



Technische Universität München  
Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt  
Centrum für Baustoffe und Materialprüfung  
Lehrstuhl für Werkstoffe und Werkstoffprüfung im Bauwesen

# Additive Fertigung von Betonstrukturen mit der Selective Paste Intrusion – SPI

Daniel Weger, M.Sc.

Vollständiger Abdruck der von der Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt der  
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Prof. Dr. sc. ETH Kathrin Dörfler

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Christoph Gehlen
2. Prof. Dr.-Ing. Dirk Lowke
3. Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer

Die Dissertation wurde am 07.04.2020 bei der Technischen Universität München eingereicht  
und durch die Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt am 13.07.2020 angenommen.



## **Kurzfassung**

Es werden material- und prozesstechnologische Grundlagen erarbeitet, die das Additive, selektiv bindende Fertigungsverfahren Selective Paste Intrusion für die Produktion komplexer Betonbauteile mit hoher Festigkeit, Dauerhaftigkeit und Formtreue anwendbar machen. Dazu wurden analytische Modelle zur Berechnung des Eindringverhaltens des Zementleims in das Partikelbett entwickelt, welche sowohl die Rheologie des Leims als auch den Fließwiderstand des Partikelbetts berücksichtigen. Abschließend werden die sich daraus ergebenden Festbetoneigenschaften dargestellt.

---

## **Abstract**

Fundamental material and process technological principles are developed which make the additive, selectively binding manufacturing method Selective Paste Intrusion applicable for the production of complex concrete components with high strength, durability and shape accuracy. For this purpose, analytical models were developed to calculate the penetration behaviour of the cement paste into the particle bed, which take into account both the rheology of the paste and the flow resistance of the particle bed. Finally, the resulting hardened concrete properties are presented.

For extended information, please find an English summary of the thesis at page 147.

## **Vorwort und Danksagung**

Die Geschichte meiner Dissertation begann im Jahr 2010, als ich an das cbm kam, um mich über den Masterstudiengang BBI – Baustoffe, Bauchemie und Instandsetzung bei meiner späteren Kollegin Sandy Illguth zu informieren. 2011 folgte dann die Bachelorarbeit bei meiner heutigen Kollegin Charlotte Thiel. Die Arbeitsgruppe Betontechnologie nahm mich so herzlich auf, dass ich beschloss, dort als studentische Hilfskraft zu arbeiten, das BBI Masterstudium am cbm zu bestreiten und mich als wissenschaftlicher Mitarbeiter zu bewerben. So fing ich am 01.01.2014 als wissenschaftlicher Mitarbeiter am cbm an. Die Forschungsarbeiten rund um meine Dissertation begannen im Herbst 2014 mit der Bearbeitung des DFG-Projekts „Additive Fertigung frei geformter, bewehrter Betonbauteile durch selektives Binden mit calciumsilikatbasierten Zementen“ im Rahmen des SPP 1542 – „Leichtbauen mit Beton“.

Zuallererst möchte ich mich bei meinem Doktorvater Prof. Christoph Gehlen bedanken. Er trieb mich an und ermöglichte mir, mich ganz in meinem Thema zu verwirklichen und auch über das Forschungsprojekt hinaus weitere Aspekte der SPI zu betrachten.

Prof. Dirk Lowke möchte ich für die Übernahme des zweiten Referats danken und dass er mich damals ermunterte, mich als wissenschaftlicher Mitarbeiter zu bewerben. Er stand mir am cbm, aber auch nach seiner Berufung nach Braunschweig mit Rat und Tat zur Seite.

Des Weiteren gilt mein Dank Prof. Kathrin Dörfler für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und Prof. Oliver Fischer für die Übernahme des dritten Referats.

Ich möchte auch meinem Kollegen Thomas Kränkel danken, der sich immer, auch in noch so arbeitsreichen Zeiten, die Zeit nahm, mit mir zu diskutieren und mir bei meinen Fragen weiterzuhelfen.

Dank gilt auch meinen französischen Kollegen Alexandre Pierre und Arnaud Perrot, die mich im Rahmen unserer Forschungsarbeiten als erste in die Welt der analytischen Berechnungsmodelle entführten.

Vielen Dank auch an alle Studentinnen und Studenten, die mich im Rahmen ihrer Abschlussarbeiten oder als Hilfskräfte bei meiner Forschung unterstützten.

Bedanken möchte ich mich auch bei meinen Kolleginnen und Kollegen der besten Arbeitsgruppe der Welt Betontechnologie Carina Berceanu-Gefrörer, Fabian Diewald, Alexander Haynack, Maik Hobusch, Nikolai Klein, Klaus Linz, Barnabas Omozokpia, Annette Speng-

ler, Thomas Kränkel, Mareike Thiedeitz und Charlotte Thiel und ganz besonders bei meinen Zimmerkollegen Carla Matthäus und Alexander Straßer, die mich immer aufmunterten, wenn eines der ab und an auftretenden Täler während der Dissertation durchschritten werden musste, und mich zielsicher wieder herausführten.

Zu guter Letzt möchte ich meinen Freunden sowie meiner und Felis Familie danken, dass sie in den letzten Jahren geduldig so viele Stunden ohne Murren auf mich verzichtet haben. Vielen Dank an meine Eltern und meinen Bruder Tobias, die in dieser anstrengenden Zeit immer für meine Familie und mich da waren und in allen Lebenslagen unterstützten. Und vielen, vielen Dank an meine Frau Feli, die immer Verständnis zeigte und mir, vor allem auch im ersten Lebensjahr unseres Sohnes Gabriel, alle Möglichkeiten gab, die Dissertation zum Abschluss zu bringen und dabei selbst auf so Vieles verzichtete. Liebe Feli, lieber Gabriel, jetzt gehören die Wochenenden, Abende und Urlaube wieder nur euch und unseren Hunden Tommy und Annika.

Reichersbeuern, Sommer 2020.

## Inhalt

<b>1</b>	<b>Einordnung der Arbeit</b> .....	<b>1</b>
1.1	Motivation und Ziel .....	1
1.2	Die Selective Paste Intrusion - SPI .....	3
1.3	Problemstellung und Lösungsansatz .....	5
1.4	Aufbau der Dissertation .....	7
<b>2</b>	<b>Stand der Technik in der Additiven Fertigung</b> .....	<b>10</b>
2.1	Grundprinzipien der Additiven Fertigungsverfahren.....	10
2.2	Anfänge des additiven Fertigungs .....	10
2.3	Stand der Technik im Bauwesen .....	12
2.3.1	Ablegende Verfahren.....	12
2.3.2	Selektiv bindende Verfahren.....	14
2.3.3	Fazit zum Stand der Technik .....	26
<b>3</b>	<b>Zementleime für die SPI</b> .....	<b>28</b>
3.1	Aufbau der Leimuntersuchungen .....	28
3.2	Material .....	28
3.3	Herstellung der Zementleime.....	28
3.4	Hergestellte Zementleime.....	29
3.5	Mischungsstabilität der Zementleime (Bluten).....	30
3.5.1	Methodik zur Messung.....	30
3.5.2	Auswertung der Blutneigung der Zementleime.....	30
3.6	Bestimmung der rheologischen Eigenschaften der Zementleime: Fließgrenze und Viskosität.....	32
3.6.1	Physikalische Grundlagen .....	32
3.6.2	Beschreibung nicht-newtonscher Fluide und Modelle zur Auswertung der Fließgrenze und Viskosität .....	33
3.6.3	Messprofil zur rotatorischen Bestimmung der Fließgrenze und Viskosität.....	36
3.6.4	Auswertung der Fließgrenze und Viskosität .....	37
3.7	Bestimmung der rheologischen Eigenschaften der Zementleime: Thixotropie .....	40
3.7.1	Rheologische Grundlagen zur Thixotropie .....	40
3.7.2	Messprofil zur rotatorischen Bestimmung der Thixotropie .....	41
3.7.3	Auswertung der thixotropen Eigenschaften der Zementleime .....	42

---

3.8	Rohdichte der Leime .....	43
3.9	Verarbeitungszeitraum des SPI-Zementleims .....	44
3.9.1	Versuchsdurchführung zur Bestimmung des Verarbeitungszeitraums .....	44
3.9.2	Darstellung des Verarbeitbarkeitszeitraums .....	44
3.9.3	Exkurs: Optimierung des Verarbeitungszeitraums.....	45
3.10	Fazit – Auswahl geeigneter Zementleime .....	45
<b>4</b>	<b>Gesteinskörnung für die SPI.....</b>	<b>46</b>
<b>5</b>	<b>Vorversuche und Vorarbeiten zum Einfluss der Gesteinskörnung und der Zementleimrheologie bei Anwendung der SPI.....</b>	<b>48</b>
5.1	Aufbau der Vorversuche und Vorarbeiten .....	48
5.2	Methodik zur Bestimmung der Eindringtiefe.....	48
5.3	Methodik zur Bestimmung der Formtreue und Druckfestigkeit.....	48
5.4	Einfluss der Gesteinskörnung und der Zementleimrheologie auf das Eindringverhalten des Zementleims .....	49
5.5	Auswirkungen der Eindringtiefe auf die Formtreue.....	51
5.6	Auswirkung von Thixotropiermitteln auf die Formtreue und Festigkeit .....	53
5.7	Fazit hinsichtlich Wahl der rheologischen Eigenschaften und der Gesteinskörnung ....	54
<b>6</b>	<b>Bestimmung des Eindringverhaltens des Zementleims in das Gesteinskörnungsbett</b>	<b>55</b>
6.1	Aufbau der Eindringversuche .....	55
6.2	Methodik der Eindringversuche .....	55
6.3	Eindringverhalten in Abhängigkeit der Rheologie.....	56
6.4	Eindringverhalten in Abhängigkeit der Auftragsmenge und -geschwindigkeit.....	59
6.5	Fazit zur Bestimmung des Eindringverhaltens des Zementleims.....	60
<b>7</b>	<b>Modellentwicklung zur analytischen Berechnung der Eindringtiefe.....</b>	<b>61</b>
7.1	Aufbau der Modellentwicklung.....	61
7.2	Grundlagen zur Berechnung des Eindringverhaltens – das Darcy-Gesetz.....	63
7.3	Erweiterung des Darcy-Gesetzes zur Berechnung des Durchflusses eines Fluids mit Fließgrenze durch ein poröses Medium .....	64
7.4	Modell A: Herleitung eines Eindringmodells zur Berechnung einer statischen Leimauflast.....	66

7.5	Ausbreitungscharakteristik des Zementleims bei freiem Zementleimauftrag ohne Seitenbegrenzung und ihre Auswirkung auf die wirksame hydrostatische Höhe des Zementleims.....	70
7.6	Modell A+: Berücksichtigung der Ausbreitungscharakteristik des Zementleims .....	71
7.6.1	Modell A+: Modifikation von Modell A .....	71
7.6.2	Modell A+: Validierung.....	71
7.7	Modell B/B+: Umwandlung des Darcy-Gesetzes zu einem einfachen Eindringmodell ohne Einbeziehung der Porenstruktur und des Fließverhaltens der Leime.....	72
7.7.1	Modell B: Berechnung der Eindringtiefe nur mittels Ausbreitfließmaßbestimmung ...	73
7.7.2	Modell B: Validierung.....	73
7.7.3	Modell B+: Modifikation durch rheometrische Bestimmung der Fließgrenze .....	74
7.7.4	Modell B+: Validierung.....	74
7.8	Modell C/D: Modifikation und Erweiterung von Modell B+ durch Erfassung der Fließwiderstandes des Partikelbetts (Ersetzen des Koeffizienten $\alpha$ und $\beta$ ).....	75
7.8.1	Modell C/D: Herleitung.....	75
7.8.2	Modell C/D: Validierung in einem Porensystem mit Tetraederlücken .....	81
7.8.3	Modell C/D: Gegenüberstellung von Porensystemen mit oktraedrischen und tetraedrischen Lücken.....	85
7.9	Fazit und Empfehlung eines Modells zur Berechnung der Eindringtiefe.....	87
<b>8</b>	<b>Festbetoneigenschaften mittels SPI hergestellter Körper .....</b>	<b>89</b>
8.1	Aufbau des Festbetonabschnitts.....	89
8.2	Herstellung der Probekörper - Festlegung der Prüfrichtung.....	89
8.3	Bestimmung der Rohdichte und des Luftporengehalts am frischen Leim-Gesteinskörnungsgemisch.....	90
8.3.1	Methodik .....	90
8.3.2	Ergebnisse .....	90
8.4	Bestimmung der Rohdichte und des Luftporengehalts der erhärteten Probekörper .....	91
8.4.1	Methodik zur Bestimmung der Rohdichte.....	91
8.4.2	Methodik zur Bestimmung des Luftporengehalts .....	91
8.4.3	Ergebnisse .....	93
8.5	Bestimmung der Druckfestigkeit und Biegezugfestigkeit geschalter Referenzprobekörper in Abhängigkeit der Rohdichte.....	93
8.5.1	Methodik .....	93
8.5.2	Ergebnisse .....	93
8.6	Bestimmung der richtungsabhängigen Druckfestigkeit mittels SPI gedruckter Probekörper in Abhängigkeit der Rohdichte .....	94

---

8.6.1	Methodik .....	94
8.6.2	Ergebnisse .....	95
8.7	Bestimmung der Frost-Tausalz-Beständigkeit.....	96
8.7.1	Methodik der CIF und CDF Tests .....	96
8.7.2	Ergebnisse der CIF Prüfung .....	97
8.7.3	Ergebnisse der CDF Prüfung.....	99
8.8	Bestimmung des Karbonatisierungswiderstands.....	100
8.8.1	Methodik .....	100
8.8.2	Ergebnisse .....	101
8.9	Bestimmung des Chlorideindringwiderstands (RCM) .....	102
8.9.1	Methodik .....	102
8.9.2	Ergebnisse .....	103
8.10	Fazit der Festbetonuntersuchungen .....	104
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>106</b>
<b>10</b>	<b>Reflexion und Ausblick .....</b>	<b>112</b>
	<b>Abkürzungsverzeichnis .....</b>	<b>114</b>
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>119</b>
	<b>Anhang .....</b>	<b>130</b>



## 1 Einordnung der Arbeit

### 1.1 Motivation und Ziel

Bereits seit dem 15. Jhd. versuchen Ingenieure ihre Konstruktionen in ihrer Form und Funktion zu optimieren. Dabei orientierten sich die Konstrukteure häufig an Vorbildern aus der Natur. Dieses Vorgehen wird auch Bionik genannt. Ein sehr bekannter Vorreiter war Leonardo da Vinci, der bereits um 1500 für seine Flugapparate den Körperbau und das Flugverhalten der Vögel analysierte. Zugleich entwickelten sich die ersten Versuche, Leichtbauwerke zu errichten, nachdem dieses Wissen über viele Jahrhunderte verloren gegangen war. Einer der berühmtesten Vertreter des Leichtbaus aus der Antike ist wahrscheinlich das Pantheon in Rom aus dem 2. Jahrhundert. Bei diesem Kuppelbau beträgt das Verhältnis der Schalendicke zur Restkuppel nur 1/44 - für die damalige Zeit eine gewaltige Leistung. Zum Vergleich: ein Hühnererker weist zwischen der Schalendicke und dem umspannenden Volumen ein Verhältnis von 1/112 auf und stellte deshalb im 14./15. Jahrhundert für einige Baumeister ein Konstruktionsideal dar. Das Hühnererker diente u.a. Brunelleschi bei der Gestaltung der Kuppel von Santa Maria del Fiore in Florenz als Vorlage. Solche bionischen Konstruktionsprinzipien

wurden seitdem immer wieder im Bauwesen angewandt.<sup>1</sup>

Aktuell gewinnt gerade im Stahlbetonbau der Aspekt des Leichtbaus und der Materialeinsparung – vor allem aufgrund beginnender Ressourcenknappheit geeigneter Gesteinskörnung zur Betonherstellung<sup>2</sup> und des hohen Energiebedarfs sowie CO<sub>2</sub>-Ausstoßes der Zement- und Stahlherstellung – wieder große Bedeutung. Im Jahr 2015 verursachte die Zement- und Stahlherstellung fast 6% des weltweiten Energiebedarfs bzw. die Bauindustrie (inklusive der Zement- und Stahlherstellung) 11% des weltweiten CO<sub>2</sub> Ausstoßes<sup>3</sup>.

Folglich müssen sich die Konstruktionsprinzipien im Bauingenieurwesen weg von einer einfachen, massigen Bauweise immer mehr hin zu hoch materialsparenden und damit meist einhergehenden komplexeren Designs entwickeln. Ein möglicher Weg dabei ist, nach dem Designprinzip „form follows force“ die Bauteile nur noch dort zu materialisieren, wo tatsächlich Kräfte im Bauteil fließen, und somit dort Material wegzulassen, wo es nicht benötigt wird.

Aufgrund der oft sehr komplexen und individuellen Formgebung solcher Bauteile führt die Anwendung konventioneller

---

<sup>1</sup> Nachtigall and Pohl (2013); Nachtigall and Wisser (2013).

<sup>2</sup> Beiser (2016); Höflinger (2014); UNEP (2019).

<sup>3</sup> Salet and Wolfs (2016); Suhendro (2014); UNEP (2017).

Bauweisen, wie dem geschalteten Betonbau, zu hohen Kosten bzw. können nur unter Vereinfachungen der Konstruktionen angewendet werden. Additive Fertigungsverfahren (AF) jedoch können Freiform-Konstruktionen ohne die Zuhilfenahme von Schalungen, Formen oder Werkzeugen herstellen. Dies führt zu einer Entkopplung der Kosten von der Stückzahl und der Komplexität der hergestellten Bauteile<sup>4</sup>, siehe Abbildung 1.

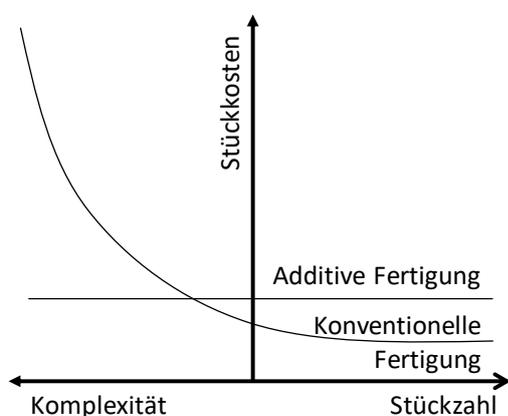


Abbildung 1: Tendenzieller Zusammenhang Kosten, Stückzahl und Komplexität bei konventioneller und additiver Fertigung

Daher ist die additive Fertigung für die Produktion kraftflussorientierter Bauteile prädestiniert. Anders als in anderen Industrien ist die additive Fertigung im Bauwesen noch nicht Stand der Technik. Jedoch rücken die additiven Fertigungsverfahren

immer mehr in den Fokus der Forschung, erster Pilotprojekte und Start-ups.

Erste Projekte weisen auf das enorme Potential der Ressourceneinsparung durch die Anwendung von additiven Fertigungsverfahren hin. Meibodi et al. sowie López et al.<sup>5</sup> zeigten, dass durch eine kraftflussoptimierte Konstruktion einer Decke, die nur mit Hilfe einer additiv gefertigten verlorenen Schalung umgesetzt werden konnte, bis zu 70 Vol.-% Material bei gleichem Lastabtrag eingespart werden kann. Einen Ansatz zur Materialeinsparung durch das direkte Drucken eines bewehrten Bauteils präsentierten u.a. Asprone et al.<sup>6</sup>. Auch der Einsatz an Stahlbewehrung lässt sich durch geschickte Konstruktion der Bauteile und bei Einsatz additiver Fertigungsverfahren reduzieren. Mata Falcon et al.<sup>7</sup> ermittelten eine potenziell mögliche Reduzierung der Mindestbewehrung bei gleicher angenommenen Rissbreite um bis zu 80%.

Hinzu kommen weitere ökologische und ökonomische Vorteile wie eine schnellere Produktion, das Wegfallen der Schalung (und damit Müll einsparung) und die Möglichkeit, völlig neue Wege in der Gestaltung von Bauwerken zu realisieren.<sup>8</sup>

<sup>4</sup> Agustí-Juan et al. (2017); Gebler et al. (2014); Zäh (2006).

<sup>5</sup> López López et al. (2014); Meibodi et al. (2017).

<sup>6</sup> Asprone et al. (2018); Menna (2017).

<sup>7</sup> Mata-Falcon et al. (2018).

<sup>8</sup> Agustí-Juan et al. (2017); Agustí-Juan and Habert (2017); Bos et al. (2016); de Schutter

et al. (2018); García de Soto et al. (2018); Gebler et al. (2014); Gosselin et al. (2016); Labonnote et al. (2016); Lim et al. (2016); Ma et al. (2018); Nerella et al. (2020); Reiter et al. (2018); Salet and Wolfs (2016); Wangler et al. (2016); WinSun and Kira (2015); Wu et al. (2016); Zhang and Khoshnevis (2013).

Die genannten Projekte und Literaturstellen zeigen das enorme Potential durch den Einsatz additiver Fertigungsverfahren im Bauwesen.

Eine Vielzahl der oben genannten Projekte beschäftigt sich mit ablegenden Verfahren, auch Extrusion genannt. Diese ermöglichen es, relativ große Bauteile aus Beton in relativ kurzer Zeit herzustellen. Zudem ist man in der Regel nicht durch einen Bauraum begrenzt. Nachteilig bei den ablegenden Verfahren ist jedoch die mangelnde Formfreiheit, da Überhänge nur mithilfe von Stützkonstruktionen realisiert werden können.<sup>9</sup>

Fast beliebig komplexe Überhänge können dagegen mit selektiv bindenden Verfahren realisiert werden.<sup>10</sup> In dieser Dissertation wird deshalb ein neuartiges selektiv bindendes Verfahren, die sogenannte Selective (Cement) Paste Intrusion – SPI (selektive (Zement-) Leim Intrusion) vorgestellt. Dort wird ein Partikelbett aus Gesteinskörnung mit Zementleim nur an den Stellen gebunden, an denen später das Bauteil entstehen soll. Durch die stützende Funktion der ungebundenen Partikel können fast beliebig überhängende Konstruktionen mit guter Oberflächenauflösung, hoher Festigkeit sowie Dauerhaftigkeit erzeugt werden.

Im Gegensatz zur Selective Cement Activation<sup>11</sup>, des alternativen selektiv bindenden Verfahrens zur AF von Betonbauteilen, zeichnet sich die SPI zum jetzigen Stand durch höhere Festigkeit und Dauerhaftigkeit sowie einfachere Entpackbarkeit aus.<sup>12</sup>

Ziel dieser Dissertation ist es, die material- und prozesstechnischen Grundlagen für eine größtmögliche Formtreue, Festigkeit und Dauerhaftigkeit von SPI-Konstruktionen aufzuzeigen.

## 1.2 Die Selective Paste Intrusion - SPI

Um ein Bindeglied zwischen den ablegenden Verfahren mit ihren hohen Festigkeiten sowie den partikelbettbasierten Verfahren mit ihrer hohen Oberflächenauflösung und erzielbaren Bauteilkomplexität bei gleichzeitig hoher Dauerhaftigkeit zu schaffen, beschäftigt sich der Autor seit 2015 mit der Selective Paste Intrusion – SPI. Bei der SPI wird allein der Sand als Trockenmaterial ausgebracht und die Verfestigung durch lokale Intrusion mit Zementleim erreicht, siehe Abbildung 2, Abbildung 3 und Abbildung 4.

<sup>9</sup> Henke (2016a); Weger *et al.* (2018a); Weger *et al.* (2018b).

<sup>10</sup> Henke (2016a); Lowke *et al.* (2018); Weger *et al.* (2018a); Weger *et al.* (2018b).

<sup>11</sup> Lowke *et al.* (2015b); Lowke *et al.* (2018); Lowke *et al.* (2020); Weger *et al.* (2020b).

<sup>12</sup> Weger *et al.* (2017); Weger *et al.* (2018b); Weger *et al.* (2018c).



Abbildung 2: Produktionsprozess SPI, lokaler Zementleimauftrag<sup>13</sup>



Abbildung 3: Mit SPI hergestelltes Rohr mit innerer Doppelverstrebung ( $d_{50} = 1,6$  mm)

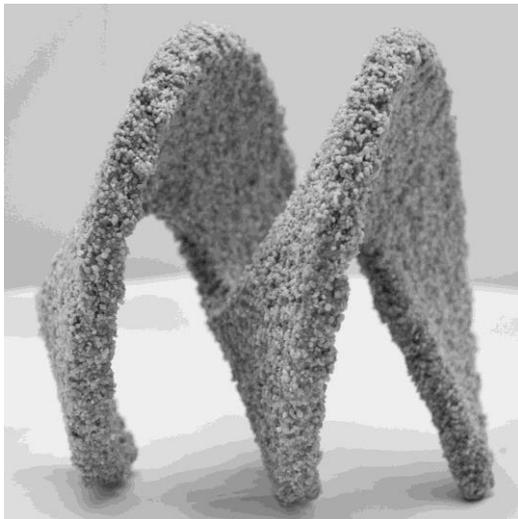


Abbildung 4: Mit SPI hergestellte Helix; Flügelstärke von 1,5 cm ( $d_{50} = 1,6$  mm) (Foto: C. Matthäus)

Bei dieser Variante können durch die größeren Sandpartikel im Größenbereich

$d_{50} \leq 2,6$  mm und damit einhergehenden höheren Schichtdicken größere Baugeschwindigkeiten als mit der Selective Binder (Cement) Activation SCA erzielt werden.

Durch das verfahrensbedingte Auffüllen eines bestehenden Korngerüsts können höhere Festigkeiten und Rohdichten und damit bessere Dauerhaftigkeitseigenschaften erzielt werden. Welche Festbeeigenschaften hier erreicht werden können, wird im Laufe dieser Dissertation dargestellt.

Der für die Untersuchungen in dieser Arbeit verwendete Versuchsaufbau des Druckers besteht aus einer konisch zulaufenden, runden Düse mit einem Innendurchmesser von 2 mm, die mit Hilfe eines x-y Portals über das Partikelbett mit Abmessungen von 305 mm auf 375 mm geführt wird. Die Höhe des Bauraums beträgt 250 mm.

Der Zementleim wird mittels einer per Schrittmotor gesteuerten Peristaltikpumpe aus einem Reservoir zur Düse gepumpt und gleichzeitig dosiert. Nach dem lokalen Zementleimauftrag auf dem Partikelbett, siehe Abbildung 2, wird die Bauplattform, auf der das Partikelbett flächig aufgebracht wird, um die gewünschte Schichtstärke nach unten gefahren, siehe Abbildung 5, und eine neue Partikelschicht aufgetragen (hier 3 mm), siehe Abbildung 6. Nach Beendigung des

<sup>13</sup> Weger *et al.* (2017).

Drucks kann das Bauteil aus dem Bau-  
raum ausgegraben werden, siehe Abbil-  
dung 7.



Abbildung 5: Produktionsprozess SPI, Schnitt durch den Bauraum und die Bauplattform<sup>14</sup>



Abbildung 6: Produktionsprozess SPI, Auftrag einer neuen Gesteinskörnungsschicht auf das Partikelbett<sup>15</sup>



Abbildung 7: Produktionsprozess SPI, fertiges Bauteil im Partikelbett<sup>16</sup>

Ein großer Vorteil ist hierbei der nahezu staubfreie Entpackungsprozess und die gute Rieselfähigkeit der ungebundenen Partikel, was eine leichte Entpackbarkeit zur Folge hat. Die nicht verfestigte Gesteinskörnung kann bei einem neuen Druck wiederverwendet werden.

### 1.3 Problemstellung und Lösungsansatz

Entscheidend für eine erfolgreiche Anwendung der SPI ist es, das **Eindringverhalten des Zementleims** in das Partikelbett kontrollieren zu können. Dazu ist eine fundierte Kenntnis über das Zusammenspiel der **Rheologie** der Zementleime und des **Fließwiderstands** des Partikelbetts nötig.

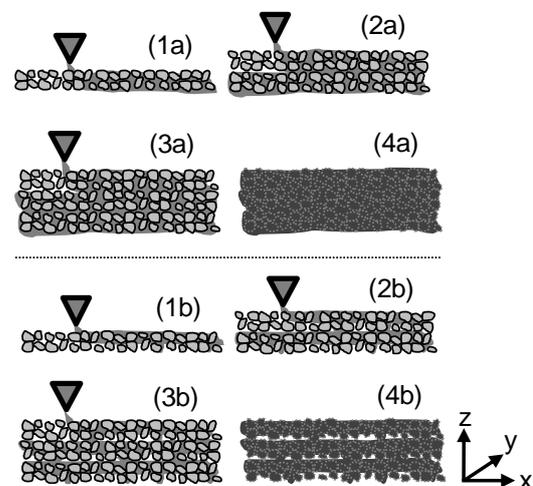


Abbildung 8: Produktionsprozess mit (1a–4a) vollständigem Schichtenverbund / Ausfüllung der Hohlräume und mit (1b–4b) unvollständigem Schichtenverbund / Ausfüllung der Hohlräume<sup>17</sup>

Vorarbeiten<sup>18</sup> zu dieser Dissertation zeigen u.a., dass der Zement eine **sehr hohe Fließfähigkeit** aufweisen muss,

<sup>14</sup> Weger *et al.* (2017).

<sup>15</sup> Weger *et al.* (2017).

<sup>16</sup> Weger *et al.* (2017).

<sup>17</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>18</sup> Lowke *et al.* (2018); Pierre *et al.* (2018), Weger *et al.* (2016a, 2016b), Weger *et al.* (2018a); Weger *et al.* (2018b); Weger *et al.* (2018c); Zimmermann (2017).

um in Abhängigkeit des Fließwiderstands des Partikelbetts zwischen den Partikeln hindurchfließen zu können und um die Schichten des Partikelbetts ohne das Zurückbleiben von **Hohlräumen völlig auszufüllen**, siehe Abbildung 8. Dies ist für eine hohe Festigkeit und Dauerhaftigkeit notwendig.

Zudem darf sich der **Zementleim** aufgrund seiner hohen Fließfähigkeit **nicht entmischen**.

Gleichzeitig muss der Zementleim kontrolliert und gleichmäßig in das Partikelbett eindringen und darf sich dort nicht über die **Soll-Abmessungen** des Körpers hinaus verteilen, siehe Abbildung 9.

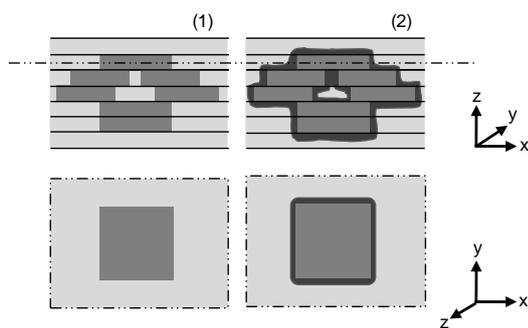


Abbildung 9: (1) Einfluss der Rheologie auf die Formtreue: Soll-Abmessungen des Objekts (mittelgraue Bereiche) und (2) unkontrolliertes Ausbreiten des Leims im Trockenbett (dunkelgraue Bereiche)<sup>19</sup>

Dies erfordert die **entgegengesetzten Fließeigenschaften**, wie sie für eine optimale Schichtendurchdringung notwendig sind und bedingt somit wiederum eine Begrenzung der Fließfähigkeit (und Eindringtiefe).

Für ein **gutes Ergebnis** hinsichtlich Formtreue sowie Festigkeit und Dauerhaftigkeit sind folglich die Wahl der Gesteinskörnung (Fließwiderstand) und der Zementleimrheologie (v.a. der Fließgrenze) entscheidend. Dabei muss ein **Optimum** zwischen einem möglichst guten **Eindringverhalten** (Schichtenverbund) und der **Formtreue** (Abweichungen von der Soll-Geometrie) gefunden werden, siehe Abbildung 10.

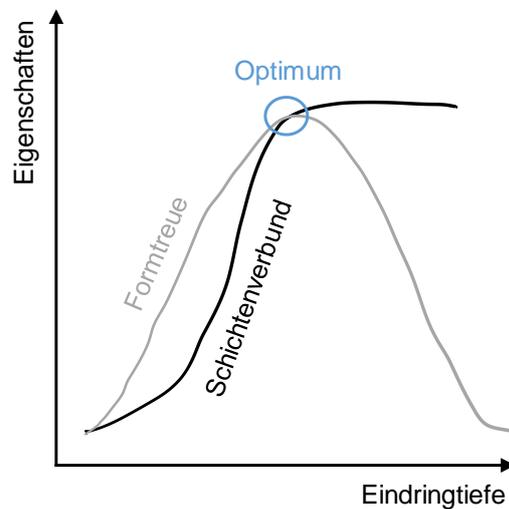


Abbildung 10: Schichtenverbund und Formtreue in Abhängigkeit der Eindringtiefe

Zusätzlich bestimmt die gewählte **Gesteinskörnung** nicht nur den Fließwiderstand, sondern auch **die maximal mögliche Schichtdicke** und das Erscheinungsbild der Oberfläche der fertigen Objekte. Daher sind Grenzen in der Anwendung des Größtkorns gesetzt.

Weitere wichtige Anforderungen sind eine **gleichbleibende Verarbeitbarkeit** des Leims über den ganzen Produktionsverlauf hinweg (bis zu 3 Stunden) sowie

<sup>19</sup> Weger *et al.* (2018b).

eine **möglichst schnelle Erstarrung und Erhärtung** des Leims nach Beendigung des Produktionsprozesses, um eine möglichst frühe Entpackbarkeit der Bauteile zu gewährleisten.

Bei einem Materialwechsel oder einer Chargenumstellung ist es bisher notwendig, material- und zeitaufwendige „**Trial and Error**“ Versuche zur Erprobung des Erfolgs einer für die Produktion gewählten Zementleim – Partikelbett – Schichtdicken – Kombination durchzuführen. Dies kann vor allem bei **Großgeräten** sehr **unwirtschaftlich** sein. Um diesem Vorgehen zukünftig zu entgehen, muss mithilfe von **einfachen Materialtests** (rheologische Parameter sowie Größe der Partikel im Druckbett) eine **Vorausage über die Eindringtiefe des Zementleims** und damit den Erfolg der Anwendung bei einer gewählten Schichtdicke getroffen werden können.

Daher soll die **Studie des Eindringverhaltens** des Zementleims **in Abhängigkeit der rheologischen Eigenschaften und der Eigenschaften des Partikelbetts** sowie die **Entwicklung eines funktionalen analytischen Modells** zur Berechnung der Eindringtiefe des Zementleims in das Partikelbett im Zentrum dieser Arbeit stehen.

Abschließend werden für die Abschätzung der Einsatzfelder für eine Anwendung des Verfahrens in der **Praxis die**

**Materialeigenschaften** (Festigkeit, Dauerhaftigkeit sowie potenziell richtungsabhängiges Materialverhalten) ermittelt.

#### 1.4 Aufbau der Dissertation

In Abbildung 11 und im folgenden Abschnitt wird der Aufbau der Dissertation vorgestellt.

Nach einer Erläuterung der Motivation und des Ziels der Arbeit in **Abschnitt 1.1** wird in **Abschnitt 1.2** die Funktionsweise der Selective Paste Intrusion – SPI vorgestellt. **Abschnitt 1.3** erläutert die Problemstellung hinsichtlich einer erfolgreichen Anwendung der SPI.

Zur besseren Einordnung der SPI gegenüber anderen Additiven Fertigungsverfahren wird in **Abschnitt 2** auf den Stand der Technik eingegangen.

**Abschnitt 3** beschreibt zum einen die Methodik zur Bestimmung der notwendigen Zementleimeigenschaften (Mischungsstabilität, Rheologie, Rohdichte, Verarbeitungszeitraum, Erstarrungs-/ Erhärtungszeit) und zum anderen die damit gemessenen Eigenschaften der in dieser Dissertation verwendeten Zementleime.

**Abschnitt 4** stellt die in dieser Arbeit verwendete Gesteinskörnung und deren Auswahlkriterien vor, die im Partikelbett Verwendung findet.

Die entwickelten Leime (*aus Abschnitt 3*) sowie die ausgewählte Gesteinskörnung für das Partikelbett (*aus Abschnitt 4*) werden in **Abschnitt 5** (und den folgenden

Abschnitten) eingesetzt. Dieser Abschnitt geht auf Vorarbeiten und Vorversuche ein, die zum Ziel haben, erste qualitative Rückschlüsse auf den Einfluss der rheologischen Eigenschaften des Zementleims und der Größe der Gesteinskörnung im Partikelbett auf das Eindringverhalten, den Schichtenverbund, die Druckfestigkeit und die Formtreue zu ziehen.

Daraus werden die Eindringversuche in **Abschnitt 6** entwickelt, um systematisch einzelne Einflussgrößen aus Rheologie (*aus Abschnitt 3*) und Partikelbetteigenschaften (*aus Abschnitt 4*) zu betrachten.

Um zukünftig auf aufwendige „Trial and Error“ Versuche verzichten zu können, um neue Zementleim – Partikelbettkombinationen zu testen, werden in **Abschnitt 7** vier analytische Modelle zur Berechnung der Eindringtiefe des Zementleims (*aus Abschnitt 6*) in Abhängigkeit der Eigenschaften des Partikelbetts vorgestellt bzw. entwickelt. Dafür werden zunächst die Grundlagen zur Berechnung von Fließbewegungen im Partikelbett bzw. in porösen Medien gelegt. Ziel dabei ist es, zumindest ein vereinfachtes Modell für eine schnelle Abschätzung der

Eindringtiefe des Zementleims mit einem Minimum an rheologischen Vorversuchen am Leim (*aus Abschnitt 3*) und den Eigenschaften des Partikelbetts (*aus Abschnitt 4*) sowie mindestens ein sehr genaues Modell zur Prognose der Eindringtiefe (Eingangsparemeter ebenfalls *aus Abschnitt 3 und 4*) bereitzustellen. Als Zielgenauigkeit der Modelle wird dabei eine Abweichung zu den realen Eindringtiefen in einer Größenordnung der kleinsten eingesetzten Gesteinskörnung ( $\rightarrow$  Genauigkeit  $\leq 1,2$  mm) angestrebt.

**Abschnitt 8** beschäftigt sich mit der Charakterisierung der Festbetoneigenschaften mittels SPI hergestellter Bauteile im Vergleich zu konventionell geschalteten Probekörpern gleicher Zusammensetzung. Hierzu werden richtungsabhängig die Druckfestigkeit sowie der Widerstand gegen Frost-Angriff, Frost-Tausalz-Angriff, Karbonatisierung und Chlorideindringung untersucht. Ergänzend wird noch die Biegezugfestigkeit des Materials bestimmt.

In **Abschnitt 9** erfolgt die Zusammenfassung der Dissertation, gefolgt von einem Ausblick in **Abschnitt 10**.

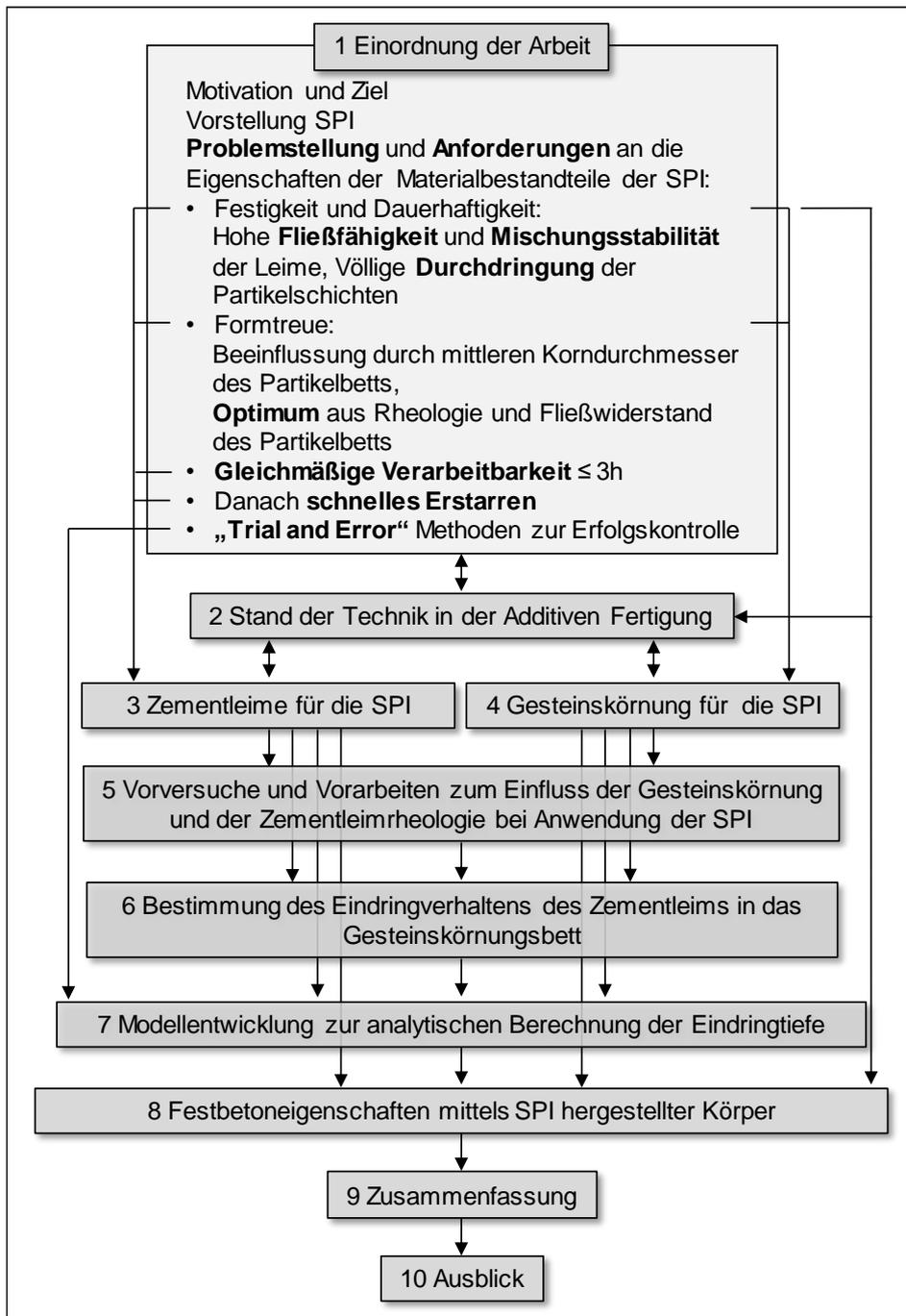


Abbildung 11: Aufbau der Dissertation

## 2 Stand der Technik in der Additiven Fertigung

### 2.1 Grundprinzipien der Additiven Fertigungsverfahren

Alle additiven Fertigungsverfahren (AF) funktionieren nach dem sog. Schichtbauprinzip. Das herzustellende Objekt wird mittels eines CAD (Computer-Aided Design) Programms dreidimensional erstellt. Dieses 3D Modell muss dann mittels eines Programms, des sogenannten Slicers, in 2D-Flächen zerlegt werden, deren Abstand der Schichtstärke des gewählten Verfahrens bzw. der gewünschten Schichtstärke entspricht. Hierbei ist zu beachten, dass mit sinkender Schichtstärke die Herstelldauer des Objektes in der Regel ansteigt. Diese Flächeninformationen werden an den 3D-Drucker gesendet und in einen Maschinencode, meist in einen „G-Code“, umgewandelt. Anschließend wird das Element wieder schichtweise zusammengesetzt, siehe Abbildung 12.

Der Vorteil an der AF ist, dass für die Produktion keine speziellen Werkzeuge benötigt werden und daher ohne Anpassung des Gerätes beliebige Formen erzeugt werden können. Somit sind die Produktionskosten unabhängig von der Komplexität und Stückzahl der Bauteile. Dies bringt vor allem bei der in der Bauindustrie üblichen Unikatfertigung große Vorteile.<sup>20</sup>

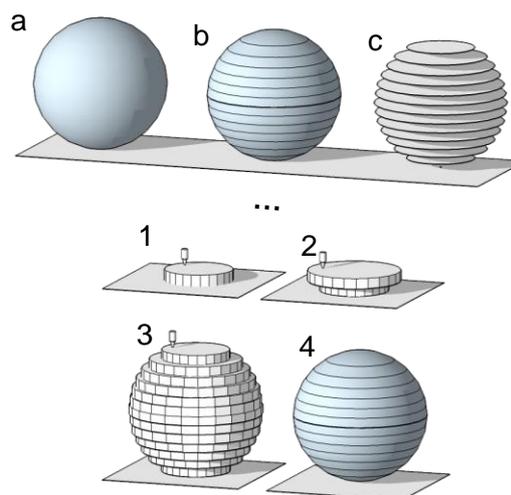


Abbildung 12: Schritte der digitalen Fertigung: (a) digitales Modell des Objekts, (b) Aufteilung des 3D Objekts entsprechend der Soll-Schichtdicke in Scheiben („slicing“ – Schritt 1), (c) Übertragung in 2D Flächeninformationen („slicing“ – Schritt 2), (...) Weiterleitung der 2D Schichtinformationen zur Maschine, (1) Herstellung der ersten Schicht, (2) Herstellung der zweiten Schicht, (3) Herstellung der letzten Schicht, (4) fertiggestelltes Objekt nach einer potentiellen Nachbehandlung<sup>21</sup>

### 2.2 Anfänge des additiven Fertigungs

Schon 1860 wurde von François Willème eines der ersten additiven Fertigungsverfahren präsentiert.



Abbildung 13: Aufnahme aus 24 Blickwinkeln von François Willème<sup>22</sup>

<sup>20</sup> Weger *et al.* (2018b); Zäh (2006).

<sup>21</sup> Weger *et al.* (2016a).

<sup>22</sup> Breuninger *et al.* (2013).

Dabei erstellte er ein 3D-Selbstbildnis, indem er sich aus 24 Blickwinkeln gleichzeitig fotografieren ließ und die Silhouette seines Abbildes ausschnitt und zusammenfügte<sup>23</sup>, siehe Abbildung 13.

32 Jahre später wurde von J.E. Blanthier ein Patent zur Herstellung von dreidimensionalen Landkarten angemeldet. Bei diesem „topographical relief maps“ genannten Verfahren werden Wachsplatten ausgeschnitten und schichtweise wieder verschmolzen<sup>24</sup>, siehe Abbildung 14.

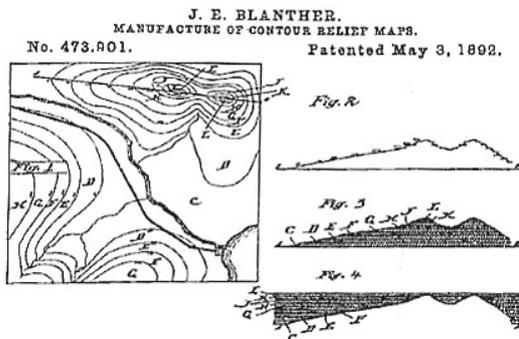


Abbildung 14: Topographical relief maps von J. E. Blanthier<sup>25</sup>

Ein paar Jahrzehnte später begründete 1951 Otto Munz mit seinem Patent zum „photo-glyph recording“<sup>26</sup> die Grundidee der heutigen Stereolithographie, der schichtweisen Verfestigung einer fotoaktiven Flüssigkeit durch eine Lichtquelle.<sup>27</sup>

Die Entwicklung des Lasers im Jahr 1960 durch Theodore Maimann<sup>28</sup> war Voraus-

setzung für die Begründung einiger Varianten aktueller additiver Fertigungsverfahren.

Das moderne additive Fertigen von Objekten wurde 1984 durch die Patentierung des Stereolithographie-Verfahrens begründet.<sup>29</sup> Zwei Jahre später nahm das selektive Binden von Partikeln mit der Erfindung des selektiven Sinterns von schichtweise aufgetragenen Pulvern durch einen Laser (Selective Laser Sintering – SLS) seinen Anfang.<sup>30</sup> Ein erster Ansatz zum selektiven Binden von Partikeln mit einem Bindermaterial wurde 1989 mit der Patentierung des „Three-Dimensional Printings“ (3DP) veröffentlicht.<sup>31</sup> Im Laufe der Jahre kam eine Vielzahl an additiven Fertigungsverfahren hinzu. Die Verfahren sind speziell auf die jeweilige Anwendung zugeschnitten, was die Verarbeitung vieler Materialien ermöglicht, wie u.a. Metall, Kunststoff, Glas und Keramik. Mittlerweile können auch zementbasierte Stoffe verarbeitet werden, die potenziell für die Verwendung als Baustoff geeignet sind. Das Verfahren, das vor allem in Privathaushalten am meisten Verbreitung gefunden hat, ist das sogenannte FLM (Fused Layer Modeling). Dabei handelt es sich um ein ablegendes Verfahren. Es werden Kunststoffe in einer Düse aufgeschmolzen und

<sup>23</sup> Breuninger *et al.* (2013).

<sup>24</sup> Breuninger *et al.* (2013).

<sup>25</sup> Breuninger *et al.* (2013).

<sup>26</sup> Munz (1951/1956).

<sup>27</sup> Breuninger *et al.* (2013).

<sup>28</sup> Breuninger *et al.* (2013).

<sup>29</sup> Hull (1984).

<sup>30</sup> Deckard (1986).

<sup>31</sup> Sachs *et al.* (1989); Yoo *et al.* (1993).

aus dieser herausgedrückt (extrudiert), um durch das Ablegen der Kunststoffbahnen das geplante Objekt herzustellen.<sup>32</sup>

### 2.3 Stand der Technik im Bauwesen

Für das Bauwesen kommen im Wesentlichen zwei Verfahren zum Einsatz: einerseits die in Forschung und Entwicklung mittlerweile weit verbreiteten ablegenden Verfahren, andererseits die selektiv bindenden, partikelbettbasierten 3D-Druck Verfahren.<sup>33</sup>

#### 2.3.1 Ablegende Verfahren

##### a) Extrusion

Eine Variante der ablegenden Verfahren wird auch als Extrusion(-sverfahren) bezeichnet. Hierbei wird Frischbeton durch eine Düse ausgebracht und die dabei entstehende Betonraupe schichtweise abgelegt, siehe Abbildung 15.

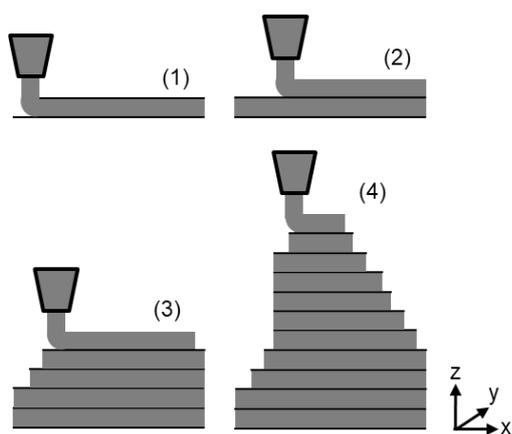


Abbildung 15: Funktionsprinzip extrudierender Verfahren: (1) Ablegen der ersten Frischbetonraupe, (2)-(4) Ablegen weiterer Schichten<sup>34</sup>

Vorreiter für die Anwendung der ablegenden Verfahren für die in größeren Maßstäben fertigende Bauindustrie war Behrokh Khoshnevis, der 2004 die Idee veröffentlichte, mittels Extrusion Wandelemente aufzubauen<sup>35</sup>. Dieses Verfahren hat sich seitdem als Contour Crafting etabliert<sup>36</sup>, siehe Abbildung 16 und Abbildung 17.



Abbildung 16: Wandelement hergestellt mit Contour Crafting<sup>37</sup>



Abbildung 17: Simulation der Produktion großer Gebäude<sup>38</sup>

Mittlerweile gibt es weltweit eine Vielzahl an Forschungsaktivitäten und Veröffentlichungen zu verschiedensten Themen und Varianten der ablegenden Verfahren

<sup>32</sup> Gebhardt (2016); Weger *et al.* (2018b).

<sup>33</sup> Lowke *et al.* (2018); Weger *et al.* (2018b).

<sup>34</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>35</sup> Khoshnevis and del Rey (2004).

<sup>36</sup> Khoshnevis (2007); Khoshnevis (2013); Zhang and Khoshnevis (2013).

<sup>37</sup> (2017b).

<sup>38</sup> (2017a).

(siehe u.a. die unten aufgeführten Arbeiten<sup>39</sup>) sowie erste kommerzielle Beton 3D-Druck Firmen, die die Herstellung ganzer Häuser anbieten, wie z.B. die amerikanische Firma Apis Cor<sup>40</sup> oder die chinesische Firma WinSun<sup>41</sup>. Des Weiteren wurden erste strategische Partnerschaften der Bauindustrie mit Anbietern von Lösungen zur Betonextrusion, wie z.B. die Allianzen des deutschen Schalungsherstellers Peri mit der dänischen Firma Cobod<sup>42</sup> oder des österreichischen Schalungsherstellers Doka mit der amerikanischen Firma des Beton 3D-Extrusion Pioniers Behrokh Khoshnevis<sup>43</sup>, geschlossen.

Die Schwierigkeit aller ablegenden Verfahren ist die komplexe Betontechnologie, die einerseits eine sehr gute Pumpbarkeit des Betons voraussetzt, andererseits jedoch unmittelbar nach Verlassen der Düse eine hohe Grünstandfestigkeit des Betons benötigt, wie einige ausgewählte Veröffentlichungen<sup>44</sup> zeigen.

An der Technischen Universität München wurden bisher zwei Schwerpunkte der Forschung im Rahmen der ablegenden Verfahren verfolgt: zum einen die Extrusion von hoch zugfestem Carbonfaserverstärktem Beton<sup>45</sup> und zum andern die Extrusion von Leichtbeton mit dem Ziel, wärmedämmende Außenwände wieder mit nur einem Material herstellen und auf zusätzliche wärmedämmende Maßnahmen verzichten zu können. Dies erfolgt u.a., um die Recyclbarkeit von Außenwänden zu vereinfachen und ressourceneffizienter zu bauen<sup>46</sup>.

#### b) Shotcrete 3D-Printing

Ein weiteres, erst seit wenigen Jahren an der TU Braunschweig erforshtes ablegendes Verfahren ist das sogenannte Shotcrete 3D Printing<sup>47</sup>, siehe Abbildung 18. Dabei wird Beton mit hohem Druck aus einer Düse (ähnlich zu Spritzbeton) in Lagen aufgebracht. Durch den hohen Druck erfolgt eine Vermischung der Lagen. Des Weiteren können Lagen aus

<sup>39</sup> Agustí-Juan *et al.* (2017); Agustí-Juan and Habert (2017); Bos *et al.* (2016); Buswell *et al.* (2018); Gebhardt (2016); Gebler *et al.* (2014), Henke *et al.* (2016b, 2017), Kruger *et al.* (2019), Le *et al.* (2012b, 2012b), Le *et al.* (2012a); Lilliman (2014); Lim *et al.* (2009); Lim *et al.* (2011); Lim *et al.* (2012); Lim *et al.* (2016); Lim *et al.* (2017); Loughborough University (2012); Matthäus *et al.* (2019); Menna (2017); Nerella *et al.* (2020); Perrot *et al.* (2016); Salet and Wolfs (2016); Sonebi *et al.* (2019); Strunge (2018); Wangler *et al.* (2016); Weller *et al.* (2015); Zhang and Khoshnevis (2013).

<sup>40</sup> 3dnatives (2018).

<sup>41</sup> WinSun and Kira (2015).

<sup>42</sup> PERI GmbH (2018).

<sup>43</sup> doka (2017).

<sup>44</sup> Buswell *et al.* (2018); Le *et al.* (2012a); Lilliman (2014); Perrot *et al.* (2016); Reiter *et al.* (2018); Roussel (2018); Strunge (2018); Wangler *et al.* (2016).

<sup>45</sup> Lauff, P., Fischer, O. (2018).

<sup>46</sup> Henke (2016a), Henke *et al.* (2016b, 2017), Matthäus *et al.* (2019).

<sup>47</sup> Herrmann *et al.* (2018); Kloft *et al.* (2019a); Kloft *et al.* (2019c); Kloft *et al.* (2019b); Krauss *et al.* (2018); Lindemann *et al.* (2018a); Lindemann *et al.* (2018b); Nolte *et al.* (2018).

der Horizontale heraus realisiert werden, siehe Abbildung 18 und Abbildung 19.

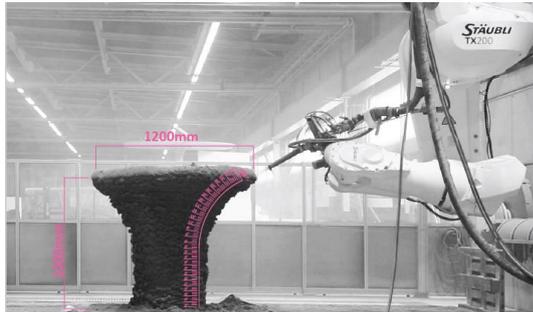


Abbildung 18: Shotcrete 3D Printing mit graduell gedrehten Schichten<sup>48</sup>

Das Verfahren bietet einen recht schnellen Baufortschritt und vorgefertigte Bewehrungskörbe können mit eingespritzt werden. Durch die hohen Durchflussraten und das Aufspritzen des Betons stellt dieses Verfahren von sich aus keine feine Oberflächenauflösung bereit. Die Oberfläche kann jedoch durch nachträgliche Nachbehandlung geglättet werden.

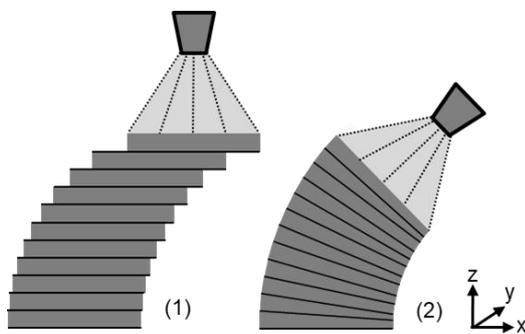


Abbildung 19: Prinzipskizze Shotcrete 3D Printing, (1) Horizontale Schichten, (2) im Raum graduell gedrehte Schichten<sup>49</sup>

### 2.3.2 Selektiv bindende Verfahren

Als Alternative zu den ablegenden Verfahren können im Bauwesen selektiv bindende Verfahren (oder „selective binding particle-bed 3D printing“<sup>50</sup>) angewendet

werden, um direkt Bauteile oder (verlorene) Schalungen aus zementhaltigem Material bzw. Polymer-gebundenen Sanden herzustellen, die dann mit Frischbeton ausgefüllt werden können, siehe Abbildung 20.

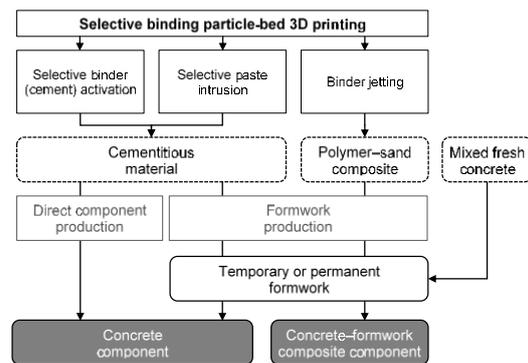


Abbildung 20: Klassifizierung von Partikelbett 3D Druck Techniken für die Herstellung von Betonelementen (Grafik: D. Lowke)<sup>51</sup>

Innerhalb eines Produktionsschritts wird zunächst nur eine nicht selbstständig erhärtende Schicht in der Endstärke aufgetragen und in einem zweiten Schritt nur an den Stellen mit einem Bindermaterial beaufschlagt, an denen das Material später erhärten soll. Dies bringt den Vorteil, dass das ungebundene Material gleichzeitig als Stützstruktur für die darüber liegenden, überhängenden, verfestigten Bereiche dient, siehe Abbildung 21. Dazu ist es möglich, die fertiggestellten Elemente bei Bedarf zur Erhöhung der Festigkeit und Dauerhaftigkeit (z.B. mit einem Harz) zu infiltrieren oder mit Wärme nachzubehandeln. Zur Produktion (verlorener) Schalungen für den Betonbau kann das in Abbildung 20 angesprochene

<sup>48</sup> Lindemann *et al.* (2018b).

<sup>49</sup> Weger *et al.* (2018a).

<sup>50</sup> Lowke *et al.* (2018).

<sup>51</sup> Lowke *et al.* (2018).

Binder Jetting Verfahren angewendet werden. Dabei wird ein flüssiger Binder, typischerweise ein Reaktionsharz, in ein Partikelbett eingebracht, wo es mit der dort vorhandenen Härterkomponente reagiert.

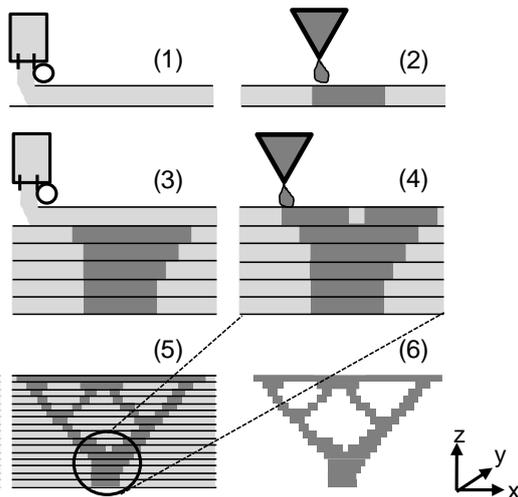


Abbildung 21: Funktionsprinzip selektiv bindender Verfahren: (1) Aufbringen der ersten Partikelschicht, (2) lokales Einbringen des Binders in die erste Partikelschicht, (3) Aufbringen der sechsten Partikelschicht, (4) lokales Einbringen des Binders in die sechste Partikelschicht, (5) fertig gestelltes, noch eingegrabenes Objekt, (6) Objekt nach der Entfernung der umgebenden ungebundenen Partikel<sup>52</sup>

Möchte man nur anorganische Komponenten für die Produktion von (verlorenen) Schalungen verwenden oder direkt Betonbauteile herstellen, kommen die Varianten Selective Binder (Cement) Activation oder Selective Paste Intrusion zum Einsatz. Dabei werden zementbasierte oder andere anorganische Materialien als Binder genutzt.

#### a) Selective Binder (Cement) Activation

Bereits im Jahr 1995 experimentierte Joseph Pegna im kleinen Maßstab mit einer Variante der Selective Binder Activation und setzte erstmals selektiv ausgebrachten Zement als Bindemittel auf Sandschichten ein<sup>53</sup>. Hierbei wurde Sand als Matrixmaterial appliziert und in einem zweiten Schritt selektiv Zement durch Auflegen einer Schablone als Reaktant ausgestreut. Danach wurden die Schichten verdichtet und der Zement durch Beaufschlagung mit Wasser in Form von Wasserdampf unter atmosphärischem Druck aktiviert, siehe Abbildung 22.

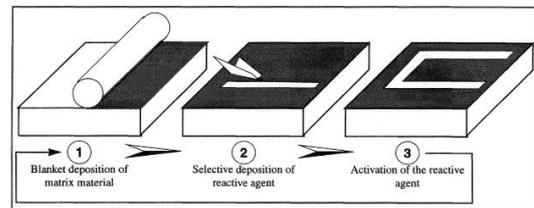


Abbildung 22: Produktionsprinzip von Pegna<sup>54</sup>

Dabei wurden hohle Bauteile mit einer Größe von  $7,6 \times 7,6 \times 15,2 \text{ cm}^3$  hergestellt. Nach sechs Monaten wurden u.a. die Druckfestigkeit und der E-Modul des Materials bestimmt. Die dafür verwendeten Prüfkörper wiesen eine Größe von  $16 \times 16 \times 15 \text{ mm}^3$  auf. Die ermittelten Werte zeigten ein anisotropes Materialverhalten für eine Belastung von  $0^\circ$  und  $90^\circ$  bezogen auf die Lasteinleitungsrichtung zu der Schichtung des Materials. So wurde bei relativ geringen E-Moduln bei  $90^\circ$

<sup>52</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>53</sup> Pegna (1995, 1997), Pegna *et al.* (1999).

<sup>54</sup> Pegna (1995).

eine Druckfestigkeit von 33,8 MPa (E-Modul 969 MPa) und bei 0° eine Druckfestigkeit von 28,3 MPa (E-Modul 660 MPa) erreicht.

Einige Jahre später etablierte Enrico Dini 2008 das sogenannte D-Shape Verfahren<sup>55</sup>. Dabei werden Portale mit einem Druckbereich in der Größenordnung von 4 x 4 m<sup>2</sup> und bis zu 300 Düsen genutzt, siehe Abbildung 23, um die Produktion großer Bauteile, wie bspw. die Herstellung einer Fußgängerbrücke in Madrid, mittels selektiven Bindens zu ermöglichen<sup>56</sup>, siehe Abbildung 24.



Abbildung 23: D-Shape: Druckportal<sup>57</sup>



Abbildung 24: Fußgängerbrücke in Madrid<sup>58</sup>

Für die Produktion werden die 3D Modelle in Objekte mit einer Schichtdicke von 5 mm umgewandelt und schrittweise

als Sandschichten ausgebracht. Die applizierten Schichten werden danach mit einem Binder selektiv in zwei bis vier Überfahrten des Düsenkopfes gebunden. Nach Fertigstellung wird nicht gebundenes Material entfernt und das Objekt mit einem zusätzlichen Binder infiltriert. Danach folgt das Sandstrahlen und Polieren des Elements.

Um auf dem Mond Bauteile für einen Außenposten herstellen zu können, verfolgte ein Projekt zusammen mit der ESA (European Space Research and Technology Centre) das Ziel, das D-Shape Verfahren in Kombination mit Mondgestein anwenden zu können<sup>59</sup>. Dabei wurde granulares Material mit pulverisiertem Metalloxid (z.B. MgO) gemischt und in 5 mm Schichten ausgebracht. Das selektive Binden wurde unter der Reaktion des Metalloxids mit Magnesiumchlorid (MgCl<sub>2</sub>) in einem „Wasser-Salz“ Binder erreicht. Wie beim sogenannten Sorel-Zement erzeugt eine exotherme Reaktion Magnesiumoxychlorid mit einer vereinfachten chemischen Zusammensetzung von Mg<sub>4</sub>Cl<sub>2</sub>(OH)<sub>6</sub>(H<sub>2</sub>O)<sub>8</sub>. Das Material ähnelte einem künstlichen Magnesiumcarbonat-Sandstein, der wiederum der Zusammensetzung eines natürlichen dolomitischen Sandsteins entspricht. Das Material erreichte eine Druckfestigkeit

---

<sup>55</sup> Cesaretti *et al.* (2014); Dini (2017).

<sup>56</sup> All3DP (2016).

<sup>57</sup> D-shape (2018).

<sup>58</sup> All3DP (2017).

<sup>59</sup> Cesaretti *et al.* (2014).

von 20,3 MPa und eine Biegezugfestigkeit von 7,1 MPa. Der E-Modul lag bei 2350 MPa.

Laut D-Shape ist es mittlerweile möglich, eine Vielzahl von Reaktanten / Bindern wie Portlandzementleim (siehe 2.3.2, b)), Sorelzementleim, Geopolymerleime, polymere Primer und andere Dispersionen einzusetzen. Jedoch muss deren kinematische Viskosität  $\leq 3^\circ\text{E}$  (Engergrad) =  $1,98 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$  liegen. Dazu können Gesteinskörnungen, rezyklierte Materialien oder expandierter Ton mit Korngrößen zwischen 0,2 und 5,0 mm sowie Fasern im Partikelbett eingesetzt werden.<sup>60</sup> Kennwerte der angesprochenen Materialkombinationen konnten zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Dissertation nicht ermittelt werden.

2010 nutzten Gibbons et al.<sup>61</sup> zementöse Verbundmaterialien in Kombination mit einer piezoelektrischen Druckertechnologie (Z-Corp, model Z402) für die Herstellung von Probekörpern mit einer Schichtdicke von 0,1 mm. Organische Additive wie Carboxymethylcellulose, Polyvinylalkohol und Glycerol (< 5 M.-%) wurden zum Pulver und/oder dem flüssigen Binder zugegeben, um die Auflösung und die Widerstandsfähigkeit der grünstandsfesten Strukturen zu verbessern. Neben den Additiven war die Hauptkomponente des Pulvers ein schnellerhärtender Ze-

ment und in der flüssigen Phase demineralisiertes Wasser. Die Partikelgrößenverteilung des Pulvers wurde an die des geschützten Basanit-basierten 3D-Druck Pulvers des Druckerherstellers angepasst. Die Biegezugfestigkeit wurde mittels eines 4-Punkt-Biegezugversuchs an Probekörpern mit einer Querschnittsfläche von  $21 \times 21 \text{ mm}^2$  bestimmt. Dabei erreichten die Probekörper Biegezugfestigkeiten von 0,8 MPa nach einer Lagerung von 1 d unter Wasser und 2,2 MPa nach 26 d unter Wasser. Die Probekörper wiesen nach der Herstellung ca. einen w/z-Wert von 0,2 und eine Rohdichte zwischen  $900 \text{ kg/m}^3$  und  $1300 \text{ kg/m}^3$  auf.

2014 publizierte Fromm die Idee, Bewehrung in selektiv gebundene Betonbauteile einzubringen, indem im Herstellungsprozess hohle, röhrenartige Kavitäten geschaffen werden, die in einem zweiten Schritt nach Fertigstellung und Ausgrabung des Bauteils mit Kunststoff oder flüssigem Metall gefüllt werden.<sup>62</sup>

Im selben Jahr beschrieb Fromm eine unbewehrte Variante des selektiven Bindens, bei der mittels Piezodüsen (Drucker: Voxeljet) eine Flüssigkeit auf ein Pulverbett aus Quarzsand, anorganischem Binder und einem Silicagemisch aufgebracht wird.<sup>63</sup> Die Flüssigkeit bestand aus einer anorganischen wässrigen Lösung mit einem pH-Wert von 11. Die Schichtstärken wiesen eine Dicke

<sup>60</sup> D-shape (2019).

<sup>61</sup> Gibbons *et al.* (2010).

<sup>62</sup> Fromm (2014b).

<sup>63</sup> Fromm (2014a).

zwischen 0,2 mm und 0,3 mm auf. Das Ziel der Untersuchung war, ein Material zu entwickeln, das homogen in feinen Schichtstärken ausgebracht werden konnte und eine hohe Formtreue ermöglichte, siehe Abbildung 25.

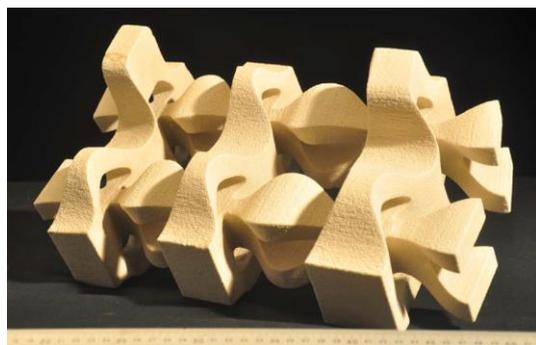


Abbildung 25: Parametrisches Objekt, welches nicht mit konventionellen Schalungsmethoden hergestellt werden kann<sup>64</sup>

Neben anderen Parametern wurden auch der E-Modul, die Druckfestigkeit und die Biegezugfestigkeit bei einer Schichtenorientierung von 0° und 90° nach 28 d Nachbehandlung unter Wasser und sofortigem Trocknen für 2 d bei 60°C bestimmt. Die Probekörpergrößen beliefen sich auf 10 × 10 × 10 mm<sup>3</sup> (Druckfestigkeit) und 10 × 10 × 40 mm<sup>3</sup> (Biegezugfestigkeit). Bei einer Orientierung von 90° konnte eine Druckfestigkeit von 13,4 MPa und eine Biegezugfestigkeit von 4,3 MPa gemessen werden. Bei einer Orientierung von 0° wurde eine leicht geringere Druckfestigkeit von 10,0 MPa und Biegezugfestigkeit von 4,1 MPa bestimmt. Die E-Modulprüfung ergab einen Wert von 548 MPa.

---

<sup>64</sup> Fromm (2014a).

<sup>65</sup> Rael and San Fratello (2017b).

Um neue Wege des Designs zu erforschen, zeigten Rael und San Fratello<sup>65</sup> 2013 eine Fallstudie namens „3D printed House 1.0“. Dabei wurden ausgewählte Bauteile des Hauses hergestellt. Bei einem späteren Bau des kompletten Objekts würden dann mittels einer 3D Drucker Farm kleine Bauteile produziert, die zu einem Haus zusammengesetzt werden. Teile der Außenwände wurden mit einem selektiv gebundenen, faserverstärkten Zement-Polymer-Gemisch hergestellt. Dazu wurden einige innere Bauteile mit einem druckbaren Salz-Polymer-Gemisch gedruckt. Beide Materialien wurden von Emerging Objects<sup>66</sup> entwickelt, die bereits einige unterschiedliche Materialien wie Acryl, Keramik, Schokolade, Metall, Nylon, Papier, Polylactide (PLA), Harz, Gummi, Sand, Tee und Holz für den 3D Druck verwendeten.



Abbildung 26: Projekt „bloom“<sup>67</sup>

2015 präsentierten Rael und San Fratello ein neues Projekt mit dem Namen

<sup>66</sup> Rael and San Fratello (2017a).

<sup>67</sup> Rael and San Fratello (2017b).

„bloom“<sup>68</sup>, einen 2,7 m hohen, freistehenden Pavillon mit einer Grundfläche von  $3,7 \times 3,7 \text{ m}^2$ , der aus 840 einzigartigen 3D gedruckten Bausteinen hergestellt wurde, siehe Abbildung 26. Das Pulverbett der selektiv gebundenen Bauteile bestand aus einem Zement-Komposit-Gemisch, hauptsächlich aus Weißzement (Eisenoxid-freien Portlandzement), um den Zement weißer erscheinen zu lassen und die Druckbarkeit zu verbessern.

Erste grundlegende und systematische Untersuchungen zur Materialtechnologie beim selektiven Binden mit zementbasierten Materialien wurden von Lowke et al.<sup>69</sup> zusammen mit dem Autor seit 2014 durchgeführt. Hier wurde der Einfluss des w/z-Wertes auf die Festigkeit von Objekten untersucht, die mittels der Selektiven Zementaktivierung (selective cement activation - SCA) hergestellt wurden, siehe Abbildung 27.



Abbildung 27: Mittels SCA gefertigtes Bauteil (Bild: D. Talke)

Bei dieser Variante des selektiven Bindens werden Betonbauteile durch das Aufsprühen einer wässrigen Lösung auf feine Zement-Gesteinskörnungsgemische mit einer Korngröße  $\leq 0,5 \text{ mm}$  gefertigt. Die Schichtdicke wurde zwischen 1 mm und 3 mm festgelegt. Bei 1 mm Schichtdicke erreichte das Material bei einer Orientierung von  $90^\circ$  eine Druckfestigkeit zwischen 5,3 MPa und 16,4 MPa und eine Biegezugfestigkeit zwischen 1,2 MPa und 5,3 MPa nach 7 d Lagerung bei  $20^\circ\text{C}$  und 65 % r.F. Die Festigkeiten erhöhten sich mit steigendem w/z-Wert. 2018 konnten dies Lowke et al.<sup>70</sup> durch  $^1\text{H-NMR}$  Messungen auf eine ungleichmäßige Wasserverteilung zwischen den Schichten zurückführen. In Bereichen mit einem niedrigen Wassergehalt wird die Zementhydratation behindert, was zu einem schwächeren Verbund der Schichten führt. Mit steigendem w/z-Wert steigt folglich die Durchdringung der Schichten mit Wasser, was wiederum den Schichtenverbund und die Festigkeit erhöht. Die vielversprechenden Untersuchungen des DFG-Projektes „Additive Fertigung freigeformter, bewehrter Betonbauteile durch selektives Binden mit calciumsilikatbasierten Zementen“ (2014-2018) im Rahmen des SPP 1542 (Schwerpunktprogramm „Leicht Bauen mit Beton - Grundlagen für das Bauen der Zukunft

<sup>68</sup> Rael and San Fratello (2017b).

<sup>69</sup> Lowke et al. (2015b).

<sup>70</sup> Lowke et al. (2018).

mit bionischen und mathematischen Entwurfsprinzipien“) führten zur Bewilligung eines DFG-Transferprojekts (2017 – 2020) („Industrieller 3D-Betondruck durch selektive Zementaktivierung - Verfahren, Material, Anwendungen“) mit dem Ziel, für die SCA zusammen mit einem Industriepartner einen Großdrucker mit 6 – 10 m<sup>3</sup> Bauraum zu entwickeln und zu bauen. In diesem Rahmen wurde 2019 von Talke et al.<sup>71</sup> ein neu entwickeltes Druckerkonzept für die SCA vorgestellt. Dabei wurde ein neuartiges Ausbringersystem für das Trockengemisch des Partikelbetts mit einer Verdichtungswalze kombiniert, um Schichtdicken von 1 mm herzustellen. Um die Trockenschichten besser durchdringen zu können, wurde ein Druckkopf mit 32 Einzeldüsen entwickelt, deren Druck variabel eingestellt werden kann. Der Bauraum des Versuchsdruckers umschließt 450 x 600 mm<sup>2</sup>. Weiterführende Untersuchungen aus 2020 von Lowke et al.<sup>72</sup> zeigten, dass die Partikelgrößenverteilung der Gesteinskörnung, die Zugabe von Methylcellulose und die Wasserauftragsart einen großen Einfluss auf die Eigenschaften von SCA-Bauteilen haben. Des Weiteren bestätigte sich der Einfluss des w/z-Wertes. Dabei wurden Druckfestigkeiten von 15,5 MPa ohne Nachbehandlung bei der Schichtorientierung von 90° erreicht. Die Rohdichte des Materials

lag dabei bei 1600 kg/m<sup>3</sup>. Unter Berücksichtigung, dass es sich dabei um einen Leichtbeton handelt, bewegen sich die Festigkeiten auf dem Niveau anderer Leichtbetone ähnlicher Rohdichteklassen. Eine Untersuchung der Mikrostruktur des Materials mittels  $\mu$ CT (Mikro-Computertomographie) und MIP (Mercury intrusion porosimetry / Quecksilberdruckporosimetrie) zeigte eine Erhöhung der Homogenität zwischen / in den Schichten bzw. eine geringere Porosität bei der Erhöhung des w/z-Wertes, was mit einer Steigerung der Festigkeit, jedoch aber mit einer Verringerung der Formtreue einherging. Den gleichen Effekt (Festigkeit, Formtreue) wies die Erhöhung des Größtkorns der Gesteinskörnung auf. Eine Steigerung des Drucks des Wasserstrahls von 0,3 auf 0,8 bar zeigte nur einen geringen Effekt auf Festigkeit und Formtreue. Jedoch bewirkte der gesteigerte Druck eine Erhöhung der Porosität und eine Verringerung der Homogenität. Die Zugabe von Methylcellulose in das Trockengemisch des Partikelbetts steigerte die Festigkeit und Formtreue der Bauteile. Dabei verringerte sich jedoch die Homogenität und erhöhte sich die Porosität des Festbetons. Zusätzlich zeigten Weger et al. 2020<sup>73</sup>, dass anstelle von quarzitischer Gesteinskörnung auch Leichtzuschläge eingesetzt werden können. Dadurch konnte die Rohdichte auf

---

<sup>71</sup> Talke et al. (2019).

<sup>72</sup> Lowke et al. (2020).

<sup>73</sup> Weger et al. (2020b).

1040 kg/m<sup>3</sup> bzw. 1015 kg/m<sup>3</sup> (mit zusätzlichem Einsatz von Methylcellulose) und die Wärmeleitfähigkeit von 0,97 W/mK (mit quarzitischer Gesteinskörnung) auf bis zu 0,22 W/mK reduziert werden. Des Weiteren wurde eine Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Druckrichtung festgestellt.

Ein alternatives Material wurde von Xia und Sanjayan 2016 für einen Geopolymer-basierten, selektiv bindenden additiven Fertigungsprozess entwickelt.<sup>74</sup> Das trockene Partikelbett des 3D-Druck Verfahrens bestand aus einem Gemisch von feinem Sand mit einer mittleren Korngröße von 0,184 mm, Hüttensand und granulierten anhydridischem Natrium-Metasilikat mit einer chemischen Zusammensetzung von 50,7 M.-% Na<sub>2</sub>O, 47,0 M.-% SiO<sub>2</sub> und 2,3 M.-% H<sub>2</sub>O. Als flüssiger Binder wurde eine kommerziell erhältliche wässrige Lösung (hauptsächlich bestehend aus Wasser mit 2-Pyrrolidon) eingesetzt. Zur Herstellung der Probekörper wurde eine 3 mm starke Grundschicht aufgebracht. Die Schichtdicke während des Produktionsprozesses betrug 0,1 mm. Jede Trockenschicht wurde mit einer Walze nach Aufbringung auf die vorherige Schicht verdichtet. Der Binder wurde mittels drop-on-demand Technologie (Piezodüsen) auf die Oberfläche aufgesprüht. Die spezifische Auflösung des verwendeten Druckers (ZPrinter 150, Z-

Corp) betrug 300 × 450 dpi und der Bau- raum maß 185 × 236 × 132 mm<sup>3</sup>. Neben Pulvercharakterisierungen wurde eine Bestimmung der Dimensionstreu, der Druckfestigkeit und der Rohdichte durchgeführt, siehe Abbildung 28.

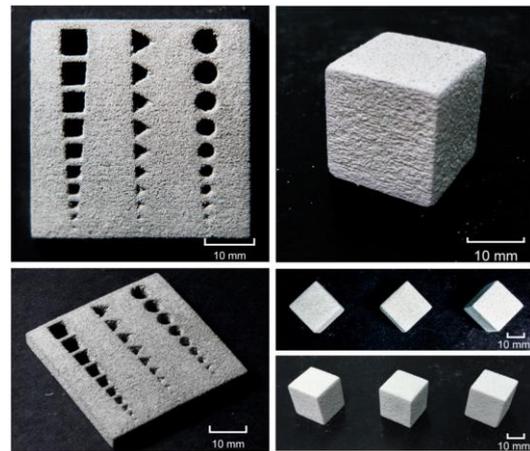


Abbildung 28: Probekörper zur Bestimmung der Formtreue (links) und zur Bestimmung der Festigkeit (rechts)<sup>75</sup>

Ohne Nachbehandlung wurde eine Druckfestigkeit von 0,91 MPa für eine Schichtorientierung von 90° und 0,76 MPa für eine Schichtorientierung von 0° festgestellt. Probekörper, die nach dem Druckprozess für 7 d bei 60°C in einer gesättigten anhydridischen Natrium-Metasilikat Lösung (SASMS) lagerten, erreichten eine Druckfestigkeit von 16,5 MPa für eine Schichtorientierung von 90° und 15,7 MPa für eine Schichtorientierung von 0°. Die gesteigerte Festigkeit wurde vermutlich durch einen fortschreitenden Geopolymerisierungsprozess in Anwesenheit der alkalischen Lösung verursacht. Bei weiterführenden Untersuchungen im Jahr 2018

<sup>74</sup> Xia and Sanjayan (2016).

<sup>75</sup> Xia and Sanjayan (2016).

druckten Xia et al.<sup>76</sup> Würfel mit 20 mm Seitenlänge und einer Schichtdicke von 0,1 mm, um den Einfluss des Bindergehalts zu untersuchen. Hierbei wurden mit gesteigertem Bindergehalt höhere Druckfestigkeiten von bis zu 1,3 MPa (0°) und 0,8 MPa (90°) ohne Nachbehandlung sowie 19,3 MPa (0°) und 17,2 MPa (90°) mit Nachbehandlung (Lagerung bei 60°C über 7 d in gesättigter anhydridischer Natrium-Metasilikatlösung) erreicht, jedoch unter abnehmender Formtreue der Würfel. Die Ergebnisse ähneln den bereits zuvor erläuterten Zusammenhängen zwischen w/z-Wert und Festigkeiten bei zementbasierten Bindersystemen. Des Weiteren wurde von Xia und Sanjayan 2018<sup>77</sup> der Einfluss unterschiedlicher Nachbehandlungsmethoden auf die Festigkeit von Geopolymer-basierten Bindersystemen untersucht. Dabei zeigten die Probekörper (nach einer Lagerung in Leitungswasser, drei alkalischen Lösungen und drei Flugasche-basierten Geopolymerleimen bei 25°C, 40°C, 60°C und 80°C) nach 7 d Lagerung bei einer Temperatur von 60°C in einer Natriumsilikat- / Natriumhydroxidlösung die höchste Festigkeit von 30 MPa (Belastungsrichtung 90°). 2019 befassten sich Xia et al.<sup>78</sup> unter anderem mit dem Einfluss von Flugaschezugabe auf die Druckbarkeit, Festigkeit und Formtreue von Geopolymer-

materialien. Dabei konnte gezeigt werden, dass der Flugaschegehalt keinen Einfluss auf die Ausbringbarkeit des Pulverbetts hatte, jedoch das Eindringverhalten des Binders sowie die Festigkeit und Formtreue beeinflusste. Dabei stieg die Eindringzeit des Binders mit steigendem Flugaschegehalt und damit steigender Feinheit des Partikelbetts an. Dazu stieg die Eindringtiefe des Bindertropfens. Dazu passend nahm auch die Formtreue der Probekörper (in der Höhe) mit steigendem Flugaschegehalt ab. 2019 und 2020 ergänzten Nematollahi et al.<sup>79</sup> die Untersuchungen rund um die Nachbehandlung von Geopolymer-basierten Probekörpern unter Umgebungsbedingungen (Temperatur), da die Lagerung unter erhöhten Temperaturen als sehr energieintensiv bewertet wird. Dabei wurden nach einer Lagerung von 7 d in Natrium oder Kalium-basierten Aktivatoren nach 28 d die höchsten Druckfestigkeiten erreicht. Würfel, die in einem Medium mit 12,7 M.-% Na<sub>2</sub>O nachbehandelt wurden, erzielten bei einer Belastungsrichtung von 90° die höchste Druckfestigkeit von 27,1 MPa.

Das Start-up Unternehmen CONCR3DE<sup>80</sup> nutzt ein „anorganisches polymeres Pulver“ in Kombination mit einem großformatigen Inkjet 3D Drucker,

---

<sup>76</sup> Xia et al. (2018).

<sup>77</sup> Xia and Sanjayan (2018).

<sup>78</sup> Xia et al. (2019b).

<sup>79</sup> Nematollahi et al. (2019, 2020).

<sup>80</sup> CONCR3DE (2018).

um Elemente für architektonische, restaurierende und industrielle Anwendungen herzustellen. Das gebundene Material ähnelt dem Aussehen von Sandstein, siehe Abbildung 29.



Abbildung 29: Lampe mit korallischem Aussehen<sup>81</sup>  
 2017 nutzen Sharkor et al.<sup>82</sup> einen kommerziellen 3D Drucker mit Piezotechnologie, um Objekte in einem zementhaltigen Pulverbett herzustellen. Die Hauptbestandteile des zementhaltigen Pulvers waren 30,8 % Portlandzement (CEM I), 64,7 % Kalziumaluminatzement (CAC) und 4,5 % Lithiumcarbonat zur Erstarungsbeschleunigung. Die flüssige Phase bestand aus einem kommerziell erhältlichen Gemisch aus Wasser und 5 - 10 % Polyvinylalkohol oder Glycerol (Befeuchtungsmittel) oder Methanol (20 Vol.-% des Binders). Die kubischen Probekörper wiesen eine Kantenlänge von 20 mm auf und wurden mit unterschiedlichen Wassergehalten hergestellt. Die Ergebnisse zeigten mit steigendem

Wassergehalt steigende Festigkeiten nach 28 d Lagerung unter Wasser von 3,1 MPa auf 8,3 MPa. Die Untersuchungen von Xia et al.<sup>83</sup> bestätigten diese Ergebnisse. Hierbei wurden mit einer Mischung aus Portlandzement, amorphem Kalziumaluminat und feinem Quarzsand Druckfestigkeiten von 8,4 MPa (Belastungsrichtung 90° zu den Schichten) und 7,5 MPa (0°) erreicht. Auch hier stieg die Druckfestigkeit mit steigendem Wassergehalt und die Formtreue der Würfel nahm ab. Shakor et al.<sup>84</sup> veröffentlichten 2019 Ergebnisse u.a. zum Einfluss einer Trocknung bei 40°C nach einer Unterwasserlagerung auf die mechanischen Eigenschaften. Dazu wurden Würfel, hergestellt aus einem Gemisch aus Portlandzement (CEM I), Kalziumaluminatzement (CAC) und feinem Quarzsand, mit einer Seitenlänge von 20 mm in einem Wasserbad nachbehandelt. Wie bereits bei den Untersuchungen zuvor zeigten sich auch hier höhere Festigkeiten bei höheren Wassergehalten im Partikelbett, unabhängig von der gewählten Nachbehandlungsart und -dauer. Dazu stiegen die Druckfestigkeiten mit steigender Nachbehandlungsdauer. Nach 28 d Lagerung unter Wasser konnte eine Druckfestigkeit (90°) von 14,7 MPa erreicht werden, wenn der Probekörper unmittelbar vor der Prüfung bei 40°C im Ofen gelagert wurde. Bei direkter Prüfung ohne

<sup>81</sup> CONCR3DE (2018).

<sup>82</sup> Shakor et al. (2017).

<sup>83</sup> Xia et al. (2019a).

<sup>84</sup> Shakor et al. (2019).

Trocknung bei erhöhter Temperatur erzielten die Würfel eine niedrigere Druckfestigkeit von 4,8 MPa.

Shakor et al.<sup>85</sup> zeigten 2020 einen Vergleich von zwei Probekörperserien mit vergleichbarer Partikelgrößenverteilung, wovon die eine mit einem kommerziell erhältlichen Gipspulver und die andere mit einem zementbasierten Partikelgemisch gedruckt wurde. Dabei wies der Zementanteil der zementbasierten Trockenbettmischung ein Verhältnis von 67,8 % Kalziumaluminatzement (CAC) zu 32,2 % Portlandzement (CEM I) auf. Dazu war der gesamten Mischung Lithiumcarbonat als Beschleuniger zugemischt (4,5 %). Die mit der Gipsmischung gedruckten Würfel (Seitenlänge von 20 mm und mit Schichtdicke von 0,1 mm) erzielten eine bessere Formtreue, wohingegen die zementbasierten Probekörper höhere Festigkeiten zeigten. Auch bei diesen Versuchsreihen stieg die Druckfestigkeit (90°) mit steigendem w/z-Wert (max. 2,8 MPa nach 28 d). Dazu fiel die Porosität mit steigendem w/z-Wert.

Diese Werte bestätigen den von Lowke et al.<sup>86</sup> beschriebenen Effekt der steigenden Festigkeiten und sinkenden Porosität bei steigendem Wassergehalt.

### b) Selective Paste Intrusion

Seit 2014 wird vom Autor die Selective Paste Intrusion im Rahmen des DFG Projekts „Additive Fertigung frei geformter, bewehrter Betonbauteile durch selektives Binden mit calciumsilikatbasierten Zementen“ erforscht. Das Projekt war Teil des DFG Schwerpunktprogramms 1542: „Leicht Bauen mit Beton - Grundlagen für das Bauen der Zukunft mit bionischen und mathematischen Entwurfsprinzipien“. Erste Ergebnisse zur SPI veröffentlichten Weger et al. 2016<sup>87</sup>. Dabei konnten unter anderem Druckfestigkeiten von bis zu 76 MPa bei nahezu isotropen Bauteilverhalten, gute Dauerhaftigkeit (w/z-Wert < 0,4) bei Normalbetonrohdichten (> 2100 kg/m<sup>3</sup>) erreicht werden<sup>88</sup>. Weitere Ergebnisse werden im Verlauf dieser Arbeit vorgestellt.

Die SPI erfuhr auch bereits eine erste industrielle Anwendung. 2018 zeigten Prasittisopin et al.<sup>89</sup> eine Umsetzung der SPI auf den Druckern von D-Shape (siehe Abschnitt 2.3.2, a)). Laut D-Shape (Stand 2019) soll das Verfahren in Druckergößen von bis zu 12 x 12 x 10 m<sup>3</sup> eingesetzt werden können, um die Produktion ganzer Häuser zu realisieren. Dabei werden laut Hersteller bei einer Schichtdicke von 5 mm und einem Größtkorn von 4 mm Druckfestigkeiten von 37,3 MPa (senkrecht zu den Schichten, 90°) und

---

<sup>85</sup> Shakor et al. (2020).

<sup>86</sup> Lowke et al. (2015b); Lowke et al. (2018); Lowke et al. (2020).

<sup>87</sup> Weger et al. (2016a, 2016b).

<sup>88</sup> Weger et al. (2018b).

<sup>89</sup> Prasittisopin et al. (2018).

33,8 MPa (parallel zu den Schichten, 0°) erreicht. Dazu werden Zugfestigkeiten von 3,4 MPa (90°) und 3,2 MPa (0°) gezeigt. Die Dichte des Materials liegt dabei bei 2150 kg/m<sup>3</sup> bei einer Porosität von 2,5 %.<sup>90</sup> Wie bereits in Abschnitt 2.3.2, a) erwähnt, müssen laut D-Shape für ihr Verfahren die Zementleime sehr niedrige dynamische Viskositäten von  $\leq 3^{\circ}E$  (Engergrad) =  $1,98 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$  aufweisen.<sup>91</sup> Bei einer Zementleimrohddichte von 2100 kg/m<sup>3</sup> bedeutet dies eine plastische Viskosität von kleiner als 0,04 Pa·s. Nach Erfahrung und Einschätzung des Autors ist diese Viskosität ohne die Zugabe weiterer Additive als Fließmittel nur mit w/z-Werten  $\geq 0,4$  zu erreichen (siehe 3.6.4, b)). Bei diesen w-z-Werten ist jedoch bereits mit ersten Bluterscheinungen und einer Sedimentation der Zementpartikel im Leim zu rechnen (siehe Abschnitt 3.5.2). Dies könnte kurz- und längerfristig einen negativen Einfluss auf die Dauerhaftigkeit und Festigkeit von großen Bauteilen (und von direkt in Gänze gedruckten Häusern) haben.

#### c) Binder Jetting

Voxeljet<sup>92</sup> nutzt die sog. Pulverbett Binder Jetting Technologie (powder-bed Binder Jetting), um klein- sowie großformatige Elemente mit Schichtdicken zwischen 0,15 mm und 0,30 mm mit einer

Auflösung von 300 dpi bzw. 600 dpi abhängig vom verwendeten Material herzustellen. Das System nutzt unterschiedliche Pulver-Binder-Kombinationen: a) als Pulverbett Quarzsand mit einer mittleren Korngröße von 0,2 mm in Kombination mit einem Furanharz Binder oder einem Phenolharz Binder und b) als Pulverbett PMMA mit einer mittleren Korngröße von 0,055 mm oder 0,085 mm in Kombination mit einem „PolyPor“ Binder. Mit einem Furanharz Binder können Biegezugfestigkeiten  $> 2,2 \text{ MPa}$  erreicht werden. Mit Phenolharz werden Biegezugfestigkeiten zwischen 2,5 MPa und 5,0 MPa angegeben. „PolyPor“ erzeugt in Kombination mit PMMA Zugfestigkeiten von bis zu 4,3 MPa. Die Binder Jetting Technologie wird unter anderem verwendet, um verlorene Freiform-Schalungen für Beton herzustellen. Abhängig von der Geometrie, können die Herstellungskosten und die Herstellungszeit kürzer sein als für alternative Herstellungsmethoden wie computergestütztes Fräsen von Schäumen. Solche gedruckten Schalungen wurden für die komplexen Bauteile des Schweizer Pavillons „Incidental Space“ auf der Biennale in Venedig 2016 eingesetzt<sup>93</sup>.

Eine ähnliche Technik nutzt das Projekt Viridis 3D<sup>94</sup>, um mit Hilfe eines Industrieroboters Formen für die Gießereiindustrie herzustellen, siehe Abbildung 30.

<sup>90</sup> Dini Engineering (2019).

<sup>91</sup> D-shape (2019).

<sup>92</sup> voxeljet (2017).

<sup>93</sup> Dillenburger (2016).

<sup>94</sup> Viridis3D (2017).



Abbildung 30: Industrieroboter zur additiven Fertigung mittels selektiven Bindens<sup>95</sup>

Der Roboter ist mit einem kombinierten Sandausbringer und Druckkopfsystem ausgestattet, das Silikasand mit einer Schichthöhe von 0,2 mm bis 0,5 mm ausbringt. Das Partikelbett wird anschließend mit einem modifizierten Furanbinder gebunden. Die Festigkeit des Materials ohne Nachbehandlung bewegt sich um 1,2 MPa. Die Art der Festigkeitsbestimmung (Druck, Biegezug oder Zug) ist dem Autor nicht bekannt. Nach einer Wärmenachbehandlung im Ofen bei 177°C erreicht das Material eine Festigkeit von 2,6 MPa.

Unter dem Hauptaugenmerk des Designs präsentierten Hansmeyer und Dillenburger 2013 einen 3,5 m hohen, mit der Binderjet Technologie hergestellten Raum namens „Digital Grottesque“<sup>96</sup>, siehe Abbildung 31.

Das Ziel des Projekts war, die Grenzen von digitalen Formfindungs-Algorithmen auszuloten, das Potential pulverbett-ba-

sierter Binderjet Verfahren in der Architektur zu visualisieren und die möglichen Auflösungen greifbar zu machen.



Abbildung 31: Digital Grottesque - Grotto II<sup>97</sup> (Photo: Fabrice Dall'Anese)

### 2.3.3 Fazit zum Stand der Technik

Auf dem Feld der **ablegenden und selektiv bindenden Verfahren** wurden im Bausektor bereits große Fortschritte erzielt. Jedoch lagen bisher vor allem die **ablegenden Verfahren** im Fokus der Forschung und Entwicklung, da diese in der Lage sind, mit Schichtdicken im Zentimeterbereich sehr schnell große Elemente zu fertigen, und auf keinen definierten Bauraum festgelegt sind. Der bei den ablegenden Verfahren bestehende Nachteil ist die relativ niedrige Oberflächenauflösung und die fehlende Möglichkeit, Überhänge ohne zusätzliche Stützkonstruktionen herstellen zu können, was

<sup>95</sup> Viridis3D (2017).

<sup>96</sup> Hansmeyer and Dillenburger (2017).

<sup>97</sup> Hansmeyer and Dillenburger (2017).

die erreichbare Komplexität der Bauteile einschränkt.

Mit **selektiv bindenden Verfahren** können mit Schichtdicken im Millimeterbereich tendenziell wesentlich höhere Oberflächenauflösungen und, gestützt durch das umliegende ungebundene Material, fast beliebig komplexe Überhänge erzeugt werden.

Die **Binderjet Technologie** eignet sich jedoch durch den Einsatz organischer Binder nur bedingt für den Baubereich.

Die **Selective Binder (Cement) Activation** (SCA) Technologie erreicht bereits sehr hohe Oberflächenauflösungen (1/10 mm Bereich), Bauteilkomplexität und Festigkeiten, die für den Baubereich ausreichend sind. Jedoch konnten im Fall zementbasierter Binder bisher ohne weitere Nachbehandlung bei aktuellen Forschungsvorhaben noch keine höheren Druckfestigkeiten als 20 MPa erreicht werden, siehe Abbildung 32. Nur Pegna<sup>98</sup> erzielte mit einer momentan nicht mehr angewandten Herstellungsmethode etwas höhere Druckfestigkeiten von 33,8 MPa. Geopolymer-basierte Binder erreichten bisher knapp 30 MPa Druckfestigkeit. Dazu sind die Festigkeiten noch richtungsabhängig und das Werkstoffverhalten dementsprechend anisotrop. Des Weiteren lassen die bisher recht niedrigen erreichbaren Rohdichten

(< 1900 kg/m<sup>3</sup>) und die für höhere Festigkeiten nötigen hohen w/z-Werte (> 0,4) Nachteile der Materialtechnologie beim Einsatz im Außenbereich (Dauerhaftigkeit) vermuten. Hier herrscht noch weiterer Forschungsbedarf.

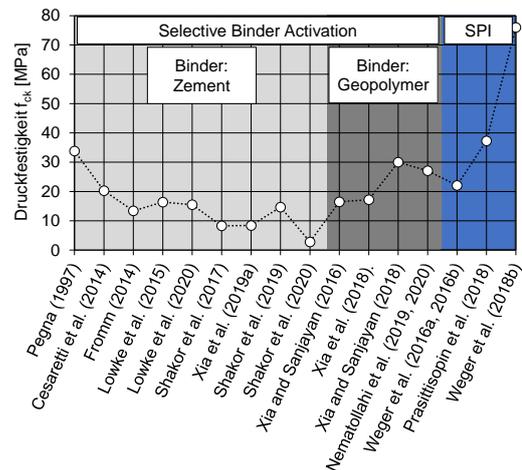


Abbildung 32: Vergleich veröffentlichter Druckfestigkeiten (Alter ab 7 d) selektiv bindender Verfahren ohne Nachbehandlung mit 90° Belastungsrichtung zum Schichtaufbau (SPI = Selective Paste Intrusion)

Das Verfahren der **Selective Paste Intrusion** (SPI) könnte hierbei einen Mittelweg bei der additiven Herstellung von Betonbauteilen zwischen Bauteilkomplexität, Dauerhaftigkeit (w/z-Wert < 0,4 und Rohdichten > 2100 kg/m<sup>3</sup>) und Baugeschwindigkeit (Schichtdicken im mm Bereich) darstellen. Des Weiteren konnte die SPI die bisher höchsten Festigkeiten (bis zu 78 MPa Druckfestigkeit) im Bereich der selektiv bindenden Verfahren erreichen, siehe Abbildung 32. Dies soll im Laufe dieser Dissertation dargelegt werden.

<sup>98</sup> Pegna (1997).

### 3 Zementleime für die SPI

#### 3.1 Aufbau der Leimuntersuchungen

Ziel dieses Kapitels ist, für die SPI geeignete Zementleime auszuwählen und zu untersuchen. Dazu wird zunächst in **Abschnitt 3.2** auf die Materialauswahl und in **Abschnitt 3.3** auf die Herstellung eingegangen. **Abschnitt 3.4** zeigt eine Übersicht über die untersuchten Zementleime. Danach wird in **Abschnitt 3.5** eine erste Auswahl anhand der Mischungsstabilität (Bluten) der sehr fließfähigen Zementleime getroffen. Vor allem bei den hohen Fließfähigkeiten, die bei der SPI nötig sind, stellt die Mischungsstabilität eines der kritischsten Kriterien dar. In **Abschnitt 3.6 und 3.7** werden die rheologischen Eigenschaften (Fließgrenze, Viskosität und Thixotropie) der ausreichend mischungsstabilen Zementleime bestimmt. **Abschnitt 3.8** geht kurz auf die Rohdichte der Zementleime ein, die vor allem für die Modellbildung in *Abschnitt 7* benötigt wird. Abschließend wird in **Abschnitt 3.9** auf die möglichen Verarbeitungszeiträume (konstante Fließfähigkeit und Erstarrungszeit) von SPI Leimen eingegangen.

#### 3.2 Material

Als Prämisse für die Auswahl der Materialien wurde gesetzt, dass diese kommerziell frei verfügbar gehandelt werden und als Betonbestandteile offiziell anwendbar sind, um eine kostengünstige Umsetzung im industriellen Maßstab im Hinblick auf

die Beschaffung sowie auf eine Zulassung des Materials zu ermöglichen.

Als Zement wurde für alle Untersuchungen ein CEM I 42,5 R verwendet, siehe *Abbildung 33*.

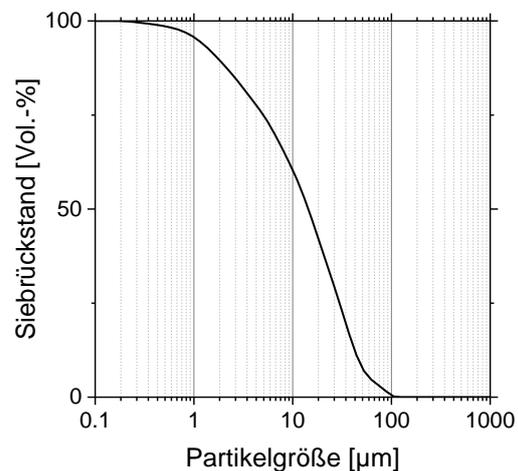


Abbildung 33: Partikelgrößenverteilung Zement CEM I 42,5 R

Als Anmachwasser wurde demineralisiertes Wasser eingesetzt.

Als Additiv kam für die Untersuchungen ein Fließmittel auf Polycarboxylatetherbasis (PCE) zum Einsatz. Der Feststoffanteil betrug 35,1 M.-%.

Der Wassergehalt des Fließmittels wurde auf die Menge des Anmachwassers angerechnet.

#### 3.3 Herstellung der Zementleime

Das Fließmittel wurde dem Anmachwasser zugegeben und homogenisiert. Der Zement wurde im Mischer vorgelegt und das Anmachwasser über die ersten 30 s des Mischvorganges eingefüllt. Der erste Mischabschnitt betrug 90 s, gefolgt von einer 120 s Pause, um am Boden des

Mischbehälters und am Mischwerkzeug anhaftenden Zement in den Mischprozess zurückzuführen. Darauf wurde der Mischvorgang für weitere 90 s fortgesetzt.

Als Mischer wurde ein Intensivmischer mit einem Sternwirbler (Eirich, Typ R 02) und schnellster Geschwindigkeit (Stufe 2 von 2 für Mischwerkzeug und -behälter) eingesetzt.

Das Anmachwasser wurde auf 1,5°C mithilfe eines Kryostaten vorgekühlt, um eine Leimtemperatur nach Mischende von 20±1°C zu erreichen.

### 3.4 Hergestellte Zementleime

Zur weiteren Untersuchung wurden Zementleime mit unterschiedlichem w/z-Wert (0,30, 0,35, 0,40 und 0,50) sowie Ausbreitfließmaß (250 mm, 300 mm, 350 mm und 400 mm) hergestellt, um deren Mischungsstabilität (Bluten) und deren rheologische Eigenschaften zu erfassen.

Eine Übersicht über die hergestellten Leime mit dem eingesetzten Fließmittelgehalt (FM) (*kursiv*) ist in Tabelle 1 zu finden.

Dabei korreliert das Ausbreitfließmaß, gemessen in Anlehnung an die DIN EN 1015-3:2007-06<sup>99</sup>, mit der Fließgrenze<sup>100</sup>. Des Weiteren lassen sich bei

gleichem Ausbreitfließmaß *AFM* mit variierendem w/z-Wert die Viskosität und die Thixotropie der Zementleime verändern.

Tabelle 1: Übersicht hergestellter Leime (○ = auf Blutneigung überprüft, ● = rheologisch vermessen, - = nicht hergestellt) mit *Fließmittelgehalt (FM) in [M.-% in Abhängigkeit des Zementgewichts]*

w/z-Wert	Ausbreitfließmaß AFM			
	250	300	350	400
[-]	[mm]			
0,30	● <i>FM:</i> 0,600 [M.-%]	● <i>FM:</i> 0,648 [M.-%]	● <i>FM:</i> 0,695 [M.-%]	○/● <i>FM:</i> 0,720 [M.-%]
0,35	-	-	-	● <i>FM:</i> 0,560 [M.-%]
0,40*	-	○ <i>FM:</i> 0,400 [M.-%]	○ <i>FM:</i> 0,450 [M.-%]	○/● <i>FM:</i> 0,530 [M.-%]
0,50	-	-	○ <i>FM:</i> 0,000 [M.-%]	○ <i>FM:</i> 0,390 [M.-%]

\* in Vorversuchen zur Messung der Eindringtiefe auch mit AFM = 375 mm hergestellt (Fließmittelgehalt 0,510 M.-%)

Da zum einen ein hohes Ausbreitfließmaß sowie ein hoher w/z-Wert als kritisch gegenüber der Mischungsstabilität angesehen wurden, wurde in einem ersten Schritt das Bluten bei einem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei niedrigem, mittlerem und hohem w/z-Wert (0,30, 0,40 und 0,50) sowie bei mittlerem w/z-Wert 0,40 für die Ausbreitfließmaße

<sup>99</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2007a).

<sup>100</sup> Roussel (2007).

300 mm, 350 mm und 400 mm untersucht. Zusätzlich wurde zur Betrachtung des Einflusses des Fließmittels auf das Bluten ein Leim ohne Fließmittelzugabe (w/z-Wert 0,50 und 350 mm Ausbreitfließmaß) vermessen.

Danach erfolgte in einem zweiten Schritt die rheologische Vermessung der Leime. Aufgrund der hohen Mischungsstabilität des Leimes mit w/z-Wert 0,30 und 400 mm Ausbreitfließmaß wurden bei gleichem w/z-Wert zusätzlich Leime mit einem Ausbreitfließmaß von 250 mm, 300 mm, 350 mm und 400 mm betrachtet. Dazu wurde der Einfluss des w/z-Wertes (0,30, 0,35 und 0,40) bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm untersucht. Aufgrund der hohen Blutneigung und geringer zu erwartenden Dauerhaftigkeit wurde der Leim mit w/z-Wert 0,50 nicht weiterverwendet.

### 3.5 Mischungsstabilität der Zementleime (Bluten)

#### 3.5.1 Methodik zur Messung

Das Bluten wurde innerhalb der ersten Stunde nach Wasserzugabe alle 10 min und zwischen 1 und 3 Stunden alle 30 min bestimmt. Dazu wurden 300 ml Zementleim direkt nach Abschluss des Mischprozesses in 400 mm hohe Glaszylinder mit einem Durchmesser von 35 mm gefüllt. Im Fall des Blutens setzt sich der Zementleim am Boden des Zylinders ab und es bildet sich ein Wasserfilm an der Oberfläche. Die Höhe des

Wasserfilms wurde mit Hilfe eines digitalen Messschiebers bestimmt und in die Menge an Blutwasser bezogen auf das Volumen des Zementleimes umgerechnet. Bei der Interpretation der Ergebnisse muss beachtet werden, dass sowohl die messende Person als auch die Verzerung des Zylinders einen Einfluss auf das Messergebnis ausüben. Aufgrund dessen kann eine Messgenauigkeit von 0,5 mm erreicht werden, was 1,6 kg/m<sup>3</sup> Blutwasser bezogen auf die Menge des Zementleimes entspricht.

#### 3.5.2 Auswertung der Blutneigung der Zementleime<sup>101</sup>

Abbildung 34 zeigt die abgegebene Blutwassermenge [kg/m<sup>3</sup>] von Zementleimen mit w/z-Werten von 0,30, 0,40, 0,50 und Ausbreitfließmaßen von 300 mm, 350 mm und 400 mm über einer Zeitspanne von 180 min.

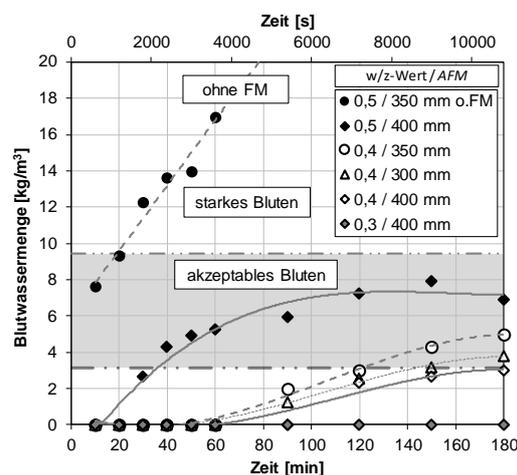


Abbildung 34: Blutwassermenge von Zementleimen mit einem w/z-Wert von 0,3 bis 0,5 und einem Ausbreitfließmaß AFM zwischen 300 mm und 400 mm<sup>102</sup>

<sup>101</sup> Weger *et al.* (2016b).

<sup>102</sup> Weger *et al.* (2016b).

Zur Einordnung der Ergebnisse wurden Grenzbedingungen aus der Literatur für Beton herangezogen. Um trotzdem Rückschlüsse auf die Ergebnisse der Zementleime ziehen zu können, wurden die Grenzwerte auf den Leimgehalt der Betonrezeptur umgerechnet. Daher sind die Grenzwerte als auf der sicheren Seite anzusehen, da Zementleime stärker zum Bluten neigen als Betone. In Wagner et al.<sup>103</sup> ist ein Grenzwert von  $3,2 \text{ kg/m}^3$  bezogen auf den Zementleim für Sichtbeton und von  $9,4 \text{ kg/m}^3$  bezogen für Konstruktionsbeton angegeben. Daher wurde in Abbildung 34 der Bereich zwischen  $3,2 \text{ kg/m}^3$  und  $9,4 \text{ kg/m}^3$  als akzeptables Bluten bezeichnet. Vergleicht man die Zementleime mit dem gleichen Ausbreitfließmaß von 400 mm, aber variierendem w/z-Wert (0,3 / 400 mm, 0,4 / 400 mm und 0,5 / 400 mm), stellt man eine Gesamtblutwassermenge von  $6,8 \text{ kg/m}^3$  bis  $0 \text{ kg/m}^3$  fest. Dies kann mit der geringeren Permeabilität zwischen den Zementkörnern bei sinkendem w/z-Wert erklärt werden<sup>104</sup>. Zusätzlich verursacht der steigende Anteil von Fließmittel bei sinkendem w/z-Wert ein verstärktes Dispergieren der Zementpartikel, was die Blutneigung signifikant reduziert<sup>105</sup>. Des Weiteren kann ein verzögertes Bluten bei sinkendem w/z-Wert beobachtet werden. Der Zementleim 0,5 / 400 mm beginnt bereits nach 30 min zu bluten, gefolgt

vom 0,4 / 400 mm nach 60 min. Der Zementleim 0,3 / 400 mm zeigt über die ganze Messdauer von 3 h kein Bluten. Dies ist auf den niedrigen w/z-Wert und den hohen FM-Gehalt zurückzuführen.

Vergleicht man die Zementleime mit gleichem w/z-Wert von 0,4 (0,4 / 400 mm, 0,4 / 350 mm und 0,4 / 300 mm), ist zu erkennen, dass alle Zementleime eine annähernd gleiche Menge von Blutwasser zeigen ( $2,9 \text{ kg/m}^3$ ,  $4,9 \text{ kg/m}^3$  und  $3,9 \text{ kg/m}^3$ ). Laut Perrot et al.<sup>106</sup> sollte die Blutneigung mit steigendem FM-Gehalt sinken. Dass dies hier nicht klar zu erkennen ist, kann auf die nur geringe Mengenänderung des FM-Gehaltes und der Messungenauigkeit von  $1,60 \text{ kg/m}^3$  zurückzuführen sein.

Alle untersuchten Zementleime zeigten ein akzeptables Maß an Blutwasser. Lediglich der Zementleim ohne FM (0,5 / 350 mm o.FM) erreichte kein akzeptables Maß oberhalb der Grenzwerte. Dies ist vermutlich in dem nicht einsetzenden dispergierenden Effekt des Fließmittels begründet<sup>107</sup>. Von den untersuchten Leimen lagen zwei unter dem kritischen Grenzwert für Sichtbetonbauwerke (0,4 / 400 mm und 0,3 / 400 mm), wobei der Leim 0,3 / 400 mm über den ganzen Untersuchungszeitraum kein Bluten zeigte.

<sup>103</sup> Wagner et al. (2007).

<sup>104</sup> Perrot et al. (2013).

<sup>105</sup> Perrot et al. (2013).

<sup>106</sup> Perrot et al. (2013).

<sup>107</sup> Perrot et al. (2013).

Aufgrund der Blutneigung und der zusätzlich zu erwartenden Eigenschaften auf die Dauerhaftigkeit werden sich die **folgenden Untersuchungen** auf Leime mit einem **w/z-Wert von 0,3 und 0,4** beschränken.

### 3.6 Bestimmung der rheologischen Eigenschaften der Zementleime: Fließgrenze und Viskosität

#### 3.6.1 Physikalische Grundlagen

Die grundlegenden rheologischen Parameter können mit Hilfe des Zwei-Platten-Modells erläutert werden, siehe Abbildung 35.

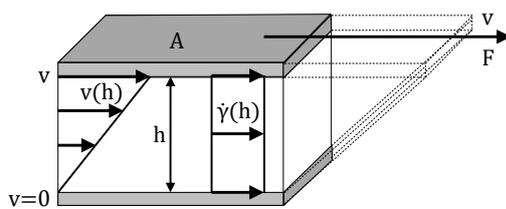


Abbildung 35: Zwei-Platten-Modell in Anlehnung an Mezger<sup>108</sup>

Dabei bewegt sich die obere Platte mit der (Scher-) Fläche  $A$  [m<sup>2</sup>] durch eine (Scher-) Kraft  $F$  [kN] über die unbewegliche untere Platte. In dem (Scher-) Spalt entsteht eine Relativgeschwindigkeit  $v(h)$  [m/s], die von der Höhe  $h$  [m] des Spaltabstands der Platten abhängig ist und die die zwischen den Platten befindliche Flüssigkeit schert. Hierbei werden eine totale Wandhaftung der Flüssigkeit zwischen den Platten und laminare Fließbedingungen angenommen.

Aus dem Zwei-Platten-Modell ergibt sich die Scherrate  $\dot{\gamma}$  [s<sup>-1</sup>], auch Schergeschwindigkeit oder Deformationsrate genannt, siehe Gleichung (1).

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{h} \quad (1)$$

Bei einem idealviskosen, laminaren Strömungsverhalten nimmt die Geschwindigkeit im Scherspalt linear ab. Deshalb ist bei der Betrachtung von inkrementellen Schichten zwischen den Platten das Geschwindigkeitsgefälle immer gleich groß und es gilt  $\dot{\gamma} = \frac{dv}{dh} = \text{const.}$

Dabei tritt zwischen den Platten eine Scherspannung bzw. Schubspannung  $\tau$  [Pa] auf, siehe Gleichung (2).

$$\tau = \frac{F}{A} \quad (2)$$

Um das Fließverhalten von Fluiden darstellen zu können, kann die (Scher-) Viskosität  $\eta$  [Pa·s], auch dynamische Viskosität genannt, verwendet werden, siehe Gleichung (3).

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (3)$$

Diese ist bei einem idealviskosen Fluid bei konstanter Temperatur eine Materialkonstante und beschreibt die „Zähigkeit“ des Materials. Somit fließt ein Material mit einer höheren Viskosität (z.B. Honig, Öl) langsamer als ein Fluid mit niedrigerer Viskosität (z.B. Wasser).

<sup>108</sup> Mezger (2012).

Somit kann die scherratenabhängige Schubspannung  $\tau(\dot{\gamma})$  in einem idealviskosen bzw. newtonschem Fluid wie folgt beschrieben werden, siehe Gleichung (4).

$$\tau(\dot{\gamma}) = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (4)$$

Graphisch kann das Fließverhalten durch Fließkurven bzw. Viskositätskurven dargestellt werden, siehe Abbildung 36 und Abbildung 37.

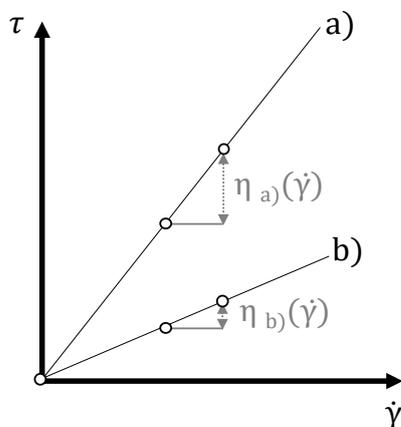


Abbildung 36: Fließkurve zweier idealviskoser newtonscher Fluide. a) höher viskos als b)

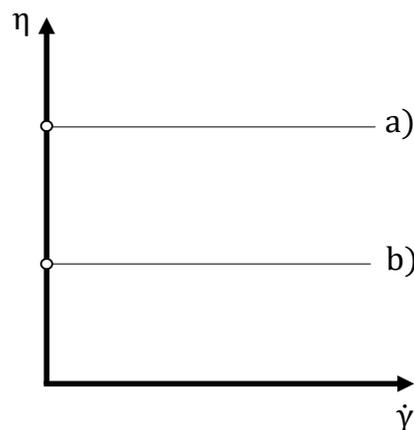


Abbildung 37: Viskositätskurve zweier idealviskoser newtonscher Fluide. a) höher viskos als b)

Wie Abbildung 37 zeigt, ist die Viskosität idealviskoser Fluide unabhängig von der Höhe und der Dauer der Scherbelastung.<sup>109</sup>

### 3.6.2 Beschreibung nicht-newtonischer Fluide und Modelle zur Auswertung der Fließgrenze und Viskosität

Zementleime sind sogenannte nicht-newtonsche oder auch viskoelastische Fluide. Das heißt zum einen, dass sie eine Fließgrenze aufweisen. Das bedeutet, dass sich das Fluid unterhalb einer aufgetragenen kritischen Schubspannung wie ein elastischer Festkörper verhält. Diese kritische Schubspannung wird Fließgrenze  $\tau_0$  [Pa] genannt. Erst oberhalb dieser kritischen Schubspannung verhält sich der Zementleim wie ein viskoses Fluid. Zum anderen weisen Zementleime oberhalb der Fließgrenze in der Regel nur selten ein lineares Fließverhalten auf (Bingham), sondern verhalten sich oft entweder scherverdickend oder scherverdünnend, siehe Abbildung 38. Bei scherverdickenden und scherverdünnenden Fluiden ist die Viskosität  $\eta$  nicht mehr konstant über die aufgetragene Scherrate, sondern erhöht sich bei scherverdickenden bzw. erniedrigt sich bei scherverdünnenden Fluiden mit steigender Scherrate und wird zu einer scherratenabhängigen (dynamischen) Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$ . Eine Sonderform stellt das dilatant scherdickende Fließverhal-

<sup>109</sup> Mezger (2012).

ten dar, siehe Abbildung 38. Das Phänomen ist auch als Dilatanzhügel bekannt und tritt oft bei hochkonzentrierten Dispersionen bzw. Suspensionen auf. Solange  $\dot{\gamma}_{Grenz} > \dot{\gamma}$  wird das Fließverhalten durch interpartikuläre Wechselwirkungen dominiert und das Material verhält sich scherverdünnend. Sobald  $\dot{\gamma}_{Grenz} < \dot{\gamma}$  werden hydrodynamische Effekte bzw. die Reibung zwischen den Partikeln maßgebend und das Material verhält sich wie erwartet scherverdickend.<sup>110</sup>

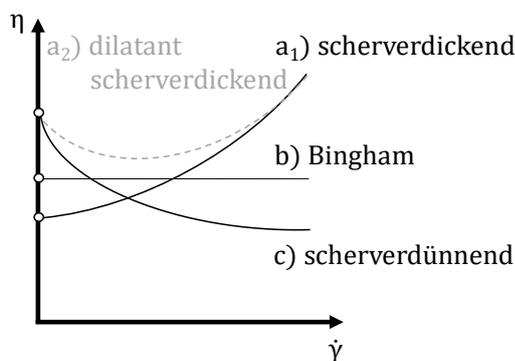


Abbildung 38: Viskositätskurve einer a<sub>1</sub>) scherverdickenden, a<sub>2</sub>) dilatant scherverdickenden, b) Bingham und c) scherverdünnenden Fließkurve

Es existieren einige Regressionsmodelle zur Beschreibung des Fließverhaltens. Die meist verwendeten Modelle sind die von Newton, Ostwald/de Waele („Power Law“) und Carreau (Yasuda)<sup>111</sup>. Wobei weder Newton noch Ostwald/de Waele oder auch Carreau in der Lage sind, Fluide mit Fließgrenzen zu beschreiben und daher für die Betrachtung von Zementsuspensionen nicht geeignet sind. Modelle

<sup>110</sup> Fall *et al.* (2008); Galindo-Rosales *et al.* (2011); Lee and Wagner (2003); Mezger (2012); Roussel *et al.* (2010).

<sup>111</sup> Mezger (2012).

<sup>112</sup> Bingham (1916).

zur Abbildung von Fließkurven mit Fließgrenze gibt es u.a. von Bingham<sup>112</sup> Herschel-Bulkley-Modell<sup>113</sup> und Casson<sup>114</sup>, wobei das Casson Modell speziell zur rheologischen Beschreibung von Druckpasten entworfen wurde.

Anhand von Fließkurven, siehe Abbildung 39 und Abbildung 42, können mit den oben genannten Regressionsmodellen die Fließgrenze sowie die Viskosität bestimmt werden.

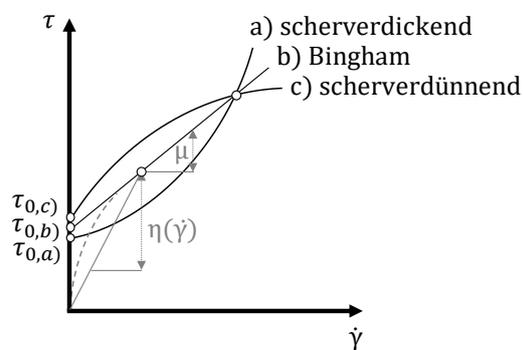


Abbildung 39: a) scherverdickende, b) lineare (Bingham) und c) scherverdünnende Fließkurve; Fließgrenze  $\tau_{0,i}$ ; plastische (Bingham) Viskosität  $\mu$ ; scherratenabhängige, dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$

Bei linearen Fließkurvenverläufen stellt die Auswertung nach Bingham<sup>115</sup> ein ausreichend genaues Regressionsmodell dar, siehe Gleichung (5).

$$\tau = \tau_{0,b}) + \mu \cdot \dot{\gamma} \quad (5)$$

Dabei ist  $\tau_{0,b})$  [Pa] die Bingham Fließgrenze,  $\mu$  [Pa·s] die (plastische) Bingham Viskosität und  $\dot{\gamma}$  [s<sup>-1</sup>] die Scherrate. Dabei

<sup>113</sup> Herschel and Bulkley (1926); Larrard *et al.* (1998).

<sup>114</sup> Casson (1959).

<sup>115</sup> Bingham (1916); Mezger (2012).

beschreibt die (plastische) Bingham Viskosität  $\mu$  [Pa·s] keine Viskosität im engeren Sinne, sondern lediglich einen berechneten Koeffizienten (Proportionalitätsfaktor) zur Kurvenpassung.<sup>116</sup>

Dagegen ist die dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  [Pa·s] von der Scherrate und der Fließgrenze abhängig und wird für Binghamfluide nach Gleichung (6) bestimmt.

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_{0,b}}{\dot{\gamma}} + \mu \quad (6)$$

Jedoch wird bei Anwendung des Bingham-Modells im Falle eines a) scherverdickenden oder c) scherverdünnenden Fließverhaltens die Fließgrenze  $\tau_{0,a}$  überschätzt bzw. die Fließgrenze  $\tau_{0,c}$  unterschätzt, siehe Abbildung 39.

Scherverdickendes bzw. scherverdünnendes Fließverhalten kann durch das Regressionsmodell von Herschel-Bulkley besser angenähert werden und ist im Stande, das Fließverhalten hochkonzentrierter Zementsuspensionen (einschließlich der dilatanten Scherverdickung, siehe Abbildung 38,) recht genau zu beschreiben<sup>117</sup>, siehe Gleichung (7).

$$\tau = \tau_{0,HB} + k \cdot \dot{\gamma}^n \quad (7)$$

Dabei ist  $\tau_{0,HB}$  [Pa] die (Herschel-Bulkley) Fließgrenze und  $k$  [Pa·s<sup>n</sup>] der Konsistenzfaktor. Zusätzlich beschreibt der

Fließindex  $n$  [-] im Bereich  $0 < n < 1$  ein scherverdünnendes und im Bereich  $1 < n < \infty$  ein scherverdickendes Verhalten. Bei  $n = 1$  handelt es sich um ein Bingham Fluid und Gleichung (7) wird zu Gleichung (5).

Durch die Krümmung der Kurven kann keine globale Steigung und somit auch keine plastische Viskosität mehr bestimmt werden. Daher erfolgt die Angabe der Viskosität bei Herschel-Bulkley immer scherratenabhängig. Folglich wird die scherratenabhängige, dynamische (Herschel-Bulkley) Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  [Pa·s] nach Gleichung (8) berechnet.

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_{0,HB}}{\dot{\gamma}} + k \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \quad (8)$$

Zusätzlich wurde als messkörperunabhängige Berechnungsmethode die Fließgrenze anhand des Ausbreitfließmaßes nach Roussel et al.<sup>118</sup> durch Gleichung (9) sowie durch die für fließfähigere Systeme optimierte Gleichung (10) angenähert.

$$\tau_{0,R} = 1,747 \cdot \rho \cdot V^2 \cdot R^{-5} \quad (9)$$

$$\tau_{0,R} = 1,747 \cdot \rho \cdot V^2 \cdot R^{-5} - \lambda \cdot \frac{R^2}{V} \quad (10)$$

Dabei ist  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] die Rohdichte des Fluids,  $V$  [m<sup>3</sup>] das Volumen des Hägermannstrichters,  $R$  [m] der Radius des Ausbreit-

<sup>116</sup> Mezger (2012).

<sup>117</sup> Herschel and Bulkley (1926); Larrard et al. (1998); Lowke (2015a); Mezger (2012); Papo (1988); Steffe (1996).

<sup>118</sup> Roussel et al. (2005); Roussel (2007); Roussel and Coussot (2005).

fließmaßes und  $\lambda = 0,005$  [-] ein Koeffizient als Funktion der unbekanntes Oberflächenspannung und des Kontaktwinkels des Zementleims.

Als weitere Vergleichsgröße wurde die Fließgrenze anhand des Ausbreitfließmaßes nach Pierre et al.<sup>119</sup> und Gleichung (11) berechnet.

$$\tau_0 = \left( \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4 \cdot a \cdot c}}{2 \cdot a} \right)^2 \quad (11)$$

Dabei ist

$$a = \frac{\pi \cdot R_0^2 \cdot \sqrt{3}}{\rho \cdot g} \quad (12)$$

$$b = \left[ \frac{8 \cdot \pi}{15} \cdot (R - R_0)^{\frac{5}{2}} + \frac{4 \cdot \pi}{3} R_0 \cdot (R - R_0)^{\frac{3}{2}} + \pi \cdot R_0^2 \cdot (R - R_0)^{\frac{1}{2}} \right] \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho \cdot g}} \quad (13)$$

und

$$c = -V \quad (14)$$

$R_0$  [m] bezeichnet den gemittelten Radius des Hägermanntrichters und  $g$  die Erdbeschleunigung (= 9,81 m/s<sup>2</sup>).

### 3.6.3 Messprofil zur rotatorischen Bestimmung der Fließgrenze und Viskosität

Die Fließgrenze und die Viskosität wurden 15 min nach Wasserzugabe rotatorisch in einem Platte-Platte (PP) Messsystem (Durchmesser 50 mm, Spaltabstand 1 mm, Rheometer: Anton Paar MCR 502) nach in einem Scherratenbereich absteigenden Stufenprofil bestimmt, siehe Abbildung 40.

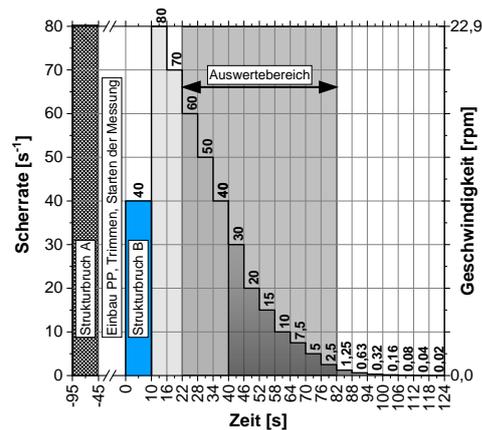


Abbildung 40: Messprofil dynamische Messung Fließgrenze und Viskosität

Die Platten wiesen eine Profilierung mit einer Profiltiefe von 0,5 mm auf, um einem Wandgleiten des Leimes entgegenzuwirken. Dabei wurde der Leim für 30 s per Hand mit einem Handmischer nochmals aufgemischt, um die bis dahin aufgebaute innere Struktur des Leims zu brechen (Strukturbruch A). Danach folgte der Einbau des Leims in das PP-Messsystem, das Trimmen der Probe und der Start der Messung. Diese Zeit beinhaltet auch die Verzögerungen, die durch die Messsoftware zwischen dem Start einer Aktion und des realen Starts der Aktion entstehen. Ziel war es, mit dem Strukturbruch B zu den oben genannten Messzeitpunkten zu beginnen (gekennzeichnet mit „0 s“ auf der Abszisse). Der Strukturbruch B ist somit in das Messprofil integriert und soll den im Zeitraum zwischen Strukturbruch A und B entstanden inneren Strukturaufbau des Leims wieder abbauen. Die mittlere Scherrate von

<sup>119</sup> Pierre et al. (2013).

40 s<sup>-1</sup> wurde gewählt, um einer möglichen Partikelmigration vorzubeugen. Danach erfolgte die Messung mit absteigenden Stufen von 80 s<sup>-1</sup> bis 0,02 s<sup>-1</sup> mit einer Stufendauer von 6 s. Durch Vorversuche zeigte sich, dass sich mit diesem Profil in allen gemessenen Leimen ein Equilibrium (also ein annähernd konstanter Wert der Schubspannung) in den Stufen zwischen 60 s<sup>-1</sup> und 2,5 s<sup>-1</sup> erreichen ließ. Unterhalb von 2,5 s<sup>-1</sup> war bereits das Einwirken der Thixotropie durch einen wieder ansteigenden Ast des gemessenen Widerstandmoments erkennbar, siehe Abbildung 41.

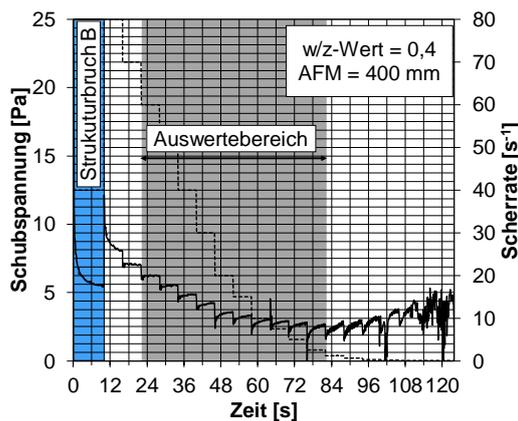


Abbildung 41: Rotatorische Einzelmessung mit w/z-Wert 0,4 und Ausbreitfließmaß 400 mm

Die Fließkurven für die entsprechenden Auswertebereiche wurden durch Mittelung des Widerstandmoments im Bereich 2 s – 6 s jeder Scherratenstufe erstellt, indem die gemittelte Schubspannung (nach Umrechnung aus dem gemittelten Widerstandmoment) über die entsprechende Scherrate aufgetragen wurde, siehe Abbildung 42.

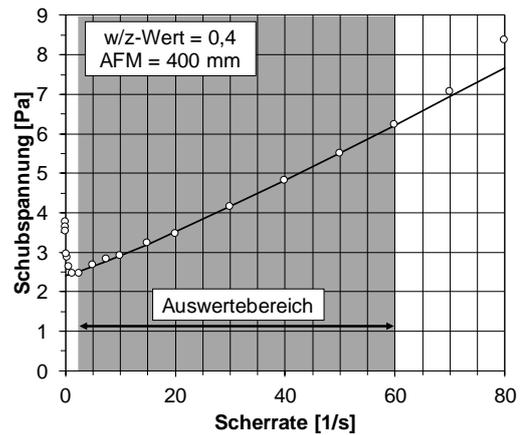


Abbildung 42: Fließkurve Einzelmessung mit w/z-Wert 0,4 und Ausbreitfließmaß 400 mm

### 3.6.4 Auswertung der Fließgrenze und Viskosität

#### a) Fließgrenze

Abbildung 43 zeigt die Fließgrenzen der Leime mit konstantem w/z-Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, berechnet mit den in Abschnitt 3.6.2 vorgestellten Modellen und vermessen wie in Abschnitt 3.6.3 beschrieben.

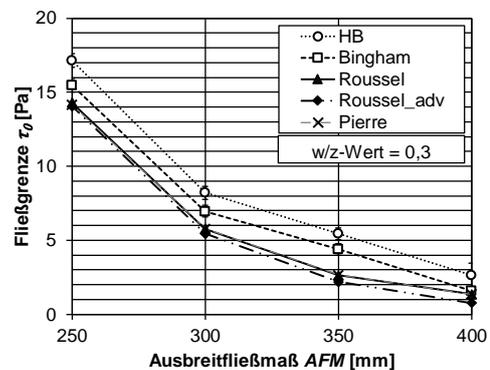


Abbildung 43: Fließgrenze in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes (w/z-Wert 0,3)

Dabei ist zu sehen, dass mit steigendem Ausbreitfließmaß die Fließgrenze bei allen Auswertemethoden in gleicher Weise sinkt.

Die Auswertung von Roussel (siehe Gleichung (9)) und Pierre (siehe Gleichung (11)) zeigen fast identische Fließgrenzen. Die beiden fließfähigsten Leime (AFM = 350 mm = 2,6 Pa und 400 mm = 1,3 Pa) weisen jedoch bei Anwendung der modifizierten Roussel Gleichung (10) leicht niedrigere Fließgrenzen auf (AFM = 350 mm = 2,2 Pa und 400 mm = 0,8 Pa). Hierbei zeigt sich der in Roussel et al.<sup>120</sup> dargestellte Einfluss der Oberflächenspannung auf die Fließgrenze bei Ausbreitfließmaßen ab 350 mm. Jedoch muss beachtet werden, dass der verwendete Koeffizient  $\lambda$  nur für die dort gegebene Testoberfläche gültig ist.

Die Auswertung der Fließkurven nach Bingham (siehe Gleichung (5)) zeigen bei gleichem Ausbreitmaß leicht höhere Fließgrenzen, verglichen mit den Fließgrenzen berechnet nach Roussel Gleichung (10) ( $\Delta\tau_0 \sim 0,8 - 2,2$  Pa).

Die Fließgrenzen nach Herschel-Bulkley zeigen die höchsten Werte. Dabei liegen die Fließgrenzen mit einem  $\Delta\tau_0 \sim 0,2 - 1,7$  Pa ähnlich weit über den Werten von Bingham, wie bereits zuvor die Werte von Bingham über den Werten berechnet aus dem Ausbreitmaß. Hier zeigt sich jedoch, dass der Unterschied zwischen den Ergebnissen mit sinkendem Ausbreitfließmaß zunimmt. Der Unterschied zwischen der Bingham und der Herschel-Bulkley

Fließgrenze lässt sich mit dem scherverdickenden Verhalten ( $k = 1,18$  bis  $1,26$ ) der verwendeten Zementleime erklären. Hierbei unterschätzt eine lineare Regression die Fließgrenze, siehe Abbildung 39 und Abbildung 42.

Die Herschel-Bulkley Fließgrenze der Leime bei einem Ausbreitmaß von 400 mm liegen mit 2,7 Pa (w/z-Wert 0,3), 2,3 Pa (w/z-Wert 0,35) und 2,2 Pa (w/z-Wert 0,4) wie erwartet sehr nahe beisammen.

Da **Herschel-Bulkey** gegenüber Bingham und den Regressionsmodellen von Roussel und Pierre **scherverdickendes (und verdünnendes) Fließverhalten** abbilden kann, wird in dieser Dissertation im Weiteren diese rheologische Auswertemethode **verwendet**.

#### b) Viskosität

Abbildung 44 zeigt die Viskosität abhängig vom w/z-Wert bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm. Erwartungsgemäß nimmt die Viskosität mit steigendem w/z-Wert ab. Das lässt sich mit einer abnehmen Partikelkonzentration in der Suspension und somit geringerer Reibung zwischen den Partikeln erklären<sup>121</sup>.

---

<sup>120</sup> Roussel et al. (2005).

<sup>121</sup> Konijn et al. (2014); Roussel et al. (2010).

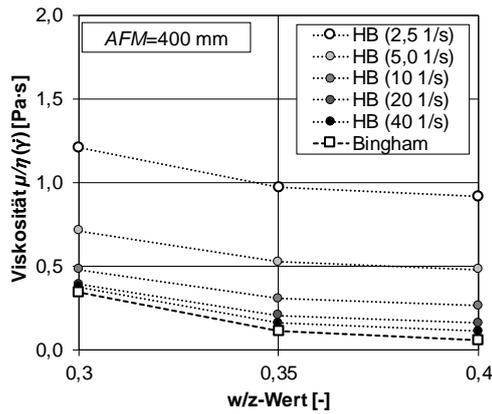


Abbildung 44: Viskosität abhängig vom w/z-Wert bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm; (plastische) Bingham Viskosität  $\mu$ , scherratenabhängige dynamische (Herschel-Bulkley - HB) Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$

Dabei zeigt die plastische (Bingham) Viskosität  $\mu$  die niedrigsten Werte. Dies ist auf die Art der Auswertung zurückzuführen, da hier nur die Steigung der linearen Regressionsgeraden angegeben wird. Dagegen bezieht die dynamische (Herschel-Bulkley) Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  sowohl den Einfluss der Fließgrenze als auch den der Scherrate mit ein, siehe Abbildung 39 und Gleichung (8).

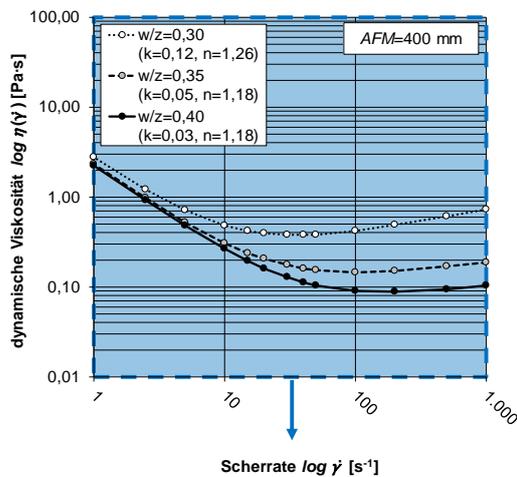


Abbildung 45: Dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  abhängig vom w/z-Wert bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm im Bereich  $\dot{\gamma} = 1,0 \text{ s}^{-1} - 1000 \text{ s}^{-1}$

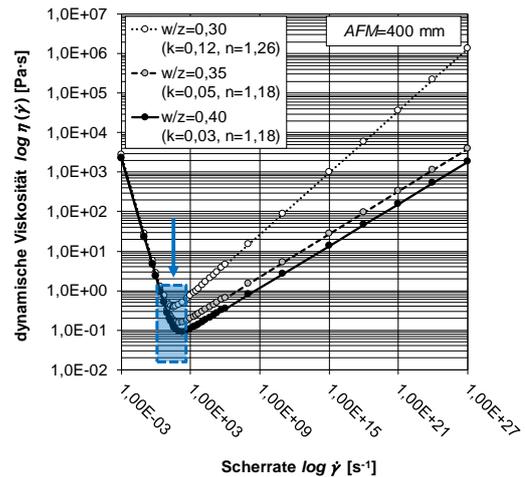


Abbildung 46: Dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  abhängig vom w/z-Wert bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm im Bereich  $\dot{\gamma} = 10^{-3} \text{ s}^{-1} - 10^{27} \text{ s}^{-1}$

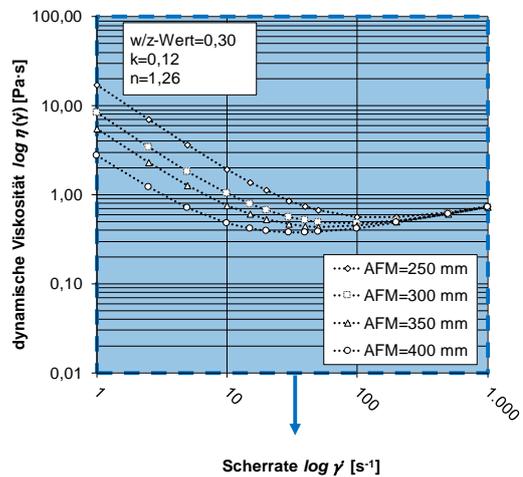


Abbildung 47: Dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  abhängig vom Ausbreitfließmaß bei einem konstanten w/z-Wert von 0,3 im Bereich  $\dot{\gamma} = 1,0 \text{ s}^{-1} - 1000 \text{ s}^{-1}$

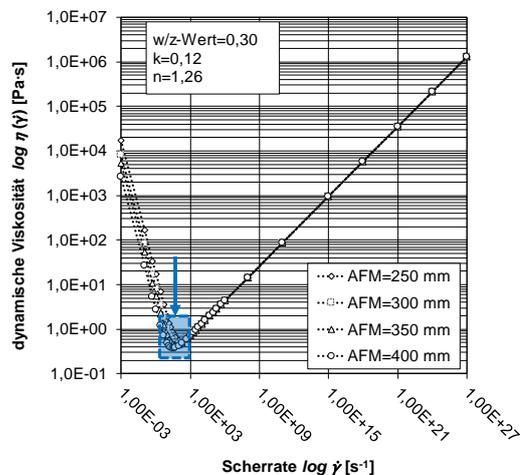


Abbildung 48: Dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  abhängig vom Ausbreitfließmaß bei einem konstanten w/z-Wert von 0,3 im Bereich  $\dot{\gamma} = 10^{-3} \text{ s}^{-1} - 10^{27} \text{ s}^{-1}$

Jedoch fällt bei der Betrachtung der dynamischen Viskosität im Scherratenbereich  $2,5 \text{ s}^{-1}$  bis  $40 \text{ s}^{-1}$  auf, dass diese mit steigender Scherrate abnimmt, obwohl der Fließindex  $n$  mit  $1,18 - 1,26$  im scherverdickenden Bereich liegt, siehe Abbildung 44. Extrapoliert man nun die dynamische Viskosität  $\eta(\dot{\gamma})$  über den ausgewerteten Fließkurvenbereich  $\dot{\gamma} = 1,0 \text{ s}^{-1} - 1000 \text{ s}^{-1}$  bzw. darüber hinaus  $\dot{\gamma} = 10^{-3} \text{ s}^{-1} - 10^{27} \text{ s}^{-1}$ , siehe Abbildung 45 bis Abbildung 48, wird ersichtlich, dass anfänglich bis zu einer Grenzschertrate  $\dot{\gamma}_{\text{Grenz}}$  ein scherverdünnendes Verhalten zu beobachten ist und erst danach in ein scherverdickendes Verhalten umschlägt.

Dieses Phänomen kann bei hochkonzentrierten Dispersionen bzw. Suspensionen auftreten und wird u.a. als dilatant scherverdickend bzw. Dilatanzhügel bezeichnet, siehe Abbildung 38. Solange  $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_{\text{Grenz}}$  wird das Fließverhalten durch interpartikuläre Wechselwirkungen dominiert und das Material verhält sich scherverdünnend. Sobald  $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_{\text{Grenz}}$  werden hydrodynamische Effekte bzw. die Reibung zwischen den Partikeln maßgebend und das Material verhält sich wie erwartend scherverdickend<sup>122</sup>.

Darüber hinaus ist in Abbildung 45 bis Abbildung 48 ersichtlich, dass bei konstantem Ausbreitfließmaß ab dem Be-

reich  $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_{\text{Grenz}}$  die Viskositätsunterschiede überproportional zunehmen. Eine ebenso interessante Beobachtung ist, dass sich bei einem konstantem  $w/z$ -Wert von  $0,3$  die zu erwartende einheitliche Viskosität erst im Bereich  $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_{\text{Grenz}}$  einstellt.

Vor allem im Hinblick auf das **Eindringverhalten** der Zementleimsuspensionen und den dabei herrschenden Scherraten ( $\sim 0,1 \text{ s}^{-1} - 10 \text{ s}^{-1}$ )<sup>123</sup> wird vermutlich der **scherverdünnende Scherratenbereich** für die spätere Betrachtung maßgeblich sein. Gleichzeitig lässt sich festhalten, dass die genaue Betrachtung der **aufretenden Scherraten** für das Eindringverhalten vermutlich **maßgeblich** sein wird.

### 3.7 Bestimmung der rheologischen Eigenschaften der Zementleime: Thixotropie

#### 3.7.1 Rheologische Grundlagen zur Thixotropie

Die Thixotropie bezeichnet eine zeitabhängige Eigenschaft von u.a. zementbasierten Suspensionen. Dabei stellen sich zwischen den Partikeln unterhalb bzw. gleich einer kritischen Scherrate  $\dot{\gamma}_{\text{krit}}$  in der Zementsuspension interpartikuläre, kolloidale Wechselwirkungsbeziehungen und Flokkulationseffekte ein<sup>124</sup>, die eine Erhöhung der Viskosität  $\eta$  und der Fließgrenze  $\tau_0$  verursachen.

<sup>122</sup> Fall *et al.* (2008); Galindo-Rosales *et al.* (2011); Lee and Wagner (2003); Mezger (2012); Roussel *et al.* (2010).

<sup>123</sup> Mezger (2012); Steffe (1996).

<sup>124</sup> Lapasin *et al.* (1983); Lowke (2015a); Mezger (2012); Roussel *et al.* (2012).

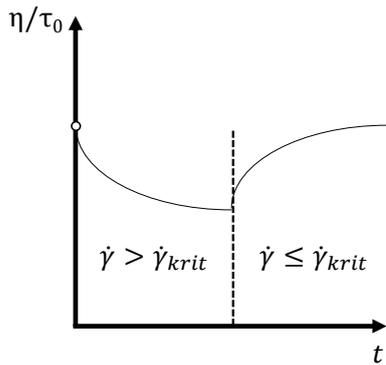


Abbildung 49: Strukturabbau bei  $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_{krit}$  und Strukturaufbau bei  $\dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_{krit}$

Dieser Strukturaufbau kann jedoch durch das Aufbringen einer Scherung größer  $\dot{\gamma}_{krit}$  wieder völlig reversibel abgebaut werden, siehe Abbildung 49.

Stellt sich wieder eine Ruhephase ein, beginnt der Prozess von Neuem.

Das gegensätzliche Verhalten der Thixotropie stellt die Rheopexie dar<sup>125</sup>.

### 3.7.2 Messprofil zur rotatorischen Bestimmung der Thixotropie

Die Thixotropie der Zementleime wurde direkt nach der Bestimmung der dynamischen Fließgrenze und Viskosität 19 min und 5 s nach Wasserzugabe rotatorisch in einer Vane-Zelle durchgeführt (Radius Cup  $R_{cup} = 35$  mm, Höhe Vane-Flügelzelle  $h_v = 60$  mm, Radius Vane-Flügelzelle  $R_v = 20$  mm, Anzahl Flügel  $n_v = 6$ , Rheometer: Anton Paar MCR 502), siehe Abbildung 50.

Der Cup wies eine Rippung an den Seitenwänden auf, um einem Wandgleiten des Leims entgegenzuwirken. Der Vane

Cup wurde nach Abschluss des Mischvorganges befüllt und zwischen den Messungen mit einem Deckel verschlossen, um die Austrocknung des Zementleims zu verringern. Das Profil der Thixotropiemessung ist Abbildung 51 zu entnehmen.



Abbildung 50: Rheometer mit eingebauter Vane-Flügelzelle

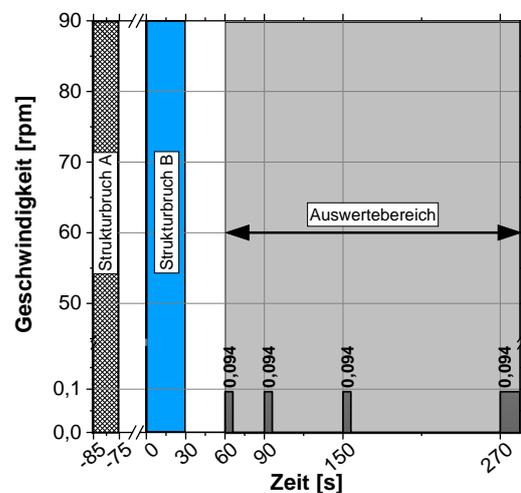


Abbildung 51: Messprofil Thixotropie

Unmittelbar vor der Messung wurde der Zementleim händisch mit einem Handmischer für 10 s erneut aufgemischt und in das Rheometer eingebaut (Strukturbruch A). Der Einbau der Probe inklusive der

<sup>125</sup> Mezger (2012).

Verzögerung durch die Software zwischen Start im Programm und der ersten Rotation der Vaneflügelzelle dauerte 75 s. Somit begann die Messung bei den oben genannten Zeiten mit dem Strukturbruch B bei 0 s. Der Strukturbruch wurde mit 90 rpm durchgeführt, um den inneren Strukturaufbau im Zementleim wieder abzubauen. Danach wurde 30 s, 60 s, 120 s und 240 s nach Beendigung des Strukturbruchs (bzw. 60 s, 90 s, 150 s und 270 s nach Start der Messung) die statische Fließgrenze  $\tau_{0,s}$  mit einer Messgeschwindigkeit von 0,094 rpm bestimmt. Diese Messgeschwindigkeit wurde in Vorversuchen als die Geschwindigkeit identifiziert, die bei allen gemessenen Leimen gerade noch einen Strukturbruch erzeugen konnte ( $\dot{\gamma}(0,094 \text{ rpm}) > \dot{\gamma}_{krit}$ ).

Somit ist  $\tau_{0,s}$  die maximale Schubspannung an der Vaneflügelzelle, siehe Gleichung (15).

$$\tau_{0,s}(M) = \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot h_V \cdot R_V^2} \quad (15)$$

Dabei ist  $M$  das gemessene maximale Widerstandsmoment.

Nach Berechnung der statischen Fließgrenze  $\tau_{0,s}(t)$  in jedem Messabschnitt im Auswertebereich als Maximum der auftretenden Schubspannung  $\tau_{0,s}(M)$  kann bei Annahme einer linearen Entwicklung der statischen Fließgrenze über die Zeit

die Thixotropierate  $A_{Thix}$  in [Pa/s] als Steigung der statischen Fließgrenze bestimmt werden<sup>126</sup>, siehe Gleichung (16) und Abbildung 52.

$$A_{Thix} = \frac{\tau_{0,s}(t) - \tau_{0(b) \text{ oder } H}}{t_p} \quad (16)$$

Dabei ist  $t_p$  die entsprechende Ruhezeit.

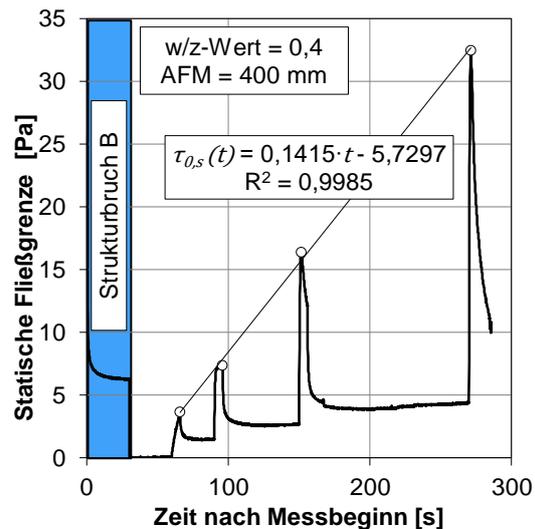


Abbildung 52: Bestimmung der Thixotropie  $A_{Thix}$

### 3.7.3 Auswertung der thixotropen Eigenschaften der Zementleime

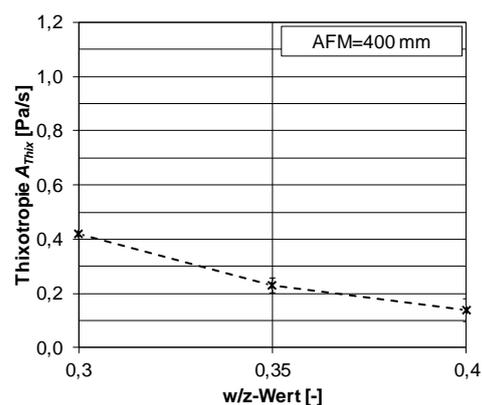


Abbildung 53: Thixotropie  $A_{Thix}$  in Abhängigkeit des w/z-Wertes bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm

<sup>126</sup> Lowke (2015a).

Abbildung 53 zeigt die Thixotropie  $A_{thix}$  der Zementleime in Abhängigkeit des w/z-Wertes.

Dabei sinkt  $A_{thix}$  von 0,42 Pa/s auf 0,14 Pa/s mit steigendem w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm. Der Grund hierfür ist die geringere Konzentration von Partikeln und dadurch die Abnahme von Kontaktpunkten zwischen den Partikeln<sup>127</sup>.

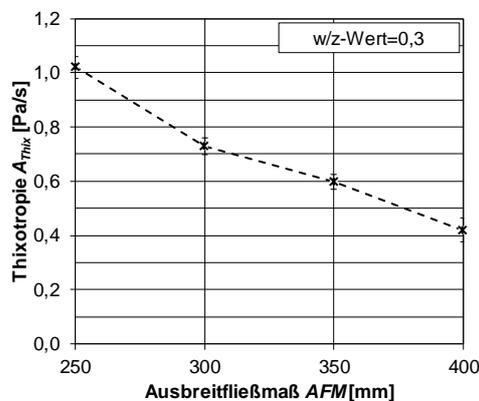


Abbildung 54: Thixotropie  $A_{Thix}$  in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaß bei einem konstanten w/z-Wert von 0,3

Abbildung 54 zeigt ein von 1,02 Pa/s auf 0,42 Pa/s sinkendes  $A_{Thix}$  mit steigendem Ausbreitfließmaß aber konstantem w/z-Wert von 0,3. Dies kann auf die Belegung der Zementoberfläche durch das eingesetzte PCE zurückgeführt werden. Durch den sterischen Abstoßungseffekt erhöht sich der Partikelabstand und die Anzahl der Kontaktpunkte sowie die Flokkulationsneigung der Partikel sinken<sup>128</sup>.

<sup>127</sup> Lapasin *et al.* (1983); Lowke (2015a); Roussel *et al.* (2012).

<sup>128</sup> Lowke *et al.* (2010); Lowke (2015a); Roussel *et al.* (2012).

### 3.8 Rohdichte der Leime

Die Rohdichte der Leime wurde in Anlehnung an die DIN EN 12350-6:2011-03<sup>129</sup> volumetrisch durch Wägung von 300 ml Zementleim bestimmt.

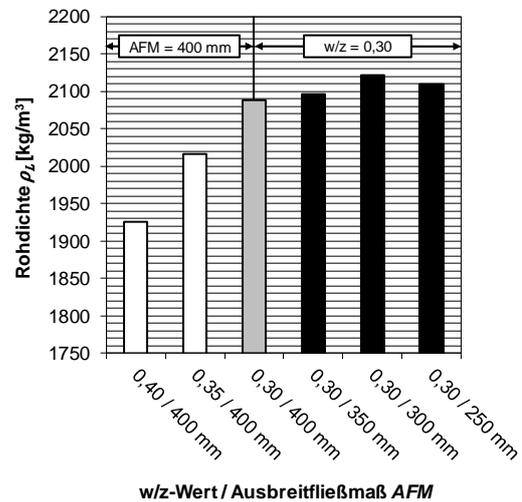


Abbildung 55: Rohdichte der Zementleime

Abbildung 55 zeigt die Rohdichte  $\rho_L$  [kg/m<sup>3</sup>] der Zementleime in Abhängigkeit des w/z-Werts und des Ausbreitfließmaßes. Dabei zeigen die Zementleime mit sinkendem w/z-Wert eine steigende Rohdichte. Dies lässt sich mit dem steigenden Verhältnis des Zements ( $\rho_Z \sim 3,1$  kg/m<sup>3</sup>) zu Wasser ( $\rho_W \sim 1,0$  kg/m<sup>3</sup>) erklären. Dazu passend ändert sich die Rohdichte der Leime mit sinkendem Ausbreitfließmaß praktisch nicht, da der Wassergehalt des Fließmittels auf den Gesamtwassergehalt angerechnet wird.

<sup>129</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2011).

### 3.9 Verarbeitungszeitraum des SPI-Zementleims

#### 3.9.1 Versuchsdurchführung zur Bestimmung des Verarbeitungszeitraums

Um den Verarbeitungszeitraum der Zementleime beispielhaft zu ermitteln, wurde der einzige Zementleim, der in Abbildung 34 über einen Zeitraum von 180 min kein Bluten zeigte (w/z-Wert 0,3 und 400 mm Ausbreitfließmaß), ausgewählt und im gleichen Zeitraum bei 15 min, 30 min, 60 min, 90 min, 120 min und 180 min nach Wasserzugabe die Fließgrenze, die Viskosität und die Thixotropie sowie das Ausbreitfließmaß aus je drei Einzelwerten bestimmt. Dazu wurde der Zementleim nach dem Anmischen in einem Behälter bei Laboratmosphäre gelagert und durch Abdecken mit einer Folie vor dem Austrocknen geschützt. Vor jedem Messzeitpunkt wurde der Zementleim für 30 s mit einem Handmischgerät aufgemischt (Strukturbruch A, siehe Abschnitt 3.6.3 und 3.7.2). Dazu wurde auf gleiche Weise zu jedem Zeitpunkt das Ausbreitfließmaß ermittelt.

Zusätzlich wurde der Erstarrungsbeginn und das Erstarrungsende aus je zwei Einzelwerten nach DIN EN 196-3:2017-03<sup>130</sup> mittels eines Vicat-Nadelgerätes ermittelt. Diese Messung wurde 10 min nach Wasserzugabe gestartet. Das Messintervall betrug 10 min. Als Erstarrungsbeginn gilt gemäß

Norm der Zeitpunkt, an dem die Messnadel einen Abstand von  $6 \pm 3$  mm von der Grundplatte aufweist. Das Erstarrungsende ist erreicht, wenn die Nadel nicht mehr weiter als 0,5 mm in den Zementleim eindringt.

#### 3.9.2 Darstellung des Verarbeitungszeitraums

Abbildung 56 zeigt die Differenz zwischen der ersten Messung der Fließgrenze  $\tau_{0,HB}$ , Viskosität  $\eta$  und der Thixotropie  $A_{Thix}$  15 min nach Wasserzugabe zu den gemessenen Werten nach 30 min, 60 min, 90 min, 120 min und 180 min. Dabei ist zu sehen, dass die Fließgrenze  $\tau_{0,HB}$  ab dem Zeitpunkt 120 min von  $\Delta+0,08$  Pa auf  $\Delta+0,31$  Pa bei 180 min zunimmt. Dementsprechend sinkt auch das Ausbreitfließmaß von 400 mm auf 375 mm nach 180 min.

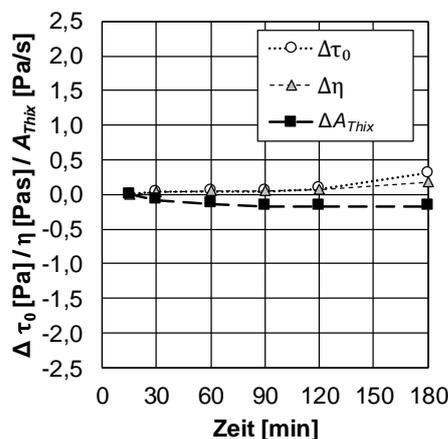


Abbildung 56: Zeitliche Zu- bzw. Abnahme der Fließgrenze  $\tau_{0,HB}$ , der Viskosität  $\eta$  und der Thixotropie  $A_{Thix}$

Auch die Viskosität  $\eta$  ( $2,5 \text{ s}^{-1}$ ) steigt zwischen 120 min und 180 min von  $\Delta+0,08 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  auf  $\Delta+0,21 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ .

<sup>130</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2017a).

Die Zunahme der Fließgrenze und der Viskosität können als Beginn der Bildung erster Hydratationskeime gewertet werden, wobei diese noch sehr schwach ausgeprägt sind, was aufgrund der Erstarrungscharakteristik eines CEM I 42,5 R auch so erwartet werden kann.

Erwartungsgemäß nimmt dagegen die Thixotropie  $A_{\text{Thix}}$  zwischen 0 min und 90 min auf ein  $\Delta$ -0,17 Pa/s ab und bleibt danach bis zum Messzeitpunkt nach 180 min konstant. Dies kann auch einer ersten Bildung von Hydratphasen und der damit einhergehenden Agglomeration der Zementpartikel erklärt werden, die nicht mehr reversibel zerstört werden können.

Der Erstarrungsbeginn und das Erstarrungsende setzten in einem für einen CEM I 42,5 R üblichen Zeitraum nach 630 min bzw. 790 min ein.<sup>131</sup>

Die Untersuchungen zeigen, dass über einen Verarbeitungszeitraum von 180 min zwar bereits geringe Einflüsse aus beginnender Hydratisierung zu sehen sind, sich jedoch in einem zu vernachlässigenden Bereich befinden. Eine **Verarbeitbarkeit über 180 min** wird als **ausreichend** angesehen.

### 3.9.3 Exkurs: Optimierung des Verarbeitungszeitraums

Um die Bauteile schneller aus dem Partikelbett ausgraben zu können, wäre es wünschenswert, den Erstarrungsbeginn

und das Erstarrungsende nach vorne zu verlegen. Dies konnte u.a. durch Zusatz von Calciumnitrat und künstlichen CSH-Hydratationskeimen erreicht werden<sup>132</sup>. Hier konnte bei einer Beibehaltung des Ausbreitfließmaßes von 400 mm über 180 min das Erstarrungsende um 40% bzw. um 300 min nach vorne verlegt und das Delta zwischen Erstarrungsbeginn und -ende auf unter 60 min verringert werden. Dies ermöglicht die Produktion von SPI-Bauteilen in einem 3-Schichtbetrieb und macht das Verfahren somit tauglich für eine effektive Fertigteilproduktion.

### 3.10 Fazit – Auswahl geeigneter Zementleime

Unter Berücksichtigung der Mischungsstabilität (Bluten), der rheologischen Eigenschaften sowie der Verarbeitungszeiträume werden **Zementleime** mit einem **w/z-Wert von 0,3 bis 0,4** und einem **Ausbreitfließmaß  $\geq 250$  mm** in den folgenden Abschnitten weiter untersucht.

<sup>131</sup> Straßer and Weger (2019).

<sup>132</sup> Straßer and Weger (2019).

#### 4 Gesteinskörnung für die SPI

Dieser Abschnitt soll die Auswahl der Gesteinskörnungen für das Partikelbett für die folgenden Versuchsreihen zeigen. Ziel dabei war es, Gesteinskörnungen mit möglichst vergleichbarem Hohlraumgehalt, Schüttdichte, Rohdichte sowie Kornform (gerundet) auszuwählen, um den Einfluss des Fließwiderstands des Partikelbetts betrachten zu können. Der Fließwiderstand wird dann im Wesentlichen nur noch über die Größe des Zwischenraums zwischen den Partikeln (abhängig vom minimalen/maximalen sowie mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$ ) und ggf. indirekt über die Oberflächenfeuchte bestimmt.

Für die Versuche in den Vorarbeiten zur qualitativen Untersuchung des Einflusses der Gesteinskörnung im Partikelbett auf das Eindringverhalten des Zementleims (siehe Abschnitt 5) wurde zunächst ein bereits vorgeseibter feiner Referenzsand (Sand A, Größtkorn  $\leq 0,5$  mm) eingesetzt und es wurden einzelne Fraktionen (0,125 mm – 1,0 mm, 1,0 mm – 2,0 mm und 2,0 mm – 3,2 mm aus einem Sand (Sand B) mit einer Gesamtsieblinie von 0,0 mm – 3,2 mm herausgesiebt.

Für die Eindringversuche zur Modellbildung und zur Bestimmung der Festbetoneigenschaften in dieser Dissertation (siehe Abschnitt 6 bis 8) wurde auf vorgeseibte Sande (Sand C) mit 0,7 mm – 1,0 mm, 1,0 mm – 2,0 mm und 2,0 mm – 3,2 mm zurückgegriffen, da diese bereits

in geeigneten Fraktionen zu erhalten sind. Dieser Wechsel wurde vollzogen, da der Einsatz bereits vorgeseibter Körnungen für einen Praxisfall als notwendiger Schritt angesehen wird.

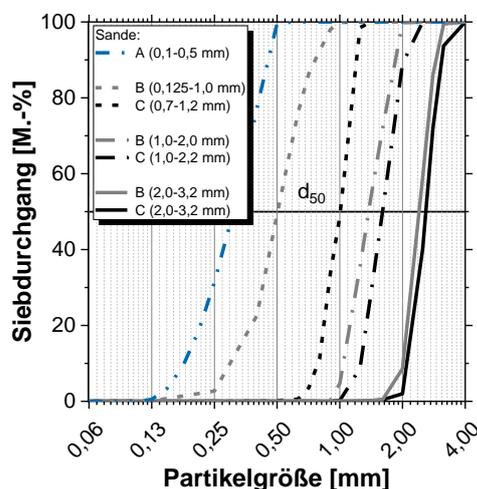


Abbildung 57: Partikelgrößenverteilung der eingesetzten Gesteinskörnungen

Abbildung 57 zeigt die Partikelgrößenverteilung und Tabelle 2 die Materialeigenschaften aller eingesetzten Kornfraktionen.

Sand A (Quarzsand) wies eine Korngröße zwischen 0,1 mm bis 0,5 mm ohne erkennbares Über- oder Unterkorn auf. Der Quarzsand zeigt einen mittleren Korndurchmesser von  $d_{50} = 0,29$  mm.

Die Partikelfraktionen des Sand B wurden aus einem Flusssand (quarzitisch) mit einem ursprünglichen Kornband von 0 mm bis 3,2 mm herausgesiebt. Dabei wurden die Fraktionen 0,125 mm – 1,0 mm ( $d_{50} = 0,5$  mm), 1,0 mm – 2,0 mm ( $d_{50} = 1,4$  mm) und 2,0 mm – 3,2 mm ( $d_{50} = 2,4$  mm) gewonnen. Die beiden größeren Fraktionen wiesen dabei etwas Unterkorn auf.

Als Gesteinskörnung für die weiterführenden Versuche in dieser Dissertation wurden drei Fraktionen gesiebter und feuergetrockneter Quarzsande aus demselben Vorkommen (Sand C) mit einem Körnungsbereich von 0,7 mm – 1,2 mm ( $d_{50}=1,0$  mm), 1,0 mm – 2,2 mm ( $d_{50}=1,6$  mm) und 2,0 mm – 3,2 mm ( $d_{50}=2,6$  mm) eingesetzt. Alle Fraktionen wiesen ein leichtes Über- sowie Unterkorn auf, siehe Abbildung 57. Die Gesteinskörnung wurde ohne zusätzliches Nachsieben verwendet.

Wie Tabelle 2 zeigt, weisen alle eingesetzten Gesteinskörnungen vergleichbare Rohdichten sowie Schüttdichten und damit ähnliche Hohlraumgehalte sowie Leimanspruch, um die Hohlräume zu füllen, auf. Interessant für die spätere Betrachtung der Eindringtiefen ist dabei, dass der Fließwiderstand, bei Annahme einer gleichen Oberflächenrauheit und gleicher Feuchte der Partikeloberflächen, somit nur noch durch den  $d_{50}$  bzw. durch die Größe der Zwischenräume zwischen den Partikeln bestimmt wird.

Tabelle 2: Materialeigenschaften der eingesetzten Gesteinskörnungen (Sand A, B und C,  $d_{50}$  = mittlerer Korndurchmesser,  $\rho_G$  = Rohdichte,  $\rho_{G,S}$  = Schüttdichte,  $\varepsilon$  = Hohlraumgehalt)

Sand	Größe	$d_{50}$	$\rho_G$	$\rho_{G,S}$	$\varepsilon$
[-]	[mm]	[mm]	[kg/m <sup>3</sup> ]		[-]
A	0,1 - 0,5	0,3	2560	1470	0,445
B	0,125 - 1,0	0,5	2647	1474	0,443
B	1,0 - 2,0	1,4	2650	1415	0,466
B	2,0 - 3,2	2,4	2642	1388	0,475
C	0,7 - 1,2	1,0	2645	1414	0,465
C	1,0 - 2,2	1,6	2643	1447	0,453
C	2,0 - 3,2	2,6	2642	1434	0,457

## 5 Vorversuche und Vorarbeiten zum Einfluss der Gesteinskörnung und der Zementleimrheologie bei Anwendung der SPI

### 5.1 Aufbau der Vorversuche und Vorarbeiten

In Vorversuchen und Vorarbeiten<sup>133</sup> wurde für die SPI erstmals der Einfluss der Zementleimrheologie und der Gesteinskörnung auf das Eindringverhalten untersucht. Ziel dabei war es, eine qualitative Aussage über die Einflussfaktoren auf die Eindringtiefe der Zementleime (siehe **Abschnitt 5.2 und 5.4**) und deren Auswirkungen auf Festigkeit und Formtreue (siehe **Abschnitt 5.3, 5.5 und 5.6**) von SPI Bauteilen zu erlangen. Dabei konnten erste Aussagen über den Effekt der rheologischen Eigenschaften der Zementleime sowie des Fließwiderstands des Partikelbetts getroffen werden, woraus sich die Untersuchungen in *Abschnitt 6* entwickelten.

Als Gesteinskörnung wurden die Sande A, B und C in trockener Form verwendet (siehe *Abschnitt 4*). In diesem Kapitel soll ein Überblick über die wichtigsten Ergebnisse dieser Vorarbeiten und Vorversuche gegeben werden. Weitere Ergebnisse können den angegebenen Veröffentlichungen entnommen werden.

### 5.2 Methodik zur Bestimmung der Eindringtiefe

Zur Bestimmung der Eindringtiefe wurden Kreisflächen mit einem Soll-Durchmesser von 50 mm auf das Partikelbett gedruckt und anschließend die Eindringtiefe  $e$  [mm] an den erstarrten Scheiben bestimmt, siehe *Abbildung 58* und *Abbildung 59*. Die ausgebrachte Leimmenge entsprach dabei dem Volumen, das notwendig ist, um eine Schichtstärke von 3 mm zu füllen.



Abbildung 58: Druck von Kreisflächen mit einem Soll-Durchmesser von 50 mm



Abbildung 59: Eindringtiefe  $e$  des Zementleims

### 5.3 Methodik zur Bestimmung der Formtreue und Druckfestigkeit

Zur Bestimmung der Formtreue und Druckfestigkeit wurden Zylinder mit einem Soll-Durchmesser von 50 mm und einer Höhe von 51 mm mit einer Schichtstärke von 3 mm gedruckt und 1 d im

---

<sup>133</sup> Lowke *et al.* (2018); Pierre *et al.* (2018), Weger *et al.* (2016a, 2016b), Zimmermann (2017).

Druckbett belassen. Danach wurden die Zylinder ausgegraben und bis zur Prüfung bei 20°C /65 % r.F. gelagert. Abschließend wurden die Zylinder zur Bestimmung der Formtreue vermessen, wenn nötig abgeglichen und geschliffen, und die Druckfestigkeit nach DIN EN 12390-3:2009-07<sup>134</sup> bestimmt.

#### 5.4 Einfluss der Gesteinskörnung und der Zementleimrheologie auf das Eindringverhalten des Zementleims



Abbildung 60: Bild aus Vorversuchen, Zementleimtropfen, der aufgrund der Abhängigkeit zwischen Zementleimrheologie und des Fließwiderstandes der Gesteinskörnungsschicht nicht in das Partikelbett eindringen kann, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,5, AFM = 400 mm, , Gesteinskörnung: Sand A,  $d_{50} = 0,3$  mm, trocken, Tropfendurchmesser ~5 mm

Sowohl die Formtreue als auch die Eindringtiefe werden von den rheologischen Eigenschaften des Zementleims und dem Fließwiderstand der Gesteinskörnung bestimmt. Ist der Fließwiderstand der Gesteinskörnung in Abhängigkeit der rheologischen Eigenschaften der Zementleime zu groß, kann der Zementleim trotz einer hohen Fließfähigkeit nicht in

das Gesteinskörnungsbett eindringen, siehe Abbildung 60.

Jedoch, selbst wenn der Zementleim in das Partikelbett eindringen kann, muss der Leim weit genug penetrieren, um die Schichten miteinander verbinden zu können. Hier spielt wiederum die Wahl einer Gesteinskörnung mit geeignetem Fließwiderstand eine wichtige Rolle, siehe Abbildung 61 und Abbildung 62.



Abbildung 61: Vorarbeit: Leim kann zwar in die Schichten (3 mm) eindringen, diese jedoch nicht ganz durchdringen, da der Fließwiderstand der Gesteinskörnung zu groß ist, Leim CEM I 42,5 R w/z-Wert 0,4, AFM = 300 mm, Gesteinskörnung: Sand B,  $d_{50} = 0,5$  mm, trocken<sup>135</sup>



Abbildung 62: Vorarbeit: Leim kann die Schichten (3 mm) völlig durchdringen, der Fließwiderstand der Gesteinskörnung ist klein genug, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, AFM = 300 mm, Gesteinskörnung: Sand B,  $d_{50} = 2,4$  mm, trocken<sup>136</sup>

Bei diesen Vorarbeiten wurde die Fließfähigkeit des Zementleims konstant gehalten (w/z-Wert 0,4, Ausbreitfließmaß AFM = 300 mm) und nur das Größtkorn bzw. der mittlere Korndurchmesser  $d_{50}$  und somit der Fließwiderstand variiert. Der Fließwiderstand nimmt bei kleineren

<sup>134</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2009).

<sup>135</sup> Weger *et al.* (2016b).

<sup>136</sup> Weger *et al.* (2016b).

Gesteinskörnungen zu, da der Freiraum zwischen den Partikeln immer kleiner wird (siehe auch Abschnitt 6 und 7).

Der Schichtenverbund ist nicht nur von der Wahl der Gesteinskörnung abhängig, sondern auch maßgeblich von der Rheologie der Zementleime. In Vorarbeiten konnte gezeigt werden, dass die Eindringtiefe neben der Wahl der Gesteinskörnung auch maßgeblich vom Ausbreitfließmaß bzw. der Fließgrenze der Leime abhängig ist<sup>137</sup>, siehe Abbildung 63. Des Weiteren bestätigt sich in dieser Abbildung der steigende Fließwiderstand mit abnehmender Größe bzw. mittlerem Korndurchmesser  $d_{50}$  der Gesteinskörnung in verringerten Eindringtiefen.

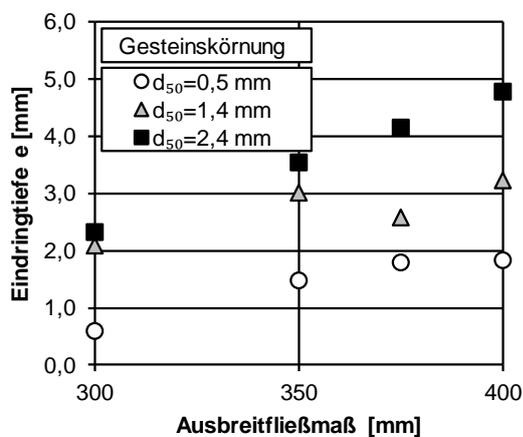


Abbildung 63: Eindringtiefe in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, Gesteinskörnung: Sand B, trocken (Abbildung erstellt aus Versuchen zu Weger et al.<sup>138</sup>)

Die Vorarbeiten zeigen außerdem, dass die Eindringtiefe einen Parameter für die

Druckfestigkeit (7 d) darstellt<sup>139</sup>, siehe Abbildung 64. Dabei steigt die Druckfestigkeit noch weiter an, obwohl die Eindringtiefe des Zementleims bereits größer ist als die Schichtstärke. Dies ist vermutlich auf eine gleichmäßigere Füllung der Hohlräume im Partikelbett zurückzuführen.

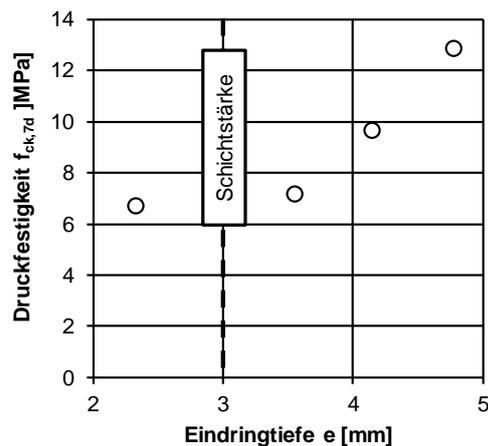


Abbildung 64: Druckfestigkeit nach 7d abhängig von der Eindringtiefe des Zementleims, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, Gesteinskörnung: Sand B,  $d_{50} = 0,5$  mm, trocken (Abbildung erstellt aus Versuchen zu Weger et al.<sup>140</sup>)

Bei einem vollständigen Schichtenverbund sind alle Hohlräume zwischen den einzelnen Gesteinskörnern gefüllt. Wenn der Zementleim nicht vollständig in das Partikelbett eindringen kann, bilden sich Fehlstellen, siehe Abbildung 8 (Seite 5), Abbildung 65, und Abbildung 66, die die Festigkeit negativ beeinflussen<sup>141</sup>. Dabei kann der Füllgrad der Hohlräume zwischen den Partikeln bzw. der Gesamtluft-porengehalt direkt mit der Rohdichte der

<sup>137</sup> Pierre et al. (2018), Weger et al. (2016a, 2016b).

<sup>138</sup> Weger et al. (2016a).

<sup>139</sup> Pierre et al. (2018), Weger et al. (2016a, 2016b).

<sup>140</sup> Weger et al. (2016a).

<sup>141</sup> Lowke et al. (2018); Pierre et al. (2018), Weger et al. (2016a, 2016b), Weger et al. (2018a); Weger et al. (2018b); Weger et al. (2018c).

Probekörper korreliert werden<sup>142</sup> (siehe auch Abschnitt 8).

Eine ausreichende Eindringtiefe lässt sich vermutlich außerdem neben der richtigen Wahl der Gesteinskörnung und des Ausbreitfließmaßes (Fließgrenze) durch eine möglichst niedrige Viskosität erreichen. Des Weiteren spielt die Feuchtigkeit der Gesteinskörnung eine große Rolle.<sup>143</sup>

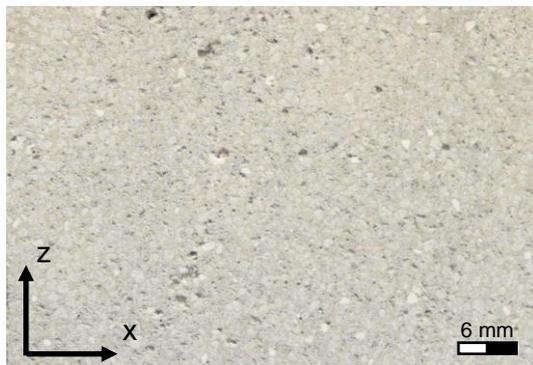


Abbildung 65: Querschnitt eines mit SPI gefertigten Objekts mit vollständigem Schichtenverbund / Ausfüllung der Hohlräume, Schichtstärke 3 mm, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,3, AFM = 400 mm, Gesteinskörnung: Sand C,  $d_{50} = 1,6$  mm, trocken<sup>144</sup>



Abbildung 66: Querschnitt eines mit SPI gefertigten Objekts mit unvollständigem Schichtenverbund / Ausfüllung der Hohlräume, Schichtstärke 3 mm, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,3, AFM = 300 mm, Gesteinskörnung: Sand C,  $d_{50} = 1,6$  mm, trocken<sup>145</sup>

## 5.5 Auswirkungen der Eindringtiefe auf die Formtreue

Die Formtreue der durch SPI hergestellten Objekte ist ebenfalls maßgeblich von der Wahl der Gesteinskörnung und den rheologischen Eigenschaften des Zementleims abhängig. Ist die Durchlässigkeit der Gesteinskörnung zu groß bzw. der Zementleim zu fließfähig (zu geringe Fließgrenze bzw. zu geringe Viskosität) breitet sich der Leim in x-, y-, und z-Richtung über die Soll-Abmessungen der Probekörper aus, siehe Abbildung 9 (siehe Seite 6) und Abbildung 67.

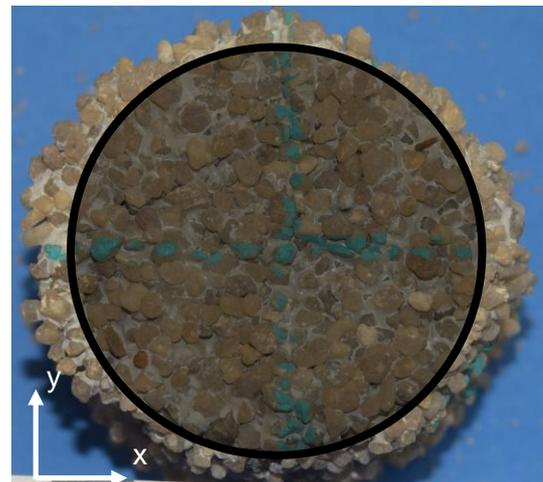


Abbildung 67: Draufsicht auf einen Zylinder mit einem Soll-Durchmesser von 50 mm mit horizontaler Abmessungsabweichung aufgrund eines zu fließfähigen Leims, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, AFM = 350 mm, Gesteinskörnung: Sand B,  $d_{50} = 2,4$  mm, trocken

Dem kann mit einer gezielten Anpassung des Fließwiderstandes (mit sinkender Größe / mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$  der Gesteinskörnung steigt der Fließwi-

<sup>142</sup> Weger *et al.* (2018b); Weger *et al.* (2018c).

<sup>143</sup> Lowke *et al.* (2018); Pierre *et al.* (2018), Weger *et al.* (2016a, 2016b), Weger *et al.*

(2018a); Weger *et al.* (2018b); Weger *et al.* (2018c).

<sup>144</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>145</sup> Weger *et al.* (2018b).

derstand) und des Ausbreitmaßes (Fließgrenze)<sup>146</sup>, siehe Abbildung 68 (Verhältnis der Querschnittsfläche  $A$  des Zylinders und der Soll-Querschnittsfläche  $A_{des}$  des Zylinders von 50 mm, je größer das Verhältnis  $A/A_{des}$ , desto größer die Abweichung), sowie vermutlich der Viskosität (und der Thixotropie)<sup>147</sup> entgegenge wirkt werden.

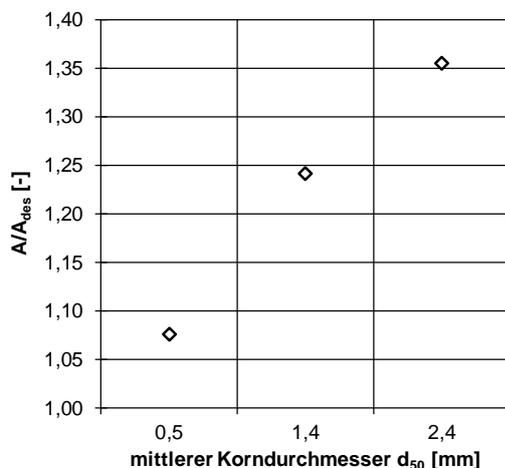


Abbildung 68: Verhältnis der tatsächlichen horizontalen Querschnittsfläche eines gedruckten Zylinders zu seinem Soll-Durchmesser von 50 mm, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, AFM = 375 mm, Gesteinskörnung: Sand B, trocken<sup>148</sup>

Andererseits darf der Zementleim keine zu hohe Fließgrenze, Viskosität und Thixotropie aufweisen, um einen guten Schichtenverbund zu ermöglichen und einen Verzug des Zementleims in der Auftragsrichtung der trockenen Gesteinskörnung zu verhindern. Dieser entsteht, wenn der Zementleim nicht vollständig in das Bett aus Gesteinskörnung eindringen kann. Dann wird der aufstehende Zementleim in Richtung der Aufbringung

des Trockenmaterials mitgezogen und in die Gesteinskörnung gedrückt<sup>149</sup>, siehe Abbildung 69 – Abbildung 71.

Dem kann entgegengewirkt werden, indem das Ausbreitmaß und damit die Fließgrenze im Zusammenspiel mit der Gesteinskörnung der Zementleime so niedrig eingestellt wird, dass dieser komplett in die darunterliegende Gesteinskörnungsschicht eindringen kann<sup>150</sup>, siehe Abbildung 72.

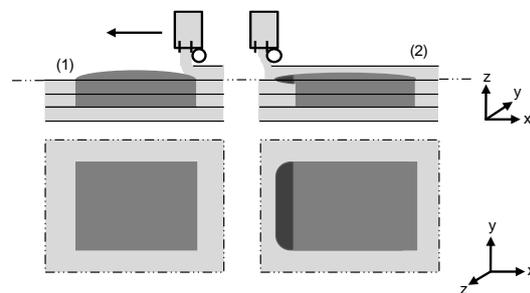


Abbildung 69: Einfluss der Rheologie auf die Formtreue - Verzug der Schichten durch nicht eingedungenen Leim (dunkelgraue Bereiche) (Grafik: D. Weger)<sup>151</sup>

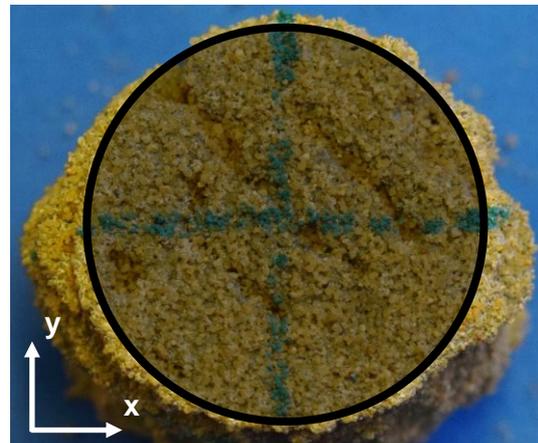


Abbildung 70: Draufsicht auf einen Zylinder mit einem Soll-Durchmesser von 50 mm mit horizontaler Abmessungsabweichung in x-Richtung aufgrund eines zu wenig fließfähigen Leims / Verzug des nicht eingedungenen Zementleims, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, AFM = 350 mm, Gesteinskörnung: Sand B,  $d_{50} = 0,5$  mm, trocken

<sup>146</sup> Weger *et al.* (2016a).

<sup>147</sup> Weger *et al.* (2016b).

<sup>148</sup> Weger *et al.* (2016a).

<sup>149</sup> Weger *et al.* (2016a).

<sup>150</sup> Weger *et al.* (2016a).

<sup>151</sup> Weger *et al.* (2018b).

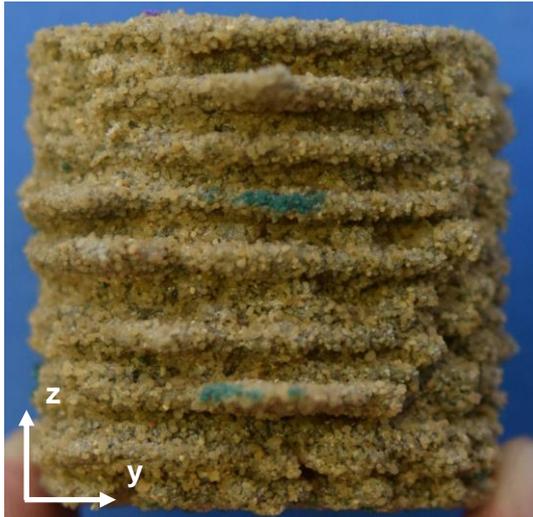


Abbildung 71: Seitenansicht auf einen Zylinder mit einem Soll-Durchmesser von 50 mm und Höhe von 51 mm mit horizontaler Abmessungsabweichung in x-Richtung aufgrund eines zu wenig fließfähigen Leims / Verzug des nicht eingedrungenen Zementleims, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, AFM = 350 mm, Gesteinskörnung: Sand B,  $d_{50} = 0,5$  mm, trocken

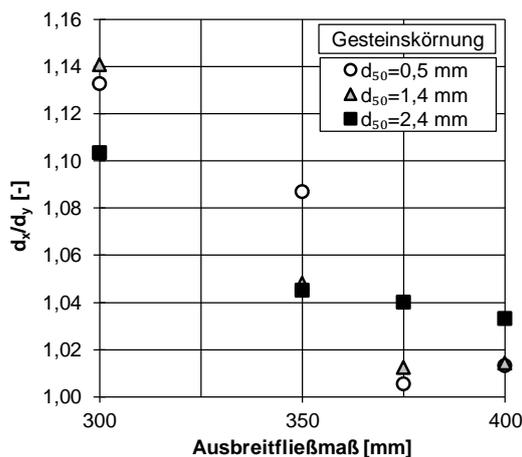


Abbildung 72: Verhältnis der tatsächlichen Durchmesser in x-Richtung zur y-Richtung eines Zylinders mit Soll-Durchmesser von 50 mm, Leim CEM I 42,5 R, w/z-Wert 0,4, Gesteinskörnung: Sand B, trocken<sup>152</sup>

### 5.6 Auswirkung von Thixotropiermitteln auf die Formtreue und Festigkeit

Um die Thixotropie von zementbasierten Systemen über den w/z-Wert und die

Mahlfeinheit des Zements hinaus beeinflussen zu können, können dem Gemisch Thixotropiermittel hinzugegeben werden. Als Thixotropiermittel können z.B. Polymere (z.B. Diutan Gum) oder Schichtsilikate (z.B. Bentonit) eingesetzt werden<sup>153</sup>.

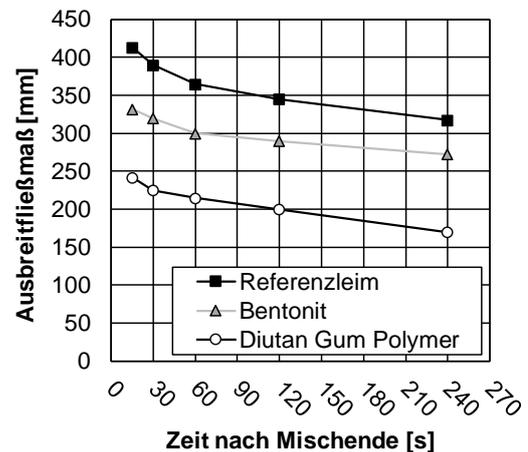


Abbildung 73: Ausbreitmaß 15 s, 30 s, 60 s, 120 s und 240 s nach Mischende ohne weiteres Aufmischen. Dazu wurde der Leim parallel in fünf Hägermanntrichter gefüllt und nach der entsprechenden Zeit gezogen. Die Zeit nach 15 s bezeichnet dabei einen Leim ohne Ruhepause, da 15 s für den Einfüllvorgang benötigt wurden und sofort danach das erste Ausbreitmaß gemessen wurde. Dabei wurde ein Referenzleim (w/z-Wert 0,3, AFM ~ 400 mm)<sup>154</sup> mit 0,01 (Zement-) M.-% Bentonit und

Abbildung 73 zeigt das Ausbreitmaß, gemessen 15 s, 30 s, 60 s, 120 s und 240 s nach Mischende ohne weiteres Aufmischen. Dazu wurde der Leim parallel in fünf Hägermanntrichter gefüllt und nach der entsprechenden Zeit gezogen. Die Zeit nach 15 s bezeichnet dabei einen Leim ohne Ruhepause, da 15 s für den Einfüllvorgang benötigt wurden und sofort danach das erste Ausbreitmaß gemessen wurde. Dabei wurde ein Referenzleim (w/z-Wert 0,3, AFM ~ 400 mm) mit 0,01 (Zement-) M.-% Bentonit und

<sup>152</sup> Weger *et al.* (2016a).

<sup>153</sup> Benedix (2015); Kaci *et al.* (2011); Mezger (2012).

<sup>154</sup> Zimmermann (2017).

0,15 (Wasser-) M.% Diutan Gum Polymer vermischt.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Thixotropie, hier dargestellt über die zeitliche Entwicklung des Ausbreitmaßes (und damit über die statische Fließgrenze), bei allen Mischungen vergleichbar ist und durch die eingesetzten Thixotropiermittel kaum beeinflusst wurde, da die Messkurven annähernd gleiche Steigungen zeigen. Dagegen weisen bereits die Ausbreitmaße (und damit die Fließgrenzen) nach 15 s (ohne Ruhephase) sehr hohe Unterschiede auf.

Folglich führte die Anwendung von Thixotropiermitteln wie Polymere (z.B. Diutan Gum) oder Bentonit bei dem verwendeten Referenzleim (w/z-Wert 0,3 und AFM ~ 400 mm) bei gleichem Fließmittelgehalt lediglich zu einer Reduktion des Ausbreitmaßes und damit zu einer Erhöhung der dynamischen Fließgrenze, was eine Verringerung der Formtreue durch Verzug und Erniedrigung der Druckfestigkeit<sup>155</sup> bedingt, wie auch schon in Abschnitt 5.4 und 5.5 gezeigt. Daher wird auf eine zusätzliche Beeinflussung der Thixotropie durch Thixotropiermittel im weiteren Verlauf dieser Arbeit verzichtet.

## 5.7 Fazit hinsichtlich Wahl der rheologischen Eigenschaften und der Gesteinskörnung

Die Vorarbeiten<sup>156</sup> zu dieser Dissertation zeigen, dass für eine gute Festigkeit sowie Dauerhaftigkeit des Materials und gleichzeitige hohe Formtreue ein **Optimum** zwischen den Fließeigenschaften der Zementleime und des Fließwiderstands der Gesteinskörnung gefunden werden muss.

Dabei resultierten **steigende Gesteinskörnungsgrößen** mit Durchmessern zwischen 0,5 mm und 3,0 mm (sinkender Fließwiderstand) in **steigendem Schichtenverbund**. Gleichzeitig konnten mit Zementleimen ab **350 mm** ausreichende **Eindringtiefen** mit **vierversprechender Druckfestigkeit und Formtreue** erreicht werden. Des Weiteren führte der Einsatz von **Thixotropiermitteln** bei gleichbleibendem Fließmittelgehalt zu keiner Erhöhung der Thixotropie, sondern nur zu einer Steigerung der Fließgrenze, was sich **negativ** auf das Eindringverhalten der Leime auswirkt.

---

<sup>155</sup> Kaci *et al.* (2011); Zimmermann (2017).

<sup>156</sup> Lowke *et al.* (2018); Pierre *et al.* (2018), Weger *et al.* (2016a, 2016b), Weger *et al.*

(2018a); Weger *et al.* (2018b); Weger *et al.* (2018c); Zimmermann (2017).

## 6 Bestimmung des Eindringverhaltens des Zementleims in das Gesteinskörnungsbett

### 6.1 Aufbau der Eindringversuche

Die Versuche in *Abschnitt 5* zeigen, dass für eine gute Formtreue sowie Festigkeit und Dauerhaftigkeit ein Optimum zwischen der Fließfähigkeit des Zementleims und dem Fließwiderstand des Partikelbetts gefunden werden muss. Dabei sollte der Zementleim möglichst vollständig in die Partikelschicht eindringen und die einzelnen Schichten miteinander verbinden.

Daher werden in diesem Abschnitt systematisch Eindringversuche, wie in **Abschnitt 6.2** beschrieben, durchgeführt. Es wurden zum einen der Einfluss der rheologischen Parameter des Zementleims in **Abschnitt 6.3** und zum anderen der Effekt von prozesstechnologischen Parametern in **Abschnitt 6.4** analysiert. Alle Versuche wurden bei unterschiedlichen Fließwiderständen des Partikelbetts durchgeführt.

### 6.2 Methodik der Eindringversuche

Zur Messung der Eindringtiefe wurden die Fraktionen mit einem mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$  von 1,0 mm, 1,6 mm und 2,6 mm des Sands C verwendet und je zwei Einzelbahnen aus Zementleim mit einer Länge von 0,25 m (Gesamtlänge 2·3·0,25 m) aufgebracht. Die Tiefe des Partikelbetts wurde so gewählt, dass der Zementleim ungehindert eindringen und

das Partikelbett nicht völlig durchdrungen werden konnte.

Dabei wurde zum einen I) eine Messreihe mit variierendem Ausbreitfließmaß (250 mm, 300 mm, 350 mm und 400 mm) bei einem konstanten w/z-Wert von 0,30 hergestellt. Zum anderen II) wurde der w/z-Wert (0,30, 0,35, und 0,40) bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm variiert.

Um den Einfluss der Prozessparameter quantifizieren zu können, wurde bei konstanten Leimeigenschaften (w/z-Wert 0,3 und Ausbreitfließmaß 300 mm) der Einfluss auf die Eindringtiefe durch die Veränderung a) der Portalgeschwindigkeit der Düse bei gleichem Volumenausstoß und durch die Veränderung b) des Volumenausstoßes bei konstanter Portalgeschwindigkeit untersucht, siehe Tabelle 3.

Tabelle 3: Versuchsreihen zur Quantifizierung des Einflusses der Prozessparameter (Volumenausstoß  $V$ , Portalgeschwindigkeit  $v$ )

Ver-suchs-reihe	Vari-ante	Volumen $V$ je 0,25 m	Geschwin-digkeit $v$
[-]	[-]	[m <sup>3</sup> ]	[mm/min]
a)	1	$5,54 \cdot 10^{-5}$	1000
	2		2000
	3		3000
b)	1	$2,92 \cdot 10^{-5}$	2000
	2	$5,54 \cdot 10^{-5}$	
	3	$8,32 \cdot 10^{-5}$	

Dabei entspricht ein Volumenausstoß  $V$  von  $5,54 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  der Menge Leim, die notwendig ist, um eine Fläche von  $0,1 \text{ m}^2$  bei einem Hohlraumgehalt  $\varepsilon = 0,46$  1,2 mm tief zu füllen. Entsprechend ermöglicht ein  $V$  von  $2,92 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  eine Eindringtiefe von 0,6 mm und ein  $V$  von  $8,32 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  eine Eindringtiefe von 1,8 mm.

Alle Versuche wurden sowohl bei trockener als auch bei vorgemäster Gesteinskörnung durchgeführt. Zur Vormäzung wurde die Gesteinskörnung mindestens 12 h unter Wasser gelagert und vor dem Druck aus dem Wasser entnommen. Die nasse Gesteinskörnung wurde oberflächlich mit Papiertüchern abgetupft. Ziel war es, den Wasserentzug des Leims durch die matffeuchte Gesteinskörnung zu minimieren und den Einfluss des Wasserentzugs des Leims durch die trockene Gesteinskörnung quantifizieren zu können.

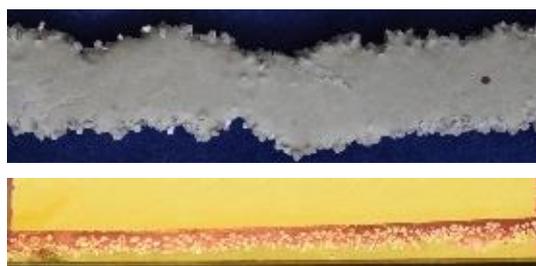


Abbildung 74: 0,10 m langer Ausschnitt eines Messstreifens der Länge 0,25 m mit  $d_{50} = 1,0 \text{ mm}$ . Oben: Ansicht von oben. Unten: Ansicht Schnitt längs horizontal. Streifen eingeharzt, längs geschnitten und mit Phenolphthalein besprüht.

Nach Erhärtung der Proben wurden die Messstreifen in Epoxidharz eingegossen, längs mittig auseinandergesägt und mit Phenolphthalein besprüht, um die Zementmatrix deutlich von der Gesteinskörnung

unterscheiden zu können, siehe Abbildung 74.

Anschließend wurde die Eindringtiefe  $e$  in [mm] und die Gesamthöhe  $h_{\text{ges}}$  der Messstreifen in [mm] (siehe Abbildung 75) in einem Abstand von 1 cm gemessen.

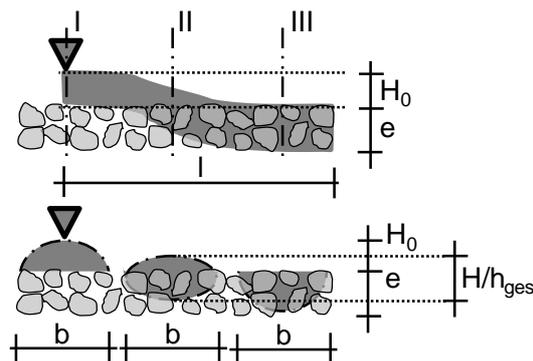


Abbildung 75: Messung der Eindringtiefe  $e$  der Messstreifen

Ziel der Untersuchungen war es, ein Modell zur Prognostizierung der Eindringtiefe des Zementleims zu entwickeln (siehe Abschnitt 7).

### 6.3 Eindringverhalten in Abhängigkeit der Rheologie

In Abbildung 76 ist die Eindringtiefe  $e$  in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes dargestellt.

Dort ist zu erkennen, dass mit steigendem Ausbreitfließmaß und größer werdendem mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$  der Gesteinskörnung die Eindringtiefe  $e$  steigt. Da mit steigendem Ausbreitfließmaß die Fließgrenze sinkt und mit größer werdendem Größtkorn der Abstand zwischen den Partikeln größer wird, sinkt der Fließwiderstand gegenüber dem eindringenden Leim.

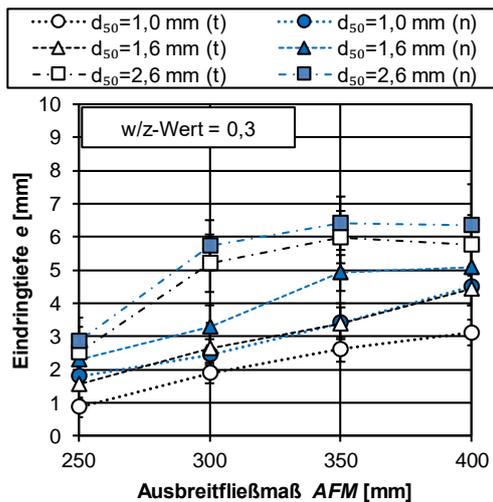


Abbildung 76: Eindringtiefe  $e$  bei konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Des Weiteren ist zu erkennen, dass das Vornässen der Gesteinskörnung das Eindringverhalten positiv beeinflusst. Anzunehmen ist hier, dass die Oberfläche der trockenen Gesteinskörnung Wasser aus den Zementleimen bindet, was zu einer lokalen Verringerung des  $w/z$ -Wertes und Erhöhung der Fließgrenze sowie Viskosität zur Folge hat<sup>157</sup>. Gleichzeitig scheint der Einfluss des Vornässens mit sinkender Oberfläche der Gesteinskörnung (mit steigendem  $d$ ) abzunehmen.

Abbildung 77 zeigt die Eindringtiefe in Abhängigkeit des  $w/z$ -Wertes bei konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm. Auch hier ist der positive Einfluss des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Vornässung mit den gleichen Tendenzen zu erkennen. Jedoch beeinflusst auch der  $w/z$ -Wert das Eindringverhalten des

Zementleims. Mit steigendem  $w/z$ -Wert und damit sinkender Viskosität bzw. Thixotropie steigt die Eindringtiefe.

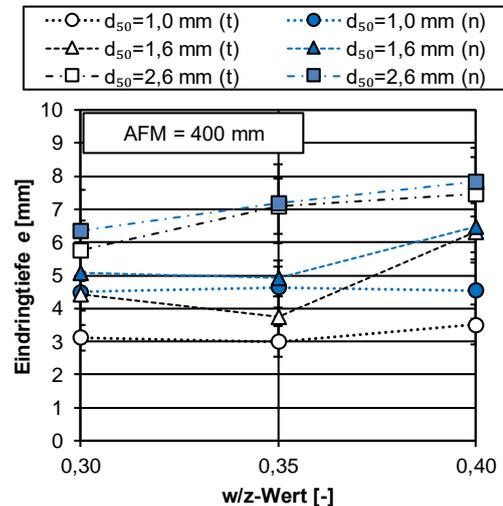


Abbildung 77: Eindringtiefe  $e$  bei konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des  $w/z$ -Wertes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Dieser Effekt sinkt jedoch mit kleiner werdendem mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$  und damit steigendem Fließwiderstand.

Dies könnte auf einen größeren Einfluss der Viskosität (und Thixotropie) im Zustand eines freien Fließens des Zementleims hinweisen und dem Eindringverhalten eine hydrodynamische Komponente (Einfluss der Konsistenz und des Fließindex nach Herschel-Bulkey) hinzufügen. Da sich jedoch bei ausreichender Scherung des Zementleims keine Partikelwechselwirkungen aufbauen und des Weiteren der Vorgang des Eindringens wesentlich schneller vonstattengeht wie das Erstarren des Zementleims, kann der

<sup>157</sup> Lowke *et al.* (2018); Pierre *et al.* (2018), Weger *et al.* (2016a, 2016b).

Einfluss der Thixotropie vermutlich vernachlässigt werden<sup>158</sup>. Jedoch spielt folglich die **dynamische Viskosität im Fließzustand** eine große Rolle, die bei einer späteren **analytischen Berechnung** der Eindringtiefe mit in Betracht gezogen werden sollte (siehe Abschnitt 7).

Die Streuungen der gemessenen Eindringtiefen liegen alle im Bereich der Korngröße der jeweiligen Fraktion, stellen damit eine Produktionstechnik-bedingte Streuung dar und können daher vernachlässigt werden.

Abbildung 78 und Abbildung 79 zeigen das Verhältnis der Eindringtiefe  $e$  zur Gesamthöhe  $h_{ges}$  der Messstreifen (siehe Abbildung 75). Dieses Verhältnis beschreibt, ob der gesamte Zementleim in das Gesteinskörnungsbett eingedrungen ist, oder ob Zementleim auf der Oberfläche zurückbleibt. Dies kann sich nachteilig auf die Formtreue der hergestellten Körper auswirken (siehe Abschnitt 5.5). Daher ist möglichst ein Verhältnis von  $e/h_{ges}$  nahe 1 anzustreben.

Abbildung 78 zeigt hierbei, dass bei der größten Gesteinskörnung ( $d_{50} = 2,6$  mm) bereits ab einem Ausbreitfließmaß von 300 mm ein völliges Eindringen des Zementleims erreicht werden kann. Dem gegenüber bleibt bei der feinsten Gesteinskörnung ( $d_{50} = 1,0$  mm) im trockenen Zustand auch bei einem Ausbreitfließmaß von 400 mm ein Teil des

Zementleimes auf der Oberfläche des Partikelbetts zurück. Selbst eine Erhöhung des  $w/z$ -Wertes von 0,30 auf 0,40 reicht nicht aus, den Zementleim ganz eindringen zu lassen, siehe Abbildung 79.

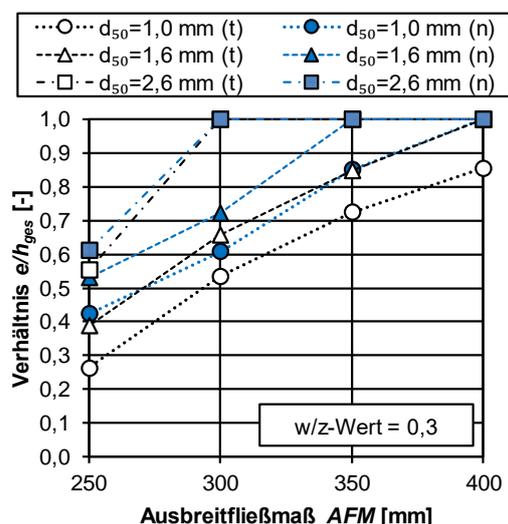


Abbildung 78: Verhältnis von Eindringtiefe  $e$  und der Gesamthöhe  $h_{ges}$  des Messstreifens bei konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass(n))

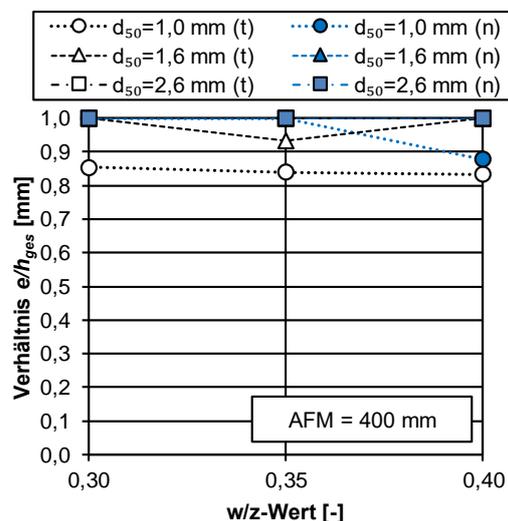


Abbildung 79: Verhältnis von Eindringtiefe  $e$  und der Gesamthöhe  $h_{ges}$  des Messstreifens konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des  $w/z$ -Wertes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

<sup>158</sup> Pierre *et al.* (2018).

#### 6.4 Eindringverhalten in Abhängigkeit der Auftragsmenge und -geschwindigkeit

Um den Einfluss prozesstechnischer Parameter auf das Eindringverhalten der Zementleime zu untersuchen, wurden zum einen die Geschwindigkeit des Portals bei gleichem Auftragsvolumen von  $5,54 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  variiert (1000 mm/min, 2000 mm/min, 3000 mm/min) und zum anderen das Auftragsvolumen ( $2,92 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$ ,  $5,54 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$ ,  $8,32 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$ ) bei gleicher Portalgeschwindigkeit von 2000 mm/min. Bei diesen Untersuchungen wurde ein Zementleim mit w/z-Wert 0,3 und Ausbreitfließmaß 300 mm verwendet.

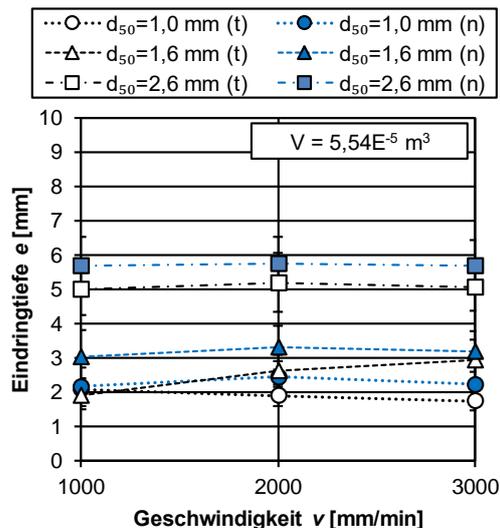


Abbildung 80: Eindringtiefe  $e$  bei konstanter Leimvolumen von  $5,54 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  in Abhängigkeit der Portalgeschwindigkeit  $v$ , des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n)), w/z-Wert 0,3 und  $AFM = 400 \text{ mm}$

Abbildung 80 zeigt die Ergebnisse der Variation der Portalgeschwindigkeit. Dabei ist zu sehen, dass die Portalgeschwindigkeit keinen Einfluss auf die Eindringtiefe zu haben scheint. Lediglich die

Eindringtiefe bei trockener Gesteinskörnung mit einem  $d_{50} = 1,6 \text{ mm}$  zeigt eine Steigung mit zunehmender Geschwindigkeit. Die Steigung der Eindringtiefe liegt jedoch innerhalb der Streuung der Messergebnisse und kann daher, vor allem bei Betrachtung der anderen Ergebnisse, vernachlässigt werden.

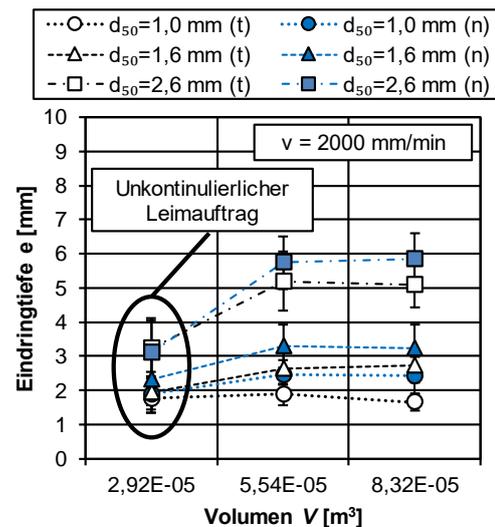


Abbildung 81: Eindringtiefe  $e$  bei konstanter Portalgeschwindigkeit  $v$  von 2000 mm/min in Abhängigkeit des Auftragsvolumens, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n)), w/z-Wert 0,3 und  $AFM = 400 \text{ mm}$

Abbildung 81 stellt die Eindringtiefen abhängig vom Auftragsvolumen dar. Hierbei zeigt die Verdopplung des Auftragsvolumens von  $5,54 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  auf  $8,32 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  keine Erhöhung der Eindringtiefe. Jedoch scheint eine Halbierung des Auftragsvolumens auf  $2,92 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$  auf den ersten Blick einen Einfluss auf die Eindringtiefe bei allen Kornfraktionen auszuüben, der mit steigendem mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$  zunimmt. Auf den zweiten Blick und näherer Betrachtung der Auftragsgüte war

bei dieser geringen Leimmenge bei dem verwendeten Auftragssystem kein kontinuierlicher Leimauftrag mehr möglich. Der Leim konnte nur noch tröpfchenweise aufgebracht werden, siehe Abbildung 82.



Abbildung 82: Querschnitt durch einen Messstreifen mit  $d_{50} = 2,6$  mm zur Messung der Eindringtiefe mit nicht kontinuierlichem Leimauftrag

Dies führt zu einer ungleichmäßigen Eindringfront und einem vermutlich veränderten Ausbreitverhalten. Daher wird dieser Wert als nicht verwertbar gewertet, da in der Regel ein kontinuierlicher Leimauftrag angestrebt wird.

Somit stellen sowohl die Portalgeschwindigkeit als auch die Auftragsmenge aus dem Prozess zunächst keine direkten Eingangsparameter für das analytische Berechnungsmodell dar.

### 6.5 Fazit zur Bestimmung des Eindringverhaltens des Zementleims

Die Untersuchungen dieses Abschnittes bestätigen die Ergebnisse des Abschnitts 5 und zeigen, dass mit **steigendem Ausbreitfließmaß** (sinkende Fließgrenze) und **steigendem mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$**  der Gesteinskörnung (sinkender Fließwiderstand) sowie bei feuchter Partikeloberfläche die **Eindringtiefe** der Zementleime **steigt**. Dazu **steigt die Eindringtiefe mit sinkender dynamischer Viskosität** (u.a. abhängig vom w/z-Wert). Dabei gewinnen

v.a. bei hohen Fließfähigkeiten der Leime und niedrigem Fließwiderstand des Partikelbetts die hydrodynamischen Komponenten (Einfluss der Konsistenz und des Fließindex nach Herschel-Bulkey) an Bedeutung. Die **Thixotropie** hatte dagegen bei den hier vorliegenden zur Erstarungszeit vergleichsweise schnellen Eindringprozessen **keinen quantifizierbaren Einfluss**.

Die Änderung der **prozesstechnologischen Einflussgrößen** der Portalgeschwindigkeit sowie der Auftragsmenge übten bei dem gewählten Versuchsaufbau keinen großen Einfluss auf die Eindringtiefe aus und werden daher zunächst als **Einflussgrößen für das analytische Berechnungsmodell** in *Abchnitt 7* vernachlässigt.

## 7 Modellentwicklung zur analytischen Berechnung der Eindringtiefe

### 7.1 Aufbau der Modellentwicklung

Eine Problemstellung bei der Anwendung der SPI ist, dass bei einem Materialwechsel mittels „Trial and Error“ Versuchen die Tauglichkeit neuer Materialien oder Chargenlieferungen geprüft werden muss. Dies erfordert vor allem bei Großgeräten einen hohen Material- sowie Zeiteinsatz und ist daher unwirtschaftlich.

Aufgrund dessen werden in diesem Kapitel vier analytische Modelle (A/A+, B/B+, C und D) zur Berechnung der Eindringtiefe des Zementleims in Abhängigkeit der rheologischen Eigenschaften

(aus Abschnitt 3) sowie der Eigenschaften des Partikelbetts (aus Abschnitt 4) hergeleitet bzw. entwickelt, siehe Abbildung 83.

Als Zielgenauigkeit der Modelle wird dabei eine Abweichung zu den realen Eindringtiefen in einer Größenordnung der kleinsten eingesetzten Gesteinskörnung ( $\rightarrow$  Genauigkeit  $\leq 1,2$  mm) angestrebt. **Dabei entsprechen die Modelle A+ und B+ dem jeweiligen Ausgangsmodell, jedoch mit einer modifizierten Ermittlung einzelner Bestandteile des Modells.**

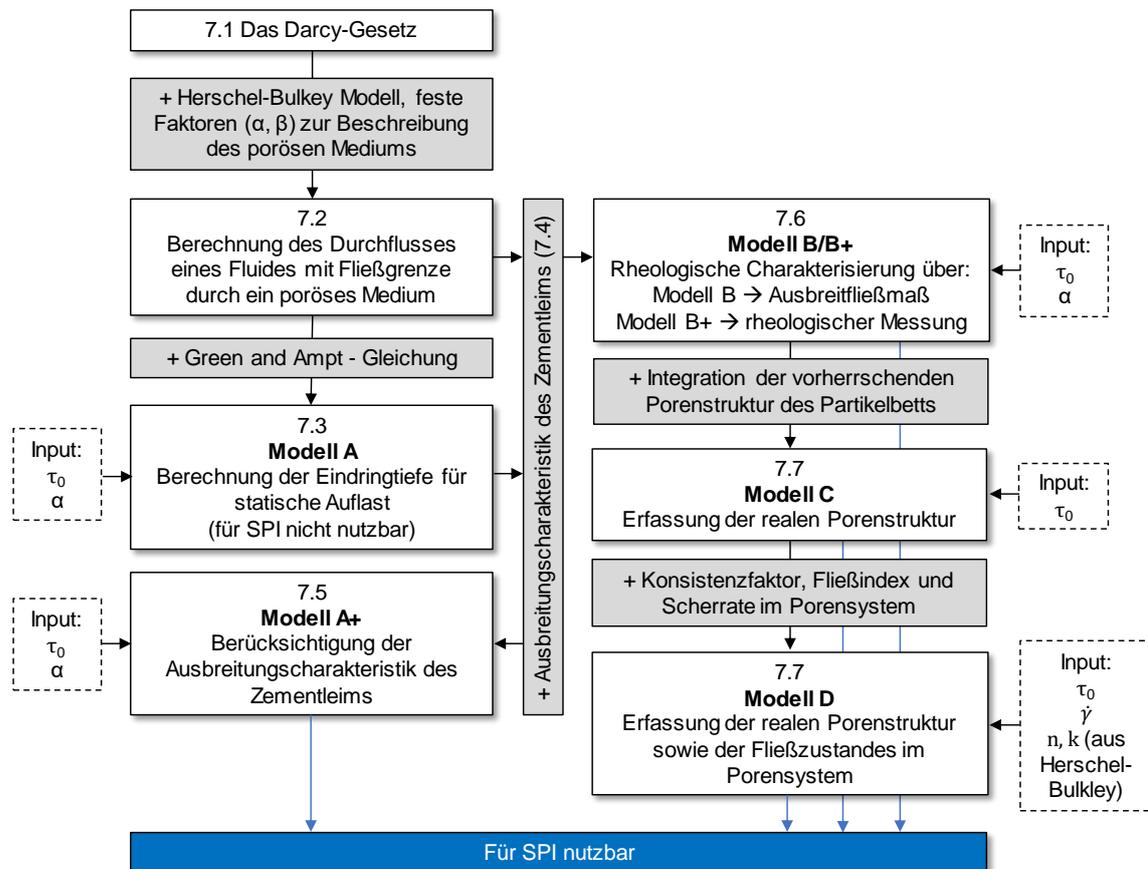


Abbildung 83: Modellentwicklung zur analytischen Berechnung der Eindringtiefen

Als Validierung der Modelle dienen die Eindringtiefen, die in *Abschnitt 6* ermittelt wurden. In *Abschnitt 6* wurde, in Abstimmung der Modellentwicklung in diesem Abschnitt, die Art des Leimauftrags so gewählt, dass kein zusätzlicher Druck über die Düsen in das System eingebracht wurde. Dies hat ein druckloses „Ablegen“ des Zementleims auf das Partikelbett und damit **lediglich die Gewichtskraft des Leims als treibende Kraft des Eindringens** gegen den Fließwiderstand aus dem Partikelbett sowie des Leims zur Folge.

Sollte über die Düsen zusätzlicher Druck ausgeübt werden, muss dieser zusätzlich zur Gewichtskraft auf der Einwirkungsseite berücksichtigt werden. Dies ist nicht Bestandteil der vorliegenden Modellbetrachtung, da sich hier zusätzlich die Randbedingungen wie die Art der Strömung (laminar zu turbulent) ändern würden und im Rahmen dieser Untersuchungen nicht abzuschätzen sind.

Alle hier entwickelten Modelle basieren auf dem Darcy-Gesetz, siehe Abbildung 83, welches das Durchfließen eines Bodens durch ein newtonsches Fluid beschreibt. Die Grundsätze des Darcy-Gesetzes werden in **Abschnitt 7.2** vorgestellt und in **Abschnitt 7.3** für die Anwendung nicht-newtonscher Fluide erweitert. Dies geschieht durch Ansatz des Herschel-Bulkley Modells sowie zweier (experimentell ermittelter) Faktoren  $\alpha$  und  $\beta$

zur Beschreibung des durchflossenen porösen Mediums.

Mithilfe der Erweiterung des Darcy-Gesetzes und dem Ansatz der allgemeinen Green and Ampt Gleichung kann in **Abschnitt 7.4** das erste analytische **Modell A** hergeleitet werden. Dies gilt jedoch nur für statische Leimaufasten. In diesem Fall dürfte sich der Zementleim nach Aufbringung auf das Partikelbett, wie durch eine Seitenwand (z.B. einem Trichter) gehalten, nur vertikal nach unten bewegen können. Dies ist in der Realität bei der SPI jedoch nicht der Fall, da sich hier der Zementleim nach dem Ablegen auf das Partikelbett zunächst von den rheologischen Eigenschaften gesteuert horizontal verteilt, bevor er in das Partikelbett eindringt, siehe **Abschnitt 7.5**. Dieser Ansatz kommt im weiteren Verlauf bei allen Modellen zum Einsatz. Somit lässt sich in **Abschnitt 7.6** Modell A zu **Modell A+** erweitern und für die SPI anwenden.

Die Modelle B/B+, C und D verzichten auf die Anwendung des Green and Ampt Ansatzes, nutzen als Basis jedoch weiterhin das erweiterte Darcy-Modell aus *Abschnitt 7.3* sowie die Ausbreitungscharakteristik aus *Abschnitt 7.5*. Als sehr einfaches analytisches Eindringmodell beschreibt **Modell B** in **Abschnitt 7.7** das Eindringverhalten nur mithilfe des Ausbreitmaßes der Zementleime, wohingegen **Modell B+** eine rheometrisch ermittelte Fließgrenze für die Berechnung der Eindringtiefe einsetzt.

**Modell C und D in Abschnitt 7.8** versuchen, über einen neuartigen Ansatz den Aufbau der Porenstruktur des porösen Mediums analytisch zu erfassen und damit die Faktoren  $\alpha$  und  $\beta$  zu berechnen. Dies geschieht über den Ansatz eines effektiven Kapillarporensystems. Dabei beschreibt **Modell C** eine einfachere Variante, da hier nur die Fließgrenze als rheologischer Parameter Eingang findet. Dagegen kann in **Modell D** mithilfe der in den Poren auftretenden Scherraten  $\dot{\gamma}$  und der Herschel-Bulkley Parameter  $n$  und  $k$  das Fließverhalten im porösen Medien vor allem bei sehr fließfähigen Leimen besser nachgestellt werden.

## 7.2 Grundlagen zur Berechnung des Eindringverhaltens – das Darcy-Gesetz

1856 konnte Darcy den Zusammenhang belegen, dass der durch eine bestimmte Fläche  $A$  [m<sup>2</sup>] strömende Volumenstrom  $\dot{V}$  [m<sup>3</sup>/s] direkt proportional dem Druckunterschied  $h$  [m] und umgekehrt proportional zu der Fließlänge  $l$  [m] ist, siehe Gleichung (17).

$$\dot{V} \sim A \cdot \frac{h}{l} \quad (17)$$

Das Darcy-Gesetz erweitert nun den genannten Zusammenhang um den filter-spezifischen Proportionalitätsfaktor  $k_f$  [ $\frac{\text{m}^3}{\text{s} \cdot \text{m}^2} = \frac{\text{m}}{\text{s}}$ ], siehe Gleichung (18) und Abbildung 84.

$$\dot{V} = k_f \cdot A \cdot \frac{h}{l} = k_f \cdot A \cdot i \quad (18)$$

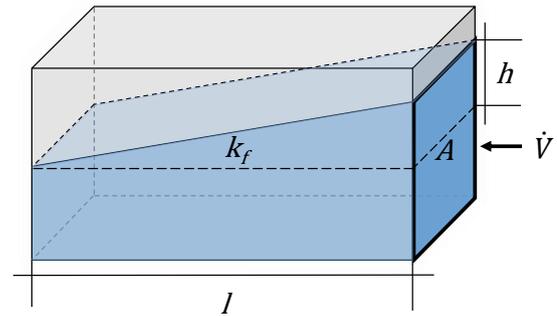


Abbildung 84: Grafik zur Erläuterung des Darcy-Gesetzes

Da das hydraulische Gefälle  $i$  [-] dimensionslos ist, ergibt sich für  $k_f$  die Einheit [ $\frac{\text{m}}{\text{s}}$ ], obwohl es keine Geschwindigkeit beschreibt. Der hydraulische Gradient  $i$  [-], auch hydraulisches Gefälle oder Potentialgefälle genannt, ist eine gerichtete, vektorielle Größe. Dieser ergibt sich aus der örtlichen Ableitung der Standrohrspiegelhöhe (Piezometerhöhe)  $h(x)$  in die jeweilige Koordinatenrichtung, siehe Gleichung (19).

$$i(x) = -\text{grad}(h(x)) = -\frac{dh}{dx} \quad (19)$$

Das Darcy Gesetz in Gleichung (18) beschreibt also das Wasservolumen, welches in einer bestimmten Zeit durch eine bestimmte Querschnittsfläche eines porösen Mediums hindurchfließt. Da die Querschnittsfläche sowohl einen Feststoff- wie auch einen Hohlraumgehalt aufweist, muss zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit noch das nutzbare (durchflusswirksame) Porenvolumen durch Kombination von Gleichung (18) mit dem Permeabilitätskoeffizienten  $K$

aus Gleichung (20) in  $k_f$  berücksichtigt werden, siehe Gleichung (21).

Der Permeabilitätskoeffizient  $K$  [m<sup>2</sup> oder Darcy] beschreibt die Durchlässigkeit eines porösen Mediums eines bestimmten Porensystems, siehe Gleichung (20).

$$K = \eta \cdot \frac{\dot{V}}{A} \cdot \frac{l}{\Delta p} \quad (20)$$

Dabei ist  $\Delta p$  die Druckdifferenz [Pa].

$$k_f = K \cdot \frac{\rho}{\eta} \cdot g \quad (21)$$

Hier ist  $\rho$  die Dichte des Fluids [kg/m<sup>3</sup>],  $\eta$  die dynamische Viskosität [Pa·s] und  $g$  die Erdbeschleunigung.<sup>159</sup>

Hierbei ist zu beachten, dass dieser Zusammenhang nur für laminare Strömungen gilt und nur ein Fluid im Porensystem beschrieben werden kann. Im Fall einer turbulenten Strömung und dem daraus folgenden Druckverlust muss auf die Erweiterung der Darcy-Gleichung von Philip Forchheimer zurückgegriffen werden, die sog. Forchheimer-Gleichung<sup>160</sup>.

### 7.3 Erweiterung des Darcy-Gesetzes zur Berechnung des Durchflusses eines Fluids mit Fließgrenze durch ein poröses Medium

Viele Betrachtungen des Durchfließens von porösen Medien von Nicht-Newtonschen Fluiden konzentrieren sich vor allem auf die Abbildung von viskosen

Power Laws Fluiden ohne Fließgrenze<sup>161</sup>. Jedoch vor allem bei der Betrachtung von Fließvorgängen von Betonen oder Zementleimen z.B. im Bereich des „oil well cementings“, der Injektion von Böden oder der Simulation des Fließens von Self compacting concrete (SCC) durch Bewehrungstäbe<sup>162</sup> ist die Betrachtung der Fließgrenze von entscheidender Bedeutung.

Chevalier et. al<sup>163</sup> kombinierten hierfür das Darcy-Gesetz mit dem Herschel-Bulkley Modell unter der Annahme von sphärischen Partikeln im Partikelbett, um das Durchfließen eines Fluids mit Fließgrenze durch ein poröses Medium abbilden zu können, siehe Gleichung (22).

$$D \nabla p = \alpha \cdot \tau_0 + \beta \cdot k \cdot \left(\frac{v}{D}\right)^n \quad (22)$$

Dabei ist  $D$  [m] eine nicht näher definierte Längeneinheit, die das poröse Medium charakterisiert und  $\nabla p$  [Pa/m] der Druckverlust über diese Längeneinheit.  $\alpha$  [-] (hier = 5,5) und  $\beta$  [-] (hier = 85) sind zwei unbekannte Parameter, die experimentell durch Durchflussmessungen bestimmt werden müssen.

---

<sup>159</sup> Hölting and Coldewey (2013).

<sup>160</sup> Forchheimer (1901); Franzen (1979); Mötter-Siemens and Fischer (2015).

<sup>161</sup> Chhabra et al. (2001); Ciriello and Di Federico (2012); Cloete et al. (2016); Lavrov (2015); Liu and Masliyah (1998); Lopez et al.

(2003); Sabiri and Comiti (1995); Sochi (2010).

<sup>162</sup> Vasilic et al. (2011); Vasilic (2016a); Vasilic et al. (2016b).

<sup>163</sup> Chevalier et al. (2013); Chevalier and Talon (2015).

Dabei ist  $\alpha$  abhängig vom Größenverhältnis der Partikel, aus denen das Fluid besteht, und dem weitesten Pfad zwischen den Partikeln.

Dahingegen beschreibt  $\beta$  den Fließwiderstand des gesamten Partikelbetts aus der Porengrößenverteilung und Struktur.  $\beta$  berücksichtigt dabei auch die Permeabilität  $K$  [m<sup>2</sup>] des Partikelbetts. Unter Annahme eines Newtonschen Fluids ( $\tau_0 = 0$  und  $n = 1$ ) kann mithilfe des Darcy-Gesetzes und der Kozeny-Carman Gleichung<sup>164</sup> folgender Zusammenhang hergeleitet werden<sup>165</sup>, siehe Gleichung (23).

$$\nabla p = \beta \cdot k \cdot \frac{v}{D^2} = k \cdot \frac{v}{K} \quad (23)$$

Dabei ergibt

$$K = \frac{g}{c \cdot S_0^2} \cdot \frac{\varepsilon^3}{(1 - \varepsilon^2)} \quad (24)$$

in Kombination mit

$$S_0 = \frac{6}{D(= d_{50})} \quad (25)$$

sowie der Substitution von  $\beta$  mit

$$\beta = \frac{g \cdot \varepsilon^3}{c \cdot 36 \cdot (1 - \varepsilon^2)} \quad (26)$$

den Zusammenhang in Gleichung (27):

$$K = \frac{D^2}{\beta} \quad (27)$$

Dabei beschreibt  $c$  [-] einen mittels Durchflussmessung experimentell ermittelten Koeffizienten und  $S_0$  [cm<sup>2</sup>/cm<sup>3</sup>] die spezifische Oberfläche der Partikel, die

auch die Größe und Form der Partikel mit in die Berechnung einbezieht. Im Falle von sphärischen Partikeln kann die spezifische Oberfläche  $S_0$  mit Gleichung (25) und dem effektiven mittleren Partikeldurchmesser  $d_{50}$  [m] berechnet werden.  $\varepsilon$  [-] beschreibt die Porosität bzw. den Hohlraumgehalt des porösen Mediums.

Des Weiteren beschreibt  $k$  den Konsistenzfaktor [Pa·s<sup>n</sup>] und  $n$  [-] den Fließindex aus der Herschel-Bulkley Gleichung (7). Das Verhältnis der Fließgeschwindigkeit des Fluids  $v$  [m/s] /  $D$  [m] ist mit der auftretenden Scherrate  $\dot{\gamma}$  [s<sup>-1</sup>] zwischen den Partikeln im porösen Medium gleichzusetzen.

In Gleichung (22) beschreibt der erste Term mit der Fließgrenze die Mobilisierung des Fluids im weitesten Pfad durch das poröse Medium. Mit zunehmender Scherrate findet auch in feineren Poren ein Durchfluss des Fluids statt (zweiter Term). Somit nimmt der Anteil am Druckabfall mit der Aktivierung kleinerer Poren zu.<sup>166</sup>

Bei der Anwendung dieses Modells ist jedoch zu beachten, dass die Partikel im Fluid wesentlich kleiner als die Partikel des Partikelbetts sein sollten.

Dazu sind in der Literatur sehr große Spannen von  $\alpha$  (0,98 – 5,5) und  $\beta$  (1,23

<sup>164</sup> Carman (1939).

<sup>165</sup> Pierre *et al.* (2018).

<sup>166</sup> Chevalier *et al.* (2013).

– 102,7) und gegenseitige Abhängigkeiten zu finden<sup>167</sup>. Daher sollten im Idealfall die Koeffizienten möglichst immer experimentell bestimmt werden, was jedoch bei zementbasierten Suspensionen aufgrund der zeitabhängigen Fließeigenschaften sehr aufwendig ist oder durch die Anwendung eines geeigneten Modells überflüssig gemacht werden könnte. Daher wird im Rahmen dieser Dissertation ein Versuch unternommen, Lösungswege für eine Berechnung dieser Koeffizienten aufzuzeigen, um zukünftig auf die aufwendige experimentelle Bestimmung verzichten zu können (siehe Abschnitt 7.8).

#### 7.4 Modell A: Herleitung eines Eindringmodells zur Berechnung einer statischen Leimaufplast

Basierend auf dem Darcy-Gesetz wurde von Alexandre Pierre, dem Autor Daniel Weger, Arnaud Perrot und Dirk Lowke<sup>168</sup> ein erstes Modell zur analytischen Berechnung der Eindringtiefe von Zementleim in ein Partikelbett veröffentlicht. Dieses Modell beschreibt die Situation des Eindringens von Zementleim in festen Grenzen, siehe Abbildung 85.

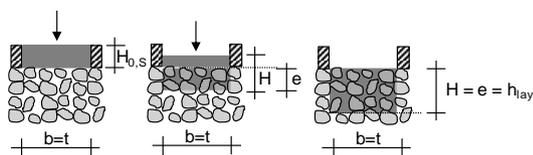


Abbildung 85: Eindringen des Zementleimes in ein Partikelbett in festen Grenzen

Damit muss als Grenzbedingung für ein Eindringen des Zementleims nach (22) bei ( $v > 0$ ) erst einmal die Fließgrenze  $\tau_0$  überwunden werden, womit folgender Zusammenhang gilt, siehe Gleichung (28).

$$\nabla p > \frac{\alpha \cdot \tau_0}{D} \text{ oder } \tau_0 < \frac{D \cdot \nabla p}{\alpha} \quad (28)$$

Dabei wird angenommen, dass als bestimmender Faktor für den Fließwiderstand in Gleichung (22) für  $D$  der mittlere Partikeldurchmesser  $d_{50}$  [m] verwendet werden kann.

Dabei muss beachtet werden, dass Gleichung (22) einen stationären Fließzustand durch ein ungesättigtes poröses Medium beschreibt. Dort ist es unter anderem entscheidend, eine korrekte Annahme für den Druckverlust  $\nabla p$  zu treffen. Dieser kann z.B. in einer allgemeinen Form der Green und Ampt Gleichungen für das Eindringen von Wasser in Böden<sup>169</sup> beschrieben werden, siehe Gleichung (29).

$$\nabla p(t) = \frac{1}{\Delta h(t)} \cdot \left[ \rho_L \cdot g \cdot \left( H(t) + \frac{v^2}{2 \cdot g} \right) + \psi - \lambda_p(t) \right] \quad (29)$$

Dabei ist  $\rho_L$  die Dichte des Fluids bzw. des Zementleims [ $\text{kg/m}^3$ ] und  $H$  [m] die Flüssigkeitshöhe des Fluids.  $\psi$  [Pa] beschreibt den Anteil aus der kapillaren Saugwirkung der Poren und  $\lambda_p$  [Pa] den

<sup>167</sup> Chevalier *et al.* (2013); Franzen (1979); Lopez *et al.* (2003); Tamayol and Bahrami (2011).

<sup>168</sup> Pierre *et al.* (2018).

<sup>169</sup> Heber Green and Ampt (1911); Neuman (1976).

Druckverlust aufgrund von Reibung.  $\Delta h(t)$  ist die Dicke des durchdrungenen porösen Mediums.

Da es sich bei diesem Modell um eine statische Betrachtung des Leimauftrages handelt und das Eindringen des Leims prozessbedingt nur durch den Druck aus der hydrostatischen Höhe des Leims verursacht wird, wird hier der Druckanteil aus der „Aufbringungsgeschwindigkeit“

$\frac{v^2}{2 \cdot g}$  vernachlässigt.

Dazu wird angenommen, dass sich während des Eindringens die Flüssigkeitshöhe  $H$ , der Druckerlast  $\lambda_p$  und die Dicke der durchdrungenen Schicht  $\Delta h$  mit der Zeit verändern.

Dazu wird in diesem Modell der Einfluss aus der kapillaren Saugwirkung der Poren  $\psi$  vernachlässigt, da diese in diesem Fall mit  $\psi = \gamma \cdot \frac{\cos(\theta)}{d_{50}} \approx 4,7 - 12,2 \text{ Pa}$  ( $\gamma$  = Oberflächenspannung des Zementleims, da unbekannt, Annahme Oberflächenspannung von Wasser = 70 mN/m<sup>170</sup>,  $\theta$  = Kontaktwinkel zwischen Leim und Sand = 80°<sup>171</sup>,  $d_{50}$  = 1,0 mm, 1,6 mm und 2,6 mm) um ca. eine Größenordnung kleiner ist, als der Einfluss aus dem hydrostatischen Druck des Zementleims ( $\rho_L \cdot g \cdot H(t) \approx 100 - 250 \text{ Pa}$ , bei  $H(t) = 5 - 12 \text{ mm}$ ).

Für das Modell wurde angenommen, dass exakt so viel Zementleim  $H_0$  aufgebracht wird, um ein Porenvolumen  $\varepsilon = 1 - \varphi$  des Partikelbetts mit einem Partikelanteil von  $\varphi$  in der Höhe  $h_{lay}$  zu füllen, siehe Abbildung 85. Während des Eindringvorgangs erhöht sich die Zementleimhöhe  $H$  mit der Eindringtiefe  $e$  des Zementleims linear, bis die Soll-Schichthöhe  $h_{lay}$  erreicht ist, siehe Gleichung (30).

$$H(e) = (1 - \varphi) \cdot h_{lay} + \varphi \cdot e \quad (30)$$

Zusätzlich wurde der Druckverlust aufgrund der Reibung zwischen dem Zementleim und der Gesteinskörnung berücksichtigt. Dieser Reibungseffekt kann mit dem Druckverlust entlang der Oberfläche der Schalung und der Bewehrung bei selbstverdichtenden Betonen verglichen werden<sup>172</sup>. Dabei ist der Druck gleich dem hydrostatischen Druck minus des Einflusses aus der Wandreibung. Daher kann die Spannungsgleichung auf einen Zementleim der Dicke  $dz$  und im Abschnitt  $S$  wie folgt beschrieben werden, siehe Gleichung (31) und Abbildung 86.

$$(1 - \varphi) \cdot [p(z + dz) - p(z)] \cdot S = \tau_0 \cdot \kappa \cdot A_S - (1 - \varphi) \cdot \rho_L \cdot g \cdot S \cdot dz \quad (31)$$

<sup>170</sup> Feneuil *et al.* (2017); Roussel *et al.* (2005).

<sup>171</sup> Pierre *et al.* (2018).

<sup>172</sup> Billberg *et al.* (2014); Ovarlez and Roussel (2007); Perrot *et al.* (2009).

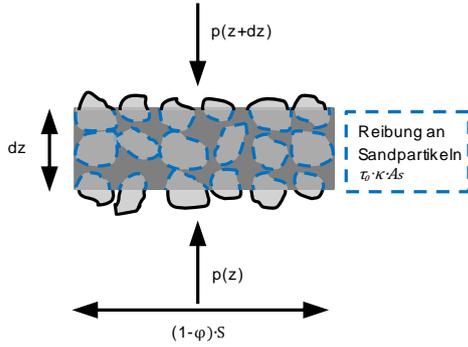


Abbildung 86: Druckverlust durch Reibung an den Sandpartikeln

In (31) kann der Anteil aus Reibung wie folgt identifiziert werden, siehe Gleichung (32).

$$\begin{aligned} (1 - \varphi) \cdot [\lambda \cdot (z + dz) - \lambda(z)] \cdot S \\ = \tau_0 \cdot \kappa \cdot A_S \end{aligned} \quad (32)$$

$A_S$  [ $\text{m}^2/\text{m}^2 = -$ ] ist dabei der Anteil der Oberfläche der Sandpartikel, die in einer Schicht mit der Dicke  $dz$  in Kontakt mit dem Zementleim stehen.  $\kappa$  [-] beschreibt den sog. Janssen Parameter<sup>173</sup>, dem Verhältnis von horizontalen und vertikalen Spannungen, verbunden über die Poissonzahl  $\nu_p$  [-], siehe Gleichung (33).

$$\kappa = \frac{\nu_p}{1 - \nu_p} \quad (33)$$

Weiterhin wird angenommen, dass es sich bei Zementleim um ein weitgehend inkompressibles Medium handelt und daher  $\nu_p = 0,5$  und  $\kappa = 1$  ist.

Die Oberfläche der Sandpartikel  $A_S$  kann als Funktion ihrer spezifischen Oberfläche  $A_{S,spec}$  [ $\text{m}^2/\text{kg}$ ] ausgedrückt werden, siehe Gleichung (34).

$$A_S = A_{S,spec} \cdot \rho_{G,S} \cdot S \cdot dz \quad (34)$$

Dabei ist  $\rho_{G,S}$  [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ] die Packungs- bzw. Schüttdichte der Partikel. Unter der Annahme, dass es sich um sphärische Partikel mit dem Durchmesser  $d_{50}$  handelt, kann die spezifische Oberfläche  $A_{S,spec}$  nach Gleichung (35) berechnet werden (vgl. auch Gleichung (25)).

$$A_{S,spec} = \frac{6}{d_{50} \cdot \rho_G} \quad (35)$$

Dabei ist  $\rho_G$  [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ] die Rohdichte der Partikel.

Durch die Kombination von Gleichung (34) und (35) kann nun folgender Zusammenhang für  $A_S$  angegeben werden, siehe Gleichung (36).

$$A_S = \frac{6 \cdot \varphi}{d_{50}} \cdot S \cdot dz, \quad \varphi = \frac{\rho_{G,S}}{\rho_G} \quad (36)$$

Nach Gleichung (32) und (36) kann nun der Koeffizient des Reibungsdruckverlustes wie in Gleichung (37) formuliert werden.

$$\frac{dp}{dz} = \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \quad (37)$$

Gleichung (37) erlaubt es uns nun, die Entwicklung des Druckverlustes aufgrund von Reibung über die Eindringtiefe  $\lambda(e)$  anzugeben, siehe Gleichung (38).

$$\lambda(e) = e \cdot \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \quad (38)$$

Nun kann auf die allgemeine Gleichung (29) zurückgegriffen werden und diese

<sup>173</sup> Ovarlez and Roussel (2007).

für das Eindringen von Zementleim in ein Partikelbett folgendermaßen umgewandelt werden, siehe Gleichung (39) bzw. (40).

$$\nabla p(e) = \frac{1}{e} \cdot \left[ \begin{array}{l} \rho_L \cdot g \cdot ((1 - \varphi) \cdot h_{lay} + \varphi \cdot e) \\ - e \cdot \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \end{array} \right] \quad (39)$$

$$\nabla p(e) = \rho_L \cdot g \cdot (1 - \varphi) \cdot \frac{h_{lay}}{e} + \rho_L \cdot g \cdot \varphi - \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \quad (40)$$

Der Druckgradient verringert sich stetig und ein vollständiges Eindringen des Zementleims ist erreicht, wenn  $e = h_{lay}$ . Daher ergibt sich der Druckgradient, der nötig ist, um die ganze Schicht zu füllen, zu Gleichung (41).

$$\nabla p = \rho_L \cdot g - \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \quad (41)$$

Wenn der Druckgradient in Gleichung (41) größer als das Ergebnis aus  $\alpha \cdot \tau_0 / d_{50}$  (siehe Gleichung (28)) ist, ist die Schicht voll mit Zementleim gefüllt und  $\geq h_{lay}$ .

Daher kann angenommen werden, dass kein Eindringen des Zementleims mehr stattfindet, wenn die Fließgeschwindigkeit im porösen Medium gleich 0 ist. Der kritische Druckzustand ist daher exakt gleich  $\alpha \cdot \tau_0 / d_{50}$  (siehe Gleichung (28)). Daher kann die maximale Grenzfließspannung  $\tau_{0,grenz,A}$  [Pa] des Zementleims für ein komplettes Eindringen des Ze-

mentleims in die Gesteinskörnungsschicht wie in Gleichung (42) angegeben werden.

$$\tau_{0,grenz,A} = \frac{\rho_L \cdot g \cdot d_{50}}{\alpha + \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot 6 \cdot \kappa} \quad (42)$$

$\tau_{0,grenz,A}$  hängt dabei nur von der Größe der Partikel ab. Dieses Kriterium setzt voraus, dass das Eindringen des Zementleims wesentlich kürzer als die Erstarungs- und Erhärtungszeit ist. Daher wird angenommen, dass das Eindringen mindestens 10-mal schneller als die Erstarungs-/Erhärtungskinetik sein muss. Dies bezieht sich auch auf die Thixotropie der Zementleime, die in diesem Ansatz vernachlässigt wird.

Jedoch kann bei diesem Ansatz ( $v = 0$  m/s, siehe Gleichung (29)) die Eindringtiefe des Zementleims  $e$  nur für den Fall berechnet werden, wenn der Druckgradient  $\leq \alpha \cdot \tau_0 / d_{50}$  ist. Somit kann der berechnete Wert von  $e$  nicht größer sein als die Soll-Schichtdicke  $h_{lay}$ .

Daher kann die Eindringtiefe  $e$  für den Fall

$$e \leq h_{lay} \text{ und } \tau_0 \leq \tau_{0,grenz,A} \quad (43)$$

durch Kombination von Gleichung (28) und (40) nach Gleichung (44) bzw. das Eindringverhältnis  $\phi_e$  nach Gleichung (45) berechnet werden ( $\alpha = 5,5$ ).

$$e_A = \frac{\rho_L \cdot g \cdot d_{50} \cdot (1 - \varphi) \cdot h_{lay}}{\alpha \cdot \tau_0 - \rho_L \cdot g \cdot d_{50} \cdot \varphi + \frac{\varphi}{(1 - \varphi)} \cdot 6 \cdot \tau_0 \cdot \kappa} \quad (44)$$

$$\Phi_e = \frac{\rho_L \cdot g \cdot d_{50} \cdot (1 - \varphi)}{\alpha \cdot \tau_0 - \rho_L \cdot g \cdot d_{50} \cdot \varphi + \frac{\varphi}{(1 - \varphi)} \cdot 6 \cdot \tau_0 \cdot \kappa} \quad (45)$$

Aufgrund der Anwendungsgrenzen des Modells A ist es notwendig, im Vorfeld die Leime zu identifizieren, die außerhalb der Modellgrenzen liegen ( $\tau_0 \leq \tau_{0,grenz}$ ).

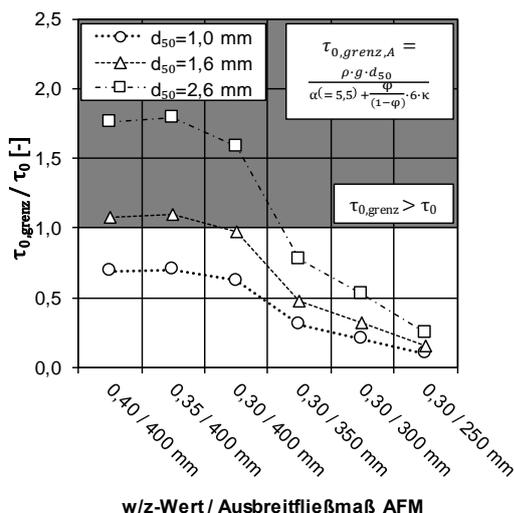


Abbildung 87: Einteilung der Zementleime in die Anwendungsgrenzen von Modell A/A+

Wie Abbildung 87 zeigt, ist die Eignung der Leime nicht nur von der Fließgrenze sondern auch von der Partikelgröße  $d_{50}$  abhängig. Bei Betrachtung der in dieser Arbeit verwendeten Leime liegen alle Zementleime mit einem Ausbreitfließmaß von 400 mm (w/z-Wert 0,40, 0,35 und 0,30) bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm außerhalb der Anwendungsgrenze. Das heißt, bei diesen Leimen verlässt die Eindringtiefe  $e$  die Anwendungsgrenze des Modells ( $e > h_{lay}$ , bzw.  $\rho_L \cdot g \cdot d_{50} \cdot \varphi \geq \alpha \cdot \tau_0 + \frac{\varphi}{(1 - \varphi)} \cdot 6 \cdot \tau_0 \cdot \kappa$ ). Bei einem  $d_{50} = 1,6$  mm bewegen sich die Leime mit einem Ausbreitfließmaß von 400 mm mit einem w/z-Wert von 0,40

und 0,35 auch noch leicht oberhalb der Grenze. Dies schränkt die Anwendbarkeit des Modells A vor allem bei fließfähigeren Systemen ein.

## 7.5 Ausbreitscharakteristik des Zementleims bei freiem Zementleimauftrag ohne Seitenbegrenzung und ihre Auswirkung auf die wirksame hydrostatische Höhe des Zementleims

Wie die Eindringversuche in Abschnitt 6 zeigten, ist die Annahme der zu erwartenden Schichthöhe  $h_{lay}$  bzw. der initial hydrostatisch wirksamen Leimhöhe  $H_0$  (siehe Gleichung (30) und (44)) in Realität schwer bis nicht vorauszusagen, da sich der Zementleim nicht nur, wie in Abbildung 85 angenommen, vertikal nach unten, sondern auf dem Partikelbett auch in horizontaler Richtung ausbreitet, bevor der Zementleim in das Partikelbett eindringen kann. Der Grund hierfür ist, dass beim Auftrag aus einer Düse keine horizontale Begrenzung den Zementleim an der Ausbreitung in die Horizontale hindert, siehe Abbildung 88.

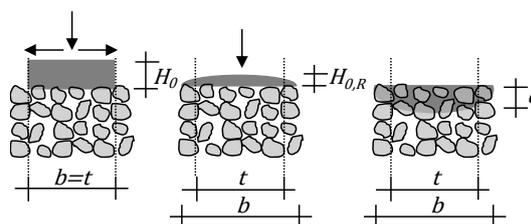


Abbildung 88: Freies Ausbreiten des Zementleims. Jedoch ist das Ausbreiten des Leims ( $b$ ) auf der Partikelbettoberfläche und die real wirksame hydrostatische Leimhöhe  $H_{0,R}$  von der Fließgrenze abhängig und

kann entweder in Abhängigkeit des streckenbezogenen Leimvolumens sowie der Druckerparameter oder vereinfacht bei dem hier gewählten Versuchsaufbau mithilfe der Gleichung (46) nach Roussel et al.<sup>174</sup> angenähert werden.

$$H_{0,R} = \left( \frac{2 \cdot \tau_0 \cdot (R - R_0)}{\rho_L \cdot g} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (46)$$

Dabei muss beachtet werden, dass  $H_{0,R}$  auf der sicheren Seite tendenziell eher unterschätzt wird, da die Reibung des Gesteinskörnungsbetts nicht mitberücksichtigt wird.

## 7.6 Modell A+: Berücksichtigung der Ausbreitungscharakteristik des Zementleims

### 7.6.1 Modell A+: Modifikation von Modell A

Nach der Berechnung von  $H_{0,R}$  nach Gleichung (46) können Gleichung (39) und (40) neu aufgestellt werden, siehe Gleichung (47) und (48),

$$\nabla p(e) = \frac{1}{e} \cdot \left[ \begin{array}{l} \rho_L \cdot g \cdot H_{0,R} \\ - e \cdot \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \end{array} \right] \quad (47)$$

$$\nabla p(e) = \rho_L \cdot g \cdot \frac{H_{0,R}}{e} - \frac{6}{d_{50}} \cdot \frac{\varphi}{1 - \varphi} \cdot \tau_0 \cdot \kappa \quad (48)$$

und ergeben nun in Kombination mit Gleichung (28), eine modifizierte Form des Modells A<sup>175</sup> – Modell A+ – und die Möglichkeit,  $e$  ohne Kenntnis von  $h_{lay}$  in folgender Form zu berechnen, siehe Gleichung (49).

$$e_{A+} = \frac{\rho_L \cdot g \cdot d_{50} \cdot \left( \frac{2 \cdot \tau_0 \cdot (R - R_0)}{\rho \cdot g} \right)^{\frac{1}{2}}}{\alpha (= 5,5) \cdot \tau_0 + \frac{\varphi}{(1 - \varphi)} \cdot 6 \cdot \tau_0 \cdot \kappa} \quad (49)$$

Diese Modifikation hebt zusätzlich die Anwendungsgrenzen nach Gleichung (43) auf, da das Modell nun auch größere Eindringtiefen als  $h_{lay}$  betrachten kann, weil das Modell nun nicht mehr vom Gleichgewicht in Gleichung (30) abhängig ist und Druckgradienten  $> \alpha \cdot \tau_0 / d_{50}$  berücksichtigt werden können.

### 7.6.2 Modell A+: Validierung

Unter Anwendung von Gleichung (49) kann die **Eindringtiefe**  $e$  berechnet und mit den Eindringversuchen aus Abschnitt 6 verglichen werden (**siehe Anhang A1, Seite 131**, Abbildung 138 bis Abbildung 143).

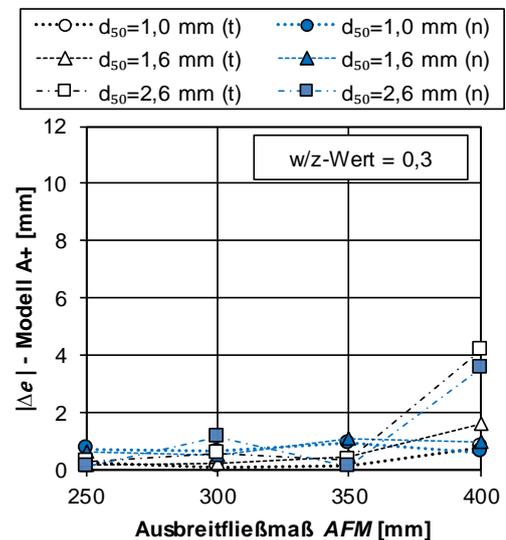


Abbildung 89: Absolute Abweichung des Modells A+ von den tatsächlichen Eindringtiefen bei konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

<sup>174</sup> Roussel et al. (2005); Roussel and Cousot (2005).

<sup>175</sup> Pierre et al. (2018).

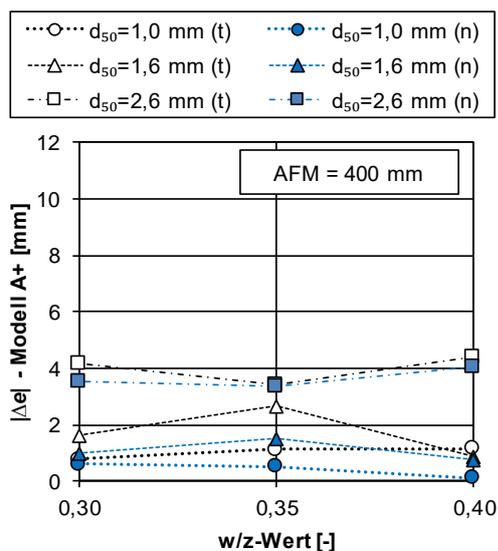


Abbildung 90: Absolute Abweichung des Modells A+ von den tatsächlichen Eindringtiefen bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Als Fließgrenze wurde in den folgenden Berechnungen die Herschel-Bulkley-Fließgrenze ( $\tau_{0,HB}$ ) verwendet.

Aus Übersichtsgründen wird in Abbildung 89 und Abbildung 90 (und bei allen weiteren Modellen) nur der Betrag der absoluten Abweichung, siehe Gleichung (50),

$$|\Delta e| = |e_{\text{Modell}} - e_{\text{trocken}} \text{ bzw. } e_{\text{nass}}| \quad (50)$$

des Modells gegenüber der tatsächlichen Eindringtiefe  $e$  Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes und des w/z-Wertes dargestellt.

In Abbildung 89 ist ersichtlich, dass das Modell A+ nur geringe Abweichungen von den tatsächlichen Eindringtiefen bei Betrachtung der trockenen Gesteinskörnung im Bereich der Ausbreitfließmaße

250 mm – 350 mm aufweist. Die Eindringtiefen bei nasser Gesteinskörnung unterschätzt das Modell durchgehend, jedoch relativ konstant. Bei sehr geringen Fließgrenzen (AFM von 400 mm) weicht das Modell A+ mit steigender Partikelgröße  $d_{50}$  immer stärker ab und überschätzt die Eindringtiefe bis über 4 mm (ca. +72%). Dies ist auch in Abbildung 90 zu erkennen. Des Weiteren scheint der w/z-Wert bei der Höhe der Abweichung keine Rolle zu spielen.

Die tendenziell steigende Abweichung des Modells mit sinkender Fließgrenze wurde auch in Pierre et al.<sup>176</sup> dargestellt. Eine Erklärung dafür könnte sein, dass in Modell A+ der Einfluss eines möglichen scherverdünnenden oder scherverdickenden Fließverhaltens eines Herschel-Bulkley Fluids (siehe Ergebnisse in Kapitel 3) im Falle von freiem Fließen in den Poren des porösen Mediums durch die Vernachlässigung des „dynamischen“ Teils ( $\beta$ -Term) in Gleichung (22) und (29) auf Seiten des Fließwiderstandes nicht abgebildet werden kann.

### 7.7 Modell B/B+: Umwandlung des Darcy-Gesetzes zu einem einfachen Eindringmodell ohne Einbeziehung der Porenstruktur und des Fließverhaltens der Leime

Um ein einfaches Modell zur überschlägigen Abschätzung der Eindringtiefe zu erhalten, kann Gleichung (22) ohne Be-

<sup>176</sup> Pierre et al. (2018).

rücksichtigung des  $\beta$ -Terms mit Gleichung (28) und (46) kombiniert werden. Der  $\beta$ -Term kann aufgrund der Unkenntnis der Scherrate im Porensystem hier noch nicht berechnet werden. Weiterhin wird der Koeffizient  $\alpha$  nach Chevalier et al.<sup>177</sup> mit 5,5 angenommen. Gleichzeitig muss der über die Zeit abnehmenden hydrostatisch wirksamen Flüssigkeitshöhe (wie in Modell A bzw. A+, Gleichung (44) und (49)) Rechnung getragen werden. Dies geschieht wiederum über eine Annahme einer linearen Abnahme der hydrostatischen Höhe über die Zeit, was vereinfacht über eine halbierte hydrostatische Höhe  $H_{0,R}/2$  angenommen werden kann<sup>178</sup>.

### 7.7.1 Modell B: Berechnung der Eindringtiefe nur mittels Ausbreitfließmaßbestimmung

Um eine erste Aussage treffen zu können, ohne Rheometerversuche durchführen zu müssen, kann zusätzlich die Fließgrenze  $\tau_{0,R}$  über das Ausbreitfließmaß nach Roussel et al.<sup>179</sup>, siehe Gleichung (9), und die Zementleimhöhe  $H_{0,R}$ , siehe Gleichung (46), angenähert werden. Eine Annahme der Fließgrenze nach Gleichung (10) führt aufgrund des im niedrigeren Scherratenbereich scherverdickenden Verhaltens der hier verwendeten Leime zu einer starken Überschätzung der Eindringtiefe und wird daher nicht betrachtet.

Dabei entsteht Modell B, siehe Gleichung (51).

$$e_B = \frac{\rho_L \cdot g \cdot \frac{H_{0,R}}{2} \cdot d_{50}}{\alpha \cdot \tau_{0,R}} = \frac{\rho_L \cdot g \cdot \left( \frac{2 \cdot \tau_{0,R} \cdot (R - R_0)}{\rho \cdot g} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot d_{50}}{5,5 \cdot \tau_{0,R}} \quad (51)$$

Dabei ist  $H_{0,R}$  [m] die wirksame hydrostatische Höhe des Zementleims (berechnet mit  $\tau_{0,R}$ ) und  $\tau_{0,R}$  [Pa] die Fließgrenze nach Roussel, basierend auf dem Ausbreitfließmaß nach Gleichung (9).

### 7.7.2 Modell B: Validierung

Unter Anwendung von Modell B, siehe Gleichung (51), können wiederum der Betrag der absoluten Abweichungen gemäß Gleichung (50) zu den tatsächlichen Eindringtiefen berechnet werden, wie in Abbildung 91 und Abbildung 92 dargestellt.

Ein direkter Vergleich mit den **Eindringtiefen e** aus Abschnitt 6 ist in **Anhang A2, Seite 132**, Abbildung 144 bis Abbildung 149 zu finden.

Dabei ist zu sehen, dass die Abweichungen zu den tatsächlichen Eindringtiefen mit steigendem Ausbreitfließmaß, wie auch schon bei Model A+, steigen. Die Gründe hierfür sind vermutlich wieder in der Vernachlässigung des  $\beta$ -Terms aus Gleichung (22) und des zunehmenden

<sup>177</sup> Chevalier et al. (2013).

<sup>178</sup> Mezger (2012).

<sup>179</sup> Roussel et al. (2005); Roussel (2007); Roussel and Coussot (2005).

Einflusses des dynamischen Fließwiderstands zu finden.

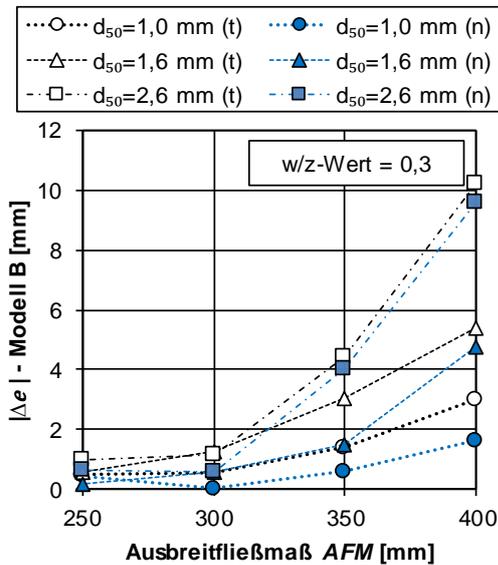


Abbildung 91: Absolute Abweichung des Modells B von den tatsächlichen Eindringtiefen bei konstantem w/z-Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

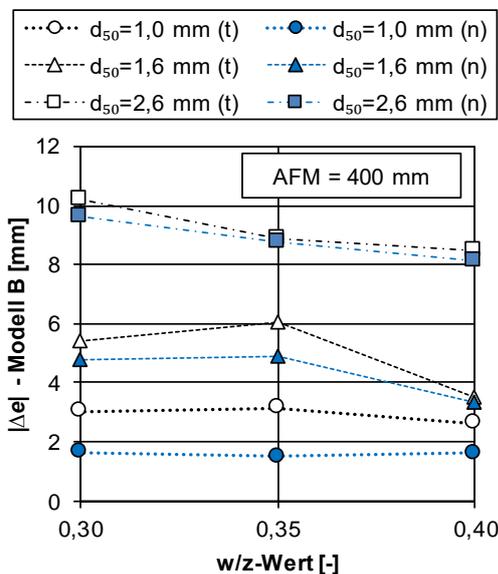


Abbildung 92: Absolute Abweichung des Modells B von den tatsächlichen Eindringtiefen bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Jedoch sind die Abweichungen bei Modell B wesentlich größer als in Modell A+.

Dies kann zum einen darauf zurückgeführt werden, dass die Reibung aus dem Partikelbett bei Modell B nicht mitberücksichtigt wird. Dazu ergibt die Berechnung der Fließgrenze nach Gleichung (9) eine Unterschätzung der tatsächlichen Fließgrenze, siehe Abbildung 43.

### 7.7.3 Modell B+: Modifikation durch rheometrische Bestimmung der Fließgrenze

Um die Berechnung der Eindringtiefe zu verbessern, sollte die Fließgrenze rheometrisch vermessen werden. Setzt man nun die durch Herschel-Bulkley bestimmte Fließgrenze  $\tau_{0,HB}$  (siehe Abbildung 43) und die daraus folgende hydrostatisch wirksame Leimhöhe  $H_{0,R}/2$  in Gleichung (51) ein, ergibt sich das ansonsten unveränderte Modell B+, siehe Gleichung (52).

$$e_{B+} = \frac{\rho_L \cdot g \cdot \frac{H_{0,R}}{2} \cdot d_{50}}{\alpha \cdot \tau_{0,HB}} \quad (52)$$

$$= \frac{\rho_L \cdot g \cdot \left( \frac{2 \cdot \tau_{0,HB} \cdot (R - R_0)}{\rho \cdot g} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot d_{50}}{\alpha \cdot \tau_{HB}}$$

### 7.7.4 Modell B+: Validierung

Unter Anwendung von Modell B+, siehe Gleichung (52), ergeben sich folgende Beträge der absoluten Abweichungen gemäß Gleichung (50) zu den tatsächlichen Eindringtiefen aus Abschnitt 6, siehe Abbildung 93 und Abbildung 94.

Der Vergleich zur **Eindringtiefe e** ist wiederum in **Anhang A2, Seite 132**, Abbildung 144 bis Abbildung 149 dargestellt.

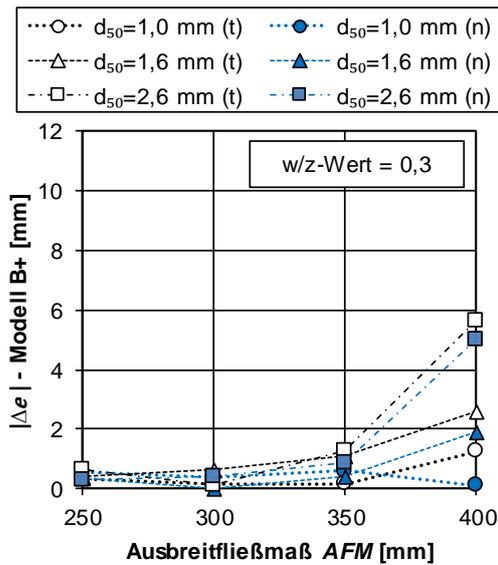


Abbildung 93: Absolute Abweichung des Modells B+ von den tatsächlichen Eindringtiefen bei konstantem w/z-Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

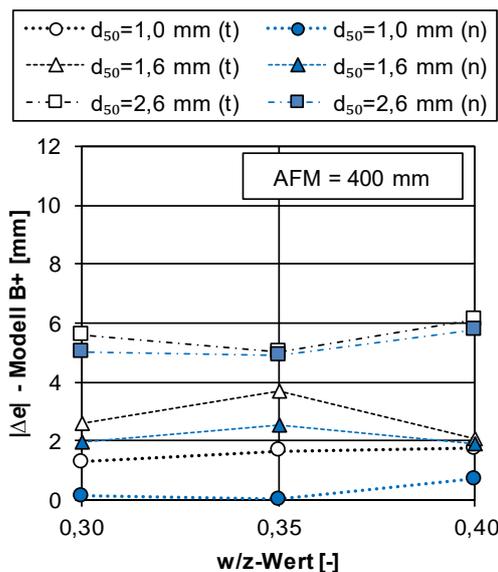


Abbildung 94: Absolute Abweichung des Modells B+ von den tatsächlichen Eindringtiefen bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Dabei ist zu erkennen, dass die rotatorische Bestimmung der Herschel-Bulkey Fließgrenze die tatsächliche auftretende

Fließgrenze vermutlich besser beschreiben kann. Daher ergibt sich eine verbesserte Voraussage der Eindringtiefen von fast 50%. Das Modell B+ liefert vergleichbare Ergebnisse zu Modell A+, wobei Modell A+ vor allem bei Anwendung größerer Gesteinskörnungen und fließfähigeren Systemen aufgrund der Betrachtung der Reibungseinflüsse bessere Ergebnisse liefert. Das Modell B+ zeigt jedoch für Systeme mit hohen Fließgrenzen und / oder feinere Gesteinskörnungen ähnlich gute Ergebnisse. Modell B jedoch eignete sich nur zu einer sehr groben Voraussage der Eindringtiefe bis 300 mm. Bis zu dieser Grenze zeigt das Modell B aber zufriedenstellende Ergebnisse.

## 7.8 Modell C/D: Modifikation und Erweiterung von Modell B+ durch Erfassung der Fließwiderstandes des Partikelbetts (Ersetzen des Koeffizienten $\alpha$ und $\beta$ )

### 7.8.1 Modell C/D: Herleitung

In Gleichung (22) sowie bei den bisherigen Modellen zur Berechnung der Eindringtiefen (Modell A, A+, B und B+) wurden die Fließeigenschaften des Fluides und die Eigenschaften der Porenstruktur durch die Koeffizienten  $\alpha$  ( $= 5,5$ ) und  $\beta$  ( $= 85$ )<sup>180</sup> beschrieben. Da diese Werte bisher mit einem geeigneten Prüfstand experimentell ermittelt werden müssen (siehe u.a. Chevalier et al.<sup>181</sup>) und in der Literatur sehr große Spannen für  $\alpha$  (0,98

<sup>180</sup> Chevalier et al. (2013).

<sup>181</sup> Chevalier et al. (2013).

– 5,5) und  $\beta$  (1,23 – 102,7)<sup>182</sup> zu finden sind, sollen diese in Modell C und D direkt analytisch berechnet werden.

Als vorausgehende Annahme für die Entwicklung von Modell C und Modell D wird postuliert, dass das poröse Medium im Partikelbett mit einem Kapillarporensystem abgebildet werden kann, dessen Kapillaren zwischen den Partikeln verlaufen, siehe Abbildung 95.

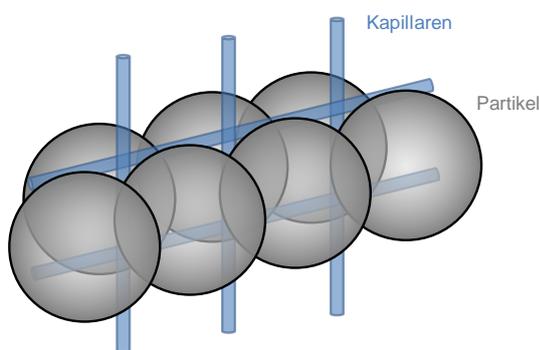


Abbildung 95: Kapillaren zwischen den Partikeln des Partikelbetts

Wie in Abschnitt 7.3 und Chevalier et al.<sup>183</sup> beschrieben, ist  $\alpha$  abhängig vom Größenverhältnis der Partikel im Fluid und damit abhängig von der Porosität des Partikelbetts  $\varepsilon$  und der Größe der Poren zwischen den Partikeln  $d_{eff}$  [m]. So kann  $\alpha$  nach Gleichung (53) berechnet werden.

$$\alpha = \frac{D}{d_{eff} \cdot \varepsilon} \quad (53)$$

Weiterhin ergibt sich bei Vernachlässigung des  $\beta$ -Terms in Gleichung (22)

(analog zu Modell A+, Modell B und Modell B+) folgender Zusammenhang in Gleichung (54) und in Kombination mit der wirksamen hydrostatischen Höhe  $H_{0,R}/Z$ <sup>184</sup> aus Gleichung (46) die Berechnung der Eindringtiefe  $e$  in Gleichung (55), hier Modell C genannt.

$$D \nabla p = \frac{D}{d_{eff} \cdot \varepsilon} \cdot \tau_0 \quad (54)$$

$$e_c = \frac{\rho_L \cdot g \cdot \frac{H_{0,R}}{2}}{\frac{1}{d_{eff} \cdot \varepsilon} \cdot \tau_0} \quad (55)$$

$$= \frac{\rho_L \cdot g \cdot \left( \frac{2 \cdot \tau_0 \cdot (R - R_0)}{\rho \cdot g} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \frac{1}{2} \cdot d_{eff} \cdot \varepsilon}{\tau_0}$$

Dahingegen beschreibt  $\beta$ , sobald der Leim vollständig in das Partikelbett eingedrungen ist und dort freies Fließen in den Poren stattfinden kann, den Fließwiderstand des gesamten Partikelbetts abhängig von der Porengrößenverteilung sowie Struktur. So bildet  $\beta$  die Mobilisierung des Fluids in den Poren des Partikelbetts  $d_{eff}$  abhängig von der Grenzfließspannung  $\tau_{0,grenz}$  sowie der eigentlichen Fließgrenze des Fluides  $\tau_0$  ab. Damit ergibt sich folgender Berechnungsansatz für Faktor  $\beta$ , siehe Gleichung (56).

$$\beta = \frac{D}{d_{eff} \cdot \varepsilon \cdot \frac{\tau_0}{\tau_{0,grenz}}} \quad (56)$$

<sup>182</sup> Chevalier et al. (2013); Franzen (1979); Lopez et al. (2003); Tamayol and Bahrami (2011).

<sup>183</sup> Chevalier et al. (2013).

<sup>184</sup> Mezger (2012).

Eingesetzt in Gleichung (22) ergibt sich nun folgender Zusammenhang, siehe Gleichung (57).

$$D\nabla p = \frac{D}{d_{eff} \cdot \varepsilon} \cdot \tau_0 + \frac{D}{d_{eff} \cdot \varepsilon \cdot \frac{\tau_0}{\tau_{0,grenz}}} \cdot k \cdot \dot{\gamma}^n \quad (57)$$

In Kombination mit der wirksamen hydrostatischen Höhe  $H_{0,R}/2^{185}$  aus Gleichung (46) lässt sich nun ein neues Berechnungsmodell – Modell D – für die Eindringtiefe  $e$  aufstellen, siehe Gleichung (58).

$$e_D = \frac{\frac{\rho_L \cdot g \cdot \frac{H_{0,R}}{2}}{1}}{\frac{1}{d_{eff} \cdot \varepsilon} \cdot \tau_0 + \frac{1}{d_{eff} \cdot \varepsilon \cdot \frac{\tau_0}{\tau_{0,grenz}}} \cdot k \cdot \dot{\gamma}^n} \quad (58)$$

$$= \frac{\rho_L \cdot g \cdot \left(\frac{2 \cdot \tau_0 \cdot (R - R_0)}{\rho \cdot g}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \frac{1}{2} \cdot d_{eff} \cdot \varepsilon}{\tau_0 + \frac{\tau_{0,grenz}}{\tau_0} \cdot k \cdot \dot{\gamma}^n}$$

Zunächst muss eine Möglichkeit gefunden werden, die Struktur des porösen Mediums beschreiben zu können, da weder der effektive Radius zwischen den Partikeln, noch die Scherraten oder die scherratenabhängige dynamische Viskosität in den Poren bekannt sind, siehe Gleichung (20).

Setzt man zunächst voraus, dass nach dem Aufbringen der Partikel das Partikelbett aus einer dichten, hexagonal angeordneten Packung (hexagonal dichteste

Packung oder kubisch dichteste Packung) von Partikeln besteht, treten zwischen den Partikeln vorrangig Tetraeder- oder Oktaederlücken<sup>186</sup> auf, siehe Abbildung 96.

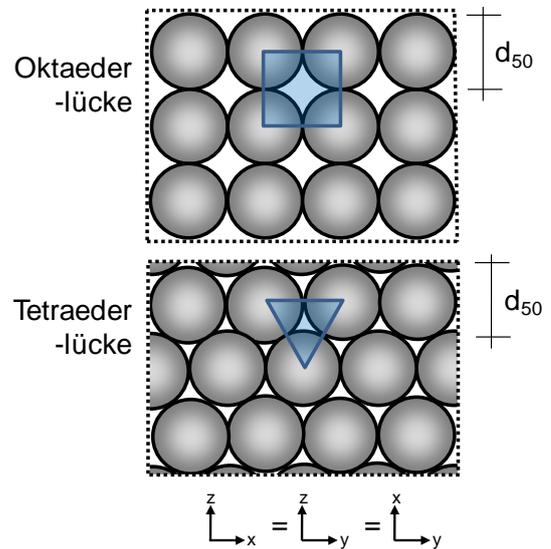


Abbildung 96: Kugelpackung mit tetraedrischen und oktaedrischen Lücken

Nähert man nun die Tetraederlücken wiederum als gleichseitiges Dreieck und die Oktaederlücke als Quadrat bzw. zwei gleichschenklige Dreiecke an, kann deren Fläche und Umfang ermittelt werden, siehe Abbildung 97.

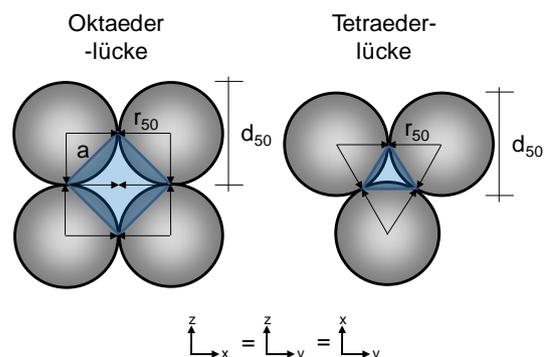


Abbildung 97: Geometrische Beziehungen in oktaedrische und tetraedrische Lücken

<sup>185</sup> Mezger (2012).

<sup>186</sup> Lopez *et al.* (2003); Müller (2008).

$$\begin{aligned}
 A_{Okta} &= 2 \cdot \left( \frac{1}{2} \cdot (2 \cdot r_{50}) \cdot r_{50} \right) \\
 &= 2 \cdot r_{50}^2 \quad (59) \\
 &= \frac{1}{4} \cdot (2 \cdot r_{50}) \cdot \sqrt{4 \cdot a^2 - (2 \cdot r_{50})^2}
 \end{aligned}$$

Leitet man die Fläche der Oktaederlücke  $A_{Okta}$  [m<sup>2</sup>] aus zwei gleichschenkligen Dreiecken her, siehe Gleichung (59), kann der Umfang der Oktaederlücke  $U_{Okta}$  [m] in Gleichung (60) ermittelt werden.

$$U_{Okta} = 4 \cdot \sqrt{\frac{\left(\frac{4 \cdot A_{Okta}}{2 \cdot r_{50}}\right)^2 + (2 \cdot r_{50})^2}{2}} \quad (60)$$

Die Fläche des gleichseitigen Dreiecks der Tetraederlücke  $A_{Tetra}$  [m<sup>2</sup>] kann nach Gleichung (61) bestimmt werden.

$$A_{Tetra} = \frac{\sqrt{3}}{4} \cdot r_{50}^2 \quad (61)$$

Der Umfang der Tetraederlücke berechnet sich nach Gleichung (62).

$$U_{Tetra} = 3 \cdot r_{50} \quad (62)$$

Ist man nun in Kenntnis der Fläche und des Umfangs der Pore, kann man diese wiederum nach Lopez et al.<sup>187</sup> in einen äquivalenten effektiven Porenradius  $r_{eff}$  [m] einer runden Kapillare zurückrechnen, siehe Gleichung (63).

$$r_{eff} = \left( \frac{8 \cdot G}{\pi} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (63)$$

Dabei kann G mittels Poiseuille's Gesetz nach Gleichung (64) und Formfaktor  $\chi$ <sup>188</sup>, siehe Tabelle 4, berechnet werden.

$$G = \chi \cdot A_{Okta/Tetra}^2 \cdot \frac{A_{Okta/Tetra}}{U_{Okta/Tetra}^2} \quad (64)$$

Tabelle 4: Werte des Formfaktors  $\chi$  unterschiedliche Schnittfläche der Ausgangspore nach<sup>189</sup>

$\chi$	Form der Schnittfläche der Ausgangspore
[-]	[-]
0,5	Kreisform
0,6	Gleichseitiges Dreieck
0,5623	Quadrat

Mit dem effektiven äquivalenten Radius kann nun ein äquivalentes Kapillarporensystem approximiert werden.

In einer drucklosen Kapillarpore kann die Scherrate  $\dot{\gamma}$  in Abhängigkeit des effektiven Porenradius  $r_{eff}$  und der scherratenabhängigen dynamischen Viskosität  $\eta$  angegeben werden<sup>190</sup>, siehe Gleichung (65).

$$\dot{\gamma} = \frac{\rho_L \cdot g \cdot H_{0,R} \cdot r_{eff}}{2 \cdot L_{eff} \cdot \eta} \quad (65)$$

Dabei beschreibt  $L_{eff}$  [m] eine äquivalente effektive Grenzlänge einer Kapillare mit dem Radius  $r_{eff}$  und kann u.a. nach Lopez et al.<sup>191</sup> nach Formel (66) bestimmt werden

<sup>187</sup> Lopez et al. (2003).

<sup>188</sup> Oren et al. (1998).

<sup>189</sup> Oren et al. (1998).

<sup>190</sup> Mezger (2012).

<sup>191</sup> Cannella et al. (1988); Carman (1937); Hirasaki and Pope (1974); Lopez et al. (2003); Sorbie and Huang (1991); Willhite and Uhl (1988).

$$L_{eff} = \sqrt{K \cdot \varepsilon} \quad (66)$$

Dort ist  $K$  [m<sup>2</sup>/Darcy] der absolute Permeabilitätskoeffizient. Dieser kann über Analogien bei der Simulation von Fließbewegungen in porösen Medien berechnet werden. Tamayol et al.<sup>192</sup> beschreiben die Porenstruktur eines dreidimensionalen porösen Mediums vereinfacht über eine kubische dreidimensionale Anordnung eines Gitters, das einen Fließwiderstand aufweist und sich in einem Gitterpermeabilitätskoeffizienten  $K_G$  [m<sup>2</sup>] ausdrücken lässt, siehe Abbildung 98 und Gleichung (67).

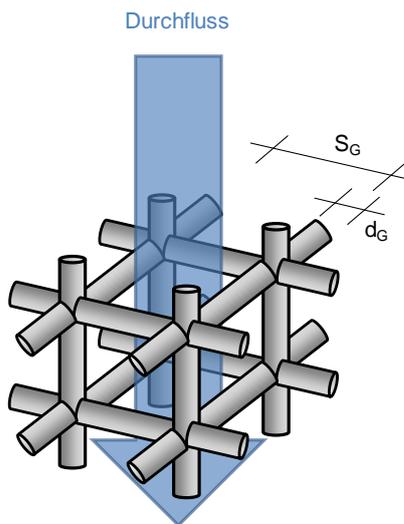


Abbildung 98: Einfache kubische 3D Anordnung von Zellen in einem porösen Medium

$$\frac{K_G}{d_G^2} = 0,08 \frac{(S_G - d_G)^4}{S_G^2 \cdot d_G^2 \cdot \varepsilon^{0,3}}$$

bzw. (67)

$$K_G = 0,08 \frac{(S_G - d_G)^4}{S_G^2 \cdot \varepsilon^{0,3}}$$

Dabei beschreibt die Konstante 0,08 die Anordnung des 3D Gitters für einen großen Bereich an Porositäten und wurde von Tamayol und Bahrami<sup>193</sup> durch Vergleich mit numerischen Daten aus Higdon und Ford<sup>194</sup> gefunden.  $S_G$  [m] beschreibt den zentrischen Abstand des nicht durchlässigen Anteils des Gitters und  $d_G$  [m] den Durchmesser der radialen Gitterstäbe. Die Parameter  $S_G$  und  $d_G$  in dreidimensionalen Strukturen können mithilfe des folgenden Zusammenhangs beschrieben werden<sup>195</sup>, siehe Gleichung (68).

$$\varphi = \frac{3 \cdot \pi \cdot d_G^2}{4 \cdot S_G^2} - \sqrt{2} \cdot \frac{d_G^3}{S_G^3} \quad (68)$$

Dabei sind  $S_G$  und  $d_G$  in diesem Fall unbekannte Parameter.

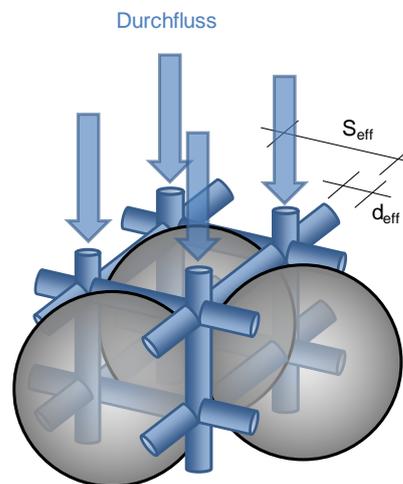


Abbildung 99: 3D Anordnung der Kapillaren zwischen den Partikeln

<sup>192</sup> Tamayol and Bahrami (2009); Tamayol and Bahrami (2011).

<sup>193</sup> Tamayol and Bahrami (2011).

<sup>194</sup> Higdon and Ford (1996).

<sup>195</sup> Higdon and Ford (1996); Tamayol and Bahrami (2011).

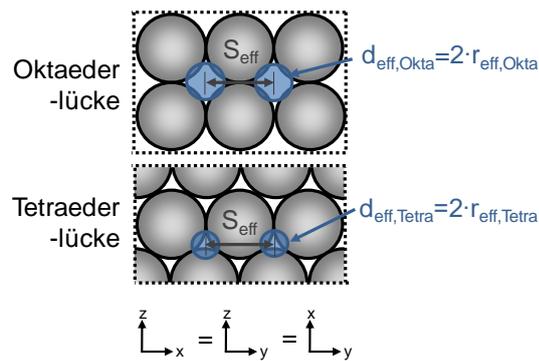


Abbildung 100: 3D-Kapillarsystem des Partikelbetts

Nimmt man nun jedoch an, dass das Gittersystem selbst durchflossen werden kann, und die Abschnitte zwischen dem Gitter keine Porosität mehr besitzen, ergibt sich das dreidimensionale Kapillarsystem des Partikelbetts, siehe Abbildung 99 und Abbildung 100.

Nun kann die Porosität des Partikelbetts  $K_{3D}$  [m<sup>2</sup>] für oktaedrische  $d_{eff,Okta}$  [m] oder tetraedrische Lücken  $d_{eff,Tetra}$  [m] nach Gleichung (69) und (70) dargestellt werden.

$$K_{3D} = 0,08 \frac{(S_{eff} - d_{eff})^4}{S_{eff}^2 \cdot \varphi^{0,3}} \quad (69)$$

$$\varepsilon = \frac{3 \cdot \pi \cdot d_{eff}^2}{4 \cdot S_{eff}^2} - \sqrt{2} \cdot \frac{d_{eff}^3}{S_{eff}^3} \quad (70)$$

Jetzt kann durch Kombination von Gleichung (66), (69) und (70) die effektive Kapillarlänge  $L_{eff}$  bestimmt werden.

In diesem Kapillarsystem kann nun nach Hagen-Poiseuille analog zu Gleichung (28) in Kombination mit dem größten effektiven Radius des Porensystems  $r_{eff,Okta}^{196}$  eine Grenzbedingung für das

Eindringen des Zementleims angegeben werden<sup>197</sup>, siehe Gleichung (71).

$$\tau_{0,grenz,C,D} = \frac{\rho L \cdot g \cdot H_0 \cdot R \cdot r_{eff,Okta}}{2 \cdot L_{eff}} \quad (71)$$

Da die dynamische Viskosität  $\eta$  von der Scherrate  $\dot{\gamma}$  abhängig ist, kann nun trotz der Kenntnis von  $L_{eff}$  die Scherrate nach Gleichung (65) immer noch nicht berechnet werden. Jedoch ist nun die Grenzfließspannung  $\tau_{0,grenz,C,D}$  nach Gleichung (71) bekannt, die den Übergang des Fluids in den Fließzustand kennzeichnet. Durch Kombination von Gleichung (8), (65) und (71) kann Gleichung (72) für die Berechnung der Scherrate  $\dot{\gamma}$  in den Poren im Fließzustand hergeleitet werden.

$$\dot{\gamma} = \frac{\tau_{0,grenz}}{\left(\frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + k \cdot \dot{\gamma}^{n-1}\right)}$$

$$\dot{\gamma} = \sqrt[n]{\frac{\tau_{0,grenz} - \tau_0}{k}},$$

$$\text{für } \tau_{0,grenz} > \tau_0 \quad (72)$$

und

$$\dot{\gamma} = 0,$$

$$\text{für } \tau_{0,grenz} \leq \tau_0$$

<sup>196</sup> Chevalier *et al.* (2013).

<sup>197</sup> Mezger (2012).

**7.8.2 Modell C/D: Validierung in einem Porensystem mit Tetraederlücken**

**a) Betrachtung der Grenzfließspannung, Scherrate in den Poren und der auftretenden scheratenabhängigen Viskosität**

Abbildung 101 zeigt wie schon Abbildung 87 die Abhängigkeit des Eindringverhaltens nicht nur von der Fließgrenze, sondern auch von der eingesetzten Partikelgröße  $d_{50}$ .

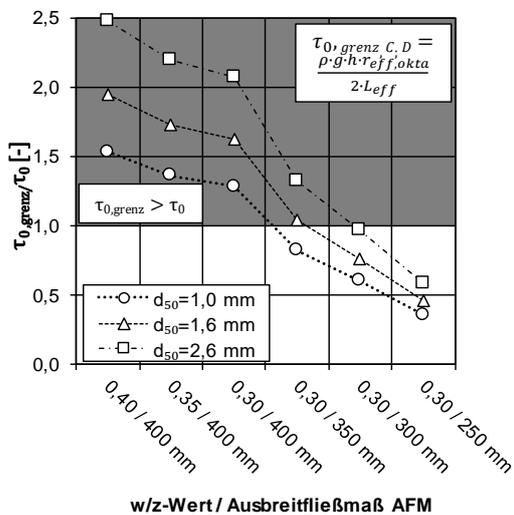


Abbildung 101: Verhältnis zwischen der Grenzfließspannung und der Fließgrenze in Modell C und D in Abhängigkeit des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$

Dabei steigt das Verhältnis von  $\tau_{0,grenz}/\tau_0$  mit steigender mittleren Partikelgröße  $d_{50}$ , steigendem Ausbreitfließmaß (sinkender Fließgrenze) und steigendem w/z-Wert. Die Erhöhung des Verhältnisses von  $\tau_{0,grenz}/\tau_0$  ist hierbei jedoch nicht direkt auf die Änderung der dynamischen Viskosität zurückzuführen, sondern auf die sinkende Rohdichte der Leime mit steigendem w/z-Wert, siehe Abbildung 55, Seite 43. Dies erhöht die wirksame statische Höhe des Zementleims, siehe

Gleichung (46), Seite 71 und dadurch den Wert von  $\tau_{0,grenz}$ , siehe Gleichung (71), Seite 80.

Hierbei ist zu sehen, dass der Leim bei allen Partikelgrößen bis zu einem Ausbreitfließmaß von 300 mm und noch bei einem Ausbreitfließmaß von 350 mm bei der kleinsten Partikelgröße  $d_{50} = 1,0$  mm nach der Grenzbedingung ( $\tau_{0,grenz} \leq \tau_0$ ) nicht vollständig in das Partikelbett eindringen kann und nur von der Fließgrenze sowie dem Porensystem ( $\alpha$ -Term) abhängig zu sein scheint. Alle anderen Leime können vollständig eindringen sowie in den Poren zu fließen beginnen und sollten dadurch einen Anteil zum  $\beta$ -Term liefern ( $\tau_{0,grenz} > \tau_0$ ).

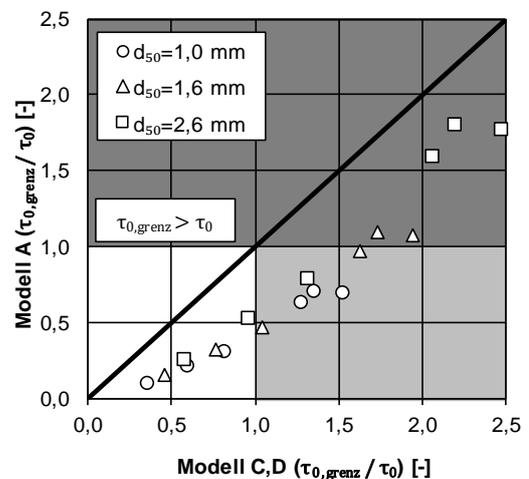


Abbildung 102: Gegenüberstellung des Eindringquotientens aus Modell A ( $\tau_{0,grenz}/\tau_0$ ) und Modell C,D ( $\tau_{0,grenz}/\tau_0$ ) in Abhängigkeit des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$

Vergleicht man nun in Abbildung 102 die Eindringquotienten mit den Grenzbedingungen aus Modell A, siehe Gleichung (42), Seite 69, und Modell C sowie D, siehe Gleichung (71), Seite 80, ist zu erkennen, dass der Eindringquotient aus

Modell C sowie D schon bei Leimen mit geringeren Fließgrenzen ein vollständiges Eindringen und Fließen in den Poren zwischen den Partikeln prognostiziert. Dies ist auf die unterschiedliche Herangehensweise der Berechnung und der Berücksichtigung der Porenstruktur zurückzuführen. Dies wird sich jedoch vermutlich nur bei einer potenziellen Anwendung des  $\beta$ -Terms auswirken, da nur hier der Quotient der Grenzfließspannung und der Fließgrenze direkt berücksichtigt wird. Vermutlich unterschätzt Modell A die Grenzbedingung, da die reale Porenstruktur keinen Eingang in die Grenzbedingung findet, was zu der Überschätzung der Eindringtiefe  $e$  bei sehr fließfähigen Systemen mit geringem Fließwiderstand führt, siehe Abbildung 89, Seite 71 und Abbildung 90, Seite 72.

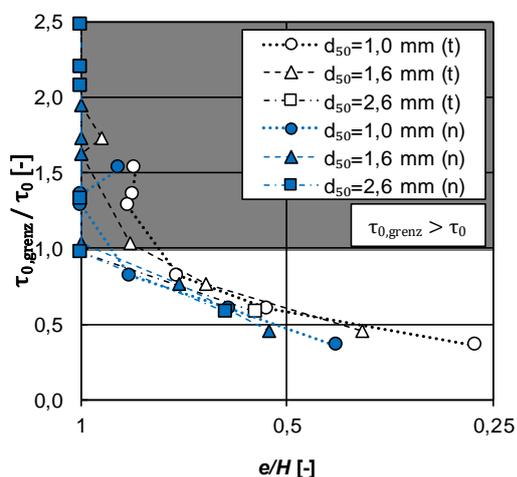


Abbildung 103: Vergleich der Quotienten  $\tau_{0,grenz}/\tau_0$  und  $H/e$  ( $H$  = Eindringtiefe inklusive des nicht eingedrungenen Leims auf der Oberfläche) zur Eindringtiefe  $e$  in Abhängigkeit des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Abbildung 103 zeigt die Gegenüberstellung der Quotienten  $\tau_{0,grenz}/\tau_0$  und  $e/H$ .

Dabei ist  $H$  die Eindringtiefe inklusive des nicht eingedrungenen Leims auf der Oberfläche (siehe Abbildung 75, Seite 56) zur Eindringtiefe  $e$ . Somit beschreibt der Quotient  $e/H = 1$  einen vollständig eingedrungenen Leim. Dabei bestätigt sich die Beobachtung aus Abbildung 101 sowohl bei einer trockenen als auch einer nassen Gesteinskörnung, dass nach Überschreitung der Grenzfließspannung  $\tau_{0,grenz}$  kein vollständiges Eindringen  $e/H \leq 1$  der Leime mehr möglich ist. Gleichzeitig zeigt sich vor allem bei der nassen Gesteinskörnung eine sehr gute Übereinstimmung eines vollständigen Eindringens  $e/H = 1$ , sobald die Fließgrenze  $\tau_0$  kleiner als die Grenzfließspannung  $\tau_{0,grenz}$  ist.

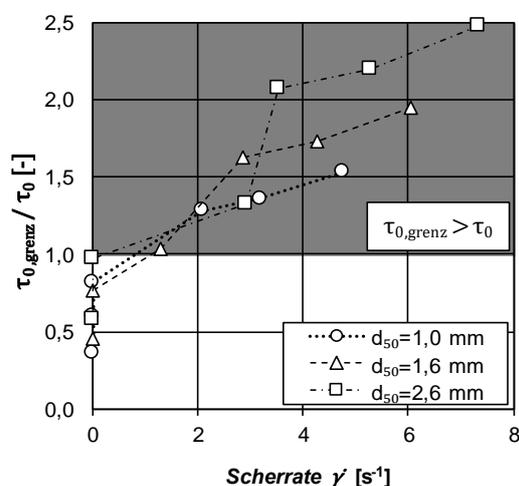


Abbildung 104: Gegenüberstellung des Quotienten  $\tau_{0,grenz}/\tau_0$  und der Scherrate in den Poren  $\dot{\gamma}$  in Abhängigkeit des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$

Abbildung 104 zeigt die Gegenüberstellung des Verhältnisses  $\tau_{0,grenz}/\tau_0$  und der auftretenden Scherrate in den Poren, berechnet nach Gleichung (72), Seite 80. Dabei ist zu sehen, dass, sobald der Ze-

mentleim ganz in das Partikelbett eindringen und freies Fließen stattfinden kann, mit steigendem Verhältnis von  $\tau_{0, \text{grenz}}/\tau_0$  in den Poren die Scherrate erwartungsgemäß zunimmt. Dabei bewegen sich die Scherraten mit  $1,3 \text{ s}^{-1}$  bis  $7,3 \text{ s}^{-1}$  in einem üblichen Bereich für das Eindringen von Fluiden unter Schwerkraft<sup>198</sup>.

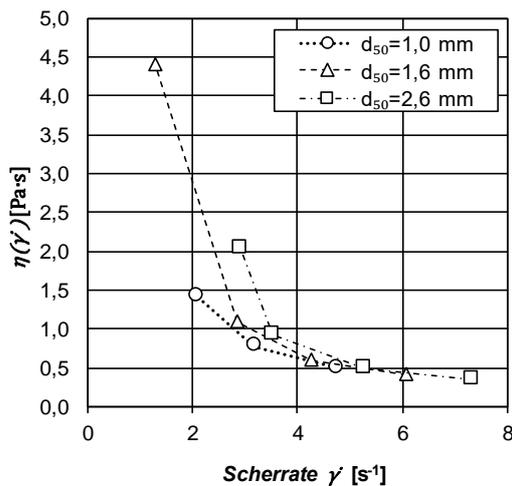


Abbildung 105: Scherratenabhängige Viskosität in den Poren mit Tetraederlücken in Abhängigkeit des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$

Des Weiteren nimmt die dynamische Viskosität (berechnet nach Gleichung (8), Seite 35) mit steigender Scherrate aufgrund des dilatant scherverdickenden Verhaltens (siehe Abschnitt 3.6.4, Seite 37, Abbildung 45 bis Abbildung 48) im vorliegenden Scherratenbereich ( $< 10 \text{ s}^{-1}$ ) erwartungsgemäß ab, siehe Abbildung 105.

**b) Betrachtung der Eindringtiefen des Modells C**

In Abbildung 106 und Abbildung 107 sind die Beträge der absoluten Abweichungen

der berechneten Eindringtiefen des Modells C, siehe Gleichung (55), Seite 76, zu den tatsächlichen Eindringtiefen  $e$  gemäß Gleichung (50), Seite 72, in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes bzw. des  $w/z$ -Wertes dargestellt. Die gemessenen **Eindringtiefen  $e$**  sind den berechneten Werten aus Modell C in **Anhang A3, Seite 133**, in Abbildung 150 bis Abbildung 155 gegenübergestellt.

Dabei ist zu sehen, dass bis zu einem Ausbreitmaß von 350 mm ähnlich kleine absolute Abweichungen  $|\Delta e|$  wie bei Modell A+ und Modell B+ zwischen 0,1 mm und 1,1 mm zur tatsächlichen Eindringtiefe erreicht werden. Dabei zeigt das Modell C in diesem Bereich mit  $|\Delta e| = 0,1 \text{ mm} - 0,6 \text{ mm}$  eine bessere Übereinstimmung mit den Eindringtiefen der trockenen Gesteinskörnung.

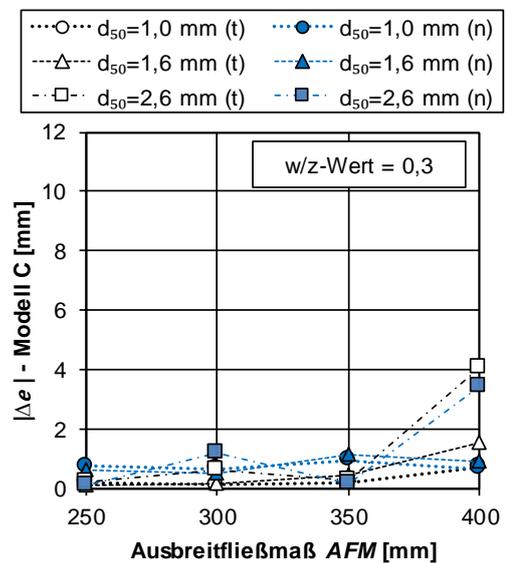


Abbildung 106: Absolute Abweichung des Modells C von den tatsächlichen Eindringtiefen bei konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

<sup>198</sup> Mezger (2012); Steffe (1996).

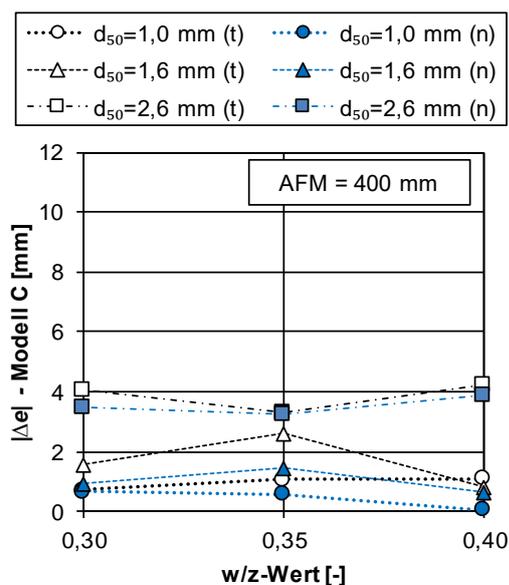


Abbildung 107: Absolute Abweichung des Modells C von den tatsächlichen Eindringtiefen bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Bei einem Ausbreitfließmaß von 400 mm zeigt das Modell C mit einer absoluten Abweichung von  $|\Delta e| = 0,0 \text{ mm} - 4,2 \text{ mm}$  niedrigere Abweichungen als Modell B und Modell B+, jedoch ähnlich hohe Abweichungen wie Modell A+. Dies kann wiederum mit der Vernachlässigung des  $\beta$ -Terms und der Grenzfließspannung, siehe Abbildung 101, erklärt werden, die einen zusätzlichen Einfluss des Fließens der Zementleime in den Poren vor allem für die Zementleime mit einem Ausbreitfließmaß von 400 mm und damit Einfluss des  $\beta$ -Terms prognostiziert. Interessant ist jedoch, dass sowohl **Modell A+**, **B+** als auch **Modell C** mit ihrer unterschiedlichen Herangehensweise eine gute Voraussage für Zementleime bis zu einem Ausbreitfließmaß von 350 mm treffen können. Dies lässt somit für

alle drei Ansätze eine valide Modellbildung vermuten.

### c) Betrachtung der Eindringtiefen des Modells D

Abbildung 108 und Abbildung 109 zeigen den Betrag der absoluten Abweichungen der berechneten Eindringtiefen des Modells D, siehe Gleichung (58), Seite 77, zu den tatsächlichen Eindringtiefen  $e$  gemäß Gleichung (50), Seite 72, in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes bzw. des w/z-Wertes. Die gemessenen Eindringtiefen und die berechneten Eindringtiefen  $e$  des Modells D sind in **Anhang A3, Seite 133**, in Abbildung 150 bis Abbildung 155 dargestellt.

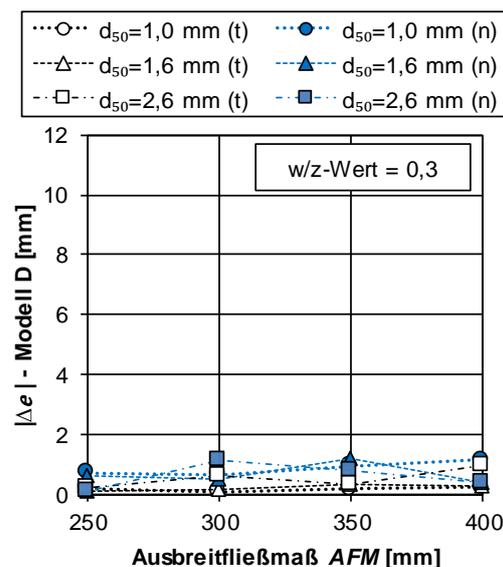


Abbildung 108: Absolute Abweichung des Modells D von den tatsächlichen Eindringtiefen bei konstantem w/z-Wert 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

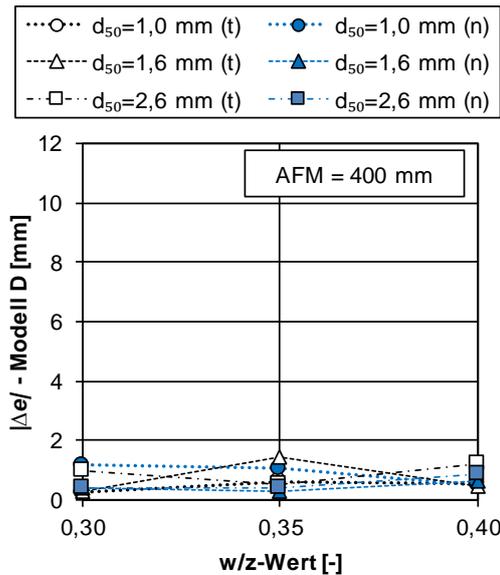


Abbildung 109: Absolute Abweichung des Modells D von den tatsächlichen Eindringtiefen bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Modell D zeigt nun nur noch geringe absolute Abweichungen  $|\Delta e| = 0,1 \text{ mm} - 1,2 \text{ mm}$  über alle untersuchten Leime. Damit gelingt es Modell D durch die Anwendung des  $\beta$ -Terms, die großen Abweichungen bei den sehr fließfähigen Zementleimen mit 400 mm Ausbreitfließmaß zu beseitigen. Zwar nehmen die Eindringtiefen aufgrund des zunehmenden Druckgefälles (Verhältnis  $\tau_{0,\text{grenz}}/\tau_0$ ) weiter zu, werden jedoch vermutlich gleichzeitig durch die innere Reibung des Zementleims (bzw. der dynamische Viskosität, ausgedrückt durch  $k \cdot \dot{\gamma}^n$  in Gleichung (58), Seite 77) und der Reibung an den Partikeloberflächen vermindert. Zusätzlich hängt das Durchströmen des Partikelbetts stark vom vorherrschenden Druckgefälle und der Scherrate in den

Poren ab<sup>199</sup>. Durch den Reibungsverlust nimmt das Druckgefälle schnell ab und das Fließen kommt mit abnehmender Porengröße schneller zum Erliegen. Somit werden die Eindringtiefen zusätzlich verringert. Dieser Effekt verstärkt sich mit zunehmendem Verhältnis  $\tau_{0,\text{grenz}}/\tau_0$ .

Die vorausgehenden Untersuchungen zeigen, dass **Modell D**, im Gegensatz zu den anderen präsentierten Modellen, unter Anwendung eines **Porensystems mit tetraedrischen Lücken** in der Lage ist, **das Eindringen des Zementleims über alle untersuchten Fließfähigkeiten der Zementleime valide zu berechnen**.

### 7.8.3 Modell C/D: Gegenüberstellung von Porensystemen mit oktaedrischen und tetraedrischen Lücken

In diesem Abschnitt soll der Einfluss des Porensystems auf die Berechnung von  $r_{\text{eff}}$ , siehe Gleichung (63), Seite 78, und damit auf die Ermittlung der Eindringtiefe gezeigt werden. Hierfür wurde der Betrag der absoluten Abweichung der berechneten Eindringtiefen unter Annahme von Oktaederlücken ( $\diamond$ ) und Tetraederlücken ( $\nabla$ ), siehe Abbildung 97, Seite 77,  $|\Delta e (\diamond - \nabla \text{ Lücke})|$  gemäß Gleichung (50), Seite 72, in Abbildung 110 und Abbildung 111 für Modell C sowie Abbildung 112 und Abbildung 113 für Modell D berechnet.

<sup>199</sup> Chevalier *et al.* (2013).

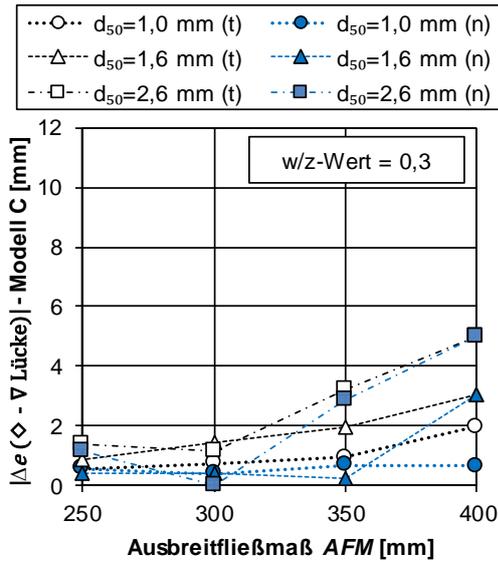


Abbildung 110: Absolute Abweichung der berechneten Eindringtiefe nach Modell C mit Oktaederlücken (◇) von der berechneten Eindringtiefe mit Tetraederlücken (▽) bei einem konstanten w/z-Wert von 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

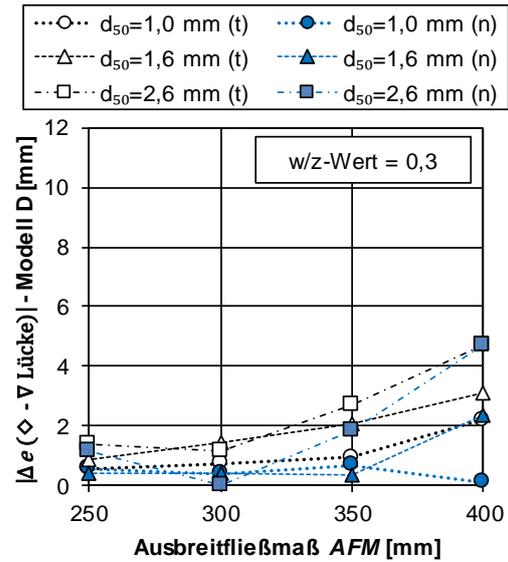


Abbildung 112: Absolute Abweichung der berechneten Eindringtiefe nach Modell D mit Oktaederlücken (◇) von der berechneten Eindringtiefe mit Tetraederlücken (▽) bei einem konstanten w/z-Wert von 0,3 in Abhängigkeit des Ausbreitfließmaßes, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

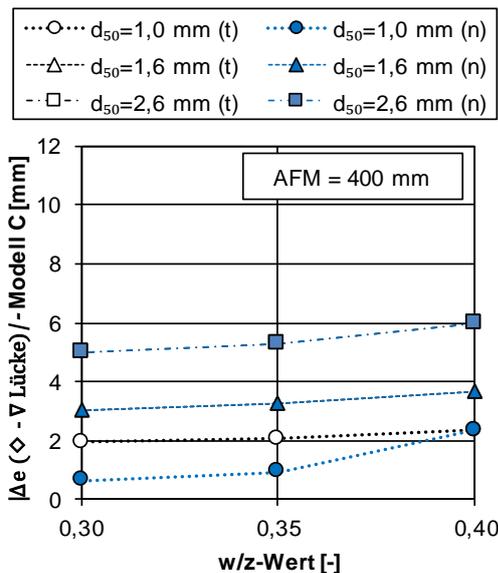


Abbildung 111: Absolute Abweichung der berechneten Eindringtiefe nach Modell C mit Oktaederlücken (◇) von der berechneten Eindringtiefe mit Tetraederlücken (▽) bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

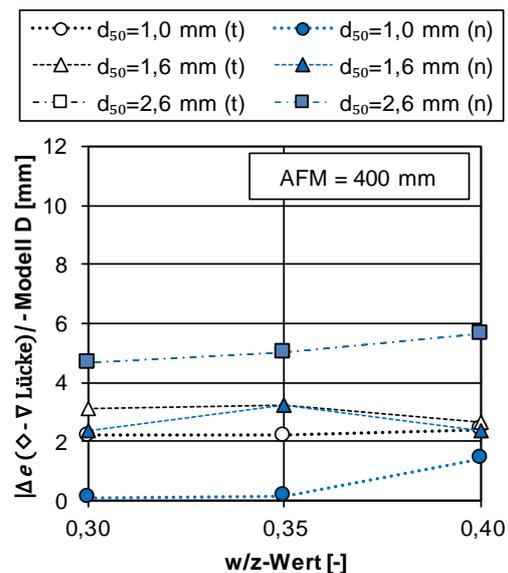


Abbildung 113: Absolute Abweichung der berechneten Eindringtiefe nach Modell D mit Oktaederlücken (◇) von der berechneten Eindringtiefe mit Tetraederlücken (▽) bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm in Abhängigkeit des w/z-Werts, des mittleren Korndurchmessers  $d_{50}$  und der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass (n))

Dabei ist zu sehen, dass die Annahme von Oktaederlücken im Porensystem zu wesentlich höheren Eindringtiefen und damit zu einer starken Überschätzung der Eindringtiefe führt. Dies kann dadurch begründet werden, dass durch Annahme eines zu großen effektiven Porendurchmessers  $d_{eff}$  die auftretenden Scherraten in den Poren und das Druckgefälle (Verhältnis  $\tau_{0, \text{grenz}}/\tau_0$ ) bzw. der Fließwiderstand des Partikelbetts sowie die in den Poren vorherrschende dynamische Viskosität unterschätzt werden (siehe Abbildung 101 bis Abbildung 105 sowie **Anhang A4 bis Anhang A6, Seite 134 bis 136**, Abbildung 156 bis Abbildung 170).

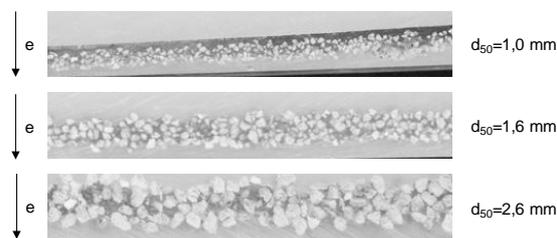


Abbildung 114: Schnitt durch drei vertikal mit Zementleim durchdrungene Partikelbette (dunkelgraue Flächen) mit unterschiedlicher Korngröße  $d_{50}$

Betrachtet man nun einen Längsschnitt durch die Messtreifen in Abbildung 114, die zur Bestimmung der Eindringtiefe des Zementleims herangezogen wurden, wird ersichtlich, dass das Porensystem zwischen den Partikeln mehrheitlich von Tetraederlücken dominiert wird. Dies passt auch zur Aussage von Chevalier et al.<sup>200</sup>, dass bei der Berücksichtigung des

Fließwiderstandes bei freiem Fließen im  $\beta$ -Koeffizient die kleineren und feinsten Poren die entscheidende Rolle spielen. Wohingegen der größte Pfad zwischen den Poren darüber entscheidet, ob überhaupt ein Fließen in den Poren beginnt oder nicht (vgl. Bestimmung der Grenzfließspannung in Gleichung (71)).

### 7.9 Fazit und Empfehlung eines Modells zur Berechnung der Eindringtiefe

Nach der Analyse von vier Modellvarianten (A/A+, B/B+, C und D) zur Berechnung der Eindringtiefe eines Zementleims in Abhängigkeit der rheologischen Eigenschaften und der Partikelgröße des Partikelbetts hat sich gezeigt, dass die **Fließgrenze des Zementleims** und die **Porengröße** zwischen den Partikeln bzw. die Partikelgröße des Partikelbetts eine **dominierende Rolle** spielen. Sobald jedoch die Fließgrenze des Zementleims eine vom Porensystem abhängige **Grenzfließspannung** unterschreitet, der Zementleim komplett in das Partikelbett eindringen kann und das Eindringverhalten **durch freies, schwerkraftgetriebenes Fließen** beeinflusst wird, führt eine Vernachlässigung der scherratenabhängigen Fließeigenschaften (bzw. der dynamische Viskosität, ausgedrückt durch  $k \cdot \dot{\gamma}^n$ ) sowie des auftretenden Druckgefälles und der Scherraten im Porensystem zu einer **starken Überschätzung** der tatsächlich ermittelten Eindringtiefe.

<sup>200</sup> Chevalier et al. (2013).

Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass **bis zu einem Ausbreitfließmaß von 350 mm die Modelle A+, B+ und C eine hohe Genauigkeit** ( $|\Delta e| = 0,1 \text{ mm} - 1,3 \text{ mm}$ ) besitzen. Bei fließfähigeren Systemen bieten diese drei Systeme jedoch keine ausreichende Prognosefähigkeit mehr. Im Fall von **fließfähigeren Systemen > 350 mm** Ausbreitfließmaß sollte auf **Modell D** zurückgegriffen werden. Dieses Modell ist bei Annahme eines Porensystems, welches durch **Tetraederlücken** dominiert wird, in der Lage, die Eindringtiefen auch bei fließfähigeren Systemen sehr genau mit einer Abweichung von nur  $|\Delta e| = 0,1 \text{ mm} - 1,2 \text{ mm}$  zu den Validierungsversuchen abzubilden. Darüber hinaus ist es in der Lage, **scherratenabhängiges Fließverhalten** (dynamische Viskosität sowie Scherverdickung und Scherverdünnung) wiederzugeben.

Des Weiteren wird empfohlen bzw. ist es bei Modell D notwendig, **die rheologischen Eigenschaften** anhand einer **Herschel-Bulkley** Auswertung zu bestimmen, um die notwendigen Eingangsparameter zu erhalten. Zusätzlich kann dadurch die Fließgrenze genauer abgebildet werden.

Ist eine sehr **schnelle Abschätzung** notwendig und gerade **kein Rheometer** nutzbar, kann **bei Anwendung von Modell B** auch auf die Fließgrenze aus dem

Ausbreitfließmaß, ermittelt nach Roussel<sup>201</sup>, siehe Gleichung (9), zurückgegriffen werden. Die Anwendung dieser Methode bringt jedoch nur bis zu einem **Ausbreitfließmaß von 300 mm** eine noch zufriedenstellende Genauigkeit. Dies ist theoretisch auch bei Modell A+ und C möglich, wurde im Rahmen dieser Dissertation jedoch nicht validiert.

---

<sup>201</sup> Roussel *et al.* (2005); Roussel and Coussot (2005).

## 8 Festbetoneigenschaften mittels SPI hergestellter Körper

### 8.1 Aufbau des Festbetonabschnitts

Um eine Aussage über die Praxistauglichkeit mittels SPI hergestellter Betonbauteile treffen zu können, wurden Probekörper gedruckt und mit geschalteten Referenzproben verglichen. Dazu wurden die gedruckten Probekörper senkrecht ( $90^\circ$ ) und parallel ( $0^\circ$ ) zur Schichtung geprüft, um eine potenzielle Anisotropie des Materials quantifizieren zu können, siehe **Abschnitt 8.2**. Bei allen Probekörpern wurden die Rohdichte und der Luftporengehalt im frischen (**Abschnitt 8.3**) bzw. festen (**Abschnitt 8.4**) Zustand bestimmt. Eine Besonderheit stellt hier die Bestimmung des Luftporengehalts bei den SPI Probekörpern dar, da diese weder im frischen Zustand noch im festen Zustand über Wägung (aufgrund der unregelmäßigen Oberflächenstruktur) oder Tauchwägung (aufgrund potenziell zugänglicher Luftkammern) bestimmt werden kann. Danach wurde die Festigkeit der geschalteten Probekörper (**Abschnitt 8.5**) und der gedruckten Probekörper (**Abschnitt 8.6**) ermittelt, in Beziehung zur Rohdichte gesetzt sowie untereinander verglichen.

Anschließend wurde die Dauerhaftigkeit der Proben untersucht (Frost- und Frost-Tausalz-Widerstand XF in **Abschnitt 8.7**, Karbonatisierungswiderstand XC in **Ab-**

**schnitt 8.8** und Chloridmigrationswiderstand RCM (XS und XD) in **Abschnitt 8.9**).

Alle Mischungen wurden, wie in *Abschnitt 3* beschrieben, mit einem w/z-Wert von 0,3 und der Gesteinskörnungsfraction  $d_{50} = 1,6$  mm hergestellt.

### 8.2 Herstellung der Probekörper - Festlegung der Prüfrichtung

Die Probekörper zur Bestimmung der Festbetoneigenschaften wurden zum einen mittels SPI Schicht für Schicht additiv gefertigt, siehe *Abschnitt 1.2*. Die Schichtdicke betrug bei allen Probekörpern 3 mm. Die Prüfung der Festigkeit und Dauerhaftigkeit erfolgte dabei in zwei Richtungen: zum einen parallel zur Schichtung der Probekörper ( $0^\circ$ ) und zum anderen senkrecht zur Schichtung der Probekörper ( $90^\circ$ ), siehe *Abbildung 115*.

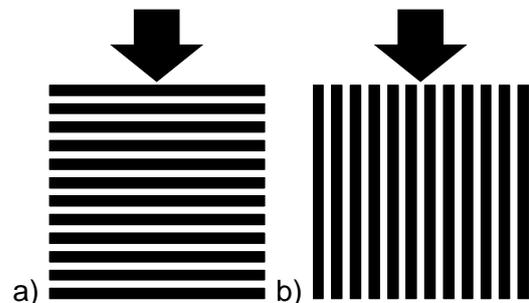


Abbildung 115: Probekörper mit: a) Belastungsrichtung senkrecht zur Schichtung ( $90^\circ$ ) und b) parallel zur Schichtung ( $0^\circ$ )<sup>202</sup>

Als Vergleich wurden konventionell geschaltete Referenzprobekörper (REF) hergestellt. Dabei wurde der Zementleim separat gemäß *Abschnitt 3* gemischt und in einem Zwangsmischer für 90 s mit der

<sup>202</sup> Weger *et al.* (2018b).

trockenen Gesteinskörnung homogenisiert. Die Menge des zugegebenen Zementleims entsprach dem Hohlraumgehalt zwischen den Gesteinskörnern. Nach dem Befüllen der Schalungen, die zuvor mit Schalöl behandelt wurden, wurden die Probekörper auf dem Rütteltisch verdichtet, bis keine Luftblasen mehr an die Oberfläche drangen. Da die geschalteten Probekörper herstellungsbedingt keine Schichtungen aufweisen, wurden diese richtungsunabhängig geprüft, siehe Abbildung 116.

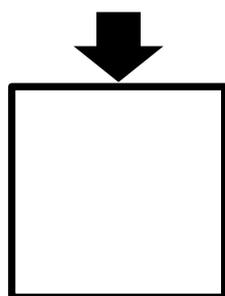


Abbildung 116: konventionell geschalteter Probekörper (REF)<sup>203</sup>

### 8.3 Bestimmung der Rohdichte und des Luftporengehalts am frischen Leim-Gesteinskörnungsgemisch

#### 8.3.1 Methodik

Die Bestimmung der Rohdichte und des Luftporengehalts am frischen Leim-Gesteinskörnungsgemisch erfolgte gemäß DIN EN 1015-7:1998-12<sup>204</sup> über das Druckausgleichsverfahren in einem 1 l Luftporentopf bei der Herstellung der konventionell geschalteten Probekörper, siehe Abschnitt 8.2.

#### 8.3.2 Ergebnisse

Es wurden folgende Rohdichten und Luftporengehalte gemessen, siehe Tabelle 5.

Tabelle 5: Rohdichte und Luftporengehalt der Leim-Gesteinskörnungsgemische der Referenzversuche (XF, XC und XS = Expositionsclassen nach EN 206:2013+A1:2016<sup>205</sup>)

Referenzprüfung	Rohdichte	Luftporengehalt LP <sub>F</sub>
[-]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]
XF und XC mit Referenzfestigkeit	2288	5,6
RCM (XS und XF) mit Referenzfestigkeit	2337	3,4

Auffällig ist der relativ große Gesamtluftporengehalt von 5,6 Vol.-% bzw. 3,4 Vol.-% mit einer Rohdichte von 2288 kg/m<sup>3</sup> bzw. 2337 kg/m<sup>3</sup>. Dies kann vermutlich auf die Art der Herstellung (Mischen der trockenen Gesteinskörnung mit einem Zementleim hoher Viskosität) zurückgeführt werden. Dabei kann im Mischprozess nicht alle Luft zwischen der trockenen Gesteinskörnung verdrängt und durch die hohe Viskosität nicht völlig durch Rütteln ausgetrieben werden. Die Rohdichte bewegt sich jedoch für den hohen Luftporengehalt noch im Normalbetonbereich. Verglichen mit dem Luftporengehalt sandreicher Betone<sup>206</sup> und dem fehlenden Feinanteil des Sands der vorliegenden Mischung (Korngröße 1,0 mm

<sup>203</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>204</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (1998).

<sup>205</sup> CEN - European Committee for Standardization (2013/2016).

<sup>206</sup> Spengler (2006).

– 2,2 mm) liegen diese Werte aber in einem erwartungsgemäßen Bereich.

#### 8.4 Bestimmung der Rohdichte und des Luftporengehalts der erhärteten Probekörper

##### 8.4.1 Methodik zur Bestimmung der Rohdichte

Die Rohdichte der Probekörper wurde durch Abmessen und Wiegen gemäß DIN EN 12390-7:2009<sup>207</sup> bestimmt.

Aufgrund der unterschiedlich starken Durchdringung der Schichten mit Zementleim, abhängig von der Rheologie der Leime, wurde auf eine Tauchwägung zur Bestimmung der Rohdichte verzichtet, da nicht sichergestellt werden kann, wann ein abgeschlossenes Porensystem im Inneren des Probekörpers vorliegt, und somit vorhandene Hohlräume nicht mitbestimmt würden, was zu einer teilweise starken und streuenden Überschätzung der Rohdichte der Probekörper führen könnte. Dies würde folglich zu Fehlern bei der Bestimmung des Luftporengehalts unter Abschnitt 8.4.2 führen. Die Messung der Rohdichte durch Abmessung des Volumens und des Gewichts führt dagegen zu einer leicht unterschätzten Rohdichte durch die herstellungsbedingte raue Oberfläche der SPI-Probekörper. Dies wurde bewusst in Kauf genommen, da dieser Einfluss als systematischer Fehler bei allen SPI-Probekörpern unabhängig von der Rheologie der Leime auftritt.

##### 8.4.2 Methodik zur Bestimmung des Luftporengehalts

Da bei der Herstellung von SPI-Probekörpern keine Bestimmung der Rohdichte bzw. des Luftporengehalts im frischen Zustand möglich ist, muss hier die Berechnung von Hohlräumen durch einen theoretischen Ansatz erfolgen<sup>208</sup>.

Die Rohdichte der erhärteten Probekörper ist ein Maß für den Füllgrad der Hohlräume der gedruckten Probekörper und somit für die Qualität der Durchdringung der einzelnen Schichten mit Zementleim. Modellhaft kann die Herstellung der gedruckten Probekörper mit dem Auffüllen der Hohlräume einer Schüttung von Gesteinskörnung mit Zementleim verglichen werden. Somit kann rechnerisch der maximale Leimanteil  $\Phi_{L,max}$  höchstens gleich dem Hohlraumgehalt der Schüttung sein, siehe Gleichung (74) und Abbildung 117.

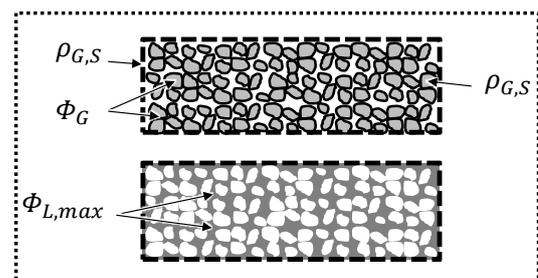


Abbildung 117: Zusammenhang Anteil an Gesteinskörnung und maximaler Leimanteil

$$\Phi_G = \frac{\rho_{G,S}}{\rho_G} \quad (73)$$

$$\Phi_{L,max} = 1 - \Phi_G \quad (74)$$

<sup>207</sup> Deutsches Institut für Normung (2009).

<sup>208</sup> Weger *et al.* (2018b).

Dabei ist  $\Phi_G$  der Anteil an Gesteinskörnung [-],  $\Phi_{L,max}$  der maximale Leimanteil des Probekörpers [-].  $\rho_{G,S}$  die Schüttdichte der Gesteinskörnung [kg/m<sup>3</sup>] und  $\rho_G$  die Rohdichte der Gesteinskörnung [kg/m<sup>3</sup>].

Somit ergibt sich für die Berechnung der Rohdichte des Probekörpers  $\rho_{PK}$  folgender Zusammenhang, siehe Gleichung (75) und Abbildung 118:

$$\rho_{PK} = \rho_G \cdot \Phi_G + \rho_L \cdot (\Phi_{L,max} - \Phi_{LP}) \quad (75)$$

Dabei ist  $\rho_{PK}$  die Rohdichte des Probekörpers [kg/m<sup>3</sup>],  $\rho_L$  die Rohdichte des Leims [kg/m<sup>3</sup>] und  $\Phi_{LP}$  der Gesamtluftporenanteil [-].

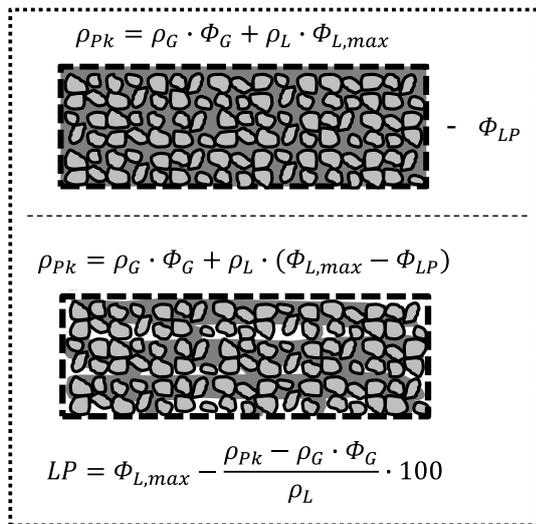


Abbildung 118: Zusammenhang zwischen dem Gehalt der Gesteinskörnung und des Zementleims im Partikelbett zur Berechnung der Rohdichte und des Luftporenanteils

Daraus folgt die Berechnung des Gesamtluftporenanteils  $\Phi_{LP}$  [-] in Gleichung (76) bzw. des Gesamtluftporenanteils LP [Vol.-%] in Gleichung (77) und Abbildung 118.

$$\Phi_{LP} = \Phi_{L,max} - \frac{\rho_{PK} - \rho_G \cdot \Phi_G}{\rho_L} \quad (76)$$

$$LP = \Phi_{L,max} - \frac{\rho_{PK} - \rho_G \cdot \Phi_G}{\rho_L} \cdot 100 \quad (77)$$

Des Weiteren kann der Füllgrad der Hohlräume bzw. der Anteil des Leims in den Hohlräumen  $\Phi_{HR}$  [-] berechnet werden, siehe Gleichung (78), siehe Abbildung 119.

$$\begin{aligned} \Phi_{HR} &= \frac{(\Phi_{L,max} - \Phi_{LP})}{\Phi_{L,max}} \\ &= \frac{\Phi_{L,max} + \frac{\rho_{PK} - \rho_G \cdot \Phi_G}{\rho_L} - \Phi_{L,max}}{\Phi_{L,max}} \quad (78) \\ &= \frac{\frac{\rho_{PK} - \rho_G \cdot \Phi_G}{\rho_L}}{\Phi_{L,max}} \end{aligned}$$

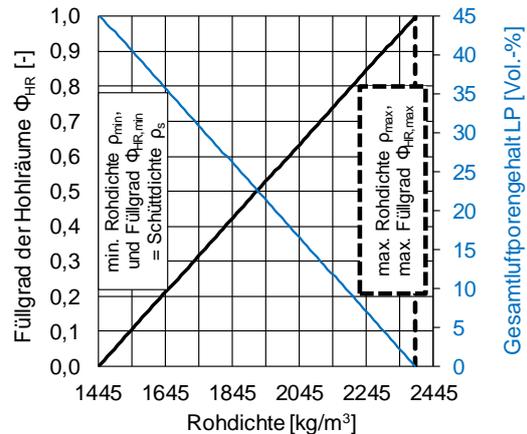


Abbildung 119: Beziehung des Füllgrads der Hohlräume und des Gesamtluftporenanteils mit der Rohdichte

Die maximal erreichbare Rohdichte bei Verwendung der Gesteinskörnung mit  $d_{50} = 1,6$  mm von  $2392 \text{ kg/m}^3$  ergibt sich nach Gleichung (75), wenn für  $\Phi_{LP} = 0$ ,  $\Phi_{L,max} = 0,453$ ,  $\Phi_G = 0,547$ ,  $\rho_L = 2088 \text{ kg/m}^3$  und  $\rho_G = 2643 \text{ kg/m}^3$  eingesetzt wird.

### 8.4.3 Ergebnisse

Die Rohdichten der Festbetonkörper sind zusammenfassend in Tabelle 6 und als Einzelwerte bei der Betrachtung der Festigkeiten in Abbildung 120, Abbildung 121 und Abbildung 125 dargestellt.

Auch bei den Festbeton-Referenzprobekörpern zeigt sich, wie schon in Abschnitt 8.3, der relativ hohe Gesamtluftporengehalt der Proben. Diese spiegeln jedoch sehr gut das Mittel der gedruckten Probekörper (3DP-90° und 3DP-0°) wider, die sich in derselben Größenordnung des Gesamtluftporengehalts bewegen.

Tabelle 6: Rohdichten und berechneter Luftporengehalt der Festbetonprobekörper

Prüfung	Rohdichte	Berechneter Luftporengehalt LP
[-]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]
Referenz zu Festigkeit, XF <sup>+</sup> , XC <sup>+</sup> und RCM	2275 ± 28	5,6 ± 1,3
Festigkeit 3DP-90°	2265 ± 107	6,3 ± 4,8
Festigkeit 3DP-0°	2258 ± 59	6,4 ± 2,8
XF, XC, RCM 3DP-90°	2313 ± 49	4,0 ± 1,8
XF, XC, RCM 3DP-0°	2275 ± 47	5,6 ± 2,2

### 8.5 Bestimmung der Druckfestigkeit und Biegezugfestigkeit geschalteter Referenzprobekörper in Abhängigkeit der Rohdichte

#### 8.5.1 Methodik

Es wurden konventionell geschaltete Würfel mit 100 mm sowie 150 mm Kantenlänge hergestellt und gemäß DIN EN 12390-3:2009-07<sup>209</sup> geprüft. Ergänzend wurden Prismen (40 × 40 × 160 mm<sup>3</sup>) zur Ermittlung der Druckfestigkeit und Biegezugfestigkeit nach DIN EN 196-1:2016-11<sup>210</sup> produziert.

Nach der Herstellung wurden die Probekörper 1 d in der Schalung belassen und anschließend bis zum Tag der Prüfung nach 7 d bzw. 28 d bei 20°C und 65% r.F. abweichend von der Norm ohne weitere Nachbehandlung gelagert, um eine möglichst praxisnahe Situation der Festigkeitsentwicklung zu generieren.

#### 8.5.2 Ergebnisse

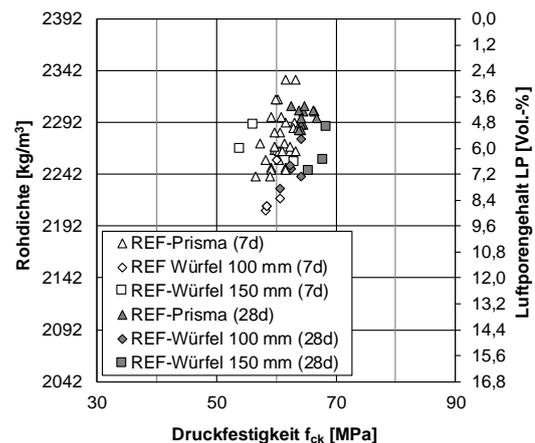


Abbildung 120: Druckfestigkeit der geschalteten Referenzprobekörper

<sup>209</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2009).

<sup>210</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2016).

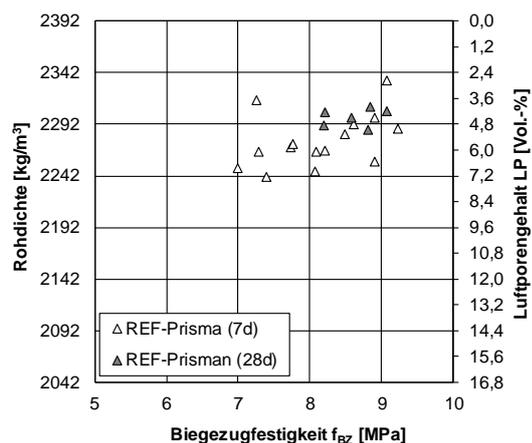


Abbildung 121: Biegezugfestigkeit der geschalteten Referenzprobekörper

Abbildung 120 zeigt die Druckfestigkeiten erzeugt mit Würfeln mit einer Kantenlänge von 100 mm und 150 mm sowie die Druckfestigkeit der Prismenhälften aus der Bestimmung der Biegezugfähigkeit, dargestellt in Abbildung 121. Dabei ist in Abbildung 120 kein ausgeprägter Einfluss der Art des Prüfkörpers zu erkennen. Da das Größtkorn mit 2,2 mm um mehr als das Zehnfache kleiner als die Abmessung der kleinsten Kantenlänge der Prüffläche (Prisma = 40 mm) ist, war dies auch zu erwarten. Die Referenzprüfkörper erreichen eine Druckfestigkeit von  $60,2 \pm 2,1$  MPa nach 7 d und  $64,5 \pm 1,9$  MPa nach 28 d. Die nur leichte Steigerung der Druckfestigkeit zwischen 7 d und 28 d ist ein für einen CEM I 42,5 R typisches Verhalten<sup>211</sup>.

Bei Betrachtung von Abbildung 121 erreicht das Material eine Biegezugfestigkeit von  $8,1 \pm 0,7$  MPa nach 7 d und  $8,6 \pm 0,3$  MPa nach 28 d. Auch hier zeigt

das Material keinen nennenswerten Festigkeitszugewinn zwischen 7 d und 28 d. Hervorzuheben sind die recht hohen Werte der Biegezugfestigkeit (13,5% der Druckfestigkeit) ohne den Einsatz von Bewehrung. Jedoch ist bei der Biegezugfestigkeit eine leichte Abhängigkeit von der Rohdichte zu erkennen.

## 8.6 Bestimmung der richtungsabhängigen Druckfestigkeit mittels SPI gedruckter Probekörper in Abhängigkeit der Rohdichte

### 8.6.1 Methodik

Die Druckfestigkeit wurde gemäß DIN EN 12390-3:2009-07<sup>212</sup> bestimmt. Dafür wurden Würfel mit einer Kantenlänge von 100 mm mittels SPI hergestellt und in 0° bzw. 90° geprüft.

Nach Herstellung wurden die Probekörper 1 d im Partikelbett belassen und anschließend bis zum Tag der Prüfung nach 7 d bzw. 28 d bei 20°C und 65% r.F. abweichend von der Norm ohne weitere Nachbehandlung gelagert, um eine möglichst praxisnahe Situation der Festigkeitsentwicklung abzubilden. Die SPI-Probekörper wurden mit einem Maß von  $100 \times 100 \times 120$  mm<sup>3</sup> abhängig von der Belastungsfläche hergestellt, auf das Maß von 100 mm Kantenlänge nass zu recht gesägt und die Prüffläche geschliffen, um eine möglichst störungsfreie und planparallele Prüffläche zu gewährleisten.

<sup>211</sup> Neroth and Vollenschaar (2011).

<sup>212</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2009).

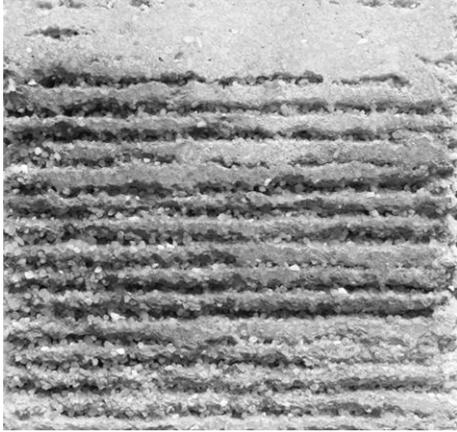


Abbildung 122: Gedruckter und zugeschnittener Würfel mit 100 mm Kantenlänge mit niedrigem Füllgrad der Poren bzw. hohem Luftporengehalt  $LP > 10 \text{ Vol.}\%$

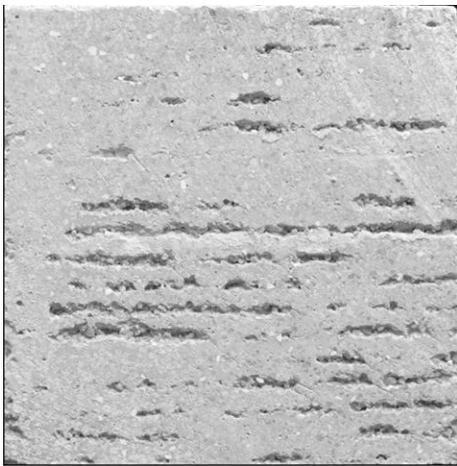


Abbildung 123: Gedruckter und zugeschnittener Würfel mit 100 mm Kantenlänge mit mittlerem Füllgrad der Poren bzw. mittlerem Luftporengehalt  $LP \sim 5 - 10 \text{ Vol.}\%$



Abbildung 124: Gedruckter und zugeschnittener Würfel mit 100 mm Kantenlänge mit mittlerem Füllgrad der Poren bzw. niedrigem Luftporengehalt  $LP < 5 \text{ Vol.}\%$

Die Variation des Anteils der gefüllten Hohlräume erfolgte maschinengesteuert über die Auftragsmenge des Zementleims pro Schicht, siehe Abbildung 122 bis Abbildung 124.

### 8.6.2 Ergebnisse

Abbildung 125 zeigt die Druckfestigkeit mittels SPI gedruckter Probekörper nach 7 d im Vergleich mit den Ergebnissen der Referenzprobekörper nach 7 d und 28 d in Abhängigkeit der Rohdichte bzw. des Gesamtluftporengehalts  $LP$ . Aufgrund der Ergebnisse in Abbildung 120 werden alle Probekörpergrößen der Übersicht halber gemeinsam dargestellt.

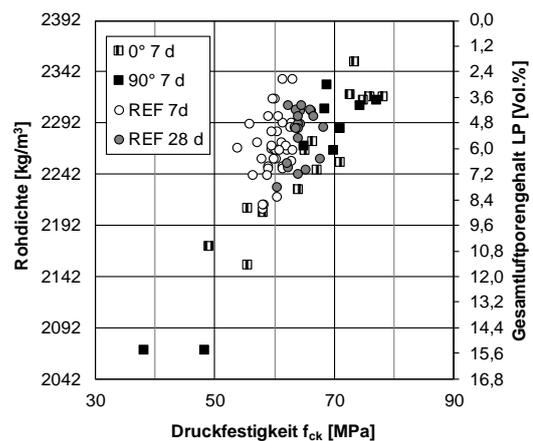


Abbildung 125: Druckfestigkeit mittels SPI hergestellter Probekörper im Vergleich zu den Referenzprüfkörpern

Dabei steigt die Druckfestigkeit, wie zu erwarten, mit der Rohdichte bzw. dem sinkendem Gesamtluftporengehalt. Die SPI-Probekörper erreichen sogar höhere Druckfestigkeiten bei gleicher Rohdichte bzw. Gesamtluftporengehalt. Dies kann mit der unterschiedlichen Herstellweise erklärt werden. Aufgrund des Mischpro-

zesses bei der Herstellung der Referenzprobekörper befindet sich zunächst zwischen annähernd allen Partikeln eine Zementleimschicht. Diese wird erst durch das Rütteln in die Zwischenräume zwischen den Partikeln verdrängt und es entsteht vermutlich nur ein unvollständiges Korngerüst. Dagegen besteht beim SPI Herstellungsprozess verfahrensbedingt ein direkter Kornkontakt und daher ein Korngerüst, bevor der Zementleim zwischen die Hohlräume dringt und das Korngerüst verfestigt. Daher kann das direkt in Kontakt stehende Korngerüst der SPI-Körper bereits bei geringeren Füllgraden der Poren im Partikelbett gleich große oder größere Lasten übertragen, da der Zementleim eine untergeordnete Rolle in der Kraftübertragung spielt. Dies zeigt sich auch darin, dass die 7 d Werte der SPI-Probekörper bereits die gleich große bzw. größere Festigkeiten wie die 28 d-Werte der Referenzprobekörper zeigen.

Des Weiteren ist zu sehen, dass die Prüfrichtung  $0^\circ$  oder  $90^\circ$  selbst bei kleineren Füllgraden der Hohlräume (siehe Abbildung 122 bis Abbildung 124) keinen Einfluss auf die Druckfestigkeit zu haben scheint. Dies lässt sich wiederum über die Theorie der Kraftübertragung über das Korngerüst erklären, in dem der Zementleim hauptsächlich zur Stabilisierung des Korngerüsts dient, sobald die

Schichten vollkommen durchdrungen werden (Eindringtiefe  $e \geq$  der Schichtdicke  $h_{lay}$ ) und ein vollkommener Schichtenverbund vorliegt.

Dabei erreichen die Probekörper Festigkeiten zwischen 68 MPa und 78 MPa bei einem Gesamtporengehalt von 2 – 7%, siehe dazu auch<sup>213</sup>. Somit werden bei vergleichbarer Rohdichte ( $2100 \text{ kg/m}^3$ ) in dieser Dissertation höhere Druckfestigkeiten als auf den D-Shape Druckern (37,3 MPa senkrecht zu den Schichten,  $90^\circ$  und 33,8 MPa parallel zu den Schichten,  $0^\circ$ ) erreicht<sup>214</sup>.

Aufgrund der vergleichbaren Ergebnisse der Referenz- und der SPI-3DP Druckprobekörper wurde aufgrund der noch nicht vollständigen Automation des 3D Druckers im Rahmen dieser Dissertation auf die Bestimmung der Biegezugfestigkeit verzichtet. Diese sollte jedoch in zukünftigen Versuchsreihen in größeren Stückzahlen verifiziert werden.

## **8.7 Bestimmung der Frost-Tausalz-Beständigkeit**

### **8.7.1 Methodik der CIF und CDF Tests**

Der Frostwiderstand wurde gemäß DIN CEN/TS 12390-9:2017-05 (DIN SPEC 91167)<sup>215</sup> mit (CDF) und ohne (CIF) Tausalz an konventionell geschalteten und mittels SPI hergestellten Probekörpern in  $0^\circ$  und  $90^\circ$  Richtung geprüft.

---

<sup>213</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>214</sup> Dini Engineering (2019).

<sup>215</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2017b).

Die Herstellung der konventionell geschalteten Prüfkörper erfolgte gemäß Norm in Würfelschalungen mit 150 mm Kantenlänge und an Teflon geschalteten Prüfflächen. Für die Herstellung der SPI-Probekörper wurden Prüfkörper mit dem Maßen 160 x 160 x 70 mm<sup>3</sup> gedruckt. Anschließend wurden die Probekörper auf eine Prüffläche von 150 x 110 mm<sup>2</sup> nass zurechtgesägt, um ein Abdichten durch das Teflonband zu ermöglichen, siehe Abbildung 126.



Abbildung 126: Zurechtgesägter 3DP-90° Probekörper für CIF / CDF Test. Die Oberseite zeigt die unbehandelte Prüffläche

Die durch Frost belastete Prüffläche der SPI-Probekörper entsprach der unbehandelten Oberfläche, wie sie durch das Herstellungsverfahren entsteht. Die konventionell hergestellten Probekörper verblieben nach der Herstellung 1 d in der Schalung bzw. die SPI-Probekörper 1 d im Sandbett. Danach wurden die Probekörper bis zum 7. d unter Wasser und anschließend bis zum 28. d bei 20°C und

65% r.F gelagert. Darauf folgten 7 d kapillares Saugen, bevor die Probekörper für 56 Frost-Tau-Wechsel (28 d) geprüft wurden.

Die äußere Schädigung wurde durch die kumulierte Abwitterung über den Prüfzeitraum in g/cm<sup>2</sup> und die innere Schädigung über die Abnahme der Ultraschalllaufzeit gemäß Norm bestimmt und gemäß BAW Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB)<sup>216</sup> ausgewertet.

### 8.7.2 Ergebnisse der CIF Prüfung

Abbildung 127 zeigt die kumulierte Abwitterung in g/m<sup>2</sup> über die Anzahl der Frost-Tau-Wechsel (FTW). Abbildung 128 stellt die Entwicklung der inneren Schädigung mittels des gemessenen dynamischen E-Moduls über die Anzahl der FTW dar.

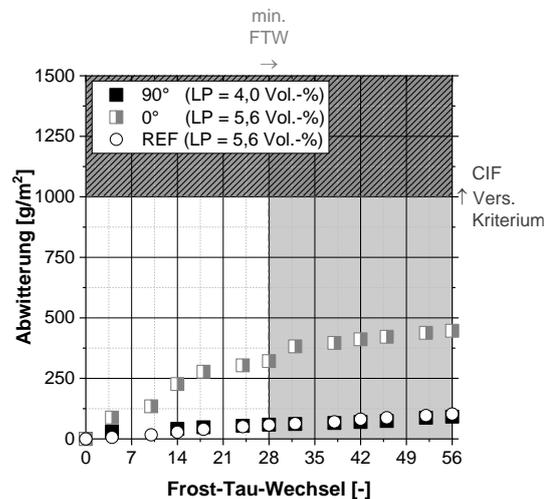


Abbildung 127: CIF: Gemittelte Abwitterung über die Anzahl der Frost-Tau-Wechsel (FTW)

<sup>216</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).

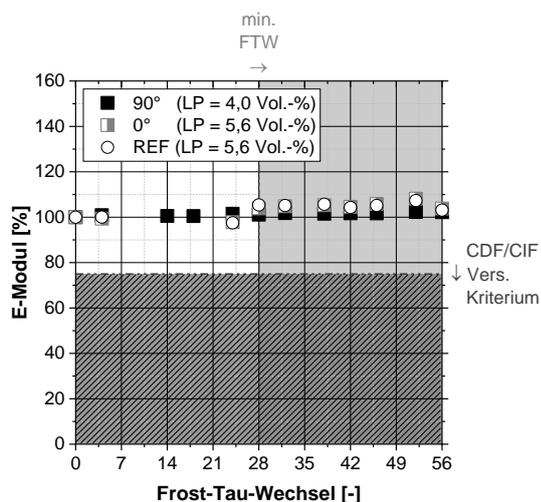


Abbildung 128: CIF: Gemittelte Entwicklung des relativen dynamischen E-Moduls über die Anzahl der Frost-Tau-Wechsel (FTW)

Eine ausführliche Auflistung der Ergebnisse zu den CIF Prüfungen sind in Anhang A10, Anhang A12 und Anhang A14 zu finden.

Zu erkennen ist, dass die senkrecht zur Druckschicht belasteten gedruckten Probekörper sowie die Referenzprobekörper nur äußerst geringe Abwitterungen nach 56 Tagen von unter  $125 \text{ g/m}^2$  zeigen. Die parallel zu den Druckschichten beaufschlagten Proben weisen nach dem Prüfzeitraum etwas höhere Abwitterungen von bis zu  $450 \text{ g/m}^2$  auf. Beide bleiben damit deutlich unter dem geforderten Abnahmekriterium von  $\leq 1000 \text{ g/m}^2$  nach 28 FTW nach BAW-Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB)<sup>217</sup>.

Die für den CIF-Test maßgebende Messung des relativen dynamischen E-Mod-

duls zeigt bei keiner der Serien eine innere Schädigung (rel. dyn. E-Modul  $\geq 75 \%$ ) nach 28 FTW und sogar nach 56 FTW nach BAW-Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB)<sup>218</sup>.

Auffällig sind die fehlenden Messpunkte der Referenzprobekörper und der parallel-Probekörper an drei Messtagen. Diese sind auf einen Defekt des Messgerätes zurückzuführen und mussten verworfen werden. Auch sind die Schwankungen der Messpunkte und die Zunahme der Werte auf teilweise bis zu 108 % ungewöhnlich. Auch dies ist vermutlich im Wechsel des Messgerätes während der Versuchsreihe begründet.

Diese guten Ergebnisse können vermutlich auf den niedrigen w/z-Wert von 0,3 und den Gesamtluftporengehalt LP der Probekörper von 4,0 Vol.-% bis 5,6 Vol.-% zurückgeführt werden, da für die Expositionsklassen XF2, XF3 und XF4 nach EN 206:2013+A1:2016<sup>219</sup> ein w/z-Wert von 0,55, 0,50 bzw. 0,45 und ein Mindestluftporengehalt von 4,0 Vol.-% gefordert wird. Auch zeigen hier die Probekörper kein auffälliges anisotropes Verhalten. Die Abweichung der Parallel-Probekörper bei der Abwitterung kann vernachlässigt werden, da diese innerhalb des Variationskoeffizienten des

<sup>217</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).

<sup>218</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).

<sup>219</sup> CEN - European Committee for Standardization (2013/2016).

Messverfahrens von  $v = 32 \%$  im Abwitterungsbereich 0 bis  $500 \text{ g/m}^2$  nach BAW-Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB)<sup>220</sup> liegt. Zusätzlich konnten je gedruckter Serie, bedingt durch die Beschränkung im Bauraum, nur zwei Einzelproben geprüft werden. Um belastbarere Aussagen treffen zu können, sollten weitere Probekörperserien geprüft werden.<sup>221</sup>

### 8.7.3 Ergebnisse der CDF Prüfung

Abbildung 129 und Abbildung 130 zeigen die Ergebnisse der CDF-Versuche. In Abbildung 129 sind die Abwitterungen und in Abbildung 130 die Entwicklung des E-Moduls als Maß für die innere Schädigung in Abhängigkeit der Anzahl der Frost-Tau-Wechsel dargestellt.

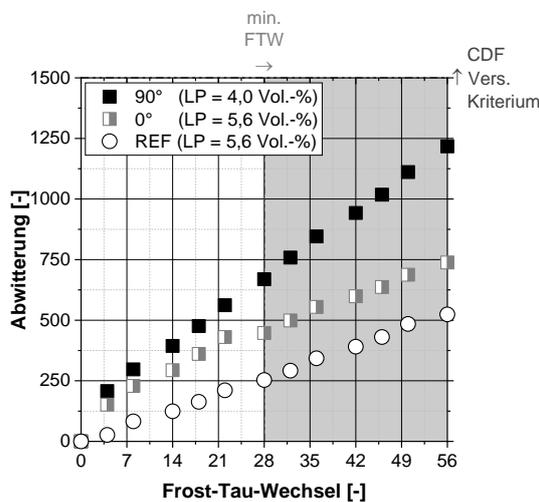


Abbildung 129: CDF: Gemittelte Abwitterung über die Anzahl der Frost-Tau-Wechsel (FTW)

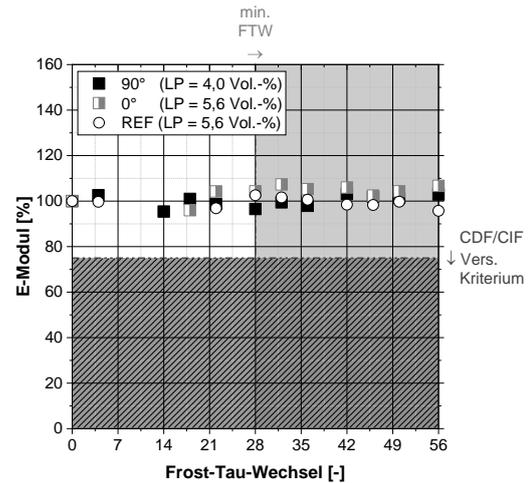


Abbildung 130: CDF: Gemittelte Entwicklung des E-Moduls über die Anzahl der Frost-Tau-Wechsel (FTW)

Die ausführlichen Daten zu den CDF Prüfungen können Anhang A11, Anhang A13 und Anhang A15 entnommen werden.

Auch hier bleiben die Abwitterungen der einzelnen Serien unterhalb des von der BAW<sup>222</sup> geforderten Grenzwerts von  $1500 \text{ g/m}^2$  sowohl nach 28 FTW als auch nach 56 FTW. Dabei sind die Abwitterungen nach 28 FTW mit  $670 \text{ g/m}^2$  bei der senkrecht beaufschlagten Prüffläche der gedruckten Probekörper am höchsten (schwarze Quadrate), siehe Abbildung 129, Abbildung 131 und Abbildung 132.

<sup>220</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).

<sup>221</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>222</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).



Abbildung 131: Prüffläche eines mittels 3DP-90° hergestellten CDF Probekörpers vor Frosteinwirkung



Abbildung 132: Prüffläche eines mittels 3DP-90° hergestellten CDF Probekörpers nach 28 FTW

Gleichzeitig weisen die Referenzprobekörper (weiße Kreise) mit  $255 \text{ g/m}^2$  nach 28 FTW wieder die geringsten Abwitterungen auf. Dies kehrt den Trend zur Abwitterung bei der CIF-Prüfung um, bei der die parallel zu den Druckschichten beaufschlagten Probekörper höhere Abwitterungen als die senkrecht beaufschlagten Probekörper zeigten (siehe Abbildung 127). Allerdings liegen auch hier die Messungenauigkeiten innerhalb des Variationskoeffizienten von  $v = 17,5 \%$  nach BAW-Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB)<sup>223</sup>. Somit kann wiederum keine

---

<sup>223</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).

<sup>224</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012b).

Aussage über eine echte Anisotropie der Ergebnisse gemacht werden.

Auch die CDF-Serien der Parallel- und Referenzprobekörper waren vom Ausfall des Messsystems betroffen und zeigen die gleichen fehlenden Messpunkte sowie auffälligen Schwankungen wie die betroffenen CIF-Probekörper in Abschnitt 8.7.2.

Aber auch hier lässt sich festhalten, dass alle Probekörper weit über dem geforderten Abnahmekriterium für den relativen dyn. E-Modul nach BAW-Merkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB)<sup>224</sup> von 75 % bleiben und somit als Frost-Tausalz-beständig gelten. Begründet werden kann dies wie schon in 8.7.2 mit dem geringen w/z-Wert von 0,3 und dem Gesamtluftporengehalt LP von 4,0 Vol.-% bis 5,6 Vol.-%.<sup>225</sup>

## 8.8 Bestimmung des Karbonatisierungswiderstands

### 8.8.1 Methodik

Die Messung des Karbonatisierungswiderstands erfolgte in Anlehnung an die DIN CEN/TS 12390-10:2007<sup>226</sup> bei 20°C und 65% r.F. unter atmosphärischem CO<sub>2</sub>-Gehalt und unter einem erhöhten CO<sub>2</sub>-Gehalt von 2%. Dazu wurden Probekörper sowohl konventionell geschalt ( $100 \times 100 \times 400 \text{ mm}^3$ ) als auch

<sup>225</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>226</sup> DIN Deutsches Institut für Normung e.V. (2007b).

mittels SPI ( $100 \times 100 \times 200 \text{ mm}^3$ ) hergestellt. Die Probekörper wurden jeweils 1 d in der Schalung belassen bzw. nach 1 d aus dem Sandbett ausgegraben und anschließend bis zum 7. d unter Wasser gelagert. Anschließend erfolgte eine Lagerung bei  $20^\circ\text{C}$  und 65% r.F. Die konventionell gelagerten Probekörper verblieben bis zum Tag der Prüfung (Alter 182 d) in diesem Klima.

Um das langwierige Testprozedere zur Messung des Karbonatisierungswiderstands zu beschleunigen, ist aktueller Gegenstand der Forschung, durch eine Erhöhung der  $\text{CO}_2$ -Konzentration schnellere Testergebnisse zu erzielen, siehe u.a. Bier, Castellote et al. und Thiel et al.<sup>227</sup>.

Daher wurde eine weitere Serie an Probekörpern nach 28 d unter erhöhter  $\text{CO}_2$ -Beaufschlagung von 2% unter atmosphärischem Druck für weitere 28 d gelagert und anschließend geprüft (alter 56 d), um eine Beschleunigung der Karbonatisierungsreaktion zu erreichen<sup>228</sup>. Bei Anwendung dieser Methode muss jedoch beachtet werden, dass der erhöhte  $\text{CO}_2$ -Gehalt auch einen erhöhten Feuchtegehalt hinter der Karbonatisierungsfront verursacht, bzw. ein schneller expandierender Stoffraum zu einer Einkapselung von Portlandit führt, was zu einer Überschät-

zung des Karbonatisierungswiderstands führen kann. Dies kann durch die Beaufschlagung der Probe mit einem erhöhten Druck überwunden werden. Dies ist jedoch noch im Fokus laufender Forschung und daher nicht abschließend geklärt<sup>229</sup>.

Die Probekörper wurden am Prüftag gespalten, die gespaltenen Flächen mit Phenolphthaleinlösung besprüht und die Karbonatisierungstiefe auf 0,1 mm genau gemessen.

### 8.8.2 Ergebnisse

Wie Tabelle 7 zeigt, wiesen weder die natürlich karbonatisierten Proben nach 182 d noch die unter erhöhter  $\text{CO}_2$ -Beaufschlagung gelagerten Probekörper nach 56 d (28 d Beaufschlagung) eine erkennbare Karbonatisierung<sup>230</sup> auf, siehe Abbildung 133 und Abbildung 134.



Abbildung 133: Karbonatisierungsprüfung: Detail eines 3DP Probekörpers nach 28 d Lagerung in 2 Vol.-%  $\text{CO}_2$ , Bruchfläche besprüht mit Phenolphthalein

<sup>227</sup> Bier (1986); Castellote et al. (2009), Thiel et al. (2014, 2016), Thiel et al. (2018).

<sup>228</sup> Bier (1986); Thiel et al. (2016).

<sup>229</sup> Thiel et al. (2014); Thiel et al. (2018).

<sup>230</sup> Weger et al. (2018b).



Abbildung 134: Karbonatisierungsprüfung: Referenzprobekörper nach 182 d, Bruchfläche besprüht mit Phenolphthalein

Tabelle 7: Karbonatisierungstiefen, 3DP = 3D-gedruckt, REF = geschalt, atm = atmosphärisch<sup>231</sup>

Herstellungstyp	Prüfrichtung	Karbonatisierungstiefe bei	
		atm Vol.-% CO <sub>2</sub> (182 d*)	2 Vol.-% CO <sub>2</sub> (28 d*)
[-]	[-]	[mm]	[mm]
3DP	90°	alle Serien 0,0 → keine Karbonatisierung	
3DP	0°		
REF	-		

\* Expositionsdauer

Dies kann mit dem hohen Calciumhydroxid (CH) Gehalt aufgrund des Zementtyps (CEM I 42,5R) sowie dem dichten Porengefüge aufgrund des w/z-Werts von 0,3 begründet werden, die somit den Karbonatisierungsfortschritt mindern. Zusätzlich muss die durch die

erhöhte CO<sub>2</sub>-Konzentration vermutlich verminderte Karbonatisierungstiefe in Betracht gezogen werden<sup>232</sup>.

Diese ersten Untersuchungen zum Karbonatisierungswiderstand der Probekörper zeigen, dass diese vermutlich im Außenbereich mit einer Expositionsklasse XC4 eingesetzt werden können. Mithilfe des BAW Merkblatts<sup>233</sup> kann die Karbonatisierungstiefe z.B. für eine geplante Nutzungsdauer des Bauwerks berechnet und so bei Kenntnis des Standortes die Mindestbetondeckung bei Verwendung einer Stahlbewehrung ermittelt werden.

Jedoch müssen aufgrund der noch kurzen Beobachtungsdauer von 182 d (empfohlene Beobachtungsdauer nach DIN CEN/TS 12390-10:2007-12 182 d – 730 d) unter atmosphärischen Bedingungen und der kleinen Probenanzahl noch weitere Untersuchungen durchgeführt werden.

## 8.9 Bestimmung des Chlorideindringwiderstands (RCM)

### 8.9.1 Methodik

Der Chlorideindringwiderstand ( $D_{RCM}$ ) [ $10^{-12}$  m<sup>2</sup>/s] wurde in Anlehnung an das BAW Merkblatt Dauerhaftigkeitsbemessung und -bewertung von Stahlbetonbauwerken bei Carbonatisierung und Chlorideinwirkung (MDCC) nach 2012<sup>234</sup> bzw. 2017<sup>235</sup> geprüft.

<sup>231</sup> Weger *et al.* (2018b).

<sup>232</sup> Bier (1986); Thiel *et al.* (2014).

<sup>233</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2017).

<sup>234</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012a).

<sup>235</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2017).

Bei diesem Prüfverfahren werden Betonscheiben mit einem Durchmesser von 100 mm und einer Höhe von 50 mm in eine Migrationszelle eingebaut und in einem Alter von 28 d (für schnell erhärtende Betone) bzw. 56 d von unten mit einer 10 %-igen NaCl Lösung sowie zur Beschleunigung des Ionentransports mit einer Spannung beaufschlagt. Nach der Prüfung wird der Probekörper gespalten sowie mit Silbernitratlösung und Kaliumdichromatlösung besprüht.



Abbildung 135: Mittels SPI (90°) hergestellte RCM Probekörper

Die mit Chlorid beaufschlagten Stellen zeigen eine deutlich hellere Färbung und die Eindringtiefe wird mit einem Messschieber bestimmt, siehe Abbildung 135.

Daraus wird der Chloridmigrationskoeffizient  $D_{RCM}$  [ $10^{-12}$  m<sup>2</sup>/s] errechnet.

Dafür wurden Probekörper mit den Abmessungen  $120 \times 120 \times 70$  mm<sup>3</sup> parallel und senkrecht zu den Schichten im Partikelbett hergestellt. Daraus wurden Scheiben mit 50 mm Höhe herausgesägt und 100 mm Durchmesser herausgebohrt. Da es sich um einen schnell erhärtenden Zement handelt, wurde die Prüfung der SPI Probekörper nach 28 d durchgeführt.

Die Referenzprobekörper wurden aus Würfeln mit 150 mm Kantenlänge gewonnen. Dazu wurden Zylinder mit einem Durchmesser von 100 mm herausgebohrt. Von diesem Zylinder werden zunächst 10 mm von der Einfüllseite abgeschnitten und der folgende Abschnitt (50 mm) als 28 d RCM-Probekörper verwendet. Der nächste 50 mm Abschnitt wurde nach 56 d geprüft.

Alle Probekörper lagerten 1 d nach Herstellung im Partikelbett bzw. der Schalung und danach bis zum 28. d bzw. 56 d unter Wasser. Eine Woche vor der Prüfung wurden die Zylinder für die Prüfung zurechtgeschnitten und am Tag der Prüfung versiegelt.

## 8.9.2 Ergebnisse

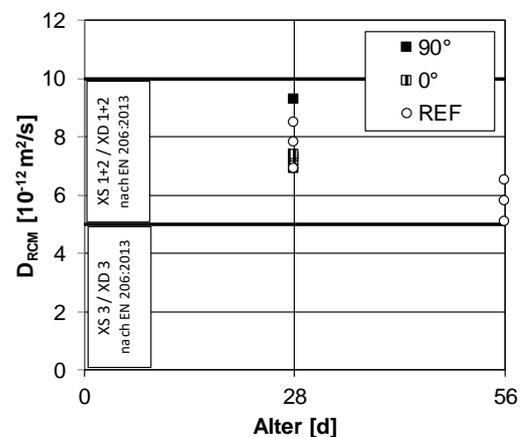


Abbildung 136: Chloridmigrationskoeffizient nach 28 d und 56 d (90° = SPI Probekörper beaufschlagt senkrecht zur Probekörperschichtung, 0° = SPI Probekörper beaufschlagt parallel zur Probekörperschichtung, REF = geschaltete Referenzprobekörper)

Abbildung 136 zeigt den Chloridmigrationskoeffizient, bestimmt und bewertet nach BAW Merkblatt Dauerhaftigkeitsbewertung und -bewertung von Stahlbetonbauwerken bei Carbonatisierung und

Chlorideinwirkung (MDCC) von 2012<sup>236</sup> bzw. 2017<sup>237</sup> nach 28 d und 56 d. Die Zahlenwerte der Ergebnisse sind Anhang A16 zu entnehmen. Die SPI Probekörper und die geschalteten Referenzprobekörper zeigen nach 28 d ähnliche Ergebnisse und erfüllen nach BAW Merkblatt Dauerhaftigkeitsbemessung und -bewertung von Stahlbetonbauwerken bei Carbonatisierung und Chlorideinwirkung (MDCC) von 2012<sup>238</sup> die Expositionsklasse XS2 und XD2 nach EN 206:2013+A1:2016<sup>239</sup>. Des Weiteren scheinen die Probekörper ein isotropes, schichtenunabhängiges Verhalten zu zeigen. Die Referenzprüfkörper erfüllen nach 56 d sogar fast die Anforderungen für die Expositionsklasse XS3 und XD3. Da das Ausgangsmaterial der Referenz- sowie der SPI Probekörper gleich ist, kann davon ausgegangen werden, dass die SPI-Probekörper ähnlich Ergebnisse gezeigt hätten.

In der Literatur lassen sich für Mörtel oder Betone mit einem w/z-Wert von 0,3 aus CEM I nach aktuellem Kenntnisstand des Autors und auch nach Rahimi<sup>240</sup> keine  $D_{RCM}$ -Vergleichswerte finden. Jedoch wurde für einen w/z-Wert von 0,4 und einen CEM I in Krishnakumar et al.<sup>241</sup> ein  $D_{RCM}$  von  $\sim 9,2 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$  und für einen CEM I 42,5 R bei Gehlen<sup>242</sup> ein  $D_{RCM} =$

$8,9 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$  ermittelt. Aus diesem beiden Quellen ist ferner ersichtlich, dass der  $D_{RCM}$  aufgrund des feiner werdenden Porengefüges mit fallendem w/z-Wert kleiner wird, was somit die kleineren  $D_{RCM}$ -Werte zwischen im Mittel  $7,8 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$  und  $8,1 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$  in Abbildung 136 bestätigt.

Jedoch muss beachtet werden, dass je Serie nur drei Probekörper untersucht wurden. In Zukunft müssen noch weitere Untersuchungen des  $D_{RCM}$  durchgeführt werden, um aussagekräftigere Prognosen abgeben zu können.

#### 8.10 Fazit der Festbetonuntersuchungen

Die Ergebnisse zeigen, dass Objekte, die mit dem additiven Fertigungsverfahren der selektiven Zementleim-Intrusion (SPI) und mit Leimen hergestellt wurden, die einen w/z-Wert von 0,3 aufwiesen, mit hohen Füllgraden **Festigkeiten von bis zu 78 MPa nach 7 d** erreichen können. **Ein anisotropes Verhalten der Probekörper konnte nicht festgestellt werden.** Lediglich besteht der auch aus dem geschalteten Betonbau bekannte Zusammenhang zwischen der Rohdichte und der Festigkeit des Materials. Da die Rohdichte direkt mit dem Hohlraumge-

---

<sup>236</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2012a).

<sup>237</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2017).

<sup>238</sup> Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) (2017).

<sup>239</sup> CEN - European Committee for Standardization (2013/2016).

<sup>240</sup> Rahimi (2016).

<sup>241</sup> Krishnakumar et al. (2014).

<sup>242</sup> Gehlen (2000).

halt der Objekte korreliert, ist es sehr bedeutsam, eine möglichst vollständige Hohlraumfüllung zwischen den Gesteinskörnungen im Druckprozess anzustreben. Dies ist durch die geeignete Wahl an Prozessparametern des Druckers und einer ausreichenden Fließfähigkeit (Rheologie) der Leime zu erreichen. Hierzu müssen zukünftig weitere Versuche mit gezielt variierten Rheologie- und Prozessparametern wie Füllmustern oder Düsenformen durchgeführt werden.

Gleichzeitig konnte eine **ausreichende Dauerhaftigkeit** gegenüber Frost-/Frost-Tausalz-Angriffen (XF3 und XF4) und Karbonatisierung (XC4) festgestellt werden. Unter der Einschränkung, dass der Prüfumfang gering war, ist auch hier kein anisotropes Verhalten nachweisbar. Jedoch kann im Falle der CIF/CDF-Prüfungen aufgrund der kleinen Anzahl an geprüften Probekörpern noch keine belastbare Aussage getroffen werden. Hierzu müssen noch weitere Versuche mit variierendem Hohlraumgehalt durchgeführt werden.

Abschließend konnte bei der Ermittlung des Chloridmigrationskoeffizienten ein isotropes Verhalten und ein möglicher Einsatz in den Expositionsklassen XS1+2 und XD1+2 gezeigt werden.

Somit können mittels SPI hergestellte Strukturen für tragende (und stahlbewehrte) **Bauteile im Außenbereich** eingesetzt werden.

## 9 Zusammenfassung

In Zeiten aufkommender **Ressourcenknappheit** an geeigneten Sanden für die Betonproduktion und aufgrund des **hohen Energiebedarfs sowie CO<sub>2</sub>-Ausstoßes** der Zementproduktion bzw. der Bauindustrie kann durch die Anwendung **formoptimierter Konstruktionsprinzipien** (form follows force) ein hohes Maß an Einsparung von Baumaterial erreicht werden (40 – 70 Vol.%).

Diese neuartigen Produktionsprinzipien resultieren jedoch meist in **komplexen Geometrien**, die mit konventionellen Bautechniken wie Stellung und Auffüllung von Schalung mit Beton nur schwer oder gar nicht realisierbar sind.

**Die Selective Paste Intrusion – SPI könnte dagegen zur Umsetzung ein geeignetes Verfahren sein.**

Bei der SPI werden Schichten von Gesteinskörnung ausgebracht, die mit sehr fließfähigen Zementleimen gebunden werden. Die SPI weist dabei mit Schichtstärken von 3±2 mm für den Bau ausreichend feine Oberflächenauflösungen auf.

---

Bei der Anwendung der SPI ergeben sich folgende **Herausforderungen**, die in dieser Dissertation thematisiert wurden:

- Festigkeit und Dauerhaftigkeit:  
Hohe Fließfähigkeit der Leime, völlige Durchdringung der Partikelschichten
- Formtreue:

Beeinflussung durch mittleren und maximalen Korndurchmesser des Partikelbetts, Optimum aus Rheologie und Fließwiderstand des Partikelbetts nötig

- Verarbeitungseigenschaften des Leims:  
Mischungsstabilität (Gefahr des Blutens), gleichmäßige Verarbeitbarkeit (≤ 3h), danach jedoch schnelles Erstarren gewünscht
- „Trial and Error“ basierte Erfolgskontrolle über genügende Eindringtiefe des Zementleims:  
vor allem bei Großgeräten unwirtschaftlich aufgrund hohen Zeit- und Materialbedarfs

---

Um diese Problemstellungen zu lösen, wurde zunächst in **Abschnitt 2** der **Stand der Technik Additiver Fertigungsverfahren** dargestellt. Besonderer Fokus lag dabei auf den für die Produktion von Betonbauteilen geeigneten Methoden. Hierbei zeigte sich, dass im Vergleich zu anderen Additiven Fertigungsverfahren die SPI die **Vorteile** ablengender und selektiv bindender Verfahren kombiniert:

- hohe Festigkeit
  - hohe Dauerhaftigkeit
  - Anwendbarkeit für Außenbauteile
  - bei größtmöglicher Bauteilkomplexität
-

In **Abschnitt 3** wurde anschließend auf die **Zementleime** und die Herausforderungen bezüglich der **Mischungsstabilität, der Verarbeitungsdauer und Erstarrungszeit** eingegangen sowie die **rheologischen Eigenschaften** der geeigneten Leime bestimmt. Dabei konnten folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Zementleime mit einem **w/z-Wert zwischen 0,3 und 0,4** einem **Ausbreitfließmaß von 250 mm bis 400 mm** waren ausreichend stabil.
- Zementleime mit einem w/z-Wert von 0,3 und einem Ausbreitfließmaß (AFM) von 400 mm zeigten **gleichbleibende rheologischen Eigenschaften über einen Zeitraum von bis zu 180 min.**
- Der **Erstarrungszeitraum** bewegte sich zwischen 630 min (Beginn) und 790 min (Ende) (Leim: w/z-Wert 0,3 / AFM = 400 mm).
- Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass der **Erstarrungsbeginn** mittels geeigneter Additive um **40% nach vorne** verlegt und der Zeitraum bis zum **Erstarrungsende auf 60 min verringert** werden kann (Leim: w/z-Wert 0,3 / AFM = 400 mm).

---

In **Abschnitt 4** wurden die Eigenschaften der im **Partikelbett** eingesetzten **Gesteinskörnungen** vorgestellt. Ziel dabei war es:

- Gesteinskörnungen mit möglichst **vergleichbarem Hohlraumgehalt, Schüttdichte, Rohdichte sowie Kornform** (gerundet) auszuwählen, um alleinig den Einfluss des Fließwiderstands des Partikelbetts betrachten zu können.
- Der **Fließwiderstand** wird dann im Wesentlichen über die Größe des Zwischenraums zwischen den Partikeln (abhängig vom minimalen/maximalen sowie mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$ ) und ggf. indirekt über die Oberflächenfeuchte bestimmt.

---

In **Abschnitt 5** wurden Vorversuche und Vorarbeiten vorgestellt, die zum Ziel hatten, den **Einfluss der Zementleimrheologie und der Gesteinskörnung auf das Eindringverhalten** zu untersuchen. Dabei sollte eine **qualitative Aussage** über die Einflussfaktoren auf die Eindringtiefe der Zementleime und deren Auswirkungen auf Festigkeit und Formtreue von SPI Bauteilen getroffen werden können. Dabei wurden folgende Schlussfolgerungen gezogen:

- Für eine gute Festigkeit sowie Dauerhaftigkeit des Materials und gleichzeitig hohe Formtreue muss ein **Optimum** zwischen den **Fließeigenschaften** der Zementleime **und dem Fließwiderstand** der Gesteinskörnung gefunden werden.

- Dabei resultierten **steigende Gesteinskörnungsgrößen** (sinkender Fließwiderstand) mit Durchmessern zwischen 0,5 mm und 3,0 mm in **steigendem Schichtenverbund**.
- Gleichzeitig konnten mit Zementleimen **ab 350 mm** Ausbreitfließmaß **ausreichende Eindringtiefen** mit vielversprechender Druckfestigkeit und Formtreue erreicht werden.
- Des Weiteren wirkte sich der Einsatz von **Thixotropiermitteln** (durch eine gleichzeitige Steigerung der Fließgrenze) zur Erhöhung der Thixotropie **negativ** auf das Eindringverhalten der Leime aus.

---

**Abschnitt 6** hatte zum Ziel, die in *Abschnitt 5* beobachteten Zusammenhänge bezüglich der **Eindringtiefe der Zementleime systematisch zu untersuchen** und als Validierungsversuche für die analytischen Modelle in *Abschnitt 7* zu dienen. Daher wurden Eindringversuche durchgeführt. Dabei wurden zum einen der Einfluss der rheologischen Parameter des Zementleims und zum anderen der Effekt von prozesstechnologischen Parametern analysiert. Alle Versuche wurden bei unterschiedlichen Fließwiderständen des Partikelbetts durchgeführt. Dabei konnten die Ergebnisse aus *Abschnitt 5* bestätigt und folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die Untersuchungen zeigten, dass mit **steigendem Ausbreitfließmaß** (sinkende Fließgrenze) und **steigendem mittleren Korndurchmesser** der Gesteinskörnung (sinkender Fließwiderstand) sowie bei **feuchter Partikeloberfläche** die **Eindringtiefe** der Zementleime **steigt**.
- Dazu **steigt die Eindringtiefe mit sinkender dynamischer Viskosität** (u.a. abhängig vom w/z-Wert). Dabei gewinnen v.a. bei hohen Fließfähigkeiten der Leime und niedrigem Fließwiderstand des Partikelbetts die hydrodynamischen Komponenten (Einfluss der Konsistenz und des Fließindex nach Herschel-Bulkey) an Bedeutung.
- Die **Thixotropie** hatte dagegen bei den hier vorliegenden zur Erstarrungszeit vergleichsweise schnellen Eindringprozessen **keinen quantifizierbaren Einfluss**.
- Die Änderung der **prozesstechnologischen Einflussgrößen** der Portalgeschwindigkeit sowie der Auftragsmenge übten bei dem gewählten Versuchsaufbau keinen großen Einfluss auf die Eindringtiefe aus und wurden daher als **Einflussgrößen für das analytische Berechnungsmodell** in *Abschnitt 7* vernachlässigt.

---

Eine Herausforderung bei der Anwendung der SPI ist, dass bei einem Materi-

alwechsel mittels „**Trial and Error**“ **Ver-suchen** die Tauglichkeit neuer Materialien oder Chargenlieferungen geprüft werden muss. Dies erfordert vor allem bei Großgeräten einen hohen Material- sowie Zeiteinsatz und ist daher unwirtschaftlich. Aufgrund dessen werden in **Abschnitt 7 vier analytische Modelle (A/A+, B/B+, C und D) zur Berechnung der Eindringtiefe** des Zementleims in Abhängigkeit der rheologischen Eigenschaften (aus *Abschnitt 3*) sowie der Eigenschaften des Partikelbetts (aus *Abschnitt 4*) hergeleitet bzw. entwickelt. Dabei entsprechen die Modelle A+ und B+ dem jeweiligen Ausgangsmodell, jedoch mit einer modifizierten Ermittlung einzelner Bestandteile des Modells. Dabei wurden folgende Erkenntnisse gewonnen:

- Die **Fließgrenze des Zementleims** und die **Porengröße** zwischen den Partikeln bzw. die Partikelgröße des Partikelbetts spielen eine **dominierende Rolle**.
- Sobald jedoch die Fließgrenze des Zementleims eine vom Porensystem abhängige **Grenzfließspannung** unterschreitet, der Zementleim komplett in das Partikelbett eindringen kann und das Eindringverhalten **durch freies, schwerkraftgetriebenes Fließen** beeinflusst wird, führt eine Vernachlässigung der scherratenabhängigen Fließseigenschaften (bzw. der dynamische Viskosität, ausge-

drückt durch  $k \cdot \dot{\gamma}^n$ ) sowie des auftretenden Druckgefälles und der Scherraten im Porensystem zu einer **starken Überschätzung** der tatsächlich ermittelten Eindringtiefe.

- Die durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass **bis zu einem Ausbreitfließmaß von 350 mm die Modelle A+, B+ und C eine hohe Genauigkeit** ( $|\Delta e| = 0,1 \text{ mm} - 1,3 \text{ mm}$ ) besitzen. Bei fließfähigeren Systemen bieten diese drei Modelle jedoch keine ausreichende Prognosefähigkeit mehr.
- Im Fall von **fließfähigeren Systemen > 350 mm** Ausbreitfließmaß sollte auf **Modell D** zurückgegriffen werden. Dieses Modell ist bei Annahme eines Porensystems, welches durch **Tetraederlücken** dominiert wird, in der Lage, die Eindringtiefen auch bei fließfähigeren Systemen sehr genau mit einer Abweichung von nur  $|\Delta e| = 0,1 \text{ mm} - 1,2 \text{ mm}$  zu den Validierungsversuchen abzubilden. Darüber hinaus ist es in der Lage, **scherratenabhängiges Fließverhalten** (scherverdünnend und scherverdickend) wiederzugeben.
- Ist eine sehr **schnelle Abschätzung** notwendig und gerade **kein Rheometer** nutzbar, kann **bei Anwendung von Modell B** auch auf die Fließgrenze aus dem Ausbreitfließmaß zurückgegriffen werden. Die Anwendung dieser Methode bringt jedoch

nur bis zu einem **Ausbreitfließmaß von 300 mm** eine noch zufriedenstellende Genauigkeit. Dies ist theoretisch auch bei Modell A+ und C möglich, wurde im Rahmen dieser Dissertation jedoch nicht validiert.

---

Für eine **Praxisanwendung** der SPI an Außenbauteilen ist es notwendig, dass die Bauteile eine **ausreichende Festigkeit und Dauerhaftigkeit** besitzen. Diese Herausforderung wurde in **Abschnitt 8** an gedruckten und geschalteten Probekörpern mit Zementleimen mit einem w/z-Wert von 0,3 und einem Ausbreitfließmaß von 400 mm sowie Gesteinskörnung mit einem mittleren Durchmesser von 1,6 mm untersucht. Dabei konnten folgende Ergebnisse erzielt werden:

- Die gedruckten Probekörper zeigten **isotrope Materialeigenschaften**.
- Des Weiteren wiesen die **geschalteten und die gedruckten Probekörper ähnliche Festigkeiten** auf, wobei die gedruckten Probekörper bei gleicher Rohdichte leicht höhere Druckfestigkeiten zeigten. Dies ist auf den günstigeren Aufbau des Korngerüsts bei der SPI zurückzuführen.
- Dabei erreichten die SPI Probekörper **Druckfestigkeiten von 78 MPa nach 7 d** (bei einer Rohdichte von ~ 2300 kg/m<sup>3</sup>).

- Die **Biegezugfestigkeit** des Materials lag bei 8,1 MPa (7 d) bzw. 8,6 MPa (28 d).
- Gleichzeitig konnte eine ausreichende **Dauerhaftigkeit** gegenüber **Frost-/Frost-Tausalz-Angriffen (XF3 und XF4)** und **Karbonatisierung (XC4)** festgestellt werden. Des Weiteren konnte bei der Ermittlung des Chloridmigrationskoeffizienten ein möglicher Einsatz in Expositions-kategorie **XS1+2 und XD1+2** ermittelt werden.

---

**Zusammenfassend** lässt sich festhalten, dass im Rahmen dieser Dissertation die grundlegenden Zusammenhänge für das Eindringverhalten der Zementleime in Abhängigkeit deren rheologischer Eigenschaften und des Fließwiderstands des Partikelbetts herausgearbeitet werden konnten. Durch die **Kenntnis der prozesstechnologischen und materialtechnologischen Grundlagen** kann die SPI zukünftig zielsicher angewendet werden. Darüber hinaus ist es nun möglich, über analytische Berechnungsmodelle eine Prognose des Eindringverhaltens in Abhängigkeit der eingesetzten Materialien zu treffen und damit auf aufwendige „Trial and Error“ Versuche zur Eignung einer Materialkombination für die SPI zu verzichten.

Dies, und die guten Festbetoneigenschaften hinsichtlich Festigkeit und Dauerhaftigkeit, prädestinieren die SPI für **eine Anwendung in der Praxis** für die Additive Fertigung komplexer, ressourcensparender sowie formoptimierter

Strukturen in Innen- und Außenbereichen.

Als Ergebnis dieser Dissertation wird für eine erfolgreiche Anwendung der SPI in der Praxis als Leitfaden folgendes Vorgehen empfohlen, siehe Abbildung 137.

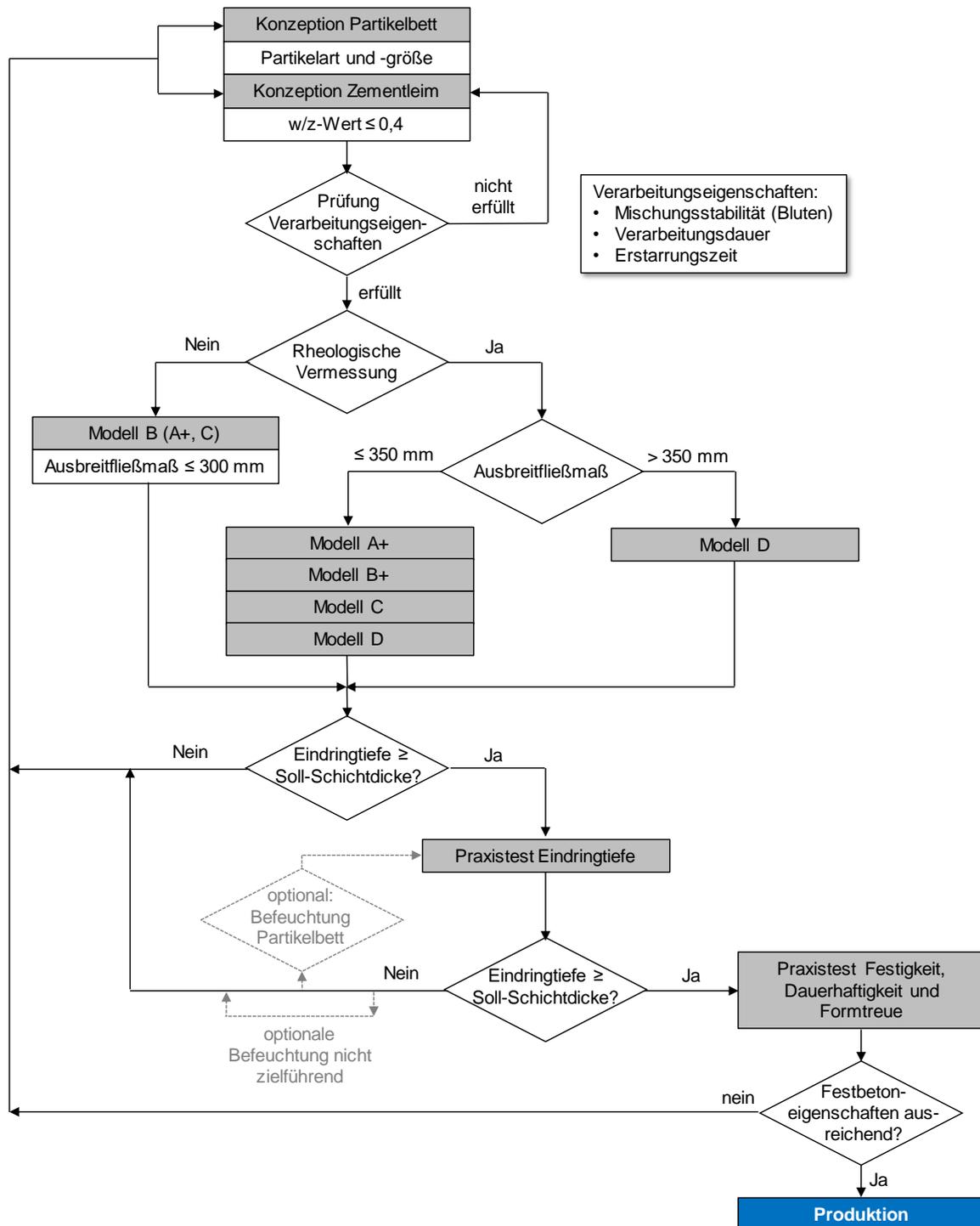


Abbildung 137: Leitfaden für eine Anwendung der SPI in der Praxis

## 10 Reflexion und Ausblick

Die in dieser Dissertation vorgestellten **analytischen Berechnungsmethoden** zur Prognose der Eindringtiefen können bereits zufriedenstellende Ergebnisse bereitstellen. Jedoch könnten diese noch **weiter verbessert** werden:

- Zum einen wäre es für die Praxis hilfreich, den Einfluss der **Oberflächenfeuchte der Gesteinskörnung** mit in die Berechnungsmodelle zu **integrieren**.
- Zusätzlich könnte zielführend sein, die **Fließzeit des Zementleims im Partikelbett** z.B. mithilfe einer „live  $\mu$ CT“ Aufnahme zu bestimmen und die zugehörige **Porenstruktur genau zu analysieren**. Mit genauer Kenntnis der Fließzeit und der echten Porenstruktur könnten die Fließgeschwindigkeiten in den Poren und die **real vorherrschenden Scherraten** ermittelt werden. Mit dieser Kenntnis könnten die Annahmen der Modelle (vor allem von Modell D) verifiziert und der Beitrag der Thixotropie zum Eindringverhalten genau bestimmt werden.
- Dazu kann es prozesstechnologisch sinnvoll sein, den **Zementleim aus den Düsen unter Druck** auszubringen. Dies erhöht die Auftreffgeschwindigkeit des Zementleims auf

dem Partikelbett und könnte die Eindringtiefen und Produktionsgeschwindigkeit zusätzlich erhöhen. Hierbei muss allerdings im Rahmen der Prognosemodelle beachtet werden, dass diese bisher nur für laminaire Fließzustände gültig sind. Erfährt der Zementleim nun einen zusätzlichen Energieeintrag durch kinetische Effekte, ergeben sich vermutlich **turbulente Strömungszustände**, die zusätzlich (wie z.B. zur kinematischen Komponente in der Green and Ampt-Gleichung) zu berücksichtigen sind und damit vermutlich die Anwendung der Forchheimer-Gleichung nötig machen.

Für die **Praxisanwendung** können zusätzlich folgende Punkte interessant sein:

- Statt quarzitischer Sanden könnten andere Partikel im Partikelbett eingesetzt werden. So könnten durch eine Verwendung von Leichtzuschlägen wie Tuff oder Blähton **hochwärmedämmende Strukturen** erzeugt werden<sup>243</sup>. Auch könnte die Verwendung von **recycelter Gesteinskörnung** einen wichtigen ökologischen Beitrag leisten.
- Dazu könnte für einen **schnellen Baufortschritt** von einer Einzeldüsenproduktion auf **Multidüsenarrays** umgestellt werden. Hierbei ist es

---

<sup>243</sup> Weger *et al.* (2020b).

möglich, Düsen in der Breite des gesamten Bauraums in einem Druckkopf anzubringen und somit mit nur einer linearen Überfahrt die gesamte Trockenschicht zu bedrucken.

- Des Weiteren könnte bei einer industriellen Anwendung der **Entpackvorgang** z.B. durch Auslässe im Boden des Bauraums verbessert werden. Aufgrund der Rieselfähigkeit der Partikel sollte hier kein weiterer Schritt für das Entpacken der Bauteile nötig sein. Bei den Binder Jetting und SCA Verfahren ist das Entpacken aufgrund der hohen Haftkraft der feinen Partikel im Partikelbett mitunter sehr aufwendig.

Letztendlich müssen jedoch für eine ganzheitliche Anwendung der SPI im Bauprozess Möglichkeiten zur **Abtragung von Biegezugkräften** durch Bewehrung geschaffen werden:

- Hierzu könnte es zum einen sinnvoll sein, Fasern oder Textilien in das Partikelbett mit einzubringen. Dies ermöglicht im Wesentlichen aber nur eine horizontale Ableitung der Kräfte (2D bis 2,5D).
- Eine echte vertikale Bewehrung lässt sich bisher nur durch das Freilassen von Kavitäten und der nachträglichen Einbringung (und Vorspannung) von Bewehrung realisieren.

**Zukünftig** jedoch könnte **vertikale Bewehrung** gleichzeitig Schicht für Schicht durch ein anderes **Additives Fertigungsverfahren** mit in die Struktur integriert werden. Dies würde es ermöglichen, auch komplexe Strukturen bewehrt umzusetzen und nur genau dort zu bewehren, wo Kräfte verlaufen. Dies **ermöglicht eine zusätzliche Einsparung an Energie und Ressourcen im Bauprozess**. Dieser Gedanke wird im Rahmen des TRR 277 „Additive Manufacturing in Construction (AMC) – The Challenge of Large Scale“ ab 2020 im Projekt „Particle-bed 3D printing by selective cement paste intrusion (SPI) – particle surface functionalisation, particle synthesis, and integration of WAAM reinforcement“ weiter verfolgt. Hierbei wird unter anderem **vertikale Bewehrung durch „Wire and Arc Additive Manufacturing“ (WAAM) in den SPI Prozess integriert** und gleichzeitig schichtweise aufgebaut<sup>244</sup>. Zusätzlich soll die Kombination von SPI und WAAM in diesem Projekt in einen **großen baurelevanten Maßstab** umgesetzt werden.

<sup>244</sup> Weger *et al.* (2020a).

## Abkürzungsverzeichnis

%	Prozent
°C	Grad Celcius
μCT	Mikro-Computertomographie
3D	dreidimensional
3DP	Three-Dimensional Printing, 3D- gedruckt
∞	unendlich
A	Fläche [m <sup>2</sup> ]
a	Seitenlänge [m]
AF	Additive Fertigung(-sverfahren)
AFM	Ausbreitfließmaß
A <sub>Okta</sub>	Fläche einer Oktaederlücke [m <sup>2</sup> ]
A <sub>S</sub>	Anteil der Oberfläche der Sandpartikel, die in einer Schicht mit der Dicke dz in Kontakt mit dem Zementleim stehen AS [m <sup>2</sup> /m <sup>2</sup> ] bzw. [-]
A <sub>s,spec</sub>	spezifischen Oberfläche der Sandpartikel [m <sup>2</sup> /kg]
A <sub>Tetra</sub>	Fläche einer Tetraederlücke [m <sup>2</sup> ]
A <sub>Thix</sub>	Thixotropie(rate) [Pa/s]
b	Breite
BASF	BASF SE (ehemals Badische Anilin- & Soda-Fabrik) - Chemiekonzern
BAW	Bundeanstalt für Wasserbau
bspw.	beispielsweise
c	mittels Durchflussmessung bestimmter Koeffizient [-]
CAC	Calciumaluminatzement
CAD	Computer-Aided Design
CDF	Frost-Tausalz-Prüfung
CEM I	Portlandzement
CEN	European Commitee for Standardization
CH	Calciumhydroxid (Ca(OH) <sub>2</sub> )
CIF	Frost-Tau-Prüfung
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
CSH	Calciumsilikathydrat
D	beliebig definierbare Längenbezugseinheit in einem porösen Medium [m]
d	Zeiteinheit; Tage (days)
d <sub>50</sub>	mittlerer Partikeldurchmesser [m]
d <sub>eff</sub>	effektiver (Kapillar-) Porendurchmesser zwischen den Partikeln [m]
d <sub>G</sub>	Durchmesser eines nicht durchlässiger Stäbe eines Gitters [m]

---

DIN.....	Deutsches Institut für Normung
dpi.....	Dots per Inch (Auflösungsangabe)
$D_{RCM}$ .....	Chlorideindringwiderstand [ $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$ ]
e.....	Eindringtiefe [mm] oder [m]
E-Modul.....	Elastizitätsmodul
EN.....	Europäische Norm
ESA.....	European Space Research and Technology Centre
F.....	(Scher-) Kraft [kN]
$f_{bz}$ .....	Biegezugfestigkeit [MPa]
$f_{ck}$ .....	Druckfestigkeit [MPa]
FLM.....	Fused Layer Modeling
FM.....	Fließmittel
FTW.....	Frost-Tau-Wechsel
g.....	Erdbeschleunigung = $9,81 \text{ m/s}^2$
G.....	Geometriefaktor [-]
H.....	gesamte Flüssigkeitshöhe eines Fluides auf und in einem porösen Medium [m]
h.....	Höhe [m]
$H_0$ .....	initiale hydrostatisch wirksame Flüssigkeitshöhe [m]
$H_{0,R}$ .....	hydrostatisch real wirksame Flüssigkeitshöhe auf einem Partikelbett [m], wenn eine horizontale Ausbreitung des Leimes möglich ist.
$H_{0,S}$ .....	hydrostatisch real wirksame Flüssigkeitshöhe auf einem Partikelbett [m], wenn keine horizontale Ausbreitung des Leimes möglich ist.
$\text{H}_2\text{O}$ .....	Wasser
HB.....	Herschel-Bulkley
$h_{\text{ges}}$ .....	Höhe der Messstreifen [m]
$h_{\text{lay}}$ .....	Soll-Schichthöhe
$h_V$ .....	Höhe Vaneflügelzelle [m]
i.....	hydraulisches Gefälle / Gradient [-]
k.....	Konsistenzfaktor [ $\text{Pa}\cdot\text{s}^n$ ]
K.....	Permeabilitätskoeffizient [ $\text{m}^2$ oder Darcy]
$K_{3D}$ .....	Porosität des Partikelbetts [ $\text{m}^2$ ]
$k_f$ .....	filterspezifischer Proportionalitätsfaktor [ $\frac{\text{m}^3}{\text{s}\cdot\text{m}^2} = \frac{\text{m}}{\text{s}}$ ]
$K_G$ .....	Gitterpermeabilitätskoeffizient [ $\text{m}^2$ ]
kg.....	Kilogramm
kN.....	Kilonewton

---

l.....	Länge
$L_{\text{eff}}$ .....	effektive Kapillargrenzlänge [m]
LP .....	Gesamtluftporengehalt [Vol.-%]
m.....	Meter
M.....	scherraten- bzw. geschwindigkeitsstufenabhängiges gemessenes maximales Widerstandsmoment [Nm]
M.-% .....	Masseprozent
MDCC .....	Merkblatt Dauerhaftigkeitsbemessung und -bewertung von Stahlbetonbauwerken
MFB .....	Merkblatt für Frostprüfung von Beton
$MgCl_2$ .....	Magnesiumchlorid
MgO.....	Magnesiumoxid
min.....	Zeiteinheit Minute
MIP .....	Mercury intrusion porosimetry / Quecksilberdruckporosimetrie)
ml.....	Milliliter
mm.....	Millimeter
MPa .....	Megapascal
n.....	Fließindex [-]
N.....	Newton
$Na_2O$ .....	Natriumoxid
$n_v$ .....	Anzahl Flügel der Vanemesszelle [-]
p.....	Druck [Pa]
Pa .....	Pascal
PCE .....	Polycarboxylatether (Fließmittel)
PLA.....	Poly lactide
PMMA .....	Polymethylmethacrylat (Acrylglas)
PP.....	Platte-Platte (Messsystem)
R.....	Radius des Ausbreitfließmaßes [m]
r.F. ....	relative Feuchte [% r.F.]
$R_0$ .....	gemittelten Radius des Hägermanntrichters [m]
$r_{50}$ .....	mittlerer Partikelradius [m]
RCM .....	Rapid Chloride Migration / Chloridmigrationsmessung
$R_{\text{cup}}$ .....	Radius Vane Cup [m]
REF .....	Referenz
$r_{\text{eff}}$ .....	effektiver Porenradius [m]
rpm .....	Rounds per Minute (Umdrehungen pro Minute)
$R_v$ .....	Radius Vaneflügelzelle [m]

---

S .....	Streckenabschnitt [m]
s .....	Zeiteinheit Sekunde
$S_0$ .....	spezifische Oberfläche der Partikel [ $\text{cm}^2/\text{cm}^3$ ]
SCA.....	Selective Cement Activation (Selektive Zemenaktivierung)
SCC .....	Self Compacting Concrete
$S_G$ .....	Abstand nicht durchlässiger Stäbe eines Gitters [m]
$\text{SiO}_2$ .....	Siliciumoxid
SLS .....	Selective Laser Sintering
sog. ....	sogenannt
SPI .....	Selective Paste Intrusion (Selektive Zementleimintrusion)
t.....	Zeit (tempus, time)
$t_p$ .....	Ruhezeit [s]
TS .....	Technical Specification
$U_{\text{Okta}}$ .....	Umfang einer Oktaederlücke [m]
$U_{\text{Tetra}}$ .....	Umfang einer Tetraederlücke [m]
v .....	Geschwindigkeit [m/s]
V .....	Volumen [ $\text{m}^3$ ]
$\dot{V}$ .....	Volumenstrom [ $\text{m}^3/\text{s}$ ]
Vol.-% .....	Volumenprozent
w/z-Wert.....	Wasser zu Zement-Wert
XC.....	Expositionsklasse Karbonatisierung
XF .....	Expositionsklasse Frost
XS .....	Expositionsklasse Chlorid
$\alpha$ .....	erster Koeffizient zur Beschreibung des Fließwiderstandes eines porösen Mediums [-]
$\beta$ .....	zweiter Koeffizient zur Beschreibung des Fließwiderstandes eines porösen Mediums [-]
$\dot{\gamma}$ .....	Scherrate [1/s]
$\dot{\gamma}_{\text{Grenz}}$ .....	Grenzscherrate [1/s] (zu Dilatanzhügel, tritt bei scherratenabhängiger Viskosität $\eta$ auf)
$\dot{\gamma}_{\text{krit}}$ .....	kritische Scherrate [1/s] (Grenze in einer Zementsuspension, unterhalb treten interpartikuläre, kolloidale Wechselwirkungsbeziehungen und Flokkulationseffekte und somit Thixotropie $A_{\text{Thix}}$ auf.)
$\Delta$ .....	Unterschied / Bereich zwischen zwei Werten
$\varepsilon$ .....	Hohlraumgehalt bzw. Porosität [-]

---

$\eta$ .....	(dynamische) (Scher-) / scherratenabhängige / Herschel-Bulkley Viskosität [Pa·s]
$\lambda$ .....	Koeffizient als Funktion der unbekanntenen Oberflächenspannung und des Kontaktwinkels des Zementleims [-]
$\lambda_P$ .....	Druckverlust aufgrund von Reibung [Pa] (Green und Ampt Gleichung)
$\mu$ .....	plastische (Bingham) Viskosität [Pa·s]
$\nu$ .....	Variationskoeffizient [-]
$\pi$ .....	Kreiszahl Phi [-]
$\rho$ .....	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_G$ .....	Rohdichte der Gesteinskörnung [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{G,S}$ .....	Schüttdichte der Gesteinskörnung [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_L$ .....	Rohdichte des Leims [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{Pk}$ .....	Rohdichte eines Probekörpers [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_W$ .....	Rohdichte Wasser [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_Z$ .....	Rohdichte Zement [kg/m <sup>3</sup> ]
$\tau$ .....	Scherspannung bzw. Schubspannung [Pa]
$\tau_0$ .....	Fließgrenze [Pa]
$\tau_{0,b}$ .....	Bingham Fließgrenze [Pa]
$\tau_{0,gr\ddot{u}nz}$ .....	Grenzfließspannung [Pa]
$\tau_{0,HB}$ .....	Herschel-Bulkley Fließgrenze [Pa]
$\tau_{0,R}$ .....	Fließgrenze berechnet aus dem Ausbreitfließmaß [Pa]
$\tau_{0,s}(M)$ .....	die maximale Schubspannung an der Vaneflügelzelle [Pa]
$\tau_{0,s}(t)$ .....	statische Fließgrenze in jedem Messabschnitt im Auswertebereich als Maximum der auftretenden Schubspannung [Pa]
$\nu_P$ .....	Poissonzahl [-]
$\varphi$ .....	Anteil der Partikel an einem Volumen / Partikelanteil / Feststoffanteil [-]
$\Phi_e$ .....	Eindringverhältnis [-]
$\Phi_G$ .....	Anteil an Gesteinskörnung [-]
$\Phi_{HR}$ .....	Füllgrad der Hohlräume bzw. der Anteil des Leims in den Hohlräumen [-]
$\Phi_{L,max}$ .....	maximaler Leimanteil des Probekörpers [-]
$\Phi_{LP}$ .....	Gesamtluftporenanteil [-]
$\kappa$ .....	Janssen Parameter [-]
$\chi$ .....	Formfaktor [-]
$\psi$ .....	Kapillare Saugwirkung der Poren [Pa] (Green und Ampt Gleichung)

**Literaturverzeichnis****A**

- Agustí-Juan, I. and G. Habert 2017 Environmental design guidelines for digital fabrication. *Journal of Cleaner Production* 142:2780–2791.
- Agustí-Juan, I., F. Müller, N. Hack, T. Wangler and G. Habert 2017 Potential benefits of digital fabrication for complex structures: Environmental assessment of a robotically fabricated concrete wall. *Journal of Cleaner Production* 154:330–340.
- Asprone, D., F. Auricchio, C. Menna and V. Mercuri 2018 3D printing of reinforced concrete elements: Technology and design approach. *Construction and Building Materials* 165:218–231.

**B**

- Beiser, V. 2016 The World's Disappearing Sand. *New York Times Online*.
- Benedix, R. 2015 *Bauchemie: Einführung in die Chemie für Bauingenieure und Architekten*. Lehrbuch. Wiesbaden: Springer Vieweg.
- Bier, T.A. 1986 Influence of Type of Cement and Curing on Carbonation Progress and Pore Structure of Hydrated Cement Pastes. *MRS Proceedings* 85:93.
- Billberg, P.H., N. Roussel, S. Amziane, M. Beitzel, G. Charitou, B. Freund, J.N. Gardner, G. Grampeix, C.-A. Graubner, L. Keller, K.H. Khayat, D.A. Lange, A.F. Omran, A. Perrot, T. Proske, R. Quattrociochi and Y. Vanhove 2014 Field validation of models for predicting lateral form pressure exerted by SCC. *Cement and Concrete Composites* 54:70–79.
- Bingham, E.C. 1916 An investigation of the laws of plastic flow, *US Bureau of Standards Bulletin*, pp.309–353.
- Bos, F., R. Wolfs, Z. Ahmed and T. Salet 2016 Additive manufacturing of concrete in construction: potentials and challenges of 3D concrete printing. *Virtual and Physical Prototyping* 11(3):209–225.
- Breuninger, J., R. Becker, A. Wolf, S. Rommel and A. Verl 2013 *Generative Fertigung mit Kunststoffen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Buswell, R.A., W.R. Leal de Silva, S.Z. Jones and J. Dirrenberger 2018 3D printing using concrete extrusion: A roadmap for research. *Cement and Concrete Research* 112:37–49.

**C**

- Cannella, W.J., C. Huh and R.S. Seright 1988 Prediction of Xanthan Rheology in Porous Media, *Proceedings of SPE Annual Technical Conference and Exhibition: Society of Petroleum Engineers*.
- Carman, P.C. 1937 Fluid flow through granular beds. *Transactions of the Institution of Chemical Engineers* 15:32-48.
- Carman, P.C. 1939 Permeability of saturated sands, soils and clays. *The Journal of Agricultural Science* 29(02):262.
- Casson, N. 1959 A flow equation for pigment-oil suspensions of the printing ink type. *Rheology of disperse systems*.
- Castellote, M., L. Fernandez, C. Andrade and C. Alonso 2009 Chemical changes and phase analysis of OPC pastes carbonated at different CO<sub>2</sub> concentrations. *Materials and Structures* 42(4):515–525.
- Cesaretti, G., E. Dini, X. de Kestelier, V. Colla and L. Pambaguian 2014 Building components for an outpost on the Lunar soil by means of a novel 3D printing technology. *Acta Astronautica* 93(Supplement C):430–450.
- Chevalier, T., C. Chevalier, X. Clain, J.C. Dupla, J. Canou, S. Rodts and P. Coussot 2013 Darcy's law for yield stress fluid flowing through a porous medium. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 195:57–66.

Chevalier, T. and L. Talon 2015 Generalization of Darcy's law for Bingham fluids in porous media: from flow-field statistics to the flow-rate regimes. *Physical review. E, Statistical, nonlinear, and soft matter physics* 91(2):23011.

Chhabra, R.P., J. Comiti and I. Machač 2001 Flow of non-Newtonian fluids in fixed and fluidised beds. *Chemical Engineering Science* 56(1):1–27.

Ciriello, V. and V. Di Federico 2012 Similarity solutions for flow of non-Newtonian fluids in porous media revisited under parameter uncertainty. *Advances in Water Resources* 43:38–51.

Cloete, M., G.J.F. Smit and P. Kosinski 2016 Analytical modelling and numerical verification of non-Newtonian fluid flow through and over two-dimensional porous media. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 227:1–16.

### D

Dillenburger, B. 2016 Maschinelle Übersetzungen. *TEC21(23):22–24.*

Dini Engineering 2019 D-shape 3D-Printer DS 12x12x10.

### F

Fall, A., N. Huang, F. Bertrand, G. Ovarlez and D. Bonn 2008 Shear thickening of cornstarch suspensions as a reentrant jamming transition. *Physical review letters* 100(1):18301.

Feneuil, B., O. Pitois and N. Roussel 2017 Effect of surfactants on the yield stress of cement paste. *Cement and Concrete Research* 100:32–39.

Forchheimer, P. 1901 Wasserbewegung durch Boden. *Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure* 45.

Franzen, P. 1979 Zum Einfluss der Porengeometrie auf den Druckverlust bei der Durchströmung von Porensystemen. *Rheologica Acta* 18(3):392–423.

Fromm, A. 2014a *3-D-Printing zementgebundener Formteile: Grundlagen, Entwicklung und Verwendung.* Kassel: kassel university press GmbH.

### G

Galindo-Rosales, F.J., F.J. Rubio-Hernández and A. Sevilla 2011 An apparent viscosity function for shear thickening fluids. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 166(5-6):321–325.

García de Soto, B., I. Agustí-Juan, J. Hunhevicz, S. Joss, K. Graser, G. Habert and B.T. Adey 2018 Productivity of digital fabrication in construction: Cost and time analysis of a robotically built wall. *Automation in Construction* 92:297–311.

Gebhardt, A. 2016 *Additive Fertigungsverfahren: Additive Manufacturing und 3D-Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion.* München: Hanser.

Gebler, M., A.J.M. Schoot Uiterkamp and C. Visser 2014 A global sustainability perspective on 3D printing technologie. *Energy Policy* 74(74):158–167.

Gehlen, C. 2000 *Probabilistische Lebensdauerbemessung von Stahlbetonbauwerken – Zuverlässigkeitsbetrachtungen zur wirksamen Vermeidung von Bewehrungskorrosion: eibn.* Dissertation. Schriftenreihe des DAfStb Heft 510: Beuth Verlag GmbH.

Gibbons, G.J., R. Williams, P. Purnell and E. Farahi 2010 3D Printing of cement composites. *Advances in Applied Ceramics* 109(5):287–290.

Gosselin, C., R. Duballet, P. Roux, N. Gaudillière, J. Dirrenberger and P. Morel 2016 Large-scale 3D printing of ultra-high performance concrete – a new processing route for architects and builders. *Materials & Design* 100:102–109.

### H

Heber Green, W. and G.A. Ampt 1911 Studies on Soil Physics. *The Journal of Agricultural Science* 4(1):1–24.

- Henke, K. 2016a Additive Baufertigung durch Extrusion von Holzleichtbeton. Dissertation, Universitätsbibliothek der TU München, München.
- Henke, K., D. Talke and S. Winter 2016b Additive manufacturing of building elements by extrusion of wood concrete, *Conference proceedings: WCTE 2016: World Conference on Timber Engineering*. Vienna.
- Henke, K., D. Talke and S. Winter 2017 Multifunctional Concrete - Additive Manufacturing by the Use of Lightweight Concrete, *Proceedings of the IASS Annual Symposium: Interfaces: architecture.engineering.science*. Hamburg.
- Herrmann, E., H. Lindemann and H. Kloft 2018 Entwicklung einer robotergestützten Spritzbetontechnologie zur schalungslosen generativen Fertigung komplexer Betonbauteile am DBFL (Digital Building Fabrication Laboratory). In W. Kusterle (ed.), *Spritzbeton-Tagung 2018: Tagungsband der 12. Fachtagung in Alpbach*: Eigenverlag.
- Herschel, W.H. and R. Bulkley 1926 Konsistenzmessungen von Gummi-Benzollösungen. *Kolloid-Zeitschrift* 39(4):291–300.
- Higdon, J.J.L. and G.D. Ford 1996 Permeability of three-dimensional models of fibrous porous media. *Journal of Fluid Mechanics* 308:341–361.
- Hirasaki, G.J. and G.A. Pope 1974 Analysis of Factors Influencing Mobility and Adsorption in the Flow of Polymer Solution Through Porous Media. *Society of Petroleum Engineers Journal* 14(04):337–346.
- Höflinger, L. 2014 The Sand Thieves: World's Beaches Become Victims of Construction Boom. *Spiegel Online*.
- Hölting, B. and W.G. Coldewey 2013 *Hydrogeologie*. Heidelberg: Spektrum Akademischer Verlag.

**K**

- Kaci, A., M. Chaouche and P.-A. Andréani 2011 Influence of bentonite clay on the rheological behaviour of fresh mortars. *Cement and Concrete Research* 41(4):373–379.
- Kloft, H., M. Empelmann, V. Dettel and L. Ledderose 2019a Production of the first concrete and reinforced concrete columns by means of 3D printing with concrete. *BFT International* 06-2019:28–37.
- Kloft, H., N. Hack and H. Lindemann 2019b Shotcrete 3D Printing (SC3DP) - 3D-Drucken von großformatigen Betonbauteilen 1:54–57.
- Kloft, H., D. Lowke and N. Hack 2019c Shotcrete 3D Printing - An innovative and efficient technology for 3D printing of large-scale concrete components, *Drymix Mortar Yearbook 3D Special*, pp.38–43.
- Konijn, B.J., O.B.J. Sanderink and N.P. Kruyt 2014 Experimental study of the viscosity of suspensions: Effect of solid fraction, particle size and suspending liquid. *Powder Technology* 266:61–69.
- Krauss, H.-W., N. Nolte, H. Budelmann, H. Kloft and D. Lowke 2018 Additive Fertigung mit Beton - Herausforderungen und Lösungswege am Beispiel des SC3DP-Verfahrens, *Tagungsband ibausil 2018*. Weimar.
- Krishnakumar, K., P. Kathirvel and B. Sangoju 2014 Evaluation of Chloride Penetration in OPC Concrete by Silver Nitrate Solution Spray Method. *International Journal of ChemTech Research* 6:974–4290.
- Kruger, J., S. Zeranka and G. van Zijl 2019 Quantifying constructability performance of 3D concrete printing via rheology-based analytical models, *Proceedings RheoCon2 & SCC9*.

**L**

- Labonnote, N., A. Rønquist, B. Manum and P. Rüther 2016 Additive construction: State-of-the-art, challenges and opportunities. *Automation in Construction* 72:347–366.
- Lapasin, R., A. Papo and S. Rajgelj 1983 The phenomenological description of the thixotropic behaviour of fresh cement pastes. *Rheologica Acta* 22(4):410–416.
- Larrard, F. de, C.F. Ferraris and T. Sedran 1998 Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material. *Materials and Structures* 31(7):494–498.

- Lauff, P., Fischer, O. 2018 Zum Trag- und Ermüdungsverhalten von im 3D-Druck hergestellten Carbon-Kurzfaserbeton mit hoher Zugfestigkeit, *59. DAfStb Forschungskolloquium*, S. 103-113.
- Lavrov, A. 2015 Flow of truncated power-law fluid between parallel walls for hydraulic fracturing applications. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 223:141–146.
- Le, T.T., S.A. Austin, S. Lim, R.A. Buswell, A.G.F. Gibb and T. Thorpe 2012a Mix design and fresh properties for high-performance printing concrete. *Materials and Structures* 45(8):1221–1232.
- Le, T.T., S.A. Austin, S. Lim, R.A. Buswell, R. Law, A.G.F. Gibb and T. Thorpe 2012b Hardened properties of high-performance printing concrete. *Cement and Concrete Research* 42:558–566.
- Lee, Y.S. and N.J. Wagner 2003 Dynamic properties of shear thickening colloidal suspensions. *Rheologica Acta* 42(3):199–208.
- Lilliman, M. 2014 Rheological Control of Concrete for 3D Printing, *23. Konferenz Rheologische Messungen an mineralischen Baustoffen*.
- Lim, S., R. Buswell, T. Le, R. Wackrow, S. Austin, A. Gibb and T. Thorpe 2011 Development of a viable concrete printing process, *Proceedings ISARC 2011*, pp.665–670.
- Lim, S., R.A. Buswell, T.T. Le, S.A. Austin, A.G.F. Gibb and T. Thorpe 2012 Developments in construction-scale additive manufacturing processes. *Automation in Construction* 21:262–268.
- Lim, S., R.A. Buswell, P.J. Valentine, D. Piker, S.A. Austin and X. de Kestelier 2016 Modelling curved-layered printing paths for fabricating large-scale construction components. *Additive Manufacturing* 12:216–230.
- Lim, S., T. Le, J. Webster, R. Buswell, A. Austin, A. Gibb and T. Thorpe 2009 Fabricating construction components using layered manufacturing technology, *Proceedings GICC'09*, 512-520.
- Lim, S., V.L. Prabhu, M. Anand and L.A. Taylor 2017 Extra-terrestrial construction processes – Advancements, opportunities and challenges. *Advances in Space Research* 60(7):1413–1429.
- Lindemann, H., R. Gerbers, S. Ibrahim, F. Dietrich, K. Dröder, A. Raatz and H. Kloft 2018a Development of a Shotcrete 3D-Printing (SC3DP) technology for additive manufacturing of reinforced freeform concrete structures, *Proceedings of RILEM 1st International Conference on Concrete and Digital Fabrication*. Zurich.
- Lindemann, H., H. Kloft and N. Hack 2018b Gradual Transition Shotcrete 3D Printing (conference poster), *Conference Advances in Architectural Geometry*.
- Liu, S. and J.H. Masliyah 1998 On non-Newtonian fluid flow in ducts and porous media. *Chemical Engineering Science* 53(6):1175–1201.
- Lopez, X., P.H. Valvatne and M.J. Blunt 2003 Predictive network modeling of single-phase non-Newtonian flow in porous media. *Journal of Colloid and Interface Science* 264(1):256–265.
- López López, D., D. Veenendaal, M. Akbarzadeh and P. Block 2014 Prototype of an ultra-thin, concrete vaulted floor system. In R.M.L.R.F. Brasil and R.M.O. Pauletti (eds), *Proceedings of the IASS-SLTE Symposium: "Shells, Membranes and Spatial Structures: Footprints"*. 15 to 19 September 2014, Brasilia, Brazil.
- Lowke, D. 2015a Sedimentationsverhalten und Robustheit selbstverdichtender Betone. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2013, Beuth, Berlin, Wien, Zürich.
- Lowke, D., E. Dini, A. Perrot, D. Weger, C. Gehlen and B. Dillenburger 2018 Particle-bed 3D printing in concrete construction – possibilities and challenges. *Cement and Concrete Research* 112:50–65.
- Lowke, D., T. Kränkel, C. Gehlen and P. Schießl 2010 Effect of Cement Type and Superplasticizer Adsorption on Static Yield Stress, Thixotropy and Segregation Resistance, *Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete*, pp.91–101.
- Lowke, D., D. Talke, I. Dressler, D. Weger, C. Gehlen, C. Ostertag and R. Rael 2020 Particle-bed 3D-Printing by Selective Cement Activation – Applications, material and process technology: Special Issue for the 2.

RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication in July 2020, *Cement and Concrete Research*.

Lowke, D., D. Weger, K. Henke, D. Talke, S. Winter and C. Gehlen 2015b 3D-Drucken von Betonbauteilen durch selektives Binden mit calciumsilikatbasierten Zementen – Erste Ergebnisse zu beton-technologischen und verfahrenstechnischen Einflüssen. In P.D.-I.H.-M. Ludwig (ed.), *Tagungsbericht "19. Internationale Baustofftagung"*. Weimar.

## M

Ma, G., L. Wang and Y. Ju 2018 State-of-the-art of 3D printing technology of cementitious material—An emerging technique for construction. *Science China Technological Sciences* 61(4):475–495.

Mata-Falcon, J., P. Bischof and W. Kaufmann 2018 Exploiting the Potential of Digital Fabrication for Sustainable and Economic Concrete Structures, *RILEM Bookseries 19*,

Matthäus, C., D. Weger, T. Kränkel, L.S. Carvalho and C. Gehlen 2019 Extrusion of Lightweight Concrete: Rheological Investigations, *Rheology and Processing of Construction Materials*, pp.409–416: Springer.

Meibodi, M., M. Bernhard, A. Jipa and B. Dillenburger 2017 The Smart Takes from the Strong: 3D printing stay-in-place formwork for concrete slab construction. In R. Glynn, B. Sheil, A. Menges, M. Skavara and E. Lee (eds), *Proceedings Fabricate 2017*, pp.210–218: UCL Press.

Menna, C. 2017 3D Printed RC Structures: Concept and Technology presented to International RILEM Workshop: Digital Fabrication with Concrete, Zürich, 13 January.

Mezger, T.G. 2012 *Das Rheologie Handbuch 4. Auflage*. Farbe und Lack Edition 4. Auflage. Hannover, Germany: Vincentz Network.

Mölter-Siemens, W. and G. Fischer 2015 Laminare und turbulente Strömungskennwerte für die Differenzdruckauslegung von Gashochdruckfiltern. *F & S Filtrieren und Separieren* 29:250–255.

Müller, U. 2008 *Anorganische Strukturchemie*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner.

## N

Nachtigall, W. and G. Pohl 2013 *Bau-Bionik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

Nachtigall, W. and A. Wisser 2013 *Bionik in Beispielen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

Nematollahi, B., M. Xia and J. Sanjayan 2019 Post-processing Methods to Improve Strength of Particle-Bed 3D Printed Geopolymer for Digital Construction Applications. *Frontiers in Materials* 6(160).

Nematollahi, B., M. Xia and J. Sanjayan 2020 Enhancing Strength of Powder-Based 3D Printed Geopolymers for Digital Construction Applications, *RheoCon2&SCC9*, pp.417–425. Rheology and Processing of Construction Materials: Springer International Publishing.

Nerella, V.N., M. Krause and V. Mechtcherine 2020 Direct printing test for buildability of 3D-printable concrete considering economic viability. *Automation in Construction* 109:102986.

Neroth, G. and D. Vollenschaar 2011 *Wendehorst Baustoffkunde: Grundlagen - Baustoffe - Oberflächenschutz ; mit 363 Tabellen*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH Wiesbaden.

Neuman, S.P. 1976 Wetting front pressure head in the infiltration model of Green and Ampt. *Water Resources Research* 12(3):564–566.

Nolte, N., P. Varady, H.-W. Krauss and D. Lowke 2018 Schichtenverbund bei der Additiven Fertigung – Einflussgrößen und Verfahrensvergleich, *Tagungsband ibausil 2018*. Weimar.

## O

Oren, P.-E., S. Bakke and O.J. Arntzen 1998 Extending Predictive Capabilities to Network Models. *SPE Journal* 3(04):324–336.

Ovarlez, G. and N. Roussel 2007 A Physical Model for the Prediction of Lateral Stress Exerted by Self-Compacting Concrete on Formwork. *Materials and Structures* 39(2):269–279.

### P

Papo, A. 1988 Rheological models for cement pastes. *Materials and Structures* 21(1):41.

Pegna, J. 1995 Application of Cementitious Bulk materials to Site Processed Solid Freeform Construction, *Proceedings on the Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, TX*.

Pegna, J. 1997 Exploratory investigation of solid freeform construction. *Automation in Construction* 5(5):427–437.

Pegna, J., S. Pattofatto, R. Berge, C. Bangalan, H. Herring, M. LeSaux and J. Engler 1999 The sand painter: Two dimensional powder deposition, *Proceedings on the Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, TX*, pp.695–709.

Perrot, A., S. Amziane, G. Ovarlez and N. Roussel 2009 SCC formwork pressure: Influence of steel rebars. *Cement and Concrete Research* 39(6):524–528.

Perrot, A., D. Rengeard and A. Pierre 2016 Structural built-up of cement-based materials used for 3D-printing extrusion techniques. *Materials and Structures* 49(4):1213–1220.

Perrot, A., D. Rengeard, V. Picandet and Y. Mélinge 2013 Hydro-mechanical properties of fresh cement pastes containing polycarboxylate superplasticizer. *Cement and Concrete Research*(53):221–228.

Pierre, A., C. Lanos and P. Estellé 2013 Extension of spread-slump formulae for yield stress evaluation. *Applied Rheology* 23(6):63849.

Pierre, A., D. Weger, A. Perrot and D. Lowke 2018 Penetration of cement pastes into sand packings during 3D printing: Analytical and experimental study. *Materials and Structures* 51(1):22.

Prasittisopin, L., K. Pongpaisanseree, C. Snguanayut and E. Dini 2018 A 3D Printing Cement Mortar for Powder-bed (D-Shape) Machine, *Proceedings of RILEM 1st International Conference on Concrete and Digital Fabrication*. Zurich.

### R

Rahimi, A. 2016 Semiprobabilistisches Nachweiskonzept zur Dauerhaftigkeitsbemessung und -bewertung von Stahlbetonbauteilen unter Chlorideinwirkung. Dissertation, keine Werte für, Technische Universität München, München.

Reiter, L., T. Wangler, N. Roussel and R.J. Flatt 2018 The role of early age structural build-up in digital fabrication with concrete. *Cement and Concrete Research* 112:86–95.

Roussel, N. 2007 Correlation between Yield Stress and Slump: Comparison between Numerical Simulations and Concrete Rheometers Results. *Materials and Structures* 39(4):501–509.

Roussel, N. 2018 Rheological requirements for printable concretes. *Cement and Concrete Research*.

Roussel, N. and P. Coussot 2005 “Fifty-cent rheometer” for yield stress measurements: From slump to spreading flow. *Journal of rheology* 49(3):705–718.

Roussel, N., A. Lemaître, R.J. Flatt and P. Coussot 2010 Steady state flow of cement suspensions: A micro-mechanical state of the art. *Cement and Concrete Research* 40(1):77–84.

Roussel, N., G. Ovarlez, S. Garrault and C. Brumaud 2012 The origins of thixotropy of fresh cement pastes. *Cement and Concrete Research* 42(1):148–157.

Roussel, N., C. Stefani and R. Leroy 2005 From mini-cone test to Abrams cone test: measurement of cement-based materials yield stress using slump tests. *Cement and Concrete Research* 35(5):817–822.

## S

- de Schutter, G., K. Lesage, V. Mechtcherine, V.N. Nerella, G. Habert and I. Augustí-Juan 2018 Vision of 3D printing with concrete - technical, economic and environmental potentials. *Cement and Concrete Research*.
- Sabiri, N.-E. and J. Comiti 1995 Pressure drop in non-Newtonian purely viscous fluid flow through porous media. *Chemical Engineering Science* 50(7):1193–1201.
- Salet, T.A.M. and R.J.M. Wolfs 2016 Potentials And Challenges In 3D Concrete Printing, *Proceedings of the 2nd International Conference on Progress in Additive Manufacturing (Pro-AM 2016)*.
- Shakor, P., S. Nejadi, G. Paul and J. Sanjayan 2020 Dimensional accuracy, flowability, wettability, and porosity in inkjet 3DP for gypsum and cement mortar materials. *Automation in Construction* 110:102964.
- Shakor, P., S. Nejadi, G. Paul, J. Sanjayan and A. Nazari 2019 Mechanical Properties of Cement-Based Materials and Effect of Elevated Temperature on 3-D Printed Mortar Specimens in Inkjet 3-D Printing. *ACI Materials Journal* 116(2).
- Shakor, P., J. Sanjayan, A. Nazari and S. Nejadi 2017 Modified 3D printed powder to cement-based material and mechanical properties of cement scaffold used in 3D printing. *Construction and Building Materials* 138:398–409.
- Sochi, T. 2010 Non-Newtonian flow in porous media. *Polymer* 51(22):5007–5023.
- Sonebi, M., S. Amziane and A. Perrot 2019 Mechanical Behavior of 3D Printed Cement Materials. In A. Perrot (ed.), *3D printing of concrete: State of the art and challenges of the digital construction revolution*, pp.101–124. Civil engineering and geomechanics series. London, UK, Hoboken, NJ, USA: ISTE Ltd; John Wiley & Sons, Inc.
- Sorbie, K.S. and Y. Huang 1991 Rheological and transport effects in the flow of low-concentration xanthan solution through porous media. *Journal of Colloid and Interface Science* 145(1):74–89.
- Spengler, A. 2006 Technologie sandreicher Betone. Dissertation, Technische Universität München, München.
- Steffe, J.F. 1996 *Rheological methods in food process engineering*.
- Straßer, A. and D. Weger 2019 Prozesstechnische Optimierung der additiven Fertigungsmethode Selective Cement Paste Intrusion durch Einsatz von Zusatzmitteln. wissenschaftlicher Kurzbericht des cbm 46, cbm - Centrum für Baustoffe und Materialprüfung (TUM), München.
- Strunge, J. 2018 Materialentwicklung für die Herstellung von Betonbauteilen im 3D-Druck. *Beton* 03(03):84–85.
- Suhendro, B. 2014 Toward Green Concrete for Better Sustainable Environment. *Procedia Engineering* 95:305–320.

## T

- Talke, D., K. Henke and D. Weger 2019 Selective Cement Activation (SCA) - new possibilities for additive manufacturing in construction, *Form and Force: Proceedings of the IASS Symposium 2019*.
- Tamayol, A. and M. Bahrami 2009 Analytical determination of viscous permeability of fibrous porous media. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 52(9-10):2407–2414.
- Tamayol, A. and M. Bahrami 2011 Transverse permeability of fibrous porous media. *Physical review. E, Statistical, nonlinear, and soft matter physics* 83(4 Pt 2):46314.
- Thiel, C., R.E. Beddoe, D. Lowke and C. Gehlen 2014 Accelerated carbonation: changes in water transport, porosity and phases of mortar due to different CO<sub>2</sub> pressures, *Proceedings of The 10th fib International PhD Symposium in Civil Engineering*, pp.217–221.

Thiel, C., R.E. Beddoe, D. Lowke and C. Gehlen 2016 Investigating the role of moisture on concrete carbonation using single-sided <sup>1</sup>H-NMR. In K. Kielsgaard Hansen, C. Rode, L.-O. Nilsson (ed.), *PRO112: International RILEM Conference on Materials, Systems and Structures in Civil Engineering Conference, Segment on Moisture in Materials and Structures*, pp.261–268: RILEM Publications S.A.R.L.

Thiel, C., A. Schön and C. Gehlen 2018 Einfluss der Co<sub>2</sub>-Permeation auf die Carbonatisierung zementgebundener Baustoffe, *Tagungsband ibausil 2018*, pp.153–161. Weimar.

### U

UNEP 2017 *Global Status Report 2017*.

UNEP 2019 *Sand and sustainability: Finding new solutions for environmental governance of global sand resources synthesis for policy makers*. Geneva, Switzerland: GRID-Geneva.

### V

Vasilic, K. 2016a A Numerical Model for Self-Compacting Concrete Flow through Reinforced Sections: a Porous Medium Analogy. Dissertation, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin.

Vasilic, K., B. Meng, H.C. Kühne and N. Roussel 2011 Flow of fresh concrete through steel bars: A porous medium analogy. *Cement and Concrete Research* 41(5):496–503.

Vasilic, K., W. Schmidt, H.C. Kühne, F. Haamkens, V. Mechtcherine and N. Roussel 2016b Flow of fresh concrete through reinforced elements: Experimental validation of the porous analogy numerical method. *Cement and Concrete Research* 88:1–6.

### W

Wagner, J.-P., A. Reichertz, A. Hannover, B. Siebert, K. Osterminski, F. Braun and M. Kirchgeßner 2007 Blüten von Frischbeton: Versuchsergebnisse mit dem Eimerverfahren des DBV-Merkblatts. *Beton* 12/2007(12):558–565.

Wangler, T., E. Lloret, L. Reiter, N. Hack, F. Gramazio, M. Kohler, M. Bernhard, B. Dillenburger, J. Buchli, N. Roussel and R. Flatt 2016 Digital Concrete: Opportunities and Challenges. *RILEM Technical Letters* 1:67.

Weger, D., D. Baier, A. Straßer, S. Prottung, T. Kränkel, A. Bachmann, C. Gehlen and M. Zäh 2020a Reinforced Particle-bed Printing by Combination of the Selective Paste Intrusion Method with Wire and Arc Additive Manufacturing – A First Feasibility Study [submitted], *Proceedings of the 2nd RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication*.

Weger, D., C. Gehlen and D. Lowke 2018a 3D-Betondrucken - Stand der Forschung an der TUM, *Tagungsband 59. Forschungskolloquium des DAfStb*, 11.-12.10.18.

Weger, D., C. Gehlen and D. Lowke 2018b Additive Fertigung von Betonbauteilen durch selektive Zementleim-Intrusion, *Proceedings of ibausil 2018*.

Weger, D., H. Kim, D. Talke, K. Henke, T. Kränkel and C. Gehlen 2020b Lightweight Concrete 3D-Printed by Selective Cement Activation – Investigation of Thermal Conductivity, Strength and Water Distribution [submitted], *Proceedings of the 2nd RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication*.

Weger, D., D. Lowke and C. Gehlen 2016a 3D printing of concrete structures using the selective binding method - Effect of concrete technology on contour precision and compressive strength. In K. Maekawa, A. Kasuga and J. Yamazaki (eds), *Proceedings of 11th fib International PhD Symposium in Civil Engineering*, pp.403–410. Tokyo: The University of Tokyo.

Weger, D., D. Lowke and C. Gehlen 2016b 3D Printing of Concrete Structures with Calcium Silicate based Cements using the Selective Binding Method – Effects of Concrete Technology on Penetration Depth of Cement Paste, *Proceedings of Hipermat 2016 - 4th International Symposium on Ultra-High Performance Concrete and High Performance Construction Materials Kassel*. Kassel University Press.

- Weger, D., D. Lowke, C. Gehlen, D. Talke and K. Henke 2018c Additive manufacturing of concrete elements using selective cement paste intrusion – Effect of layer orientation on strength and durability, *Proceedings of RILEM 1st International Conference on Concrete and Digital Fabrication*. Zurich.
- Weller, C., R. Kleer and F.T. Piller 2015 Economic implications of 3D printing: Market structure models in light of additive manufacturing revisited. *International Journal of Production Economics* 164:43–56.
- Willhite, G.P. and J.T. Uhl 1988 Correlation of the Flow of Flocon 4800 Biopolymer with Polymer Concentration and Rock Properties in Berea Sandstone. In G.A. Stahl and D.N. Schulz (eds), *Water-Soluble Polymers for Petroleum Recovery*, pp.101–119. Boston, MA, s.l.: Springer US.
- Wu, P., J. Wang and X. Wang 2016 A critical review of the use of 3-D printing in the construction industry. *Automation in Construction* 68:21–31.

**X**

- Xia, M., B. Nematollahi and J. Sanjayan 2018 Influence of Binder Saturation Level on Compressive Strength and Dimensional Accuracy of Powder-Based 3D Printed Geopolymer. *Materials Science Forum* 939:177–183.
- Xia, M., B. Nematollahi and J. Sanjayan 2019a Compressive Strength and Dimensional Accuracy of Portland Cement Mortar Made Using Powder-Based 3D Printing for Construction Applications. In Timothy Wangler, Robert J. Flatt (ed.), *First RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication – Digital Concrete 2018*. RILEM Bookseries 19. Cham.
- Xia, M., B. Nematollahi and J. Sanjayan 2019b Printability, accuracy and strength of geopolymer made using powder-based 3D printing for construction applications. *Automation in Construction* 101:179–189.
- Xia, M. and J. Sanjayan 2016 Method of formulating geopolymer for 3D printing for construction applications. *Materials & Design* 110:382–390.
- Xia, M. and J.G. Sanjayan 2018 Methods of enhancing strength of geopolymer produced from powder-based 3D printing process. *Materials Letters* 227:281–283.

**Y**

- Yoo, J., M.J. Cima, S. Khanuja and E.M. Sachs 1993 Structural Ceramic Components by 3D Printing. Departments of Materials Science and Engineering and Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA 02139, *Solid Freeform Fabrication Proceedings: SFF Symposium held in Austin, Texas on August 9-11, 1993*, pp.40–50. Austin, TX.

**Z**

- Zäh, M.F. 2006 *Wirtschaftliche Fertigung mit Rapid-Technologien - Anwender-Leitfaden zur Auswahl geeigneter Verfahren*. München: Hanser.
- Zhang, J. and B. Khoshnevis 2013 Optimal machine operation planning for construction by Contour Crafting. *Automation in Construction* 29:50–67.
- Zimmermann, B. 2017 Ökologische Optimierung von Bauteilen durch den Einsatz der Additive Fertigungsverfahren „Selective Cement Paste Intrusion“ – Einsatz von Additiven zur Konturtreue- und Festigkeitssteigerung. Bachelorarbeit, Lehrstuhl für Werkstoffe und Werkstoffprüfung im Bauwesen, Technische Universität München, München.

**Internetdokument**

- 3dnatives 2018 Start-up des Monats: Apis Cor und der 3D-Druck von Häusern. Retrieved 7 December 2019 from <https://www.3dnatives.com/de/interview-apis-cor/>.
- All3DP 2016 World's First 3D Printed Pedestrian Bridge Completed in Madrid | All3DP. Retrieved 29 May 2018 from <https://all3dp.com/3d-printed-pedestrian-bridge/>.

- All3DP 2017 D-Shape: 3D-gedruckte Brücke: 3d-printed-bridge-2.jpg (JPEG-Grafik, 1149 × 646 Pixel). Retrieved 29 May 2018 from <https://all3dp.com/app/uploads/2016/12/3d-printed-bridge-2.jpg>.
- CONCR3DE 2018 CONCR3DE | High end sustainable 3D printing. Retrieved 14 March 2018 from <http://concr3de.com/>.
- Contour Crafting: Simulation eines Drucks hoher Gebäude: Large\_Complex\_Alone.jpg (JPEG-Grafik, 1280 × 720 Pixel). 2017a. Retrieved 29 May 2018 from [http://contourcrafting.com/wp-content/uploads/2017/06/Large\\_Complex\\_Alone.jpg](http://contourcrafting.com/wp-content/uploads/2017/06/Large_Complex_Alone.jpg).
- Contour Crafting: Wandelement: Wall-3ft1.jpg (JPEG-Grafik, 1024 × 768 Pixel). 2017b. Retrieved 29 May 2018 from <http://contourcrafting.com/wp-content/uploads/2017/07/Wall-3ft1.jpg>.
- Dini, E. 2017 D-shape. Retrieved 29 May 2018 from <https://d-shape.com/>.
- doka 2017 Austrian Doka Ventures starts with mobile 3D construction printing on an industrial scale. Retrieved 7 December 2019 from [https://www.doka.com/me/news/press/Austrian\\_Doka\\_Ventures\\_starts\\_with\\_mobile\\_3D\\_construc](https://www.doka.com/me/news/press/Austrian_Doka_Ventures_starts_with_mobile_3D_construc).
- D-shape 2018 D-Shape: Drucker: -3D-Printer.jpg (JPEG-Grafik, 4752 × 3168 Pixel) - Skaliert (29%). Retrieved 29 May 2018 from <https://www.d-shape.com/wp-content/uploads/2018/02/DShape-3D-Printer.jpg>.
- D-shape 2019 MATERIALS | D-shape. Retrieved 29 December 2019 from <https://d-shape.com/materials/>.
- Hansmeyer, M. and B. Dillenburger 2017 Digital Grotesque. Retrieved 6 October 2017 from <https://digital-grotesque.com/>.
- Khoshnevis, B. 2013 Contour Crafting. Retrieved 7 February 2013.
- Loughborough University 2012 3D Concrete Printing: an innovative construction process. Retrieved 21 June 2012.
- PERI GmbH 2018 PERI Gruppe beteiligt sich an COBOD International A/S. Retrieved 7 December 2019 from <https://www.peri.de/informationsportal-news-medien/veroeffentlichungen-presse/peri-gruppe-beteiligt-sich-an-cobod.html>.
- Rael, R. and V. San Fratello 2017a Emerging Objects. Retrieved 26 September 2017 from <http://www.emergingobjects.com/>.
- Rael, R. and V. San Fratello 2017b RAEL SAN FRATELLO. Retrieved 20 September 2017 from <http://www.rael-sanfratello.com/>.
- Viridis3D 2017. Retrieved 30 October 2017 from <https://envisiontec.com/3d-printers/robotic-additive-manufacturing/>.
- voxeljet 2017 3D-Drucker | voxeljet printing solutions. Retrieved 20 September 2017 from <https://www.voxeljet.com/de/>.
- WinSun and Kira 2015 Exclusive: WinSun China builds world's first 3D printed villa and tallest 3D printed apartment building. Retrieved 28 November 2019 from <http://www.3ders.org/articles/20150118-winsun-builds-world-first-3d-printed-villa-and-tallest-3d-printed-building-in-china.html>.

### **Normen und Merkblätter**

- Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) 2012a BAWMerkblatt Dauerhaftigkeitsbemessung und -bewertung von Stahlbetonbauwerken bei Carbonatisierung und Chlorideinwirkung (MDCC).
- Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) 2012b BAWMerkblatt: Frostprüfung von Beton (MFB): Ausgabe 2012. Retrieved 30 May 2018.
- Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) 2017 BAWMerkblatt Dauerhaftigkeitsbemessung und -bewertung von Stahlbetonbauwerken bei Carbonatisierung und Chlorideinwirkung (MDCC).
- CEN - European Committee for Standardization 2013/2016 EN 206:2013+A1:2016: Concrete - Specification, performance, production and conformity.

- Deutsches Institut für Normung 2009 DIN EN 12390-7:2009: Prüfung von Festbeton -Teil 7: Rohdichte von Festbeton ICS 91.100.30. Berlin: Beuth Verlag GmbH. Retrieved 2 November 2019.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 1998 DIN EN 1015-7:1998: Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 7: Bestimmung des Luftgehaltes von Frischmörtel ICS 91.100.10. Berlin: Beuth Verlag GmbH. Retrieved 2 November 2019.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2007a DIN EN 1015-3:2007-06: Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk – Teil 3: Bestimmung der Konsistenz von Frischmörtel (mit Ausbreittisch); Deutsche Fassung EN 1015-3:1999+A1:2004+A2:2006 91.100.10. Berlin: Beuth.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2007b DIN CEN/TS 12390-10:2007-12: Prüfung von Festbeton – Teil 10: Bestimmung des relativen Karbonatisierungswiderstandes von Beton; Deutsche Fassung CEN/TS 12390-10:2007 91.100.30. Berlin: Beuth.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2009 DIN EN 12390-3:2009-07: Prüfung von Festbeton – Teil 3: Druckfestigkeit von Probekörpern; Deutsche Fassung EN 12390-3:2009 91.100.30. Berlin: Beuth.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2011 DIN EN 12350-6:2011-03: Prüfung von Frischbeton – Teil 6: Frischbetonrohddichte; Deutsche Fassung EN 12350-6:2009 91.100.30.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2016 DIN EN 196-1:2016: Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1:2016 91.100.10. Berlin: Beuth.
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2017a DIN EN 196-3:2017-03: Prüfverfahren für Zement – Teil 3: Bestimmung der Erstarrungszeiten und der Raumbeständigkeit; Deutsche Fassung EN 196-3:2016 91.100.10. Berlin: Beuth. [https://mpva.de/media/files/2011\\_Pruefung\\_der\\_Oberflaechenzugfestigkeit\\_Ma.PDF](https://mpva.de/media/files/2011_Pruefung_der_Oberflaechenzugfestigkeit_Ma.PDF).
- DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 2017b DIN CEN/TS 12390-9:2017-05 (DIN SPEC 91167): Prüfung von Festbeton – Teil 9: Frost- und Frost-Tausalz-Widerstand – Abwitterung; Deutsche Fassung CEN/TS 12390-9:2016 91.100.30. Berlin: Beuth.

#### **Patentschrift**

- Deckard, C.R. 1986 Method and apparatus for producing parts by selective sintering: Google Patents. <https://www.google.com/patents/US4863538>.
- Fromm, A. 2014b Method and device for producing a concrete component, and concrete component produced according to the method, US9676119B2.
- Hull, C.W. 1984 Apparatus for production of three-dimensional objects by stereolithography: Google Patents. <https://www.google.com/patents/US4575330>.
- Khoshnevis, B. 2007 Deployable contour crafting. Retrieved 29 May 2018 from <https://patents.google.com/patent/US7814937B2/>.
- Khoshnevis, B. and M. del Rey 2004 Multi-nozzle assembly for extrusion of wall. Retrieved 29 May 2018 from <https://patents.google.com/patent/US7153454B2/>.
- Munz, O.J. 1951/1956.
- Sachs, E.M., J.S. Haggerty, M.J. Cima and P.A. Williams 1989 Three-dimensional printing techniques: Google Patents. <https://www.google.de/patents/US5204055>.

#### **Radio- oder Fernsehendung**

- Weger, D., D. Talke, D. Lowe and K. Henke 2017 3D-Betondruck, Variante 'Paste Intrusion': Herstellung eines mit inneren Streben ausgesteiften Rohres. Gefördert durch Informationszentrum Beton GmbH: ITSZ-Medienzentrum Technische Universität München.

**Anhang**

Anhang A1 Eindringtiefen Modell A+

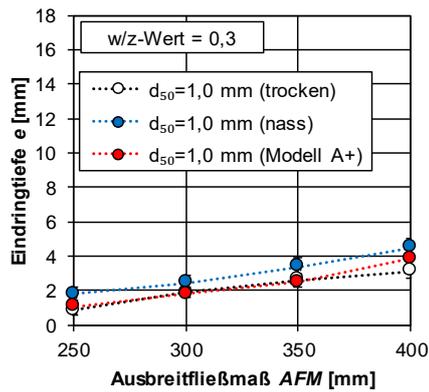


Abbildung 138: Eindringtiefe e nach Modell A+ bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem w/z-Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm

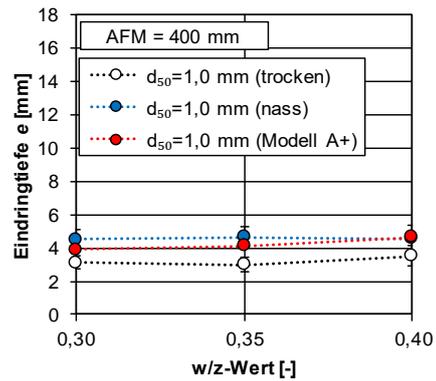


Abbildung 139: Eindringtiefe e nach Modell A+ bei variablen w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm

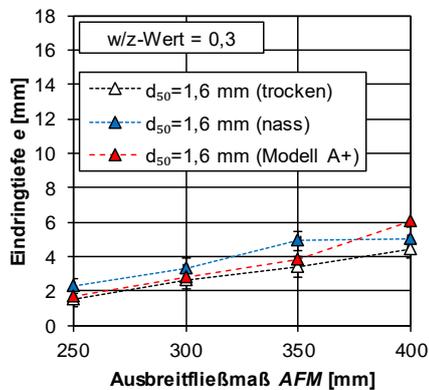


Abbildung 140: Eindringtiefe e nach Modell A+ bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem w/z-Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm

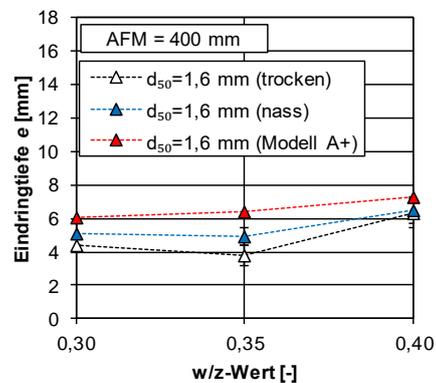


Abbildung 141: Eindringtiefe e nach Modell A+ bei variablen w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm

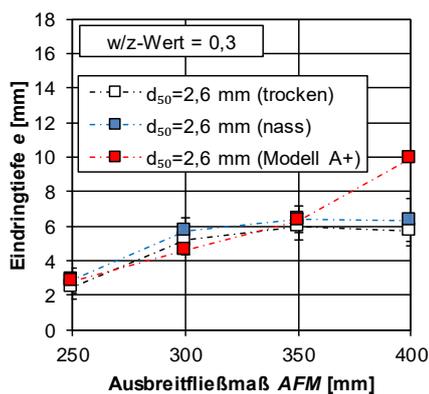


Abbildung 142: Eindringtiefe e nach Modell A+ bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem w/z-Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm

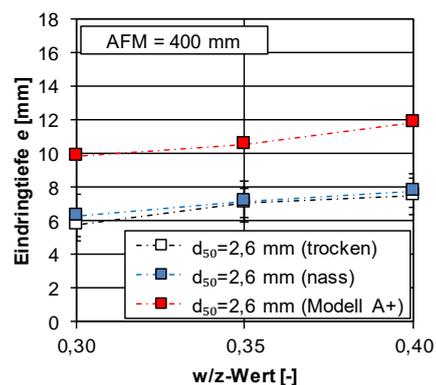


Abbildung 143: Eindringtiefe e nach Modell A+ bei variablen w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm

Anhang A2 Eindringtiefen Modell B/B+

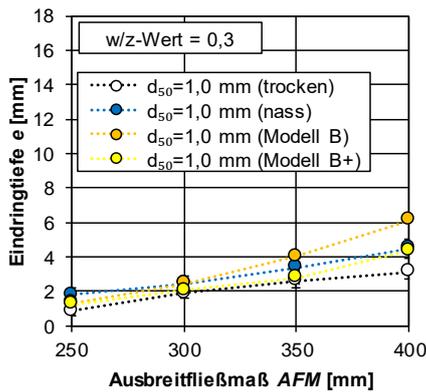


Abbildung 144: Eindringtiefe e nach Modell B/B+ bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem w/z-Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm

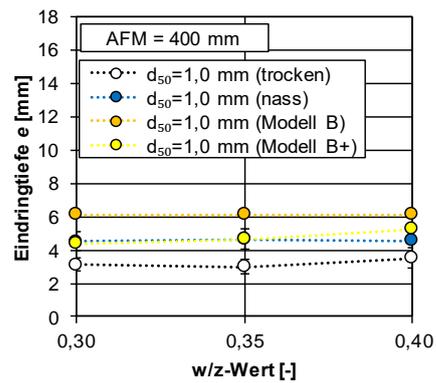


Abbildung 145: Eindringtiefe e nach Modell B/B+ bei variablen w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm

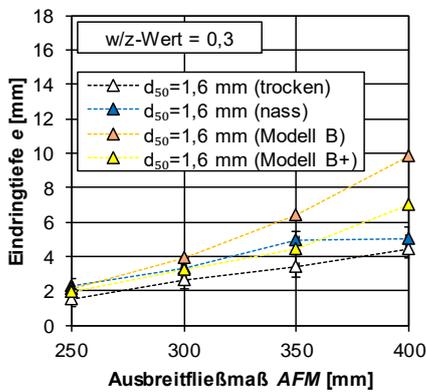


Abbildung 146: Eindringtiefe e nach Modell B/B+ bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem w/z-Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm

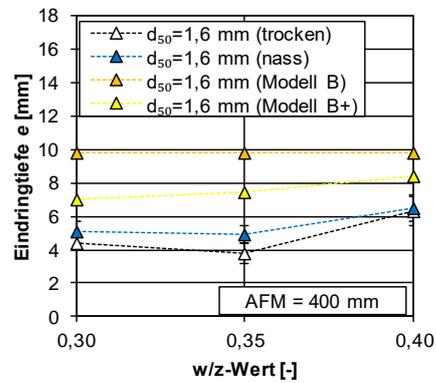


Abbildung 147: Eindringtiefe e nach Modell B/B+ bei variablen w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm

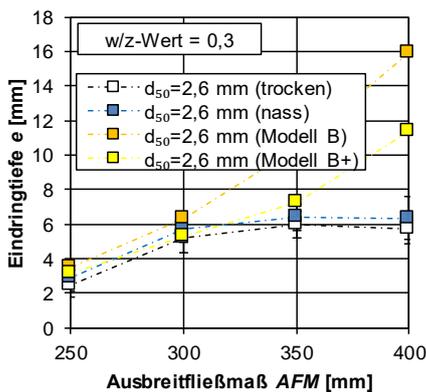


Abbildung 148: Eindringtiefe e nach Modell B/B+ bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem w/z-Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm

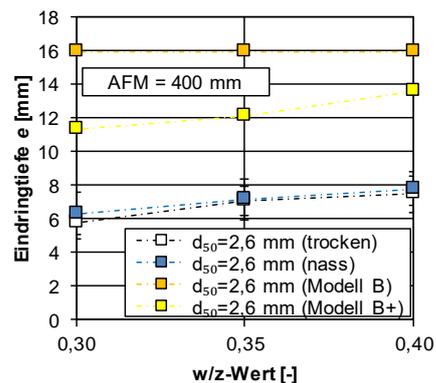


Abbildung 149: Eindringtiefe e nach Modell B/B+ bei variablen w/z-Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm

## Anhang A3 Eindringtiefen Modell C und D: Porensystem mit Tetraederlücken

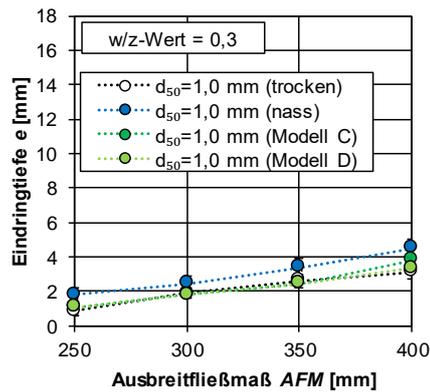


Abbildung 150: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm (Tetraederlücke)

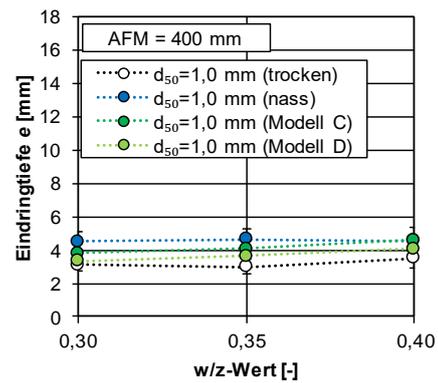


Abbildung 151: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen  $w/z$ -Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm (Tetraederlücke)

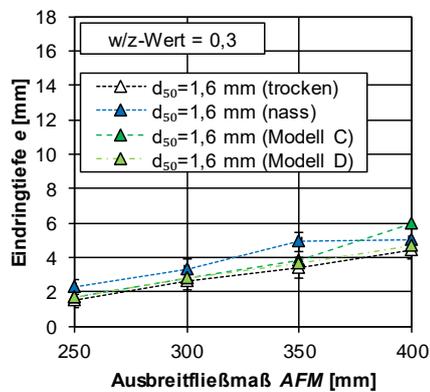


Abbildung 152: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm (Tetraederlücke)

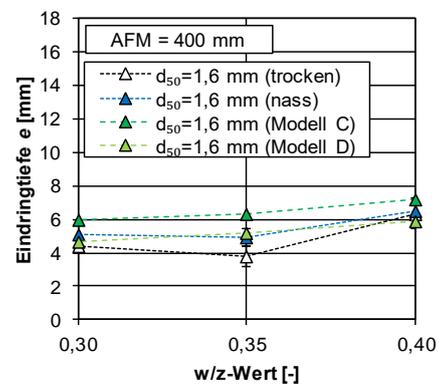


Abbildung 153: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen  $w/z$ -Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm (Tetraederlücke)

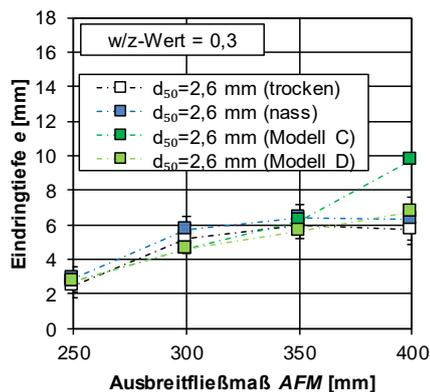


Abbildung 154: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm (Tetraederlücke)

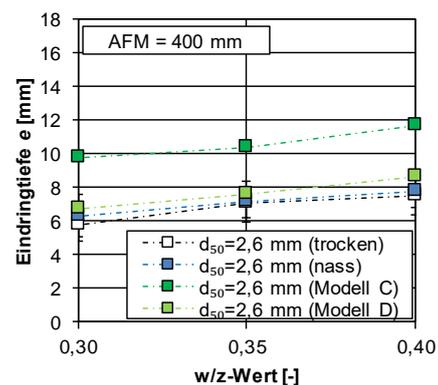


Abbildung 155: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen  $w/z$ -Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm (Tetraederlücke)

**Anhang A4 Grenzfließgrenze, Scherrate und scherratenabhängige Viskosität  
Modell C und D: Porensystem mit Oktaederlücken**

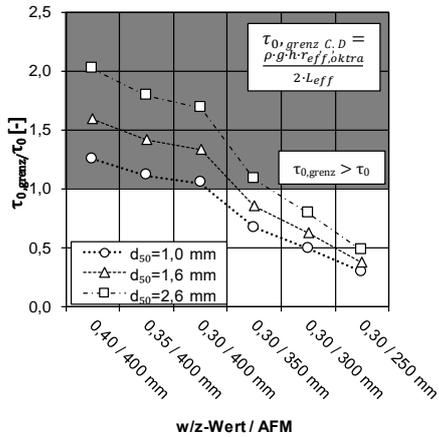


Abbildung 156: Verhältnis zwischen der Grenzfließgrenze und der Fließgrenze in Modell C und D (Oktaederlücke)

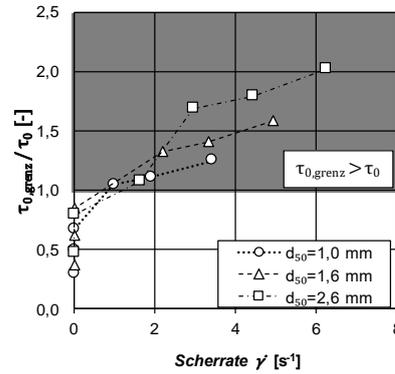


Abbildung 157: Gegenüberstellung des Quotienten  $\tau_{c,grenz}/\tau_c$  und der Scherrate in den Poren  $\dot{\gamma}$  (Oktaederlücke)

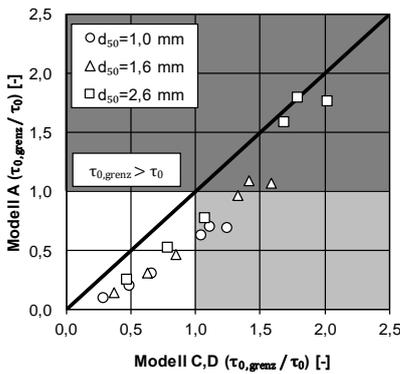


Abbildung 158: Gegenüberstellung des Eindringquotientens aus Modell A ( $\tau_{c,grenz}/\tau_c$ ) und Modell C,D ( $\tau_{c,grenz}/\tau_c$ ) (Oktaederlücke)

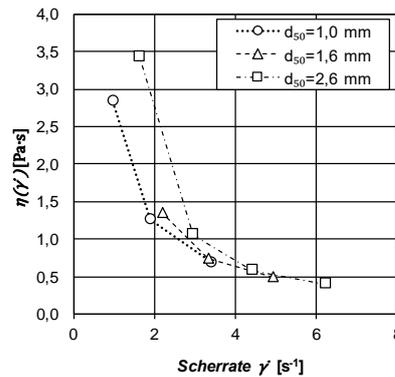


Abbildung 159: Scherratenabhängige Viskosität in den Poren (Oktaederlücke)

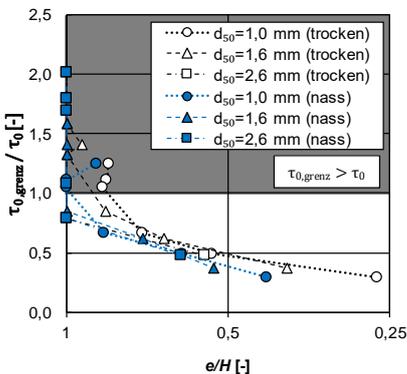


Abbildung 160: Vergleich der Quotienten  $\tau_{c,grenz}/\tau_c$  und  $H/e$  ( $H$  = Eindringtiefe inklusive des nicht eingedrungen Leims auf der Oberfläche) zur Eindringtiefe  $e$  (Oktaederlücke)

**Anhang A5 Eindringtiefe Modell C und D: Porensystem mit Oktaederlücken**

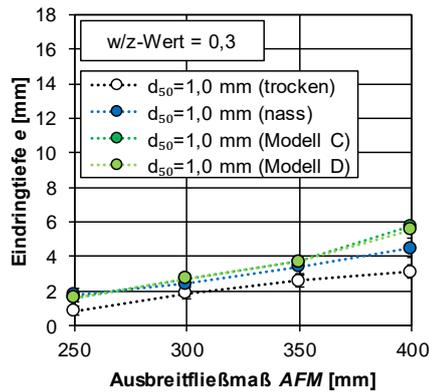


Abbildung 161: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm (Oktaederlücke)

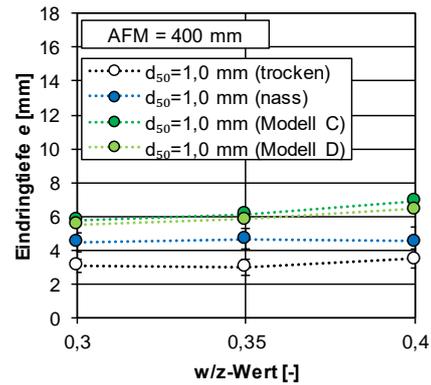


Abbildung 162: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen  $w/z$ -Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,0$  mm (Oktaederlücke)

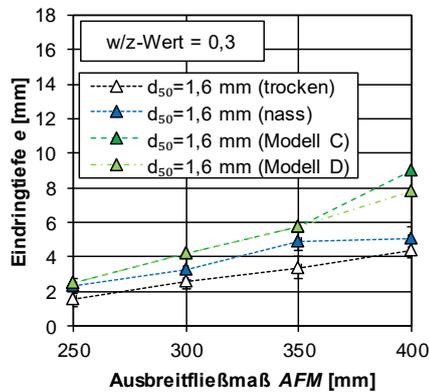


Abbildung 163: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm (Oktaederlücke)

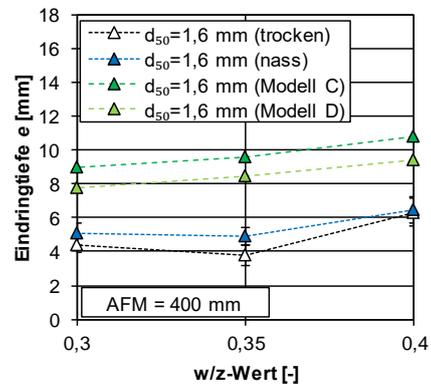


Abbildung 164: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen  $w/z$ -Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 1,6$  mm (Oktaederlücke)

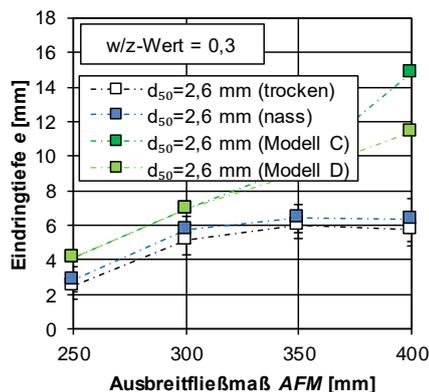


Abbildung 165: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen Ausbreitfließmaß und konstantem  $w/z$ -Wert 0,3 bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm (Oktaederlücke)

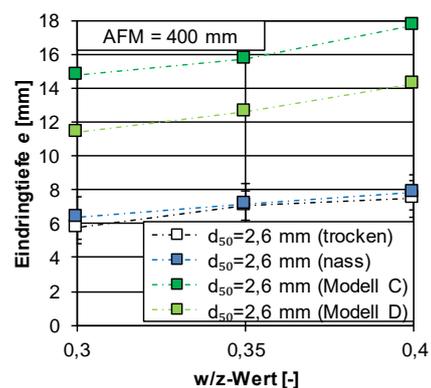


Abbildung 166: Eindringtiefe  $e$  nach Modell C/D bei variablen  $w/z$ -Wert und konstantem Ausbreitfließmaß von 400 mm bei einer Partikelgröße von  $d_{50} = 2,6$  mm (Oktaederlücke)

**Anhang A6 Absolute Abweichung der tatsächlichen Eindringtiefe zur berechneten Eindringtiefe nach Modell C und D: Porensystem mit Oktaederlücken**

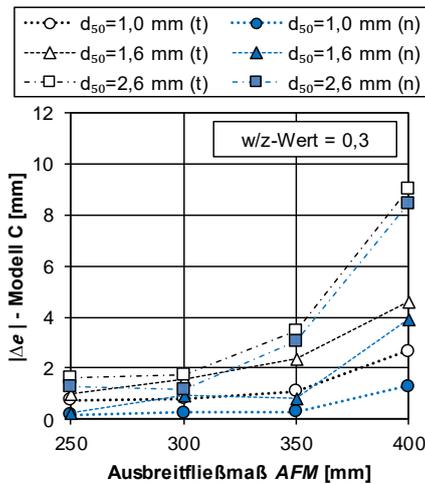


Abbildung 167: Absolute Abweichung des Modells C von den tatsächlichen Eindringtiefen in Abhängigkeit der Partikelgröße, der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass(n)) und des Ausbreitfließmaßes bei konstantem w/z-Wert 0,3 (Oktaederlücke)

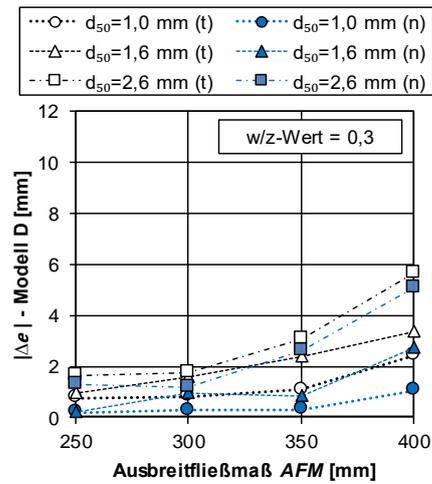


Abbildung 168: Absolute Abweichung des Modells D von den tatsächlichen Eindringtiefen in Abhängigkeit der Partikelgröße, der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass(n)) und des Ausbreitfließmaßes bei konstantem w/z-Wert 0,3 (Oktaederlücke)

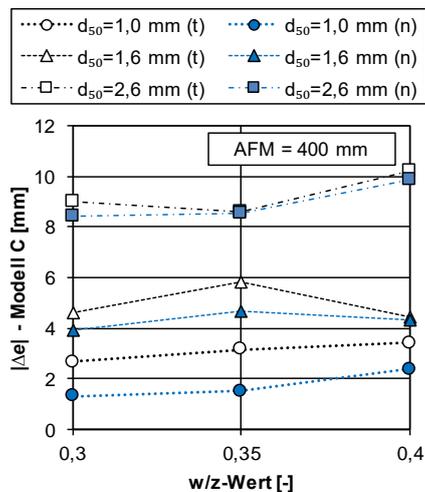


Abbildung 169: Absolute Abweichung des Modells C von den tatsächlichen Eindringtiefen in Abhängigkeit der Partikelgröße, der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass(n)) und w/z-Wertes bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm (Oktaederlücke)

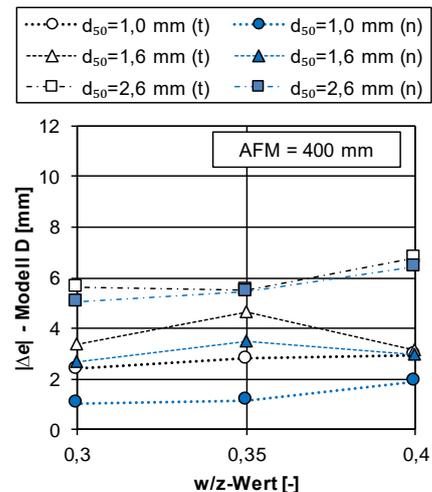


Abbildung 170: Absolute Abweichung des Modells D von den tatsächlichen Eindringtiefen in Abhängigkeit der Partikelgröße, der Feuchte der Gesteinskörnung (weiße Symbole = trocken (t), blaue Symbole = nass(n)) und w/z-Wertes bei einem konstanten Ausbreitfließmaß von 400 mm (Oktaederlücke)

## Anhang A7 Druckfestigkeit der Referenzprobekörper nach 7 d und 28 d

Form	l	b	h	Alter	Masse	Rohdichte	Gesamtluft- porengehalt LP	Höchstkraft	Festigkeit
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[d]	[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]	[kN]	[MPa]
Prisma	40,1	40,4	160,3	28	594,6	2290	4,9	103,2	64,5
								102,5	64,1
	40,3	41,1	159,6	28	608,7	2303	4,3	103,3	64,6
								106,1	66,3
	40,1	40,1	160,0	28	592,7	2304	4,2	102,0	63,8
								105,8	66,1
	40,0	41,5	159,6	28	605,4	2285	5,1	102,6	64,1
								101,9	63,7
	40,2	40,5	160,1	28	598,7	2297	4,5	106,9	66,8
								102,5	64,1
	40,1	40,8	159,6	28	602,7	2308	4,0	100	62,5
								103,5	64,7
Würfel	100,2	100,2	99,2	28	2231,0	2240	7,3	644	64,1
	100,4	100,4	98,4	28	2229,0	2247	6,9	630	62,5
	100,9	100,9	98,4	28	2255,0	2251	6,7	634,9	62,4
	100,4	100,4	98,5	28	2260,0	2276	5,5	646,1	64,1
	100,9	100,9	98,4	28	2232,0	2228	7,8	617,3	60,6
Würfel	150,3	150,3	150,1	28	7612,0	2245	7,0	1479,6	65,5
	149,9	149,9	148,7	28	7641,0	2287	5,0	1536,3	68,4
	150,1	150,1	149,8	28	7612,0	2255	6,5	1530,3	67,9

## Anhang A8 Biegezugfestigkeit der Referenzprobekörper nach 7 d und 28 d

Form	l	b	h	Alter	Masse	Rohdichte	Gesamtluftporeng Gehalt LP	Höchstkraft	Festigkeit
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[d]	[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]	[kN]	[MPa]
Prisma	40,2	39,8	160,0	7	579,8	2265	6,1	3,4	8,1
	40,1	40,4	160,0	7	588,1	2269	5,9	3,4	7,7
	40,0	40,4	160,2	7	586,4	2265	6,1	3,2	7,3
	40,1	40,5	160,0	7	584,4	2249	6,8	3,1	7,0
Prisma	40,0	40,4	160,3	7	587,0	2266	6,0	3,6	8,2
	40,0	40,2	160,1	7	590,0	2292	4,8	3,7	8,6
	40,0	40,0	160,2	7	585,0	2282	5,2	3,6	8,5
	40,2	40,9	160,0	7	609,0	2315	3,7	3,3	7,3
Prisma	40,0	40,5	160,0	7	589,0	2272	5,7	3,4	7,8
	40,0	41,7	160,0	7	602,0	2256	6,5	4,3	8,9
	39,9	41,7	160,0	7	598,0	2246	7,0	3,9	8,1
	40,0	42,2	160,0	7	605,0	2240	7,3	3,7	7,4
	40,0	41,2	159,7	7	602,0	2287	5,0	4,3	9,2
	40,2	40,7	159,6	7	600,0	2298	4,5	4,0	8,9
40,0	40,1	160,0	7	599,0	2334	2,8	3,9	9,1	

Form	l	b	h	Alter	Masse	Rohdichte	Gesamtluftporeng Gehalt LP	Höchstkraft	Festigkeit
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[d]	[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]	[kN]	[MPa]
Prisma	40,1	40,4	160,3	28	594,6	2290	4,9	3,6	8,2
	40,3	41,1	159,6	28	608,7	2303	4,3	3,8	8,2
	40,1	40,1	160,0	28	592,7	2304	4,2	3,9	9,1
	40,0	41,5	159,6	28	605,4	2285	5,1	4,2	8,8
	40,2	40,5	160,1	28	598,7	2297	4,5	3,8	8,6
	40,1	40,8	159,6	28	602,7	2308	4,0	4,0	8,8

## Anhang A9 Druckfestigkeit SPI gedruckter Probekörper nach 7 d, geprüft senkrecht zur Schichtung des Probekörpers (90°) und parallel zur Schichtung (0°)

### Prüfrichtung senkrecht zur Schichtung des Probekörpers (90°)

Form	l	b	h	Alter	Masse	Rohdichte	Gesamtluftporengleich LP	Höchstkraft	Festigkeit
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[d]	[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]	[kN]	[MPa]
Würfel (je 2 PK aus CDF Probekörper herausgesägt)	71,6	71,6	71,1	7	827,0	2269	5,9	333,7	65,1
	70,0	71,8	70,6	7	821,0	2314	3,7	388,4	77,3
	70,7	74,3	70,6	7	840,0	2265	6,1	367,8	70,0
	72,4	71,9	71,0	7	845,0	2286	5,0	370,7	71,2
Würfel	100,8	102,0	97,4	7	2308,0	2305	4,2	704,3	68,5
	102,2	102,2	97,4	7	2473,0	2431	0,0	744,3	71,3
	102,6	101,7	100,3	7	2437,0	2329	3,0	720,3	69,0
	103,2	102,2	94,9	7	2310,0	2308	4,0	785,2	74,4
	118,1	118,1	113,9	7	3288,0	2070	15,4	675,9	48,5
	116,6	116,6	112,5	7	3166,0	2070	15,4	521,1	38,3

### Prüfrichtung parallel zur Schichtung (0°)

Form	l	b	h	Alter	Masse	Rohdichte	Gesamtluftporengleich LP	Höchstkraft	Festigkeit
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[d]	[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[Vol.-%]	[kN]	[MPa]
Würfel (je 2 PK aus CDF Probekörper herausgesägt)	71,5	72,4	69,3	7	831,0	2316	3,6	394	76,1
	71,7	72,3	70,2	7	820,0	2253	6,6	368,5	71,1
	71,0	71,8	70,7	7	796,0	2209	8,8	283,8	55,7
	72,6	73,4	70,5	7	828,0	2204	9,0	310,5	58,3
Würfel	104,0	103,5	102,5	11	2594,0	2351	1,9	792,6	73,6
	104,3	104,2	102,0	11	2571,0	2319	3,5	791,1	72,8
	100,2	98,6	100,3	7	2253,0	2274	5,7	656,8	66,5
	103,0	99,1	100,0	7	2292,0	2245	7,0	686,8	67,3
	103,7	106,4	105,0	7	2515,0	2171	10,6	541,6	49,1
	103,4	109,2	106,1	7	2579,0	2153	11,4	628,3	55,6
	95,2	95,5	94,6	7	1948,0	2265	6,1	593,4	65,3
	94,6	94,8	92,3	7	1843,0	2227	7,9	575	64,1
	95,4	94,7	93,0	7	1947,0	2317	3,6	707,6	78,3
	94,3	94,9	94,9	7	1965,0	2314	3,7	671,7	75,1

## Anhang A10 Ergebnisse CIF Prüfung (90°)

FTW	Alter	Wasseraufnahme			
		CF-1	CF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[%]
-14	-7	-0,32	-0,33	-0,32	3%
-10	-5	-0,09	-0,10	-0,09	7%
-4	-2	0,01	-0,01	0,00	920%
0	0	0,00	0,00	0,00	
4	2	0,04	0,01	0,02	62%
14	7	0,29	0,32	0,31	7%
18	9	0,49	0,39	0,44	15%
24	12	0,62	0,39	0,51	33%
28	14	0,67	0,43	0,55	30%
32	16	0,69	0,43	0,56	33%
38	19	0,68	0,39	0,54	38%
42	21	0,71	0,45	0,58	32%
46	23	0,74	0,46	0,60	33%
52	26	0,72	0,43	0,57	35%
56	28	0,76	0,43	0,60	39%

FTW	Alter	Innere Schädigung			
		CF-1	CF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]
0	0	100	100	100	0%
4	2	101	100	101	1%
14	7	102	101	102	0%
18	9	100	100	100	1%
24	12	103	103	103	0%
28	14	102	101	101	0%
32	16	103	104	104	1%
38	19	104	103	104	1%
42	21	104	104	104	0%
46	23	104	102	103	1%
52	26	105	103	104	1%
56	28	104	102	103	2%

FTW	Alter	Abwitterung			
		CF-1	CF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[%]
0	0	0	0	0	
4	2	48	13	31	80%
14	7	60	23	41	64%
18	9	68	29	48	57%
24	12	72	36	54	48%
28	14	77	41	59	43%
32	16	80	43	61	43%
38	19	84	48	66	39%
42	21	87	52	70	35%
46	23	91	57	74	33%
52	26	108	67	87	33%
56	28	113	71	92	33%

## Anhang A11 Ergebnisse CDF Prüfung (90°)

FTW	Alter	Wasseraufnahme			
		CDF-1	CDF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[%]
-14	-7	-0,72	-0,46	-0,59	31%
-10	-5	-0,14	-0,08	-0,11	34%
-6	-3	-0,04	0,00	-0,02	114%
0	0	0,00	0,00	0,00	
4	2	0,05	0,04	0,04	0%
8	4	0,17	0,11	0,14	29%
14	7	0,32	0,29	0,31	7%
18	9	0,38	0,39	0,39	1%
22	11	0,37	0,40	0,39	7%
28	14	0,29	0,41	0,35	23%
32	16	0,32	0,38	0,35	11%
36	18	0,28	0,35	0,31	15%
42	21	0,31	0,31	0,31	0%
46	23	0,31	0,35	0,33	10%
50	25	0,14	0,27	0,20	44%
56	28	0,06	0,15	0,10	60%

FTW	Alter	Innere Schädigung			
		CDF-1	CDF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]
0	0	100	100	100	0%
4	2	104	104	104	0%
14	7	95	102	99	5%
18	9	102	101	102	0%
22	11	101	104	102	2%
28	14	98	104	101	4%
32	16	102	105	104	2%
36	18	100	106	103	4%
42	21	107	107	107	1%
46	23	103	105	104	1%
50	25	101	102	102	1%
56	28	102	104	103	1%

FTW	Alter	Abwitterung			
		CDF-1	CDF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[%]
0	0	0	0	0	
4	2	235	180	207	19%
8	4	338	256	297	19%
14	7	435	352	394	15%
18	9	516	436	476	12%
22	11	595	528	562	8%
28	14	692	646	669	5%
32	16	784	732	758	5%
36	18	870	822	846	4%
42	21	964	921	942	3%
46	23	1028	1007	1018	1%
50	25	1114	1108	1111	0%
56	28	1209	1225	1217	1%

## Anhang A12 Ergebnisse CIF Prüfung (0°)

FTW	Alter	Wasseraufnahme			
		CF-1	CF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[%]
-14	-7	-0,35	-0,35	-0,35	2%
-10	-5	-0,02	-0,02	-0,02	2%
-4	-2	-0,02	-0,01	-0,01	47%
0	0	0,00	0,00	0,00	
4	2	0,13	0,15	0,14	11%
10	5	0,25	0,32	0,28	19%
14	7	0,25	0,33	0,29	20%
18	9	0,30	0,27	0,29	8%
24	12	0,33	0,31	0,32	4%
28	14	0,35	0,33	0,34	3%
32	16	0,37	0,33	0,35	7%
38	19	0,39	0,32	0,35	15%
42	21	0,41	0,34	0,37	13%
46	23	0,41	0,35	0,38	11%
52	26	0,41	0,36	0,38	10%
56	28	0,42	0,35	0,39	14%

FTW	Alter	Innere Schädigung			
		CF-1	CF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]
0	0	100	100	100	0%
4	2	100	96	98	3%
10	5	87	84	86	3%
14	7	143	137	140	3%
18	9	143	135	139	4%
24	12	92	97	95	4%
28	14	104	107	105	2%
32	16	110	108	109	2%
38	19	109	110	110	0%
42	21	108	106	107	2%
46	23	111	109	110	2%
52	26	118	116	117	2%
56	28	104	103	103	1%

FTW	Alter	Abwitterung			
		CF-1	CF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[%]
0	0	0	0	0	
4	2	112	64	88	39%
10	5	158	111	134	25%
14	7	193	260	227	21%
18	9	228	327	277	25%
24	12	267	341	304	17%
28	14	284	358	321	16%
32	16	338	426	382	16%
38	19	349	444	396	17%
42	21	365	458	411	16%
46	23	378	465	422	15%
52	26	398	479	438	13%
56	28	407	486	447	12%

## Anhang A13 Ergebnisse CDF Prüfung (0°)

FTW	Alter	Wasseraufnahme			
		CDF-1	CDF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[%]
-14	-7	-0,35	-0,33	-0,34	4%
-8	-4	-0,05	-0,04	-0,05	16%
-4	-2	-0,03	-0,03	-0,03	7%
0	0	0,00	0,00	0,00	
6	3	0,23	0,25	0,24	6%
10	5	0,32	0,41	0,37	16%
14	7	0,45	0,49	0,47	7%
20	10	0,58	0,60	0,59	2%
24	12	0,59	0,58	0,59	2%
28	14	0,63	0,57	0,60	7%
34	17	0,66	0,54	0,60	14%
38	19	0,63	0,55	0,59	10%
42	21	0,61	0,59	0,60	3%
48	24	0,59	0,54	0,57	7%
52	26	0,60	0,52	0,56	10%
56	28	0,57	0,56	0,57	1%

FTW	Alter	Innere Schädigung			
		CDF-1	CDF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]
0	0	100	100	100	0%
6	3	94	97	95	2%
10	5	115	64	89	40%
14	7	120	140	130	11%
20	10	95	93	94	2%
24	12	110	108	109	1%
28	14	109	109	109	0%
34	17	113	115	114	1%
38	19	107	107	107	0%
42	21	109	110	109	1%
48	24	115	112	114	2%
52	26	99	97	98	1%
56	28	109	111	110	2%

FTW	Alter	Abwitterung			
		CDF-1	CDF-2	Mittel	VC
[-]	[-]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[g/m <sup>2</sup> ]	[%]
0	0	0	0	0	
6	3	173	130	152	20%
10	5	250	207	229	13%
14	7	317	270	293	12%
20	10	376	346	361	6%
24	12	461	400	431	10%
28	14	483	411	447	11%
34	17	528	470	499	8%
38	19	581	528	555	7%
42	21	629	569	599	7%
48	24	649	624	637	3%
52	26	705	669	687	4%
56	28	765	712	738	5%

## Anhang A14 Ergebnisse CIF Prüfung REF

FTW	Alter	Wasseraufnahme					Mittel	VC
		CF-REF-1	CF-REF-2	CF-REF-3	CF-REF-4	CF-REF-5		
[-]	[-]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[%]
-14	-7	-0,35	-0,34	-0,37	-0,36	-0,37	-0,36	3%
-10	-5	-0,05	-0,09	-0,10	-0,09	-0,09	-0,08	24%
-4	-2	-0,01	-0,03	-0,03	-0,02	-0,02	-0,02	38%
0	0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	
4	2	0,10	0,11	0,11	0,08	0,10	0,10	11%
10	5	0,23	0,22	0,22	0,24	0,24	0,23	4%
14	7	0,28	0,25	0,29	0,29	0,31	0,29	8%
18	9	0,32	0,29	0,31	0,30	0,33	0,31	6%
24	12	0,37	0,32	0,36	0,33	0,36	0,35	6%
28	14	0,35	0,36	0,37	0,34	0,36	0,35	3%
32	16	0,38	0,37	0,39	0,36	0,36	0,37	3%
38	19	0,39	0,39	0,42	0,38	0,39	0,39	3%
42	21	0,39	0,40	0,41	0,42	0,40	0,40	3%
46	23	0,43	0,41	0,45	0,45	0,45	0,44	3%
52	26	0,47	0,44	0,46	0,46	0,45	0,45	2%
56	28	0,49	0,46	0,47	0,48	0,48	0,47	2%

FTW	Alter	Innere Schädigung					Mittel	VC
		CF-REF-1	CF-REF-2	CF-REF-3	CF-REF-4	CF-REF-5		
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
0	0	100	100	100	100	100	100	0%
4	2	100	100	100	99	99	100	1%
10	5	106	97	88	96	87	95	8%
14	7	144	144	143	137	142	142	2%
18	9	141	141	142	139	139	140	1%
24	12	99	97	97	96	96	97	1%
28	14	111	110	110	109	109	110	1%
32	16	111	110	110	108	108	109	1%
38	19	112	112	113	112	112	112	1%
42	21	109	108	108	105	105	107	2%
46	23	111	110	110	108	107	109	1%
52	26	117	116	116	115	113	115	1%
56	28	104	103	104	102	98	102	2%

FTW	Alter	Abwitterung					Mittel	VC
		CF-REF-1	CF-REF-2	CF-REF-3	CF-REF-4	CF-REF-5		
[-]	[-]	[g/m <sup>2</sup> ]	[%]					
0	0	0	0	0	0	0	0	
4	2	8	8	7	4	4	6	30%
10	5	19	16	19	16	14	17	13%
14	7	33	22	28	32	24	28	17%
18	9	56	33	33	43	33	40	26%
24	12	68	47	42	52	44	51	21%
28	14	77	53	49	58	50	57	20%
32	16	83	57	54	65	57	63	19%
38	19	89	65	58	75	65	71	17%
42	21	100	78	67	91	71	81	17%
46	23	106	85	72	97	77	87	16%
52	26	113	97	81	107	84	97	14%
56	28	119	105	86	114	91	103	14%

## Anhang A15 Ergebnisse CDF Prüfung REF

		Wasseraufnahme						
FTW	Alter	CF-REF-1	CF-REF-2	CF-REF-3	CF-REF-4	CF-REF-5	Mittel	VC
[-]	[-]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[M.-%]	[%]
-14	-7	-0,37	-0,37	-0,34	-0,36	-0,34	-0,35	4%
-10	-5	-0,10	-0,09	-0,07	-0,08	-0,07	-0,08	15%
-4	-2	-0,03	-0,02	-0,02	-0,03	-0,02	-0,02	20%
0	0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	
4	2	0,10	0,09	0,10	0,11	0,12	0,10	10%
10	5	0,25	0,22	0,21	0,24	0,23	0,23	6%
14	7	0,29	0,28	0,29	0,31	0,28	0,29	4%
18	9	0,35	0,32	0,37	0,32	0,33	0,34	6%
24	12	0,39	0,39	0,40	0,38	0,37	0,39	3%
28	14	0,39	0,44	0,42	0,41	0,40	0,41	5%
32	16	0,41	0,45	0,47	0,43	0,43	0,44	6%
38	19	0,43	0,48	0,49	0,43	0,43	0,45	6%
42	21	0,47	0,49	0,43	0,44	0,44	0,45	6%
46	23	0,48	0,51	0,50	0,48	0,47	0,49	4%
52	26	0,47	0,55	0,50	0,46	0,47	0,49	8%
56	28	0,51	0,57	0,53	0,49	0,50	0,52	6%

		Innere Schädigung						
FTW	Alter	CF-REF-1	CF-REF-2	CF-REF-3	CF-REF-4	CF-REF-5	Mittel	VC
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
0	0	100	100	100	100	100	100	0%
4	2	101	100	100	100	99	100	1%
10	5	100	102	100	103	100	101	1%
14	7	136	131	138	133	137	135	2%
18	9	150	144	149	147	149	148	2%
24	12	93	88	94	92	95	92	3%
28	14	106	96	105	104	105	103	4%
32	16	105	93	102	101	102	101	4%
38	19	106	102	97	87	101	99	7%
42	21	96	95	104	83	93	94	8%
46	23	93	94	104	99	85	95	7%
52	26	90	108	110	107	108	104	8%
56	28	86	87	94	93	94	91	4%

		Abwitterung						
FTW	Alter	CF-REF-1	CF-REF-2	CF-REF-3	CF-REF-4	CF-REF-5	Mittel	VC
[-]	[-]	[g/m <sup>2</sup> ]	[%]					
0	0	0	0	0	0	0	0	
4	2	24	30	25	30	24	26	12%
10	5	76	78	95	89	76	83	11%
14	7	116	114	143	133	115	124	11%
18	9	160	147	180	170	159	163	8%
24	12	212	191	226	216	209	211	6%
28	14	262	223	263	260	257	253	7%
32	16	302	257	299	301	300	292	7%
38	19	352	296	347	366	354	343	8%
42	21	413	337	396	409	399	391	8%
46	23	458	370	438	446	441	431	8%
52	26	527	415	480	505	495	485	9%
56	28	571	455	513	539	541	524	8%

**Anhang A16 Ergebnisse der Chloridmigrationsmessungen**

## Referenz 28d

Probe Nr.	Herstelldatum	Prüfdatum	Prüfalter [d]	Prüfzeit t [s]	Probenhöhe h [mm]	Temp. T [K]	mittlere Chlorideindringtiefe $x_d$ [mm]	$D_{RCM}$ [ $10^{-12}$ m <sup>2</sup> /s]	CoV <sub>DRCM</sub> [%]
1	04.02.2019	04.03.2019	28	96300	51,2	292,9	15,9	7,8	
2	04.02.2019	04.03.2019	28	96300	51,1	292,8	17,1	8,5	
3	04.02.2019	04.03.2019	28	96300	51,2	292,7	14,1	6,9	
<b>Mittelwert</b>								<b>7,8</b>	<b>10,5</b>

## Referenz 56d

Probe Nr.	Herstelldatum	Prüfdatum	Prüfalter [d]	Prüfzeit t [s]	Probenhöhe h [mm]	Temp. T [K]	mittlere Chlorideindringtiefe $x_d$ [mm]	$D_{RCM}$ [ $10^{-12}$ m <sup>2</sup> /s]	CoV <sub>DRCM</sub> [%]
1	04.02.2019	01.04.2019	56	87300	50,0	292,2	13,2	5,8	
2	04.02.2019	01.04.2019	56	87300	49,7	292,2	14,7	6,5	
3	04.02.2019	01.04.2019	56	87300	49,1	292,2	11,8	5,1	
<b>Mittelwert</b>								<b>5,8</b>	<b>12,4</b>

## SPI 28d (Parallel zu der Schichtung 0°)

Probe Nr.	Herstelldatum	Prüfdatum	Prüfalter [d]	Prüfzeit t [s]	Probenhöhe h [mm]	Temp. T [K]	mittlere Chlorideindringtiefe $x_d$ [mm]	$D_{RCM}$ [ $10^{-12}$ m <sup>2</sup> /s]	CoV <sub>DRCM</sub> [%]
1	26.02.2019	26.03.2019	28	83820	53,6	293,2	12,4	7,2	
2	26.02.2019	26.03.2019	28	83820	49,9	293,2	13,4	7,3	
3	26.02.2019	26.03.2019	28	83820	52,7	293,2	12,9	7,4	
<b>Mittelwert</b>								<b>7,3</b>	<b>1,2</b>

## SPI 28d (senkrecht zu der Schichtung 90°)

Probe Nr.	Herstelldatum	Prüfdatum	Prüfalter [d]	Prüfzeit t [s]	Probenhöhe h [mm]	Temp. T [K]	mittlere Chlorideindringtiefe $x_d$ [mm]	$D_{RCM}$ [ $10^{-12}$ m <sup>2</sup> /s]	CoV <sub>DRCM</sub> [%]
1	26.02.2019	26.03.2019	28	83820	52,8	292,9	10	6,9	
2	26.02.2019	26.03.2019	28	83820	49,0	292,9	-	#NV	
3	26.02.2019	26.03.2019	28	83820	49,5	292,9	13,7	9,3	
<b>Mittelwert</b>								<b>8,1</b>	<b>21</b>

### Anhang A17 English summary

In times of emerging scarcity of resources of suitable sands for concrete production and due to the high energy demand and CO<sub>2</sub> emissions of cement production as well as the construction industry, a high degree of savings of building material (40 - 70 vol.%) can be achieved by applying shape-optimized design principles (form follows force).

However, these new production principles usually result in complex geometries that are difficult or sometimes even impossible to realize with conventional construction techniques such as placing and filling of formwork with concrete.

The Selective Paste Intrusion - SPI, on the other hand, could be a suitable process for realization.

In SPI, layers of aggregates are spread out and bound with highly flowable cement paste. With layer thicknesses of 3±2 mm, SPI has sufficiently fine surface resolutions for construction.

The following challenges arise in the application of SPI, which were the subject of this doctoral thesis:

- Strength and durability:  
High flowability of the cement pastes, complete penetration of the particle layers

- Shape accuracy:  
Influenced by the average and maximum particle diameter of the particle-bed, optimum of rheology of the cement paste and flow resistance of the particle-bed is necessary.
- Workability properties of the cement paste:  
Stability of the paste (risk of bleeding), constant workability over time (≤ 3h), but with subsequently rapid setting
- "Trial and Error" based success control of sufficient penetration depth of the cement paste:  
Particularly uneconomical for large printers due to high time and material demands.

In order to meet these issues, the state-of-the-art of additive manufacturing processes was first presented in section 2. Special focus was placed on the methods, suitable to produce concrete components. Compared to other additive manufacturing processes, it was shown that SPI combines the advantages of extrusion and selective binding processes:

- High strength
- High durability
- Applicability for exterior components
- With greatest possible component complexity

Section 3 dealt with cement pastes and discussed the challenges in terms of stability, workability as well as setting time. Rheological properties of suitable cement pastes were determined. The following findings were obtained:

- Cement pastes with a w/c-ratio between 0.3 and 0.4 and a mini slump flow from 250 mm to 400 mm showed a sufficient stability against bleeding.
- Cement pastes with a w/c-ratio of 0.3 and a mini slump flow (SF) of 400 mm exhibited constant rheological properties of up to 180 min.
- The setting time ranged between 630 min (beginning) and 790 min (end) (paste: w/c-ratio 0.3 / SF = 400 mm).
- Furthermore, it could be shown that the setting could be accelerated by the use of suitable additives. Start of setting could be shifted forward by 40% and the duration until the end of setting could be reduced to 60 min (paste: w/c-ratio 0.3 / SF = 400 mm).

---

Section 4 presented the properties of the aggregates used in the particle-bed. The aim was:

- To select aggregates with comparable bulk density, and thus cavity content, density and shape (rounded) in order to be able to consider the single effect of the flow resistance of the particle-bed.

- The flow resistance is then mainly determined by the size of the gap between the particles (depending on the minimum/maximum and average particle diameter  $d_{50}$ ) and maybe also indirectly by the surface moisture.

---

Section 5 presented preliminary tests with the aim of investigating the effect of the cement paste's rheology and the aggregate properties on the penetration behaviour. The aim was to make a qualitative statement about the factors affecting the penetration depth of the cement paste and its effect on the strength and shape accuracy of SPI-made components. The following conclusions were drawn:

- For good strength and durability of the material and high shape accuracy, an optimum between the flow properties of the cement pastes and the flow resistance of the aggregate must be found.
- Furthermore, increasing aggregate sizes with diameters between 0.5 mm and 3.0 mm resulted in increased layer bonding.
- Moreover, sufficient penetration depths with promising compressive strength and shape accuracy could be achieved with cement pastes with  $\geq 350$  mm slump flow.
- Additionally, the use of thixotropic agents to increase thixotropy had a

negative effect on the penetration behaviour of the pastes due to a simultaneous increase of the yield stress.

---

Section 6 aimed to systematically investigate the relationships regarding the penetration depth of the cement pastes observed in section 5 and to serve as validation experiments for the analytical models in section 7. Therefore, penetration tests were carried out. Both, the effect of the rheological properties of the cement paste and the effect of process technological parameters were analysed. All tests were carried out at different flow resistances of the particle-bed. The results from section 5 were confirmed and the following findings were obtained:

- The investigations showed that the penetration depth of the cement paste increases with increasing mini slump flow (decreasing yield stress) and average diameter of the aggregate (decreasing flow resistance) as well as with a moist particle surface.
- In addition, the penetration depth increases with decreasing apparent viscosity (depending on the w/c-ratio, among others). Furthermore, the hydrodynamic components (effect of the consistency and the flow index according to Herschel-Bulkey) become more important, especially with high flowability of the pastes and low flow resistance of the particle-bed.

- However, thixotropy probably has no quantifiable effect on the penetration processes due to that they are comparatively fast in comparison to the setting time.
- The change of process-technological variables like the velocity of the portal movement or the quantity of the cement paste application had no great effect on the penetration depths in the selected test setup. They were therefore initially neglected as influencing factors for the analytical calculation model in section 7.

---

A further challenge in application of SPI is that the suitability of new materials or material batches must be checked by means of "Trial and Error" tests. This requires a high material and time effort, especially for large-scale printers, and is thus uneconomical. For this reason, four analytical models (A/A+, B/B+, C and D) to calculate the penetration depth of the cement paste as a function of the rheological properties (from section 3) and the properties of the particle-bed (from section 4) are developed in section 7. The models A+ and B+ correspond to the respective initial model, but with a modified determination of individual model input parameters. The following findings were obtained:

- The yield stress of the cement paste and the pore size between the particles or the particle size of the particle-

- bed, respectively, play a dominant role.
- However, as soon as the yield stress of the cement paste is below a critical stress limit and thus the cement paste penetrates completely in the particle-bed (and the penetration behaviour is affected by free gravity-driven flow), neglecting of the shear rate-dependent flow behaviour (of the apparent viscosity, respectively, expressed by  $k \cdot \dot{\gamma}^n$ ) as well as of the pressure drop and the shear rate in the pore system leads to a strong overestimation of the determined penetration depth.
  - The investigations carried out showed that up to a paste slump flow of 350 mm the models A+, B+ and C possess high accuracy ( $|\Delta e| = 0.1 \text{ mm} - 1.3 \text{ mm}$  to the penetration tests). However, for increased paste flowability, these three models no longer offer sufficient prediction.
  - In the case of a paste slump flow  $\geq 350 \text{ mm}$ , the use of model D is recommended. This model can reproduce penetration depths with high accuracy ( $|\Delta e| = 0.1 \text{ mm} - 1.2 \text{ mm}$  to the penetration tests) even in highly flowable systems, assuming that the pore system is dominated by tetrahedral gaps. Furthermore, it is able to reproduce shear rate-dependent flow behaviour (shear-thinning and shear-thickening).
  - If a very fast estimation is necessary and no rheometer is available, the yield stress calculated from the slump flow measurement can also be used when using model B. However, the application of this method only gives sufficient accuracy up to a slump flow of 300 mm. This is theoretically also possible with model A+ and C but has not been validated in the context of this dissertation.
- 

For a practical application of SPI for exterior components it is necessary that the components have sufficient strength and durability. This was investigated in section 8 on printed and mould casted specimens using cement pastes with a w/c-ratio of 0.3 and a slump flow of 400 mm as well as aggregates with an average diameter of 1.6 mm. The following results were obtained:

- The printed specimens showed isotropic material properties.
- Furthermore, the mould casted and the printed specimens exhibited similar strength. However, the printed specimens showed slightly higher compressive strengths at same density. This is due to the more favourable arrangement of the grains in the particle-bed at SPI.
- The SPI specimens achieved compressive strengths of 78 MPa after 7 d (at a density of  $\sim 2300 \text{ kg/m}^3$ ).

- The flexural strength of the material was 8.1 MPa (7 d) and 8.6 MPa (28 d).
- At the same time, sufficient resistance to freeze/thaw (deicing salt) attack (XF3 and XF4) and carbonation (XC4) was found. Finally, the determination of the chloride migration coefficient allowed a possible use in exposure classes XS1+2 and XD1+2.

---

Concluding this doctoral thesis, the basic relationships for the penetration behaviour of cement pastes as a function of its rheological properties and the flow resistance of the particle-bed could be found. Due to the knowledge of the process and material technological principles, SPI can be used for practical appli-

cations in future. In addition, it is now possible to use analytical calculation models to predict the penetration behaviour depending on the materials used and thus to abandon time-consuming "Trial and Error" tests on the suitability of a material combination for the SPI.

This and the good hardened concrete properties in terms of strength and durability predestine the SPI for a practical application for the additive manufacturing of complex, resource-saving and shape-optimized structures in interior and exterior areas.

As a result of this doctoral thesis, the following procedure is recommended as a guideline for a successful application of SPI in practice, see Figure 1.

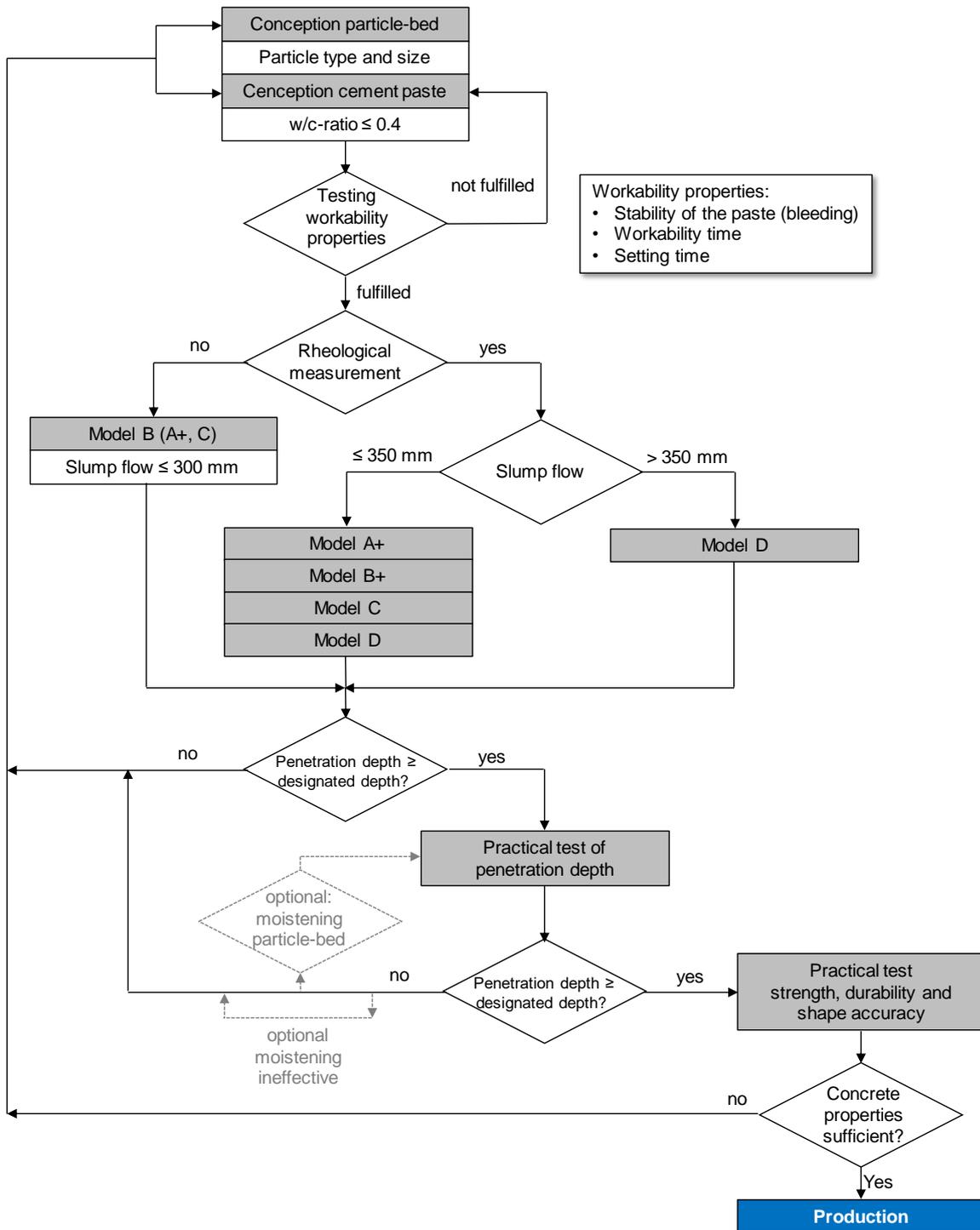


Figure 1: Guidelines for a practical application of the SPI