorientierungen für die zwei verwendeten Fasergehalte war so gering, dass eine quantitative Aussage auf Basis der durchgeführten Simulationen nicht gerechtfertigt erschien. Das galt insbesondere unter Berücksichtigung der Herausforderungen bei der Auswertung der CT in Bereichen mit direktem Wand- bzw. Bodenkontakt. Für den Faserinteraktionskoeffizienten $C_i = 0,1$ konnten im Rahmen der durchgeführten Parameterstudien die qualitativ besten Übereinstimmungen zwischen den Faserorientierungen der CT und der 3D-Simulation erzielt werden.

7 Schlussfolgerungen und Ausblick

In dieser Arbeit wurde, gestützt auf eigene Versuche und vergleichenden Simulationen, ein Verfahren zur numerischen Simulation des Fließ- und Füllverhaltens von zementgebundenen Hochleistungsfeinkornsystemen auf Basis einer geeigneten rheologischen Charakterisierung und unter besonderer Berücksichtigung des stark zeit- und scherratenabhängigen rheologischen Verhaltens dieser Systeme entwickelt bzw. weiterentwickelt. Grundlegende L-Box-Versuche an faserhaltigen Feinkornsystemen und deren simulationstechnische Erfassung auf Basis der Methode nach Folgar und Tucker zeigten, dass neben dem Fließverhalten auch die Faserorientierung qualitativ gut wiedergegeben werden konnte.

Da das zeit- und scherratenabhängige Verhalten der verwendeten Feinkornsysteme nicht direkt modelliert wurde, musste es versuchstechnisch, beginnend bei der Herstellung der Feinkornsysteme, erfasst werden. Der Herstellungsprozess und die nachfolgenden Vorbereitungen der rheologischen Messungen sowie die Haegermann- und L-Box-Versuche wurden dahingehend vergleichmäßig und optimiert, dass die verwendeten Feinkornsysteme zum zeitgleichen Start der rheologischen Charakterisierung und der Fließ- und Füllversuche immer die gleiche Scherhistorie besaßen. Die Durchführung und insbesondere die Auswertung der experimentellen Fließversuche wurden im Rahmen von Vorversuchen so weiterentwickelt, dass die unterschiedlichen Abläufe soweit wie möglich automatisiert und vergleichmäßig wurden. Dazu gehörten neben der zeitgleichen Befüllung des Rheometers und des Haegermann-Trichters bzw. der L-Box das Anheben des Trichters mittels mechanischer Hebevorrichtung und vor allem die automatisierte Versuchsdokumentation mithilfe zweier gekoppelter digitaler Spiegelreflexkameras. Für die L-Box-Versuche wurde zusätzlich eine Videodokumentation verwendet. Die simultanen Aufnahmen des Fließmaß-Verlaufes von der Seite und von oben ermöglichten - unter Zuhilfenahme einer speziellen Auswertetechnik - die Abschätzung des Scherraten- und Geschwindigkeitsverlaufs für die durchgeführten Versuche. Eine zuverlässige Abschätzung war aufgrund der hohen Viskositäten der verwendeten Feinkornsysteme und der damit auch verbundenen Klebeeffekte am Haegermann-Trichter erst nach etwa 4 s bis 6 s sinnvoll. Es wurde deutlich, dass in den ersten Sekunden die foto-technisch ermittelten Werte unter den entsprechenden Werten der 2D-Simulation lagen. Eine Ursache dafür war, dass in der Simulation der Hebevorgang nicht berücksichtigt wurde und der Fließvorgang unmittelbar beim Start der Simulation begann.

Im Rahmen der rheometrischen Versuchstechnik wurde das zeit- und scherratenabhängige Verhalten der verwendeten Feinkornsysteme dadurch berücksichtigt, dass die verwendeten scherratengesteuerten Messprofile des Rotationsrheometers an Scherratenverläufe der experimentellen Versuche bzw. der Simulationen angepasst wurden. Zur Festlegung des Startwertes und der Dauer der scherratengesteuerten, linearen Abwärtsrampen wurde ein iteratives Vorgehen verwendet. Die Ergebnisse von Versuchsreihen zur Steigerung der Genauigkeit der Abbildung der experimentellen Scherratenverläufe mittels logarithmischer oder geteilt linear-logarithmischer Abwärtsrampen für das Rheometer konnten zeigen, dass komplexe Scherratenverläufe besser abgebildet werden konnten, allerdings nur mit entsprechend hohem

Aufwand. Eine detailliertere Nachbildung der realen Scherratenverläufe erschien daher im Verhältnis zu den möglichen Verbesserungen der daraus resultierenden Simulationen nicht zielführend. Für die 2D- und 3D-Simulationen der Haegermann- und L-Box-Versuche wurde deshalb letztendlich für die rheometrischen Untersuchungen eine lineare Abwärtsrampe im scherratengesteuerten Modus ausgewählt.

Die Modellierung der so ermittelten Scherraten-Schubspannungs-Beziehung wurde mithilfe eines einfachen scherratenabhängigen Ansatzes durchgeführt, der für geringe Scherraten einem Bingham-Modell und bei größeren Scherraten einem Herschel-Bulkley-Modell entsprach. Für die Viskosität wurde das Carreau-Modell gewählt; es wären aber auch andere Modellierungen möglich. Die ermittelten Modell- bzw. Regressionsparameter waren Grundlage für die 2D- und 3D-Simulationen der Haegermann- und L-Box-Versuche mittels der Software-Entwicklungsplattform CoRheoS. Diese verwendet die im Bereich der numerischen Strömungsmechanik (CFD) bewährte Finite-Volumen-Methode (FVM) zusammen mit der Volume of Fluid Method (VOF) zur Darstellung und Verfolgung der sich ergebenden freien Materialoberflächen. Die untersuchten zementgebundenen Feinkornsysteme wurden dabei als Suspension von Partikeln in einer Trägerflüssigkeit aufgefasst und aufgrund des gewählten makroskopischen Betrachtungsmaßstabes als homogene Fluide angesehen.

Das Fließverhalten der verwendeten Feinkornsysteme konnte zufriedenstellend simuliert werden. Die in der Literatur beschriebenen Abhängigkeiten des End-Fließmaßes von der Fließgrenze sowie der Abhängigkeiten der Fließzeiten bzw. Fließgeschwindigkeiten von der Viskosität wurden bestätigt. Bei den 2D-Simulationen der Haegermann-Versuche war eine Kalibrierung der im Rahmen der rheologischen Modellierung bestimmten Fließgrenze und Viskosität erforderlich, um auch quantitativ gute Übereinstimmung der End-Fließmaße und Fließmaß-Verläufe zu erhalten. Bei 2D-Simulationen der L-Box-Versuche führten die aus den Haegermann-Versuchen ermittelten Kalibrierfaktoren nur zu qualitativ, nicht aber quantitativ zufriedenstellenden Simulationsergebnissen. Das war wahrscheinlich darin begründet, dass bei Reduzierung der 3D-Fließvorgänge auf 2D-Fließvorgänge bei den Haegermann-Versuchen andere Randbedingungen vernachlässigt wurden als bei den L-Box-Versuchen.

3D-Simulationen der Haegermann- und L-Box Versuche führten auch ohne Kalibrierung zu qualitativ guten Übereinstimmungen. Insbesondere traf dies für die simulierten End-Fließmaße bei Haegermann-Versuchen zu. Eine Ursache für die festgestellte Überschätzung der Fließgeschwindigkeiten durch die 3D-Simulationen lag in dem unmittelbaren Start der Fließbewegung in der Simulation, der den Hebevorgang des Trichters bzw. des Abtrennschotts und Klebe- und Viskositätseffekte unberücksichtigt ließ. Im Rahmen einer Weiterentwicklung sollte über eine geeignete Berücksichtigung dieser Effekte in der Simulation nachgedacht werden.

Bei den 3D-Simulationen kam es unter Verwendung der VOF mit linearen Abhängigkeiten für die Berechnung der Stoffgrößen Viskosität und Dichte in Kombination mit „no-slip“-Bedingungen zu unphysikalischen Effekten in Form von Blasenbildungen. Diese Effekte konnten durch Veränderung der Schlupfannahmen zu „partial-slip“-Bedingungen und Verwendung von quadratischen Abhängigkeiten der Stoffgrößen

bei der VOF für die Gitternetzstellen mit direktem Kontakt zu den Grenzflächen vermieden werden.

Zur generellen quantitativen Verbesserung der 3D-Simulationsergebnisse erscheint es sinnvoll, die physikalischen Wechselwirkungen im Bereich der Kontaktzone Grenzfläche (Boden oder Wand)-Fluid-Luft näher zu untersuchen. Eine experimentelle Untersuchung der Dreiphasengrenze mit dem Ziel der genaueren Visualisierung der sich ausbildenden Form der Fließfront kann helfen, diese und die wirkenden Kräfte realistischer zu modellieren. Darüber hinaus sollte untersucht werden, inwieweit die derzeit verwendete „partial-slip“-Bedingung das reale Materialverhalten an der Grenzfläche wiedergibt. Mithilfe genauerer mikroskopischer oder mesoskopischer Betrachtungen der verwendeten Feinkornsysteme im Bereich der Kontaktzone zur Grenzfläche könnten möglicherweise entstehende lokale Entmischungen und Gleitschichten identifiziert und bezüglich ihres Einflusses auf das makroskopische Schlupfverhalten charakterisiert werden. Hierzu sind Partikelsimulationen oder spezielle Mehrphasensimulationen unter Verwendung einer Kombination von kinetischer Theorie und bodenmechanischen Ansätzen denkbar (vgl. *Savage 1998, Schmidt 2010 und Latz 2010b*).

Das gekoppelte zeit- und scherratenabhängige Verhalten wurde bei der verwendeten Modellierung noch nicht berücksichtigt. Erste Versuche unter Verwendung einer einfachen zeitabhängigen Modellierung des rheologischen Verhaltens mit CoRheoS waren aber vielversprechend. Eine derartige Modellierung könnte auch im Hinblick auf eine quantitative Verbesserung der Simulationsergebnisse sowie eine allgemeingültige Ermittlung der erforderlichen rheologischen Kenngrößen zielführend sein. Dadurch könnte auf aufwändige und speziell auf die zu simulierenden Fließvorgänge angepasste Messprofile zugunsten standardisierter Profile verzichtet werden.

Abschließend wurde gezeigt, dass die angewendete Simulationsmethode in Kombination mit einer bi-direktionalen Kopplung der Gleichungen für die Faserorientierung mit denen für das Fließverhalten der Matrix (Methode nach Folgar und Tucker) in der Lage ist, das Fließverhalten und die Faserorientierung von faserhaltigen Feinkornsystemen in L-Box-Versuchen qualitativ gut wiederzugeben. Für letzteres wurden die jeweiligen Komponenten des Orientierungstensors zweiter Ordnung aus der Simulation mit denen aus den computertomographischen Untersuchungen und der anschließenden Bildanalyse verglichen. Optimierungspotenzial besteht bei der versuchstechnischen Auswertung der Faserorientierungen mittels CT, der Anpassung der Modellparameter nach Folgar und Tucker und der Erfassung der Schlupfbedingungen.

Das auf Grundlage der durchgeführten Untersuchungen entwickelte Verfahren zur Simulation von Fließ- und Füllvorgängen und resultierender Faserorientierungen von faserhaltigen ultrahochhochleistungsfähigen Feinkornsystemen stellt eine vielversprechende Basis für die Weiterentwicklung zu einem integrierten Werkzeug für eine ganzheitliche betontechnologische Prozessauslegung dar. Bei Beachtung der in dieser Arbeit dokumentierten Erkenntnisse ist das vorgestellte versuchs- und modellierungstechnisch verbesserte Verfahren geeignet, das Fließ- und Füllverhalten zementgebundener Feinkornsysteme mit und ohne Fasern befriedigend zu simulieren.

Literaturverzeichnis

- Advani 1987:** Advani, S.G.; Tucker, C.L.: The Use of Tensors to Describe and Predict Fiber Orientation in Short Fiber Composites. In: Journal of Rheology 31 (1987), Nr. 8, S. 751–784
- Ahuja 2009:** Ahuja, A.; Singh, A.: Slip velocity of concentrated suspensions in Couette flow. In: Journal of Rheology 53 (2009), Nr. 6, S. 1461–1485
- Aidun 2010:** Aidun, C.K.; Clausen, J.R.: Lattice-Boltzmann Method for Complex Flows. In: Annual Review of Fluid Mechanics 42 (2010), S. 439–472
- Alexandrou 2008:** Alexandrou, A.N.: On the Modeling of Semisolid Suspensions. In: Solid State Phenomena 141-143 (2008), S. 17–23
- Amziane 2007:** Amziane, S.; Lecompte, T.; Tchamba, J.-C.; Lanos, C.: Development of a concrete rheometer fitted with hydraulic transducers, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 323–328
- Ancey 2001:** Ancey, C.: Role of lubricated contacts in concentrated polydisperse suspensions. In: Journal of Rheology 45 (2001), Nr. 6, S. 1421–1439
- ANSYS 2013:** ANSYS: Ansys Fluid Dynamic Solutions : Fluent, ANSYS, Inc., 2013. URL <http://www.ansys.com/Products/Simulation+Technology/Fluid+Dynamics/Fluid+Dynamics+Products/ANSYS+Fluent> – Überprüfungsdatum 13.11.2013
- Artelt 2008:** Artelt, C.; Garcia, E.: Impact of superplasticizer concentration and of ultra-fine particles on the rheological behaviour of dense mortar suspensions. In: Cement and Concrete Research 38 (2008), Nr. 5, S. 633–642
- Astarita 1974:** Astarita, G.; Marrucci, G.: Principles of non-Newtonian fluid mechanics. London ; New York, McGraw-Hill, 1974
- Bakker 2010:** Bakker, P.; Ramohalli Gopala, V.; Lycklama à Nijeholt, J.A.; Koenders, E.; Grünewald, S.; Walraven, J.: Simulation and Testing of the Grout Backfill Process in a Case-Study Related to a Nuclear Waste Disposal Gallery. In: Khayat, K.H.; Feys, D. (Hrsg.): Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete : Proceedings of SCC 2010, Montreal, Canada, September 26-29, 2010. Dordrecht, Heidelberg, London, New York : Springer, 2010 (RILEM Bookseries, 1), S. 197–208
- Banfill 1987:** Banfill, P.F.G.: Feasibility study of a coaxial cylinders viscometer for mortar. In: Cement and Concrete Research 17 (1987), Nr. 2, S. 329–339
- Banfill 1991:** Banfill, P.F.G.: A coaxial cylinders viscometer for mortar: Design and experimental validation, Bd. 1. In: Banfill, P.F.G. (Hrsg.): Rheology of fresh cement and concrete : Proceedings of the International Conference organized by the British Society of Rheology. London : E. & F.N. Spon, 1991, S. 217–226
- Banfill 2003:** Banfill, P.F.G.: The rheology of fresh cement and concrete - a review, Bd. 1. In: Grieve, G.; Owens, G. (Hrsg.): Cement's Contribution to Development in

the 21st Century : Proceedings of the 11th International Congress on the Chemistry of Cement. New Delhi, India : Tech Books International, 2003, S. 50–62

Barnes 1987: Barnes, H.A.; Edwards, M.F.; Woodcock, L.V.: Applications of computer simulations to dense suspension rheology. In: Chemical Engineering Science 42 (1987), Nr. 4, S. 591–608

Barnes 1989: Barnes, H.A.; Hutton, J.F.; Walters, K.: An introduction to rheology - Rheology Series, 3, Elsevier Science B. V., 1989 (Rheology Series 3)

Barnes 1995: Barnes, H.A.: A review of the slip (wall depletion) of polymer solutions, emulsions and particle suspensions in viscometers: its cause, character, and cure. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 56 (1995), Nr. 3, S. 221–251

Barnes 1997: Barnes, H.A.: Thixotropy—a review. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 70 (1997), 1-2, S. 1–33

Barnes 1999: Barnes, H.A.: The yield stress—a review or 'παντα ρει'—everything flows? In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 81 (1999), 1-2, S. 133–178

Barnes 2000: Barnes, H.A.: A handbook of elementary rheology. Aberystwyth: Univ. of Wales, Institute of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 2000

Barnes 2001: Barnes, H.; Nguyen, N.Q.: Rotating vane rheometry - a review. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 98 (2001), Nr. 1, S. 1–14

Barnes 2007: Barnes, H.A.: The 'Yield Stress Myth?' Paper - 21 Years On. In: Applied Rheology 17 (2007), Nr. 4, S. 43110/1-43110-5

Barnett 2010: Barnett, S.J.; Lataste, J.-F.; Parry, T.; Millard, S.G.; Soutsos, M.N.: Assessment of fibre orientation in ultra high performance fibre reinforced concrete and its effect on flexural strength. In: Materials and Structures 43 (2010), Nr. 7, S. 1009–1023

Baudez 2004: Baudez, J.; Coussot, P.: Abrupt Transition from Viscoelastic Solidlike to Liquidlike Behavior in Jammed Materials. In: Physical Review Letters 93 (2004), Nr. 12

Bäumchen 2010: Bäumchen, O.; Jacobs, K.: Slip effects in polymer thin films. In: Journal of Physics: Condensed Matter 22 (2010), Nr. 3

Baumert 2012: Baumert, C.: Rheometrische Mischprozessführung : Intensiv-Konus-Mischer mit integriertem Rheometer zur Herstellung von Hochleistungsbeton mit definierten rheologischen Eigenschaften. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Fachbereich Bauingenieurwesen und Geodäsie. Darmstadt, 2012

Beaupré 1998: Beaupré, D.; Mindess, S.: Rheology of Fresh Concrete: Principles, Measurement, and Applications. In: Skalny, J.; Mindness, S. (Hrsg.): Materials Science of Concrete V. Westerville, Ohio, 1998 (Materials Science of Concrete Series, V), S. 149–190

Berg vom 1979: Berg vom, W.: Influence of specific surface and concentration of solids upon the flow behaviour of cement pastes. In: Magazine of Concrete Research 31 (1979), Nr. 109, S. 211–216

- Bicanic 2007:** Bicanic, N.: Discrete Element Method, 1: Fundamentals. In: Stein, E.; Borst, R. de; Hughes, T.J.R. (Hrsg.): Encyclopedia of Computational Mechanics. Chichester, West Sussex : John Wiley & Sons, Ltd., 2007, S. 311–337
- Blask 2002:** Blask, O.: Zur Rheologie von polymermodifizierten Bindemittelleimen und Mörtelsystemen. Dissertation, Universität-Gesamthochschule Siegen, Fachbereich 8. Siegen, 2002
- Blask 2003:** Blask, O.; Honert, D.: The Electrostatic Potential of Highly Filled Cement Suspensions Containing Various Superplasticizers, Bd. 217. In: Malhotra, V.M. (Hrsg.): Seventh CANMET/ACI International Conference on Superplasticizers and other Chemical Admixtures in Concrete : ACI Special Publications - SP 217, 2003 (ACI Special Publications, SP 217), S. 87–101
- Boger 2009:** Boger, M.: Methoden zur Oberflächenverfolgung (Seminar zur numerischen Simulation von Mehrphasenströmungen am 16.12.2009). Universität Stuttgart, 2009
- Bonnoit 2010:** Bonnoit, C.; Darnige, T.; Clement, E.; Lindner, A.: Inclined plane rheometry of a dense granular suspension. In: Journal of Rheology 54 (2010), Nr. 1, S. 65–79
- Boulekbache 2010:** Boulekbache, B.; Hamrat, M.; Chemrouk, M.; Amziane, S.: Flowability of fibre-reinforced concrete and its effect on the mechanical properties of the material. In: Construction and Building Materials 24 (2010), Nr. 9, S. 1664–1671
- Brameshuber 2007:** Brameshuber, W.; Uebachs, S.: Numerical modeling of the flow process of self-compacting concrete : Numerische Modellierung des Strömungsvorganges von Selbstverdichtetem Beton. In: Betonwerk + Fertigteil-Technik 73 (2007), Nr. 3, S. 14–21
- Bui 2003:** Bui, V.K.; Geiker, M.R.; Shah, S.P.: Rheology of fiber-reinforced cementitious materials. In: Naaman, A.A.; Reinhardt, H.W. (Hrsg.): Fourth International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 4). Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2003 (RILEM proceedings, pro 30), S. 221–231
- Bullard 2013:** Bullard, J. W.: Virtual Cement and Concrete Testing Laboratory : Educational Version 2.0 User Guide. URL http://www.nist.gov/el/building_materials/upload/EVCCTLGuide.pdf – Überprüfungsdatum 13.11.2013
- Bund 2013:** Bund, B.; Heese, C.; Breit, W.; Schuler, F.; Niedziela, D.; Latz, A.: Computer-aided simulation of flow and form filling behaviour of FRUHPC. In: Uzeogbo, H.C.; Schmidt, W. (Hrsg.): Proceedings of the International Conference on Advances in Cement and Concrete Technology in Africa, 2013, S. 483–490
- Buscall 1993:** Buscall, R.; McGowan, J.I.; Morton-Jones, A.J.: The rheology of concentrated dispersions of weakly attracting colloidal particles with and without wall slip. In: Journal of Rheology 37 (1993), Nr. 4, S. 621–642
- Buscall 2010:** Buscall, R.: Letter to the Editor: Wall slip in dispersion rheometry. In: Journal of Rheology 54 (2010), Nr. 6, S. 1177–1183

Cabrera 1984: Cabrera, J.M.; Hopkins, C.J.: A modification of the Tattersall Two-point test apparatus for measuring concrete workability. In: Magazine of Concrete Research 36 (1984), Nr. 129, S. 237–240

Castro 2008: Castro, A.L.; Liborio, J.B.L.; Valenzuela, F.A.O.; Pandolfelli, V.C.: The Application of Rheological Concepts on the Evaluation of High-Performance Concrete Workability. In: Figueiredo, E.P.; Holland, T.; Malhotra, V.M.; Helene, P. (Hrsg.): 5th ACI/CANMET/IBRACON International Conference on High-Performance Concrete Structures and Materials. ACI Special Publications- SP 253, 2008 (ACI Special Publications, SP 253), S. 119–131

Chamberlain 2003: Chamberlain, J.A.; Clayton, S.; Landman, K.A.; Sader, J.E.: Experimental validation of incipient failure of yield stress materials under gravitational loading. In: Journal of Rheology 47 (2003), Nr. 6, S. 1317–1329

Chan 2007: Chan, Y.-W.; Hsieh, S.-H.; Chang, W.-T.: On the rheological behaviour of Self-compacting Concrete mortar using Discret Element Method, Bd. 3. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 1129–1134

Chang 2002: Chang, C.-S.; Chen, K.-H.; Yen, T.: Developing an active rheometer for cementitious materials, Bd. 2. In: König, G.; Dehn, F.; Faust, T. (Hrsg.): High Strength / High Performance Concrete : 6th International Symposium on Utilization of High Strength/ High Performance Concrete: Leipzig, June 2002. Leipzig : Verein der Freunde des Bauingenieur-und Wirtschaftsingenieurwesens an der Universität Leipzig, 2002, S. 1525–1535

Chappuis 1991: Chappuis, J.: Rheological measurements with cement pastes in viscometers: A comprehensive approach. In: Banfill, P.F.G. (Hrsg.): Rheology of fresh cement and concrete : Proceedings of the International Conference organized by the British Society of Rheology. London : E. & F.N. Spon, 1991, S. 3–12

Cheng 1965: Cheng, D.C.-H.; Evans, F.: Phenomenological characterization of the rheological behaviour of inelastic reversible thixotropic and antithixotropic fluids. In: British Journal of Applied Physics 16 (1965), Nr. 11, S. 1599–1617

Cheng 1967: Cheng, D.C.-H.: Hysteresis Loop Experiments and the Determination of Thixotropic Properties. In: Nature 216 (1967), Nr. 5120, S. 1099–1110

Chidiac 2006: Chidiac, S.E.; Habibeigi, F.; Chan, D.: Slump and Slump Flow for Characterizing Yield Value of Fresh Concrete. In: ACI Materials Journal 103 (2006), Nr. 6, S. 413–418

Choplin 2000: Choplin, L.: Systematic rheology: A new tool for the study of hydration and setting of cement pastes. In: Nonat, A. (Hrsg.): 2nd International RILEM Workshop on Hydration and Setting : Why does cement set? An interdisciplinary approach : RILEM Publications S.A.R.L., 2000, S. 257–269

Chougnnet 2008: Chougnnet, A.; Palermo, T.; Audibert, A.; Moan, M.: Rheological behaviour of cement and silica suspensions - Particle aggregation modelling. In: Cement and Concrete Research 38 (2008), Nr. 11, S. 1297–1301

- Churchill 1988:** Churchill, S.W.: Viscous Flows : The Practical Use of Theory. Boston, Butterworths, 1988
- Clayton 2003:** Clayton, S.; Grice, T.G.; Boger, D.V.: Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions. In: International Journal of Mineral Processing 70 (2003), 1-4, S. 3–21
- Cochard 2009:** Cochard, S.; Ancey, C.: Experimental investigation of the spreading of viscoplastic fluids on inclined planes. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 158 (2009), 1-3, S. 73–84
- Coussot 2002a:** Coussot, P.; Raynaud, J.S.; Bertrand, F.; Moucheron, P.; Guilbaud, J.P.; Huynh, H.T.; Jarny, S.; Lesueur, D.: Coexistence of Liquid and Solid Phases in Flowing Soft-Glassy Materials. In: Physical Review Letters 88 (2002), Nr. 21
- Coussot 2002b:** Coussot, P.; Nguyen, Q.D.; Huynh, H.T.; Bonn, D.: Viscosity bifurcation in thixotropic, yielding fluids. In: Journal of Rheology 46 (2002), Nr. 3, S. 573–589
- Coussot 2005:** Coussot, P.: Rheometry of pastes, suspensions, and granular materials : Applications in industry and environment. Hoboken, NJ, Wiley-Interscience, 2005
- Cyr 2000:** Cyr, M.; Legrand, C.; Mouret, M.: Study of the shear thickening effect of superplasticizers on the rheological behaviour of cement pastes containing or not mineral additives. In: Cement and Concrete Research 30 (2000), Nr. 9, S. 1477–1483
- DEM Solutions 2013:** DEM Solutions: EDEM Software Platform, DEM Solutions Ltd., 2013. URL <http://www.dem-solutions.com/software/edem-software/> – Überprüfungsdatum 13.11.2013
- Derjaguin 1941:** Derjaguin, B.V.; Landau, L.: Theory of the Stability of Strongly Charged Lyophobic Sols and of the Adhesion of Strongly Charged Particles in Solutions of Electrolytes. In: Acta Physicochim URSS 14 (1941), Nr. 6, S. 633-662
- Dinh 1984:** Dinh, S.M.; Armstrong, R.C.: A Rheological Equation of State for Semi-concentrated Fiber Suspensions. In: Journal of Rheology 28 (1984), Nr. 3, S. 207–227
- Domone 1999:** Domone, P.L.J.; Jin, J.: Properties of mortar for self-compacting concrete. In: Skarendahl, Å.; Petersson, Ö. (Hrsg.): 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete Self-compacting concrete : Stockholm, Sweden. September 13-14, 1999. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 1999 (RILEM proceedings, pro 7), S. 109–120
- Dubash 2009:** Dubash, N.; Balmforth, N.J.; Slim, A.C.; Cochard, S.: What is the final shape of a viscoplastic slump? In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 158 (2009), Nr. 1, S. 91–100
- Dufour 2005:** Dufour, F.; Pijaudier-Cabot, G.: Numerical modelling of fresh concrete flow: homogeneous approach. In: International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 29 (2005), Nr. 4, S. 395–416

Dullaert 2005: Dullaert, K.; Mewis, J.: A model system for thixotropy studies. In: *Rheologica Acta* 45 (2005), Nr. 1, S. 23–32

Esping 2007: Esping, O.: Early age properties of self-compacting concrete : Effects of fine aggregate and limestone filler. Dissertation Chalmers University of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering. Göteborg, Department of Civil and Environmental Engineering, 2007

Estellé 2007: Estellé, P.; Perrot, A.; Mélinge, Y.; Lanos, C.; Amziane, S.: Rheological characterization of self compacting concrete from vane shear flow measurements. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 291–296

Felekoglu 2006: Felekoglu, B.; Tosun, K.; Baradan, B.; Altun, A.; Uyulgan, B.: The effect of fly ash and limestone fillers on the viscosity and compressive strength of self-compacting repair mortars. In: *Cement and Concrete Research* 36 (2006), Nr. 9, S. 1719–1726

Ferrara 2006: Ferrara, L.; Meda, A.: Relationships between fibre distribution, workability and the mechanical properties of SFRC applied to precast roof elements. In: *Materials and Structures* 39 (2006), Nr. 4, S. 411–420

Ferrara 2011: Ferrara, L.; Özyurt, N.; Di Prisco, M.: High mechanical performance of fibre reinforced cementitious composites: the role of "casting-flow induced" fibre orientation. In: *Materials and Structures* 44 (2011), Nr. 1, S. 109–128

Ferrara 2012: Ferrara, L.; Shyshko, S.; Mechtcherine, V.: Predicting the Flow-induced Dispersion and Orientation of Steel Fibers in Self-Consolidating Concrete by Distinct Element Method. In: Barros, J.A.O.; Sena-Cruz, J.; Ferreira, R.; Valente, I.; Azenha, M.; Dias, S. (Hrsg.): 8th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete : Challenges and Opportunities. (BEFIB 2012). Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2012

Ferraris 1998a: Ferraris, C.F.; Lobo, C.: Processing of HPC. In: *Concrete international* 20 (1998), Nr. 4, S. 61–64

Ferraris 1998b: Ferraris, C. F.; Larrard, F. de: Testing and Modelling of Fresh Concrete Rheology : NISTIR 6094. URL <http://fire.nist.gov/bfrlpubs/build98/PDF/b98023.pdf> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Ferraris 1999: Ferraris, C.F.: Measurement of the Rheological Properties of High Performance Concrete: State of the Art Report. In: *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology* 104 (1999), Nr. 5, S. 461–478

Ferraris 2001: Ferraris, C.F.; Larrard, F. de; Martys, N.: Fresh Concrete Rheology: Recent Developments. In: Skalny, J.; Mindess (Hrsg.): *Materials science of concrete VI*. Westerville, Ohio : American Ceramic Society, 2001, S. 215–241

Ferraris 2003: Ferraris, C.F.; Martys, N.S.: Relating Fresh Concrete Viscosity Measurements from Different Rheometers. In: *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology* 108 (2003), Nr. 3, S. 229–234

- Feys 2007a:** Feys, D.; Heirman, G.; Schutter, G. de; Verhoeven, R.; Vandewalle, L.; van Gemert, D.: Comparison of two concrete rheometers for shear thickening behaviour of SCC, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 365–370
- Feys 2007b:** Feys, D.; Verhoeven, R.; Schutter, G. de: Evaluation of Time Independent Rheological Models Applicable to Fresh Self-Compacting Concrete. In: Applied Rheology 17 (2007), Nr. 5, S. 56244/1–56244/10
- Feys 2008:** Feys, D.: Fresh self compacting concrete, a shear thickening material. In: Cement and Concrete Research 38 (2008), Nr. 7, S. 920–929
- Feys 2009:** Feys, D.: Interactions between rheological properties and pumping of self-compacting concrete. Dissertation, Ghent University, Faculty of Engineering, 2009
- Feys 2013:** Feys, D.; Wallevik, J.E.; Yahia, A.; Khayat, K.H.; Wallevik, O.H.: Extension of the Reiner–Riwlin equation to determine modified Bingham parameters measured in coaxial cylinders rheometers. In: Materials and Structures 46 (2013), 1-2, S. 289–311
- Flatt 2004:** Flatt, R.J.: Towards a prediction of superplasticized concrete rheology. In: Materials and Structures 37 (2004), Nr. 5, S. 289–300
- Flatt 2006a:** Flatt, R.J.; Larosa, D.; Roussel, N.: Linking yield stress measurements: Spread test versus Viskomat. In: Cement and Concrete Research 36 (2006), Nr. 1, S. 99–109
- Flatt 2006b:** Flatt, R.J.; Schober, I.: Studying Admixtures with the 5C Rheometer, SP-239. In: Malhotra, V.M. (Hrsg.): 8th CANMET/ACI Internatinal Conference on Superplasticizers and Other Chemical Admixtures in Concrete, 2006 (ACI Special Publications, SP 239), S. 93–103
- Flow Science 2013:** Flow Science: Flow-3D, Flow Science Inc., 2013. URL www.flow3d.com
- FlowKit 2011-2012:** FlowKit: Lattice Boltzmann Method - the kernel of Palabos, FlowKit Ltd., 2011-2012. URL <http://www.palabos.org/software/lattice-boltzmann-method> – Überprüfungsdatum 13.11.2013
- Folgar 1984:** Folgar, F.; Tucker, C.L.: Orientation Behavior of Fibers in Concentrated Suspensions. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 3 (1984), Nr. 2, S. 98–119
- Frank 2002:** Frank, T.: Parallele Algorithmen für die numerische Simulation dreidimensionaler, disperser Mehrphasenströmungen und deren Anwendung in der Verfahrenstechnik : Habilitation, Technische Universität Chemnitz, Fakultät für Maschinenbau und Verfahrenstechnik. Aachen, Shaker, 2002
- Gehm 1998:** Gehm, L.: Rheologie : Praxisorientierte Grundlagen und Glossar. Hannover, Vincentz, 1998

- Geiker 2005:** Geiker, M.R.; Thrane, L.; Szabo, P.: Computational Modelling of SCC Flow, Bd. 2. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 1259–1264
- Geisenhanslücke 2009:** Geisenhanslücke, C.: Einfluss der Granulometrie von Feinstoffen auf die Rheologie von Feinstoffleimen : Heft 13. Dissertation Universität Kassel, Fachbereich Bauingenieurwesen, Kassel University Press, 2009 (Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau 13)
- Ghanbari 2009:** Ghanbari, A.; Karihaloo, B.L.: Prediction of the plastic viscosity of self-compacting steel fibre reinforced concrete. In: Cement and Concrete Research 39 (2009), Nr. 12, S. 1209–1216
- Gingold 1977:** Gingold, R.A.; Monaghan, J.J.: Smoothed particle hydrodynamics - Theory and application to non-spherical stars. In: Monthly Notices of the Royal Astronomical Society 181 (1977), Nr. 2, S. 375–389
- Grace 2008:** Grace: Grace User's Guide (for Grace-5.1.22). URL <http://plasma-gate.weizmann.ac.il/Grace/doc/UsersGuide.html>. – Aktualisierungsdatum: 2008-05-20
- Gram 2005:** Gram, H.-E.; Piiparinen, P.: Camflow - Automated Slump Flow Measurements, Bd. 2. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 701–704
- Gram 2007a:** Gram, A.; Silfwerbrand, J.: Computer simulation of scc flow : Computersimulation des Fließverhaltens von SVB. In: BFT Betonwerk + Fertigteil-Technik 73 (2007), Nr. 8, S. 40–48
- Gram 2007b:** Gram, A.; Farhang, A.; Silfwerbrand, J.: Computer-Aided Modelling and Simulation of Self-Compacting Concrete Flow, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnoux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 455–460
- Gram 2009:** Gram, A.: Numerical Modelling of Self-Compacting Concrete Flow - Discrete and Continuous Approach. Dissertation, Royal Institute of Technology (KTH), Department of Civil and Architectural Engineering, Division of Structural Design and Bridges. Stockholm, 2009 (TRITA-BKN., 2009 Bulletin 99)
- Gram 2011:** Gram, A.; Silfwerbrand, J.: Numerical simulation of fresh SCC flow: applications. In: Materials and Structures 44 (2011), Nr. 4, S. 805–813
- Grünewald 2004:** Grünewald, S.: Performance-based design of self-compacting fibre reinforced concrete. Dissertation, Technische Universität Delft. Delft, Delft University Press, 2004

- Grünewald 2009:** Grünewald, S.; Walraven, J.C.: Transporting fibres as reinforcement in self-compacting concrete. In: HERON 54 (2009), 2/3, S. 101–125. URL <http://www.heronjournal.nl/54-23/2.pdf> – Überprüfungsdatum 13.11.2013
- Hackley 2001:** Hackley, V.F.; Ferraris, C.F.: NIST Special Publication 946 : Guide to Rheological Nomenclature: Measurements in Ceramic Particulate Systems, Superintendent of Documents, U.S. Government Printing Office, 2001
- Hafid 2010:** Hafid, H.; Ovarlez, G.; Toussaint, F.; Jezequel, P.H.; Roussel, N.: Estimating Measurement Artifacts in Concrete Rheometers from MRI Measurement on Model Materials. In: Khayat, K.H.; Feys, D. (Hrsg.): Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete : Proceedings of SCC 2010, Montreal, Canada, September 26-29, 2010. Dordrecht, Heidelberg, London, New York : Springer, 2010 (RILEM Bookseries, 1), S. 127–137
- Haist 2005:** Haist, M.; Müller, H.S.: Rheologische Eigenschaften von frischen Baustoffen : Rheologie Applikationsbericht V-217. 2005
- Haist 2009:** Haist, M.: Zur Rheologie und den physikalischen Wechselwirkungen bei Zementsuspensionen. Dissertation Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften. Karlsruhe, 2009
- Haist 2012:** Haist, M.; Ferrara, L.: Rheological Characterization of High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites. In: Barros, J.A.O.; Sena-Cruz, J.; Ferreira, R.; Valente, I.; Azenha, M.; Dias, S. (Hrsg.): 8th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete : Challenges and Opportunities. (BEFIB 2012). Bagneux : RILEM Publications S.A.R.L., 2012
- Hattori 1997:** Hattori, K.; Izumi, K.: Estimation of Effects of the Specific Properties of Particles on the Viscosities of Cement Pastes. In: Malhotra, V.M. (Hrsg.): Superplasticizers and other chemical admixtures in concrete : Proceedings Fifth CANMET/ACI international conference, Rome, Italy, 1997, 1997 (ACI Special Publications, SP 173), S. 511–535
- Heese 2010:** Heese, C.: Modellierung des rheologischen Verhaltens von Baustoff Suspensionen, Bd. 2. In: Breit, W.; Kurz, W.; Schnell, J.; Kohlmeyer, C. (Hrsg.): Beiträge zum Doktorandensymposium 2010 : 51. Forschungskolloquium des DafStb. 11. und 12. November 2010 an der TU Kaiserslautern, 2010, S. 721–732
- Heese 2011a:** Heese, C.; Breit, W.: Computer-aided simulation of the flow behaviour of Ultra High Performance Concrete. In: Gdansk University of Technology (Hrsg.): Current Scientific Challenges in Concrete and Steel Structures and Concrete Technology : Proceedings, 2011, S. 147–154
- Heese 2011b:** Heese, C.; Niedziela, D.; Latz, A.: Rheological Simulation of the Slump Flow Behaviour of UHPC. In: Nachwuchsring des Landesforschungszentrums „Center of Mathematical and Computational Modelling“ CM² (Hrsg.): 1st Young Researcher Symposium : Proceedings of the 1st Young Researcher Symposium by Center for Mathematical and Computational Modelling (YRS-2011), 2011, S. 50–54

Heese 2011c: Heese, C.; Niedziela, D.; Latz, A.; Breit, W.: Simulation of the rheological behaviour of UHPC: The slump flow, Bd. 1. In: Šrůma, V. (Hrsg.): Concrete Engineering for Excellence and Efficiency : proceedings. Prague, 2011, S. 365–368

Heese 2012: Heese, C.; Breit, W.; Schuler, F.; Latz, A.; Niedziela, D.: Simulation of the flow and form filling behavior of UHPC with fibers. In: Swedish Concrete Association; Betongföreningen (Hrsg.): Concrete Structures for Sustainable Community : Proceedings, fib Symposium Stockholm 2012 : TelloGruppen AB, 2012, S. 535–538

Heirmann 2008: Heirmann, G.; Vandewalle, L.; van Gemert, D.; Wallevik, O.: Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 150 (2008), 2-3, S. 93–103

Heirmann 2009: Heirmann, G.; Hendrickx, R.; Vandewalle, L.; van Gemert, D.; Feys, D.; Schutter, G. de; Desmet, B.; Vantomme, J.: Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer : Part II: Influence of mineral additions and chemical admixtures on the shear. In: Cement and Concrete Research 39 (2009), Nr. 3, S. 171–181

Hendrickx 2009: Hendrickx, R.: The adequate measurement of the workability of masonry mortar. Dissertation, Katholieke Universiteit Leuven, Faculty of Engineering, 2009

Hickel 2012: Hickel, S.: Angewandte Strömungssimulation : 2. Vorlesung. URL http://www.aer.mw.tum.de/fileadmin/tumwaer/www/pdf/lehre/angewandte_cfd/V2.pdf – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Hirt 1981: Hirt, C.W.; Nichols, B.D.: Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries. In: Journal of Computational Physics 39 (1981), Nr. 1, S. 201–225

Hirt 2013a: Hirt, G.: CFD-101: The Basics of Computational Fluid Dynamics : Free-Surface Modeling Methods. URL <http://www.flow3d.com/cfd-101/cfd-101-free-surface-flows.html> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Hirt 2013b: Hirt, C. W.: CFD-101: The Basics of Computational Fluid Dynamics Modeling : Reynolds Number Restrictions in CFD. URL <http://www.flow3d.com/cfd-101/cfd-101-reynolds-number.html> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Holm 2007: Holm, R.; Söderberg, D.: Shear influence on fibre orientation : Dilute suspension in the near wall region. In: Rheologica Acta 46 (2007), Nr. 5, S. 721–729

Hu 1996: Hu, C.; Larrard, F. de: The Rheology of Fresh High-Performance Concrete. In: Cement and Concrete Research 26 (1996), Nr. 2, S. 283–294

Hu 2006: Hu, X.Y.; Adams, N.A.: A multi-phase SPH method for macroscopic and mesoscopic flows. In: Journal of Computational Physics 213 (2006), Nr. 2, S. 844–861

Hufschmidt 2011: Hufschmidt, M.: Ist-Analyse eines Labormischers. aixprocess Verfahrens- und Strömungstechnik, Ingenieure Dr. Weng und Partner. 2011

ITACSA 2013: ITACSA: PFC3D, 2013. URL <http://www.itascacg.com/pfc3d/> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

ITWM 2012: ITWM: MAVI - Modular Algorithms for Volume Images V1.4.1 : Fraunhofer ITWM, Image Processing Department. URL <http://www.itwm.fraunhofer.de/abteilungen/bildverarbeitung/mikrostrukturanalyse/mavi.html> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Jarny 2004: Jarny, S.; Roussel, N.; Le Roy, R.; Coussot, P.: MRI measurements of steady state and transient behaviour of fresh cement pastes. In: Mason, S.L. (Hrsg.): Annual Transactions the Nordic Rheology Society - Nordic Rheology Conference : Volume 12. Vallensbæk : IKON, 2004 (Transactions of the Nordic Rheology Society), S. 63–69

Jarny 2005: Jarny, S.; Roussel, N.; Rodts, S.; Bertrand, F.; Le Roy, R.; Coussot, P.: Rheological behaviour of cement pastes from MRI velocimetry. In: Cement and Concrete Research 35 (2005), Nr. 10, S. 1873–1881

Jarny 2008a: Jarny, S.; Roussel, N.; Le Roy, R.; Coussot, P.: Modelling thixotropic behavior of fresh cement pastes from MRI measurements. In: Cement and Concrete Research 38 (2008), Nr. 5, S. 616–623

Jarny 2008b: Jarny, S.; Roussel, N.; Le Roy, R.; Coussot, P.: Thixotropic behavior of fresh cement pastes from inclined plane flow measurements. In: Applied Rheology 18 (2008), Nr. 1, S. 12251/1-12251/8

Jeffery 1922: Jeffery, G.B.: The Motion of Ellipsoidal Particles Immersed in a Viscous Fluid. In: Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences 102 (1922), Nr. 715, S. 161–179

Jiang 1993: Jiang, W.; Roy, D.M.: Microstructure and Flow Behaviour of Fresh Cement Pastes. In: Struble, L.J.; Zukoski, C.F.; Maitland, G.C. (Hrsg.): Flow and Microstructure of Dense Suspensions : Symposium held November 30 - December 2, 1992, Boston, Massachusetts, U.S.A. Pittsburgh, PA : Materials Research Society, 1993 (Materials Research Society Symposium Proceedings, 289), S. 161–166

Kakuta 1989: Kakuta, S.; Kojima, T.: Effect of Chemical Admixtures on the Rheology of Fresh Concrete During Vibration. In: Malhotra, V.M. (Hrsg.): Superplasticizers and other chemical admixtures in concrete : Proceedings of the Third CANMET/ACI international conference , Ottawa, Canada, 1989, 1989 (ACI Special Publications, SP 119), S. 189–208

Kang 2012: Kang, S.-T.; Kim, J.-K.: Numerical simulation of the variation of fiber orientation distribution during flow molding of Ultra High Performance Cementitious Composites (UHPCC). In: Cement and Concrete Composites 34 (2012), Nr. 2, S. 208–217

Keck 1999: Keck, H.-J.: Untersuchungen des Fließverhaltens von Zementleim anhand rheologischer Messungen : Dissertation, Universität Essen, Institut für Bauphysik und Materialwissenschaft. Aachen, Shaker, 1999 (Mitteilungen aus dem Institut für Bauphysik und Materialwissenschaft 5)

Keshkar 2010: Keshkar, M.; Heuzey, M.-C.; Carreau, P.J.; Rajabian, M.; Dubois, C.: Rheological properties and microstructural evolution of semi-flexible fiber suspensions under shear flow. In: *Journal of Rheology* 54 (2010), Nr. 2, S. 197–222

Khayat 2008: Khayat, K.H.; Yajia, A.; Sayed, M.: Effect of Supplementary Cementitious Materials on Rheological Properties, Bleeding, and Strength of Structural Grout. In: *ACI Materials Journal* 105 (2008), Nr. 6, S. 585–593

Kinzelbach 2013: Kinzelbach, W.: Numerische Methoden. URL http://www.ifu.ethz.ch/GWH/education/graduate/Hydraulik_II/Vorlesungen/k5.pdf – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Kitaoji 1996: Kitaoji, H.; Tanigawa, Y.; Mori, H.; Kurokawa Y.; Urano, S.: Flow Simulation of Fresh Concrete Cast into Wall Structure by Viscoplastic Divided Space Element Method. In: *Transactions of the Japan Concrete Institute* 16 (1996), S. 45–52

Koelman 1993: Koelman, J.M.V.A.; Hoogerbrugge, P.J.: Dynamic Simulations of Hard-Sphere Suspensions Under Steady Shear. In: *Europhysics Letters* 21 (1993), Nr. 3, S. 363–368

Kovler 2011: Kovler, K.; Roussel, N.: Properties of fresh and hardened concrete. In: *Cement and Concrete Research* 41 (2011), Nr. 7, S. 775–792

Koyata 2005: Koyata, H.; Cornman, C.R.: Workability Measurement and Developing Robust SCC Mixture Designs, Bd. 2. In: Shah, S.P. (Hrsg.): *SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 799–806

Krage 2008: Krage, G.: Rheologie von selbstverdichtenden Polymer-Faserbetonen. In: *Hochschule Regensburg (Hrsg.): Rheologie Workshop 2008, 2008*

Krenzer 2009: Krenzer, K.; Schwabe, J.-H.: Calibration of parameters for particle simulation of building materials, using stochastic optimization procedures. In: Wallevik, Ó.H.; Kubens, S.; Oesterheld, S. (Hrsg.): *3rd International RILEM Symposium on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete*. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2009 (RILEM proceedings, pro 68), S. 135–142

Kuder 2007: Kuder, K.G.; Özyurt, N.; Mu, E.B.; Shah, S.P.: Rheology of fiber-reinforced cementitious materials. In: *Cement and Concrete Research* 37 (2007), Nr. 2, S. 191–199

Kulasegaram 2011: Kulasegaram, S.; Karihaloo, B.L.; Ghanbari, A.: Modelling the flow of self-compacting concrete. In: *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 35 (2011), Nr. 6, S. 713–723

Kurokawa 1994: Kurokawa, Y.; Tanigawa, Y.; Mori, H.; Komura, R.: A study on the slump test and slump-flow test of fresh concrete. In: *Transactions of the Japan Concrete Institute*, 1994 (16), S. 25–32

Kurokawa 1996: Kurokawa, Y.; Tanigawa, Y.; Mori, H.; Nishinosono, Y.: Analytical study on effect of volume fraction of coarse aggregate on Bingham's constants of fresh concrete. In: *Transactions of the Japan Concrete Institute*, 1996 (18), S. 37–44

- Larrard 1998:** Larrard, F. de; Ferraris, C.F.; Sedran, T.: Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material. In: *Materials and Structures* 31 (1998), Nr. 7, S. 494–498
- Latz 2010a:** Latz, A.; Strautins, U.; Niedziela D.: Comparative numerical study of two concentrated fiber suspension models. In: *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 165 (2010), 13-14, S. 764–781
- Latz 2010b:** Latz, A.; Schmidt, S.: Hydrodynamic modeling of dilute and dense granular flow. In: *Granular Matter* 12 (2010), Nr. 4, S. 387–397
- Laure 2007:** Laure, P.; Silva, L.; Coupez, T.; Toussaint, F.: Numerical modelling of concrete flow with rigid fibers, B. In: Cueto, E.; Chinesta, F. (Hrsg.): 10th ESAFORM Conference on Material Forming : Zaragoza (Spain), 18-20 April 2007. Melville, N.Y : American Institute of Physics, 2007, S. 1390–1395
- Linn 2005:** Linn, J.: The Folgar–Tucker Model as a Differential Algebraic System for Fiber Orientation Calculation. In: Fraunhofer-Instituts für Techno- und Wirtschaftsmathematik (ITWM) (Hrsg.): Berichte des Fraunhofer-Instituts für Techno- und Wirtschaftsmathematik (ITWM Report 75), 2005
- Lipscomb 1988:** Lipscomb, G.G.; Denn, M.M.; Hur, D.U.; Boger, D.V.: The flow of fiber suspensions in complex geometries. In: *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 26 (1988), Nr. 3, S. 297–325
- Liu 2005:** Liu, J.; Koshizuka, S.; Oka, Y.: A hybrid particle-mesh method for viscous, incompressible, multiphase flows. In: *Journal of Computational Physics* 202 (2005), Nr. 1, S. 65–93
- Lootens 2009:** Lootens, D.; Jousset, P.; Martinie, L.; Roussel, N.; Flatt, R.J.: Yield stress during setting of cement pastes from penetration tests. In: *Cement and Concrete Research* 39 (2009), Nr. 5, S. 401–408
- Lowke 2009:** Lowke, D.: Thixotropie? Eine Mehrskalen-Betrachtung am Beispiel selbstverdichtender Betone. In: *Rheologie Workshop 2009* (Hrsg.): Hochschule Regensburg, 2009
- Lowke 2010:** Lowke, D.: Sedimentationsverhalten & Robustheit Selbstverdichtender Betone - Optimierung auf Basis der Modellierung interpartikulärer Wechselwirkungen. In: Breit, W.; Kurz, W.; Schnell, J.; Kohlmeyer, C. (Hrsg.): Beiträge zum Doktorandensymposium 2010 : 51. Forschungskolloquium des DafStb. 11. und 12. November 2010 an der TU Kaiserslautern, 2010, S. 102–114
- Lu 2010:** Lu, G.; Wang, K.: Investigation into Yield Behavior of Fresh Cement Paste: Model and Experiment. In: *ACI Materials Journal* 107 (2010), Nr. 1, S. 12–19
- Ma 2009:** Ma, A.W.K.; Chinesta, F.; Mackley, M.R.: The rheology and modeling of chemically treated carbon nanotubes suspensions. In: *Journal of Rheology* 53 (2009), Nr. 3, S. 547–573
- Malek 1993:** Malek, R.I.A.; Roy, D.M.: Effect of Superplasticizers on the Workability of Concrete as evident from Apparent Viscosity, Yield Stress and Zeta-Potential. In: Struble, L.J.; Zukoski, C.F.; Maitland, G.C. (Hrsg.): Flow and Microstructure of Dense Suspensions : Symposium held November 30 - December 2, 1992, Boston, Massa-

chusetts, U.S.A. Pittsburgh, PA : Materials Research Society, 1993 (Materials Research Society Symposium Proceedings, 289), S. 191–198

Martinie 2010: Martinie, L.; Rossi, P.; Roussel, N.: Rheology of fiber reinforced cementitious materials: classification and prediction. In: Cement and Concrete Research 40 (2010), Nr. 2, S. 226–234

Martinie 2011: Martinie, L.; Roussel, N.: Simple tools for fiber orientation prediction in industrial practice. In: Cement and Concrete Research 41 (2011), Nr. 10, S. 993–1000

Martys 2002: Martys, N.S.; Hagedorn, J.G.: Multiscale modeling of fluid transport in heterogeneous materials using discrete Boltzmann methods. In: Materials and Structures 35 (2002), Nr. 10, S. 650–659

Martys 2003: Martys, N.S.; Ferraris, C.F.: Simulation of SCC flow. In: Proceedings of the First North American Conference on the Design and Use of SCC, 2003, S. 27–30

Martys 2007: Martys, N.S.; Ferraris, C.F.; Gupta, V.; Cheung, J.H.; Hagedorn, J.G.; Peskin, A.P.; Garboczi, E.J.: Computational Model Predictions of Suspension Rheology: Comparison to Experiment. In: Beaudoin, J.J.; Makar, J.M.; Raki, L. (Hrsg.): 12th International Congress on the Chemistry of Cement : July 8-13 2007. ICCO, 2007

Martys 2010: Martys, N.S.; George, W.L.; Chun, B.-W.; Lootens, D.: A smoothed particle hydrodynamics-based fluid model with a spatially dependent viscosity: application to flow of a suspension with a non-Newtonian fluid matrix. In: Rheologica Acta 49 (2010), Nr. 10, S. 1059–1069

Mechtcherine 2007a: Mechtcherine, V.; Shyshko, S.: Simulating the behaviour of fresh concrete using Distinct Element Method, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 467–472

Mechtcherine 2007b: Mechtcherine, V.; Shyshko, S.: Virtual concrete laboratory – Continuous numerical modelling of concrete from fresh to the hardened state. In: Grosse, C.U. (Hrsg.): Advances in Construction Materials 2007. Berlin Heidelberg : Springer, 2007, S. 479–488

Mechtcherine 2009: Mechtcherine, V.; Shyshko, S.: Self-compaction concrete simulation using Distinct Element Method. In: Wallevik, Ó.H.; Kubens, S.; Oesterheld, S. (Hrsg.): 3rd International RILEM Symposium on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2009 (RILEM proceedings, pro 68), S. 171–179

Mechtcherine 2010: Mechtcherine, V.; Palzer, U.: Wie kann ein virtuelles Betonlabor zur Problemlösung beitragen? In: BWI Betonwerk International (2010), Nr. 4, S. 36–41

Mewis 1979: Mewis, J.: Thixotropy - General-Review. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 6 (1979), Nr. 1, S. 1–20

- Mewis 2009:** Mewis, J.; Wagner, N.J.: Thixotropy. In: *Advances in Colloid and Interface Science* 147-148 (2009), S. 214–227
- Mezger 2006:** Mezger, T.: *Das Rheologie-Handbuch : Für Anwender von Rotations- und Oszillations-Rheometern*. 2. überarb. Aufl. Hannover, Vincentz Network, 2006 (Coatings compendien)
- Modigell 2007:** Modigell, M.; Vasilic, K.; Brameshuber, W.; Uebachs, S.: Modelling and Simulation of the Flow Behaviour of Self-Compacting Concrete, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): *5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007*. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 387–392
- Modigell 2008:** Modigell, M.; Pape, L.: A Comparison of Measuring Devices Used to Prevent Wall Slip in Viscosity Measurements of Metallic Suspensions. In: *Solid State Phenomena* 141-143 (2008), S. 307–312
- Møller 2006:** Møller, P.C.F.; Mewis, J.; Bonn, D.: Yield stress and thixotropy: on the difficulty of measuring yield stresses in practice. In: *Soft Matter* 2 (2006), Nr. 4, S. 274–283
- Møller 2008:** Møller, P.C.F.: *Bandes de cisaillement et la transition solide/liquide dans les fluides à seuil : Shear banding and the solid/liquid transition in yield stress fluids*. Dissertation, L'Université Paris 6 - Pierre et Marie Curie, Spécialité: Physique des Liquides. Paris, 2008
- Mori 1992:** Mori, H.; Tanigawa, Y.: Simulation methods for fluidity of fresh Concrete. In: *Memoirs of the School of Engineering*, 1992 (44), S. 71–133
- Mujumdar 2002:** Mujumdar, A.; Beris A. N.; Metzner, A.B.: Transient phenomena in thixotropic systems. In: *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 102 (2002), Nr. 2, S. 157–178
- Müller 2007:** Müller, H.S.; Haist, M.: *Rheologische Eigenschaften von Baustoffen : Erfahrungen und Ergebnisse am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie*. Karlsruhe, den 25. Januar 2007 (Seminar "Baustoff-Rheologie" 2007). Karlsruhe, 2007
- Murata 1984:** Murata, J.: Flow and deformation of fresh concrete. In: *Materials and Structures* 17 (1984), Nr. 98, S. 117–129
- Navier 1823:** Navier, C.L.M.H.: Mémoire sur les lois du mouvement des fluids. In: *Mémoires de l'Académie des sciences de l'Institut de France* 6 (1823), S. 389-416
- Neophytou 2009:** Neophytou, M.; Kanellopoulos, A.; Pourgouri, S.; Petrou, M.F.; Ioannou, I.: Rheology of self compacting concrete and its connection to empirical test measurements. In: Wallevik, Ó.H.; Kubens, S.; Oesterheld, S. (Hrsg.): *3rd International RILEM Symposium on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete*. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2009 (RILEM proceedings, pro 68), S. 301–309
- Neophytou 2010:** Neophytou, M.; Pourgouri, S.; Kanellopoulos, A.; Petrou, M.; Ioannou, I.; Georgiou, G.; Alexandrou, A.: Determination of the rheological parameters of

self-compacting concrete matrix using slump flow test. In: Applied Rheology 20 (2010), Nr. 6, S. 62402/1-62402/20

Ng 2009: Ng, I.Y.T.; Ng, P.L.; Kwan, A.H.K.: Rheology of Mortar and its Influences on Performance of Self-Consolidating Concrete. In: Key Engineering Materials 400-402 (2009), S. 421–426

Nguyen 1987: Nguyen, Q.D.; Boger, D.V.: Characterization of yield stress fluids with concentric cylinder viscometers. In: Rheologica Acta 26 (1987), Nr. 6, S. 508–515

Nguyen 1992: Nguyen, Q.D.; Boger, D.V.: Measuring the Flow Properties of Yield Stress Fluids. In: Annual Review of Fluid Mechanics 24 (1992), S. 47–88

Nguyen 2006a: Nguyen, T.L.H.; Roussel, N.; Coussot, P.: Correlation between L-box test and rheological parameters of a homogeneous yield stress fluid. In: Cement and Concrete Research 36 (2006), Nr. 10, S. 1789–1796

Nguyen 2006b: Nguyen, V.-H.; Rémond, S.; Gallias, J.-L.; Bigas, J.P.; Muller, P.: Flow of Herschel-Bulkley fluids through the Marsh cone. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 139 (2006), 1-2, S. 128–134

Nguyen 2011: Nguyen, V.-H.; Remond, S.; Gallias, J.-L.: Influence of cement grouts composition on the rheological behaviour. In: Cement and Concrete Research 41 (2011), Nr. 3, S. 292–300

Noor 1999: Noor, M.N.; Uomoto, T.: Three-dimensional discrete element simulation of rheology tests of self-compacting concrete. In: Skarendahl, Å.; Petersson, Ö. (Hrsg.): 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete Self-compacting concrete : Stockholm, Sweden. September 13-14, 1999. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 1999 (RILEM proceedings, pro 7), S. 35–46

Noor 2004: Noor, M.A.; Uomoto, T.: Rheology of high flowing mortar and concrete. In: Materials and Structures 37 (2004), Nr. 272, S. 513–521

OpenCFD 2013: OpenCFD: OpenFoam, OpenCFD Ltd., 2013. URL <http://www.openfoam.com/> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Ovarlez 2006: Ovarlez, G.; Roussel, N.: A physical model for the prediction of lateral stress exerted by self-compacting concrete on formwork. In: Materials and Structures 39 (2006), Nr. 2, S. 269–279

Ovarlez 2007: Ovarlez, G.; Roussel, N.: Structuration rate of fresh SCC: Influence of the state of shear during rest, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 285–290

Ovarlez 2009: Ovarlez, G.; Rodts, S.; Chateau, X.; Coussot, P.: Phenomenology and physical origin of shear localization and shear banding in complex fluids. In: Rheologica Acta 48 (2009), Nr. 8, S. 831–844

Özyurt 2006: Özyurt, N.: Correlating Fiber Dispersion, Rheology, and Mechanical Properties of Fiber-Reinforced Cementitious Materials. Dissertation, Istanbul Technical University, Insitute of Science and Technology. Istanbul, 2006

- Özyurt 2007:** Özyurt, N.; Mason, T.O.; Shah, S.P.: Correlation of fiber dispersion, rheology and mechanical performance of FRCs. In: Cement and Concrete Composites 29 (2007), Nr. 2, S. 70–79
- Palzer 2004:** Palzer, S.: Simulation des Verarbeitungsverhaltens von Gemengen : Ableiten maschinentechnischer Verbesserungen. In: Wissensportal Baumaschine.de 1 (2004)
- Palzer 2011:** Palzer, S.; Krenzer, K.: Application of the Particle Simulation on the Evaluation of the Rheological Properties of Fresh Concrete. In: 20. Kolloquium „Rheologische Messungen an mineralischen Baustoffen“ (Hrsg.): Hochschule Regensburg, 2011
- Papanastasiou 1987:** Papanastasiou, T.C.: Flows of materials with yield. In: Journal of Rheology 31 (1987), Nr. 5, S. 385–404
- Papo 1988a:** Papo, A.: Rheological models for cement pastes. In: Materials and Structures 21 (1988), Nr. 1, S. 41–46
- Papo 1988b:** Papo, A.: The thixotropic behavior of white Portland cement pastes. In: Cement and Concrete Research 18 (1988), Nr. 4, S. 595–603
- Pashias 1996:** Pashias, N.; Boger, D.V.; Summers, J.; Glenister, D.J.: A fifty cent rheometer for yield stress measurement. In: Journal of Rheology 40 (1996), Nr. 6, S. 1179–1189
- Patankar 2001a:** Patankar, N.A.; Joseph, D.D.: Lagrangian numerical simulation of particulate flows. In: International Journal of Multiphase Flow 27 (2001), Nr. 10, S. 1685–1706
- Patankar 2001b:** Patankar, N.A.; Joseph, D.D.: Modeling and numerical simulation of particulate flows by the Eulerian-Lagrangian approach. In: International Journal of Multiphase Flow 27 (2001), Nr. 10, S. 1659–1684
- Patzák 2000:** Patzák, B.: OOFEM - Object Oriented Finite Element Solver, OOFEM.ORG, 2000. URL www.oofem.org – Überprüfungsdatum 13.11.2013
- Patzák 2009:** Patzák, B.; Bittnar, Z.: Modeling of fresh concrete flow : Computational Structures Technology. In: Computers & Structures 87 (2009), 15-16, S. 962–969
- Petersen 2003:** Petersen, P.G.; Reknes, K.: Empirical and Fundamental Methods for Measuring Rheological Properties of Cement-Based Materials, Bd. 217. In: Malhotra, V.M. (Hrsg.): Seventh CANMET/ACI International Conference on Superplasticizers and other Chemical Admixtures in Concrete : ACI Special Publications - SP 217, 2003 (ACI Special Publications, SP 217), S. 271–282
- Petersson 2003:** Petersson, Ö.: Simulation of Self-Compacting Concrete - Laboratory Experiments and Numerical Modelling of Testing Methods, J-Ring and L-Box Tests. In: Wallevik, Ó.H.; Nielsson, I. (Hrsg.): Third International Symposium on Self-Compacting Concrete. Bagneux : RILEM Publications S.A.R.L., 2003 (RILEM proceedings, pro 33), S. 202–207

Phan 2006: Phan, T.H.; Caouche, M.; Moranville, M.: Influence of organic admixtures on the rheological behaviour of cement pastes. In: *Cement and Concrete Research* 36 (2006), Nr. 10, S. 1807–1813

Piau 2005: Piau, J.-M.: Axisymmetric slump and spreading of cohesive plastic soft materials: a yield stress measurement by consisto-rheometry. In: *Journal of Rheology* 49 (2005), Nr. 6, S. 1253–1276

Pignon 1996: Pignon, F.: Thixotropic colloidal suspensions and flow curves with minimum: Identification of flow regimes and rheometric consequences. In: *Journal of Rheology* 40 (1996), Nr. 4, S. 573–587

Plank 2007: Plank, J.; Hirsch, C.: Impact of zeta potential of early cement hydration phases on superplasticizer adsorption. In: *Cement and Concrete Research* 37 (2007), Nr. 4, S. 537–542

Poitou 2005: Poitou, A.; Racineux, G.: Modelling of Segregation Under Flow Phenomenon in SCC Forming, Bd. 1. In: Shah, S.P. (Hrsg.): *SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 629–634

Quoc 2008: Quoc, P.; Uomoto, T.: Review on Simulation of Fresh Concrete using Distinct Element Method. In: Vietnam Institute for Building Materials (Hrsg.): *The 3rd ACF International Conference-ACF/VCA 2008 on Sustainable Concrete Technology and Structures in Local Climate and Environment Conditions*, 2008, S. 585–591

Ragouilliaux 2007: Ragouilliaux, A.; Ovarlez, G.; Shahidzadeh-Bonn, N.; Herzhaft, B.; Palermo, T.; Coussot, P.: Transition from a simple yield-stress fluid to a thixotropic material. In: *Physical Review E* 76 (2007), Nr. 5, S. 051408/1-051408/5

Raynaud 2002: Raynaud, J.S.; Moucheront, P.; Baudez, J.C.; Bertrand, F.; Guilbaud, J.P.; Coussot, P.: Direct determination by nuclear magnetic resonance of the thixotropic and yielding behavior of suspensions. In: *Journal of Rheology* 46 (2002), Nr. 3, S. 709–732

Rodts 2010: Rodts, S.; Boujlel, J.; Rabideau, B.; Ovarlez, G.; Roussel, N.; Moucheront, P.; Lanos, C.; Bertrand, F.; Coussot, P.: Solid-liquid transition and rejuvenation similarities in complex flows of thixotropic materials studied by NMR and MRI. In: *Physical Review E* 81 (2010), Nr. 2, S. 021402/1-021402/15

Roussel 2004a: Roussel, N.; Le Roy, R.; Coussot, P.: Thixotropy modelling at local and macroscopic scales. In: *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 117 (2004), 2-3, S. 85–95

Roussel 2004b: Roussel, N.: Three-dimensional numerical simulations of slump tests. In: Mason, S.L. (Hrsg.): *Annual Transactions the Nordic Rheology Society - Nordic Rheology Conference : Volume 12*. Vallensbæk : IKON, 2004 (Transactions of the Nordic Rheology Society), S. 55–62

Roussel 2005a: Roussel, N.; Coussot, P.: "Fifty-cent rheometer" for yield stress measurements: From slump to spreading flow. In: *Journal of Rheology* 49 (2005), Nr. 3, S. 705–718

Roussel 2005b: Roussel, N.; Stefani, C.; Le Roy, R.: From mini-cone test to Abrams cone test: measurement of cement-based materials yield stress using slump tests. In: Cement and Concrete Research 35 (2005), Nr. 5, S. 817–822

Roussel 2005c: Roussel, N.; Le Roy, R.: The Marsh cone: a test or a rheological apparatus? In: Cement and Concrete Research 35 (2005), Nr. 5, S. 823–830

Roussel 2005d: Roussel, N.; Nguyen, T.L.H.; Coussot, P.: Yield Stress Measurements using Stoppage Tests, Bd. 1. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 575–582

Roussel 2006a: Roussel, N.: A thixotropy model for fresh fluid concretes: Theory, validation and applications. In: Cement and Concrete Research 36 (2006), Nr. 10, S. 1797–1806

Roussel 2006b: Roussel, N.: Correlation between yield stress and slump: Comparison between numerical simulations and concrete rheometers results. In: Materials and Structures 39 (2006), Nr. 4, S. 501–509

Roussel 2007a: Roussel, N.: A thixotropy model for fresh fluid concretes: Theory and applications, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnoux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 267–272

Roussel 2007b: Roussel, N.; Geiker, M.R.; Dufour, F.; Thrane, L.; Szabo, P.: Computational modeling of concrete flow: General overview. In: Cement and Concrete Research 37 (2007), Nr. 9, S. 1298–1307

Roussel 2007c: Roussel, N.: Rheology of fresh concrete: from measurements to predictions of casting processes. In: Materials and Structures 40 (2007), Nr. 7, S. 1001–1012

Roussel 2007d: Roussel, N.; Staquet, S.; D'Aloia Schwartzentruber, L.; Le Roy, R.; Toutlemonde, F.: SCC casting prediction for the realization of prototype VHPC-precambered composite beams. In: Materials and Structures 40 (2007), Nr. 9, S. 877–887

Roussel 2009: Roussel, N.: From Rheology of Fresh Concrete to Casting Processes : Correlating properties with field performance. In: ci (Concrete international) 31 (2009), Nr. 3, S. 48–52

Roussel 2010: Roussel, N.; Lemaître, A.; Flatt, R.J.; Coussot, P.: Steady state flow of cement suspensions: A micromechanical state of the art. In: Cement and Concrete Research 40 (2010), Nr. 1, S. 77–84

Saak 2004: Saak, A.W.; Jennings, H.M.; Shah, S.P.: A generalized approach for the determination of yield stress by slump and slump flow. In: Cement and Concrete Research 34 (2004), Nr. 3, S. 363–371

Sarmiento 2012: Sarmiento, E.V.; Zirgulis, G.; Sandbakk, S.; Geiker, M.R.; Kanstad, T.: Influence of Concrete Flow on Fibre Distribution, Orientation and Mechanical

Properties of Fibre Reinforced Concrete. In: Barros, J.A.O.; Sena-Cruz, J.; Ferreira, R.; Valente, I.; Azenha, M.; Dias, S. (Hrsg.): 8th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete : Challenges and Opportunities. (BEFIB 2012). Bagneux : RILEM Publications S.A.R.L., 2012

Savage 1998: Savage, S.B.: Analyses of slow high-concentration flows of granular materials. In: Journal of Fluid Mechanics 377 (1998), S. 1–26

Savarmand 2007: Savarmand, S.; Heniche, M.; Béchard, V.; Bertrand, F.; Carreau, P.J.: Analysis of the vane rheometer using 3D finite element simulation. In: Journal of Rheology 51 (2007), Nr. 2, S. 161–177

Schmidt 2010: Schmidt, S.; Latz, A.; Niedziela, D.; Weiler, R.; Ripperger, S.: Comparison of the discrete element method with a finite volume approach for predicting bulk flows and for designing silos. In: Proceedings of the World Congress on Particle Technology (WCPT6), 2010

Schmidt 2011: Schmidt, S.; Niedziela, D.; Latz, A.: Simulation of complex liquids for the production process. In: National Agency for Finite Element Methods and Standards (NAFEMS) (Hrsg.): Die Integration von Strömungsberechnungen (CFD) in den Produktentwicklungsprozess, 2011

Schnell 2010: Schnell, J.; Schladitz, K.; Schuler, F.: Richtungsanalyse von Fasern in Betonen auf Basis der Computer-Tomographie. In: Beton- und Stahlbetonbau 105 (2010), Nr. 2, S. 72–77

Schowalter 1998: Schowalter, W.R.; Christensen, G.: Toward a rationalization of the slump test for fresh concrete: Comparisons of calculations and experiments. In: Journal of Rheology 42 (1998), Nr. 4, S. 865–870

Schramm 2004: Schramm, G.: Einführung in die Rheologie und Rheometrie. 2. Aufl. Karlsruhe, Thermo Electron GmbH, 2004

Schuler 2009: Schuler, F.; Sych T.: Analyse der Faserorientierung in Betonen mit Hilfe der Computer-Tomographie : Bauforschungsbericht. Stuttgart, Fraunhofer-IRB-Verlag, 2009

Schuler 2010: Schuler, F.: Möglichkeiten des Einsatzes der Computer-Tomographie zur Untersuchung von Faserbetonen, Bd. 2. In: Breit, W.; Kurz, W.; Schnell, J.; Kohlmeyer, C. (Hrsg.): Beiträge zum Doktorandensymposium 2010 : 51. Forschungskolloquium des DafStb. 11. und 12. November 2010 an der TU Kaiserslautern, 2010, S. 577–587

Schuler 2011: Schuler, F.; Schladitz, K.: Zur Untersuchung von stahlfaserverstärkten Betonen auf Basis der 3D-Computer-Tomographie. In: Nachwuchsring des Landesforschungszentrums „Center of Mathematical and Computational Modelling“ CM² (Hrsg.): 1st Young Researcher Symposium : Proceedings of the 1st Young Researcher Symposium by Center for Mathematical and Computational Modelling (YRS-2011), 2011, S. 72–77

Schuler 2013: Schuler, F.; Breit, W.; Schnell, J.: Faserbeton - Neue Einblicke dank Computer-Tomographie. In: Nothnagel, R.; Twelmeier, H. (Hrsg.): Baustoff und Kon-

struktion : Festschrift zum 60. Geburtstag von Harald Budelmann. Berlin : Springer, 2013, S. 137–144

Schulz 2011: Schulz, U.; Sierro, P.; Nijman, J.: Innovations in Rheometer Controlled-Rate Control Loop Design: Ultra Low Angular Speed Control and New Applications. Thermo Fisher Scientific. 2011

Schwabe 2009: Schwabe, J.-H.; Krenzer, K.; Palzer, U.: Verringerung des Energiebedarfs bei Verarbeitungsprozessen durch Modellbildung und Simulation mit DEM. In: 4. Fachtagung Baumaschinentechnik 2009 : Energie, Ressourcen, Umwelt, 2009, S. 161–170

Schwabe 2010: Schwabe, J.-H.: Modellierung und Simulation bei der Auslegung von Fertigungsanlagen : Fertigungsanlagen zur Herstellung von Betonwaren und Betonfertigteilen. In: Wissensportal Baumaschine.de 1 (2010)

Senff 2009: Senff, L.; Barbeta, P.A.; Repette, W.L.; Hotza, D.; Paiva, H.; Ferreira, V.M.; Labrincha, J.A.: Mortar composition defined according to rheometer and flow table tests using factorial designed experiments. In: Construction and Building Materials 23 (2009), Nr. 10, S. 3107–3111

Seth 2008: Seth, J.R.; Cloitre, M.; Bonnecaze, R.T.: Influence of short-range forces on wall-slip in microgel pastes. In: Journal of Rheology 52 (2008), Nr. 5, S. 1241–1268

Sharma 2004: Sharma, N.; Patankar, N.A.: Direct numerical simulation of the Brownian motion of particles by using fluctuating hydrodynamic equations. In: Journal of Computational Physics 201 (2004), Nr. 2, S. 466–486

Sharma 2005: Sharma, N.; Patankar, N.A.: A fast computation technique for the direct numerical simulation of rigid particulate flows. In: Journal of Computational Physics 205 (2005), Nr. 2, S. 439–457

Sigloch 2011: Sigloch, H.: Technische Fluidmechanik. 8. Aufl. Berlin, Springer, 2011

Skoček 2011a: Skoček, J.; Švec, O.; Spangenberg, J.; Stang, H.; Geiker, M.R.; Roussel, N.; Hattel, J.: Modeling of flow of particles in a non-Newtonian fluid using lattice Boltzmann method. In: Palomo, Á.; Zaragoza, A.; Agüí, J. (Hrsg.): Proceedings of the 8th International Congress on the Chemistry of Cement. XIII ICC2011, 2011

Skoček 2011b: Skoček, J.; Švec, O.; Geiker, M.R.; Roussel, N.: Prediction of flow induced inhomogeneities in self compacting concrete. In: Nordic Concrete Federation (Hrsg.): Proceedings of XXI Nordic Concrete Research Symposium : Norsk Betongforening, 2011, S. 437–440

Smeplass 1994: Smeplass, S.: Applicability of the Bingham model to high strength concrete. In: Bartos, P.J.M. (Hrsg.): Special Concretes : Workability and Mixing. Proceedings of the International RILEM Workshop. E & FN Spon, 1994 (24), S. 145–151

Spangenberg 2010: Spangenberg, J.; Roussel, N.; Hattel, J.H.; Thorborg, J.; Geiker, M.R.; Stang, H.; Skoček, J.: Prediction of the Impact of Flow-Induced Inhomogeneities in Self-Compacting Concrete (SCC). In: Khayat, K.H.; Feys, D. (Hrsg.): Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete : Proceedings of SCC

2010, Montreal, Canada, September 26-29, 2010. Dordrecht, Heidelberg, London, New York : Springer, 2010 (RILEM Bookseries, 1), S. 209–215

Stähli 2008: Stähli, P.; Custer, R.; van Mier, J.G.M.: On flow properties, fibre distribution, fibre orientation and flexural behaviour of FRC. In: *Materials and Structures* 41 (2008), Nr. 1, S. 189–196

Staquet 2007: Staquet, S.; Roussel, N.; D'Aloia, L.; Le Roy, R.; Toutlemonde, F.: SCC mix design optimization for the casting of VHPC prebended composite beams, Bd. 2. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): *5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007*. Bagneux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 945–950

Struble 1991: Struble, L.J.: The Rheology of Fresh Cement Pastes. In: Mindess, S. (Hrsg.): *Advances in cementitious materials*. Westerville, Ohio : The American Ceramic Society, Inc., 1991 (Ceramic transactions, 16), S. 7–29

Švec 2011a: Švec, O.; Skoček, J.; Stang, H.; Olesen, J.F.; Poulsen, P.N.: Flow simulation of fiber reinforced self compacting concrete using Lattice Boltzmann method. In: Palomo, Á.; Zaragoza, A.; Agüí, J. (Hrsg.): *Proceedings of the 8th International Congress on the Chemistry of Cement. XIII ICC2011, 2011*

Švec 2011b: Švec, O.; Skoček, J.; Stang, H.; Olesen, J.F.; Poulsen, P.N.: Fully coupled Lattice Boltzmann simulation of fiber reinforced self compacting concrete flow. In: *Warsaw University of Technology (Hrsg.): 19th International Conference on Computer Methods in Mechanics : CMM - 2011, 2011*

Švec 2012a: Švec, O.; Skoček, J.; Stang, H.; Olesen, J.F.; Thrane, L.N.: Application of the fluid dynamics model to the field of fibre reinforced self-compacting concrete. In: *French Association for Civil Engineering (AFGC) (Hrsg.): Proceedings of the International conference on Numerical Modeling Strategies for Sustainable Concrete Structures, 2012*

Švec 2012b: Švec, O.; Skoček, J.; Forbes Olesen, J.; Stang, H.: Fibre Reinforced Self-Compacting Concrete Flow Simulations in Comparison with L-Box Experiments using Carbopol. In: Barros, J.A.O.; Sena-Cruz, J.; Ferreira, R.; Valente, I.; Azenha, M.; Dias, S. (Hrsg.): *8th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete : Challenges and Opportunities. (BEFIB 2012)*. Bagneux : RILEM Publications S.A.R.L., 2012

Tang 2001: Tang, C.-W.; Yen, T.; Chang, C.-S.; Chen, K.-H.: Optimizing Mixture Proportions for Flowable High-Performance Concrete via Rheology Tests. In: *ACI Materials Journal* 98 (2001), Nr. 6, S. 493–502

Tanigawa 1989: Tanigawa, Y.; Mori, H.: Analytical Study on Deformation of Fresh Concrete. In: *Journal of Engineering Mechanics* 115 (1989), Nr. 3, S. 493–508

Tanigawa 1990a: Tanigawa, Y.; Mori, H.; Watanabe, K.: Analytical study of flow of fresh concrete by suspension element method. In: Wierig, H.J. (Hrsg.): *Properties of fresh concrete : proceedings of the colloquium organized on behalf of the Coordinating Committee for Concrete Technology of RILEM by Institut für Baustoffkunde und*

Materialprüfung der Universität Hanover October 3-5, 1990. London : Chapman and Hall, 1990, S. 309–316

Tanigawa 1990b: Tanigawa, Y.; Mori, H.; Watanabe, K.: Computer simulation of consistency and rheology tests of fresh concrete by viscoplastic finite element method. In: Wierig, H.J. (Hrsg.): Properties of fresh concrete : proceedings of the colloquium organized on behalf of the Coordinating Committee for Concrete Technology of RILEM by Institut für Baustoffkunde und Materialprüfung der Universität Hanover October 3-5, 1990. London : Chapman and Hall, 1990, S. 301–308

Tanigawa 1992: Tanigawa, Y.; Mori, H.; Kurokawa, Y.; Komura, R.: Rheological study on slumping behaviour of fresh concrete. In: Transactions of the Japan Concrete Institute 14 (1992), S. 1–8

Tattersall 1976a: Tattersall, G.H.: Relationships between the British Standard tests for workability and the two-point test. In: Magazine of Concrete Research 29 (1976), Nr. 96, S. 143–147

Tattersall 1976b: Tattersall, G.H.: The Workability of concrete. Slough, England, Cement and Concrete Association, 1976

Tattersall 1983: Tattersall, G.H.; Banfill, P.F.G.: The rheology of fresh concrete. London, Pitman advanced publishing program, 1983

Tattersall 1991: Tattersall, G.H.: Effect of vibration on the rheological properties of fresh cement pastes and concretes. In: Banfill, P.F.G. (Hrsg.): Rheology of fresh cement and concrete : Proceedings of the International Conference organized by the British Society of Rheology. London : E. & F.N. Spon, 1991, S. 323–338

Thermo Fisher Scientific 2002: Thermo Fisher Scientific: Rheostress 600 Benutzerhandbuch. 2002

Thermo Fisher Scientific 2007a: Thermo Fisher Scientific: Betriebsanleitung : Software. HAAKE RheoWin 3. – HAAKE RheoWin 3. 2007

Thermo Fisher Scientific 2007b: Thermo Fisher Scientific: Fachseminar "Baustoffrheologie" : Karlsruhe, 24.-25.07.2007. 2007

Thermo Fisher Scientific 2009a: Thermo Fisher Scientific: Instruction Manual : Measuring cell for rheology of building materials. 2009

Thermo Fisher Scientific 2009b: Thermo Fisher Scientific: RheoAdaptive Control - Anleitung. 2009

Thrane 2004: Thrane, L.N.; Szabo, P.; Geiker, M.R.; Glavind, M.; Stang, H.: Simulation of the Test Method "L-Box" for Self-Compacting Concrete. In: Mason, S.L. (Hrsg.): Annual Transactions the Nordic Rheology Society - Nordic Rheology Conference : Volume 12. Vallensbæk : IKON, 2004 (Transactions of the Nordic Rheology Society), S. 47–54

Thrane 2005: Thrane, L.N.; Szabo, P.; Geiker, M.R.; Stang, H.; Pade, C.: Simulation and Verification of Flow in Test Methods, Bd. 1. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating

Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 551–556

Thrane 2007a: Thrane, L.N.; Pade, C.; Svensson, T.: Estimation of Bingham rheological parameters of SCC from slump flow measurement, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 353–358

Thrane 2007b: Thrane, L.N.; Stang, H.; Geiker, M.R.: Flow induced segregation in full scale castings with SCC, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 449–454

Thrane 2007c: Thrane, L.N.: Form Filling with Self-Compacting Concrete. Dissertation, Technical University of Denmark, Department of Civil Engineering. Lyngby, 2007

Toussaint 2009: Toussaint, F.; Roy, C.; Jézéquel, P.-H.: Reducing shear thickening of cement-based suspensions. In: Rheologica Acta 48 (2009), Nr. 8, S. 883–895

Tregger 2007: Tregger, N.; Ferrara, L.; Shah, S.P.: Empirical relationships between viscosity and flow-time measurements from mini-slump tests for cement pastes formulated from SCC, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnex : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 273–278

Tregger 2008: Tregger, N.; Ferrara, L.; Shah, S.P.: Identifying Viscosity of Cement Pastes from Mini-Slump-Flow Test. In: ACI Materials Journal 105 (2008), Nr. 6, S. 558–566

Tropea 2007 Tropea, C.; Yaris, A.L. ; Foss, J.F. (Hrsg.): Springer Handbook of Experimental Fluid Mechanics. Berlin, Springer Science+Business Media, 2007

Tu 2012: Tu, J.; Yeoh, G.H.; Liu, C.: Computational fluid dynamics : A practical approach. 2. Aufl., Butterworth-Heinemann, 2012

Tucker 1991: Tucker, C.L.: Flow regimes for fiber suspensions in narrow gaps. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 39 (1991), Nr. 3, S. 239–268

Uebachs 2005a: Uebachs, S.; Brameshuber, W.: Influence of the Granulometry of the Binder and the Sand on the Rheological Properties of Self-Compacting Concretes, Bd. 1. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 243–250

Uebachs 2005b: Uebachs, S.; Brameshuber, W.: Numerical Simulation of the Flow Behaviour of SCC using Fluid Mechanical Methods, Bd. 1. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 597–604

- Ukrainčik 1980:** Ukrainčik, V.: Study of fresh concrete flow curves. In: Cement and Concrete Research 10 (1980), Nr. 2, S. 203–212
- Vasilic 2009:** Vasilic, K.; Roussel, N.; Meng, B.; Kühne, H.-C.: Computational modelling of SCC flow: Reinforced network modelled as porous medium. In: Wallevik, Ó.H.; Kubens, S.; Oesterheld, S. (Hrsg.): 3rd International RILEM Symposium on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2009 (RILEM proceedings, pro 68), S. 148–154
- Vasilic 2010:** Vasilic, K.; Roussel, N.; Meng, B.; Kühne, H.-C.: Computational Modelling of SCC Flow through Reinforced Sections. In: Khayat, K.H.; Feys, D. (Hrsg.): Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete : Proceedings of SCC 2010, Montreal, Canada, September 26-29, 2010. Dordrecht, Heidelberg, London, New York : Springer, 2010 (RILEM Bookseries, 1), S. 187–196
- Vasilic 2011a:** Vasilic, K.; Meng, B.; Kühne, H.-C.; Roussel, N.: Flow of fresh concrete through steel bars: A porous medium analogy. In: Cement and Concrete Research 41 (2011), Nr. 5, S. 496–503
- Vasilic 2011b:** Vasilic, K.; Kühne, H.-C.; Meng, B.; Roussel, N.: Modelling of fresh SCC flow through reinforced sections. In: Rogge, A.; Meng, B. (Hrsg.): 52. DAFStb-Forschungskolloquium 2011 : Beiträge zum 52. Forschungskolloquium, 2011, S. 50–57
- Vasylichenko 2007:** Vasylichenko, A.; Chaouche, M.; Moranville, M.; Naproux, P.: Influence of microfillers on the rheological behaviour of cement pastes: Comparison between silica fume and micronized quartz, Bd. 1. In: Schutter, G. de; Boel, V. (Hrsg.): 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete : SCC 2007. Bagnaux : RILEM Publications S.A.R.L., 2007 (RILEM proceedings, pro 54), S. 303–308
- VDZ 1967:** VDZ Verein Deutscher Zementwerke e.V. (VDZ): Schriftenreihe der Zementindustrie, Heft 33/1967
- Verein Deutscher Zementwerke e. V. 2008** Verein Deutscher Zementwerke e. V. (Hrsg.): Zement-Taschenbuch. 51. Aufl. Düsseldorf, Verlag Bau + Technik, 2008
- Versteeg 1995:** Versteeg, H.K.; Malalasekera, W.: An introduction to Computational Fluid Dynamics : The Finite Volume Method. Harlow, Longman, 1995
- Verwey 1948:** Verwey, E.J.W.; Overbeek, J.T.G.: Theory of the Stability of Lyophobic Colloids. New York, Elsevier, 1948
- Verweyst 2002:** Verweyst, B.E.; Tucker, C.L.: Fiber Suspensions in Complex Geometries: Flow/Orientation Coupling. In: The Canadian Journal of Chemical Engineering 80 (2002), Nr. 6, S. 1093–1106
- Vogel 2007:** Vogel, R.: Eine Messzelle für Spezialmörtel. URL http://www.vogel-labor.de/de/Messzelle_fuer_Spezialmoertel.pdf. – Aktualisierungsdatum: 2007 – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Wacker-Chemie GmbH 2011 Wacker-Chemie GmbH (Hrsg.): Wacker Siliconöle AK : Datenblätter, 2011

Wallevik 2003: Wallevik, J.E.: Rheology of Particle Suspensions : Fresh Concrete, Mortar and Cement Paste with Various Types of Lignosulfates. Dissertation, The Norwegian University of Science and Technology (NTNU), Department of Structural Engineering. Trondheim, 2003

Wallevik 2004: Wallevik, J.E.: Thixotropic behavior of cement pastes. In: Mason, S.L. (Hrsg.): Annual Transactions the Nordic Rheology Society - Nordic Rheology Conference : Volume 12. Vallensbæk : IKON, 2004 (Transactions of the Nordic Rheology Society), S. 21–28

Wallevik 2006: Wallevik, J.E.: Relationship between the Bingham parameters and slump. In: Cement and Concrete Research 36 (2006), Nr. 7, S. 1214–1221

Wallevik 2007: Wallevik, J.E.: Viscometric-ViscoPlastic-Flow (VVPF), 2007. URL www.vvpf.net – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Watanabe 2005: Watanabe, K.; Shinya, K.; Ono, H.T.Y.: Effects of Agitation and Shear Stress on Rheological Properties of Fresh Concrete, Bd. 1. In: Shah, S.P. (Hrsg.): SCC 2005 : Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete and Fourth International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Chicago : Hanley Wood LLC, 2005, S. 545–550

Wendt 2009 Wendt, J.F. (Hrsg.): Computational fluid dynamics : An introduction. 3. Aufl. Berlin, Springer, 2009

Wesseling 2001: Wesseling, P.: Principles of Computational Fluid Dynamics. Berlin, Springer, 2001 (Springer Series in Computational Mathematics 29)

Whorlow 1980: Whorlow, R.W.: Rheological Techniques. 1. Aufl. Chichester, Ellis Horwood Limited, 1980

Wikipedia 2013a: Wikipedia: Computational fluid dynamics. URL http://en.wikipedia.org/wiki/Computational_fluid_dynamics – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Wikipedia 2013b: Wikipedia: Lattice-Boltzmann-Methode. URL <http://de.wikipedia.org/wiki/Lattice-Boltzmann-Methode> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Wikipedia 2013c: Wikipedia: Navier-Stokes-Gleichungen. URL <http://de.wikipedia.org/wiki/Navier-Stokes-Gleichungen> – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Wikipedia 2013d: Wikipedia: Numerische Simulation. URL http://de.wikipedia.org/wiki/Numerische_Simulation – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Wikipedia 2013e: Wikipedia: Numerische Strömungsmechanik. URL http://de.wikipedia.org/wiki/Numerische_Strömungsmechanik – Überprüfungsdatum 13.11.2013

Wonisch 2009: Wonisch, A.: Entwicklung und Anwendung partikelbasierter Simulationstechniken für die Modellierung von Umordnungseffekten und Anisotropieentwicklung in pulvertechnologischen Prozessen. Dissertation, Albert-Ludwigs-Universität Freiburg Breisgau, Fakultät für Mathematik und Physik. Freiburg, 2009

Wüstholz 2006: Wüstholz, T.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen der Frischbetoneigenschaften von Selbstverdichtendem Beton : Heft 564. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e.V. (DAfStB). 2006

Yahia 2001: Yahia, A.; Khayat, K.H.: Analytical models for estimating yield stress of high-performance pseudoplastic grout. In: Cement and Concrete Research 31 (2001), Nr. 5, S. 731–738

Yahia 2003: Yahia, A.; Khayat, K.H.: Applicability of rheological models to high-performance grouts containing supplementary cementitious materials and viscosity enhancing admixture. In: Materials and Structures 36 (2003), Nr. 6, S. 402–412

Yahia 2011: Yahia, A.: Shear-thickening behavior of high-performance cement grouts - Influencing mix-design parameters. In: Cement and Concrete Research 41 (2011), Nr. 3, S. 230–235

Yamane 1994: Yamane, Y.; Kaneda, Y.; Dio, M.: Numerical simulation of semi-dilute suspensions of rodlike particles in shear flow. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 54 (1994), S. 405–421

Yang 2009: Yang, E.-H.; Sahmaran, M.; Yang, Y.; Li, V.C.: Rheological Control in Production of Engineered Cementitious Composites. In: ACI Materials Journal 106 (2009), Nr. 4, S. 357–366

Yuan 2011: Yuan, Q.; Gou, Z.: Ellipse Particle Modeling for Fresh Concrete and Dynamic Simulation of Slump Test. In: Advanced Materials Research (2011), 168-170, S. 746–750

Yucel 2005: Yucel, K.T.; Ozel, C.; Ocal, C.; Ince, H.H.: Comparing fresh concrete workability using experimental studies and theoretical statements. In: Vozár, L.; Medved, I.; Kubičár, L. (Hrsg.): ECTP : 17th European Conference on Thermophysical Properties, 2005

Zerbino 2009: Zerbino, R.; Barragán, B.; Garcia, T.; Agulló, L.; Gettu, R.: Workability test and rheological parameters in self-compacting concrete. In: Materials and Structures 42 (2009), Nr. 7, S. 947–960

Zerbino 2012: Zerbino, R.; Tobes, J.M.; Bossio, M.E.; Giaccio, G.: On the orientation of fibres in structural members fabricated with self compacting fibre reinforced concrete. In: Cement and Concrete Composites 34 (2012), Nr. 2, S. 191–200

Zhu 2005: Zhu, H.; Kim, Y.D.; Kee, D. de: Non-Newtonian fluids with a yield stress. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 129 (2005), Nr. 3, S. 177–181

Zhu 2010: Zhu, H.; Martys, N.; Ferraris, C.F.; Kee, D. de: A numerical study of the flow of Bingham-like fluids in two-dimensional vane and cylinder rheometers using a smoothed particle hydrodynamics (SPH) based method. In: Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 165 (2010), 7-8, S. 362–375

Technische Regelwerke

DAfStb Rili Stahlfaserbeton: Richtlinie Stahlfaserbeton, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton e. V., Beuth Verlag, Ausgabe März 2010

DAfStb Rili SVB: Richtlinie Selbstverdichtender Beton (SVB-Richtlinie), Beuth Verlag, Ausgabe September 2012

DIN 1342-1: Viskosität - Teil 1: Rheologische Begriffe, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung November 2003

DIN 1342-2: Viskosität - Teil 2: Newtonsche Flüssigkeiten, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung November 2003

DIN 53019-1: Viskosimetrie – Messung von Viskositäten und Fließkurven mit Rotationsviskosimetern – Teil 1: Grundlagen und Messgeometrie, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung September 2008

DIN 53019-3: Viskosimetrie – Messung von Viskositäten und Fließkurven mit Rotationsviskosimetern – Teil 3: Messabweichungen und Korrekturen, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung September 2008

DIN EN 196-1: Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1: 2005, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Mai 2005

DIN EN 196-2: Prüfverfahren für Zement - Teil 2: Chemische Analyse von Zement; Deutsche Fassung EN 196-2: 2005, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Mai 2005

DIN EN 196-3: Prüfverfahren für Zement – Teil 3: Bestimmung der Erstarrungszeiten und der Raumbeständigkeit; Deutsche Fassung EN 196-3: 2005+A1: 2008, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Februar 2009

DIN EN 196-6: Prüfverfahren für Zement – Teil 6: Bestimmung der Mahlfineinheit; Deutsche Fassung EN 196-6: 2010, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Mai 2010

DIN EN 933-1: Prüfverfahren für geometrische Eigenschaften von Gesteinskörnungen - Teil 1: Bestimmung der Korngrößenverteilung - Siebverfahren; Deutsche Fassung EN 933-1: 1997 + A1: 2005, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Januar 2006

DIN EN 1015-3: Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk – Teil 3: Bestimmung der Konsistenz von Frischmörtel (mit Ausbreittisch); Deutsche Fassung EN 1015-3: 1999+A1:2004+A2: 2006, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Mai 2007

DIN EN 1097-6: Prüfverfahren für mechanische und physikalische Eigenschaften von Gesteinskörnungen - Teil 6: Bestimmung der Rohdichte und der Wasseraufnahme; Deutsche Fassung EN 1097-6:2013, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung September 2013

DIN EN 12350-10: Prüfung von Frischbeton – Teil 10: Selbstverdichtender Beton - L-Kasten-Versuch; Deutsche Fassung EN 12350-10:2010; Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Fassung Dezember 2010

Anhang A: Interpartikuläre Kräfte

Nachfolgend werden die wesentlichen interpartikulären Kräfte aufgeführt, die bei kolloidalen, zementgebundenen Suspensionen zu berücksichtigen sind.

Van-der-Waals-Kraft

Nach *Blask 2002* ist die Van-der-Waals-Kraft eine „Dipol-Wechselwirkung und tritt auf, wenn sich zwei polare oder leicht polarisierbare Moleküle oder Partikel nahe kommen. Dabei setzt sie anders als eine *elektrostatische Kraft* keine permanente Oberflächenladung der Partikel voraus.“ *Haist (Haist 2009)* nennt 1 nm - 10 nm als kritische Distanz, ab der anziehende Van-der-Waals-Kräfte die nachfolgend erläuterten elektrostatischen Abstoßungskräfte überlagern. Das kann zu einer Koagulation einzelner Partikel zu Partikelagglomeraten führen.

Elektrostatische Kräfte

Die elektrostatischen Abstoßungskräfte beruhen auf der Bildung einer sogenannten diffusen (Coulomb-) Doppelschicht infolge unterschiedlicher Energiezustände im Inneren und der Randzone eines Partikels. Dadurch haben elektrostatische Kräfte einen stabilisierenden Effekt auf die Suspensionen, indem sie die Agglomeration von Partikeln verhindern. Nach *Haist 2009* wirken die elektrostatischen Kräfte bei einer Annäherung zweier Partikel auf ca. 10 nm bis 30 nm und nehmen mit abnehmendem Partikelabstand bis zu einem oberen Grenzwert zu. Auf der anderen Seite sind sie nach *Cabrera 1984* bei Abständen größer 1 µm vernachlässigbar.

Da das elektrostatische Oberflächenpotenzial aufgrund der elektrochemischen Doppelschicht um die Partikel experimentell nicht direkt zugänglich ist, wird meist ersatzweise das sogenannte Zeta-Potenzial als Maßzahl zur Charakterisierung benutzt (vgl. z. B. *Blask 2002*, *Geisenhanslücke 2009*, *Plank 2007* und *Keck 1999*).

Sterische Kräfte

Nach *Tropea 2007* stellen sterische Kräfte, die durch Adsorption organischer Moleküle auf den Partikeloberflächen eine räumlich Trennung der Partikel bewirken, eine Alternative zur Stabilisierung von Suspensionen dar. Die sterische Wirkung ist ein wesentlicher Wirkmechanismus der bei zementgebundenen Baustoffen verwendeten Zusatzmittel. Die sterische Hinderung entsteht laut *Blask 2002* durch den osmotischen Druck der durch die lokale Zunahme der Moleküldichte erzeugt wird, wenn sich die Adsorptionsschichten der Zusatzmittelmoleküle überschneiden. Zwar ist die Wirkungsweise aufgrund der notwendigen Überlappung auf die direkte Umgebung begrenzt, sie sorgt aber z. B. bei Zementpartikeln für eine starke Abstoßung, die auch - anders als die elektrostatischen Kräfte - von der Elektrolytkonzentration unabhängig ist. Neben der künstlich erzeugten sterischen Abstoßung kann auch eine starke Oberflächenrauheit, z. B. infolge von länglichen Hydratationsprodukten, eine sterische Abstoßung bewirken.

DLVO-Theorie

Im Rahmen der sogenannten DLVO-Theorie nach *Derjaguin und Landau (Derjaguin 1941)* sowie *Verwey und Overbeek (Verwey 1948)* können die gesamten Interaktionskräfte zweier Partikel als Superposition der anziehenden und abstoßenden Kräfte in Abhängigkeit vom Partikelabstand dargestellt werden. In Abb. A-1 ist ein vereinfachtes qualitatives Beispiel nach *Feys 2009* dargestellt. Als strichpunktierte Kurve ist

die Superposition der Van-der-Waals-Kräfte und der elektrostatischen Kräfte dargestellt. Bei zusätzlicher Berücksichtigung der sterischen Kräfte erhöht sich die abstoßende Wirkung. Das Beispiel zeigt die große Anziehung bei kleinen Partikelabständen, die aber nur erreicht werden kann, wenn der sogenannte „repulsive mountain“ bzw. das Maximum der abstoßenden Kräfte überwunden wird. Ist dies nicht der Fall, so finden keine Agglomerationen einzelner Partikel statt.

Es wird deutlich, dass durch Veränderung der elektrostatischen und sterischen Kräfte verstärkt anziehende oder auch abstoßende Wirkungen erreicht werden können.

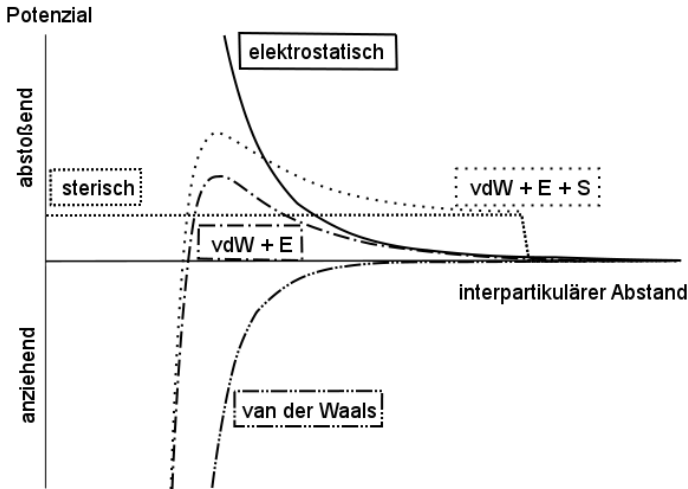


Abb. A-1: Vereinfachte Darstellung der interpartikulären Kräfte nach Feys 2009: anziehende Van-der-Waals-Kräfte, elektrostatische Abstoßungskräfte, sterische Kräfte, Kombination aus Van-der-Waals-Kräften und elektrostatischen Kräften, Kombination aus Van-der-Waals-Kräften, elektrostatischen Kräften und den sterischen Kräften

Hydrodynamische Kräfte

Die hydrodynamischen Kräfte entstehen infolge der Interaktion der nicht-kolloidalen Partikel mit der sich bewegenden kontinuierlichen Phase, d. h. sie erfahren bei der Umströmung eine entsprechende hydrodynamische Umströmungskraft (Haist 2009). Die viskosen Kräfte sind dabei proportional zur Geschwindigkeitsdifferenz zwischen den Partikeln und der kontinuierlichen Phase (Barnes 1989). Im Bereich niedriger Scherraten übersteigen die verschiedenen Kräfte infolge interpartikulärer Wechselwirkungen, im Wesentlichen die Van-der-Waals-Kräfte, die hydrodynamischen Kräfte (vgl. Roussel 2010 und Lowke 2010).

Mit steigendem Volumenanteil der Partikel kann es verstärkt zu Kontakten zwischen den nicht-kolloidalen Partikeln kommen, die nach Coussot 2005 durch die direkte Kollision oder durch Reibungseffekte geprägt sind. Diese Kontakte werden als *harte* Interaktionen bezeichnet, die zu einem plötzlichen Anstieg der potenziellen Energie führen. Demgegenüber führen die *weichen* Interaktionen bei kolloidalen Partikeln infolge Partikelannäherung zu einem kontinuierlichen Anstieg der potenziellen Energie. Coussot 2005 charakterisiert die rheologischen Eigenschaften und zugehörigen Fließregime auf Basis einer Einteilung der Suspensionen in Leime, granulare Materi-

alien und granulare Leime und des Weiteren mittels einer Klassifizierung der jeweils maßgeblichen wirkenden Kräfte. Diese oder ähnliche Einteilung mit z. T. anderen Kenngrößen sind häufig Grundlage für die teilweise unterschiedlichen oder sich sogar widersprechenden Erklärungsansätze für verschiedene rheologische Phänomene wie die Viskoelastizität, scherratenabhängiges Verformungsverhalten (Strukturviskosität und Dilatanz), die Existenz von Fließgrenzen und auch das zeitabhängige Verhalten wie z. B. Thixotropie.

Anhang B: Grundlagen der numerischen Strömungsmechanik

Nachfolgend sollen die Grundlagen der numerischen Strömungsmechanik kurz erläutert und die wesentlichen Schritte bei der Durchführung von Simulationen beschrieben werden. Dabei wird nicht auf simulationstechnische Details eingegangen; diese können den zitierten einschlägigen Grundlagenwerken zur numerischen Strömungsmechanik entnommen werden. Bei der Vorstellung der unterschiedlichen numerischen Lösungstechniken liegt das Hauptaugenmerk auf der für die eigenen Untersuchungen verwendeten **Finite-Volumen-Methode (FVM)**.

Inhalte und Möglichkeiten der CFD:

Die numerische Strömungsmechanik (**Computational Fluid Dynamics (CFD)**) befasst sich mit der numerischen Berechnung der Einflüsse von Kräften auf die Bewegung von Fluiden. Dabei wird als Fluid eine Substanz verstanden, die sich unter dem Einfluss von Scherkräften unbegrenzt verformt. Fluide können Flüssigkeiten oder auch Gase sein. Im Folgenden wird der Begriff Fluid übergreifend für das betrachtete bzw. untersuchte fließfähige Material verwendet.

Bei der Anwendung von CFD werden Fluide als Kontinuum betrachtet. Bei diesem Ansatz werden der mikroskopische bzw. molekulare Aufbau der Fluide sowie die Molekularbewegungen für Strömungen im Bereich eines makroskopischen Betrachtungsmaßstabs ($\geq 1 \mu\text{m}$) vernachlässigt (vgl. *Versteeg 1995*). Ein Fluidpartikel ist das kleinste Element, dessen makroskopische Eigenschaften nicht von den individuellen Molekülen oder Atomen beeinflusst werden.

Die CFD bedient sich der drei Disziplinen Strömungsmechanik, Mathematik und Computerwissenschaft. Die Beschreibung der sich bewegenden Fluide erfolgt gemäß der grundlegenden Zusammenhänge der Strömungsmechanik als partielle Differentialgleichungen (PDG), englisch: governing equations. Die Charakterisierung der physikalischen Eigenschaften der zu modellierenden Fluide wird mathematisch in Form von fundamentalen Modellgleichungen geleistet. Das resultierende Gleichungssystem wird dann mithilfe von Programmiersprachen in Softwarepakete zur numerischen Lösung eingebracht und mithilfe leistungsfähiger Rechner gelöst.

Obgleich CFD im Vergleich zu der analytischen und experimentellen Vorgehensweise immer mehr an Bedeutung gewinnt, wird in *Tu 2012* und *Versteeg 1995* hervorgehoben, dass CFD auch in Zukunft nicht in Gänze experimentelle Untersuchungen ersetzen wird. Vielmehr sind die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen unabdingbar, um die numerischen Simulationen zu validieren und verbessern.

In *Tu 2012* werden die wesentlichen Vorteile von CFD wie folgt zusammengefasst:

- CFD ermöglicht die Entwicklung und Lösung von fundamentalen Gleichungssystemen der Fluidodynamik sowie verschiedene Ansätze zu deren Approximation.
- CFD ergänzt die experimentellen und analytischen Lösungsansätze im Bereich der einschlägigen Entwicklung und Produktion um eine kostengünstige und schnelle Alternative.

- CFD ermöglicht die Simulation von Fließbedingungen, die experimentell nicht realisiert werden können, weil z. B. die Dimensionen zu groß sind oder das Gefahrenpotenzial zu groß ist (Beispiel: nuklearer Störfall).
- Die Ergebnisse der CFD sind umfassend und detailliert und können entsprechend visualisiert werden. Insbesondere bei einer 3D-Visualisierung und bei umfangreichen Parametervariationen kann CFD im Vergleich zu experimentellen Untersuchungen deutlich umfassendere Informationen liefern.

Auf der anderen Seite stehen diesen unbestrittenen Vorteilen auch bestimmte Nachteile bzw. Probleme von CFD und Risiken, insbesondere bei der Interpretation der Ergebnisse von CFD, gegenüber:

- Numerische Fehler oder unzureichende Modellierungen führen zu Abweichungen der berechneten Ergebnisse von der Realität.
- Inkorrekte Simulationsergebnisse können fälschlicherweise als korrekte Ergebnisse interpretiert werden, da diese physikalisch plausibel erscheinen.
- Der Nutzer muss entsprechend erfahren und kompetent sein, um die Simulationsprogramme richtig zu nutzen und die Ergebnisse zu analysieren, zu interpretieren und zu beurteilen, ob sie physikalisch korrekt und numerisch präzise sind.

Insbesondere die *Anforderungen an Erfahrung und Kompetenz des Nutzers* sind von besonderer Bedeutung, um komplexe strömungsmechanische Problemstellungen erfolgreich und korrekt lösen zu können. Unterschiedliche Nutzer können mit der gleichen Software divergierende Ergebnisse erhalten. Um auch nur einfache Problemstellungen modellieren zu können, müssen sinnvolle Vereinfachungen durchgeführt werden, die die Komplexität auf ein handhabbares Niveau reduzieren. Dabei muss beachtet werden, dass die getroffenen Vereinfachungen die Qualität des Ergebnisses durchaus maßgeblich beeinflussen können.

Obgleich die verschiedenen zur Verfügung stehenden Softwarepakete zur Lösung bzw. Simulation strömungsmechanischer Fragestellungen sehr unterschiedliche numerische Lösungsalgorithmen verwenden, besitzen zumindest alle kommerziellen CFD-Pakete eine mehr oder weniger benutzerfreundliche graphische Benutzeroberfläche (englisch: Graphical User Interface (GUI)), mit der die erforderlichen Daten eingegeben und die berechneten Ergebnisse ausgewertet werden können.

Nach *Tu 2012* und *Versteeg 1995* sind moderne CFD-Codes i. d. R. aus den Bestandteilen Pre-Processor, Solver und Post-Processor aufgebaut. Nachfolgend sollen die in diesen drei Bestandteilen enthaltenen Arbeitsschritte und ihre Funktionen erläutert werden.

Pre-Processor:

Definition des Systembereiches

Die Pre-Processing-Phase beginnt mit der Definition des mittels CFD zu betrachtenden Systembereiches. Dabei ist es wichtig, dass die physikalischen Grenzen klar definiert sind und bei der Festlegung des zu analysierenden Bereiches in geeigneter Weise berücksichtigt werden. In dieser Phase kann z. B. bei der Annahme, dass der

Fließ- bzw. Strömungsvorgang in einer Raumrichtung invariant ist, eine ursprüngliche 3D-Problemstellung auf eine 2D-Problemstellung reduziert werden.

Definition des Gitternetzes

In einem zweiten Schritt wird das vorher definierte Volumen der Fließregion in nicht überlappende Zellen aufgeteilt, die sowohl gleichmäßig als auch ungleichmäßig verteilt sein können. Es entsteht das sogenannte Gitternetz (grid), das aus einzelnen Zellen (auch: Volumenelementen oder Kontrollvolumenelementen) besteht. Für diese werden die Größen Geschwindigkeit, Druck, Temperatur und andere evtl. relevante Strömungsgrößen berechnet und zugeordnet. Im Allgemeinen nimmt die Genauigkeit der CFD-Lösungen mit der Anzahl der Zellen zu. Auf der anderen Seite steigt dann auch die erforderliche Rechnerleistung bzw. die benötigte Rechenzeit. Aus diesem Grunde kommt der Generierung eines geeigneten Gitternetzes mit einem vernünftigen Kompromiss aus ausreichender Feinheit für aussagekräftige Ergebnisse und notwendiger Begrenzung der Rechenzeit durch einen erfahrenen Nutzer eine besondere Bedeutung zu. Häufig werden die Gitternetze im Bereich von starken Geometrieänderungen verfeinert und in Bereichen gleichbleibender Geometrie entsprechen grob belassen. Ein Beispiel für eine erforderliche Verfeinerung des Netzes ist in Abb. B-1 schematisch für einen Bodenbereich dargestellt. In der oberen Darstellung kann die physikalische Grenzschicht (physical boundary layer) nicht korrekt abgebildet werden, da sie sich komplett innerhalb einer Maschenhöhe Δy befindet. Erst bei Verkleinerung der Maschenhöhe (untere Darstellung) im bodennahen Bereich kann der Verlauf der physikalischen Grenzschicht ausreichend genau berechnet und dargestellt werden.

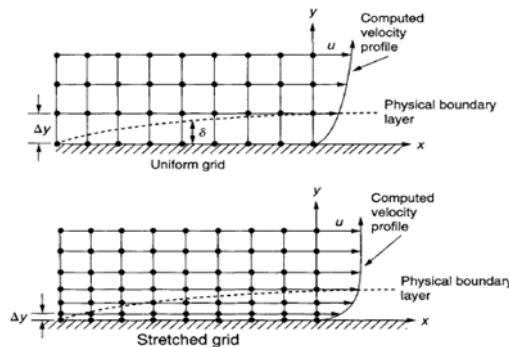


Abb. B-1: Schematische Darstellung für die Notwendigkeit einer Maschenverfeinerung im Bereich des Bodens (Tu 2012)

Definition der physikalischen Modelle und Fluidmodelle

In einem dritten Schritt müssen die maßgeblichen physikalischen Modelle festgelegt werden und die Fluide in geeigneter Weise beschrieben werden. Insbesondere die Art der vorliegenden Strömung (laminar oder turbulent, inkompressibel oder kompressibel...) hat einen großen Einfluss auf die fundamentalen Modellgleichungen und deren Komplexität.

Den Grundstein der CFD bilden nach *Wendt 2009* die maßgeblichen Gleichungen der Strömungsmechanik auf Grundlage der Sätze der Erhaltung von Masse (Kontinuitätsgleichung), Impuls (2. Newtonsche Gesetz) und Energie. Mithilfe dieser physika-

lischen Prinzipien müssen die Strömungsvorgänge beschrieben werden. Das geschieht abgestimmt auf den gewählten Lösungsalgorithmus.

Für verschiedene Strömungsformen sind Vereinfachungen der maßgeblichen Gleichungen möglich (vgl. *Hickel 2012*). Darunter fallen reibungsfreie Strömungen, inkompressible Strömungen, barotrope Strömungen und Potenzialströmungen. Bei Mehrphasen- und/oder Mehrkomponentenmodellen müssen zusätzlich die Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Phasen bzw. Komponenten in geeigneter Weise beschrieben und ggf. vereinfacht werden.

Die umfassendsten Modellgleichungen sind die Navier-Stokes-Gleichungen. Mit ihnen können die meisten Vorgänge der Fluidodynamik beschrieben werden, darunter auch turbulente Strömungen und hydrodynamische Grenzschichten. Dies bedarf aber erhöhter Rechnerleistungen und besonderer numerischer Verfahren (vgl. *Versteeg 1995, Wikipedia 2013e*). Im engeren Sinn umfassen die Navier-Stokes-Gleichungen nur den Impulserhaltungssatz, also das 2. Newtonsche Gesetz für viskose Fluide (vgl. *Wikipedia 2013c*). In der modernen CFD wird allerdings nach *Wendt 2009* das komplette System der erforderlichen Gleichungen für die Lösung von viskosen Strömungen verstanden, d. h. die Kontinuitätsgleichung und der Energieerhaltungssatz sind eingeschlossen. Bei den Navier-Stokes-Gleichungen handelt es sich - bis auf wenige besondere Anwendungsfälle - um ein nichtlineares PDG-System 2. Ordnung. Als Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen ergibt sich zunächst ein sogenanntes Geschwindigkeits- oder Fließfeld, das die zeit- und ortsabhängige Geschwindigkeit des Fluids beschreibt. Danach können die anderen Eigenschaften wie Fließrate, Scherrate etc. berechnet werden.

Da die Navier-Stokes-Gleichungen im Bereich der CFD am weitesten verbreitet und auch Grundlage der eigenen numerischen Simulationen sind, soll nachfolgend kurz darauf eingegangen werden. Auf die Herleitung und die Darstellung der Grundgleichungen in anderen möglichen Formen wird an dieser Stelle verzichtet und auf Grundlagenwerke wie z. B. *Wendt 2009, Versteeg 1995* oder *Wesseling 2001* verwiesen.

Bei der Mehrzahl der Strömungsvorgänge ist von inkompressiblen Strömungsvorgängen auszugehen.

Bei der Annahme eines inkompressiblen Strömungsvorgangs unter isothermen Bedingungen vereinfacht sich das Navier-Stokes-Gleichungssystem deutlich. Die Kontinuitätsgleichung wird zu:

$$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \tag{B.1}$$

mit:

∇ = Nabla-Operator [1/m]

\mathbf{v} = Geschwindigkeitsvektor des Fluids [m/s]

Der Energieerhaltungssatz und der Impulserhaltungssatz sind identisch und lauten:

$$\frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \mathbb{T} + \mathbf{F} \quad (\text{B.2})$$

mit:

- ρ = Dichte des Fluids [kg/m³]
- p = Druck [Pa]
- \mathbb{T} = deviatorischer Spannungstensor [N/m²]
- \mathbf{F} = Volumenkraftdichte des Fluids [N/m³]

Die Volumenkraftdichte berücksichtigt den Einfluss von Schwerkraft, elektromagnetischer Kraft, Corioliskraft und Zentrifugalkraft.

Die oben dargestellten Gleichungen setzen in dieser Form eine laminare Strömung voraus (vgl. *Sigloch 2011* und *Thrane 2007c*), bei der das Fluid in sich nicht vermischenden Schichten strömt. Bei einer laminaren Strömung müssen die viskosen Kräfte berücksichtigt werden. Die Trägheitskräfte spielen dann nur eine untergeordnete Rolle.

Die dimensionslose Reynolds-Zahl (Re) kann zur Beurteilung der Bedeutung der Trägheitskräfte verwendet werden. Sie ist das Verhältnis der Trägheitskräfte zu den viskosen Kräften und wird definiert zu:

$$Re = \frac{v \cdot l \cdot \rho}{\eta} \quad (\text{B.3})$$

mit:

- v = charakteristische Strömungsgeschwindigkeit [m/s]
- l = charakteristische Länge [m]
- ρ = Dichte [kg/m³]
- η = Viskosität [Pa·s]

Mit zunehmender Reynolds-Zahl werden laminare Strömungen instabiler und schlagen in turbulente Strömungen um *Astarita 1974*. Ein Kriterium dafür ist die Überschreitung der kritischen Reynolds-Zahl. Die Höhe der kritischen Reynolds-Zahl und der Übergangsbereich von laminar zu turbulent hängt dabei von der Strömungsart (z. B. begrenzte Strömung oder freie Strömung) und der Strömungs- und Randgeometrie ab (vgl. *Churchill 1988* und zitiert in *Astarita 1974*). Nach *Churchill 1988* können beide Strömungsformen gleichzeitig an verschiedenen Stellen des betrachteten Systems vorkommen. Insbesondere bei nicht-newtonschen Fluiden sind stabile Laminarströmungen selten, und es kommt häufig zu sogenannten Sekundärströmungen (zitiert in *Astarita 1974*).

In *Hirt 2013b* wird auf die Grenzen der Anwendbarkeit von CFD für hohe bzw. niedrige Reynolds-Zahlen eingegangen. Dabei wird eine möglicherweise erforderliche Anpassung d. h. Verkleinerung der Maschenweite bzw. Erhöhung der Anzahl der Volumenelemente zur Gewährleistung eines gleichmäßigen Strömungsvorgangs innerhalb eines Volumenelementes eingegangen. Innerhalb eines Volumenelementes sollte demnach eine Reynolds-Zahl von 1, gebildet mit elementspezifischen Grö-

ßen, nicht überschritten werden. Für niedrige Reynolds-Zahlen liegt die untere Begrenzung der Elementgröße in der resultierenden erforderlichen Rechenzeit.

Neben der korrekten Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge, z. B. mittels den Navier-Stokes-Gleichungen, ist die richtige Darstellung der Eigenschaften des verwendeten Fluids von besonderer Bedeutung. Für viele bekannte Fluide sind die relevanten Eigenschaften wie z. B. Dichte und dynamische Viskosität η in den kommerziellen CFD-Softwarepaketen hinterlegt. Für weniger bekannte oder komplexere Fluide müssen die Eigenschaften entsprechend experimentell bestimmt und eingegeben werden. Dies trifft auch auf das zeit- und scherratenabhängige rheologische Verhalten von zementgebundenen Baustoffen zu.

Für viele Strömungsvorgänge ist es erforderlich, die Grenzfläche zwischen zwei nicht mischbaren Fluiden zu modellieren. Dabei ist das eine Fluid häufig ein Gas und das andere eine Flüssigkeit. Diese Grenzfläche wird dann als „free surface“ (freie Oberfläche) bezeichnet. Die entsprechenden Methoden werden Oberflächenverfolgungsmethoden genannt. Ziel aller Methoden ist es, die Form und den Ort der Grenzfläche zeitabhängig zu beschreiben. Grundsätzlich können zwei verschiedene Herangehensweisen unterschieden werden (*Hirt 2013a*). Bei der sogenannten Lagrange-Gitternetz-Methode wird das Gitternetz so modelliert, dass es innerhalb des Fluids liegt und sich mit dem Fluid mitbewegt. Es handelt sich um eine Gitteradaption in Abhängigkeit von der Phasengrenze. Bei der zweiten Methode wird grundsätzlich ein festes sogenanntes Euler-Gitternetz benutzt.

Ein weiteres Verfahren für die Modellierung der freien Oberflächen ist die weit verbreitete und ebenfalls auf einem festen Gitternetz aufbauende **Volume of Fluid Method (VOF)** nach Hirt und Nichols (vgl. *Hirt 1981*). Die grundlegende Idee der VOF ist es, eine Verteilungsfunktion der skalaren Größe f für den Volumenanteil der kontinuierlichen Phase, im Allgemeinen der Flüssigkeit innerhalb einer Gitterzelle einzuführen. Der Wert von f liegt zwischen 0 und 1. Ist $f = 0$, befindet sich in der Zelle nur die disperse Phase, d. h. das Gas. Nimmt f den Wert 1 an, ist die Zelle vollständig mit der kontinuierlichen Phase gefüllt. Verläuft eine Phasengrenzfläche durch eine Zelle, gilt: $0 < f < 1$. Für nicht mischbare Komponenten wird der Transportvorgang über eine Konvektionsgleichung der folgenden Form dargestellt:

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla \cdot (vf) = 0 \quad (\text{B.4})$$

mit:

$$f = \text{Volumenanteil der kontinuierlichen Phase}$$

Die Gleichung (B.4) wird mit den Navier-Stokes-Gleichungen gekoppelt und gemeinsam gelöst. Bei linearer Abhängigkeit der Stoffgrößen von f ergeben sich die Dichte ρ [kg/m³] und die Viskosität η [Pa·s] innerhalb der Gitterzelle wie folgt:

$$\rho = f \cdot \rho_1 + (1-f) \cdot \rho_2 \quad (\text{B.5})$$

$$\eta = f \cdot \eta_1 + (1-f) \cdot \eta_2 \quad (\text{B.6})$$

mit:

ρ_1, ρ_2 = Dichten von Fluid 1 (kontinuierliche Phase) und Fluid 2 (disperse Phase) [kg/m³]

η_1, η_2 = dynamischen Viskositäten der Fluide 1 und 2 [Pa·s]

Neben den linearen Abhängigkeiten sind auch andere funktionale Zusammenhänge möglich, beispielsweise die nachfolgend dargestellte quadratische:

$$\rho = f^2 \cdot \rho_1 + (1-f^2) \cdot \rho_2 \quad (\text{B.7})$$

$$\eta = f^2 \cdot \eta_1 + (1-f^2) \cdot \eta_2 \quad (\text{B.8})$$

Problematisch kann unter gewissen Umständen sein, dass nur mit Zellmittelwerten gearbeitet wird.

Da die Volumen- bzw. Massenerhaltung garantiert ist, eignet sich die VOF für die Lösung mit der FVM, die im nachfolgenden Absatz vorgestellt wird und auch in dieser Kombination für die eigenen Simulationen verwendet wurde. Die Methode ist konzeptionell einfach und ermöglicht die problemlose Erfassung von Topologieänderungen. Andererseits ist eine genaue Rekonstruktion des Oberflächenverlaufs schwierig. Aufgrund von Unstetigkeiten ist die Darstellung von Oberflächen-Krümmungen und -Normalen problematisch, sodass z. B. auch keine Effekte von Oberflächenspannungen dargestellt werden können. Diese stückweise lineare Oberflächenkonstruktion ist für ein einfaches 2-dimensionales und ein 3-dimensionales Beispiel in Abb. B-2 dargestellt. Diskontinuitäten in der Oberfläche können u. U. auch zu numerischen Problemen führen.

f=0	0	0	0
0,7	0,2	0	0
1	0,85	0,6	0,1
1	1	1	0,8

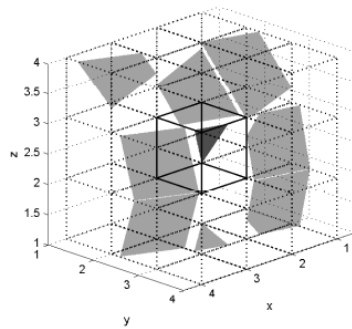


Abb. B-2: Beispiele für 2- und 3-dimensionale stückweise lineare Oberflächenrekonstruktion bei Anwendung der VOF (Boger 2009)

Weiterführende Details und Quellen zu den verschiedenen Methoden der Oberflächenverfolgung finden sich in Liu 2005. Insbesondere auf den Einfluss der Oberflächenkräfte auf die Ausbildung der Oberflächen und deren mögliche Modellierung wird eingegangen.

Definition der Rand-, Zulauf- und Ablaufbedingungen

In einem vierten Schritt müssen für die Grenzflächen der zu simulierenden Fließregion die Randbedingungen (boundary conditions) festgelegt werden. Die Randbedingungen für die offenen Grenzflächen des Fließvolumens sind dabei ebenso zu definieren wie diejenigen für die physikalischen Grenzflächen.

Dieses ist notwendig, um das aufgestellte partielle Differentialgleichungssystem eindeutig lösen zu können. Die Formulierung richtiger und geeigneter Randbedingungen ist ein entscheidender Faktor für die Simulation des Strömungsverhaltens von Fluiden. Dieses hängt insbesondere damit zusammen, dass die Geschwindigkeitsfelder und die Druckverteilung gekoppelt sind (vgl. Tu 2012). In Kinzelbach 2013 wird deutlich gemacht, dass der beste numerische Algorithmus nicht viel hilft, wenn die Randbedingungen schlecht angesetzt wurden, da diese die Lösung am unmittelbaren Rand und fallweise bis weit ins analysierte Gebiet hinein beeinflussen.

Für die Simulation von Strömungsvorgängen mit Zu- und Auslauf werden über die oben beschriebenen Randbedingungen hinaus auch für diese Zu- und Auslaufsituationen entsprechende, physikalisch passende Bedingungen benötigt.

Häufig im Bereich der CFD sind die Dirichlet- und die Neumann-Randbedingungen. Bei der Dirichlet-Randbedingung wird für die zu beschreibende Bilanzgröße ein Wert oder eine Funktion vorgegeben. Zu beschreibende Größen sind typischer Weise die Geschwindigkeit oder der Druck. Eine typische Dirichlet-Bedingung ist beispielsweise die Annahme einer Haftung des Fluids an überströmten Flächen. Diese Bedingung wird auch „no-slip“-Randbedingung genannt. Die Dirichlet-Randbedingung für die Bilanzgröße ϕ lautet in allgemeiner Form:

$$\phi = f(\text{analytisch}) \quad (\text{B.9})$$

Bei der Neumann-Randbedingung ist ein Wert für die Ableitung einer Bilanzgröße in die Richtung der Normalen zum Rand gegeben. Die Neumann-Randbedingung für die Bilanzgröße ϕ lautet in allgemeiner Form:

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \text{konstant} \quad (\text{B.10})$$

Beispiele für die Anwendung einer Neumann-Randbedingung sind die Vorgabe eines festen Wärmestroms durch eine Wand und die Symmetriebedingung $\partial \phi / \partial n = 0$.

Für die Randbedingungen im Bereich physikalischer Grenzflächen ist die oben beschriebene „no-slip“-Randbedingung für die makroskopische Betrachtung im Bereich der CFD zwar die gebräuchlichste Randbedingung, aber in einigen Fällen kann mit ihr das wirkliche physikalische Verhalten in dem Übergang zwischen Grenzfläche und Fluid und somit beispielsweise auch das Fortschreiten der Fließfront nicht korrekt bzw. ausreichend genau beschrieben werden. In Bäumchen 2010 und Thrane 2007c sind die „no-slip“-Bedingung und dazu alternative Randbedingungen aufgeführt und erläutert. Diese Randbedingungen lassen eine mehr oder weniger große Geschwindigkeit u tangential zur Grenzfläche zu. Diese Randbedingung, die ein Rutschen des Fluids zulässt, kann als eine kombinierte Dirichlet-Neumann Randbedingung aufgefasst werden.

Bei der sogenannten „Navier-slip“-Bedingung (vgl. *Navier 1823*) ist die zur Grenzfläche tangentielle Geschwindigkeit u_{\parallel} proportional zur normalen Komponente des Tensors n für die Dehnungsraten. Die Proportionalitätskonstante ist die sogenannte Schlupflänge (slip length) b . Diese ergibt sich zu:

$$u_{\parallel} = b \cdot n \cdot \dot{\gamma} \quad (\text{B.11})$$

mit:

- u_{\parallel} = zur Grenzfläche tangentielle Geschwindigkeit [m/s]
- b = Schlupflänge [m]
- n = normale Komponente des Spannungstensors [-]
- $\dot{\gamma}$ = Scherrate [1/s]

Entsprechend der Definition kann die Schlupflänge auch als die Extrapolation des Geschwindigkeitsprofils über die Grenzfläche hinaus in den Untergrund verstanden werden. Dies ist entsprechend in Abb. B-3 dargestellt. Es ist erkennbar, dass die „no-slip“-Bedingung den Grenzfall für $b = 0$ und die „full-slip“-Bedingung den Grenzfall der Navier-Slip Bedingungen für $b = \infty$ darstellen. Der mit „partial-slip“ gekennzeichnete Zustand entspricht einer dazwischen liegenden Randbedingung mit teilweisem Gleiten.

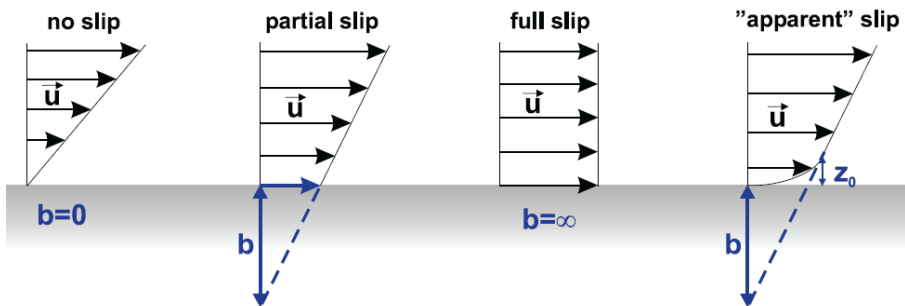


Abb. B-3: Darstellung der unterschiedlichen Geschwindigkeitsprofile in der Nähe des Übergangs Fluid/Grenzfläche als Funktion der Schlupflänge b nach *Bäumchen 2010*

Beim Fall „full-slip“ verhält sich das Fluid wie bei einer Pfropfenströmung und gleitet wie ein Festkörper über die Grenzfläche. Bei dem rechts dargestellten Fall „apparent“ slip (scheinbares Gleiten bzw. scheinbarer Schlupf) bildet sich in der Nähe der Grenzfläche eine besonders niedrig-viskose (flüssige) Schicht mit der Höhe z_0 und einer deutlich reduzierten Viskosität aus. Diese Schicht haftet an der Grenzfläche, sodass kein Gleiten entsteht. Trotzdem kann bei dieser Modellvorstellung eine deutliche Schlupflänge festgestellt werden.

Mit den im Pre-Processor definierten Gitternetz-Strukturen und den dort ausgewählten Modellen und Randbedingungen und entsprechend den zur Verfügung stehenden Lösungsmethoden wird im Solver-Modul der eigentliche Lösungsprozess durchgeführt.

Solver:

Die grundlegenden Arbeitsschritte innerhalb des Lösungs- bzw. Solver-Moduls werden nachfolgend kurz beschrieben.

Initialisierung und Steuerung des Lösungsprozesses („Solution control“)

Am Anfang des Solver-Moduls steht dessen Initialisierung. Darunter wird in erster Linie die Auswahl geeigneter Anfangsbedingungen verstanden. Nach *Kinzelbach 2013* und *Tu 2012* ist die Festlegung exakter Anfangsbedingungen i. d. R. nicht ganz so kritisch bzgl. des Simulationsergebnisses zu sehen. Natürlich müssen die Anfangsbedingungen möglichst korrekt gesetzt werden, falls die zeitliche Entwicklung einer Strömung von Anfang an korrekt wiedergegeben werden soll. Wenn der zeitliche Verlauf aber von untergeordneter Bedeutung ist und nur der stationäre Endzustand interessiert, müssen sinnvolle Anfangsbedingungen nur so gesetzt werden, dass die Numerik im Falle nichtlinearer Probleme gegen die stationäre Lösung konvergiert. Oftmals ist es sinnvoll, von einem definierten Anfangszustand auszugehen, was auch die absolute Ruhe sein kann.

Nach dieser Initialisierung müssen im Arbeitsschritt „Solution control“ geeignete Diskretisierungs- bzw. Interpolationsverfahren und anschließend passende iterative Solver ausgewählt werden.

Nach *Kinzelbach 2013* wird unter *Diskretisierung* die knotenweise Betrachtung der zu untersuchenden unbekanntenen Variablen verstanden. Aus der eigentlich kontinuierlichen Verteilung der Variablen wird durch die Diskretisierung eine diskontinuierliche Betrachtung. Die sich ergebenden algebraischen Gleichungen werden mittels eines Lösungsalgorithmus gelöst.

Die algebraischen Ausdrücke werden hergeleitet, indem für den Verlauf der Variablen zwischen den Knoten des Gitternetzes eine Verteilung angenommen wird. Die Art dieser Verteilung ist je nach Diskretisierungsmethode unterschiedlich. Üblicherweise handelt es sich um einfache Ausdrücke, die i. d. R. nur für jeweils ein Element des Gitternetzes gültig sind.

Die verbreitetsten Diskretisierungsverfahren sind die **Finite-Differenzen-Methode (FDM)**, die **Finite-Volumen-Methode (FVM)** und die **Finite-Elemente-Methode (FEM)**.

Der interessierte Leser sei für eine ausführliche Vorstellung und Beschreibung weiterer Diskretisierungsverfahren beispielsweise auf *Wesseling 2001*, *Wendt 2009*, *Wikipedia 2013a* oder *Tu 2012* verwiesen.

Nachfolgend werden die (oben hervorgehobenen) drei wichtigsten Diskretisierungsmethoden kurz charakterisiert:

- Die **FDM** ist die älteste Methode, bei der die PDGen durch finite Differenzen angenähert werden. Sie arbeitet mit der Beschreibung der unbekanntenen Variablen für die Knotenpunkte des Gitternetzes. Die Massenerhaltung ist nicht garantiert.
- Die **FEM** zeichnet sich durch die Verwendung von einfachen, elementweise verwendeten Ansatzfunktionen aus. Sie benutzt die sogenannte schwache Integralform der PDG. Dabei weist die FEM eine hohe Robustheit aus und

ist solide mathematisch untermauert. Die Massenerhaltung ist für einen Bereich von Elementen erfüllt.

- Die **FVM** ist eine sehr weit verbreitete Methode, die mit räumlichen Mittelwerten arbeitet. Die Navier-Stokes-Gleichungen werden in der konservativen Form verwendet, sodass sich die Integration der PDG über das jeweilige Volumenelement von der bei allen anderen Methoden unterscheidet. Dadurch wird die exakte Erhaltung von Masse, Impuls oder Energie gewährleistet. Die Unabhängigkeit von der Art des gewählten Netzwerkes macht die FVM dabei sehr flexibel. Allerdings können verzerrte Gitterelemente u. U. zu numerischen Problemen führen.

Im Bereich der iterativen Solver gibt es eine große Zahl frei erhältlicher oder kommerzieller Angebote, auf die im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen werden soll. Da bei der Simulation von Strömungsvorgängen komplexer Fluide aber das zu lösende PDG-System i. d. R. stark gekoppelt und nicht linear ist, kann die Lösungsstrategie bzw. der richtige Solver nicht a priori festgelegt werden. Daher ist neben der Geschwindigkeit und der Robustheit des verwendeten Solvers auch eine flexible Anwendbarkeit oder besser noch die Bereitstellung verschiedener Lösungsstrategien wichtig (vgl. *Schmidt 2011*).

Überwachung des Lösungsprozesses, Berechnungsvorgang und Konvergenzkontrolle

Der letzte Teil des CFD-Lösungsmoduls umfasst die Verknüpfung der Arbeitsschritte „Überwachung des Lösungsprozesses (monitoring solution)“, den „eigentlichen Berechnungsvorgang (CFD calculation)“ und die „Konvergenzkontrolle (Check for convergence)“.

Das grundsätzliche Ziel der Diskretisierung ist die Konvertierung der PDGen in ein System algebraischer Gleichungen, das anschließend mit numerischen Methoden gelöst wird und zu einer Näherungslösung führt (vgl. *Tu 2012*). Für Gleichgewichtssysteme erfolgt dabei eine räumliche Ableitung, für transientes Materialverhalten zusätzlich eine Ableitung nach der Zeit. Der Erfolg von angewendeten Lösungsalgorithmen kann nach *Versteeg 1995* mittels dreier Begriffe bestimmt werden: Konvergenz, Konsistenz und Stabilität.

Unter der *Konvergenz* wird die Eigenschaft einer numerischen Methode verstanden, Lösungen zu erzeugen, die sich der exakten Lösung nähern, wenn die Größe des Kontrollvolumens gegen null geht. *Konsistenz* wird dann erreicht, wenn die algebraischen Gleichungssysteme nachweisbar gleichwertig zu den eigentlichen PDGen sind, wenn die Gitternetzabstände gegen null tendieren. *Stabilität* wiederum wird mit der (Ab-)Dämpfung der Fehler mit fortlaufender Berechnung verbunden.

Konvergenz ist nicht direkt zu erreichen, vielmehr nur über die Einhaltung der Konsistenz- und Stabilitätskriterien. Dabei ist aber zu beachten, dass Konsistenz und Stabilität bei nicht-linearen Gleichungssystemen nur notwendige, nicht aber hinreichende Bedingungen für Konvergenz sind. In *Versteeg 1995* werden alternativ die Eigenschaften bzw. Begriffe „Conservativeness“ (Globale Konservierung der Fluideigenschaften über dem kompletten betrachteten Bereich), „Boundness“ (Eingrenzung der Strömungsvariablen zwischen unteren und oberen Grenzwerten)

und „Transportivens“ (Berücksichtigung der Wirkungsrichtung von Einflüssen) als praktikablere Bedingungen zur Erzielung von Konvergenz eingeführt und erläutert. Sie haben sich in den Lösungsalgorithmen der FVM bewährt.

Bei der Anwendung von CFD besteht eine Herausforderung im Finden eines geeigneten Kompromisses zwischen Lösungsgenauigkeit und Stabilität. Hierfür und auch für die Optimierung der Lösungsgeschwindigkeit sind ausreichende Erfahrungen des Nutzers gefragt. Bei der Überwachung des Lösungsprozesses bzw. dem Erreichen von konvergierenden Ergebnissen können häufig in die Softwarepakete implementierte Kontrollprozeduren wie die Überwachung der sogenannten Residuen, die Wahl bestimmter „under-relaxation factors“ oder die Nutzung der sogenannten Courant–Friedrichs–Levy Bedingung helfen (vgl. *Tu 2012* und *Versteeg 1995*). Die Lösung sollte auch möglichst unabhängig vom gewählten Gitternetz sein. Dieses kann durch entsprechende systematische Untersuchungen gewährleistet werden.

Schlussendlich muss aber der Nutzer beurteilen, ob die erzielten Ergebnisse den Anforderungen an die Genauigkeit, Rechengeschwindigkeit etc. genügen und befriedigend mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmen. Dafür ist eine geeignete Aufbereitung und Darstellung der Ergebnisse mit dem Post-Processor erforderlich.

Post-Processor:

Im abschließenden Post-Processing werden die Ergebnisse der vorausgegangenen Arbeitsschritte in geeigneter Weise aufbereitet und visualisiert. Die Möglichkeiten hierfür sind vielfältig und können individuell auf die jeweiligen Anforderungen und die interessierenden physikalischen Eigenschaften angepasst werden.

Anhang C: Anwendungsbeispiele für Simulationen zementgebundener Baustoffe

C.1 Anwendungsbeispiele für Single Fluid Simulationen

Die Übersicht in Tab. C-1 zeigt eine Auswahl von Veröffentlichungen zu Anwendungen der verschiedenen Simulationstechniken der Single Fluid Simulation für zementgebundene Baustoffsuspensionen. Dabei werden die wesentlichen Eckdaten vergleichend gegenübergestellt. Die Anwendungsbeispiele werden anschließend verglichen und die gebräuchlichsten Softwarelösungen werden vorgestellt.

Anhang C: Anwendungsbeispiele für Simulationen zementgebundener Baustoffe

Tab. C-1: Übersicht zu Anwendungen der Single Fluid Simulation

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie / System	Modell	Annahmen	Randbedingungen	Diskretisierung/ numerische Lösung	Material	Bestimmung rheologischer Daten	Validierung mittels Experiment
Wallevik 2003	2003	Standard SFS	Fließbewegung in verschiedenen Rheometern	BH/ Hattori-Izumi; Thixotropie möglich	viskoplastisches Material	no-slip	FDM	cement paste	rheolog. Messungen u. Modellierung	(ja)
Thrane 2004, Thrane 2005	2004; 2005.	Standard SFS	L-Box (mit und ohne Bewehrung, 2D und 3D), Slump-Tests	BH; keine Thixotropie	Untersuchung Einfluss v. Hebegeschwindigkeit u. Trägheit	no-slip	FEM / VOF	SV-Mörtel (< 4 mm) SVB (< 20 mm)	Mörtel: rheol. Messung (Treppenversuche abwärts, Gleichgewicht) Beton: Annahmen aus Simulation Slump-Test	ja
Thrane 2007b, Thrane 2007c	2007	Standard SFS	bewehrte Wand, L-Box (mit und ohne Bewehrung, 2D und 3D), Slump-Tests	BH	verschiedene Einflusshöhen, Einfluss v. Hebegeschwindigkeit u. Trägheit	no-slip	FEM / VOF	SV-Mörtel (< 4 mm); SVB (< 16 mm)	Messung mittels slump flow, Rheometer und Rotationsrheometer	ja, mittels Füllverlauf und Untersuchung d. Entmischungen
Nguyen 2006b	2006	Standard SFS	2D Funnel-Test	HB	k. A.	no-slip	FVM / VOF	Mörtel	rheolog. Messungen	ja

Tab. C-1: Übersicht zu Anwendungen der Single Fluid Simulation (Fortsetzung)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie / System	Modell	Annahmen	Randbedingungen	Diskretisierung/ numerische Lösung	Material	Bestimmung rheologischer Daten	Validierung mittels Experiment
<i>Roussel 2004b, Roussel 2005a, Roussel 2006b</i>	2004, 2005, 2006	Standard SFS	3D Slump- u. Mini-Slump-Tests	3D BH; keine Thixotropie	max. Fließhöhe < 5-d Größtkorn; hydrostatischer Ausgangsdruck; Trägheitseffekte vernachlässigt; Einfluss der plast. Viskosität auf Setzmaß wird nicht untersucht	no-slip	CFD	verschiedene Mörtel u. Betone, Zement- und Flugascheleime (Größtkorn < 100 µm)	rheolog. Messungen und Herleitung aus Slump Messungen	Slump-Tests (Fließgrenze aus rheol. Messung)
<i>Ovarlez 2006</i>	2006	Standard SFS	Schalungsdruck in Wand	3D BH; Berücksichtigung von Thixotropie	Untersuchung verschiedener Fließgrenzen und Befüllgeschwindigkeiten	no-slip	CFD	SVB (sonst k. A.)	Annahmen	ja
<i>Roussel 2007d, Staquet 2007</i>	2007	Standard SFS	2D Betonage eines Verbundbalkens	BH; keine Thixotropie	Vernachlässigung der Längsfließrichtung	no-slip	CFD	Hochfester Beton (Größtkorn < 12,5 mm)	Annahmen; später Überprüfung mit LCPC-Box	ja
<i>Savarnand 2007</i>	2007	Standard SFS	3D Vane-Geometrie	Power-Law	k. A.	no-slip	FEM	Silika-Slurry	rheolog. Messungen	ja, mittels Daten der rheolog. Messung
<i>Patzák 2009</i>	2009	Standard SFS	Slump-Tests; L-Box-Tests; jeweils 2D	BH	k. A.	reibungsfreie Oberfläche, full-slip	FEM / stabilisierte FEM / VOF	Beton (Größtkorn: 10 mm)	Slump-Test: Annahmen; L-Box: Daten aus <i>Dufour 2005</i>	ja
<i>Lootens 2009</i>	2009	Standard SFS	verschiedene Penetrationstests	Elastoplastisches / 3D BH	k. A.	full-slip / partial-slip	FEM / CFD	Zementleim	analytische Betrachtung mittels Penetrationstests	ja

Anhang C: Anwendungsbeispiele für Simulationen zementgebundener Baustoffe

Tab. C-1: Übersicht zu Anwendungen der Single Fluid Simulation (Fortsetzung)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie / System	Modell	Annahmen	Randbedingungen	Diskretisierung/ numerische Lösung	Material	Bestimmung rheologischer Daten	Validierung mittels Experiment
Vasilic 2010, Vasilic 2009, Vasilic 2011a, Vasilic 2011b	2010	Standard SFS	2D u. 3D Box mit vertikalen Bewehrungsstäben; Trichter	BH + makroskopisches Modell für Bewehrung	k. A.	no-slip and full-slip	FVM.	Carbopol	Herstellerangaben	ja
Gram 2009	2009	Standard SFS	L-Box, Slump- und LCPC Box-Tests	BH	k. A.	k. A.	FVM	SVB, keine weiteren Angaben	rheolog. Messungen	ja
Gram 2011	2010	Standard SFS	Slump-Tests	BH	Trägheitseffekte vernachlässigbar	no-slip	FVM / VOF	SVB (Größtkorn k. A.)	Annahmen, analytische Herleitung	k. A.
Bakker 2010	2010	Standard SFS	Backfill test für Tunnel; Funnel Test	BH	k. A.	k. A.	FVM / VOF	Grout bzw. Mörtel	rheolog. Messung;	ja
Laure 2007	2007	Standard SFS	Slump-Test	Newton, BH, HB	Folgar-Tucker ohne Berücksichtigung des Fasereinflusses auf Stresstensor	k. A.	FEM / Level set	k. A.	k. A.	nein (analytische Betrachtung)
Heese 2010, Heese 2011c, Heese 2011a, Heese 2012, Bund 2013	2010, 2011, 2012	Standard SFS	2D u. 3D Haegermann und L-Box (mit und ohne Fasern); Faserorientierung	mod. HB	bi-direktionale Kopplung von Faserorientierung und Fluidfluss nach Folgar-Tucker	no-slip, partieller Slip mit Schlupflänge	FVM / VOF	UHFB (Feinkornbeton < 1 mm), Stahlfaser l/d = 6/0,175 mm, Volumenanteil 1,5 u. 1,12 %	rheolog. Messung unter Berücksichtigung d. Zeitabhängigkeit	ja, Faserorientierung mittels Computertomographie

Tab. C-1: Übersicht zu Anwendungen der Single Fluid Simulation (Fortsetzung)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie / System	Modell	Annahmen	Randbedingungen	Diskretisierung/ numerische Lösung	Material	Bestimmung rheologischer Daten	Validierung mittels Experiment
<i>Kang 2012</i>	2012	Standard SFS	Faserorientierung bei shear flow und radial flow im Gleichgewichtszustand	k. A.	Folgar-Tucker ohne Berücksichtigung der Faserinteraktion	k. A.	k. A.	UHFB mit Fasern, Stahlfaser l/d = 13/0,2 mm, Volumenanteil Fasern k. A.	Annahme von Strömungsprofilen	nein (analytische Betrachtung)
<i>Modigell 2007, Brameshuber 2007, Uebachs 2005b</i>	2005; 2007	MPS und SFS	2D und 3D L-Box	BH (Newton) und mod. HB	Berücksichtigung d. Thixotropie über mod. HB	k. A.	FEM / Euler-Euler / VOF	SVB: Mörtel < 2 mm Größtkorn: k. A.)	rheolog. Messung; u Annahmen	ja
<i>Poitou 2005</i>	2005	MPS	Squeeze test	solid phase: viscous; fluid phase pseudo-plastic	k. A.	no-slip	FEM / Euler-Euler	SVB: k. A.	k. A.	k. A.
<i>Spangenberg 2010</i>	2010	MPS	2D Balken, Untersuchung der Partikelverteilung	BH	k. A.	keine Interaktion von Partikeln mit Oberflächen	FVM / Euler-Euler	SVB max. ca. 15 mm	Annahme	ja, mittels Literatur
<i>Gram 2011</i>	2011	MPS	falling spheres	Newton	Ansatz von Stokes für Sinkgeschwindigkeit	k. A.	FEM / FDM; Euler-Euler	k. A.	Annahmen	ja
<i>Tanigawa 1989</i>	1989	VFEIM	Slump-Tests	BH	k. A.	Slip-Koeffizient	FEM	Mörtel	Annahmen	ja
<i>Tanigawa 1990b</i>	1990	VFEIM	Slump-Tests; Vibrationstest, Slump-Flow-Test; Rotationsrheometer	BH	k. A.	Reibung wird berücksichtigt	FEM	Mörtel und Normalbeton (Größtkorn: k. A.)	Annahmen	ja, mittels Slump- und Flowtests
<i>Kurokawa 1996</i>	1996	VFEIM	Slump-Flow-Tests	BH	k. A.	k. A.	FEM	k. A.	Annahmen	ja
<i>Kitaoji 1996</i>	1996	VDEIM	2D Betonage v. Kasten und unbewehrter Wand	BH	Befüllung aus freiem Fall, $v_{t=0} = 0$ m/s	Gleitelemente für Ränder	k. A.	Beton (Größtkorn: k. A.)	Annahmen	ja

Vergleich in der Literatur vorgestellter Single Fluid Simulationen

„Standard Single Fluid Simulation“

Wallevik 2003 nutzt den Ansatz eines Single Fluids zur Simulation von Vergleichsmessungen verschiedener Scherraten- und Schubspannungsprofile von Mörtel und Frischbeton. Für die Darstellung der rheologischen Eigenschaften wird zunächst das Bingham-Modell angewendet. Im weiteren Verlauf verwendet *Wallevik 2003* ein modifiziertes Hattori-Izumi-Modell, mit dem sowohl Gleichgewichtszustände als auch zeitabhängige Materialeigenschaften abgebildet werden können. Das zu simulierende Fluid wird als viskoplastisch beschrieben. Zur Diskretisierung wird die Finite Differenzen Methode benutzt. Zur Anwendung kommen verschiedene Randbedingungen.

Neben dem Vergleich verschiedener Rheometer wird in *Wallevik 2003* zusätzlich das thixotrope Verhalten von zementgebundenen Baustoffsuspensionen untersucht, darüber hinaus der Partikeltransport in Frischbeton von Regionen mit niedrigen zu solchen mit hohen Scherraten.

In *Thrane 2004*, *Thrane 2005*, *Thrane 2007b* und *Thrane 2007c* werden verschiedene L-Box- und Slump-Tests sowohl mit Mörtel als auch mit Beton mit einer sogenannten Galerkin-FEM (FIDAP 2000) durchgeführt. Aufgrund des Blockierverhaltens des Betons beim Durchfließen der Bewehrungsstäbe in der L-Box können die Annahmen für eine Single Fluid Simulation (homogenes Fließen) nicht aufrechterhalten werden. Deshalb werden die Simulationsergebnisse nur mit den Mörtel-Versuchen verglichen. Die 2D-Simulation erweist sich dabei als ungeeignet, da sie die Effekte von Randbedingungen aus der dritten Dimension vernachlässigt und dadurch die Fließzeit unterschätzt. Außerdem zeigt sich, dass die Fließzeit im Experiment etwa doppelt so hoch ist wie die in der 3D-Simulation. Gründe dafür sind die in der Simulation fehlende Berücksichtigung der Zeit für das Öffnen der L-Box sowie Ungenauigkeiten beim Ermitteln der rheologischen Parameter. Durch Ansatz einer passenden Hebegeschwindigkeit wird eine verbesserte Übereinstimmung von Experiment und Simulation erreicht, wobei die Simulation die Fließzeit immer noch unterschätzt. Deshalb wird zusätzlich eine Anpassung der rheologischen Parameter vorgenommen, wobei für die Betonversuche sehr gute Übereinstimmungen erreicht werden. In *Thrane 2005* und *Thrane 2007c* werden auch Wandbetonagen mit der gleichen Methode simuliert, und es wird versucht, Bereiche mit Blockierungen infolge Bewehrung anhand eines Geschwindigkeitskriteriums zu identifizieren.

In *Savarmand 2007* werden mittels FVM die „no-slip“-Bedingungen für Silika-Slurries in einem Rotationsrheometer mit Vane-Geometrie bestätigt.

In *Lootens 2009* wird mittels verschiedener CFD-Techniken für Zementleim eine Korrelation zwischen verschiedenen Penetrationstests und der Fließgrenze erstellt.

In *Bakker 2010* werden Tunnelhinterfüllungen mit Mörteln mithilfe der FVM simuliert und gute Übereinstimmungen zwischen der Simulation und dem Experiment gefunden. Unterschiede werden darauf zurückgeführt, dass das thixotrope Verhalten bei der Modellierung nicht berücksichtigt wurde.

Die Untersuchungen in *Roussel 2004b*, *Roussel 2005a* und *Roussel 2006b* konzentrieren sich auf die Abhängigkeit des Setz- und Setzfließmaßes beim Slump- und

Mini-Slump-Test von der Fließgrenze. Unter der Annahme, dass die plastische Viskosität keinen Einfluss auf die Fließgrenze hat (sondern nur auf die Fließzeit), wird dafür ein konstant hoher Wert angesetzt. Dadurch wird der berechnete Fluss verlangsamt, und mögliche Einflüsse aus Massenträgheit und Hebegeschwindigkeit können vernachlässigt werden. Um die Berechnungszeit so gering wie möglich zu halten, wird beim hier verwendeten Modellierungsansatz die Zellgröße dahingehend optimiert, dass an Stellen mit größerer Deformation eine größere Zelldichte angesetzt wird. Die Darstellung des Setzmaßes über der Fließgrenze erfolgt dimensionslos, Absolutgrößen spielen keine Rolle. Aufgrund der Übereinstimmung von Simulationsergebnissen und experimentellen Ergebnissen wird in *Roussel 2004b* eine Gleichung zur Vorhersage des Setzmaßes vorgestellt. Deren Anwendbarkeit wird verifiziert (vgl. *Roussel 2006b*).

In *Roussel 2007d* und *Staquet 2007* werden 2D-Simulationen der Betonage eines hochfesten Verbundbalkens vorgestellt. Dabei wird aus der Simulation die maximale Fließgrenze ermittelt, mit der eine Betonage des Verbundbalkens ohne Fehlstellen möglich ist. Die Fließgrenze des Betons wird dann vor der ‚realen‘ Betonage auf die Einhaltung dieser Grenzen hin an einer sogenannten LCPC-Box überprüft. Der Zusammenhang zwischen Fließgrenze und Ausbreitgeschwindigkeit in der LCPC-Box kann *Roussel 2007d* entnommen werden.

Mit dem in *Patzák 2009* verwendeten Modell werden zunächst Slump-Tests simuliert. Dabei stimmen das Setzmaß aus Experiment und Simulation überein, im Verlauf des Setzfließmaßes sind jedoch Unterschiede zu beobachten, was nach Meinung von *Patzák 2009* an der Wahl der Randbedingungen liegt. Für die L-Box-Simulation wird deshalb eine reibungsfreie Randbedingung gewählt.

In *Gram 2011* und *Gram 2009* werden verschiedene Modellierungsansätze verglichen. Die Kalibrierung bzw. die Bestimmung der rheologischen Kenndaten für das gewählte Bingham-Modell erfolgt mithilfe analytischer Lösungen und rheologischer Messungen über die Herleitung des Wertes der Fließgrenze anhand von Setzfließversuchen. Für die Simulation des Setzfließmaßes wird eine maximale Abweichung von 1,2 % zu den experimentell bestimmten Werten festgestellt. Bei der Betrachtung der t_{500} -Zeit (Zeit, bei der ein Fließmaß von 500 mm erreicht wird) wird eine gute Übereinstimmung erzielt. Große Unterschiede bestehen aber bei der End-Fließzeit, d.h. bei der Zeit bis zum Erreichen des Stillstandes (Versuch ca. 7 s; Simulation ca. 15 s). In *Gram 2011* wird vermutet, dass die „no-slip“-Bedingung das Fortschreiten der Fließfront so stark verlangsamt, dass diese Unterschiede auftreten.

Für die Simulation des Fließverhaltens von SVB durch eine bewehrte Zone wird in *Vasilic 2010*, *Vasilic 2009*, *Vasilic 2011a* und *Vasilic 2011b* ein homogenes, poröses Medium als makroskopisches Modell zur Darstellung der bewehrten Zone implementiert. Dieses dient der Vereinfachung des Simulationsmodells und der Reduzierung des Rechenaufwandes. Anhand von 2D- und 3D-Vergleichssimulationen an Geometrien mit Bewehrung bzw. mit porösem Medium werden die Parameter zur Charakterisierung der Eigenschaften (Durchlässigkeit, Porosität etc.) des porösen Mediums ermittelt und damit dessen Einfluss auf das durchfließende Fluid bestimmt. Die Validierung des Modells erfolgt durch Versuche an einer Rechteckgeometrie. Die gute

Übereinstimmung bestätigt die Anwendbarkeit der für das poröse Medium gewählten Parameter.

Ansatz als Mehrphasenströmung

In *Modigell 2007* wird der Ansatz nach Euler-Euler für eine Mehrphasenströmung zur Simulation des Fließverhaltens von SVB benutzt. Hierin wird die Leimphase (< 2 mm) der flüssigen Phase zugeordnet, Grobzuschläge werden der dispersen Phase zugewiesen. Die Untersuchungen konzentrieren sich zunächst auf die Leimphase, deren Strömung als Single Fluid Flow modelliert wird (vgl. *Brameshuber 2007* und *Uebachs 2005b*). Eine Erweiterung des Modells durch die disperse Phase (grobe Gesteinskörnung) und damit die Simulation des Fließverhaltens von SVB findet im Rahmen von *Modigell 2007* statt. Die Anwendung des modifizierten Herschel-Bulkley-Modells ermöglicht die Darstellung von thixotropem Materialverhalten. Dies erfolgt durch die Beschreibung der Viskosität mithilfe eines Faktors κ zur Berücksichtigung des Agglomerationsgrades, d.h. des aktuellen Zustands der Materialstruktur. In *Modigell 2007* wird das Fließverhalten von SVB als ein- und zweiphasige Strömung simuliert, wobei die Autoren deutliche Unterschiede in der Fließstrecke und Fließform feststellen. Außerdem wird der Einfluss unterschiedlicher Volumenanteile der Feststoffphase aufgezeigt: Die Volumenanteile sind nicht im gesamten Fließbereich konstant, sondern es entstehen Bereiche mit hoher und niedriger Konzentration der Feststoffphase, d.h. es können Entmischungsprozesse dargestellt werden.

Während in *Spangenberg 2010* ebenfalls Untersuchungen zu Partikelverteilungen in einem mit SVB gefüllten Balken durchgeführt werden, werden in *Gram 2011* mit dieser Methode sogenannte „falling sphere“-Versuche beschrieben, bei denen das Absinkverhalten von zylindrischen Körpern in newtonschen Fluiden simuliert wird.

VFEM und VDEM

Die Veröffentlichungen *Tanigawa 1989* und *Tanigawa 1990b* zeigen die Anwendung der VFEM auf verschiedenste Prüfmethode; u.a. werden auch Schervorgänge in einem Rheometer und der Einfluss von Vibration auf das Fließverhalten untersucht. Die ermittelten Setz- und Setzfließmaße dienen zur analytischen Bestimmung von Fließgrenze und Viskosität aus Experimenten. Auch in *Kurokawa 1996* werden die VFEM zur Bestimmung der Einflussfaktoren auf das Setzmaß verwendet und Parameter zur analytischen Bestimmung rheologischer Kenngrößen aus Experimenten ermittelt.

Unter Verwendung der VDEM führen Kitaoji et al. (*Kitaoji 1996*) eine 2D-Simulation des Fließverhaltens von Normalbeton für die Befüllung einer Wandschalung sowie einer Membranwand durch. Die Eingangsparameter Viskosität und Fließgrenze basieren auf Annahmen. Eine Validierung der Simulationsergebnisse durch den Vergleich mit experimentellen Ergebnissen erfolgt nur teilweise.

Softwarelösungen auf Basis der Single Fluid Simulation

Für die computergestützte Simulation des rheologischen Verhaltens zementgebundener Baustoffsuspensionen auf Basis des Single Fluid Ansatzes werden u.a. die nachfolgenden CFD-Softwarelösungen verwendet. Dabei handelt es sich, soweit nicht anders vermerkt, um kommerzielle Software. Weitere Informationen zu den einzelnen Simulationsprogrammen sind der angegebenen Literatur zu entnehmen.

Anhang C: Anwendungsbeispiele für Simulationen zementgebundener Baustoffe

ANSYS® / ANSYS® FLUENT: verwendet u. a. von *Modigell 2007*, *Uebachs 2005b*, *Vasilic 2010*, *Vasilic 2009*, *Vasilic 2011a* und *Vasilic 2011b*; weitere Produktinformationen sind in *ANSYS 2013* zu finden.

FIDAP 2000: von *Thrane 2007c*, *Thrane 2005* verwendet.

Flow 3D®: u. a. verwendet von *Roussel 2004b*, *Roussel 2005a*, *Roussel 2006b*, *Spangenberg 2010*, *Staquet 2007* und *Roussel 2007d*; weitere Produktinformationen sind in *Flow Science 2013* zu finden.

PETERA® Code: verwendet von *Modigell 2007* für die Simulation einer Zweiphasenströmung.

OpenFOAM®: nichtkommerzielle Software, verwendet von *Bakker 2010* und *Gram 2011*; weitere Produktinformationen sind in *OpenCFD 2013* zu finden.

Viscometric-ViscoPlastic-Flow® (VVPF): nichtkommerzielle Softwarelösung, verwendet von *Wallevik 2003*; spezielle CFD-basierte Software zur Simulation des rheologischen Verhaltens viskoplastischer Materialien in Rotationsrheometern; hauptsächlich zur Simulation zementgebundener Suspensionen mit ausgeprägter Fließgrenze eingesetzt, eignet sich jedoch auch für die Darstellung anderer Suspensionen; es kann sowohl zeitabhängiges (thixotropes) als auch zeitunabhängiges Materialverhalten modelliert werden; weitere Produktinformationen sind in *Wallevik 2007* zu finden.

Object Orientated Finite Element Solver (OOFEM): nichtkommerzielle Softwarelösung, verwendet von *Patzák 2009*; weitere Produktinformationen sind unter *Patzák 2000* zu finden.

C.2 Anwendungsbeispiele für Partikelsimulationen

Die Übersicht in Tab. C-2 und Tab. C-3 zeigt eine Auswahl von Veröffentlichungen zu Anwendungen der verschiedenen Techniken der Partikelsimulation für zementgebundene Baustoffsuspensionen. Dabei werden die wesentlichen Eckdaten vergleichend gegenübergestellt. Die Anwendungsbeispiele werden anschließend verglichen und die gebräuchlichsten Softwarelösungen werden vorgestellt.

Tab. C-2: Übersicht zu Anwendungen der Partikelsimulation (DEM und DPD)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie/ System	Annahmen	Partikelform und -modell	Kontaktmodell	Material	Bestimmung rheolog. Daten	Validierung
Noor 1999	1999	DEM	Slump-, L-Box-, U-Box-, Auslaufrichter-Tests (3D)	Partikelgrößen der Simulation entsprechen halber realer Größe	Mörtel-, Zement- und Gesteinskörnungselement	lineares Modell	SVB (Größtkorn: 25 mm)	rheolog. Messungen	ja
Petersson 2003	2003	DEM	J-Ring, L-Box (3D)	k. A.	Mörtelelement (< 4 mm) und Gesteinskörnungselement (> 4 mm); Kugelform	BH und lineares Modell	SVB (Größtkorn: k. A.)	k. A.	Ja, mittels Slump-Flow-Test
Mechtcherine 2007b, Mechtcherine 2007a, Mechtcherine 2009	2007, 2009	DEM	Slump-, Slump-Flow-, L-Box- u. J-Ring-Tests, Rechteckform	„Particle Method“	scheiben- (2D) und kugelförmige (3D) Partikel, unterschiedlicher Größe, Zusammenschluss möglich	BH	Normalbeton, SVB, SVB mit Fasern	k. A.	Ja, mittels Slump-Flow-Test
Mechtcherine 2010	2010	DEM	Slump-, Slump-Flow-Test, Mischvorgänge, Verdichtung	„Particle Method“, teilw. k. A.	scheiben- (2D) und kugelförmige (3D) Partikel, unterschiedlicher Größe, Zusammenschluss möglich	BH, teilw. k. A.	Normalbeton, SVB, SVB mit Fasern, teilw. k. A.	k. A.	ja, mittels Slump-Flow-Test, teilw. K. A.
Chan 2007	2007	DEM	3D L-Box- u. V-Funnel-Tests	Annahme eines „density“- und „viscosity“-Faktors	gleichförmige Partikel (Größtkorn 3 – 10 mm)	bi-direktionales Interaktionsmodell	SVB Mörtel (Größtkorn 3 – 10 mm)	k. A.	ja, mittels L-Box- u. V-Funnel-Tests
Ferrara 2012	2012	DEM	2D Slump-Flow-Test	„Particle Method“, Partikel < 2 mm als Mörtel, Fasern nicht v. Mörtelschicht umgeben	scheiben- (2D) und kugelförmige (3D) Partikel, unterschiedlicher Größe, Zusammenschluss möglich	BH, teilw. k. A.	SVB Größtkorn 8 mm), Stahlfaser mit Volumenanteil 0,6 %	k. A.	ja, mittels Slump-Flow-Test
Quoc 2008	2008	DEM	Übersicht über verschiedene DEM Modelle für Beton und Anwendungsmöglichkeiten der DEM						

Anhang C: Anwendungsbeispiele für Simulationen zementgebundener Baustoffe

Tab. C-2: Übersicht zu Anwendungen der Partikelsimulation (DEM und DPD) (Fortsetzung)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie/ System	Annahmen	Partikelform und -modell	Kontaktmodell	Material	Bestimmung rheolog. Daten	Validierung
Gram 2011, Gram 2007a, Gram 2007b	2007, 2011	DEM	J-Ring, L-Box und Slump-Tests	Mörtelschicht um Partikel angepasst an Abstand der Gesteinskörnungspartikel	Partikel > 2 mm	BH	SVB (Größtkorn: k. A.)	Annahmen u. rheolog. Messungen	ja
Yuan 2011	2011	DEM	2D Slump-Test	3D Partikel werden in 2D elliptische Platten umgewandelt	elliptische Partikel	„contact thickness model“, Gesteinskörnung von Mörtel umgeben aber Mörtel u. Gesteinskörnung separat modelliert	k. A.	rheolog. Messungen	k. A.
Palzer 2004, Schwabe 2009	2004, 2007	DEM	Übersicht über verschiedene Anwendungen der DEM im Bereich der Betonherstellung und Betonverarbeitung						
Palzer 2011	2011	DEM	Slump-Flow-Test; Auslaufrichter	Fließverhalten unabhängig von Parametergröße in Simulation	2-phasier Partikel	BH	SVB und Flugaschmörtel (Größtkorn: 2 mm)	rheol. Messungen (Abwärtstreppe, CR)	ja, mittels Slump-Flow-Test, Rohrleitungsversuch
Ferraris 2001	2001	DPD	Partikel unter Scherbeanspruchung; Einfluss der Partikelgröße	jeweils nur eine Partikelgröße	Kugeln	-	Partikel in Fluid; verschiedene Volumenanteile	rheolog. Messungen an Mörtel	ja
Martys 2003	2003	DPD	Partikelbewegung zwischen Bewehrung; Partikelbewegung im Rheometer	jeweils nur eine Partikelgröße	Kugeln	-	k. A.	-	ja, Erfahrungswerte
Ferraris 2003	2003	DPD	Partikelbewegung u. -interaktion unter Scherbeanspruchung	jeweils nur eine Partikelgröße	Glaskugeln 1 mm	-	Zementmörtel mit Glaskugeln 1 mm; verschiedene Volumenanteile	rheolog. Messung an Mörtel	ja
Martys 2007	2007	DPD	würfelförmige Zelle	Agglomerationen im Öl bleiben unberücksichtigt	Partikelgrößenverteilung; Flugasche: kugelförmig; Asche: gebrochen	-	Partikel: Asche, Flugasche < 190 µm; Medium: versch. Öle, Wasser + Verflüssiger; verschiedene Volumenanteile	rheolog. Messungen (CR-Rampen)	ja

Tab. C-3: Übersicht zu Anwendungen der Partikelsimulation (VSEM, SPH und LBM)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie/ System	Modell	Annahmen	Partikel- form	Randbedingungen	Material	Bestimmung rheolog. Daten	Validierung
<i>Tanigawa 1990a, Kurokawa 1994, Kurokawa 1996</i>	1990, 1994, 1996	VSEM	2D Slump-Test, L-Box-Test, Betonage Balken Einfluss Vibration	BH	k. A.	einförmige Kugeln	Gleitelemente	Beton (Mörtel + Gesteinskörnung)	Vergleich mit Modell bzw. k. A.	(ja)
<i>Kulasegaram 2011</i>	2011	SPH	2D Slump-Test, L-Box-Test	BH	Fasern = slender rigid bodies ; Sand = rigid spheres	k. A.	Reibung zwischen SVB und Kontaktflächen	SVB mit und ohne Stahlfasern; Größtkorn 6 mm; Stahlfaser l/d = 30/0,66 mm, Volumenanteil 2,5 %	Viskosität d. Mörtels mittels rheolog. Messungen; SVB analytisch mittels mikromechanischem Modell	ja, mittels Slump-Test
<i>Skoček 2011a</i>	2011	LBM	2D Couette Flow für verschiedene Scherraten	BH	Immersed Boundary Method f. Fluid-Partikel-Wechselwirkung, Mass Tracking Algorithm für Verfolgung der freien Oberfläche	einförmige Kugeln	angepasste Modelle f. Partikel-Fluid- und Fluid-Partikel-Interaktion	Suspension mit einförmigen Kugeln (unterschiedliche Volumengehalte)	Annahme für Trägersuspension	ja, mittels Vergleich der Viskositäten mit Krieger-Dougherty
<i>Švec 2011a, Švec 2011b</i>	2011	LBM	2D Couette Flow für verschiedene Scherraten. Slump-Test	BH	Immersed Boundary Method f. Fluid-Partikel Wechselwirkung mit Korrekturfaktor für Fasern, Mass Tracking Algorithm für Verfolgung der freien Oberfläche	zylindrische Form der Fasern	angepasste Modelle f. Partikel-Fluid- und Fluid-Partikel-Interaktion	Suspension mit Fasern	Annahme für Trägersuspension	ja, mittels Vergleich der Viskositäten mit Krieger-Dougherty; k. A. für Slump-Test

Tab. C-3: Übersicht zu Anwendungen der Partikelsimulation (VSEM, SPH und LBM) (Fortsetzung)

Veröffentlichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie/ System	Modell	Annahmen	Partikel- form	Randbedingungen	Material	Bestimmung rheolog. Daten	Validierung
<i>Svec 2012a</i>	2012	LBM	3D Platte, Faserorien- tierung	BH	s. o.	zylindri- sche Form der Fasern	angepasste Inter- aktionsmodelle, Untersu- chung verschiedener Reibungskoeffizienten für Wechselwirkung Fluid-Wand	SVB mit Fasern, Coulomb Reibung zwischen Fasern und zw. Fasern und Wand, Fasern mit Endveranke- rung	rheolog. Messung mittels Slump-Rheometer	ja, mittels Computer- tomographie
<i>Svec 2012b</i>	2012	LBM	3D L-Box Test, Faser- orientierung	BH, Vernach- lässigung der Strukturviskosi- tät	s. o.	zylindri- sche Form der Fasern	s. o.	Carbopol mit Fasern (l/d = 80)	rheolog. Messung mit Rotationsrheometer	ja, mittels Fotodo- kumentation

Vergleich in der Literatur vorgestellter Partikelsimulationen

DEM

In *Noor 1999* wird das Fließverhalten von SVB in verschiedenen Prüfgeometrien mittels DEM simuliert. Dabei wird festgestellt, dass die ermittelten Parameterwerte zur Charakterisierung der Partikel- und Kontaktmodelle nicht auf alle simulierten Geometrien angewendet werden können, sondern für jede Prüfgeometrie neu bestimmt werden müssen. Damit kann das Fließverhalten des SVB qualitativ dargestellt werden.

In *Petersson 2003* werden Blockiering-Versuche und L-Box-Tests simuliert. Der Schwerpunkt liegt hierbei auf der Untersuchung von Blockierneigung und Entmischungsverhalten. Die Mörtelpartikel werden dabei kugelförmig dargestellt, die Gesteinskörnungspartikel aus jeweils zwei Kugeln zusammengesetzt.

In *Gram 2011*, *Gram 2007a* und *Gram 2007b* werden J-Ring-, L-Box- und Slump-Tests für SVB simuliert. *Gram 2007b* vergleicht die Simulationsergebnisse mit Ergebnissen aus Setzfließmaßprüfungen und erhält für die t_{500} -Zeit eine sehr gute Übereinstimmung. Das Setzfließmaß wird von der Simulation geringfügig (< 5 %) überschätzt. Dabei kann beobachtet werden, dass sich die Gesteinskörnung unterschiedlicher Größe in der Simulation gleichmäßig über den Ausbreitkuchen verteilt. Über die Genauigkeit der L-Box-Simulationen wird keine Angabe gemacht. In *Gram 2007a* wird festgestellt, dass die Genauigkeit der Simulation dadurch erhöht werden kann, dass das Hauptaugenmerk jeweils nur auf eines der Phänomene wie großes Volumen, Blockierneigung oder korrekte Parameter gerichtet wird. Da die Kontaktparameter größenabhängig sind, wird von *Gram 2007a* angestrebt, eine Datenbank mit Simulationen der rheologischen Parameter von Frischbeton zu erstellen, auf die bei größeren Betonagevorgängen zugegriffen werden kann. In den vorgestellten Veröffentlichungen wird neben der DEM auch auf die Single Fluid Simulation und Mehrphasenströmung zurückgegriffen und gezeigt, dass ein sinnvoller gemeinsamer Einsatz darin liegen kann, mit der relativ schnellen Single Fluid Technik kritische Bereiche z. B. bezüglich Blockierung oder Sedimentation zu identifizieren und anschließend eine detailliertere Simulation der konkreten Effekte mittels DEM durchzuführen.

In *Palzer 2011* wird die Anwendung der DEM auf die Simulation des Fließverhaltens von SVB- und Flugasche-Mörteln gezeigt. Dabei wurde in Vorversuchen festgestellt, dass das Fließverhalten unabhängig von der Größe der in der Simulation verwendeten Partikel ist. Die Parameter zur Charakterisierung der Kontaktmodelle sind jedoch abhängig vom darzustellenden Fließprozess. Die Validierung der Simulationsergebnisse anhand der Versuche zeigt, dass das Setzfließmaß unterschätzt wird. Die Trichterauslaufzeit stimmt im Bereich niedriger Viskositäten (3 Pa-s – 4 Pa-s) überein, für höhere Viskositäten unterschätzt die Simulation die Trichterauslaufzeit.

Weitergehend ist die Anwendung des DEM-Ansatzes in *Mechtcherine 2007b*, *Mechtcherine 2007a*, *Mechtcherine 2009* und *Mechtcherine 2010*. Mit dem Ziel, ein virtuelles Betonlabor zu erstellen, soll das Materialverhalten von Beton von der Herstellung über den Erhärtungsprozess bis zum Tragverhalten in erhärtetem Zustand simuliert werden. Der hier verwendete Ansatz einer sogenannten „Particle Method“ ist eine

vereinfachte Form der DEM. Mit kreis- bzw. kugelförmigen Elementen und Wandelementen stehen nur zwei Elementtypen für die Modellierung zur Verfügung. Die Darstellung anderer Formen (z. B. Fasern) ist durch eine Verknüpfung mehrerer Partikel möglich. Zum Kalibrieren des Frischbetonmodells wird der Setzfließmaßversuch eingesetzt, sowohl Normalbeton, SVB als auch faserverstärkter SVB werden untersucht. Das charakteristische Fließverhalten der verschiedenen Betone kann dargestellt werden, der genaue Zusammenhang zwischen rheologischen Kenngrößen und Modellparametern muss jedoch weiter untersucht werden.

Einen Überblick über verschiedene Anwendungsmöglichkeiten der DEM im Bereich der Betonherstellung und -verarbeitung können in *Palzer 2004*, *Schwabe 2009* und *Mechtcherine 2010* gefunden werden.

DPD

Ferraris 2001 und *Martys 2003* sehen die DPD als eine Möglichkeit, das rheologische Verhalten von SVB auf Basis der Mischungszusammensetzung sowie der rheologischen Eigenschaften von Zementleim vorherzusagen. Dazu wird zunächst der Einfluss variierender Partikelgrößen von einförmigen, kugelförmigen Partikeln auf die Viskosität von partikelhaltigen Suspensionen untersucht. Durch das Aufbringen einer konstanten Belastung wird eine Scherung des Systems verursacht. Dadurch kann die Viskosität der Suspension ermittelt werden. Die Ergebnisse werden anhand rheologischer Messungen validiert.

In *Martys 2003* wird mittels der DPD der Betonfluss durch Bewehrung unter Einwirkung der Gravitation untersucht. Dabei werden unterschiedliche Verhältnisse von Größtkorndurchmesser zu Bewehrungsabstand untersucht. Es werden nur die beiden Extremfälle komplettes Blockieren und völlig freier Fluss simuliert. Des Weiteren werden Partikelbewegungen im Rheometer im Hinblick auf Gleitneigung untersucht.

Martys 2007 ermittelt die tatsächliche Partikelform und -größe mithilfe von Röntgentomographieaufnahmen. Simuliert wird die Partikelbewegung von Suspensionen mit verschiedenen Feststoffvolumenanteilen und unterschiedlichen Trägerflüssigkeiten und Partikeln. Anhand des Vergleichs der relativen Viskositäten (= Viskosität der Suspension / Viskosität des Trägermediums) mit den Ergebnissen aus rheologischen Messungen erfolgt eine Validierung der Simulationsergebnisse. Dabei wird festgestellt, dass mit steigendem Feststoffvolumenanteil der Einfluss der Partikelform auf die Viskosität zunimmt. Für sehr geringe Feststoffvolumina hat die Partikelform hingegen keinen Einfluss. Außerdem wird gezeigt, dass unter Berücksichtigung der tatsächlichen Partikelform und -größenverteilung eine größere Übereinstimmung zwischen Simulation und rheologischen Messungen erzielt werden kann.

Eine Datenbank bereits durchgeführter Simulationen ist beim National Institute of Standards and Technology verfügbar. Mit ihrer Hilfe kann die relative plastische Viskosität von Beton für unterschiedlichste Feststoffkonzentrationen auf Basis der plastischen Viskosität des Mörtels ermittelt werden (vgl. *Bullard 2013*).

VSEM

In *Tanigawa 1990a* wird die VSEM zunächst auf Glaskugeln in wässriger Lösung angewendet. Aufbauend darauf erfolgt die 2D-Simulation verschiedener Prüfgeometrien und Betonagevorgänge auch unter Berücksichtigung des Einflusses von Vibrati-

on. Es werden Beziehungen zwischen den in der Simulation erzielten rheologischen Kenngrößen und den Größen Setzmaß und Fließzeit in der L-Box hergestellt, die eine Abschätzung von Fließgrenze und plastischer Viskosität ermöglichen sollen.

Kurokawa 1996 und *Kurokawa 1994* verwenden die VSEM zur Simulation von L-Box- und Setzfließmaßversuchen. Dabei stellen sie eine Überschätzung der Anfangsfließgeschwindigkeit sowie eine Unterschätzung des Setzfließmaßes fest.

SPH

Die von *Kulasegaram 2011* durchgeführten 2D-Simulationen von Slump- und L-Box-Tests weisen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen auf. Es werden SVB mit und ohne Stahlfasern verwendet, die als Bingham-Fluid modelliert werden. Dabei wird die Viskosität des Mörtels mittels rheologischer Messungen bestimmt und die des SVB mittels eines mikromechanischen Modells berechnet. Zwischen den Kontaktflächen und dem SVB wird eine dynamische Reibung angesetzt.

LBM

In *Švec 2012b*, *Švec 2011a*, *Švec 2012a*, *Švec 2011b* und *Skoček 2011a* wird die LBM in Kombination mit anderen numerischen Methoden eingesetzt. Beispiele hierfür sind der sogenannte Mass Tracking Algorithmus (MTA) zur Verfolgung der freien Oberflächen, die Immersed Boundary Method (IMB) zur Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen dem Fluid und den Partikeln, der Adaptive Sub-Step Algorithm zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Beschleunigungen von Partikeln mit unterschiedlichen Dichten und angepasste Modelle zur Berücksichtigung der Wechselwirkung der verschiedenen Partikel untereinander sowie der Partikel mit den Grenzflächen wie z.B. Wänden oder Böden. Die Modellierung der partikelhaltigen Suspension erfolgt mit unterschiedlichen Methoden für die Betrachtung des Fluids, der Fluid-Partikel-Wechselwirkung und der Partikel.

Auf die Anwendung der LBM unter besonderer Berücksichtigung der wesentlichen Aspekte für faserhaltige Suspensionen wird in Anhang C.4 eingegangen.

Softwarelösungen auf Basis der Partikelsimulation

Für die computergestützte Simulation des rheologischen Verhaltens von Baustoff Suspensionen auf Basis von Partikelsimulationen werden nachfolgende partikelbasierte Softwarelösungen verwendet.

PFC3D (Particle Flow Code): kommerzielle Software (vgl. *Petersson 2003*); verwendet in *Gram 2007a*, *Gram 2007b*, *Gram 2011*, *Mechtcherine 2007b*, *Mechtcherine 2007a*, *Mechtcherine 2009*, *Ferrara 2012*, *Noor 1999* und *Petersson 2003*, weitere Produktinformationen sind in *ITACSA 2013* zu finden.

EDEM®: kommerzielle Software; verwendet in *Mechtcherine 2010*, weitere Informationen sind unter *DEM Solutions 2013* zu finden.

In *Kulasegaram 2011* werden bestehende Software-Lösungen weiterentwickelt.

Die in *Švec 2012b*, *Švec 2011a*, *Švec 2012a*, *Švec 2011b*, *Skoček 2011b* und *Skoček 2011a* verwendete LBM ist in *Aidun 2010* beschrieben. In *Martys 2002* wird eine eigene Software benutzt.

C.3 Anwendungsbeispiel für die Suspension Flow-Methode

In Tab. C-4 wird eine Veröffentlichung zur Anwendung der Suspension Flow-Methode für zementgebundene Baustoffsuspensionen vorgestellt. Dabei werden die wesentlichen Eckdaten und die verwendete Softwarelösung vorgestellt.

Tab. C-4: Übersicht zu Anwendungen der Suspension Flow-Methode (FEMLIP)

Veröffent- lichung	Jahr	Ansatz	Simulierte Geometrie / System	Modell	Annah- men	Partikel- form	Rand- bedin- gungen	Material	Bestimmung rheolog. Daten	Validie- rung mittels Experi- ment
<i>Dufour 2005</i>	2003	FEMLIP	2D Slump- u. L-Box- Tests	BH	nur Gravi- tation; Dichte 2,45 g/cm ³ ; unter- schiedli- che Netzgrö- ßen	Darstel- lung eines Partikels der Ge- steinskör- nung mittels Lagrange- partikeln	full-slip	Normal- beton, SVB; hochfes- ter Beton	Fließgrenze aus Trial and Error Simula- tion des Slump-Tests; plast. Viskosi- tät aus Pro- gramm béton- lab	ja, mittels Slump- Test

Vergleich in der Literatur vorgestellter Suspension Flow Simulationen

In *Dufour 2005* wird der FEMLIP-Ansatz auf die Simulation von L-Box-Versuchen angewendet. Die Kalibrierung des Modells erfolgt anhand von Setzfließmaßversuchen mit verschiedenen Betonen. Dabei werden die rheologischen Kenngrößen über die Simulation des Slump-Tests (Fließgrenze) und mit der Software bétonlab (plastische Viskosität) ermittelt. Die L-Box-Versuche werden mit SVB und Hochleistungsbeton durchgeführt. Für SVB wird die Fließzeit in der Simulation um über 50 % unterschätzt, die Höhenverteilung liefert Abweichungen von < 15 %. Für HFB wird hingegen die Fließzeit besser eingeschätzt (Abweichung zum Versuch < 15 %), die Abweichung bei der Höhenverteilung beträgt bis zu 50 %. Die festgestellten Abweichungen werden u. a. auf die in der 2D-Simulation vernachlässigten Effekte aus der Wechselwirkung zwischen Wand und Fluid zurückgeführt.

Softwarelösung auf Basis der Suspension Flow-Methode

Für die computergestützte Simulation des rheologischen Verhaltens von Baustoffsuspensionen auf Basis der Suspension Flow-Methode ist lediglich *Ellipsis*, verwendet von *Dufour 2005*, bekannt.

C.4 Anwendungsbeispiele zur Simulation faserhaltiger Suspensionen

Nachfolgend werden ausgewählte Anwendungsbeispiele zur Simulation des Fließverhaltens und der Faserorientierung mittels DEM, LBM sowie CFD und dem Faserorientierungstensor nach Folgar-Tucker, vorgestellt und diskutiert.

DEM

In *Ferrara 2012* wird der Slump-Flow von faserhaltigem SVB simuliert und auch die Verteilung und Orientierung der Fasern im entstehenden Fließkuchen bestimmt. Die Kalibrierungsparameter für den SVB ohne Fasern werden dabei auch für den SVB mit Fasern angewendet. Als erstes Kriterium für die Güte der Simulation wird der Fasergehalt in verschiedenen Bereichen des Fließkuchens verwendet. Dabei wird für die drei verwendeten SVB-Zusammensetzungen eine qualitative Übereinstimmung erreicht. Unterschiede werden auf statische Segregationseffekte zurückgeführt, die in der Simulation nicht berücksichtigt sind. Es wird eine Tendenz zur Faserorientierung rechtwinklig zur radialen Fließrichtung festgestellt. Damit werden die Ergebnisse auch anderer Untersuchungen bestätigt (vgl. *Martinie 2011* und *Barnett 2010*).

LBM

Švec et al. (vgl. *Švec 2012b*) verwenden ein zweifach gekoppeltes System zur Modellierung von starren Partikeln und Fasern in nicht-newtonschen Fluiden unter Anwendung der LBM zur Berechnung des Strömungs- bzw. Fließverhaltens der sich ergebenden freien Oberflächen des homogenen Fluids. Die Wechselwirkungen zwischen dem Fluid und den Partikeln bzw. Fasern werden mithilfe der Immersed Boundary Method (IMB) dargestellt. Ein Korrekturfaktor berücksichtigt, dass der Durchmesser der verwendeten Fasern kleiner als die Abmessung eines Gitters ist. Interaktionen der Fasern untereinander sowie zwischen Fasern und Wänden werden als elasto-plastische Kollisionen aufgefasst. Für die Reibung der Fasern wird Coulombsche Reibung mit einem Reibungskoeffizient von 0,3 angenommen. Simuliert wird die Entwicklung der Faserorientierung von Stahlfasern in Carbopol während eines L-Box-Versuches. Die Bingham-Parameter der Fasersuspension ergeben sich aus rotationsrheometrischen Messungen. Die Faserorientierung im Versuch erhält man mittels hochaufgelösten Fotoaufnahmen und beschreibt sie mithilfe des Orientierungstensors zweiter Ordnung. Die Visualisierung erfolgt durch orientierte Ellipsen. Im horizontalen Bereich der L-Box sind sowohl bei der Versuchsauswertung als auch bei der Simulation im Wesentlichen in Fließrichtung ausgerichtete Ellipsen erkennbar. Im Bereich der Abschlusswand der L-Box ist die Orientierung fast isotrop.

Mit der gleichen Simulationemethode wird in *Švec 2012a* die Befüllung und endgültige Faserorientierung einer dünnen Platte mit faserhaltigem SVB untersucht. Die Bingham-Parameter des SVB werden aus Slump-Messungen abgeleitet. Die Verifikation der Simulationsergebnisse erfolgt mittels computertomographischer Untersuchungen, entsprechender Bearbeitung und 3D-Visualisierung der resultierenden Faserorientierung als Ellipsoide auf Basis der Orientierungstensenoren 2. Ordnung. Grundsätzlich wird sowohl im Versuch als auch in der Simulation eine mit zunehmendem Fließweg stärker ausgeprägte Faserausrichtung rechtwinklig zur Fließrichtung festgestellt. Auf der Plattenunterseite ist die Faserausrichtung deutlich geringer ausgeprägt, was auf partiellen Schlupf hindeutet. Simulationstechnisch wird versucht, den auftretenden Schlupf über einen sogenannten „molecular-slip“ zu beschreiben.

Diese Art der Beschreibung hat den Nachteil, dass es keine direkte Beziehung zwischen dem augenscheinlich auftretenden und dem „molekularen“ Schlupf gibt. Die Schlupfkoeffizienten werden experimentell bestimmt. Eine alternative Methode zur Berücksichtigung des Schlupfes, die Verwendung bzw. Simulation einer dünnen Fluid-Schicht im direkten Kontakt mit der Grenzfläche, hätte laut der Autoren den Nachteil, dass die resultierenden starken Viskositätsunterschiede zu numerischen Instabilitäten führen würden. Um diese zu vermeiden, wären die Zeitschritte deutlich zu verringern mit der Konsequenz einer erheblichen Zunahme der erforderlichen Rechenzeiten. Die erzielten Übereinstimmungen zwischen Versuch und Simulation sind bei geeigneter Abbildung der realen Schlupfbedingungen qualitativ gut.

CFD mit Faserorientierungstensor nach Folgar-Tucker

Die Folgar-Tucker-Gleichung ist Grundlage der Simulationen von faserhaltigen Betonen in *Laure 2007*. Dabei wird der Beton einmal als newtonsches und ein anderes Mal als Herschel-Bulkley-Fluid modelliert. Für C_i wird 0,01 angesetzt. Allerdings wird bei den Simulationen des Slump-Versuches die Rückwirkung der Fasern auf die Strömung nicht berücksichtigt, d. h. der Kopplungsparameter N_P ist null. Qualitativ wird eine Faserausrichtung senkrecht zur radialen Fließrichtung errechnet. Eine genauere Auswertung der Faserorientierung erfolgt nicht.

Auch in *Kang 2012* wird die Faserorientierung bei UHFB-Feinkornsystemen für radiale Strömungen und Scherströmungen simuliert. Zwar wird formal die Folgar-Tucker-Gleichung zugrunde gelegt, jedoch wird auf die Verwendung des Faserinteraktionskoeffizienten C_i verzichtet, sodass effektiv die Jeffery-Gleichung ohne Berücksichtigung der Faser-Faser-Interaktion in Form des Diffusionsterms verwendet wird. Wie in *Laure 2007*, bleibt die Rückwirkung der Fasern auf die Strömung unberücksichtigt. Da zudem die getroffenen Annahmen für die simulierten Strömungsvorgänge komplexer zementgebundener Fasersuspensionen eher wenig realistisch sind, sind die resultierenden Faserorientierungen nur bedingt aussagefähig. An dieser Stelle wird auf diese Ergebnisse deswegen nicht näher eingegangen.

In *Heese 2012* und *Bund 2013* werden Simulationen mit wirklicher bi-direktionaler Kopplung der Faserorientierung mit der Strömungsbewegung des Fluids durchgeführt. Die Zeit- und Scherratenabhängigkeit des rheologischen Verhaltens der verwendeten Feinkornsysteme wird dabei nicht modelliert, sondern bei der Auswahl der rheologischen Prüfprozedur mittels Rotationsrheometer berücksichtigt. Die Ergebnisse der Faserorientierung werden mittels Computertomographie (CT) überprüft und sind in qualitativ guter Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen.

Anhang D: Ausgangsstoffe

Nachfolgend werden die Materialkennwerte der verwendeten Ausgangsstoffe vorgestellt.

Zement

Zur Herstellung der verwendeten Feinkornsysteme wurde ein Portlandzement CEM I 42,5 R-HS/NA verwendet. Die charakteristischen physikalischen und chemischen Kenndaten sind in Tab. D-1 aufgeführt.

Tab. D-1: Materialkennwerte und Prüfverfahren des verwendeten Zementes

physikalische Kennwerte		Prüfverfahren
Reindichte [g/cm ³]	3,26	VDZ 1967
Blaine-Wert [cm ² /g]	4855 ¹⁾	DIN EN 196-6
Wasseranspruch Vicat [M.-%]	27,8	DIN EN 196-3
Erstarrungsbeginn [min]	03:35	DIN EN 196-3
Erstarrungsende [min]	05:05	DIN EN 196-3
Druckfestigkeit f_{c28d} [MPa]	52,8	DIN EN 196-1
Biegezugfestigkeit f_{y28d} [MPa]	7,4	DIN EN 196-1
Wasseranspruch nach Punkte w_p [Vol.-%]	43,7	DAfStb Rili SVB
Partikeldurchmesser d_{50} [μ m]	10,85	Lasergranulometrie, dispergiert
mineralogische Kennwerte ¹⁾		Prüfverfahren
SiO ₂ [M.-%]	18,7	-
Al ₂ O ₃ [M.-%]	3,6	-
Fe ₂ O ₃ [M.-%]	7,1	-
CaO [M.-%]	61,9	-
MgO [M.-%]	2,2	-
K ₂ O [M.-%]	0,9	-
SO ₃ [M.-%]	3,1	-

1) Herstellerangaben

Mikrosilika

Die physikalischen und chemischen Kennwerte der verwendeten Mikrosilika-Suspension sind in Tab. D-2 aufgeführt. Bei den Angaben zur Zusammensetzung werden die Mikrosilika-Gehalte als Feststoffgewicht ohne den Wassergehalt der

Suspension angegeben. Dabei wird vereinfachend von einem Feststoffgehalt von 50 M.-% ausgegangen.

Tab. D-2: Materialkennwerte und Prüfverfahren der verwendeten Mikrosilika-Suspension

physikalische und chemische Kennwerte		Prüfverfahren
Reindichte [g/cm ³]	1,39 ± 0,02 ¹⁾	VDZ 1967
max. Chloridgehalt [M.-%]	max. 0,14 ¹⁾	DIN EN 196-2
Feststoffgehalt [M.-%]	50,7 ± 1,5	-
Partikeldurchmesser d ₅₀ [µm]	0,28	Lasergranulometrie, dispergiert

1) Herstellerangaben

Gesteinskörnung

Als Gesteinskörnung wurde ein Quarzsand 0,125/0,5 eingesetzt. Die charakteristische Sieblinie des Feinsandes auf Basis der Korngrößenverteilung nach *DIN EN 933-1* ist in Abb. D-1 dargestellt. Weitere Herstellerangaben zu mineralogischen Kennwerten enthält Tab. D-3.

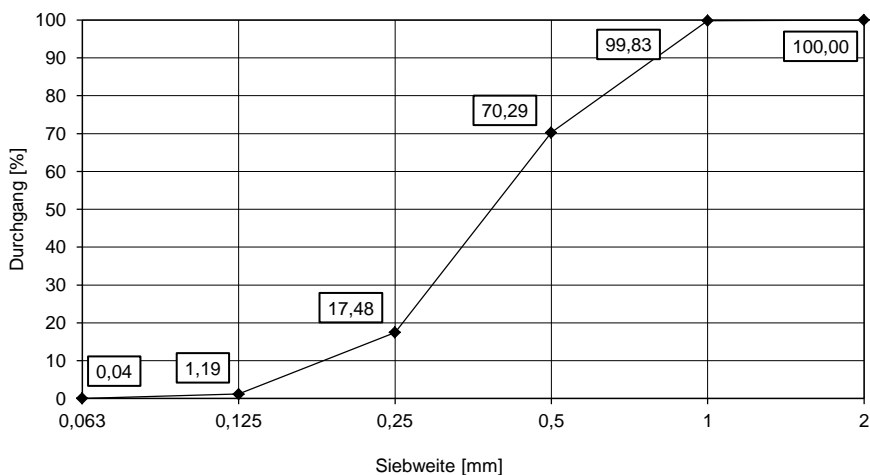


Abb. D-1: Sieblinie des verwendeten Feinsandes 0,125/0,5

Tab. D-3: Physikalische und mineralogische Kennwerte des verwendeten Feinsandes 0,125/0,5 (Herstellerangaben)

physikalische und mineralogische Kennwerte		Prüfverfahren
Dichte [g/cm ³]	2,65	<i>DIN EN 1097-6</i>
SiO ₂ [M.-%]	88	-
Al ₂ O ₃ [M.-%]	5,0	
Fe ₂ O ₃ [M.-%]	0,5	
CaO [M.-%]	2,0	
K ₂ O [M.-%]	2,5	

Gesteinsmehl

Die physikalischen Kennwerte des verwendeten Quarzmehls sind in Tab. D-4 aufgeführt.

Tab. D-4: Physikalische Kennwerte des verwendeten Quarzmehls

physikalische Kennwerte		Prüfverfahren
Reindichte [g/cm ³]	2,63	<i>VDZ 1967</i>
Blaine-Wert [cm ² /g]	2185	<i>DIN EN 196-6</i>
Partikeldurchmesser d ₅₀ [µm]	25,7	Lasergranulometrie, dispergiert
Wasseranspruch Vicat [M.-%]	25,0	<i>DIN EN 196-3</i>
Wasseranspruch nach Puntke w _P [Vol.-%]	36,8	<i>DAfStb Rili SVB</i>

Korngrößenverteilung der Ausgangsstoffe und Packungsdichte

In Abb. D-2 sind die volumetrischen Korngrößenverteilungen der verwendeten Ausgangsstoffe dargestellt.

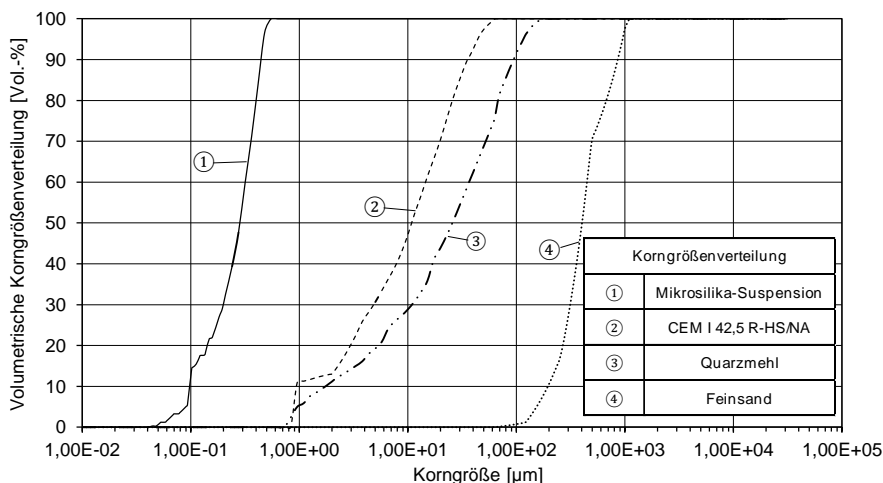


Abb. D-2: Volumetrische Korngrößenverteilung der verwendeten Ausgangsstoffe

Fließmittel

In den vorliegenden Untersuchungen wurden zwei speziell für die Anwendung bei zementgebundenen Hochleistungssystemen (HFB und UHFB) entwickelte Hochleistungsfließmittel auf Basis von Polycarboxylatethern (PCE) verwendet. Die Auswahl erfolgte ausgehend von einer dieser Arbeit vorangegangenen rheologischen Versuchsserie zu erzielbaren rheologischen Kenndaten. Dabei wurden auch verarbeitungsrelevante Eigenschaften wie z. B. die Bildung einer sogenannten Elefantenhaut und die zeitliche Veränderung der rheologischen Eigenschaften untersucht.

Die Herstellerangaben zu den physikalischen Kennwerten der verwendeten Fließmittel FM1 und FM2 sind in Tab. D-5 angegeben.

Tab. D-5: Physikalische Kennwerte der verwendeten Fließmittel (Herstellerangaben)

physikalische Kennwerte	FM1	FM2
Dichte [g/cm ³]	1,08	1,06
Feststoffgehalt [M.-%]	40	30

Stahlfasern

Bei den verwendeten Stahlfasern handelte es sich um Mikrostahtfasern, die aus kaltgezogenen Drahtfasern hergestellt und mit einer Messinglegierung überzogen wurden. Die Fasern besaßen eine Länge von 6 mm und einen Durchmesser von 0,175 mm, was eine Faserschlankeit von etwa 34 ergab. In Abb. D-3 sind die Mikrofasern in einer vergrößerten Fotoaufnahme (links) und als Rasterelektronenaufnahme mit 50-facher Vergrößerung (rechts) dargestellt.

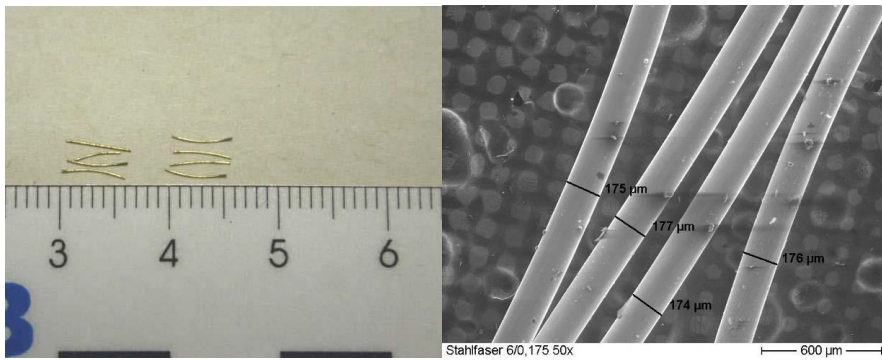


Abb. D-3: verwendete Mikrostahtfasern mit einer Länge von $l = 6$ mm und einem Durchmesser von $d = 0,175$ mm (links), Aufnahme mit Rasterelektronenmikroskop zur Durchmesserbestimmung bei 50-facher Vergrößerung (rechts) (Bilder aus Schuler 2009)

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen (Übersicht)

In Tab. E-1 ist eine Übersicht der wesentlichen Versuche und Simulationen mit den zugeordneten Mischungszusammensetzungen, rheometrischen Messprofilen und untersuchten Parametern dargestellt. Auf diese und darüber hinaus gehende Untersuchungen und Parameterstudien sowie Versuche zur zeitabhängigen Modellierung des rheologischen Verhaltens wird detailliert in den Kapiteln 4 bis 6 eingegangen.

Tab. E-1: Übersicht der wesentlichen Versuche und Simulationen

Versuche		RV1	V22	V94c, V95c, V113	V104	V106	V107	V108
Mischungszusammensetzung		M1	M2	M3	M3	M3F1	M3F2	M3
Haegermann-Versuch		x	x	x	x	x	x	x
L-Box-Versuch		-	-	-	x	x	x	-
Rheometr. Messprofil	MP 1	x	-	-	-	-	-	-
	MP 7, MP 8	-	x	-	-	-	-	-
	MP 11	-	-	-	x	x	x	x
	logarithmische Rampe	-	x	-	-	-	-	-
	geteilte linear - logarithmische Rampe	-	x	-	-	-	-	-
2D-Simulation	kalibriert	x	-	-	x	-	-	x
	nicht kalibriert	x	x	-	x	-	-	-
	VOF linear	x	x	-	x	-	-	x
	VOF quadratisch	-	-	-	x	-	-	-
	No-slip	x	x	-	x	-	-	x
	Partial-slip	-	-	-	x	-	-	-
3D-Simulation	kalibriert	-	-	-	x	-	-	-
	nicht kalibriert	-	-	-	x	x	x	-
	VOF linear	-	-	-	x	-	-	-
	VOF quadratisch	-	-	-	x	x	x	-
	No-slip	-	-	-	x	-	-	-
	Partial-slip	-	-	-	x	x	x	-
	Faserorientierung	-	-	-	-	x	x	-

Ergebnisse der Haegermann-Versuche

Die nachfolgenden Ergebnisse umfassen die von der Seite und von oben aufgenommenen Fließmaße, die im Abstand von einem Zentimeter vom Fließkuchenrand bestimmten und gemittelten Höhen und die aus diesen Werten ermittelten Fließgeschwindigkeiten und Scherraten.

Für den Versuch RV1 wurde nur das End-Fließmaß zu 28 cm bestimmt.

In den nachfolgenden Tabellen bedeutet n. b., dass diese Werte nicht bestimmt wurden bzw. nicht bestimmbar waren.

Tab. E-2: Fließmaße (von der Seite und von oben), gemittelte Fließkuchenhöhe im Abstand von einem Zentimeter vom Rand, Fließgeschwindigkeiten und Scherraten für Versuch V22 (Messungen wurden bei 78 s gestoppt), (Bestimmung der Fließgeschwindigkeiten und Scherraten anhand der Fließmaße von der Seite)

t [s]	Fließmaß von der Seite [cm]	Fließmaß von oben [cm]	gemittelte Höhe [cm]	Fließgeschwindigkeit [m/s]	Scherrate [1/s]
2	13,20	14,60	1,550	0,00750	0,4839
4	16,20	16,80	0,950	0,00350	0,3684
6	17,60	18,20	0,788	0,00275	0,3490
8	18,70	19,40	0,700	0,00200	0,2860
10	19,50	20,00	0,600	0,00110	0,1833
20	21,70	22,10	0,493	0,00075	0,1521
30	23,20	23,20	0,443	0,00015	0,0339
40	23,50	24,00	0,420	0,00010	0,0238
50	23,70	24,20	0,400	0,00010	0,0250
60	23,90	24,30	0,385	0,00005	0,0130
70	24,00	24,50	0,383	0,00013	0,0339
78	24,10	24,50	n. b.	n. b.	n. b.

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen (Übersicht)

Tab. E-3: Fließmaße (von der Seite und von oben) für Versuch V94c

t [s]	Fließmaß von der Seite [cm]	Fließmaß von oben [cm]	gemittelte Höhe [cm]	Fließgeschwindigkeit [m/s]	Scherrate [1/s]
2	10,20	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
3	14,30	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
4	16,60	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
5	17,40	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
6	18,20	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
7	18,70	18,80	n. b.	n. b.	n. b.
8	19,10	19,20	n. b.	n. b.	n. b.
9	19,50	19,60	n. b.	n. b.	n. b.
10	19,90	20,00	n. b.	n. b.	n. b.
20	22,40	22,50	n. b.	n. b.	n. b.
30	23,80	23,90	n. b.	n. b.	n. b.
40	24,80	24,90	n. b.	n. b.	n. b.
50	25,60	25,60	n. b.	n. b.	n. b.
60	26,00	26,10	n. b.	n. b.	n. b.
70	26,50	26,60	n. b.	n. b.	n. b.
80	26,90	27,00	n. b.	n. b.	n. b.
90	27,20	27,30	n. b.	n. b.	n. b.
100	n. b.	27,60	n. b.	n. b.	n. b.
110	n. b.	27,80	n. b.	n. b.	n. b.
120	n. b.	27,90	n. b.	n. b.	n. b.
130	n. b.	28,00	n. b.	n. b.	n. b.
140	n. b.	28,20	n. b.	n. b.	n. b.
150	n. b.	28,30	n. b.	n. b.	n. b.
160	n. b.	28,40	n. b.	n. b.	n. b.
170	n. b.	28,50	n. b.	n. b.	n. b.
180	n. b.	28,55	n. b.	n. b.	n. b.
190	n. b.	28,60	n. b.	n. b.	n. b.
200	n. b.	28,65	n. b.	n. b.	n. b.
210	n. b.	28,70	n. b.	n. b.	n. b.
220	n. b.	28,70	n. b.	n. b.	n. b.

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen (Übersicht)

Tab. E-4: Fließmaße (von der Seite und von oben) für Versuch V95c

t [s]	Fließmaß von der Seite [cm]	Fließmaß von oben [cm]	gemittelte Höhe [cm]	Fließgeschwindigkeit [m/s]	Scherrate [1/s]
2	13,00	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
3	15,70	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
4	17,10	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
5	18,00	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
6	18,70	18,50	n. b.	n. b.	n. b.
7	19,20	19,10	n. b.	n. b.	n. b.
8	19,60	19,60	n. b.	n. b.	n. b.
9	20,00	20,00	n. b.	n. b.	n. b.
10	20,40	20,30	n. b.	n. b.	n. b.
20	22,90	22,90	n. b.	n. b.	n. b.
30	24,30	24,20	n. b.	n. b.	n. b.
40	25,10	25,20	n. b.	n. b.	n. b.
50	25,90	26,00	n. b.	n. b.	n. b.
60	26,40	26,50	n. b.	n. b.	n. b.
70	n. b.	27,00	n. b.	n. b.	n. b.
80	n. b.	27,40	n. b.	n. b.	n. b.
90	n. b.	27,90	n. b.	n. b.	n. b.
100	n. b.	28,00	n. b.	n. b.	n. b.
110	n. b.	28,20	n. b.	n. b.	n. b.
120	n. b.	28,50	n. b.	n. b.	n. b.
130	n. b.	28,60	n. b.	n. b.	n. b.
140	n. b.	28,80	n. b.	n. b.	n. b.
150	n. b.	28,90	n. b.	n. b.	n. b.
160	n. b.	29,00	n. b.	n. b.	n. b.
170	n. b.	29,10	n. b.	n. b.	n. b.
180	n. b.	29,20	n. b.	n. b.	n. b.
190	n. b.	29,30	n. b.	n. b.	n. b.
200	n. b.	29,40	n. b.	n. b.	n. b.
210	n. b.	29,40	n. b.	n. b.	n. b.

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen (Übersicht)

Tab. E-5: Fließmaße (von der Seite und von oben), gemittelte Fließkuchenhöhe im Abstand von einem Zentimeter vom Rand, Fließgeschwindigkeiten und Scherraten für Versuch V104,
(ab 8 s Bestimmung der Fließgeschwindigkeiten und Scherraten anhand der Fließmaße von der Seite)

t [s]	Fließmaß von der Seite [cm]	Fließmaß von oben [cm]	gemittelte Höhe [cm]	Fließgeschwindigkeit [m/s]	Scherrate [1/s]
6	19,50	n. b.	0,725	0,00200	0,27586
7	19,90	n. b.	0,663	0,00250	0,37707
8	20,30	20,40	0,638	0,00200	0,31348
9	20,70	20,80	0,638	0,00100	0,15674
10	20,90	21,00	0,625	0,00125	0,20000
11	21,20	21,30	0,613	0,00175	0,28548
12	21,60	21,60	0,600	0,00100	0,16667
13	21,80	21,80	0,588	0,00150	0,25510
14	22,00	22,10	0,575	0,00100	0,17391
15	22,30	22,30	0,538	0,00080	0,14870
25	23,90	23,90	0,463	0,00060	0,12959
35	25,10	25,10	0,413	0,00045	0,10896
45	26,00	26,00	0,400	0,00030	0,07500
55	26,70	26,60	0,400	0,00025	0,06250
65	27,10	27,10	0,400	0,00025	0,06250
75	27,20	27,60	0,400	0,00020	0,05000
85	27,60	28,00	0,388	0,00010	0,02577
95	27,90	28,20	0,363	0,00020	0,05510
105	28,50	28,60	0,350	0,00015	0,04286
115	28,60	28,90	0,350	0,00010	0,02857
125	28,80	29,10	0,350	0,00010	0,02857
135	29,10	29,30	0,350	0,00008	0,02286
145	29,20	29,40	0,350	0,00003	0,00857
155	29,60	29,50	0,350	0,00005	0,01429
165	29,70	29,60	0,350	0,00005	0,01429
175	29,80	29,70	0,350	0,00005	0,01429
185	29,90	29,80	0,350	0,00005	0,01429
195	30,10	29,90	0,350	0,00005	0,01429
205	30,20	30,00	n. b.	n. b.	n. b.
215	30,30	30,00	n. b.	n. b.	n. b.

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen (Übersicht)

Tab. E-6: Fließmaße (von der Seite und von oben) für Versuch V108

t [s]	Fließmaß von der Seite [cm]	Fließmaß von oben [cm]	gemittelte Höhe [cm]	Fließgeschwindigkeit [m/s]	Scherrate [1/s]
2	10,30	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
3	14,70	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
4	16,00	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
5	16,80	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
6	17,30	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
7	17,70	18,20	n. b.	n. b.	n. b.
8	18,10	18,60	n. b.	n. b.	n. b.
9	18,40	18,90	n. b.	n. b.	n. b.
10	18,90	19,30	n. b.	n. b.	n. b.
20	20,40	22,00	n. b.	n. b.	n. b.
30	n. b.	23,20	n. b.	n. b.	n. b.
40	n. b.	24,20	n. b.	n. b.	n. b.
50	n. b.	24,90	n. b.	n. b.	n. b.
60	n. b.	25,40	n. b.	n. b.	n. b.
70	n. b.	25,80	n. b.	n. b.	n. b.
80	n. b.	26,20	n. b.	n. b.	n. b.
90	n. b.	26,60	n. b.	n. b.	n. b.
100	n. b.	26,80	n. b.	n. b.	n. b.
110	n. b.	27,00	n. b.	n. b.	n. b.
120	n. b.	27,20	n. b.	n. b.	n. b.
130	n. b.	27,30	n. b.	n. b.	n. b.
140	n. b.	27,40	n. b.	n. b.	n. b.
150	n. b.	27,60	n. b.	n. b.	n. b.
160	n. b.	27,70	n. b.	n. b.	n. b.
170	n. b.	27,80	n. b.	n. b.	n. b.
180	n. b.	27,90	n. b.	n. b.	n. b.
190	n. b.	27,95	n. b.	n. b.	n. b.
200	n. b.	28,00	n. b.	n. b.	n. b.
210	n. b.	28,10	n. b.	n. b.	n. b.
220	n. b.	28,10	n. b.	n. b.	n. b.

Anhang E: Durchgeführte und ausgewertete Versuche und Simulationen (Übersicht)

Tab. E-7: Fließmaße (von der Seite und von oben) für Versuch V113

t [s]	Fließmaß von der Seite [cm]	Fließmaß von oben [cm]	gemittelte Höhe [cm]	Fließgeschwindigkeit [m/s]	Scherrate [1/s]
2	11,40	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
3	15,90	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
4	17,00	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
5	17,80	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
6	18,40	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
7	19,30	19,00	n. b.	n. b.	n. b.
8	19,70	19,40	n. b.	n. b.	n. b.
9	20,10	19,80	n. b.	n. b.	n. b.
10	20,40	20,20	n. b.	n. b.	n. b.
20	22,70	22,60	n. b.	n. b.	n. b.
30	24,00	24,00	n. b.	n. b.	n. b.
40	25,00	25,00	n. b.	n. b.	n. b.
50	25,70	25,80	n. b.	n. b.	n. b.
60	26,30	26,40	n. b.	n. b.	n. b.
70	26,70	26,90	n. b.	n. b.	n. b.
80	27,20	27,20	n. b.	n. b.	n. b.
90	27,60	27,60	n. b.	n. b.	n. b.
100	27,90	27,80	n. b.	n. b.	n. b.
110	28,20	28,10	n. b.	n. b.	n. b.
120	28,30	28,30	n. b.	n. b.	n. b.
130	28,50	28,50	n. b.	n. b.	n. b.
140	28,60	28,60	n. b.	n. b.	n. b.
150	28,70	28,80	n. b.	n. b.	n. b.
160	28,80	29,00	n. b.	n. b.	n. b.
170	28,80	29,10	n. b.	n. b.	n. b.
180	28,90	29,20	n. b.	n. b.	n. b.
190	29,00	29,30	n. b.	n. b.	n. b.
200	29,00	29,30	n. b.	n. b.	n. b.

Ergebnisse der L-Box-Versuche

Die nachfolgenden Ergebnisse in Tab. E-8 umfassen die von der Seite bzw. von oben aufgenommene Fließstrecke bei den L-Box-Versuchen.

In den nachfolgenden Tabellen bedeutet n. b., dass diese Werte nicht bestimmt wurden bzw. nicht bestimmbar waren.

Tab. E-8: Zeitabhängige Fließstrecke für die Versuche V104, V106 und V107

t [s]	Fließstrecke [cm]		
	V104	V106	V107
2	13,9	13,0	10,0
3	n. b.	17,5	n. b.
4	20,3	n. b.	n. b.
5	n. b.	25,0	23,0
6	24,7	n. b.	n. b.
7	n. b.	29,0	n. b.
9	n. b.	32,0	30,9
10	30,9	n. b.	n. b.
11	n. b.	34,5	33,6
12	34,0	n. b.	34,8
12,5	n. b.	35,5	n. b.
13	35,5	n. b.	35,5
14	35,5	n. b.	n. b.
16	n. b.	35,5	35,5

Ergebnisse der 3D-Simulationen und CT-Auswertungen

Die Darstellung der verschiedenen umfangreichen Simulationsergebnisse und Auswertungen der CT-Untersuchungen erfolgt in graphischer Form im Rahmen der Kapitel 4, 5 und 6.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Christian Heese

Staatsangehörigkeit: deutsch

Beruflicher Werdegang:

seit 2014: Professor für das Fachgebiet „Technologie der Massivbaustoffe und Massivbauerhaltung“ an der Hochschule RheinMain, Wiesbaden
Leiter der MPA Wiesbaden

11/2012 – 12/2013: Leiter der Baustofftechnik Hamburg der HOCHTIEF Solutions AG – HOCHTIEF Consult Materials in Hamburg

04/1999 – 11/2012: Betontechnologie und stellv. Prüfstellenleiter bei der HOCHTIEF Construction AG (HOCHTIEF Solutions AG) – HOCHTIEF Consult Materials in Mörfelden-Walldorf

in dieser Zeit (02/2009 – 10/2012): Freistellung zur Promotion an der Technischen Universität Kaiserslautern
Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet Werkstoffe im Bauwesen (Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Breit)

Hochschulausbildung

10/1992 – 04/1999: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen
Studium Bauingenieurwesen; Diplom

Schulbildung

08/1982 – 06/1991 Friedrich-Harkort-Schule, Herdecke
Abitur