



Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages



Überwiegend axial wechselbeanspruchte Grout-Verbindungen in Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen

GROWup

- Schlussbericht -

Projektlaufzeit:	01.06.2011 – 31.07.2017
Förderer:	Bundesministerium für Wirtschaft und Energie Förderkennzeichen: 0325290
Forschende Stellen:	Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover (Leitung) Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann Joshua Henneberg, M.Sc. Dipl.-Ing. Alexander Raba Institut für Baustoffe, Leibniz Universität Hannover Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus Dipl.-Ing. Dario Cotardo
Projektbegleitung:	DNV GL SE, Hamburg Senvion SE, Osnabrück Siemens Wind Power, Hamburg WSC – Wilke & Schiele Consulting GmbH, Hamburg
Berichtsumfang:	130
Datum:	31.01.2018

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen: 0325290 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.

Inhaltsverzeichnis

I.	Kurze Darstellung	2
1.	Aufgabenstellung.....	3
2.	Voraussetzungen.....	5
3.	Planung und Ablauf des Vorhabens	6
4.	Wissenschaftlicher und technischer Stand	9
5.	Projektbegleitung und Zusammenarbeit mit anderen Stellen.....	18
II.	Eingehende Darstellung	20
1.	Kleinversuche zum Ermüdungsverhalten – Institut für Stahl - IfS	21
2.	Großversuche zum Ermüdungsverhalten -IfS	35
3.	Numerische Abbildung / Umsetzung -IfS	53
4.	Bemessungskonzepte / Hinweise - IfS	58
5.	Verwendung von Zementsuspension als Füllmaterial in Grout-Verbindungen - IfS	63
6.	Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und abschließende Beurteilung zum Trag- und Ermüdungsverhalten - IfS	73
7.	Grout-Materialuntersuchungen - Institut für Baustoffe - IfB	74
8.	Materialuntersuchungen zur Sicherstellung der Einbauqualität von Grout-Material im Offshore-Einsatz - IfB	78
9.	Verwendbarkeit von Zementsuspension (OPC) in Grout-Verbindungen - IfB ...	105
10.	Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und abschließende Beurteilung - IfB	125
11.	Voraussichtlicher Nutzen und Verwertbarkeit	126
12.	Erfolgte und geplante Veröffentlichungen	127
III.	Anhang.....	130
1.	Anhang A.....	130
2.	Anhang B	169
IV.	Literaturverzeichnis	177



I. Kurze Darstellung

1. Aufgabenstellung

Tragstrukturen für Offshore-Windenergieanlagen sind während ihrer Betriebsphase auf hoher See extremen Beanspruchungen infolge Wind und Wellen ausgesetzt. Zusätzlich führt der ständige Seegang zu einer sehr hohen Lastspielzahl bei der Ermüdungsbeanspruchung. Als besonders ermüdungsgefährdet gelten die Verbindungen der stählernen Gesamtstruktur. So auch die Grout-Verbindungen, welche seit Jahren erfolgreich in der Offshore-Erdölindustrie und auch für die Offshore-Windenergie (z. B. Fachwerk-Tragstrukturen) eingesetzt werden. Die Grout-Verbindung bildet hierbei eine effiziente Möglichkeit die Gründungspfähle mit der aufgehenden Tragsstruktur über eine Rohr-in-Rohr-Steckverbindung kraftschlüssig zu verbinden. Durch das Ineinanderstecken von zwei Stahlrohren mit unterschiedlichem Durchmesser und dem Verfüllen des entstehenden Spaltes mit einem Vergussmaterial liegt nach der Erhärtung eine kraftschlüssige Verbindung vor. Derzeit finden diese Verbindungen überwiegend Anwendung in fachwerkartigen Tragstrukturen (Jackets). Vom Zeitpunkt der Installation bis zum Rückbau steht diese Art der Grout-Verbindungen unter Wasser. So herrschen nicht nur erhöhte Anforderungen während der Installationsphase, sondern auch während der Betriebsphase. Besonderes Augenmerk richtet sich vor allem auf die Installationsphase. Die Eigenschaften des Grout-Materials entwickeln sich im Bauwerk. Die rauen Umgebungsbedingungen Offshore erschweren dabei die Ausbildung der erforderlichen Materialeigenschaften. Dabei hat der Verfüllprozess unter Wasser liegender Verbindungen erheblichen Einfluss auf die Materialeigenschaften. Grout-Verbindungen können aufgrund ihrer Lage und Geometrie quasi nicht inspiziert werden, entsprechend ist eine sichere Bemessung notwendig.

Gegenüber Monopfahl-Strukturen, welche vornehmlich Biegemomente übertragen, sollen Grout-Verbindungen in Jackets vorwiegend den Lastabtrag von Axialbeanspruchungen gewährleisten. Der Lastabtrag muss über die komplette Lebensdauer einer Windenergieanlage (~25 Jahre) gewährleistet werden. Jackets sind gegenüber den Monopfählen aufgrund ihrer tendenziell größeren Herstellungskosten erst ab Wassertiefen von ca. 40 Meter wirtschaftlich. Durch den starken Ausbau der Offshore-Windenergie des letzten Jahrzehnts sind geeignete Orte für Offshore-Windparks eher in größeren Wassertiefen zu finden. Ein Überblick bereits errichteter Offshore-Windparks in der AWZ der deutschen Nordseeküste gibt Abbildung I-1. In dunkel blauer Farbe ist der Bereiche mit Wassertiefen > 40 m gekennzeichnet.

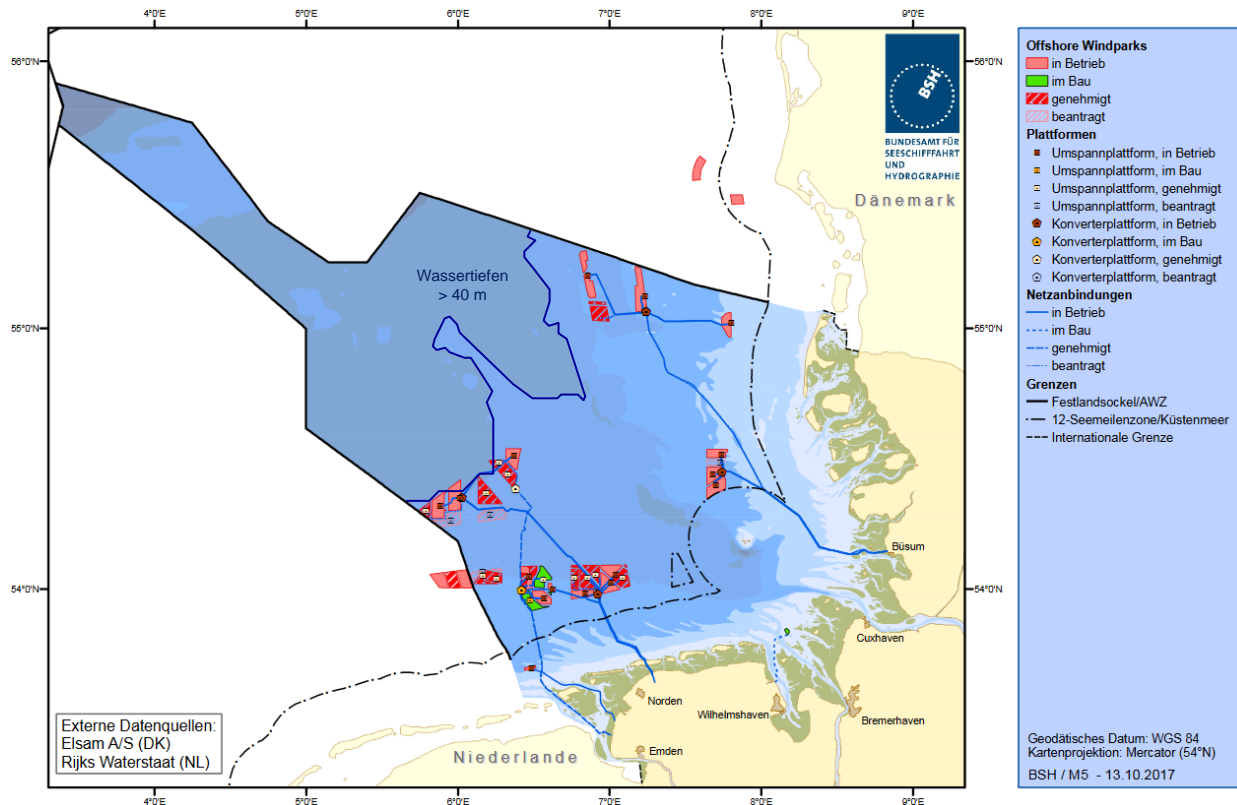


Abbildung I-1: Übersicht Offshore Windparks deutsche Nordsee [BSH]

Grundsätzlich können Jacket-Tragstrukturen nach ihrem Installationsverfahren in zwei Gruppen unterschieden werden, die sich maßgeblich auf das Design der Grout-Verbindung auswirken. Auf der einen Seite existiert die Möglichkeit die Gründungspfähle einer Tragstruktur vor der Tragstruktur selbst zu rammen. In diesem Fall wird die Tragstruktur nachträglich in die gerammten Gründungspfähle gesteckt (Prepiling). Aufgrund der erschwerten Installationsprozesse auf hoher See und in großer Wassertiefe, ist mit Ramm- und Fertigungsungenauigkeiten zu rechnen. Um eine reibungsfreie Installation zu gewährleisten, ist ein ausreichendes Maß an Toleranz sicherzustellen. Grout-Verbindungen mit dieser Art von Installationsprozess weisen verhältnismäßig große Grout-Spaltmaße auf. Dem gegenüber steht ein Rammen nach der Platzierung der Tragstruktur in der vorgesehenen Endlage. Hierfür sind fest angeschweißte Führungselemente an der Tragkonstruktion vorgesehen. Durch diese werden die Gründungspfähle gerammt (Postpiling). Mit großen Passproblemen ist bei dieser Art der Installation nicht zu rechnen, daher ist der Groutspalt kleiner.

Bisherige Normen und Richtlinien beruhen überwiegend auf Laborversuchen in trockener Umgebung, vgl. (Aritenang et al., 1990), (Harwood et al., 1996), (Lamport et al., 1986) etc., jedoch sollten Bemessungsgrundlagen realistische Versuchsrandbedingungen zugrunde liegen. In Anbetracht der geschilderten Randbedingungen werden in diesem Forschungsvorhaben der Einfluss der Grout-Spaldicke, der Einfluss von Wasser (unter Wasser befindliche Tragstruktur) sowie das Verhalten verschiedener Grout-Materialien untersucht. Als verwendete Grout-Materialien werden verschiedene hochfeste Vergussmörtel und drei reine Zementsuspensionen untersucht. Zementsuspensionen weisen zertifizierte Materialeigenschaften auf und ermöglichen eine deutliche Reduktion der Kosten während des Installationsprozesses.

Die Hauptziele des Forschungsvorhabens „Überwiegend axial wechselbeanspruchte Grout-Verbindungen in Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen“ können wie folgt zusammengefasst werden:

- Erarbeitung und experimentelle Absicherung von Bemessungsgrundlagen für die Ermüdungsfestigkeit von (Grouted Connections) mit großen Spaltmaßen unter Wechsellasten und Wassereinfluss;
- Entwicklung, Erarbeitung und Optimierung einer Eignungsprüfung für Grout-Materialien unter realistischen Bedingungen;
- Einarbeitung und Umsetzung der Erkenntnisse in Anwendungshinweisen für Offshore-Richtlinien;
- Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von axial wechselbeanspruchten Grout-Verbindungen unter Wassereinfluss und unterschiedlicher Belastungsfrequenz;
- Ermittlung der Verwendbarkeit von Zementsuspension (OPC-Grouts) als Füllmaterial für Grout-Verbindungen von Jackets für die Offshore-Windenergie

2. Voraussetzungen

Sowohl am Institut für Stahlbau als auch am Institut für Baustoffe der Leibniz Universität Hannover wird seit mehr als 15 Jahren an dynamisch und statisch beanspruchten Verbindungen von Windenergieanlagen - sowohl onshore als auch offshore - geforscht. Zu diesem Themenkreis wurden und werden Forschungsprojekte bearbeitet, die sowohl experimentell als auch numerisch ausgerichtet sind. Besonders sind folgende größere Vorhaben zu nennen:

- „Experimentelle und numerische Untersuchung zum Tragverhalten von Grout-Strukturen für Offshore-Windenergieanlagen (GROW)“, gefördert durch das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Laufzeit bis 09/2010 (FKZ: 0327585).
- „ForWind Teilprojekt V – Lebensdauerprognosen für Tragstrukturen“, gefördert durch das Ministerium für Wissenschaft und Kultur des Landes Niedersachsen, Laufzeit 2003 bis 2008.
- „Bau- und umwelttechnische Aspekte von Offshore-Windenergieanlagen (GIGAWIND)“, gefördert durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, Projektlaufzeit bis 2003 (FKZ: 0329894A).
- „Validierung bautechnischer Bemessungsmethoden für Offshore-Windenergieanlagen GIG WIND plus)“, gefördert durch das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Laufzeit bis 2007 (FKZ: 0329944).
- „Ganzheitliches Dimensionierungskonzept für OWEA-Tragstrukturen anhand von Messungen im Offshore-Testfeld alpha ventus (GIGAWIND alpha ventus)“, gefördert durch das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Laufzeit bis 2011 (FKZ: 0325032).

Die Institutsleiter Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann (Stahlbau) und Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus (Baustoffe) sind in den relevanten Normungsgremien zur DIN 18088 Teil 3 bzw. Teil 5 maßgeblich eingebunden. Prof. Schaumann ist darüber hinaus in den Gremien der Normung und Zertifizierungsrichtlinien beim DIBt, DNV GL, BSH und DEWI-OCC eingebunden. Am Institut für Baustoffe sind Schwerpunkte der Forschung mit Bezug zu dem vorliegenden Forschungsvorhaben auf folgenden Gebieten vorhanden:

- Robustheit (in der Verarbeitung) von Hochleistungsbetonen
- Ermüdungsverhalten hochfester und ultrahochfester Betone
- Entmischungstabilität selbstverdichtender und fließfähiger Betone

Alle Themen werden unter Berücksichtigung baupraktischer Randbedingungen behandelt. Prof. Lohaus war 12 Jahre lang in der Bauindustrie tätig und ist mit den Schwierigkeiten, Laborergebnisse auf die Baustellenverhältnisse zu übertragen, eingehend vertraut.

3. Planung und Ablauf des Vorhabens

Die ursprüngliche Projektdauer des Forschungsvorhabens „GROWup“ wurde von 3 Jahren über einen Folgeantrag („GROWup OPC“) um 2 Jahre auf 5 Jahre verlängert. Zur Erfolgskontrolle wurden Arbeitspakete (AP) definiert. Diese werden im Folgenden kurz vorgestellt. Der ursprünglich geplante zeitliche Ablauf ist in Abbildung I-2 als Netzplan dargestellt. Aufgrund des sehr strikten Versuchsdurchführungsplans und der hohen Taktung an Versuchsdurchführungen, wurde die Projektlaufzeit um 1 Jahr kostenneutral verlängert.

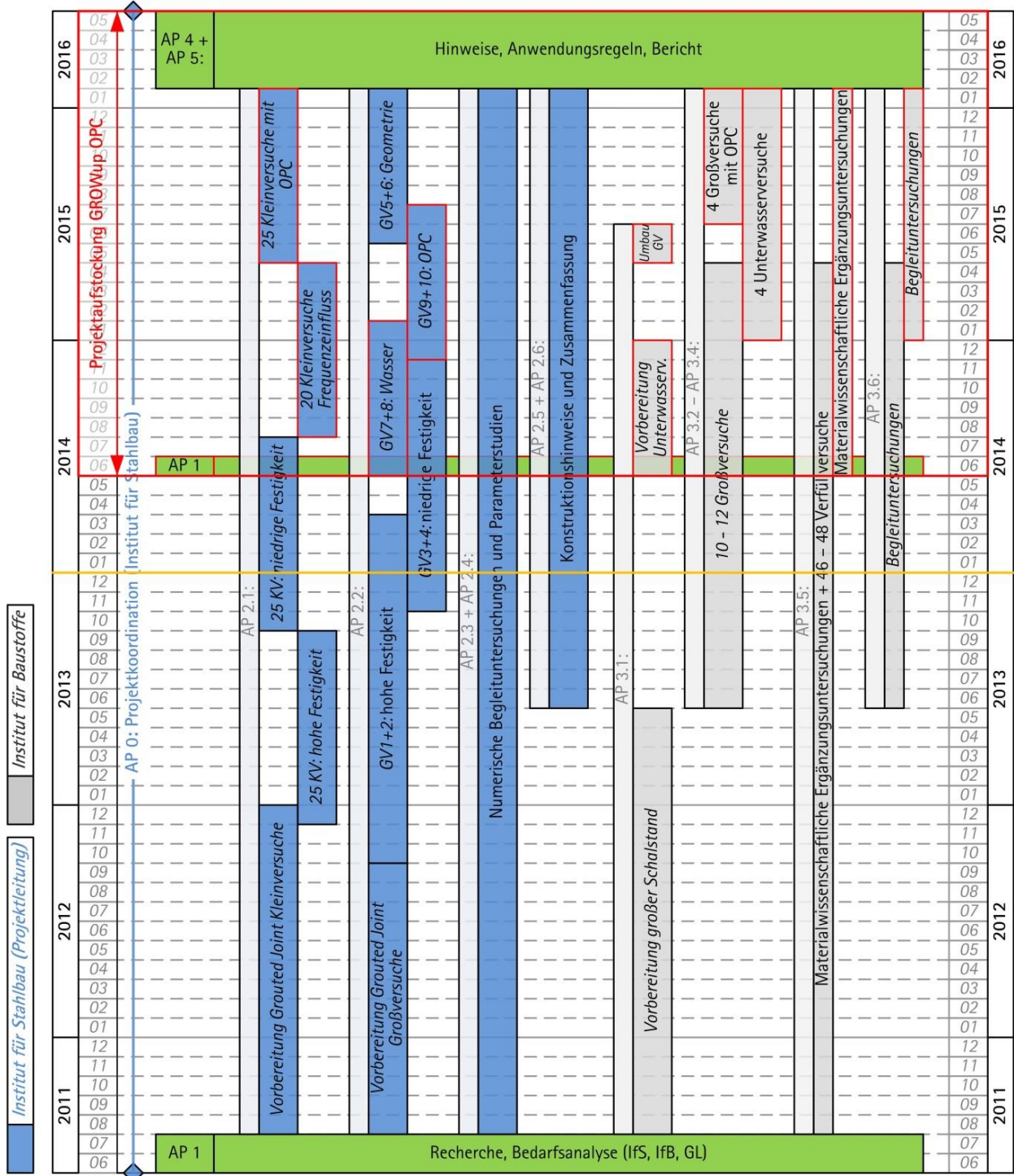


Abbildung I-2: Ursprünglich geplanter zeitlicher Ablauf des Forschungsvorhabens in Form eines Netzplans

AP1: Recherche und Bedarfsanalyse

Zu Beginn der Projektlaufzeit wurde eine Recherche und Bedarfsanalyse mit Unterstützung der Industrievertreter (Germanischer Lloyd und Senvion) durchgeführt. So konnten realitätsnahe Belastungsszenarien für die Versuchsdurchführung bestimmt und Anforderungen der Zertifizierung frühzeitig in Betracht gezogen werden.

AP2: Ermüdungsfestigkeit von Grout-Verbindungen mit großen Spaltdicken unter Wechsellasten

Aufgrund fehlenden Wissens bezüglich „großer“ Grout-Spaltdicken bei Grout-Verbindungen in Normung und Regelwerken wurden zwei Versuchskörpergeometrien mit großer Grout-Spaltdicke in kleinskaligen (Maßstab ~ 1:10) und großskaligen Versuchen (Maßstab ~ 1:3) systematisch analysiert. Dabei wurde das Trag- und Ermüdungsverhalten im Hinblick auf nasse und trockene Umgebungsbedingungen, Prüffrequenz, Grout-Materialfestigkeit und Belastungsniveau untersucht. Für die Untersuchung des Wassereinflusses auf die Trag- und Ermüdungsfestigkeit wurden spezielle Versuchsaufbauten für klein- und großskalige Versuchskörper entwickelt. Die kleinskaligen Versuche dienten als Grundlage für Parameterstudien und auch als Richt- / Orientierungswert für die Lastaufbringung während der Großversuche. Wohingegen die Großversuche für detaillierte Untersuchungen im Versuchskörperinneren genutzt wurden. Die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen wurden im Anschluss mithilfe der Finite-Elemente-Methode numerisch umgesetzt und als Validierungsgrundlage der numerischen Simulationsverfahren genutzt. Schlussendlich wurden die gewonnenen Erkenntnisse in Form von Konstruktionshinweisen festgehalten.

AP3: Materialuntersuchungen zur Sicherstellung der Einbauqualität von Grout-Material im Offshore-Einsatz

Für die Bemessung von Grouted Connections wird das Grout-Material vereinfacht als homogen angenommen. Die für die Bemessung der Verbindung angesetzten Materialkennwerte werden dabei anhand von genormten Prüfverfahren und genormten Probekörpern unter Laborbedingungen bestimmt. In situ Materialkennwerte können bislang nicht durch experimentelle Untersuchungen abgeschätzt werden. Es liegen zurzeit keine Forschungsarbeiten vor, die sich auf die in situ Materialeigenschaften von verfüllten Grouted Connections beziehen. Die wenigen in situ bestimmten Materialkennwerte an verfüllten Grouted Connections unterliegen der Geheimhaltung. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens war es das Ziel, die Materialeigenschaften von Grout-Materialien unter realitätsnahen Bedingungen zu bestimmen. Dabei sollte insbesondere der Einfluss des Verfüllprozesses unter realitätsnahen Bedingungen auf die Ausbildung der Materialeigenschaften bestimmt werden. Dabei soll abgeschätzt werden, wie sich offshore-typische Verfüllprozesse auf bemessungsrelevante Materialeigenschaften des Grout-Materials im Ringspalt eines Grouted Connections auswirken. Offshore-typische Bedingungen sollten dabei durch großmaßstäbliche Verfüllversuche unter Verwendung von offshore-typischer Maschinenteknik (Misch- und Fördererntechnik) abgebildet werden. Weiterhin wurde als wesentlicher Einflussfaktor auf die in situ Materialeigenschaften das in der Grout-Verbindung anstehende Meerwasser identifiziert. Der Einfluss auf die Frisch- und Festmaterialeigenschaften wurde in großmaßstäblichen Verfüllversuchen untersucht.

AP4: Einarbeitung der Erkenntnisse in Anwendungshinweise in die GL-Offshore-Richtlinie

Die Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen bildeten die Basis für die Entwicklung von Anwendungshinweisen für axial beanspruchte Grout-Verbindungen für Offshore-Windenergieanlagen.

AP5: Abschlussbericht

Zum Abschluss des Forschungsvorhabens wurden die gewonnenen Erkenntnisse in einem Abschlussbericht zusammengefasst und veröffentlicht.

4. Wissenschaftlicher und technischer Stand

4.1 Allgemeines

Axialbeanspruchte Grout-Verbindungen kommen Offshore vornehmlich in der Öl- und Gasindustrie und im Windenergiebereich bei Fachwerkstrukturen, wie bspw. Konverterplattformen oder Jacket-Tragstrukturen vor, vgl. Abbildung I-3. Eine gesonderte Form der Grout-Verbindung findet ihren Einsatz im Übergangsbereich zwischen Turm und Gründungspfahl bei Monopfahl-Strukturen. Diese ist jedoch aufgrund einer dominierenden Biegebeanspruchung gesondert zu betrachten. Weil Grout-Verbindungen bei Monopfählen in jüngerer Zeit (etwa ab 2014) mehr und mehr durch geschraubte Ringflanschverbindungen substituiert wurden, finden Grout-Verbindungen in Zukunft wesentlich im Bereich von fachwerkartigen Tragstrukturen Anwendung. Fachwerkartige Strukturen zeichnen sich durch einen vergleichsweise geringen Materialaufwand und Wasserwiderstand sowie überwiegend axialer Beanspruchungen der einzelnen Bauteile aus. Die horizontal angreifenden Belastungen aus Umwelt (Wind und Seegang) werden überwiegend durch Kräftepaare entlang der außen liegenden Gurte der Konstruktionen in den Meeresboden abgeleitet.

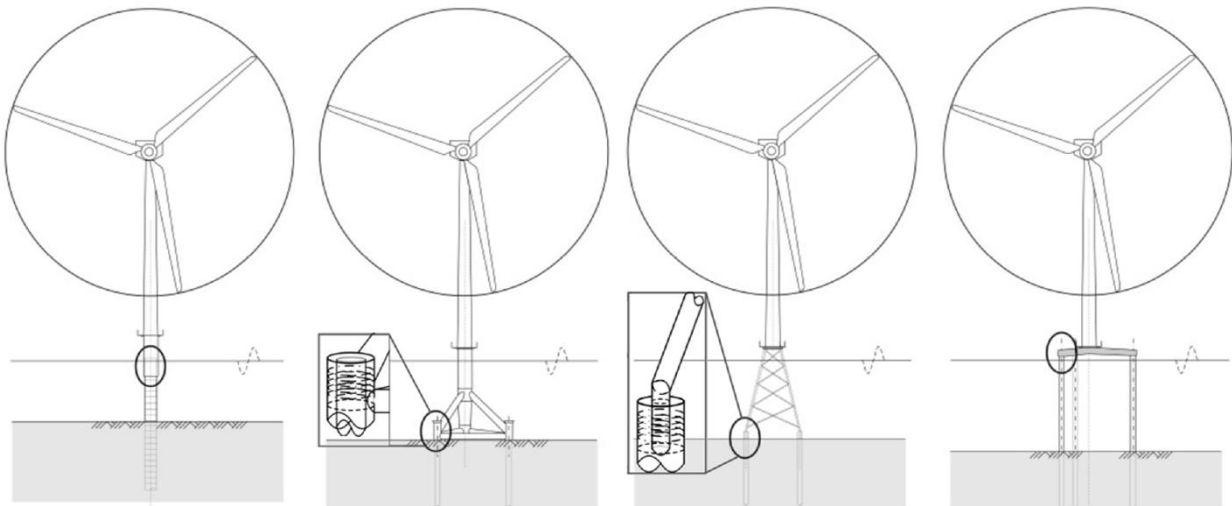


Abbildung I-3: Grout-Verbindungen in der offshore Windenergie am Beispiel verschiedener Tragwerkstypen

Dieses Forschungsvorhaben konzentriert sich entsprechend des Anwendungsgebietes auf axial beanspruchte Grout-Verbindungen. Wie in Abbildung I-3 zu sehen ist, dienen Grout-Verbindungen bei Jacket-Tragstrukturen zur kraftschlüssigen Verbindung von Gründungspfählen und aufgehender Jacket-Tragstruktur. Dementsprechend liegt die Verbindung während der Installation und der Betriebsphase vollständig unter Wasser. Gerade unter diesen Umgebungsbedingungen spielt die Grout-Verbindung ihre Vorteile in Bezug auf Korrosionsanfälligkeit und Installationsprozess gegenüber den typischen Stahlverbindungstechnologien Schweißen und Schrauben aus.

Die Verbindung selbst besteht aus einem Stahlrohr mit kleinem Durchmesser (Pile), das in ein Stahlrohr mit größerem Durchmesser (Sleeve) gesteckt wird. Der entstehende Spalt zwischen den Stahlrohren wird in der Regel mit hochfestem offshore-spezifischen Mörtel (Grout) gefüllt. Um eine Verzahnung zwischen Stahloberfläche und Grout herzustellen, werden die Stahloberflächen mit Hilfe von aufgeschweißten Rippen (Schubrippen, shear keys) profiliert. Bedingt durch das Tragverhalten der Unterstruktur werden die aus Wind und Wellen resultierenden Wechselbeanspruchungen - wie in Abbildung I-4 dargestellt - vorwiegend als axiale Kräftepaare über die Grout-Verbindungen in die Bodenpfähle eingeleitet. In der Verbindung stellt sich zwischen den gegen-

überliegenden Schubrippen ein Bereich konzentrierter Druckspannungen σ_{Strebe} ein, der in Analogie zum Fachwerk üblicherweise als Druckstrebe bezeichnet wird. Der aus der Druckstrebenneigung α resultierende radiale Druck $\sigma_{\text{tangential}}$ wird durch die Umschnürungswirkung der Rohre lokal kurzgeschlossen.

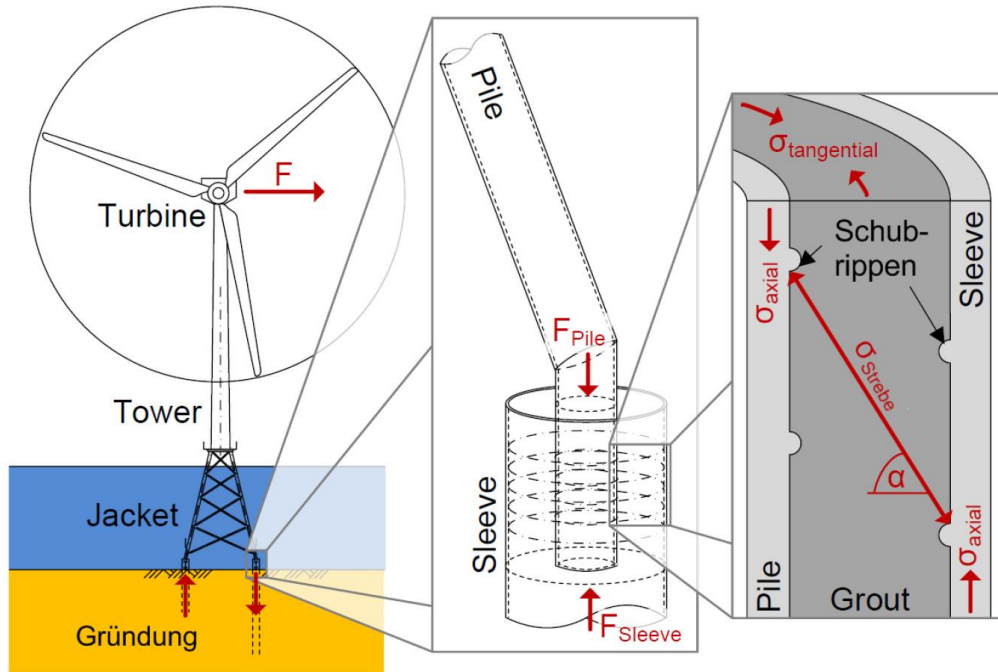


Abbildung I-4: Lastabtrag einer Jacket-Tragstruktur bzgl. Windbelastung (links) und Detail einer Grout-Verbindung mit Schubrippen (rechts)

Die insbesondere im Offshore-Bereich verwendeten Grout-Materialien zeichnen sich durch hohe Früh- und Endfestigkeiten, hohe Zugfestigkeiten, eine gute Fließfähigkeit ohne die Gefahr des Entmischens und geringe Schwindmaße aus.

Derzeit eingesetzte Grout-Mörtel sind hochfeste gut fließfähige Feinkornmörtel, die auf Grund ihrer mechanischen und physikalischen Eigenschaften über Schläuche bis zum Einsatzort (in diesem Falle der Übergang zwischen Gründung und Jacket, vgl. Abbildung I-4) gepumpt werden. Durch die Unterwasserinstallation beschränkt sich das Schwinden auf den autogenen Schwindprozess. In Kombination mit niedrigen Wasser-Zement-Werten wird versucht die Hydratationswärmeentwicklung zu reduzieren, damit ein möglichst rissfreier Grout-Körper entsteht.

Das durchgeführte Forschungsvorhaben dient unter anderem der Erweiterung der experimentellen Grundlage der Normen auf die bereits angesprochenen hochfesten Vergussmörtel ($f_c = 90$ bis 140 MPa). Außerdem werden die in der Öl- und Gasindustrie eingesetzten Zementsuspensionen (OPC / OPC-Grouts) für ihre Verwendung in der Offshore Windenergie untersucht.

Um einen erhöhten Verbund zwischen den beiden Stahlrohren zu erzeugen, werden Schubrippen an den sich zugeneigten Oberflächen der Stahlrohre angeordnet. Zulässige Verbundmittel sind Schweißwulst, Vierkant oder Rundstahl, vgl. Abbildung I-5.

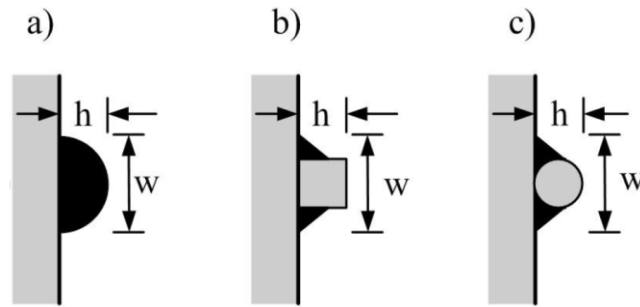


Abbildung I-5: Schubrippenvarianten: a) Schweißwulst b) Vierkant c) Rundstahl

Die Anordnung einer ringförmig umlaufenden Auftragsnaht ist die technisch einfachste Form der Schubrippen. Diese Variante ist nach Erfahrung der Autoren die am meisten verwendete. Der Materialeinsatz des vergleichsweise kostenintensiven Schweißguts liegt dabei deutlich über dem der anderen Varianten. Der Vierkant wird dem gegenüber an der Ober- und Unterseite über eine Kehlnaht an die Stahlrohre angeschweißt. Die Schweißnähte werden durch Schubkräfte beansprucht. Gegenüber dem Vierkant unterscheidet sich der Rundstahl lediglich in einem erhöhten Materialaufwand des Schweißguts. Es besteht die Möglichkeit gerippten Betonstahl zu verwenden, der durch dessen Profilierung eine erhöhte Schubverzahnung ermöglicht.

4.2 Bemessungsrichtlinien

Bisherige Bemessungsrichtlinien (DNV-OS-J101, 2014), (DIN EN ISO 19902, 2014) und (Norsok Standard N-004, 2014) beruhen auf experimentelle Untersuchungen unter trockenen Umgebungsbedingungen und weisen Beschränkungen in der geometrischen Ausbildung der Grout-Verbindungen auf, vgl. Tabelle 1. Beispielsweise ist die Verwendung hochfester Grout-Materialien oder großen Grout-Spaldicken nicht durch die entsprechenden Normen abgedeckt. Tabelle 1 zeigt eine Übersicht über die einzelnen Grenzwerte der bereits erwähnten Normen.

Tabelle 1: Grenzwerte damaliger Richtlinien ((DIN EN ISO 19902, 2014) und (DNV-OS-J101, 2014))

	ISO 19902 (2014)	DNV-OS-J101 (2014)
f_c [MPa]	$20 \leq f_c \leq 80$	---
w/h	$1.5 \leq w/h \leq 3.0$	---
h/s	$0.0 \leq h/s \leq 0.1$	$h/s \leq 0.1$
D_D/t_D	$20 \leq D_D/t_D \leq 40$	$10 \leq D_D/t_D \leq 60$
D_s/t_s	$30 \leq D_s/t_s \leq 140$	$18 \leq D_s/t_s \leq 140$
D_g/t_g	$10 \leq D_g/t_g \leq 45$	---
h/D_p	≤ 0.012	---
s	$> 16/D_p$	$> \sqrt{R_P \cdot t}$
L_c/D_p	$1 \leq L_c/D_p \leq 10$	---
K	≤ 0.02	---

Die in diesem Projekt durchgeführten experimentellen Untersuchungen liegen in mehreren Bereichen (rot markiert) außerhalb der bisherigen Grenzkriterien und erweitern damit den bisherigen Anwendungsbereich.

4.2.1 Ultimate Limit State (Tragfähigkeitsnachweis)

Die (DIN EN ISO 19902, 2014) entspringen aus der Öl- und Gasindustrie und beruhen auf experimentellen Untersuchungen mit Zementsuspensionen geringer Materialfestigkeit (Harwood et al., 1996). Es werden zwei verschiedene Traglasten für eine Grout-Verbindung bestimmt. Auf der einen Seite muss die gewährleistet sein, dass ein ausreichender Widerstand gegen Abrutschen der Stahloberfläche von der Grout-Oberfläche $f_{g,sliding}$ gegeben ist. Einflussfaktoren sind die Radialsteifigkeit K , der Skalierungsfaktor C_p , die Schubrippen Anordnung und Ausführung h/s sowie die Druckfestigkeit des Grout-Materials f_{cu} vgl. Gleichung (1).

$$f_{g,sliding} = C_p \cdot \left[2 + 140 \cdot \left(\frac{h}{s} \right)^{0,8} \right] \cdot K^{0,6} \cdot f_{cu}^{0,3} \quad (1)$$

Auf der anderen Seite muss eine ausreichende Schubtragfähigkeit des Grout-Materials $f_{g,shear}$ vorhanden sein, die wiederum von dem h/s -Verhältnis und der Druckfestigkeit des Grout-Materials abhängt, vgl. Gleichung (2).

$$f_{g,shear} = \left[0,75 + 1,4 \cdot \left(\frac{h}{s} \right) \right] \cdot f_{cu}^{0,5} \quad (2)$$

Der (DNV-OS-J101, 2014) hingegen ist für Offshore Windenergieanlagen ausgelegt und verweist für Jacket-Tragstrukturen auf den (Norsok Standard N-004, 2014). Dieser wiederum ist eine Erweiterung des (DIN EN ISO 19902, 2014). Es werden leicht abgeänderte Nachweisformeln verwendet. Der Widerstand gegen ein Abrutschen der Stahl-Oberfläche von der Grout-Oberfläche wird entsprechend Gleichung (3) bestimmt.

$$f_{b,k} = \left[\frac{800}{D_p} + \left(\frac{h}{s} \right)^{0,8} \right] \cdot C_s^{0,6} \cdot f_{ck}^{0,3} \quad (3)$$

Nach (DNV-OS-J101, 2014) wird in eine Übergangs-Schubtragfähigkeit τ_{ks} (Gleichung (4)) und Grout-Matrix-Schubtragfähigkeit τ_{kg} (Gleichung (5)) unterschieden.

$$\tau_{ks} = \frac{\mu \cdot E}{F} \left[\frac{h}{21 \cdot s} \cdot f_{ck}^{0,4} \cdot \sqrt{\frac{t_p}{R_p}} \right] \cdot \frac{s}{L_g} \cdot N \quad (4)$$

Als Einflussfaktoren gehen das Steifigkeitsverhältnis F , Schlankheit t_p/R_p , Überlappungslänge L_g , Reibkoeffizient μ , Schubrippengeometrie und -anordnung h/s sowie die Anzahl der Schubrippen ein.

$$\tau_{kg} = \kappa \cdot f_{ck}^{0,7} \cdot (1 - e^{-2L_g/R_p}) \quad (5)$$

Die Gleichung der Grout-Matrix-Schubtragfähigkeit berücksichtigt die Grout-Länge, den Pile-Radius sowie den Early-Age-Cycling-Faktor κ .

Ein weiterer Ansatz wurde von (Schaumann et al., 2012) präsentiert. Dieser Ansatz beruht auf dem Druckstrebenmodell nach (Lamport, 1988) unter zusätzlicher Berücksichtigung der Umschnüpfungswirkung durch das äußere Stahlrohr (Sleeve). Die Tragfähigkeit der gesamten Grout-Verbindung kann nach Gleichung (6) als Summe aus vertikaler und horizontaler Druckstrebentragfähigkeit multipliziert mit der Schubrippenanzahl ermittelt werden. Die Gesamttragfähigkeit steigt jedoch mit der Schubrippenanzahl unterlinear an (Anders, 2007).

$$F_{sum} = (F_K + F_N) \cdot N \cdot y \cdot \left(\frac{h}{s}\right)^x \quad (6)$$

Der vertikale Anteil der Druckstrebenfestigkeit F_K kann nach Gleichung (7) ermittelt werden. Dabei gehen Geometrieparameter der Verbindung (Schubrippenhöhe h und Durchmesser des Piles D_p) sowie die Druckfestigkeit des Grout-Materials in die Berechnung ein.

$$F_K = f_{cc} \cdot h \cdot \pi \cdot (D_p + h) \quad (7)$$

Der horizontale Anteil der Druckstrebenfestigkeit ist ebenso von Geometrieparametern und zusätzlich vom Reibkoeffizienten μ und dem Neigungswinkel der Druckstrebe α abhängig, vgl. Gleichung (8).

$$F_N = \frac{F_K \cdot (t_g - h)}{[t_g \cdot (\tan \alpha - \mu)]} \quad (8)$$

4.2.2 Fatigue Limit State (Ermüdungsfestigkeitsnachweis)

Nach (DIN EN ISO 19902, 2014) ist der Ermüdungsfestigkeitsnachweis erfüllt, sofern die Tragfähigkeit gegen Abrutschen der Stahl- und Grout-Oberflächen ohne die Berücksichtigung von Schubrippen $f_{g,sliding}$ erfüllt ist, vgl. Gleichung (9).

$$f_{g,sliding} = C_p \cdot 2 \cdot K^{0,6} \cdot f_{cu}^{0,3} \quad (9)$$

Die Ermüdungsfestigkeit nach (Norsok Standard N-004, 2014) basiert auf der (DIN EN ISO 19902, 2014). Die Ermüdungsfestigkeit wird nach Gleichung (10) berechnet unter einer Reduktion der Übergangs-Tragfähigkeit um den Faktor 0,3.

$$P_{f,Rd} = \frac{0,3 \cdot f_{bks} \cdot D_p \cdot L_e}{\gamma_M} \quad (10)$$

Für die Bestimmung einer Ermüdungsfestigkeit kann die lineare Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner verwendet werden, vgl. Gleichung (11).

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq 1,0 \quad (11)$$

Wobei n_i der real vorliegenden Schwingspielzahl und N_i der ertragbaren Schwingspielzahl entspricht.

Nach (DNV-OS-J101, 2014) findet die Auswertung der Ermüdungsfestigkeit an Wöhlerlinien des reinen Grout-Materials statt. Es werden maximal und minimal auftretende Spannungen mit der einaxialen Druckfestigkeit f_{Rd} verglichen.

4.3 Experimentelle Untersuchungen

Bislang durchgeführte Tragfähigkeitsuntersuchungen an überwiegend axial beanspruchten Grout-Verbindungen berücksichtigen Grout-Spaltmaße und Materialfestigkeiten, die deutlich unterhalb den zu erwartenden Verbindungsgeometrien für aufgelösten Strukturen liegen (vgl. Aritenang, Billington, Lamport). Zudem wurden überwiegend statisch auf Druck beanspruchte Verbindungen untersucht. Dies gilt ebenfalls für die Untersuchungen dynamisch beanspruchter Grout-Verbindungen. Der Einfluss wechselnder Spannungszustände spielte bislang nur eine untergeordnete Rolle, weswegen nur sehr wenige Ergebnisse vorliegen, die keine zuverlässigen Rückschlüsse für Grout-Verbindungen mit großen Spaltmaßen und Wechsellast zulassen. In Abbildung 5 sind die bislang vorliegenden Ergebnisse für Grouted Connections unter Wechsellast dargestellt. Bei den verwendeten Versuchskörpern handelt es sich um Kleinversuchsproben mit einem maximalen Durchmesser des außen liegenden Rohres (sleeve) von 395 mm, einer maximalen Dicke des Grout-Spalts t_G von 30 mm und einer maximalen Druckfestigkeit des Füllmaterials von $f_c = 60$ N/mm². Als Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit wurde von (Ingebrigtsen et al., 1990) und (Veritec, 1994) die maximale dynamische Oberspannung σ_{dyn} , Oberspannung auf die Verbundfestigkeit der Verbindung σ_{stat} , Traglast bezogen. Die dynamische Oberspannung wurde in den Versuchen variiert. Die Verbundfestigkeit als Bezugsspannung beschreibt dabei die maximal ertragbare Spannung. Im Traglastfall ist bis zum Erreichen der Verbundfestigkeit von erheblichen vertikalen Relativverschiebungen auszugehen, die hinsichtlich der Dauerhaftigkeit der Verbindung bedenklich sind. Aus den Ergebnissen der Ermüdungsversuche leiteten (Ingebrigtsen et al., 1990) Wöhlerlinien ab, die ebenfalls in Abbildung I-6 dargestellt sind.

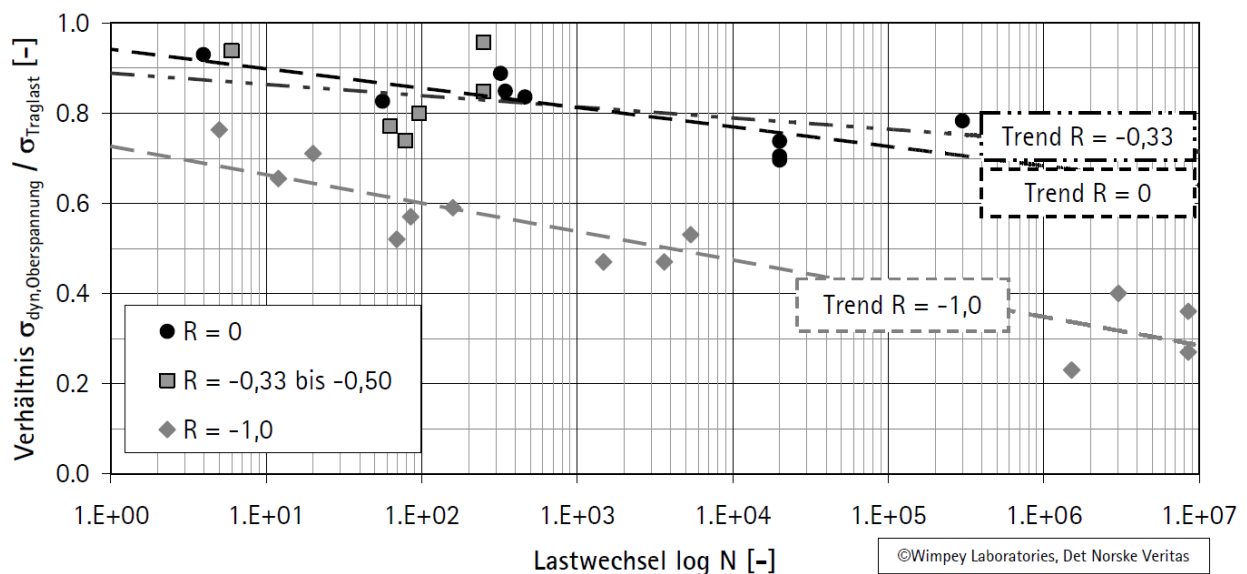


Abbildung I-6: Spannungsverhältnis-Lastwechsel-Diagramm für Grout-Verbindungen unter Wechsellast (Quelle: (Veritec, 1994), (Ingebrigtsen et al., 1990))

Es ist zu erkennen, dass mit kleinerem Spannungsverhältnis R die ertragbare Spannungsamplitude sinkt. Die Ergebnisse der insgesamt 19 Versuchskörper aus Abbildung 5 dienen als Datengrundlage für die Bemessungsrichtlinien des (DNV-OS-J101, 1998) Mit Veröffentlichung der (DNV-OS-J101, 2004) und auch der aktuell gültigen Fassung 2010 sind die vorgeschlagenen Wöhlerlinien nicht mit aufgenommen worden. Dies weist auf das ungeklärte Tragverhalten gerade unter Wechsellasten hin. Ergänzend zu den Untersuchungen von (Ingebrigtsen et al., 1990) und (Veritec, 1994) wurden von (Anders, 2007) und (Keindorf et al., 2010) ergänzende Untersuchungen zum Verhalten hochfester Füllmörtel in Grouted Connections unter Druckschwelllasten durchgeführt. Hierfür verwendeten sie einerseits ultrahochfeste Feinkornbetone (siehe (Anders, 2007)) und andererseits handelsübliche Grout-Mörtel (siehe (Keindorf et al., 2010), (Schaumann und Wilke, 2008) und (Schaumann et al., 2009)), wie sie Grouted Connections in Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen eingesetzt werden. Gegenüber den Untersuchungen von (Ingebrigtsen et al., 1990) und (Veritec, 1994) schlug (Anders, 2007) die Begrenzung der Oberspannung auf die sogenannte Schlupfspannung der Verbindung vor. Gegenüber der Verbundfestigkeit beschreibt die Schlupfspannung gerade den Spannungszustand, bei dem die Druckspannungen im Bereich vorhandener Schubrippen die zulässigen mehraxialen Druckfestigkeiten übersteigen. Die sich mit der lokalen Überschreitung der ertragbaren Mörteldruckfestigkeit einstellenden lokalen Bruchmechanismen („Crushing“) führen zu einer lokalen Entfestigung. Bei weiterer Laststeigerung stellen sich dann die von (Ingebrigtsen et al., 1990) festgestellten, überproportionalen Verschiebungswege ein. Bis zum Erreichen der Schlupfspannung kann von einer annähernd linearen Verschiebungszunahme ausgegangen werden. Der von (Anders, 2007) unterbreitete Vorschlag ist daher als optimaler Kompromiss zwischen ertragbarer Spannung und vertretbarer Relativverschiebung anzusehen. Gleichwohl beschränkten sich die von (Anders, 2007) und (Keindorf et al., 2010) durchgeführten Untersuchungen einerseits auf Druckschwell- und Quasi-Wechsellasten und andererseits auf vergleichsweise kleine Versuchskörpergeometrien. Weiterhin stellte (Anders, 2007) fest, dass gerade beim Einsatz hochfester Füllmörtel, wie in Grout-Strukturen für aufgelöste Tragstrukturen üblich, der Verlauf der von (Ingebrigtsen et al., 1990) (siehe Abbildung 5) nicht bestätigt werden kann. Für druckschwellbeanspruchte und mit hochfesten Feinkornmörteln vergossene Verbindungen (Spannungsverhältnis $R = 0,05$) ermittelte Anders Ermüdungsfestigkeiten, die im

Bereich der Wechsellast beanspruchten Verbindungen ($R = -1$) lagen. Abbildung 6 zeigt die Ergebnisse von (Ingebrigtsen et al., 1990), (Wimpey Offshore Engineers & Constructors Limited, 1986) und (Anders, 2007) im Vergleich. Mit steigender Mörteldruckfestigkeit und ausgeprägter Schubrippengeometrie, welche durch das Verhältnis der Schubrippenhöhe h zum Schubrippenabstand s dominiert wird, steigt die Ermüdungsfestigkeit an. Für Grouted Connections in aufgelösten Tragstrukturen liegen zwar ebenfalls vergleichsweise hohe h/s -Verhältnisse vor; die Mörteldruckfestigkeit ist jedoch im Bereich der äquivalenten Betondruckfestigkeitsklasse C110 anzusiedeln.

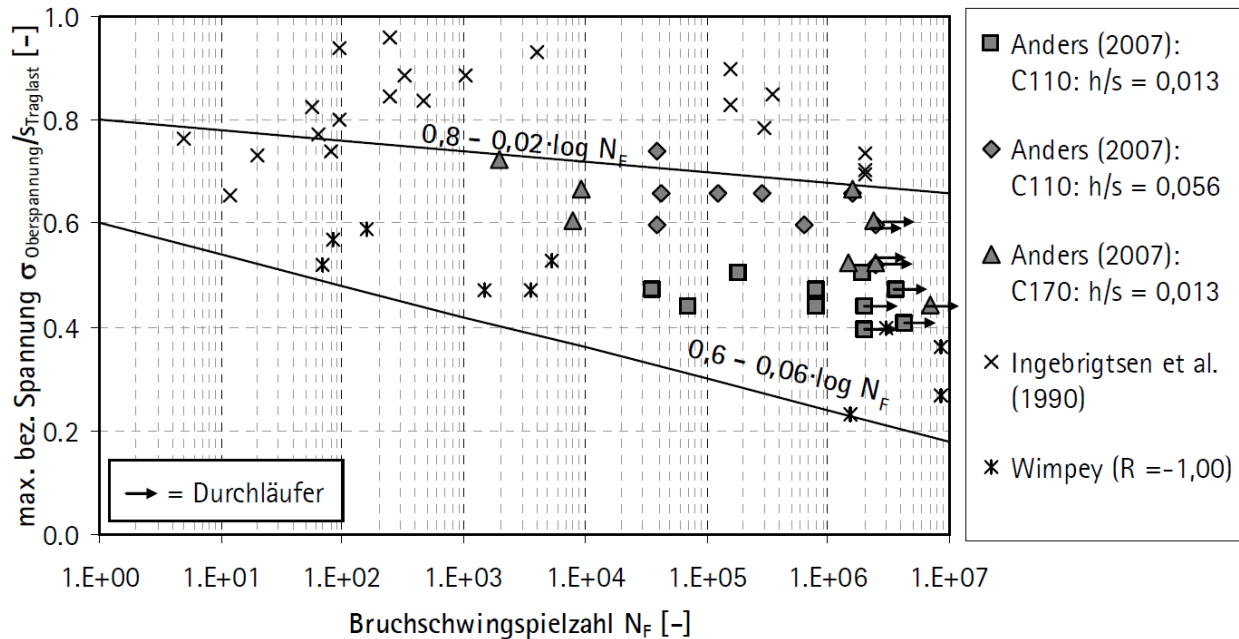


Abbildung I-7: Ergebnisse der Ermüdungsversuche von (Ingebrigtsen et al., 1990), (Wimpey Offshore Engineers & Constructors Limited, 1986) und (Anders, 2007)

Im Vergleich zu den Ergebnissen von (Ingebrigtsen et al., 1990) konnte Anders bei Begrenzung der Oberspannung auf die Schluftpennung und bei Verwendung hochfester Füllmörtel eine erhöhte Anzahl von Durchläufern feststellen. Dies lässt auf den Ansatz der Schluftpennung als oberen Grenzwert der dynamischen Oberlast als vergleichsweise konservativ erscheinen. Werden jedoch die von Anders und auch Keindorf verwendeten Verbindungsgeometrien berücksichtigt, so lassen sich die Ergebnisse nur bedingt auf Grouted Connections übertragen. Werden die Versuchskörpergeometrien, die Spaltmaßdicken und die Füllmaterialfestigkeiten sowohl von Ingebrigtsen als auch von Anders mit den Parametern heutiger Grout-Verbindungen in aufgelösten Tragstrukturen verglichen, so wird deutlich, dass zwischen Stand der Normung und Baupraxis keine Übereinstimmung hergestellt werden kann (vgl. Tabelle 1). Das Verhältnis zwischen Durchmesser D und Dicke t gibt die Schlankheit und damit die Steifigkeit der Stahlrohre bzw. der Grout-Schicht an. Insbesondere die ausgeführten Schlankheiten liegen deutlich unterhalb der in den Versuchskörpern von (Ingebrigtsen et al., 1990) experimentell überprüften Verbindungen, aber oberhalb der Schlankheiten der Versuchskörper von (Anders, 2007). Stimmen die Schlankheiten der Grout-Schichten von Anders und der geschätzten Abmessungen der Grout-Verbindung überein, ist die Schlankheit der Stahlrohre signifikant größer (Faktor 3 bis 4). Dadurch wird die Umschnürungswirkung der Stahlrohre, die maßgebend für die Tragfähigkeit der Verbindung ist, beeinflusst. Durch hohe Stahlrohrschlankheiten sind die Verformungen des Stahls unter Radialspannungen ausgeprägter als bei steifen, kompakten Rohren. Es lässt sich aus den durchgeführten Versuchen Folgendes schließen. Die Versuche von (Ingebrigtsen et al., 1990) berücksichtigen weder die

Stahlrohr- noch die Groutschichtschlankheiten. Durch die signifikante Überschätzung sind die radialen Dehnungen der Stahlrohre größer, wodurch die Umschnürungswirkung und respektive die Tragfähigkeit sinkt.

Tabelle 2: Vergleich der geometrischen Abmessungen und Füllmaterialfestigkeiten

	Versuchskörper- Abmessungen nach Anders (2007)			Versuchskörper analog Abbildung 5			Geschätzte Abmessungen einer Grout-Verbindung in einer Jacket-Tragstruktur		
	Durch- messer D	Dicke t	D/t	Durch- messer D	Dicke t	D/t	Durch- messer D	Dicke t	D/t
	[mm]	[mm]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[mm]	[mm]	[-]
Außen lie- gendes Rohr	114,3	8	14,3	395	8	49,4	1.800	50	36
Grout- schicht	98,9	19,6	5,1	379	29,5	12,8	1.700	400	4,25
Innen lie- gendes Rohr	59,7	10,7	5,6	320	8	29,5	900	50	18
Druckfestig- keit	110 - 170 N/mm ²			60 N/mm ²			110 N/mm ²		

Demgegenüber stimmen bei Anders die Groutschichtschlankheiten im Verhältnis mit den tatsächlichen Abmessungen zwar überein, jedoch überschätzt er die Umschnürungswirkung der Stahlrohre, was zu signifikant erhöhten axialen Tragfähigkeiten und Ermüdungsfestigkeiten führen kann. Weiterhin ist der Maßstab der Versuche von Anders zur Realität sehr klein (~1:20). Dies spielt gerade für die Tragfähigkeit der Grout-Mörtel eine hervorzuhebende Rolle. In den Maßstabsversuchen wurde von Anders das Größtkorn der Gesteinskörnung nicht maßstäblich abgebildet. Gerade für die eingesetzte feine Gesteinskörnung wird damit der Traganteil der Körnung überschätzt. Untersuchungen an optimal skalierten Grout-Verbindungen unter dynamischen Beanspruchungen liegen weltweit nicht vor. Dennoch werden die für dünne Spaltmaße vorliegenden Bemessungsregeln auf die großen Bauteilabmessungen übertragen, ohne diese experimentell abgesichert zu haben.

Wie bereits erwähnt, führt die von (Anders, 2007) vorgeschlagene Begrenzung der dynamischen Oberspannung auf die Schlupfspannung zu einer konservativen Bemessung, da der Schubrippenbruch unter dynamischen Lasten nicht erreicht wird. Wohlwissend, dass sich die Tragfähigkeit der Verbindung aus der Tragfähigkeit infolge Reibung und Schubrippen zusammensetzt (Lamport, 1988), ist der Tragfähigkeitsanteil infolge Reibung bei der von Anders vorgeschlagenen Begrenzung vergleichsweise hoch. Anders verwendete Versuchskörper mit mechanisch bearbeiteten Oberflächen. Für diese Versuchskörpergeometrien konnte er somit von einer nahezu perfekten Oberfläche ausgehen, die nur einen geringen Reibwiderstand besaß. Dies gilt für reale Verbindungen nicht. Die Oberflächen der gewalzten und anschließend gebogenen Grobbleche werden vor Einbau von Walzzunder und Korrosion befreit. Vorgaben hinsichtlich der Oberflächenreinheit bzw. der Rauigkeit existieren nicht. Vor dem Hintergrund der Spannungsbegrenzung (Anders, 2007) können die Reibungskoeffizienten und Oberflächenunregelmäßigkeiten, die den Tragfähigkeitsanteil infolge Reibung dominieren, signifikante Auswirkungen auf die Tragfähigkeit der Verbindung haben. Bislang durchgeführte Untersuchungen vernachlässigen den Aspekt der Oberflächenrauigkeit.

Das ungeklärte Trag- und Ermüdungsverhalten hat dazu geführt, dass Grout-Materialien mit extrem hohen Druckfestigkeiten eingesetzt werden und für die Bemessung die Materialfestigkeiten

mit hohen Sicherheiten beaufschlagt werden. Unabhängig vom Tragstrukturtyp (Monopile oder aufgelöste Tragstrukturen) werden zurzeit die tatsächlichen Druckfestigkeiten um bis zu 70 % reduziert. Die Sicherheiten auf der Materialwiderstandsseite für das Grout-Material berücksichtigen ebenfalls die extremen Einbaubedingungen des bauseits zu mischenden und zu verpumpenden Füllmaterials. Trotz des hohen Bedarfs durch die weltweit ansteigende Offshore- Nennleistung liegen ebenfalls keine einheitlichen Regelungen für den Einbau- und die Materialüberwachung von Grout-Materialien im Offshore-Einsatz vor.

Die normative Grundlage, die der Bemessung von Grouted Connections für Offshore-Windenergieanlagen zugrunde gelegt ist, basiert auf empirischen Versuchen an kleinskalierten Grouted Connections aus den 1970er und 1980er Jahren. Dabei wurde als Grout-Material in der Regel eine Zementsuspension aus gewöhnlichem Portlandzement (OPC-Grout) eingesetzt. Die Materialfestigkeiten weichen jedoch stark von den heutzutage zumeist eingesetzten hochfesten Grout-Mörteln ab. Zwar können heutige Grouted Connections zum Teil OPC enthalten (z. B. Alpha ventus, Ormonde, Levenmouth, Thornton Bank II & III), jedoch werden überwiegend moderne Hochleistungsvergussmörtel eingesetzt, die deutlich höhere Festigkeiten erreichen. Aufgrund der deutlich höheren Festigkeiten des Grout-Materials kann gleichzeitig eine höhere Tragfähigkeit des Bauteils erwartet werden (Anders, 2007). Dabei kann eine Verdopplung der Verbundspannung im Grouted Connection durch den Einsatz hochfester Grout-Materialien erwartet werden (Anders, 2007). Grundsätzlich zeigt sich aber auch, dass die Tragfähigkeit des Bauteils - neben geometrischen Effekten - stark von den Materialeigenschaften des Grout-Materials abhängt. Analytische Ansätze beruhen auf der Annahme homogener Eigenschaften des Grout-Materials. Die Materialeigenschaften werden dabei anhand genormter Prüfverfahren und genormter Probekörpern unter Laborbedingungen geprüft. Als Grundsatz im Betonbau gilt jedoch, dass sich die Eigenschaften des zementgebundenen Baustoffs im Bauteil entwickeln. Das bedeutet, dass die Materialeigenschaften einerseits stark vom Einbauprozess und andererseits von den Umgebungsbedingungen abhängen. Dabei zeigt sich, dass die in situ Materialeigenschaften zum Teil deutlich von den im Labor ermittelten Eigenschaften abweichen können. Dies erkannten auch Dallyn und Co-Autoren und bemängelten die unzureichende Kenntnis über die in situ Materialeigenschaften des Grout-Materials in der Grouted Connection (Dallyn et al., 2015). Besonders der Verfüllprozess sowie die Erhärtungsbedingungen werden als Einflussgrößen auf die Ausbildung der Materialeigenschaften angesehen (Dallyn et al., 2015). Vereinzelt Messungen der in situ Materialeigenschaften von verfüllten Grouted Connections wurden zwar durchgeführt, jedoch unterliegen die Ergebnisse der Geheimhaltung. „Zusammenfassend fehlen zur Präzisierung von derzeitigen Bemessungsansätzen die in situ Materialkennwerte des verfüllten Grout-Materials. Zur Weiterentwicklung der Bemessungsgrundlagen wären realitätsnahe Druckfestigkeiten des Grout-Materials sowie des Materialverhaltens im Bereich von Schubrippen nötig“ (Werner 2018). In Untersuchungen von (Lohaus und Werner, 2014) wurden Störeinflüsse während des Verfüllprozesses analysiert. Es konnte gezeigt werden, dass mit einer Reduktion der Druckfestigkeiten des Grout-Materials zu rechnen ist.

5. Projektbegleitung und Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Die Forschungsarbeiten wurden in regelmäßigen Sitzungen eines Betreuerkreises vorgestellt, analysiert und diskutiert. Die Autoren bedanken sich ausdrücklich für die konstruktive Mitarbeit der Mitglieder des Betreuerkreises:

Christan Ertel, Marc Mittelstädt; DNV GL SE, Hamburg

Albrecht Victor; Simon Schonhöft; Senvion SE, Osnabrück

Dr.-Ing. Marc Seidel; Siemens Wind Power, Hamburg

Dr.-Ing. Fabian Wilke; WSC – Wilke & Schiele Consulting GmbH, Hamburg

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde ferner mit nachfolgend genannten Unternehmen und Institutionen kooperiert:

- Bilfinger Marine & Offshore
- G + F Strate GmbH
- Holcim GmbH
- ITW Densit APS
- Master Builders Solutions BASF
- Pagel Spezialbeton GmbH & Co. KG
- TTH – Testzentrum Tragstrukturen Hannover; Leibniz Universität Hannover
- WSC – Wilke & Schiele Consulting GmbH

An dieser Stelle bedanken sich die Autoren für die tatkräftige Unterstützung aller Unternehmen, deren kooperative Zusammenarbeit zum Gelingen des Forschungsvorhabens maßgeblich beigetragen hat.



II. Eingehende Darstellung

1. Kleinversuche zum Ermüdungsverhalten – Institut für Stahl - IfS

1.1 Versuchsaufbau und Testprogramm

Im Vorfeld zu den Großversuchen wurden kleinskalige Grout-Verbindungen unter realitätsnahen Belastungs- und Umgebungsbedingungen untersucht. In Anlehnung an die bereits im Forschungsvorhaben GROW (Lochte-Holtgreven) durchgeführten kleinmaßstäblichen axial druckschwellbeanspruchten Grout-Versuche unter trockenen Umgebungsbedingungen wurden in diesem Forschungsvorhaben kleinmaßstäbliche Grout-Verbindungen unter Druckschwellbeanspruchung in trockener und nasser Umgebung geprüft. Aktuelle Normen und Richtlinien bauen auf experimentellen Untersuchungen unter trockenen Umgebungsbedingungen auf. Dabei wird der Wassereinfluss auf das Tragverhalten vernachlässigt. Da bisher weitestgehend ausschließlich trockene Axialversuche von Grout-Verbindungen durchgeführt worden sind, sollte in diesem Forschungsvorhaben im Rahmen von kleinmaßstäblichen „Unter-Wasser-Versuchen“ der Effekt der „Wasserschmierung“ auf das Ermüdungsverhalten untersucht werden. Die kleinmaßstäblichen Grout-Verbindungen unter reiner Axialbeanspruchung wurden in den in Abbildung II-1 dargestellten, eigens in für dieses Projekt entwickelten Versuchsständen untersucht. Durch die Erweiterung des Versuchsaufbaus durch ein Wasserbecken, welches auf dem Lagerungssockel platziert wurde, konnte einfach zwischen trockenen und nassen Umgebungsbedingungen variiert werden. Um einen minimalen Einfluss des Wasserbeckens auf die Versuchsergebnisse sicher zu stellen, fanden in (Raba, 2018) spezielle Analysen bezüglich der Steifigkeitseinflüsse des Wasserbeckenbodens statt. Der Einfluss des Wasserbeckenbodens konnte so stark reduziert werden, dass er im Folgenden als vernachlässigbar angenommen wurde.

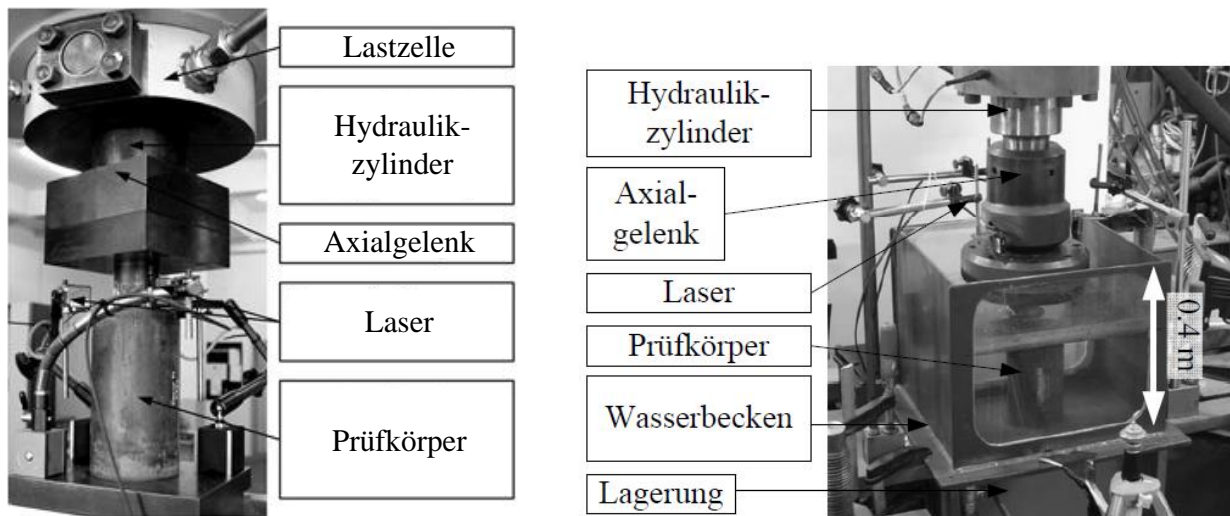


Abbildung II-1: Versuchsaufbau für kleinmaßstäbliche Grout-Verbindungen (trocken links) und (nass rechts)

Der Versuchsaufbau gliederte sich in Prüfmaschine, Prüfkörper und Messtechnik. Die verwendete servo-hydraulische Prüfmaschine war in der Lage, quasi-statische Lasten von bis zu 900 kN zu erzeugen. Im dynamischen Versuchsablauf für die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit, konnten maximal 380 kN Prüflast realisiert werden. Um Momentenbeanspruchungen durch eine exzentrische Lasteinleitung zu verhindern und eine reine Axialbeanspruchung des Prüfkörpers sicherstellen zu können, wurde zwischen Lasteinleitung und Prüfkörper ein Axialgelenk angeordnet. Über die Integration von Acrylglas-Einsätzen wurde die Möglichkeit geschaffen, während der Versuche einen möglichst freien Blick auf den Prüfkörper zu haben. Damit konnten optische Verfahren für die Dokumentation von Zustandsänderungen des Prüfkörpers realisiert werden.

So wurde beispielsweise über eine Kamera der Zustand der Probe über die Versuchsdauer dokumentiert. Während des Versuchs wurden axiale Verschiebungen (Stauchungen der Probekörper) über Distanzlaser mit einem maximalen Messweg von $u_{\max} = 10 \text{ mm}$ gemessen. Zur Überwachung einer rein axialen Verformung des Prüfkörpers wurden drei Distanzlaser äquidistant über den Umfang verteilt (0° , 120° und 240°). Diese verbesserten die Zuverlässigkeit und Genauigkeit des am Hydraulik-Zylinder installierten Rotationspotentiometers, da elastische Verformungen der Hydraulik nicht mit aufgezeichnet wurden. Damit war eine Beurteilung des Versagens der Grout-Verbindung in Abhängigkeit einer absoluten Axialverschiebung oder einer definierten Verformungsgeschwindigkeit möglich.

Grundsätzlich wurden zwei verschiedene Prüfkörpergeometrien untersucht. Auf der einen Seite eine Grout-Verbindung mit verhältnismäßig geringerem Grout-Spalt ($t_g = 20 \text{ mm}$), vgl. Abbildung II-2, Geometrie 1 (links). Diese Prüfkörpergeometrie orientierte sich an echten Bauteilabmessungen, welche bei Post-Piled Grout-Verbindungen zum Einsatz kommen und geringere Toleranzen aufweisen müssen, da der Gründungspfahl nachträglich durch eine an der Tragstruktur angeordnete Lasche gerammt wird. Auf der anderen Seite repräsentierte Geometrie 2 typische Geometrieverhältnisse einer Pre-Piled Grout-Verbindung. Bei dieser Ausführungsvariante wird die Tragstruktur nachträglich in den Gründungspfählen platziert und vergossen. Da der gesamte Installationsprozess in ca. 40 Meter Wassertiefe und entsprechenden Umwelteinwirkungen aus Wind und Welle stattfindet, werden Rammungenauigkeiten über größere Grout-Spalte kompensiert. Der Grout-Spalt von Geometrie 2 beträgt $t_g = 54,25 \text{ mm}$. Um einem möglichen Stabilitätsversagen entgegenzuwirken, wurden die Schlankheiten der Stahlrohre, entgegen der Referenzgeometrien aus der Praxis, deutlich gedrungener ausgeführt. Weitere Angaben zu den verwendeten Prüfkörpern können Abbildung II-2 entnommen werden.

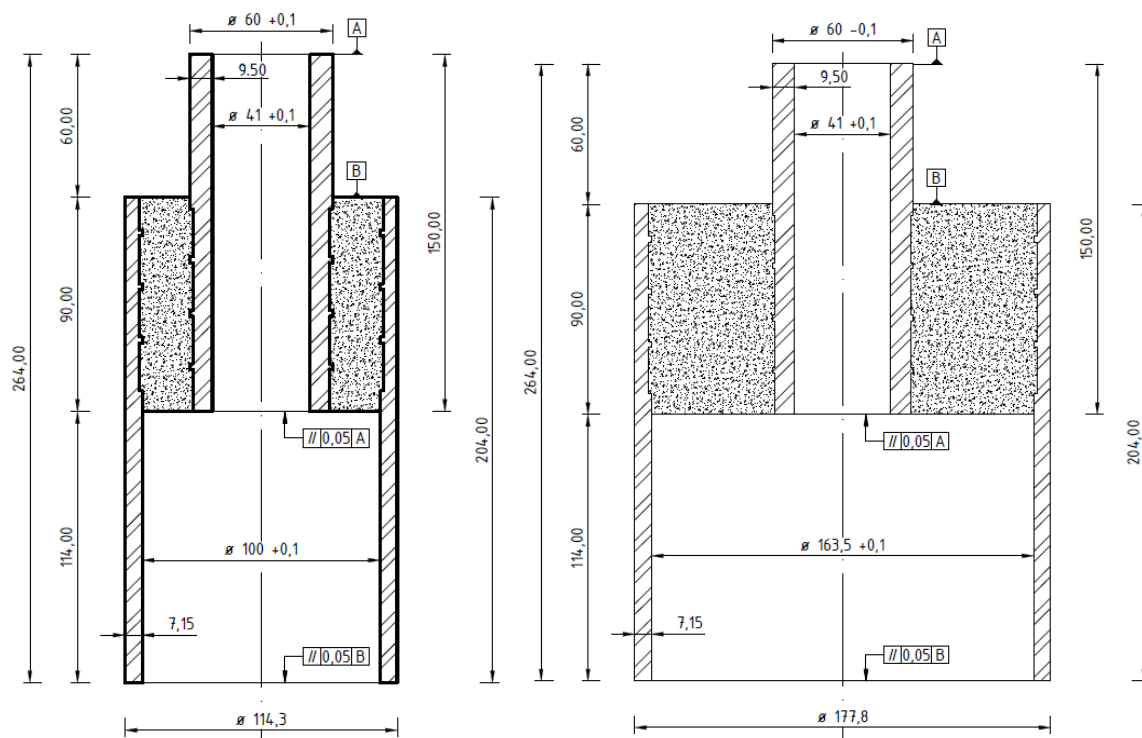


Abbildung II-2: Prüfkörper der Kleinversuche; Geometrie 1 (links) und Geometrie 2 (rechts)

Mit den genannten Versuchskörpergeometrien wurde das in Abbildung II-3 dargestellte Versuchskonzept realisiert. Die Kleinversuche dienen einer kostengünstigen Untersuchung variierender

Einflussparameter. Einer dieser variierenden Versuchsparameter war das verwendete Grout-Material. Es wurden zwei verschiedene hochfeste Vergussmörtel (Densit Ducorit S2 (DD2) und BASF Masterflow 9500 (BM95)) vorgesehen. Grout-Verbindungen unter Verwendung von reiner Zementsuspension werden entsprechend des Aufstockungsantrages in Kapitel 0 behandelt. Die gewählten Materialien wurden entsprechend ihrer Materialfestigkeiten gewählt. Der eine Vergussmörtel wies eine geringere Druckfestigkeit von $f_{c,DD2} = 90$ MPa auf, welches geringfügig über den zulässigen Materialfestigkeiten von 80 MPa der in den Richtlinien (DNV-OS-J101, 2014) und (DIN EN ISO 19902, 2014) angegebenen Grenzwerte für die Anwendbarkeit der Bemessungsregeln liegt. Außerdem wurde ein deutlich höher-fester Vergussmörtel mit einer Druckfestigkeit von $f_{c,BM95} = 140$ MPa untersucht. Angelehnt an das übliche Vorgehen einer Bemessung wurden Tragfähigkeit- und Ermüdungsfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt. Dabei dienten die quasi-statischen Traglastversuche unter trockenen Umgebungsbedingungen unter anderem der Einschätzung ertragbarer Ermüdungslastniveaus ($F_{ULS} > F_{max}$). Da der zeitliche Aufwand von Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit maßgebend von der Prüffrequenz und den ertragbaren Lastwechsel abhängt, wurden zusätzlich Einflüsse der Prüffrequenz auf die Ermüdungsfestigkeit untersucht. Ausgehend von einer Grundfrequenz von 0,3 Hz, welches einer typischen Wellenfrequenz entspricht, wurden höhere Prüffrequenzen angewendet, um den Versuchsablauf effizienter gestalten zu können. Die Prüffrequenzen variierten zwischen 0,3 und 10 Hz. Um die statistische Aussagekraft der Versuchsergebnisse zu erhöhen, wurden jeweils drei identische Versuche je Versuchskonstellation durchgeführt.

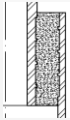
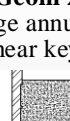
Specimen Geometry	Filling Material	Test Procedure	Ambient Conditions	Loading Conditions		Results	
				$\frac{F_{max}}{F_{ULS}}$	f [Hz]		
Geom 1 regular annulus shear keys 	Densit Ducorit S2	ULS	dry			3 → $F(u) / F_{ULS}$	
		FLS	dry	0.5	5.0	3	N u(F)
			wet	0.5	10.0	3	
		0.2	dry	0.5	5.0	3	
			wet	0.5	2.0	3	
			wet	0.5	1.0	3	
	wet		0.5	0.3	3		
	BASF Masterflow 9500	ULS	dry				3 → $F(u) / F_{ULS}$
		FLS	dry	0.5	5.0	3	N u(F)
			wet	0.5	5.0	3	
		0.2	dry	0.5	1.0	3	
			wet	0.5	5.0	3	
wet			0.5	1.0	3		
wet	0.5		1.0	3			
Ordinary Portland Cement	ULS	dry				3 → $F(u) / F_{ULS}$	
	FLS	dry	0.5	5.0	3	N u(F)	
		wet	0.5	5.0	3		
	0.2	dry	0.5	1.0	3		
		wet	0.5	5.0	3		
		wet	0.5	1.0	3		
wet		0.5	1.0	3			
Geom 2 large annulus shear keys 	Ducorit S2	ULS	dry			2 → $F(u) / F_{ULS}$	
		FLS	dry	0.5	5.0	2	N u(F)
	wet		0.5	5.0	2		
	Master 9500	ULS	dry				2 → $F(u) / F_{ULS}$
		FLS	dry	0.5	5.0	2	N u(F)
	wet		0.5	5.0	2		
	OPC	ULS	dry				2 → $F(u) / F_{ULS}$
		FLS	dry	0.5	5.0	2	N u(F)
	wet		0.5	5.0	2		

Abbildung II-3: Versuchsprogramm der Kleinversuche

1.2 Grout-Materialien

Während der Fertigung der Prüfkörper wurde die Qualität des Grout-Materials von dem Institut für Baustoffe überwacht. Neben der Bestimmung des Setzfließmaßes am Tag der Fertigung, wurden Materialfestigkeiten anhand von Zylinder-, Würfel- und Prisma-Druckfestigkeiten, in den üblichen Zeitabständen nach der Fertigung (bspw. 28 Tage), überprüft. Auch hier wurden jeweils drei Chargen dem gleichen Testprozess unterzogen, um die Streuung der Prüfergebnisse zu untersuchen. Eine Übersicht der Materialfestigkeiten ist in der folgenden Abbildung dargestellt. Dabei stehen die dunkel grau eingefärbten Balken den Produktangaben des Herstellers ((ITW Densit ApS, 2012; BASF Construction Chemicals, 2010)) und die farbigen Balken für die Ergebnisse der durchgeführten Tests je Charge. Für die Darstellung der Ergebnisse werden Boxplots verwendet. Dabei zeigt der Balken selbst den Mittelwert und die obere Seite der Klammer den 95 % - Fraktilewert basierend auf einer Studentischen Verteilung.

Mit Ausnahme der Zugfestigkeit waren die gemessenen Festigkeiten des Densit Ducorit S2 grundsätzlich höher als die vom Hersteller angegebenen Festigkeiten. Demgegenüber zeigte sich dieses Phänomen nicht beim BASF Masterflow 9500. Bei diesem Material streuten die gemessenen Festigkeitswerte in einem angemessenen Rahmen im Bereich der Herstellerangaben.

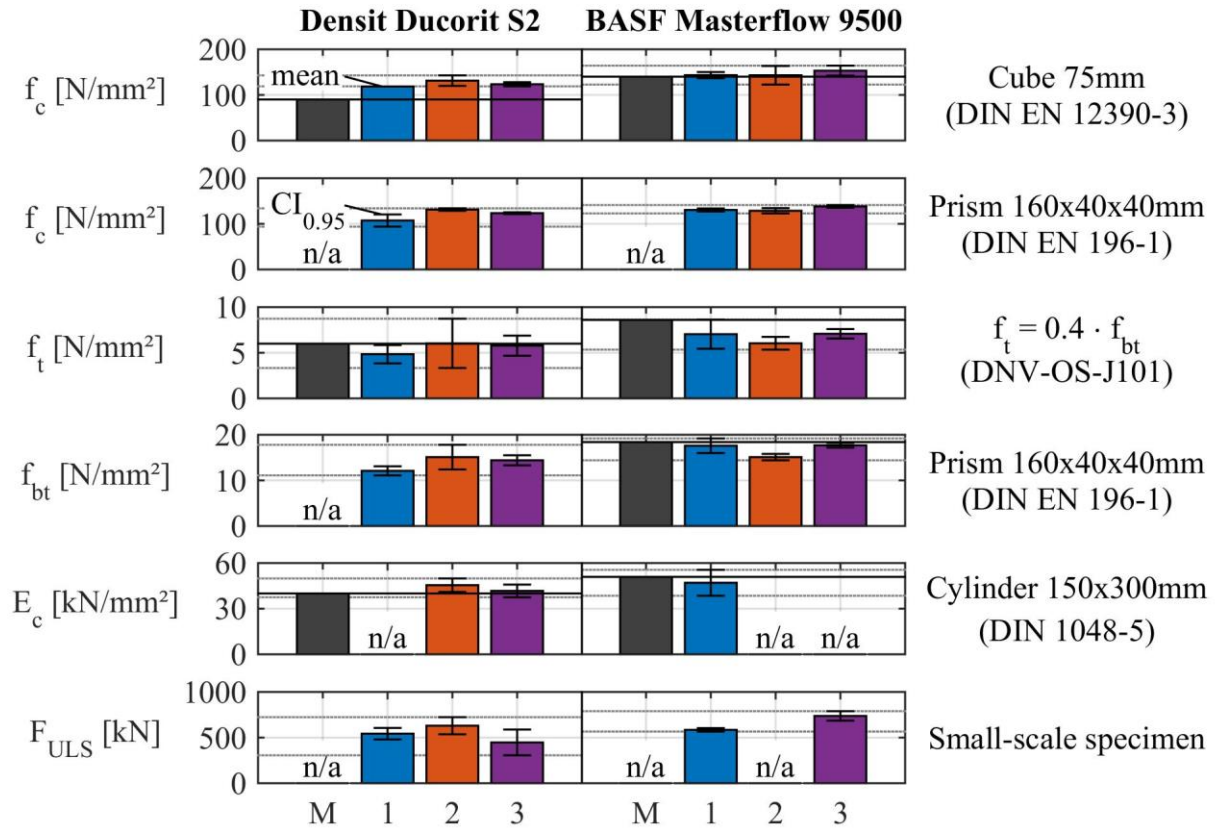


Abbildung II-4: Festigkeitseigenschaften der verwendeten Grout-Materialien (Herstellerangaben und Materialtests 28 Tage nach Fertigung) (Raba, 2018)

Neben den 28-Tages-Festigkeitswerten wurden auch Festigkeiten an den Tagen eins, sieben sowie zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung nach Prüfkörperfertigung in Abbildung II-5 dargestellt. Somit war es möglich exakte Festigkeitswerte für die numerischen Vergleichsrechnungen anzuwenden und die Tragfähigkeit genauer zu bewerten.

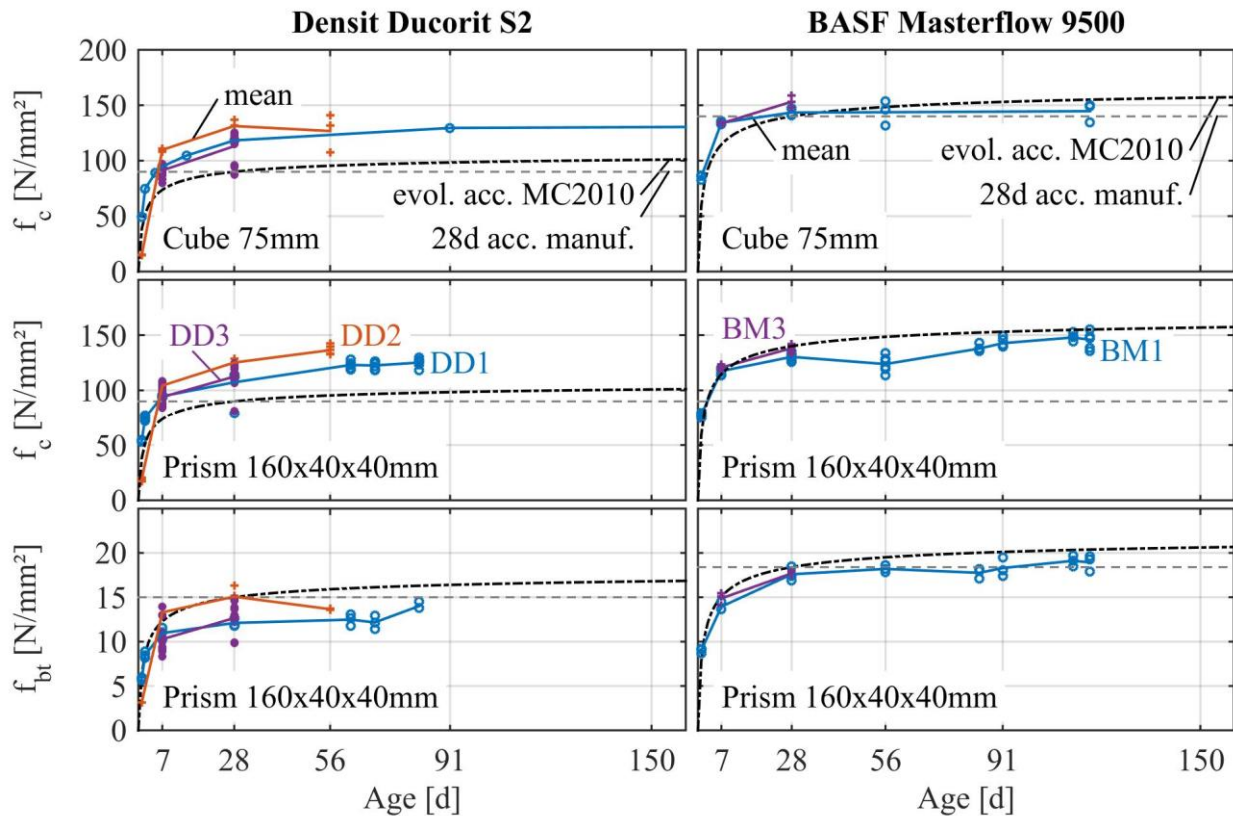


Abbildung II-5: Festigkeitsentwicklung der verwendeten Grout-Materialien (Raba, 2018)

Entsprechend der unterschätzten Herstellerangaben des Densit Ducorits S2 stellte sich der Festigkeitsunterschied nicht in der ursprünglich erwarteten Deutlichkeit dar. Trotz der überraschend hohen Festigkeitswerte des Densit Ducorits S2 zeigten sich grundsätzlich homogene Festigkeitsergebnisse ohne statistisch signifikante Abweichungen.

Aufgrund deutlich unterschiedlicher Prüfzeitpunkte der einzelnen Prüfkörper von 33 bis 197 Tage nach Fertigung war die Festigkeitsentwicklung nicht unerheblich. Mit theoretischen Festigkeitsabweichungen nach (ModelCode, 2010) von 12 % liegen die Abweichungen im Streubereich der Tragfähigkeitswerte F_{ULS} nach 28 Tagen und der ertragbaren Lastwechsel N der Ermüdungstests, vgl. Kapitel 1.4. Entsprechend kann die Festigkeitsentwicklung nach 28 Tagen vernachlässigt werden.

1.3 Tragfähigkeitsversuche

Aufgrund der deutlich kürzeren Prüfzeit wurden die Tragfähigkeitsversuche generell nach 28 Tagen Aushärtungszeit geprüft. Dabei wurde das Last-Verformungsverhalten unter quasi-statischer Last aufgezeichnet. Für die Bestimmung des Versagenszeitpunktes wurden zwei verschiedene Versagensgrenzwerte definiert. Auf der einen Seite wurde der Versuch abgebrochen, wenn eine Verformungsgeschwindigkeit von 0,2 mm/min überschritten wurde. Auf der anderen Seite führte eine maximal Verschiebung von 8 mm zum Versuchsabbruch. Die maximal zulässige Axialverschiebung von 8 mm war bedingt durch die Messtechnik, da die verwendeten Laser lediglich über einen maximalen Arbeitsbereich von 10 mm verfügten.

In Abbildung II-6 und Abbildung II-7 ist das typische Last-Verformungsverhalten der kleinskali- gen Tragfähigkeitsversuche von Geometrie 1 und 2 dargestellt. Nach anfänglicher Setzung durch Mikro-Imperfektionen im Bereich der Verbundflächen, zeigten sich drei verschiedene Verhaltensweisen.

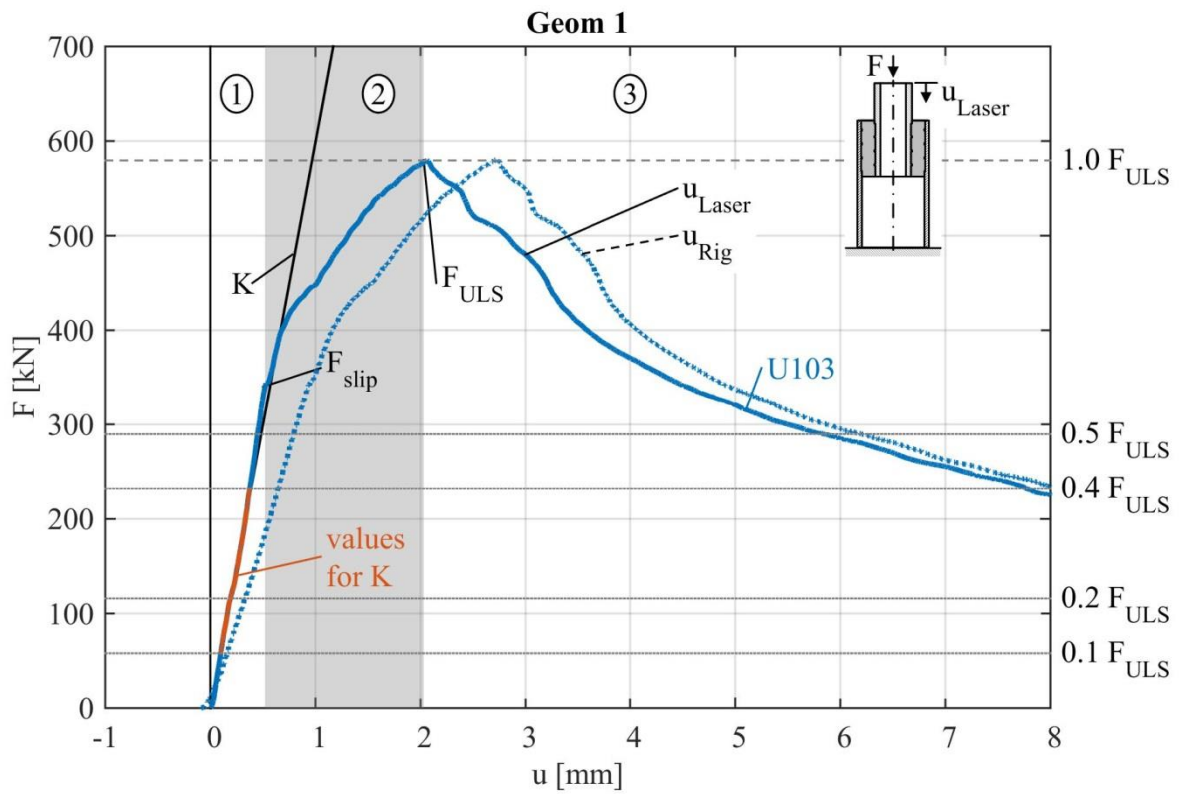


Abbildung II-6: Last-Verformungs-Kurve der Tragfähigkeitsversuche von Geometrie 1 (Raba, 2018)

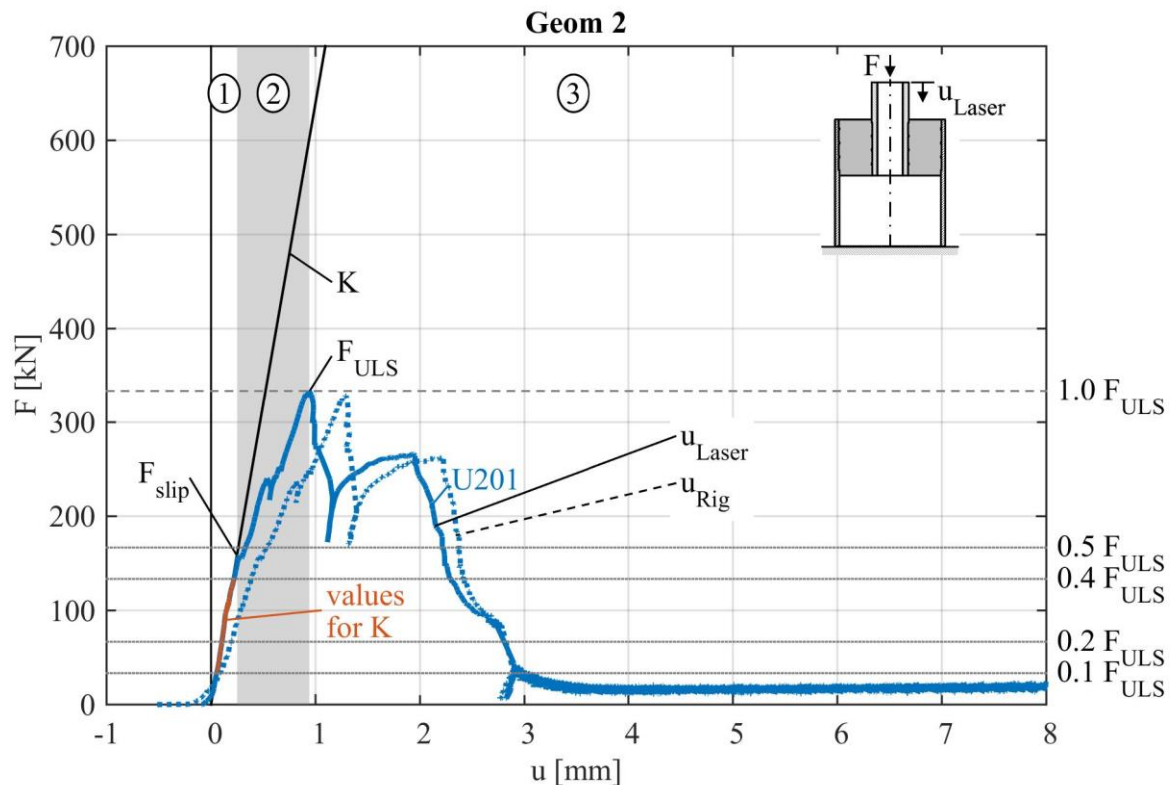


Abbildung II-7: Schematische Darstellung der Last-Verformungs-Kurve der Tragfähigkeitsversuche von Geometrie 2 (Raba, 2018)

Die Lastverschiebungskurven der kleinskaligen Tragfähigkeitsversuche konnten allgemein in zwei Bereiche bis zum Versagen unterteilt werden. Nach einer anfänglichen Setzung verhielten sich die Prüfkörper nahezu linear-elastisch. Mit einem plötzlichen Abknicken der Lastverformungs-Kurve setzte der Übergang zu einem plastischen Materialverhalten ein. Die Steifigkeit des Prüfkörpers nimmt in diesem Bereich deutlich ab. Die maximal ertragbare Last wurde als Traglast definiert. Deutlich zu erkennen waren die Unterschiede in den Verschiebungsverläufen zwischen Lasermessung (durchgezogene Linie) und Rotationspotentiometer (gestrichelte Linie). Eine detaillierte Aneinanderreihung der Ergebnisse ist dem Anhang A zu entnehmen. Eine Übersicht der einzelnen Ergebnisse für die Grenzlast des linear-elastischen Verhaltens F_{elast} und der Traglast F_{ULS} sind in Abbildung II-8 dargestellt. Zugehörig wurden die entsprechenden Prüfkörpersteifigkeiten abgebildet. Anhand der Steifigkeiten k_{Rig} (Rotationspiezometer) und k_{Laser} ließ sich ein deutlicher Einfluss der Hydraulik auf die gemessenen Steifigkeiten beobachten. Für Steifigkeitsmessungen ist entsprechend eine gesonderte Last-Verschiebungsaufzeichnung über Laser zu empfehlen.

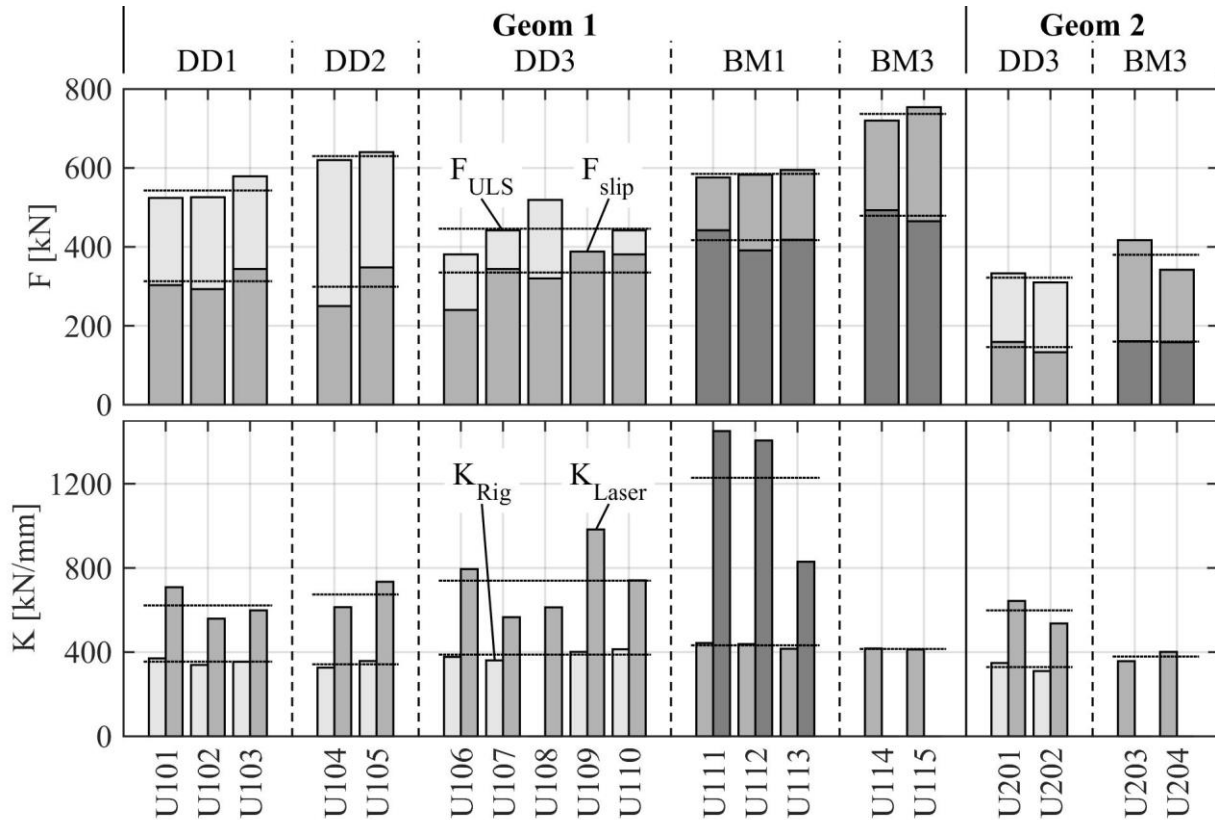


Abbildung II-8: Zusammenfassung der kleinskaligen Traglastversuche (Raba, 2018)

Eine gemittelte Gegenüberstellung der Traglasten der verschiedenen Vergussmörtel und Prüfkörpergeometrien ist in Tabelle 3 dargestellt.

Tabelle 3: Traglastverhältnisse in Abhängigkeit von Geometrie und Grout-Material

	$f_{c,75}$	$F_{ULS,Geom1}$	$F_{ULS,Geom2}$	Geom2 / Geom1
Densit Ducorit S2	116,3	519	322	0,62
BASF Masterflow 9500	144,1	646	380	0,59
BM / DD	1,24	1,24	1,18	

Um einen Zusammenhang zwischen Traglast und Grout-Materialfestigkeit herstellen zu können, wurden die Materialfestigkeiten der verwendeten Grout-Materialien und die erreichten Traglasten jeweils ins Verhältnis gesetzt und verglichen. Es konnten keine eindeutigen Zusammenhänge festgestellt werden. Tendenziell zeigt sich ein direkter Einfluss der Materialfestigkeit auf die Gesamtfestigkeit. Der große Grout-Spalt führt zu einer um 40 % reduzierte Traglast gegenüber den Traglasten der Versuche mit kleinem Grout-Spalt.

Für eine messtechnikunabhängige Analyse des Rissbildes im Versuchskörper wurden alle Versuchskörper nach der Versuchsdurchführung entlang der Mittelachse aufgetrennt. Damit wurde eine visuelle Prüfung der Grout-Schäden im Inneren der Grout-Verbindung ermöglicht (vgl. Abbildung II-9). Dieses Vorgehen ermöglicht eine detaillierte Analyse des Rissbildes mit Rissanstellwinkel und -anzahl, die erweiterte Informationen zum Lastabtrag preisgeben.

Anhand der Versuchskörper U101 und U202 (Densit Ducorit S2), welche in Abbildung II-9 dargestellt sind, wurde der unterschiedliche Lastabtrag zwischen kleinem (links) und großem Grout-

Spalt (rechts) deutlich. Die erkennbaren Risse im Grout-Material zeigen die Orte der größten Beanspruchung auf. Wie bereits in Kapitel I.4 beschrieben, versagt das Grout-Material infolge einer Überlastung der Druckstreben. Infolge erhöhter Druckkraftübertragung kommt es zu Querzug im Grout. Aufgrund der typisch geringen Zugfestigkeit von Vergussmörteln und Betonen kommt es zum Riss entlang der Druckstrebe. Der übliche Lastabtrag findet unter Winkeln von 40 bis 60° statt, was mit dem typischen Lastausbreitungswinkel in Beton übereinstimmt. Durch die Anordnung von Schubrippen wichen die beobachteten Risse teilweise von üblichen Lastausbreitungswinkeln ab. Maßgebend beeinflusst wurde der Lastabtragswinkel von der Anordnung der Schubrippen und der Grout-Spaltstärke. Beispielsweise führte eine deutliche Erhöhung des Grout-Spaltess (Geometrie 2) zu einem Überspringen der direkt gegenüberliegenden Schubrippe für die Ausbildung einer Druckstrebe. Der Lastabtragswinkel war zu flach. Folglich fand der Lastabtrag nicht mehr zwischen den Schubrippen S_n und P_{n+1} sondern zwischen S_n und P_{n+2} statt. Dadurch war eine geringere Anzahl an Schubrippen aktiv am Lastabtrag beteiligt und es kam zu größeren Beanspruchungen im Grout-Material.

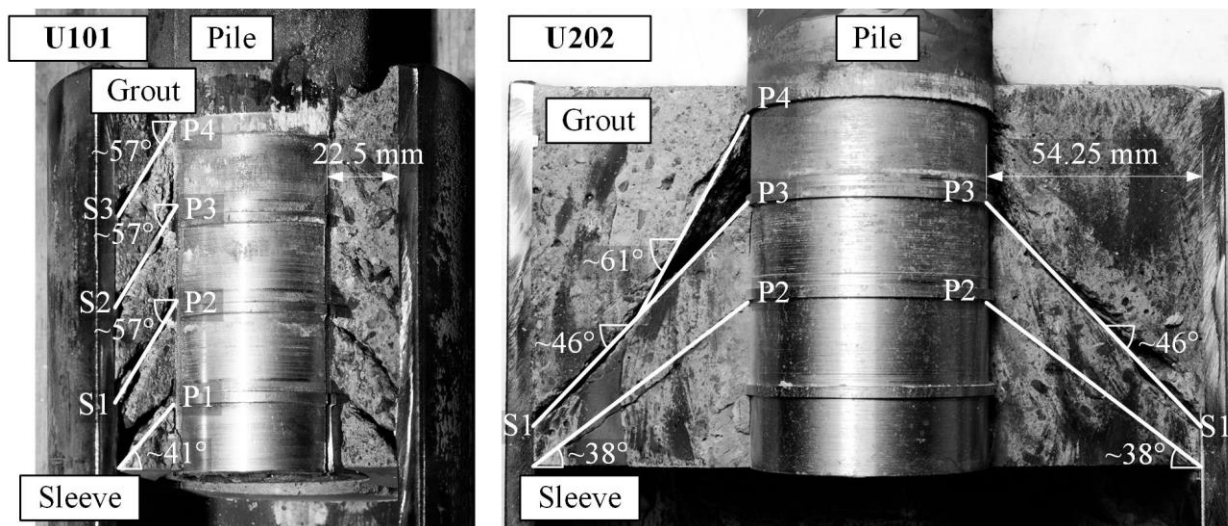


Abbildung II-9: Rissanalyse anhand der geöffneten kleinskaligen Versuchskörper (Raba, 2018)

1.4 Ermüdungsfestigkeitsversuche

Für die Nachbildung für offshore typische Ermüdungsbeanspruchung aus Wind- und Wellenbelastung wurde der Versuchsaufbau (siehe Kapitel 1.1) messtechnisch um eine Komponente für die Aufzeichnung der Lastzyklen erweitert. Die Belastungsniveaus wurden entsprechend der Ergebnisse der quasi-statischen Traglastversuche (Kapitel 1.3) auf $F_{max} = 20$ und 50% der zugehörigen Traglast F_{ULS} festgelegt. Diese wurden in Form einer Druckschwellbeanspruchung zwischen $0,05 \cdot F_{max}$ und F_{max} auf die Prüfkörper aufgebracht. Durch die Maximierung der einwirkenden Kraft auf $0,05 \cdot F_{max}$ wurden Nulldurchgänge der Belastung verhindert, was einen abweichenden Versuchsaufbau mit Zugkrafteinleitung erfordert hätte. Das Lastverhältnis entsprach einem R-Wert von 2.

Gegenüber den Traglastversuchen wurden für die Ermüdungsversuche zusätzliche Versagens- / Abbruchkriterien definiert. Eine Zusammenfassung ist in Tabelle 4 dargestellt.

Tabelle 4: Abbruchkriterien für die kleinskaligen Ermüdungsversuche

Abbruch- / Grenzkriterien Ermüdungsversuche	
1	2000000 Lastwechsel
2	Δu signifikante Verformungszunahme
3	u_{\max} maximale axiale Verschiebung von 8 mm

So wird der Prüfkörper als Durchläufer bezeichnet, sobald er 2 Millionen Lastwechsel ohne signifikante Verformungszunahme ($\Delta u = u_{\max} - u_{\min}$) oder die maximale Axialverformung von 8 mm erreicht hat. Beispielhaft zeigen die Verformungslastspielzahl-Verläufe Versuchsabbrüche entsprechend der genannten Grenzkriterien. Eine detaillierte Zusammenstellung aller Ergebnisse findet sich im Anhang A. Grundsätzlich sind die Verformungslastspielzahl-Verläufe dargestellt unter Angabe der Versuchsrandbedingungen und der maximal ertragbaren Lastspielzahl. Durch die Verwendung einer normierten Darstellung über die Lastspiele ist einem direkten Vergleich zweier Versuche kritisch gegenüber zu stehen. Je nach Differenz der ertragenen Schwingspiele, kann es zu deutlich verzerrten Darstellung der Verläufe kommen. Steigungen der Verläufe und Zeitpunkte von markanten Änderungen im Verschiebungsverlauf sind nur bedingt vergleichbar. Eine Übersicht der geführten Versuchsergebnisse wird nicht gegeben. Die Ergebnisse wurden entsprechend der verschiedenen untersuchten Einflussparameter aufbereitet und dargestellt.

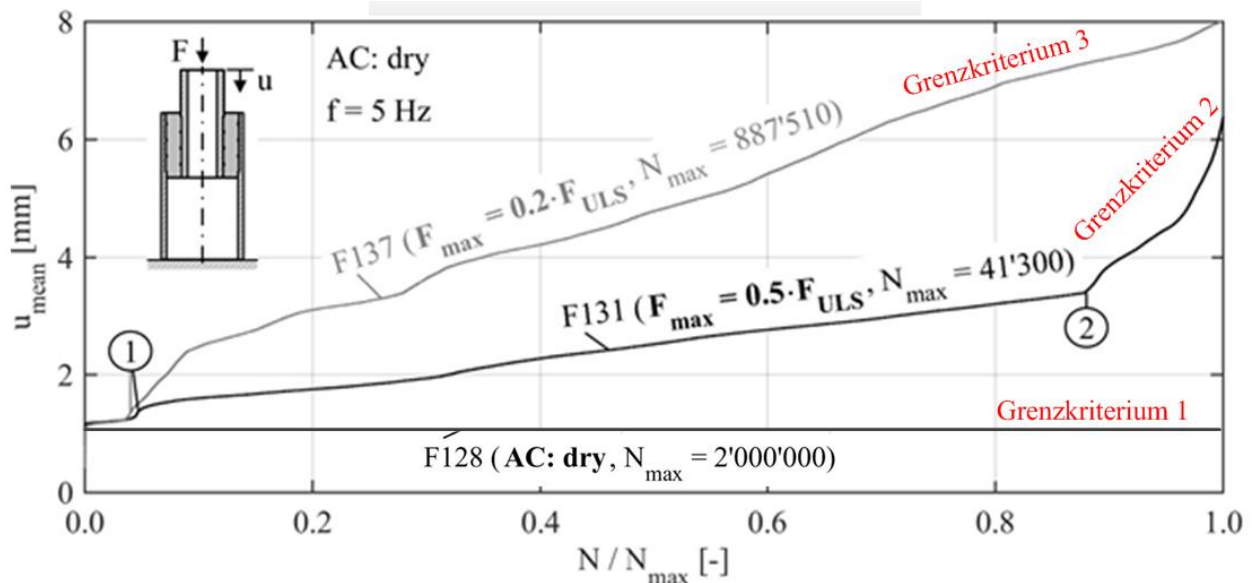


Abbildung II-10: Charakteristische Lastwechsel-Verformungsverläufe entsprechend der unterschiedlichen Abbruchkriterien vgl. (Raba, 2018)

Entsprechend des Testprogramms der Kleinversuche, vgl. Kapitel 1.1, wurden insgesamt 63 Kleinversuche zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit durchgeführt. Dabei wurden die Einflüsse des Grout-Spalts, des Wassers und der Prüffrequenz untersucht.

1.4.1 Einfluss Grout-Spaltstärke

Für die Untersuchung der Grout-Spaltstärke wurden die Ermüdungsfestigkeiten der in Kapitel 1.1 beschriebenen kleinskaligen Prüfkörpergeometrien gegenüber gestellt. Wie bereits in den Tragfähigkeitsversuchen zeigt sich im Vergleich der Ermüdungsfestigkeiten zwischen Geometrie 1 und 2 ein deutlicher Abfall der ertragbaren Schwingspiele. Beispielhaft kann dies anhand von den

Kleinversuchen F121 und F207 dargestellt werden, vgl. Abbildung II-11. Der Vergleich der dargestellten Versuchsergebnisse zeigt eine deutlich reduzierte Anzahl ertragbarer Schwingspiele von hier beispielhaft ca. 1/8 unter Einfluss des großen Grout-Spalts.

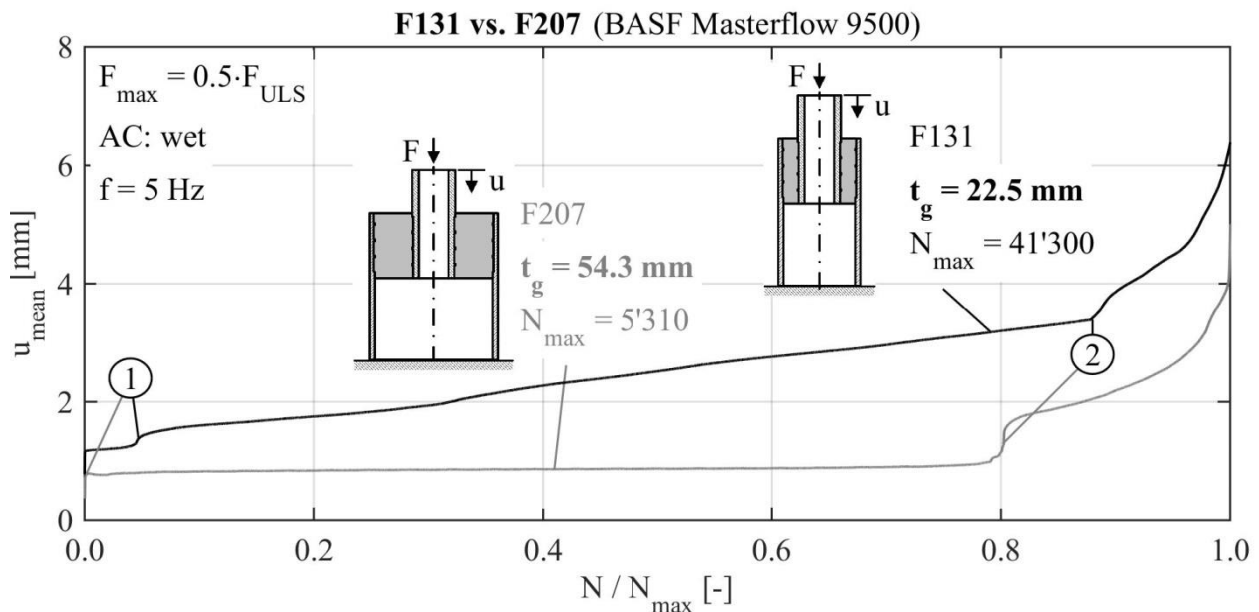


Abbildung II-11: Lastwechsel-Verformungsverläufe zweier Versuchskörper mit unterschiedlicher Grout-Spaltstärke unter nassen Umgebungsbedingungen (Raba, 2018)

1.4.2 Einfluss Wasser

Ein Vergleich der Ermüdungsversuche unter trockenen und nassen Umgebungsbedingungen zeigte eine deutliche Reduktion der ertragbaren Lastspielzahlen bei nassen Umgebungsbedingungen. Nahezu alle Versuche unter trockenen Umgebungsbedingungen zeigten nach 2 Millionen Schwingspielen kein Versagen. Beim Öffnen der Versuchskörper nach Abbruch der Versuche konnten Schubbrüche zwischen dem unteren Ende des Grouts und der ersten Schubrippe des Piles festgestellt werden. Ein signifikantes Zermürben des Grouts war nicht zu erkennen. Dem gegenüber zeigte sich bei nasser Umgebungsbedingung ein Ausspülen von feinen Grout-Partikeln, vgl. Abbildung II-12. Das Phänomen kann wie folgt beschrieben werden.

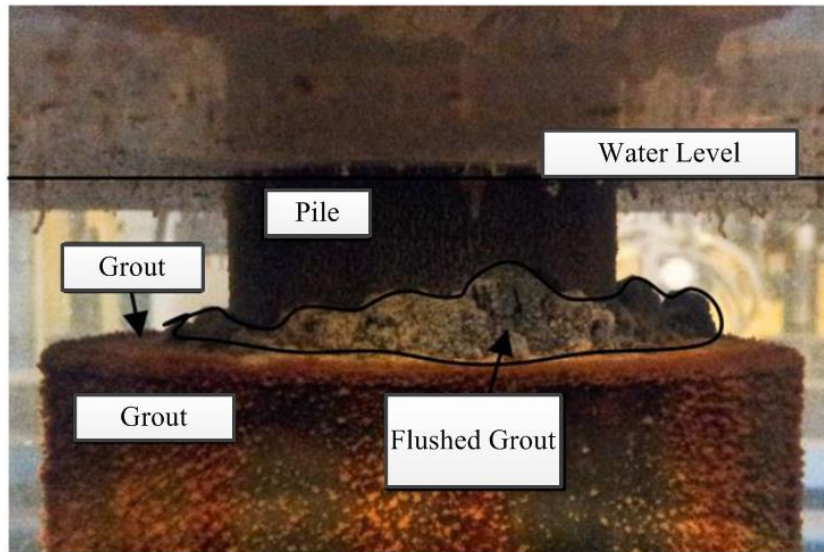


Abbildung II-12: Ausgespültes Grout-Material an der Oberseite eines zyklisch belasteten kleinskaligen Prüfkörpers

Das den Prüfkörper umgebende Wasser dringt in die leicht geöffnete Verbundfuge zwischen Grout und Stahlrohr ein. Infolge der zyklischen Belastung kommt es zu elastischen Dehnungen in der gesamten Verbindung. Dieses führt zu Pumpeffekten im Verbundspalt. Das eingedrungene Wasser wird bei Belastung des Prüfkörpers aus der Verbundfuge gedrückt und bei Entlastung wieder hineingesogen. Dabei werden kleinste Grout-Partikel, wie sie infolge großer Belastungen an den Schubrippen in Form von lokalem Versagen des Grouts entstehen, herausgespült. Eine erneute lokale Grout-Zermürbung an Schubrippen wird somit begünstigt, da die kraftverteilende Wirkung des zermürbten Grout-Materials, wie sie bei trockenen Versuchen auftritt, verloren geht. Des Weiteren kann ein Grund für die reduzierte Ermüdungsfestigkeit das in die Oberfläche des Grout-Materials eingedrungene Wasser sein, welches bei Belastung zu Abplatzungen führen kann (Hümme, 2015) und auch Mikrorisse initiieren kann (Waagaard, 1977). In Abbildung II-13 sind beispielhaft einige Versuchsergebnisse bei trockener und nasser Umgebungsbedingung getesteter Kleinversuche dargestellt.

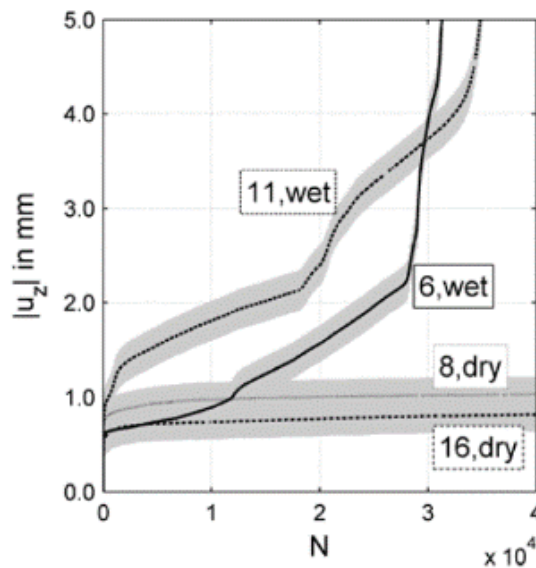


Abbildung II-13: Axiale Verschiebung des Piles in Abhängigkeit der Lastwechselanzahl unter trockener und nasser Umgebungsbedingung (Schaumann et al., 2013)

1.4.3 Einfluss Prüffrequenz

Im Verlauf des Testprogramms wurden verschiedene Prüffrequenzen zwischen 0,3 und 10 Hz unter 50 % F_{ULS} und nasser Umgebungsbedingung getestet. Eine Darstellung der verschiedenen Versuchsergebnisse in Form einer Wöhlerlinie nach Gleichung (12) ist in Abbildung II-14 dargestellt.

$$S(N, f) = -0,197 \cdot \frac{\log(N)}{2,347 \cdot f^{-0,53}} + 1,424 \quad (12)$$

Deutlich erkennbar zeigte sich ein proportionaler Zusammenhang zwischen Prüffrequenz und Ertragbarer Schwingspiele. Mit zunehmender Prüffrequenz zeigte sich eine abnehmende Anzahl an ertragbaren Schwingspielen. Dementsprechend ist eine möglichst realistische Einschätzung der Belastungsfrequenz zwingend notwendig, um eine Näherung realistischer Ergebnisse zu erhalten. Aufgrund unterschiedlicher Belastungsszenarien zwischen Klein- und Großversuchen, vgl. Kapitel 2.1, konnte der Einfluss des Maßstabes nicht eingeschätzt werden.

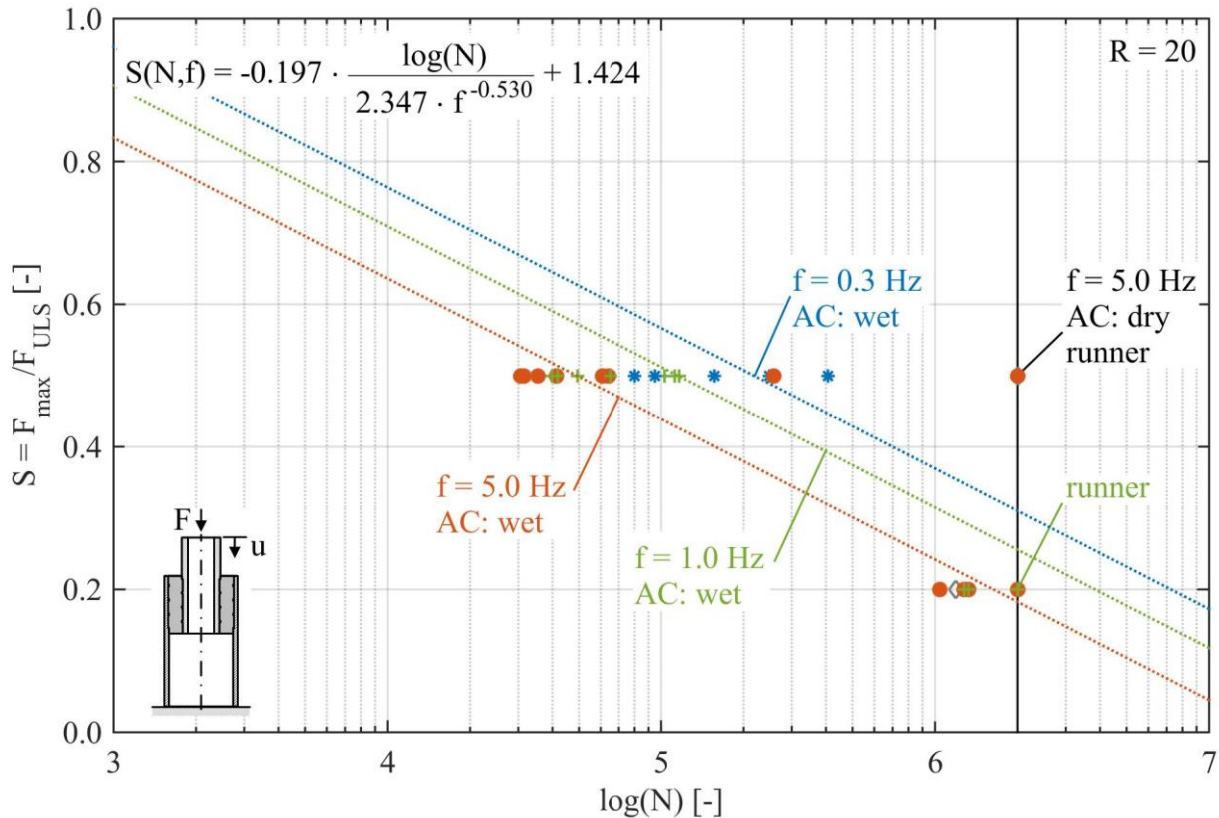


Abbildung II-14: Wöhlerlinie der kleinskaligen Versuche (Geom 1) unter verschiedenen Umgebungsbedingungen und Prüffrequenzen nach (Schaumann und Raba, 2015)

2. Großversuche zum Ermüdungsverhalten -IfS

2.1 Versuchsaufbau und Testprogramm

Parallel zu den kleinskaligen Versuchen wurden großskalige Ermüdungsversuche durchgeführt. Aufgrund der deutlich höheren Bauteilwiderstände und geometrischen Abmessungen der Versuchskörper wurden die Versuche in der servo-hydraulischen 10 MN Prüfmaschine von INSTRON des Institutes für Baustoffe durchgeführt, vgl. Abbildung II-15.

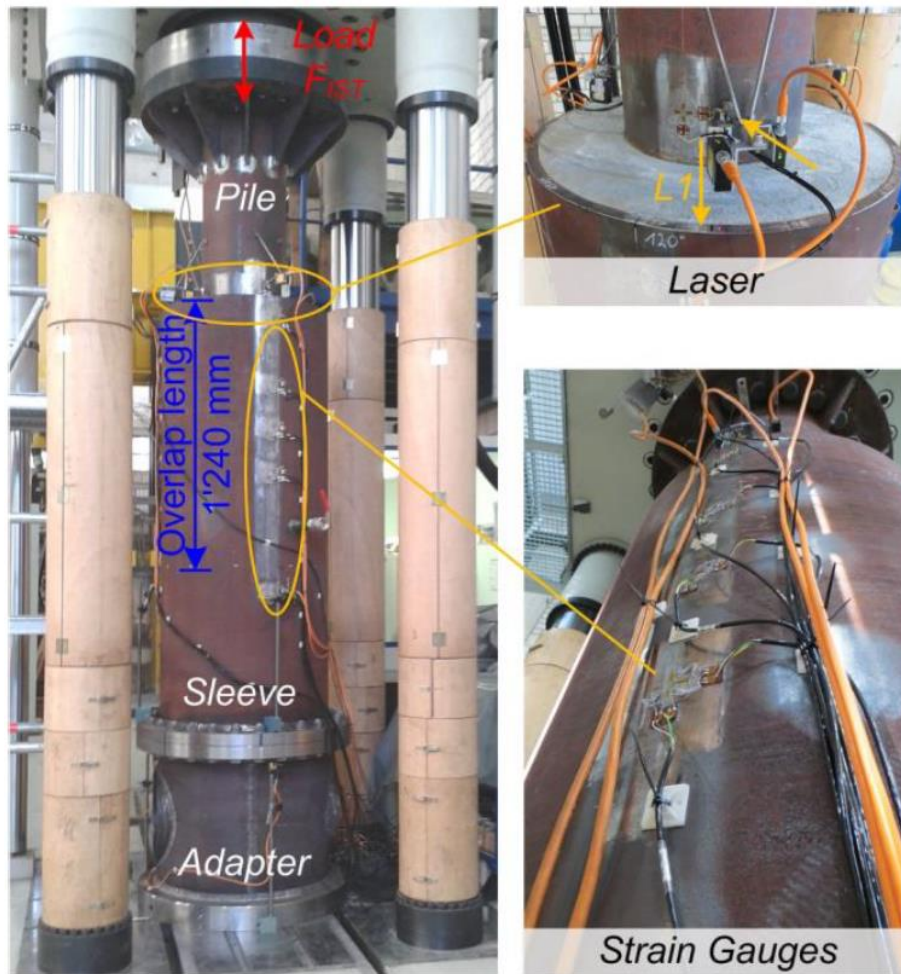


Abbildung II-15: Großversuchsstand mit Prüfkörper in trockener Umgebung (links) und zugehörige Distanzlaser (oben rechts) und Dehnungsmessstreifen (unten rechts) (Schaumann et al., 2016)

Gegenüber den kleinskaligen Versuchen wurde das Messtechnikkonzept um zusätzliche Komponenten erweitert, um eine detailliertere Aussage über den Lasttransfer innerhalb der Grout-Verbindung zu erlangen. Mittels über den Umfang äquidistant verteilter Distanzlaser (alle 120°) am oberen Ende der Grout-Verbindung wurden Relativverschiebungen zwischen den Stahlrohren selbst sowie zwischen Stahlrohr und Grout gemessen. So konnte zwischen einem Versagen in der äußeren und inneren Verbundfuge unterschieden werden. Die verteilte Messung an drei Achsen (0°, 120° und 240°) ermöglichte die Erfassung von Unregelmäßigkeiten im Lastabtrag, wie bspw. Schiefstellung des Prüfkörpers, und gaben zusätzliche Sicherheit für Messtechnikausfälle einzelner Komponenten. Neben dem durch die Prüfmaschine selbst aufgezeichneten Maschinenweg und der Prüfkraft wurden Potentiometer für die Dokumentation der Verschiebungen des Gesamtversuchskörpers inklusive Adapter (vgl. Abbildung II-16) und exklusive Adapter angebracht. Des Weiteren wurde über ebenfalls drei gleichmäßig über den Umfang verteilte Distanzlaser die Axialverformung des Adapters überwacht. Für die Analyse des Lastübertrags vom inneren auf das äußere Stahlrohr wurden Dehnmessstreifen (DMS), in Form von Vollbrücken, auf der Außenseite des äußeren Stahlrohres angebracht. Wie bereits bei den Distanzlasern wird auch bei den DMS an drei über den Umfang äquidistant verteilten Achsen gemessen (0°, 120° und 240°). Im Laufe des Forschungsvorhabens änderte sich die Anordnung der DMS von einer Platzierung von DMS zwischen jeder zweiten Schubrippe hin zu einer Anordnung der DMS zwischen jeder Schubrippe,

damit der Lastabtrag detailliert abgebildet werden konnte (vgl. Abbildung II-16). Weitere Hinweise zum Aufbau der Messtechnik sind (Bechtel, 2016) zu entnehmen.

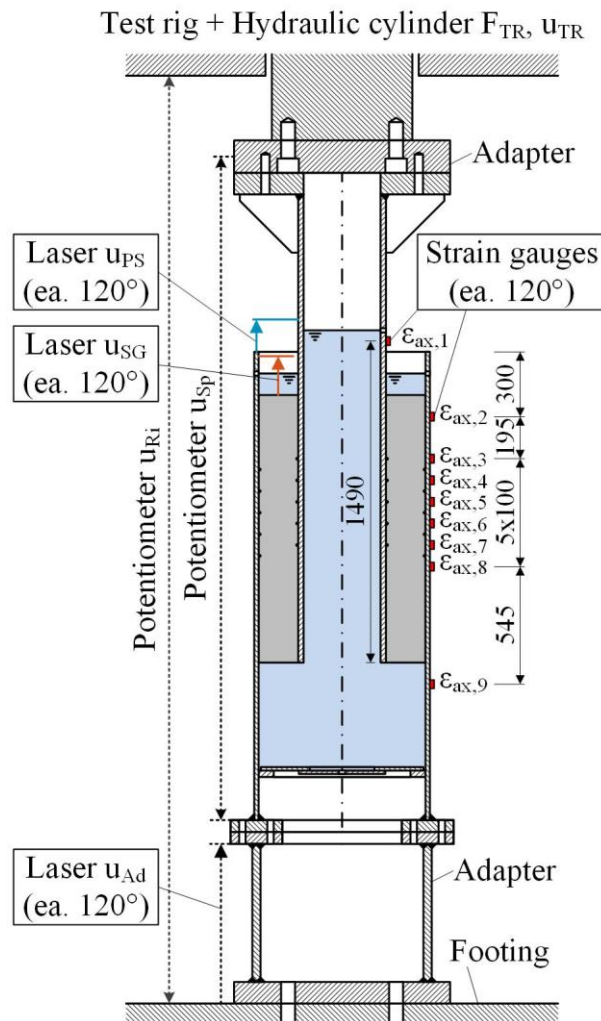


Abbildung II-16: Messtechanordnung für die Großversuche (Raba, 2018)

Mit der Intention das Ermüdungsverhalten von Grout-Verbindungen von fachwerkartigen Tragsstrukturen von Offshore Windenergieanlagen zu untersuchen, wurden zwei für die Tragstrukturen repräsentative Probekörpergeometrien (Geom) gewählt. Auf der einen Seite Geom 1, welche einer Grout-Verbindung einer Pre-Piled Jacket –Tragstruktur gleicht, und auf der anderen Seite Geom 2, welche an einer Post-Piled Grout-Verbindung orientiert ist. Verglichen mit Monopile-Strukturen haben die gewählten Geometrien mit 183,5 cm (Geom 1) und 81,5 cm (Geom 2) einen deutlich größeren Grout-Spalt. Der große Grout-Spalt ist wegen der Installationstoleranzen notwendig. Aufgrund wiederholter Verwendung der vorgestellten Prüfkörpergeometrien unter variierenden Randbedingungen wurden Geom 1 die ungeraden Versuchsnummern zugeordnet und Geom 2 die geraden. Eine Übersicht über die durchgeführten Versuche ist Tabelle 5 zu entnehmen. Wie auch

bereits bei der Darstellung der Kleinversuche (vgl. Kapitel 1.1) werden die Versuche mit OPC als Grout-Material einzeln behandelt.

Tabelle 5: Versuchsprogramm für die großskaligen Versuche (D für dry; W für water)

GV	„Pre-Piled“ $T_g = 183.5 \text{ mm}$ $D_p = 406 \text{ mm}$ Scale 1:2	„Post-Piled“ $T_g = 81.5 \text{ mm}$ $D_p = 610 \text{ mm}$ Scale 1:4	grout material	load ratio R [-]
D1		D2	BASF M. 9500	-1/∞
D3		D4	Densit Duc. S2	-1/∞
W1		W2	BASF M. 9500	-1/∞
W3		W4	Densit Duc. S5	∞
W5		W6	Holcim Aqua 04	∞

Auch bei den Großversuchen spielen verschiedene Grout-Materialien und der Einfluss von nassen Umgebungsbedingungen eine entscheidende Rolle. So sind die Großversuche gemäß der Umgebungsbedingungen mit „D“ (dry) für trockene und „W“ (wet / water) für nasse Umgebungsbedingungen gekennzeichnet. Für eine bessere Gegenüberstellung der trockenen und nassen Großversuche stehen die gleichen Nummerierungen für das gleiche Material. So entsprechen 1 und 2 BASF Masterflow 9500 sowie 3 und 4 Densit Ducorit. Aufgrund von angepassten Herstellerezepten wurde für die nassen Großversuche mit Densit Ducorit die aktuellere Rezeptur S5 statt S2 verwendet.

Eine detaillierte Beschreibung der Prüfkörpergeometrien ist Abbildung II-17 zu entnehmen. Diese werden in der Abbildung beispielhaft für die Versuche unter Wassereinfluss dargestellt.

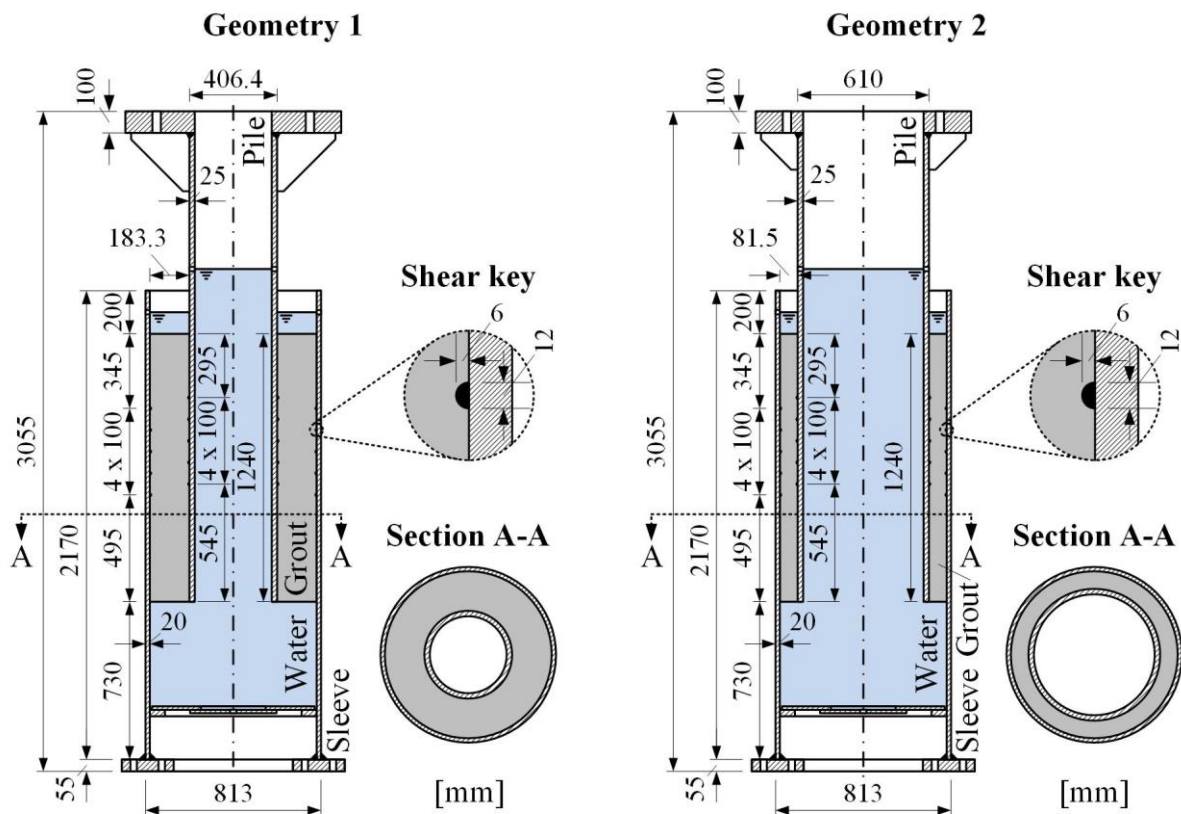


Abbildung II-17: Geometrie der zwei großskaligen Grout-Prüfkörper beispielhaft für nasse Umgebungsbedingungen (Raba, 2018)

Zur Einstufung der Prüfkörpergeometrien können Bechtel (2016) Verhältniswerte, wie sie für die in den Normen angegebenen Randbedingungen für die Bemessung angegeben sind, entnommen werden. Gegenüber dem Maßstab der Kleinversuche ($\approx 1:10$) weisen die großskaligen Versuchskörper einen Maßstab von ca. 1:2 bzw. 1:4 auf. Dadurch wird ein möglicher Maßstabeffekt deutlich reduziert. Gegenüber den gefrästen quadratischen Schubrippengeometrien der Kleinversuche, enthalten die Großversuchskörper entsprechend realitätsnähere Aufschweißungen mit einer Schweißnahtbreite von $w = 12$ mm und –höhe von $h = 6$ mm. Um mögliche Störungen im Grout-Material im Bereich der Schubrippen zu vermeiden, wurden die Schubrippen mittig in dem vergROUTeten Bereich angeordnet. Zudem wurden die Stahloberflächen im Bereich des Verbunds entsprechend der normativen Anforderungen gesäubert, um entsprechend eine vergleichbare Oberflächenrauigkeit in allen Versuchskörpern zu erreichen. Hierfür wurden alle normativen Anforderungen an die Stahloberfläche nach (DIN EN 10210-2, 2006) und (DIN EN ISO 19902, 2014) mit Hilfe eines taktilen Messsystems (Hommel Etamic T1000 waveline 20) abgesichert. Entsprechend (DIN EN ISO 19244-4, 2016) wurde die Reinheitsklasse St2 erreicht, genaue Auswertungen der Oberflächenrauigkeiten sind in (Bechtel, 2016) und (Raba, 2018, 2018) zu finden. Deutlich unterscheidet sich die gesäuberte Stahloberfläche optisch von der mit Rost überzogenen unbehandelten Stahloberfläche (vgl. Abbildung II-18).

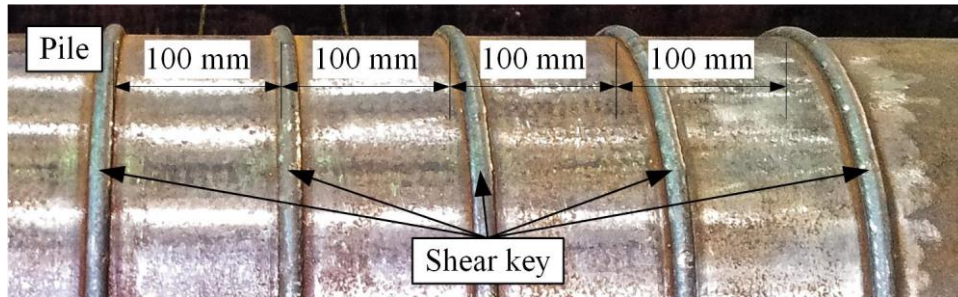
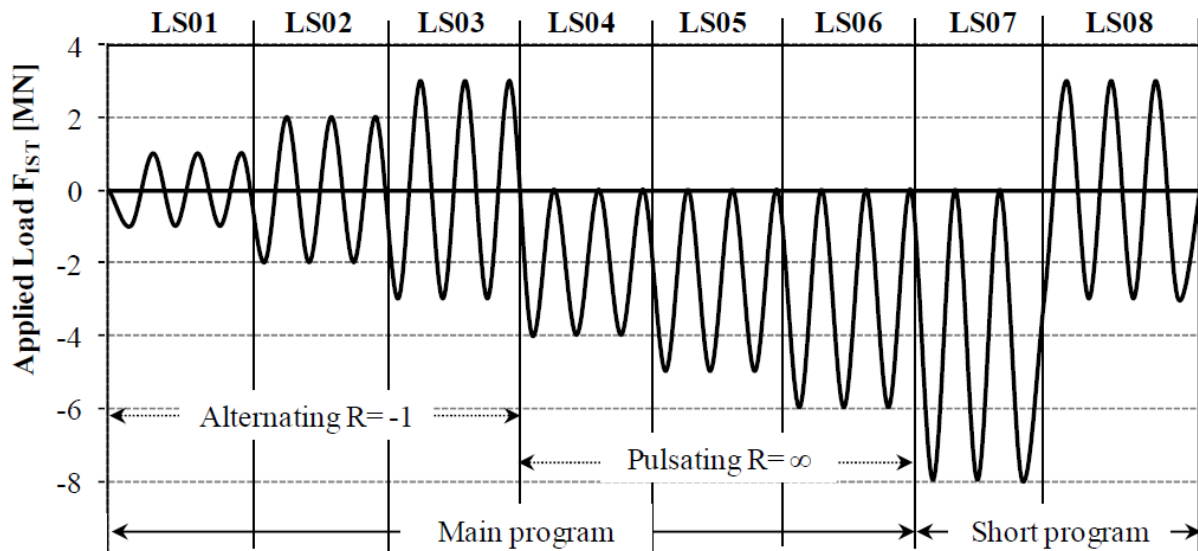


Abbildung II-18: Realgetreue Abbildung der Schubrippengeometrie über Aufschweißungen (Bechtel, 2016)

In Anlehnung an die geplanten Belastungsszenarien, welche aus Wechsellast- sowie Druckschwellbeanspruchungen bestehen und stufenweise variiert wurden, wurden die 5 Schubrippen versetzt angeordnet, sodass in Druckrichtung alle fünf Schubrippen aktiviert werden und in Zugrichtung vier. Eine Wechsellastbeanspruchung spiegelt die ungünstigste Beanspruchungsform wider. In Anlehnung an reale Belastungsszenarien wurde in den ersten drei Laststufen eine Wechsellast bis zu +/- 3 MN auf die Prüfkörper aufgebracht. Da Grout-Verbindungen in realen Tragstrukturen jedoch maßgeblich Druckbeanspruchung erfahren, wurde die Beanspruchung ab Laststufe vier auf eine pulsierende Druckschwellbeanspruchung umgestellt. Diese wird bis zu einem Maximalwert von 8 MN gesteigert. In Anlehnung an die Häufigkeit von maßgebend an der Ermüdung beteiligter Lasten, welche im Bereich zwischen 10.000 und 100.000 Lastwechseln liegen, wurde sich für eine Schwingspielzahl je Laststufe von 100.000 entschieden. Im ergänzenden Testprogramm (LS07 und LS08) wurden reduzierte Lastwechselzahlen von 15.000 angewendet. Das genaue Belastungsprogramm ist Abbildung II-19 zu entnehmen. F_{IST} ist hierbei die von der Prüfmaschine aufbrachte Axialkraft.



Load stages (LS)	01	02	03	04	05	06	07	08
Number of load cycles N	Each 100'000						Each 15'000	
upper load F_{max} [MN]	+1	+2	+3	0	0	0	0	+3
lower load F_{min} [MN]	-1	-2	-3	-4	-5	-6	-8	-3
mean load F_{mean} [MN]	0	0	0	-2	-2.5	-3	-4	0

Abbildung II-19: Verwendetes Haupt- und Kurzprogramm und zugehörige Lastniveaus Bechtel (2016)

2.2 Grout-Materialien

Wie bereits bei den Kleinversuchen wurden während der Verfüllung der Versuchskörper Frischbetoneigenschaften für die Dokumentation des Befüllvorgangs und über abgefüllte Probekörper die Festigkeitseigenschaften untersucht. Deutlich erkennbar sind die Unterschiede zwischen Herstellerdaten und eigenen Materialprüfungen für den Densit Ducorit. Anstatt der erwarteten Materialdruckfestigkeit von von 90 MPa stellten sich deutlich höhere Festigkeiten sehr ähnlich dem BASF Masterflow 9500 ein. Der Densit Ducorit erreichte 28-Tages-Festigkeiten von über 120 MPa. Dementsprechend ist der angestrebte Festigkeitsunterschied nicht in dem Maße aufgetreten wie ursprünglich geplant.

Tabelle 6: 28-Tages Materialfestigkeiten; Herstellerangaben und eigene Prüfungen

Test specimen	Material	Manufacturer's data			Material test results		
		uniaxial compressive strength $f_{c,cube,75}$ [MPa]	bending tensile strength $f_{ct,fl}$ [Mpa]	Young's Modulus E_{cm} [Mpa]	28-days uniaxial compressive strength $f_{c,cube,75}$ [MPa]	bending tensile strength $f_{ct,fl}$ [Mpa]	Young's Modulus E_{cm} [Mpa]
D1	BASF Masterflow® 9500	140	18	50'000	143.13	15.11	47'033
D2					143.44	17.59	44'250
D3	Densit Ducorit® S2	90	n/a	40'000	123.35	14.44	43'700
D4					131.26	15.07	45'433
W1	BASF Masterflow® 9500	140	18	50'000	137.84	19.20	n/a
W2					132.91	18.57	44'133
W3	Densit Ducorit® S5	90	n/a	40'000	97.35	n/a	41'700
W4					81.10	12.74	n/a

Anhand der Frischbetoneigenschaften des Grout-Materials und der Überwachung des Verfüllprozesses konnten Unregelmäßigkeiten in den Versuchen W1 und W2 identifiziert werden. Es kam während der Verfüllung zu deutlich abweichenden Ausbreitmaßen, vgl. Abbildung II-20. In den ersten Chargen von Versuch W1 wurden Ausbreitmaße von ca. 75 cm und in W2 signifikant höhere Ausbreitmaße von 95 cm erreicht. Dieses zeigte, dass selbst unter Laborbedingungen mit deutlichen Abweichungen im Materialverhalten zu rechnen ist.

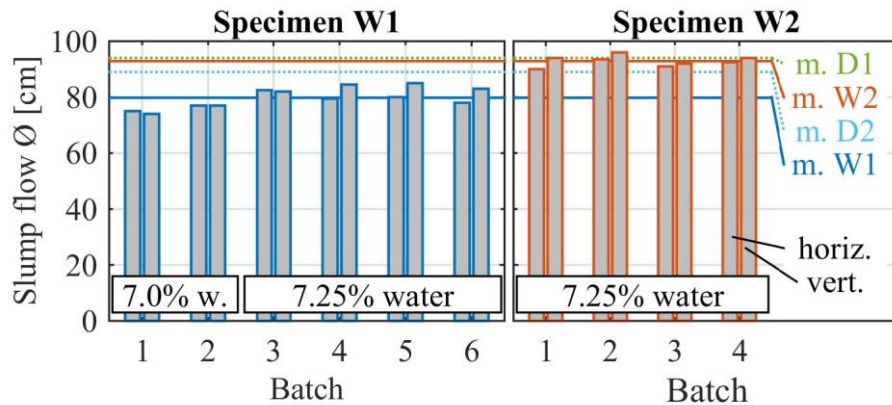


Abbildung II-20: Ausbreitmaß der Versuche W1 und W2 (BASF Masterflow 9500) (Raba, 2018)

Einhergehend mit dem geringen Ausbreitmaß bildeten sich Fehlstellen im Grout-Material aus. Durch die geringere Fließfähigkeit nivellierte das Material nicht ausreichend aus und verteilte sich weniger gleichmäßig im Prüfkörper. Entstandene Fehlstellen sind beispielsweise Entmischungen, teilweise im Bereich der Schubrippen und Schichtenbildung der einzelnen Chargen, vgl. Abbildung II-21. Trotzdem stellte sich ein regulärer Luftporenanteil von ca. 2,5 % ein. Eine Entmischung des Grout-Materials im Grenzbereich nach (Werner, 2017) und damit verbundene reine Zementablagerungen unter den Schubrippen konnte anhand der Großversuche nicht bestätigt werden.

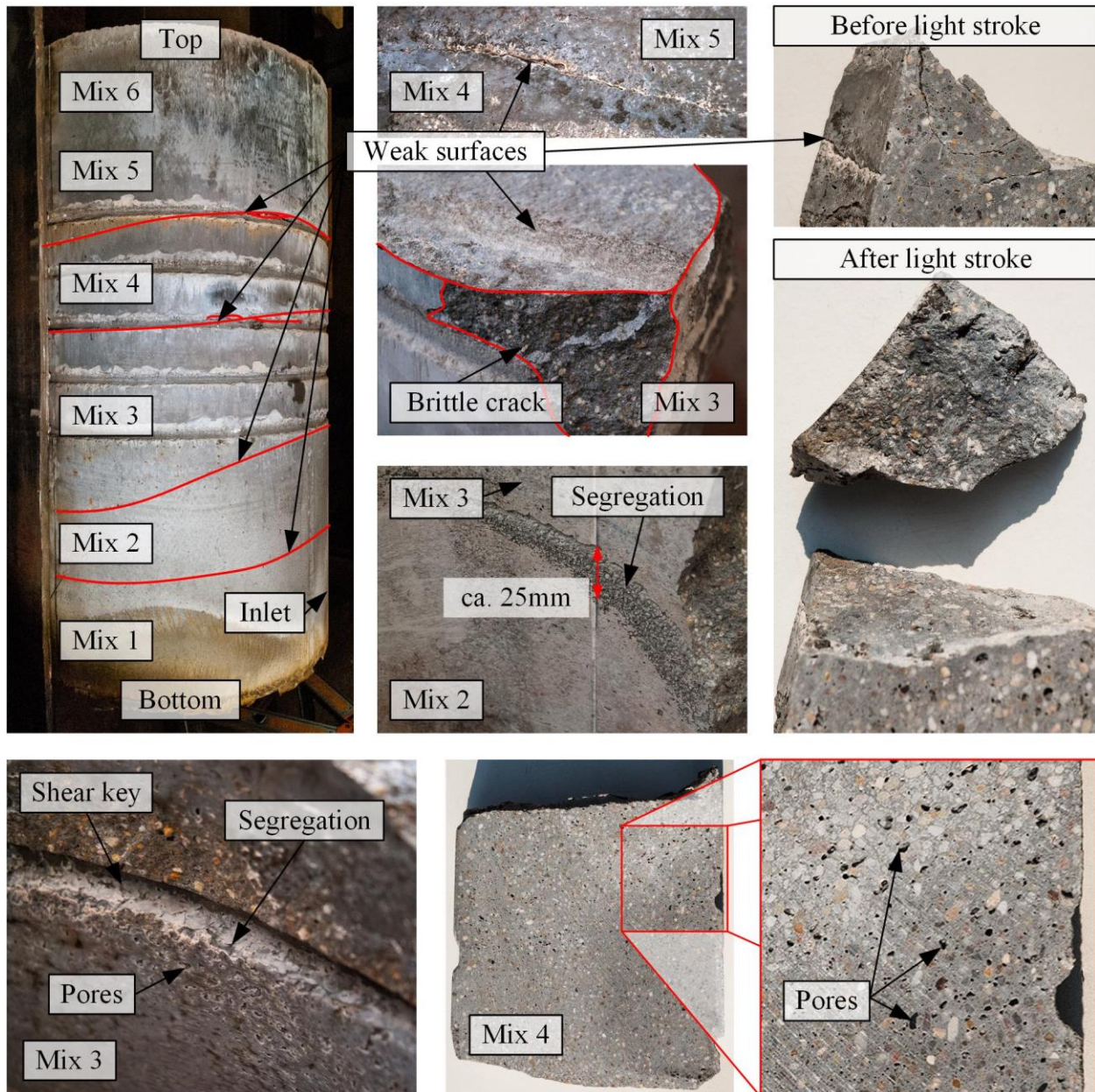


Abbildung II-21: Materialqualität des erhärteten Prüfkörpers W1 (Raba, 2018)

2.3 Ergebnisse

Die Analyse des Ermüdungsverhaltens der Großversuche wurde maßgeblich anhand der Veränderungen in der Relativverschiebung zwischen den Stahlrohren und dem Grout durchgeführt. Je nachdem welche Verbundfuge versagte, stellt sich eine Relativverschiebung zwischen Pile und Grout oder Sleeve und Grout ein. Beide Phänomene konnten in den geführten Versuchen beobachtet werden.

Im Folgenden werden die wichtigsten Ergebnisse aus den verschiedenen Großversuchen dargestellt. Genaue Analysen der einzelnen Versuchskörper sind den Dissertationen (Bechtel, 2016) und (Raba, 2018) zu entnehmen.

2.3.1 Grout-Spaltdicke

Am Beispiel der großskaligen Versuche D1 – D4 wurde der Einfluss großer Grout-Spaltstärken erörtert. Wie bereits in den Kleinversuchen beobachtet, wirkte sich eine Vergrößerung der Grout-Spaltstärke bei gleichbleibender Schubrippenkonfiguration negativ auf die Ermüdungsfestigkeit aus. Dieses zeigte sich bereits in den Relativverschiebungen bei Laststufe 2 (LS02), vgl. Abbildung II-22. Die Relativverschiebungen der Versuche mit einem großem Grout-Spalt (D1 und D3) liegen um den Faktor zwei höher, als die der Prüfkörper mit einem kleinen Grout-Spalt (D2 und D4). Weiter stellte sich ein deutlich größerer Einfluss des gewählten Grout-Materials, auf die beobachteten Relativverschiebungen zwischen Pile und Sleeve bei großen Grout-Spaltstärken heraus. Außerdem führte eine Druck- gegenüber einer Zugbelastung zu geringeren Relativverschiebungen. Dieses resultiert unter anderem aus der um eins reduzierten Anzahl der am Lastabtrag beteiligten Schubrippenpaare. Zudem führt die Zugbeanspruchung zu einem leichten Zusammenziehen des Querschnitts, wohingegen eine Druckbeanspruchung zu einer Querschnittsausdehnung führt, die sich in zusätzlicher Reibung niederschlägt.

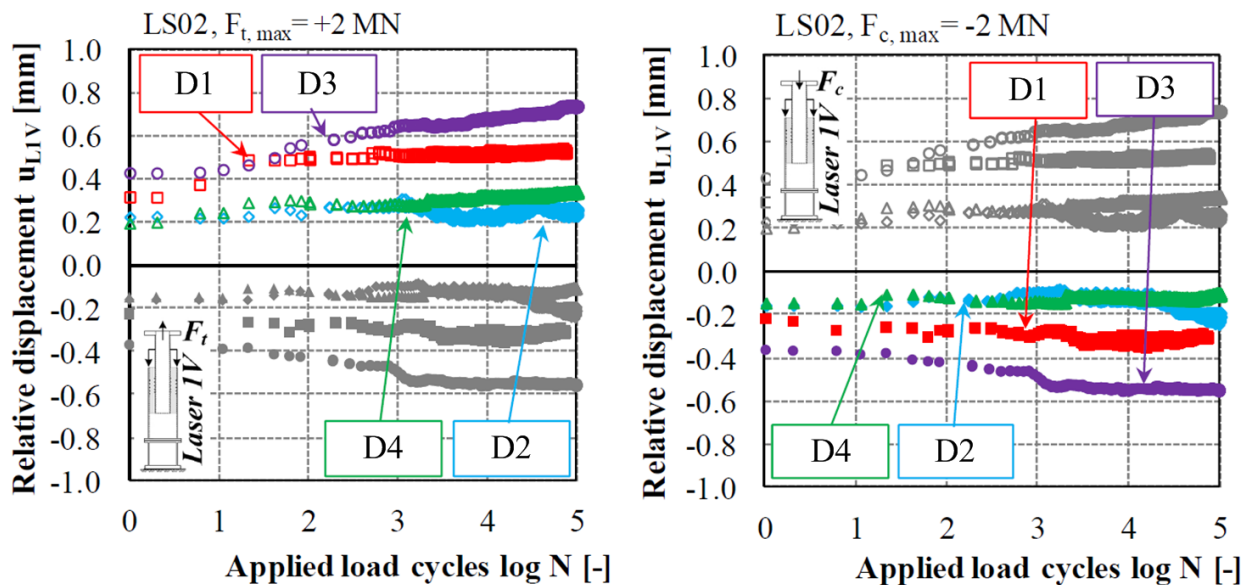


Abbildung II-22: Relativverschiebung zwischen Pile und Sleeve für maximale Zugbeanspruchung (links) und Druckbeanspruchung (rechts) von D1 – D4 bei LS02 (Bechtel, 2016)

Trotz deutlicher Unterschiede in den Relativverschiebungen zwischen Pile und Sleeve zeigte sich zu Anfang aller trockenen Versuche (D1 – D4) ein linear-elastisches Tragverhalten. Beispielhaft wird dieses in Abbildung II-23 für den Versuch D3 dargestellt. Der linear-elastische Bereich fand ausschließlich in Laststufe 1 unter einer Belastung von +/- 1 MN statt. Darauf folgend kam es zur Rissinitiiierung und Risswachstum in LS02. Die Relativverschiebungen nahmen leicht zu. Eine weitere Lasterhöhung führte daraufhin zur Vervielfältigung von Rissen bis zum Versagen. Dieses bewirkte eine signifikante Erhöhung der Relativverschiebungen. Gegenüber einem spröden Versagen des Grout-Materials, kündigte sich das globale Versagen der Verbindung frühzeitig über eine Verformungszunahme an. Je nach Belastungsniveau ändert sich die Verformungszunahme.

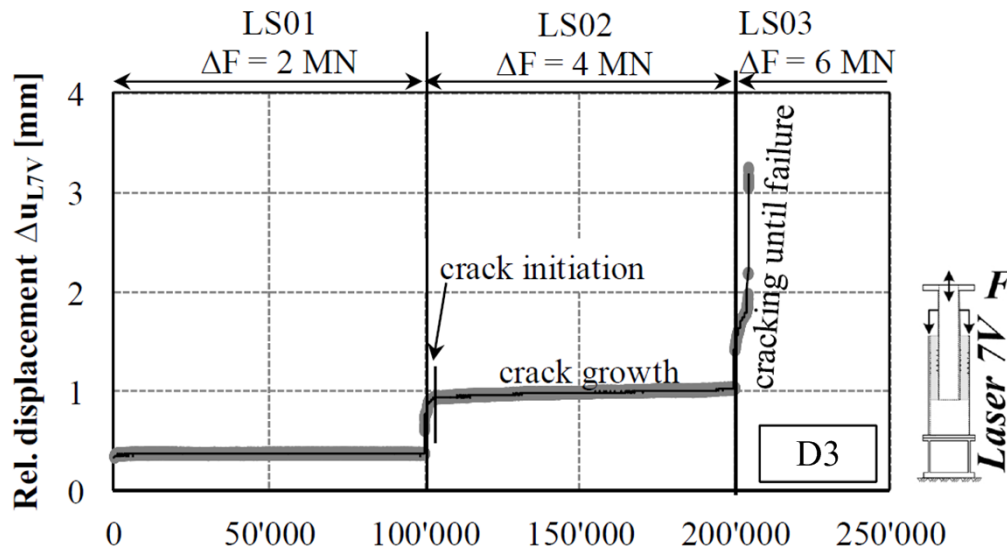


Abbildung II-23: Relative Verschiebung für LS01 bis LS03 am Beispiel von Versuch D3 (Bechtel, 2016)

Deutlich zeigte sich der Einfluss der Grout-Spaltstärke in den Ermüdungsfestigkeiten der verschiedenen Versuche. So zeigten die Prüfkörper D2 und D4 kein Ermüdungsversagen infolge des in Abbildung II-19 vorgestellten Belastungsprogramms. Der Prüfkörper D1 versagte in Lastfall 7 und Prüfkörper D3 in Lastfall 3, siehe Anhang A, III.1.2. Die deutlich geringere Ermüdungsfestigkeit von D3 gegenüber D1 begründet sich nicht in den leicht unterschiedlichen Grout-Materialeigenschaften, sondern in starken Inhomogenitäten im Grout-Material, welche nach dem Öffnen der Versuchskörper entdeckt wurden. Dieses bekräftigt erneut, dass der Verfüllprozess und die damit verbundene Materialqualität einen deutlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit haben. Es ist zu bedenken, dass die im Forschungsprojekt untersuchten Versuchskörper unter Laborbedingungen hergestellt wurden. Entsprechend hohe Anforderungen sollten an den Installationsprozess einer realen Struktur gestellt werden. Neben den Inhomogenitäten im Grout-Material wurden ebenfalls Diagonalrisse entlang der sich ausbildenden Druckstreben beobachtet. Durch die Überlastung der Druckstreben kommt es zu Schubrisen infolge von Querkraft, vgl. Kapitel 1.3. Die beobachteten Risse der verschiedenen Großversuche (D1 – D4) werden in Abbildung II-24 dargestellt.

Beim Vergleich der Rissbilder zeigte sich, dass bei den Versuchen D1 und D3 (größerer Grout-Spalt) die Druckstreben sich nicht zwischen zwei direkt versetzt angeordneten Schubrippen an Pile und Sleeve ausbildeten, sondern eine Schubrippe überspringen. Es bestätigen sich die Beobachtungen aus den Kleinversuchen, vgl. Kapitel 1.4.1. Auch in diesem Fall kommt es zu einer geringeren Anzahl an aktiv am Lastabtrag beteiligten Schubrippen. Aufgrund der einhergehenden konzentrierteren Lastübertragung kommt es zu einer frühzeitigen Überlastung; die Verbindung versagt.

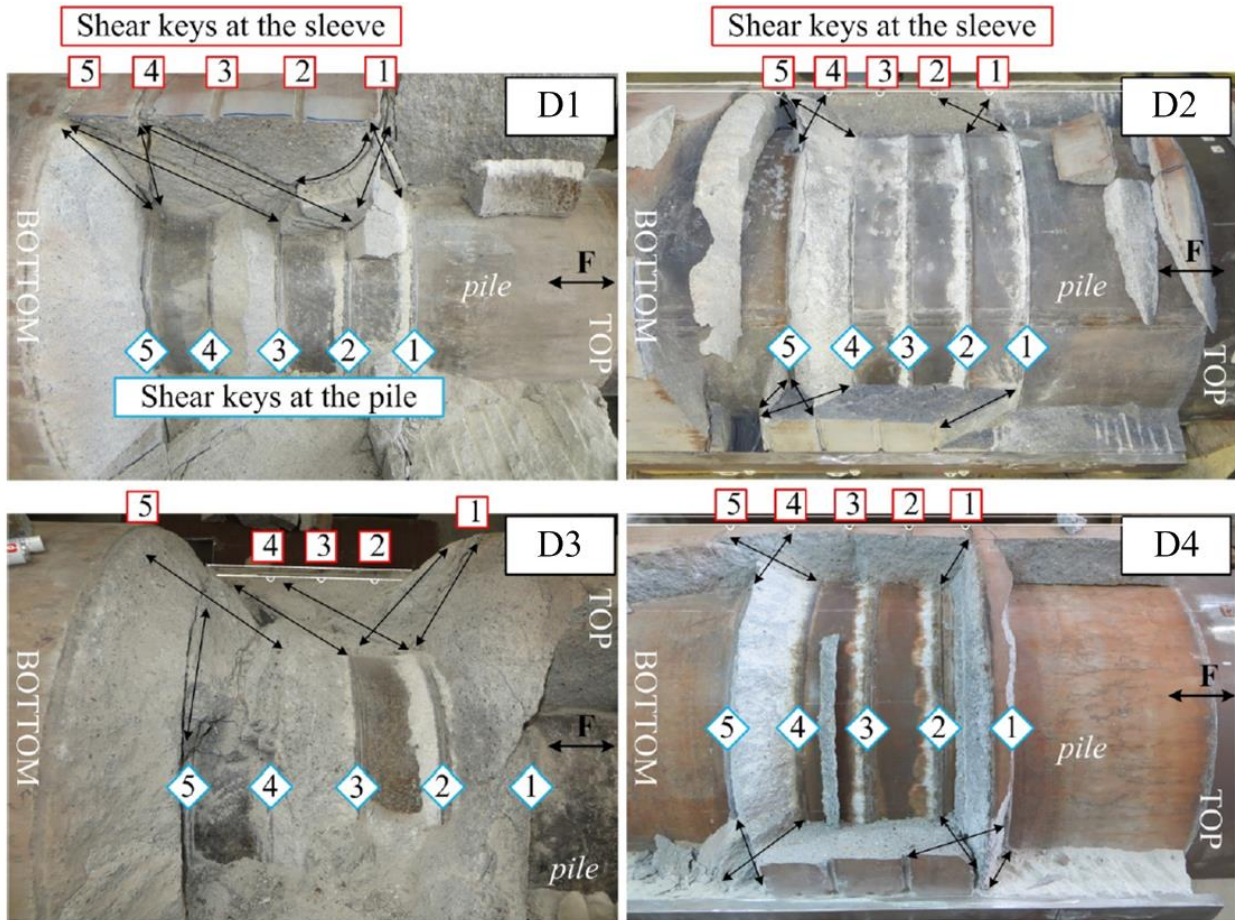


Abbildung II-24: Rissbild der Versuchskörper D1 bis D4 nach Versuchsdurchführung (Bechtel, 2016)

Eine lokale Analyse der Versagensprozesse an den Schubrippen zeigte, dass sich unterhalb der Schubrippen am Pile Grout-Keile vom Rest des Grout-Körpers abspalten, vgl. Abbildung II-25.

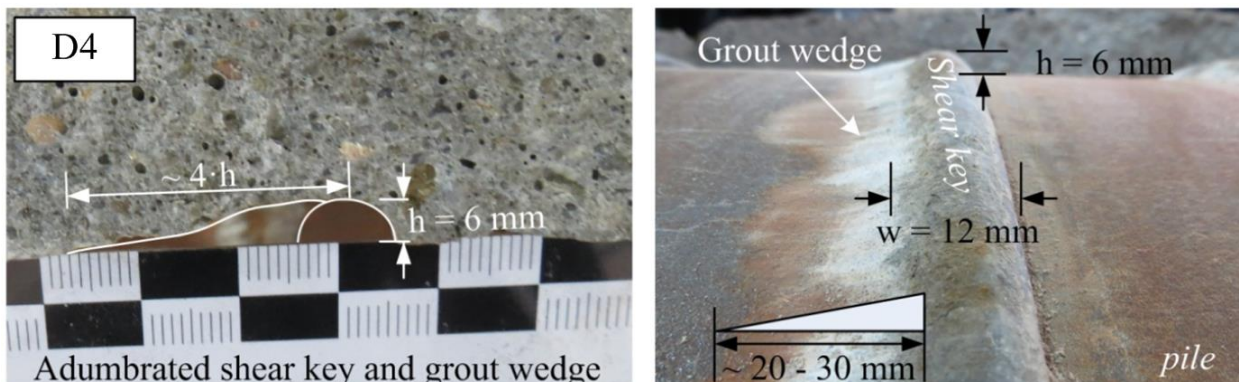


Abbildung II-25: Schubrippe des Piles und Grout-Keil am Beispiel von Versuchskörper D4 (Bechtel, 2016)

Für eine bessere Übersichtlichkeit wurden die beobachteten Risse in Abbildung II-26 schematisch skizziert.

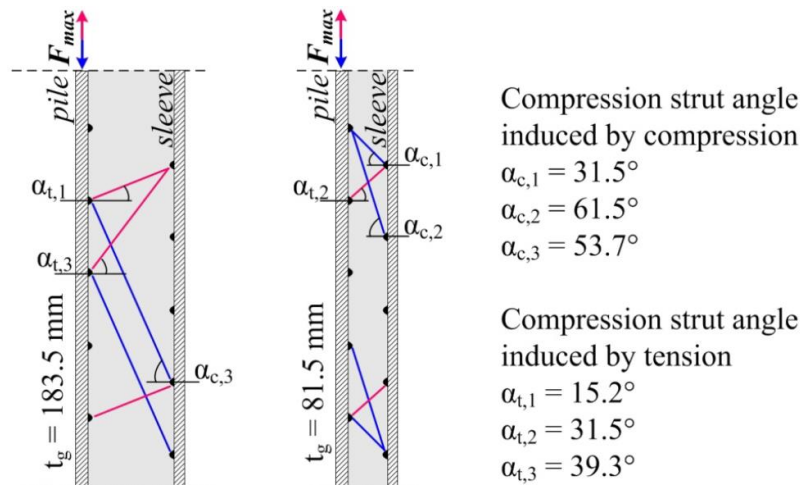


Abbildung II-26: Schematische Darstellung der Druckstrebenbrüche und -winkel verschiedener Grout-Spaltdicken (Bechtel, 2016)

Deutlich erkennbar sind die umgekehrt wirkenden Druckstrebenbrüche, die aus der Wechselbeanspruchung resultieren. Sich kreuzende Druckstrebenbrüche im oberen und unteren Bereich der Grout-Verbindung treten auf, führen jedoch nicht zu ausgeprägten Degradationserscheinungen. Mit wenigen Ausnahmen treten Druckstrebenbrüche bei Winkeln von 30 bis 60° auf.

2.3.2 Umgebungsbedingungen unter Wasser

Realistische Umgebungsbedingungen unter Wasser wurden im Forschungsvorhaben über den Vergleich der großskaligen Versuche D1 – D4 mit W1 – W4 analysiert. Der Versuchsaufbau änderte sich nur unwesentlich, da der nach unten abgedichtete Sleeve als Wasserbecken für die Realisierung der nassen Umgebungsbedingungen verwendet werden konnte. Neben einer kostengünstigen Umsetzung der nassen Umgebungsbedingungen, wurde weiterhin die Möglichkeit geschaffen, auf der Außenseite des Sleeves DMS für die Dokumentation der Lastübertragung zu applizieren. Innenseitig des Piles war daraufhin keine DMS-Applikation mehr möglich. Stattdessen wurden die im Pile applizierten DMS zusätzlich auf der Außenseite des Sleeves angeordnet. Durch die erhöhte Dichte an DMS im Schubrippenbereich konnte somit eine detaillierte Abbildung des Lastübertrags je Schubrippe nachvollzogen werden.

Ein direkter Vergleich von D1, D2 und W1, W2 zeigt einen signifikanten Abfall der Ermüdungsfestigkeit durch den Wassereinfluss. Im Gegensatz zum Ermüdungsversagen in Laststufe 7 stellt sich bei W1 ein Versagen bereits nach der ersten Laststufe ein. Es kommt unmittelbar nach dem Start des Versuchs zu einer kontinuierlichen Zunahme der Relativverschiebungen zwischen Pile und Sleeve, welche gegen Ende der Laststufe exponentiell zunimmt, vgl. Abbildung II-27. Eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit des Prüfkörpers mit geringerem Grout-Spalt bestätigte sich weiterhin auch unter Wassereinfluss. Versuchskörper W2 versagte erst in Laststufe 2 unter einer Wechselbeanspruchung von +/- 2 MN. Nach einem stabilen Ermüdungsverhalten in Laststufe 1 führt die Lasterhöhung in Laststufe 2 zu einer signifikanten Degradation. Der Versuchskörper versagt nach ≈10.000 Lastwechseln. Mit voranschreitendem Versagen des Prüfkörpers wurden impulsartige Beanspruchungen im Versuch beobachtet. Diese stellten sich nach Analyse der geöffneten Versuchskörper als Spiel im Bereich der Schubrippen dar (Versagensmechanismus vgl. Kapitel 1.4.2).

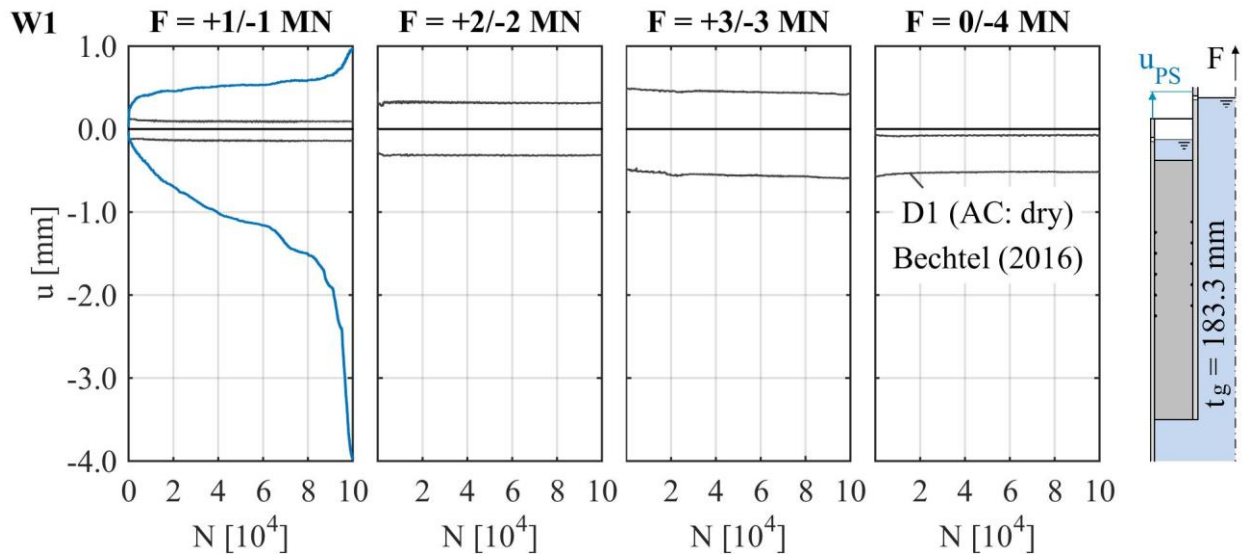


Abbildung II-27: Relativverschiebungsverlauf über die Laststufen für W1 und D1 (Raba, 2018)

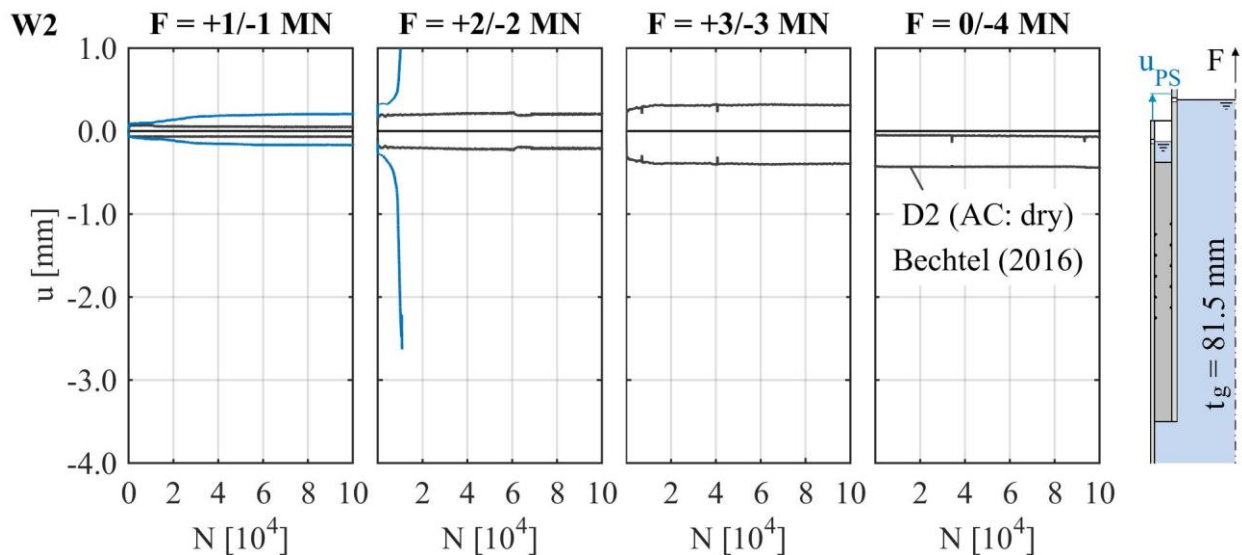


Abbildung II-28: Relativverschiebungsverlauf über die Laststufen für W2 und D2 (Raba, 2018)

Um unrealistische Impulsbeanspruchungen in den folgenden großskaligen Versuchen zu vermeiden, wurden die ohnehin selten auftretenden Zugbeanspruchungen in Grout-Verbindungen von üblichen Jacket-Tragstrukturen vernachlässigt vgl. (Schaumann P.). Folglich wurde von einer Wechsellastbeanspruchung auf eine Druckschwellbeanspruchung übergegangen. Je Laststufe wurde die maximale Druckkraft um 1 MN erhöht. Aus den Versuchsdaten der um das Belastungsschema angepassten Großversuche W3 und W4 zeigte sich ein deutlich günstigeres Ermüdungsverhalten. Unter Vernachlässigung des geringen Materialunterschiedes zwischen BASF Masterflow 9500 und Densit Ducorit S5, welcher in den trockenen Versuchen identifiziert wurde, wurde die vorherige Impulsbelastung als besonders schädigend beurteilt. Die Versuche W3 und W4 versagen bei doppelt so hohen Ermüdungslasten gegenüber den Versuchen W1 und W2, vgl. Abbildung II-29 und Abbildung II-30.

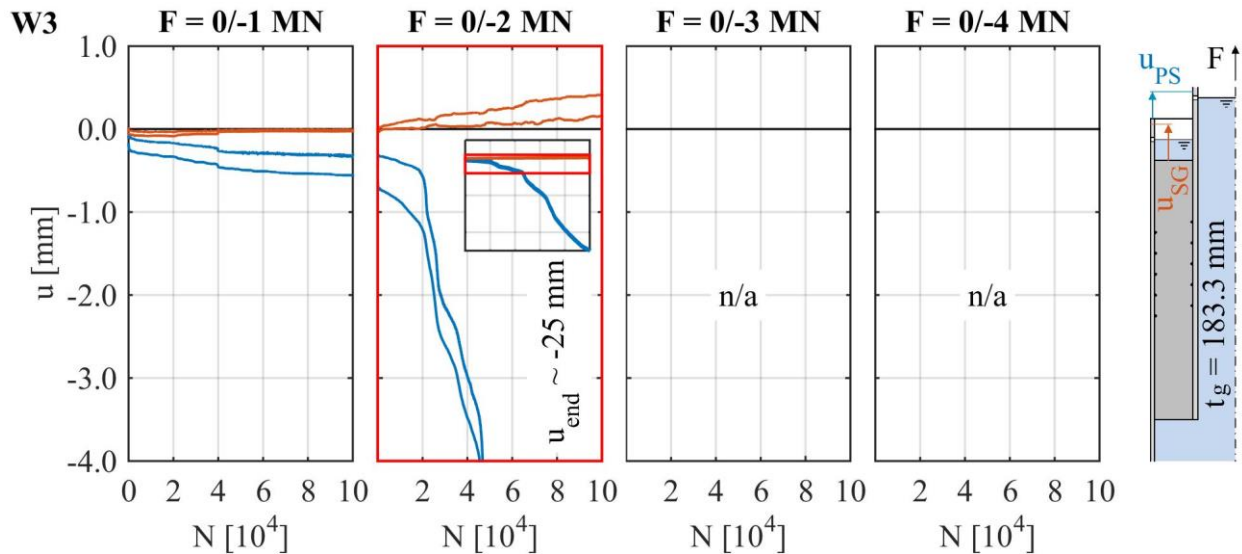


Abbildung II-29: Relativverschiebungsverlauf über die Laststufen für W3 (Raba, 2018)

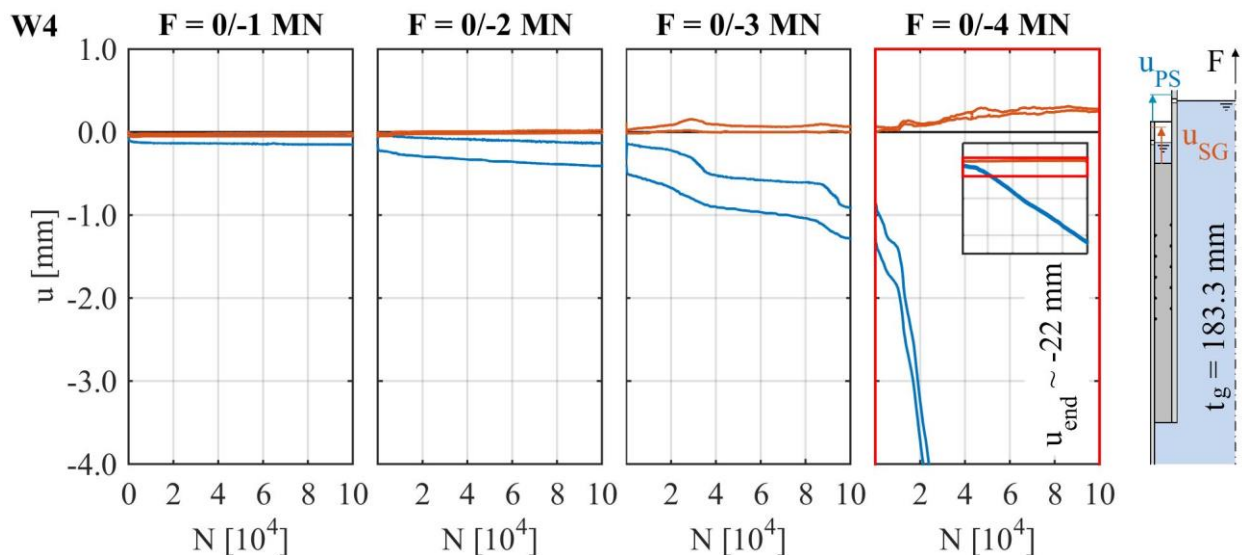


Abbildung II-30: Relativverschiebungsverlauf über die Laststufen für W4 (Raba, 2018)

Gegenüber einer Aufweitung der Relativverschiebungsmaxima im Wechsellastversuch kam es bei den Druckschwellversuchen zu übermäßigen Relativverschiebungen in Lastrichtung. Bis zu diesem - durch eine übermäßige Relativverschiebung charakterisierten - Versagenszeitpunkt durchläuft die Grout-Verbindung zwei weitere Phasen. Phase 1 ist identisch der aus den Versuchen D1 – D4. Bei geringen Axiallasten weist die Grout-Verbindung ein linear-elastisches Tragverhalten auf, vgl. LS01 W4. Es kommt zu einer elastischen Verformung um wenige Zehntelmillimeter, die sich bei Entlastung komplett zurückbildet. In einer zweiten Phase kommt es zu leichten, irreversiblen Verschiebungen. Charakterisiert ist diese kontinuierliche Verschiebung durch einen linearen Verlauf mit zunehmender Lastwechselzahl. Die entstehenden Relativverschiebungen weisen so geringe Werte auf, dass der Prüfkörper als intakt angesehen wird. In einer dritten Phase kommt es zu so gravierenden Relativverschiebungen je Lastwechsel, dass die Verbindung als nicht mehr intakt angesehen werden muss. Genauere Erläuterungen zu den Grenzwerten werden in Kapitel 5.3 diskutiert.

Anhand der Messergebnisse aus den DMS zeigte sich der Lastabtrag im entsprechenden Bereich zwischen zwei Messstellen. Je nach Anordnung der DMS wird die Genauigkeit der Aufzeichnung

angepasst. Anhand der Versuche W3 und W4 konnte über die Aufzeichnung der axialen Dehnungen die Änderung des Lastabtrages über die Versuchsdauer erfasst werden. Deutlich erkennbar sind Lastumlagerungen über die Lastwechselanzahl innerhalb einer Laststufe. Beispielhaft treten Umlagerungsprozesse in LS01 von W3 und in LS03 in W4 auf. In beiden Fällen verlagert sich die Lastübertragung in den unteren Bereich der Grout-Verbindung, vgl. Abbildung II-31 und Abbildung II-32. Außerdem löst sich der anfängliche Verbund am glatten Stahlrohr und bereits nach ca. 50.000 Lastwechseln wurden in den Bereichen außerhalb der Schubrippen keine Lasten mehr durch Reibung übertragen. Zu erkennen war dieses an der Lastzunahme zwischen den oberen beiden DMS am Sleeve.

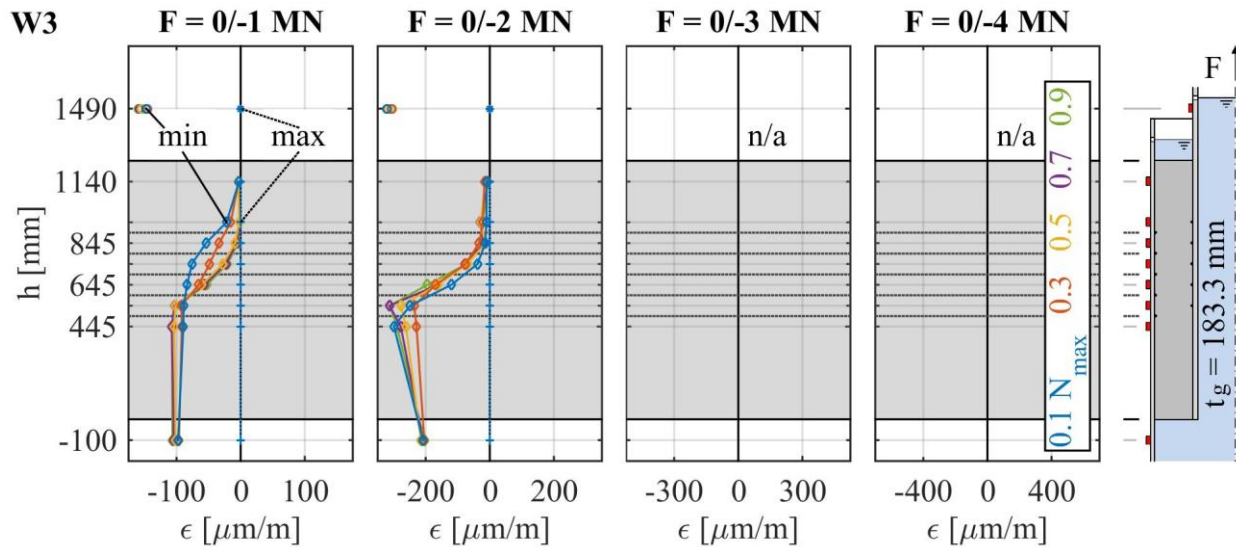


Abbildung II-31: Dehnungsverteilung in Versuchskörper W3 (Raba, 2018)

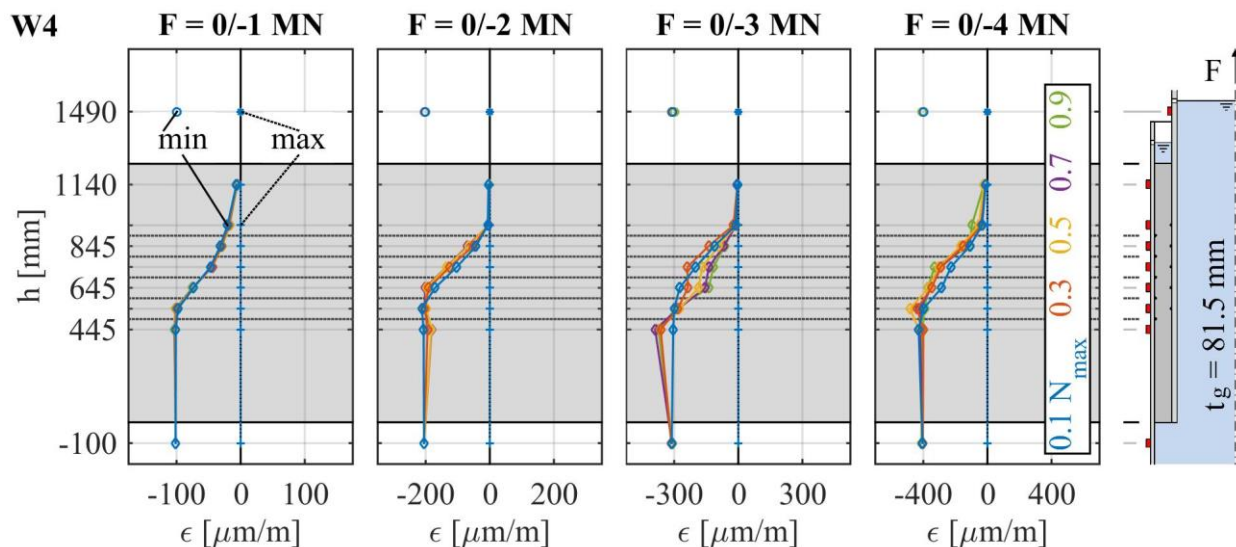


Abbildung II-32: Dehnungsverteilung in Versuchskörper W4 (Raba, 2018)

Gegenüber den großskaligen Versuchen unter trockenen Umgebungsbedingungen zeigte sich bei Umgebungsbedingungen unter Wasser ein Auswaschen von feinen Grout-Partikeln, wie es bereits bei den kleinskaligen Versuchen beobachtet wurde, vgl. (Raba, 2018). In Abbildung II-33 sind verschiedene Ausspülrückstände abgebildet, die an der Ober- und Unterseite des Prüfkörpers be-

obachtet wurden. Eine Quantifizierung des ausgespülten Materials war nicht möglich, da trotz einer Anordnung verschiedener Filter, vgl. (Raba, 2018) das ausgewaschene Material nicht vollständig aufgefangen werden konnte.

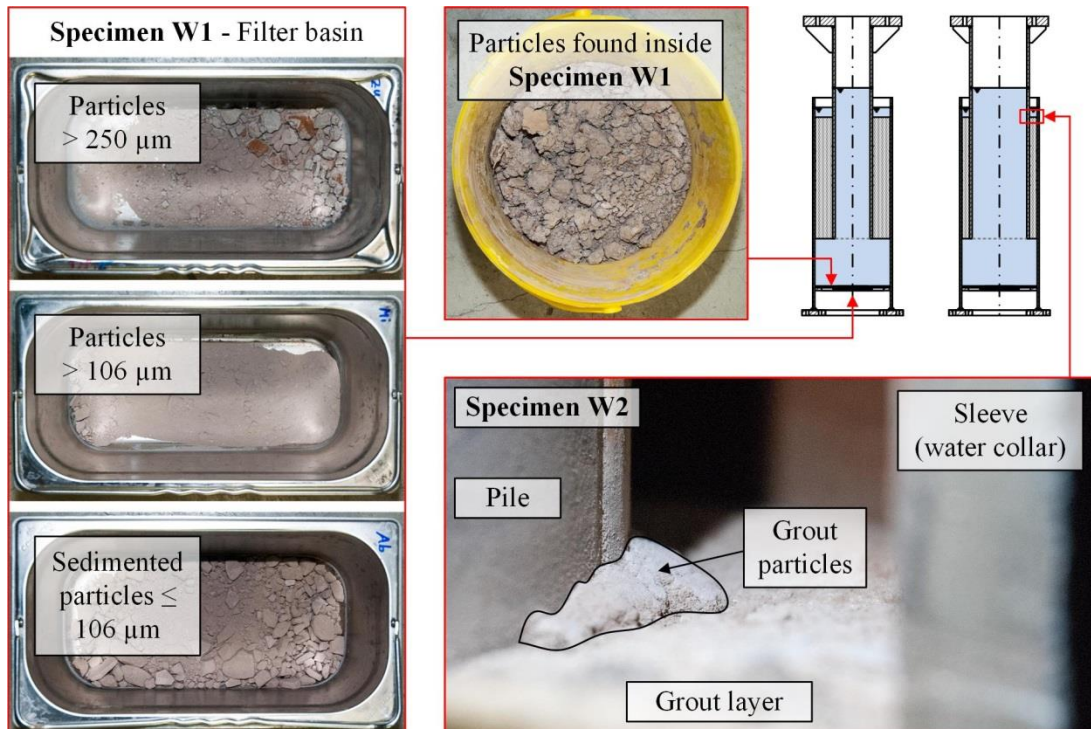


Abbildung II-33: Zusammenstellung von beobachteten Ausspülprozessen des Grout-Materials von W1 und W2 (Raba, 2018)

Das ausgespülte Material resultiert aus lokal an den Schubrippen zermürbtem Grout-Material, vgl. Abbildung II-34. Nach der Versuchsdurchführung kam es, wie bereits bei den Kleinversuchen zu einer visuellen Rissanalyse an den geöffneten Grout-Verbindungen. Der äußere Stahlmantel wurde mit Hilfe eines Trennschneiders in einem Bereich von ca. 150° über die gesamte Höhe geöffnet. Nach und nach wurden die verschiedenen Schichten der Grout-Verbindung herausgelöst und analysiert.

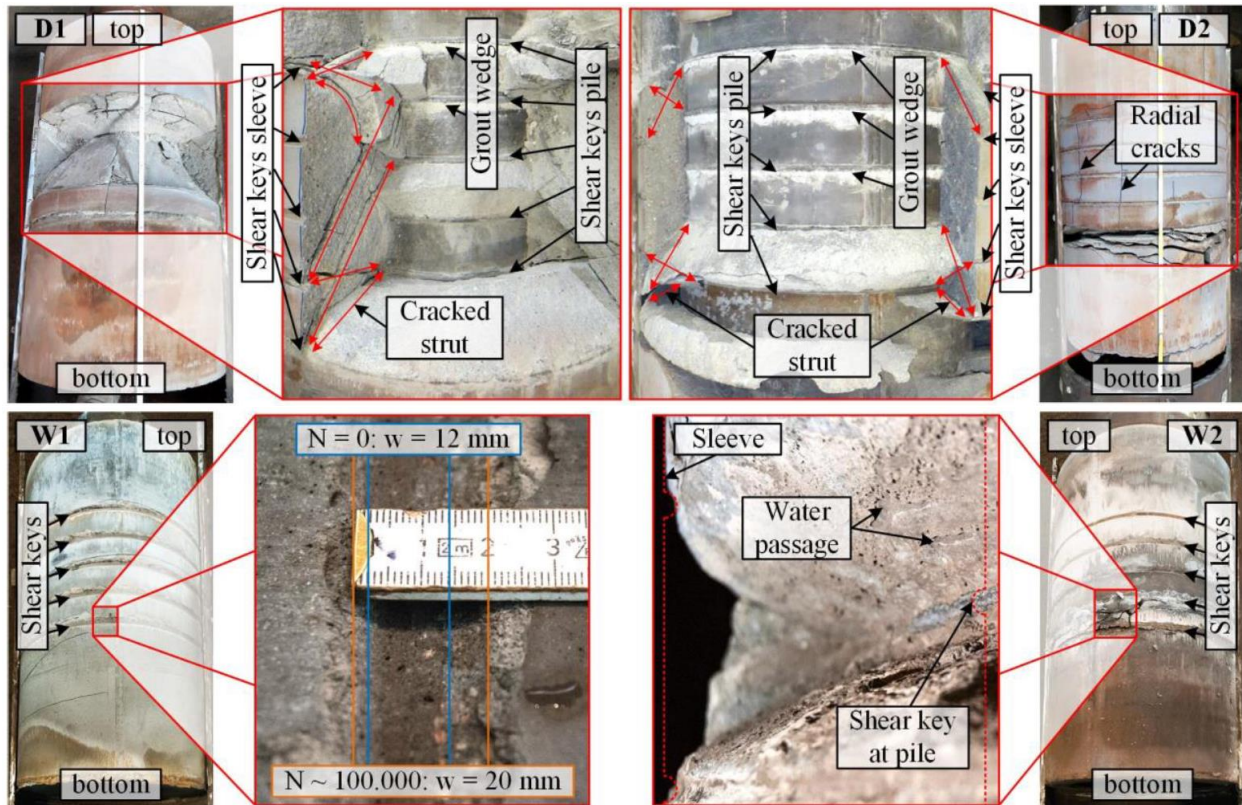


Abbildung II-34: Vergleich der lokalen Grout-Zermürbung im Bereich der Schubrippen von D1, D2 mit W1, W2 (Schaumann et al.) (Raba, 2018)

Bereits bei den Versuchen unter trockenen Umgebungsbedingungen zeigte sich ein lokales Versagen des Grout-Materials an den Schubrippen. Dieses war bei den trockenen Umgebungsbedingungen unproblematisch, da das zermürbte Material die Kerbe der Schubrippe abmilderte bzw. dämpfte und somit einem Schädigungsfortschritt entgegenwirkte. Demgegenüber führte das in die Risse und Verbundfugen eintretende Wasser unter nassen Umgebungsbedingungen schon unter elastischen Dehnungen des Versuchskörpers zu Pumpeffekten. Das Wasser wurde bei Druckbeanspruchung aus dem Material gepresst und entsprechend bei geringerer Beanspruchung in die Hohlräume eingesaugt. Dabei wurde das zermürbte Grout-Material aus der Verbindung transportiert. Die Kerbe der Schubrippe fiel entsprechend in den ungedämpften Grundzustand zurück. Dies führte unter erneuter Beanspruchung zu wiederholten Zermürbungsprozessen. Nach und nach arbeitete sich der Pile durch das Grout-Material, vgl. bspw. LS02 und 03 in Abbildung II-30.

Gegenüber den Versuchen unter trockenen Umgebungsbedingungen zeigten sich deutlich weniger Druckstrebenbrüche im Grout-Material. Die Relativverschiebung zwischen den Stahlrohren resultiert in erster Linie aus dem lokalen Abtrag des Grout-Materials an den Schubrippen. Übersichtlicher wird dieses anhand von Abbildung II-35. Der hauptsächliche Lastübertrag fand im Bereich der Schubrippen statt. In den Bereichen ober- und unterhalb der Schubrippen konnten Lasten nur über Reibung übertragen werden. Die durch Reibung übertragbare Last ist in der Regel vernachlässigbar klein. Dieses wurde bereits in den Messdaten der DMS am Sleeve ersichtlich, vgl. Abbildung II-31.

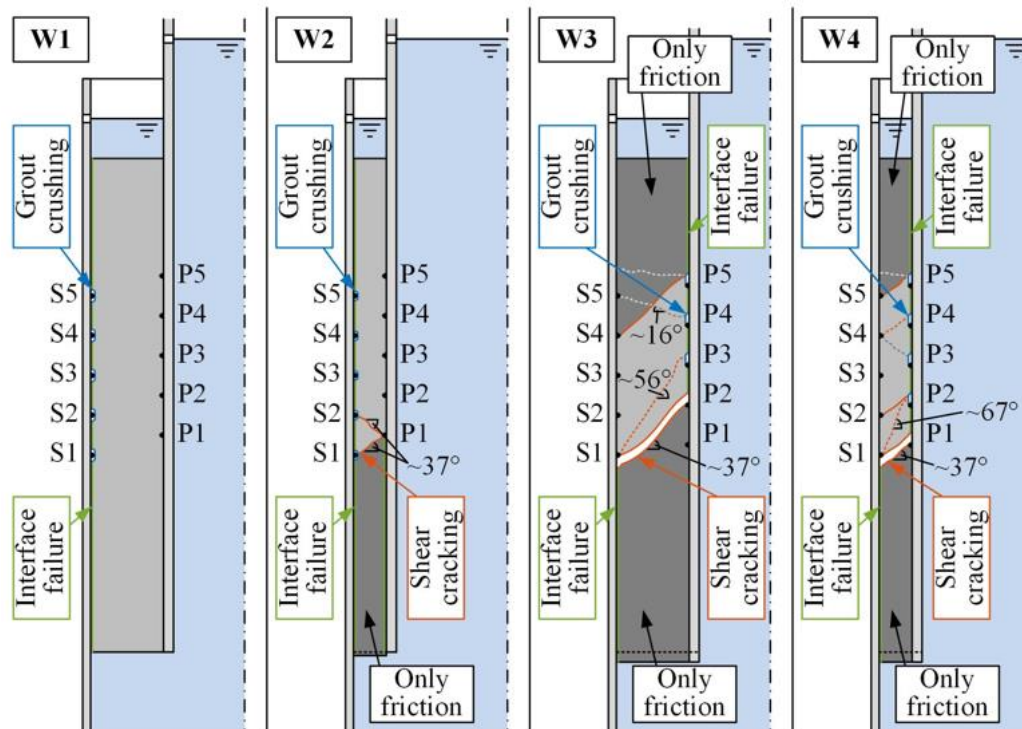


Abbildung II-35: Übersicht der Versagensmechanismen in den Versuchen W1 – W4 (Raba, 2018)

3. Numerische Abbildung / Umsetzung -IfS

Numerische Untersuchungen bieten den Vorteil, an einem Finite Element Modell ohne den hohen experimentellen Aufwand zusätzliche Einflussparameter und Änderungen in der Prüfkörpergeometrie untersuchen zu können. Das numerische Modell muss dazu jedoch zunächst validiert sein. Auf Basis der geführten Versuche wurden dreidimensionale und axialsymmetrische numerische Modelle entwickelt, auf deren Grundlage weitere Materialfestigkeiten, Abmessungen und Lastsituationen untersucht wurden. Aufgrund hoher Nichtlinearitäten in der Verbindung durch Kontakt und nichtlineares Materialverhalten liegt der Fokus der Modellbildung in der Definition eines angemessenen Materialmodells. So verwendete (Bechtel 2016) einen erweiterten Ansatz des Drucker-Prager-Modells „Extended Drucker-Prager cap plasticity model“. Eine Kalibrierung des Modells fand an triaxialen Materialversuchen auf Basis des Ottensen Versagenskriteriums, einer multiparametrisch beschriebenen dreidimensionalen Fließfläche, statt. Dieses ist eine robuste Möglichkeit eine gesteigerte triaxiale Druckfestigkeit und eine reduzierte Zugfestigkeit, wie sie bei hochfesten Vergussmörteln vorkommt, zu berücksichtigen.

Die Validierung erfolgte anhand von statischen Berechnungen, die mit den Ergebnissen des ersten Lastwechsels abgeglichen wurden. Dabei wurden das globale Last-Verschiebungs-Verhalten, lokale Verformungen und an den Stahlrohren auftretende Dehnungen verglichen. Beispielhaft ist der Vergleich der Dehnungsverläufe an Pile und Sleeve in Abbildung II-36 dargestellt. Die Abweichungen zwischen dem numerischem Modell und den Versuchsergebnissen betragen maximal 20 %. Die Validierung kann aus Sicht der Autoren als zufriedenstellend eingestuft werden. Das anfänglich statische Modell zeigte einen linear-elastischen Lasttransfer, wobei ein Großteil der übertragenen Last auf die Schubrippen zurückgeht.

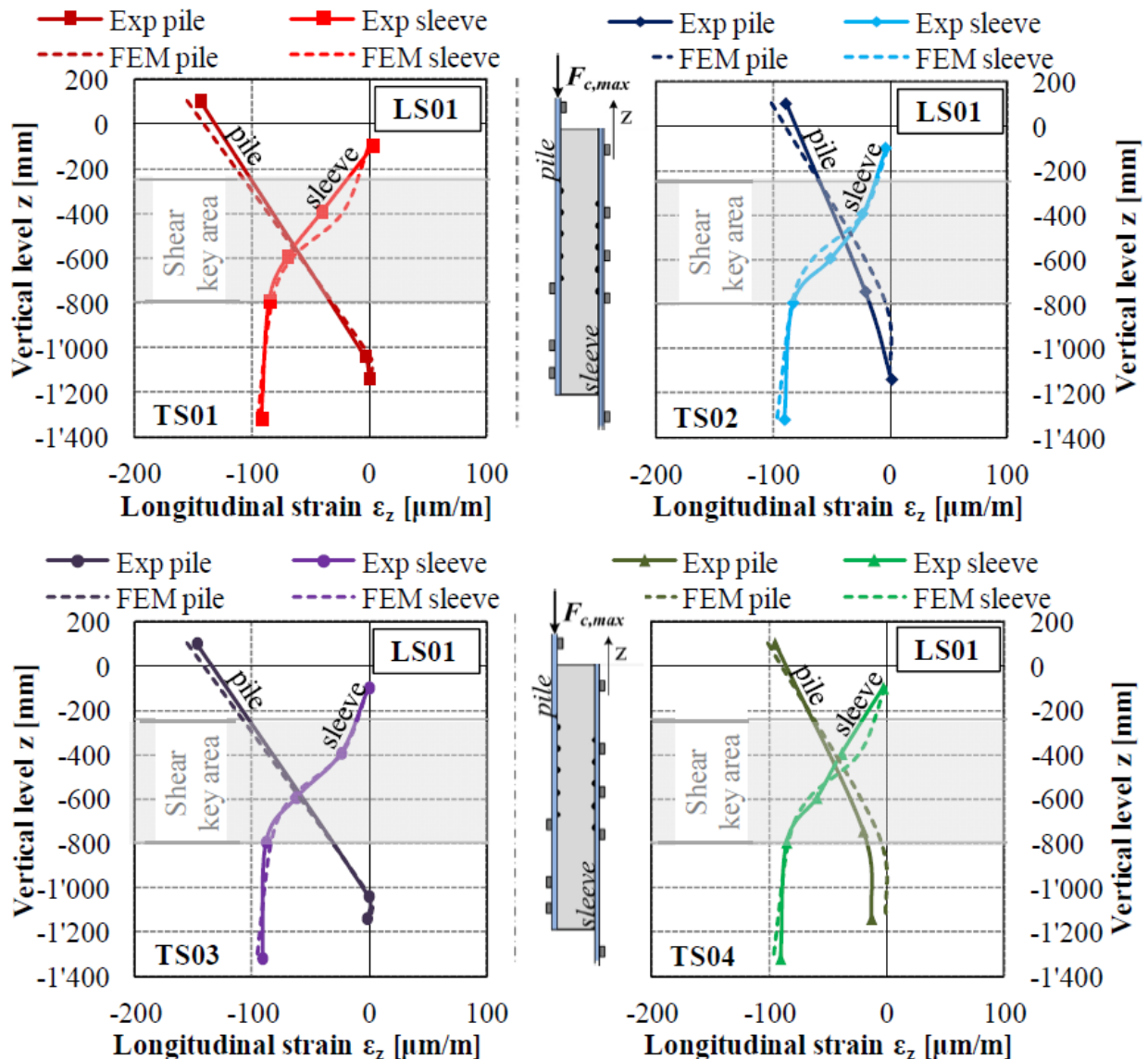


Abbildung II-36: Vergleich der numerischen und experimentell ermittelten Längsdehnung für die maximale Druckbeanspruchung in LS01 (Bechtel, 2016)

Vor weiteren Modifizierungen des numerischen Modells fand eine linear-elastische Berechnung zur Untersuchung der Spannungszustände im Grout in Abhängigkeit variierender Lasten statt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen zeigen, dass axiale Zug- und Druckbeanspruchungen zu Zugspannungen in Umfangsrichtung führen. Dieses bestätigt sich anhand der Versuche in Form von Radialrissen.

Auf Grundlage von einaxialen Wöhlerlinien für hochfeste Vergussmörtel wurde das Degradationsverhalten des Grouts weiter numerisch umgesetzt. Über die im Grout auftretenden Spannungen wurde der entsprechende Ermüdungsschaden zugeordnet. In Form von reduzierten Festigkeiten und Steifigkeiten fand der Ermüdungsschaden Eingang in die numerische Berechnung. Berechnete Schädigungen zeigten, dass hauptsächlich Zugschwell- und Wechsellasten zu Schädigungen im Grout führen. Insbesondere an den Schubrippen traten hier erhöhte Spannungen und damit Schädigungen auf, welche mit der Rissbildung der Versuchskörper übereinstimmen.

Ein Vergleich des numerischen Last-Verschiebungsverhaltens mit den experimentellen Daten zeigte eine adäquate Abbildung der zyklisch reduzierten Ermüdungsfestigkeit. Erste Ermüdungsschäden traten im Schubrippenbereich auf und weiteten sich entlang der Druckstreben (Lastverteilung) aus, vgl. Abbildung II-37.

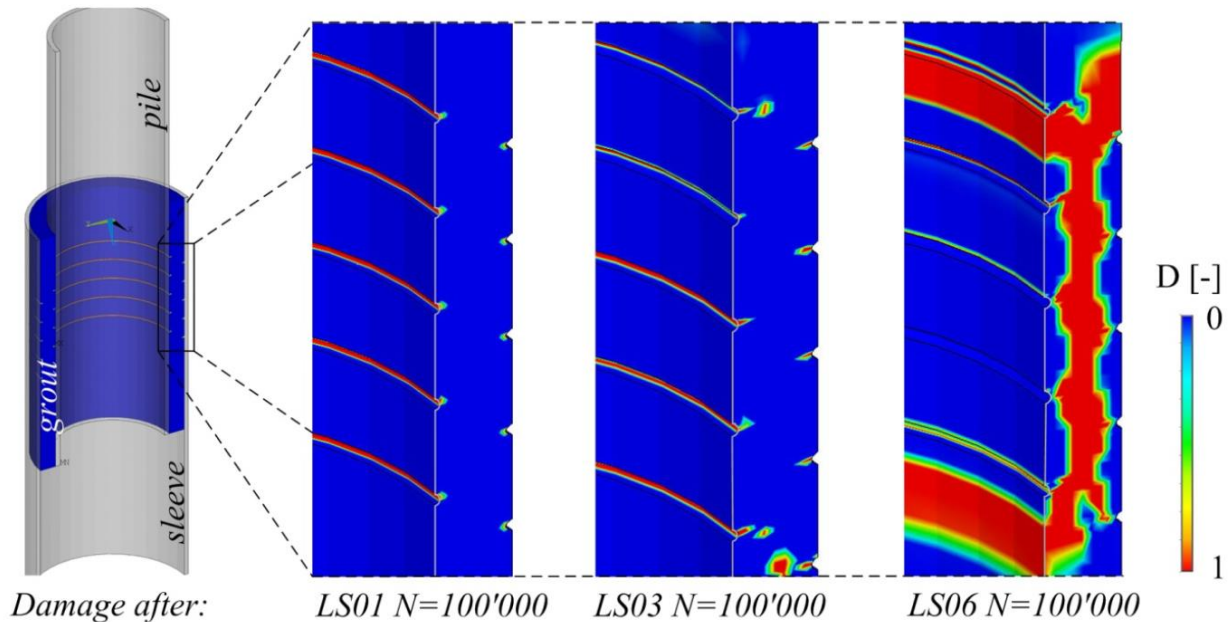


Abbildung II-37: Entwicklung des Ermüdungsschadens im Grout-Material am Beispiel von D4 (Bechtel, 2016)

Bezüglich der Relativverschiebungen zeigten die numerischen Berechnungen tendenziell höhere Werte. Diese Abweichung wird einer Vernachlässigung der Schubübertragung in Rissen im numerischen Modell zugeschrieben.

Auf Grundlage des validierten Finite Elemente Modells wurden verschiedene Parameter und ihr Einfluss auf das Ermüdungsverhalten untersucht. Zu den variierten Parametern zählten Grout-Spaltstärke, Materialfestigkeit, Kontaktbedingung und Lastszenario. Wie auch die experimentellen Untersuchungen zeigten, wirkte sich eine Erhöhung der Grout-Spaltstärke negativ auf die Ermüdungsfestigkeit einer Grout-Verbindung aus, vgl. Abbildung II-38.

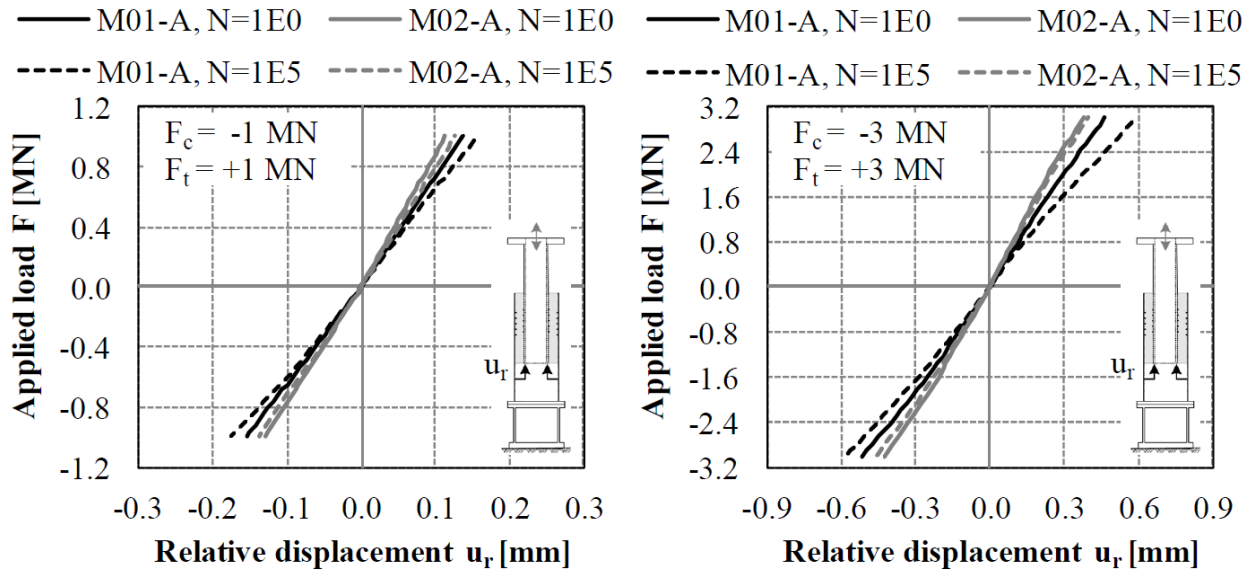


Abbildung II-38: Einfluss verschiedener Grout-Spaldicken, $t_g = 183,5$ mm in M01-A und $t_g = 81,5$ mm in M02-A, für zyklische Relativverschiebungen von alternierenden Lastszenarien (Bechtel, 2016)

Die durchgezogene Linie zeigt den Ursprungszustand und die gestrichelte Linie die Relativverschiebungen in Abhängigkeit der Last nach 100.000 Lastwechseln. Die durch Zugbelastung hervorgerufenen Relativverschiebungen stiegen um 15 % an, wobei die Relativverschiebungen infolge von Druckbeanspruchungen eine Steigerung um nur 5 % erfuhren.

Aufgrund der entgegen der Herstellerangaben wider Erwarten hohen Festigkeiten des Densit Durcorit S2, wurde der Einfluss verschiedener Materialfestigkeiten numerisch untersucht. Über den Vergleich einer Druckfestigkeit $f_{c,A} = 140$ MPa und $f_{c,B} = 90$ MPa wurde der Einfluss verschiedener Materialfestigkeiten analysiert. Aus Abbildung II-39 lässt sich ablesen, dass sich die Materialfestigkeit direkt auf die Ermüdungsfestigkeit der Grout-Verbindung auswirkt. So bewirkte eine Festigkeitsreduktion von 40 % eine um 5 bis 10 % reduzierte Ermüdungsfestigkeit der Grout-Verbindung und 20 % geringere Relativverschiebungen. Es wurde beobachtet, dass der Einfluss der Materialfestigkeit mit der Größe des Grout-Spaltes zunimmt, welche mit den Beobachtungen aus Kapitel 2.3.1 übereinstimmt. Jedoch zeigte sich auch, dass der Einfluss der Materialfestigkeit des Grout-Materials einen marginalen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung hat.

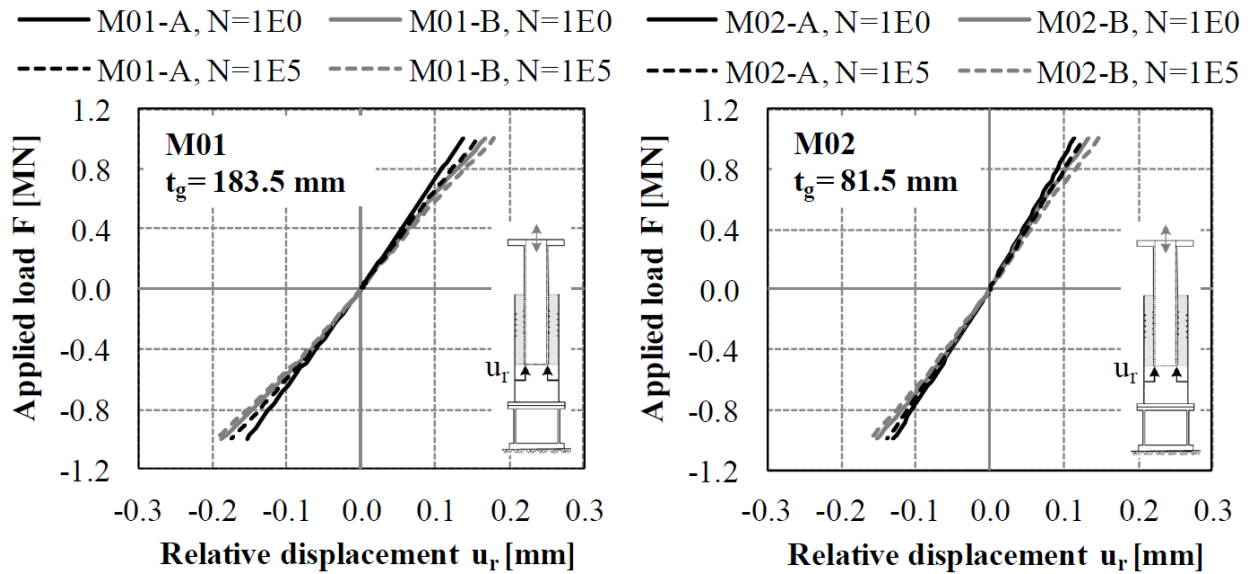


Abbildung II-39: Einfluss verschiedener Materialien A und B auf die zyklische Relativverschiebung für M01 (links) und M02 (rechts)

Ein Teil der Kraftübertragung geschieht über den Verbund zwischen Stahl und Grout in der Kontaktfuge. Die Kontaktbedingungen in der Verbundfuge ändern sich jedoch mit fortschreitender Belastung. Abrieb führt zu einer Verringerung der Reibung und damit der übertragbaren Last. Um diese Prozesse genauer untersuchen zu können, wurden verschiedene Oberflächenparameter, wie der Reibbeiwert μ und das Schubrippenhöhe-Abstands Verhältnis h/s , untersucht. In Abbildung II-40 werden relativ Verschiebungen in Abhängigkeit von Reibungskoeffizienten zwischen 0 und 0,7 und auch Schubrippenhöhe-Abstands Verhältnisse von 0,02 bis 0,10 dargestellt.

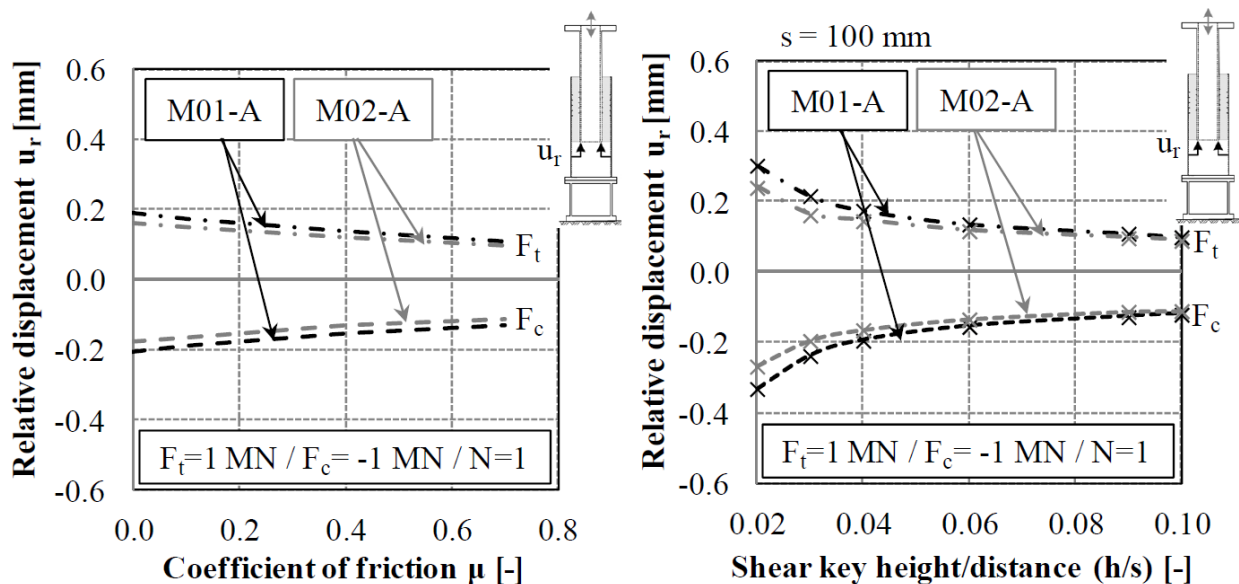


Abbildung II-40: Einfluss des Reibbeiwerts μ (left) und des Schubrippenhöhen-Abstands (Verhältnisse h/s (rechts)) auf die relative Verschiebung von M01-A und M02-A

So bewirkte ein signifikant reduziertes h/s -Verhältnis eine nichtlineare Zunahme der Relativverschiebung. Der Einfluss des Reibbeiwertes stellte sich als weniger dominant dar. Offensichtlich ist die Verzahnung in Grout-Verbindungen deutlich vom h/s -Verhältnis und der Grout-Spaltstärke abhängig, welche die Lastübertragung durch Druckstreben charakterisieren.

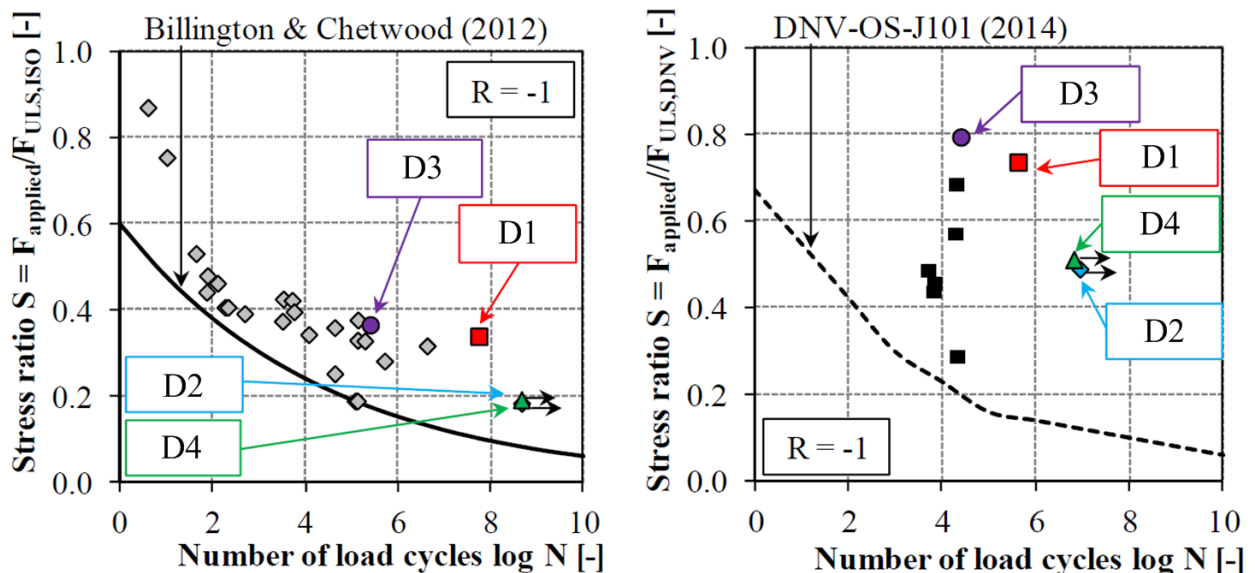
Abschließend zeigte eine Untersuchung der Belastungsreihenfolge absteigend und aufsteigend, dass eine absteigende Lastreihenfolge gegenüber einer aufsteigenden zu 10 % höheren Relativverschiebungen führt. Dieses lässt auf einen vernachlässigbaren Einfluss der Belastungsreihenfolge schließen.

4. Bemessungskonzepte / Hinweise - IfS

Aus der Vielzahl an durchgeführten experimentellen und numerischen Untersuchungen wurden neue Aspekte, wie große Spaltdicken, Frequenzeinfluss und Materialeinfluss analysiert und anhand der bestehenden Bemessungsansätze nachgewiesen. Im Falle von Abweichungen zwischen Bemessungsansatz und Experiment wurden Änderungsvorschläge abgeleitet. Unterschieden wird weiterhin in trockene und nasse Umgebungsbedingungen, da diese das Tragverhalten signifikant beeinflussen.

4.1 Trockene Umgebungsbedingungen

Eine Einordnung der Großversuche unter trockenen Umgebungsbedingungen (D1 – D4) in bestehende Versuchsdaten bei (Bechtel, 2016) zeigte, dass bisherige Ansätze nach (Billington und Chetwood, 2012) sowie nach (DNV-OS-J101, 2014) für die Ermüdungsfestigkeit eine konservative Abschätzung liefern. In Abbildung II-41 sind bisherige Bemessungsansätze nach (DIN EN ISO 19902, 2014) und (DNV-OS-J101, 2014) grafisch dargestellt. Für eine Einordnung der Versuchsergebnisse wurden die auf die Traglast normierten ertragbaren Axialkräfte der Versuche ergänzt. Die Ergebnisse liegen nach (DIN EN ISO 19902, 2014) im üblichen Streubereich. Nach (DNV-OS-J101, 2014) gliedern sich die Versuchsergebnisse deutlich auf der sicheren Seite ein. Die unterschiedliche Einordnung begründet sich unter anderem in der auf die richtlinienabhängige Traglast normierten Ermüdungslast. Generell zeigte sich jedoch, dass die Verwendung bisheriger Bemessungsansätze bei Betrachtung der Versuch unter trockenen Umgebungsbedingungen durchaus für die Bemessung von Grout-Verbindungen mit großen Spaltmaßen als geeignet erscheint.



◆ ISO-tests by Billington & Chetwood (2012) ■ JIP-tests by Lotsberg et al. (2013)

Abbildung II-41: Einordnung der Testergebnisse unter trockenen Umgebungsbedingungen in die Tragfähigkeitberechnung nach (DIN EN ISO 19902, 2014) aufbauend auf (Billington und Chetwood, 2012) (links) und der tragfähigkeitsbasierten S-N Kurve nach (DNV-OS-J101, 2014) aufbauend auf (Lotsberg, 2013)

4.1.1 Hinweise zum Lasttransfer

Die ausgewerteten Daten der großskaligen Versuche zeigten, dass der axiale Lastabtrag maßgeblich durch Schubrippen initiierte Druckstreben stattfindet. Basierend auf den gemessenen Längsdehnungen im Stahl, wurde geschlussfolgert, dass Druckkräfte über den oberen Bereich und Zugkräfte durch den unteren Bereich abgetragen werden. Es findet somit eine Lastumkehr statt. Durch wiederholtes Belasten und Belastungserhöhungen werden Druckstrebenbrüche in beide Richtungen hervorgerufen. Dieses Phänomen wird als „sich kreuzende Druckstrebenbrüche“ bezeichnet. Trotz eines Druckstrebenbruchs tragen die betroffenen Schubrippen weiterhin in einem gewissen Maße zum Lastabtrag bei.

Die Testergebnisse bestätigen damit das von (Lampert et al., 1986) eingeführte und von (Anders, 2007) sowie maßgeblich von (Schaumann et al., 2012) erweiterte Druckstrebenmodell. Abbildung II-42 zeigt den variierenden Transfermechanismus für Zug- und Druckbeanspruchungen sowie das auf dem Gleichgewichtszustand der Kräfte beruhende Druckstrebenmodell nach (Schaumann et al., 2012). Wie dort dargestellt, führt eine Zugbeanspruchung zur vertikalen Verlängerung und einem Zusammenziehen des Piles in Umfangsrichtung. Dem hervorgerufenen Belastungszustand wird über nach oben gerichtete Druckstreben entgegengewirkt.

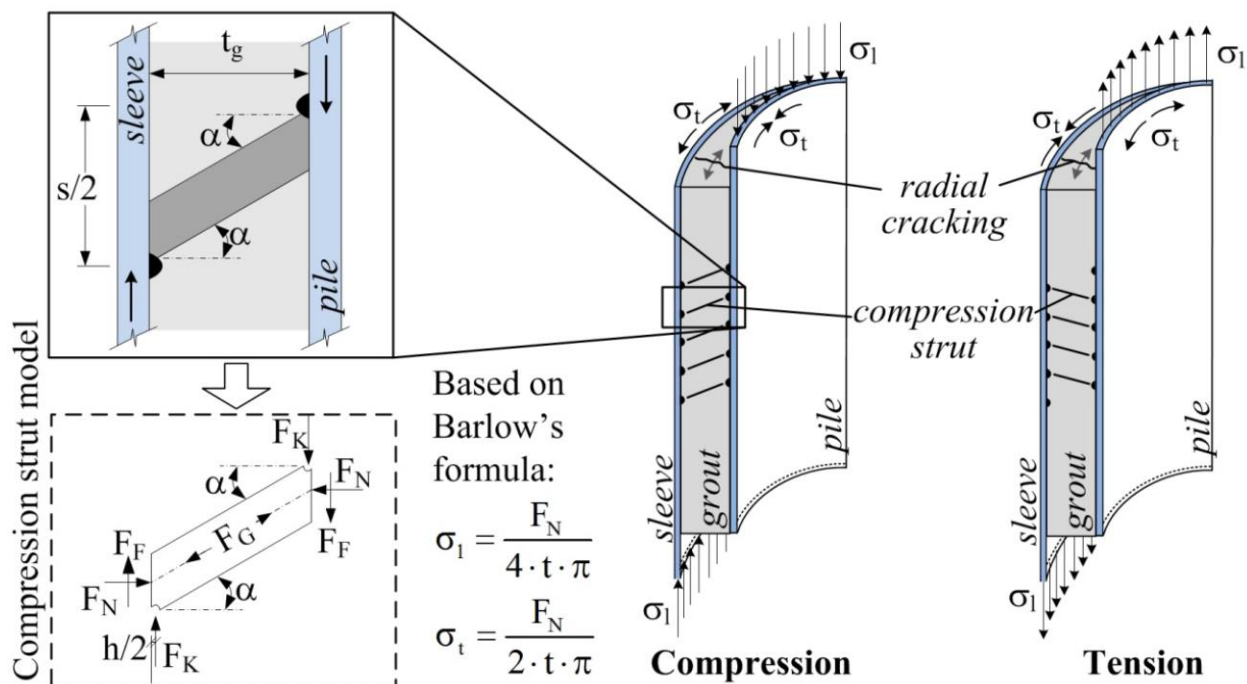


Abbildung II-42: Zug- und Druckbelastung von GROUT-Verbindungen (rechts) und Druckstrebenmodell (links) basierend auf (Schaumann et al., 2012)

4.1.2 GROUT-Spaltdicke

Ein größeres GROUT-Spalmaß führt zu verstärkter Rissbildung und größeren Relativverschiebungen. Dieses reduziert die Ermüdungsfestigkeit einer GROUT-Verbindung. In Anbetracht der Anwendbarkeit bisheriger Bemessungsansätze sollten die Grenzgeometrien nach (DNV-OS-J101) und (DIN EN ISO 19902, 2014) für das Durchmesser-Dickenverhältnis des GROUTS D_g/t_g auf unter 10 erweitert werden. Es wird empfohlen, eine Begrenzung auf einen Wert von 4,2 einzuhalten. Die durchgeführten Versuche wiesen Verhältnisse von $D_g/t_g = 4,2$ (Geom 1) und $D_g/t_g = 9,5$ (Geom 2) auf.

4.1.3 Schubrippen

Da durch die Schubrippen ein Großteil der Lasten übertragen wird, ist es von enormer Bedeutung, deren Geometrie und Anordnung sorgfältig zu wählen. Ein besonderes Augenmerk sollte auf das Verhältnis zwischen Schubrippenhöhe und -abstand h/s und den Druckstrebenwinkel gelegt werden. Diese wurden anhand der geführten Untersuchungen als maßgebend identifiziert.

In Anlehnung an die in den experimentellen und numerischen Untersuchungen beobachteten Druckstrebenwinkel wird ein Winkel α von 30 bis 50° empfohlen. Zu flache Winkel führen zum Überspringen von gegenüberliegenden Schubrippen und damit zu einem geringeren Ermüdungswiderstand, da weniger Schubrippen am Lastabtrag beteiligt werden.

Ein in der (Technical Note, GL-TN-GJ, 2013) vorgeschriebener Grenzdruckstrebenwinkel von 30°, welcher bei Unterschreitung einer Berücksichtigung von sich kreuzenden Druckstreben vorschreibt, kann nicht bestätigt werden, da dieses Phänomen stark lastabhängig ist. Eine verminderte Ermüdungsfestigkeit konnte nicht mit sich kreuzenden Druckstrebenbrüchen in Zusammenhang gebracht werden.

Basierend auf den numerischen Untersuchungen aus Kapitel 3 sind h/s Verhältnisse von 0.04 bis 0.06 für einen optimalen Lasttransfer zu empfehlen. Größere Werte wurden nicht untersucht.

Neben einem Druckstrebenversagen ist einem Schubversagen entlang der Schubrippen entsprechend mit einem ausreichenden Schubrippenabstand entgegenzuwirken.

4.1.4 Radialsteifigkeit

Die untersuchten Großversuche weisen eine die Bemessungsgrenzwerte aus Tabelle 1 übersteigende Radialsteifigkeit K auf. Der Grenzwert für eine Anwendung der normativen Bemessungsansätze ($K \leq 0,02$) wird mit $K = 0,04$ und $K = 0,07$ deutlich überschritten. Der Vergleich der im Versuch erreichten Lasten mit den Maximallasten zeigt, dass Grout-Verbindungen mit hohen radialen Steifigkeiten hohe zyklische Lasten abtragen können. Demnach ist eine Erweiterung der Grenzwerte für K in Erwägung zu ziehen.

4.1.5 Grout-Material

Aus den experimentellen Untersuchungen zeigten sich keine bemerkenswerten Unterschiede in der Ermüdungsfestigkeit der Verbindungen infolge der Materialfestigkeit, welches unter anderem aus der geringen Abweichung in den Materialeigenschaften ($f_{c,Densit} = 120$ MPa und $f_{c,BASF} = 140$ MPa) resultiert. Auch die numerischen Untersuchungen deuteten einen generell untergeordneten Einfluss der Materialfestigkeit auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung an. Statt eines Einflusses der Materialfestigkeit lässt sich schlussfolgern, dass die Materialzusammensetzung einen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten der Grout-Verbindung hat, vgl. (Lochte-Holtgreven, 2013) und (Wilke, 2014). Im Hinblick auf die Materialzusammensetzung ist das radiale autogene Schwinden von erhöhter Bedeutung. Dies verringert die Übertragungsflächen an den Schubrippen und in den Kontaktflächen. Der verringerte Kontakt führt zu größeren Spannungskonzentrationen. Dementsprechend wird empfohlen, Grout-Materialien mit geringen Schwindmaßen bei homogener Materialausbildung während des Installationsprozesses zu verwenden.

Anhand der durchgeführten großskaligen Versuche unter trockenen Umgebungsbedingungen lässt sich vorerst kein genaueres Bemessungskonzept für axial belastete Grout-Verbindungen herleiten. Das derzeitige Bemessungskonzept nach (DIN EN ISO 19902, 2014) und (DNV-OS-J101, 2014) bildet eine konservative Bemessungsmethode, die für eine Vorbemessung ausreichende Ergebnisse liefert. Für ein detailliertes Design sind Finite Element Berechnungen anhand gebenchmarkter Modelle zu führen. Bei der Erstellung eines numerischen Modells ist erhöhte Aufmerksamkeit

bei der Wahl eines geeigneten Elementtyps und einer geeigneten Vernetzung geboten. Grundsätzlich ist ein Volumenelementmodell zu empfehlen, wobei eine geeignete Vernetzung anhand von Konvergenzstudien ermittelt werden sollte. Empfehlungen zu Elementgröße, Elementtyp, Lastapplizierung und Randbedingungen werden zusätzlich in (DNV-OS-J101, 2014) angegeben.

Aufgrund der Lastübertragung über Schubrippen und Verbundfuge zwischen Stahl und Grout sollten nichtlineare Kontaktbedingungen definiert werden. Für die Abbildung des nichtlinearen Materialverhaltens empfiehlt sich die Verwendung eines bilinearen Ansatz für Stahl und des „Extended Drucker-Prager cap plasticity“ Materialmodells (Abaqus, 2017) für das Grout-Material. Vorschläge für eine geeignete Parameterwahl für hochfeste Vergussmörtel können (Bechtel, 2016, 2016) entnommen werden.

4.2 Umgebungsbedingungen unter Wasser

Wie in Kapitel 2.3 beschrieben, führt die lokale Lastübertragung im Bereich der Schubrippen zu hohen Druckspannungen im Grout. Diese können zu lokaler Grout-Zermürbung führen. Liegen infolge Zermürbung gelöste Materialpartikel vor, können diese vom Wasser aus der Verbindung heraus gespült werden. Die Folge sind Fehlstellen, die bei Druckschwellbeanspruchung zu einer Abwärtsbewegung des Piles im Grout führt und bei Wechselbeanspruchungen zu einem Spiel in der Verzahnung zwischen Grout und Stahl. Das Spiel in der Verzahnung führt daraufhin zu einer Impulsbelastung beim Kontaktschluss zwischen Schubrippe und Grout, welche eine erhöhte Schädigung im Grout hervorruft.

Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass Unstetigkeiten beim Verfüllvorgang sowie autogenes Schwinden des Grouts dazu führen, dass ein idealer Formschluss zwischen Grout und Stahl nicht erreicht wird. Darüber hinaus kann es an den Schubrippenspitzen durch autogenes Schwinden zu einer lokalen Vorschädigung des Grout-Körpers kommen. Basierend auf dem aktuellen Wissensstand gilt es daher, Wechselbeanspruchungen für vorwiegend axial beanspruchte Grout-Verbindungen zu vermeiden.

Abbildung II-43 zeigt den schematischen Ablauf des von (Raba, 2018) vorgestellten Verfahrens zur Ermüdungsbemessung von unter Wasser liegenden Grout-Verbindungen. Auf der Einwirkungsseite werden zunächst die Lastzeitreihen mittels Zählverfahren in eine Markov-Matrix überführt (siehe Abbildung II-43, oben links und Mitte). Auf der Widerstandsseite werden die lokalen Beanspruchungszustände im Bereich der Schubrippen anhand eines hochaufgelösten Finite-Element (FE) Modells ermittelt (siehe Abbildung II-43, unten links). Im FE-Modell müssen dafür die Schubrippen abgebildet und ausreichend fein vernetzt sein, um die lokalen Spannungszustände zuverlässig bestimmen zu können. (Raba, 2018) verwendete zweidimensionale Modelle mit rotationssymmetrischen Randbedingungen und einer Netzfeinheit von 16 Viereckselementen über die Schubrippenhöhe. Ebenfalls notwendig ist die Wahl eines Materialgesetzes für den Grout, welches in der Lage ist, die Rissbildung bei geringen Zugspannungen abzubilden. (Raba, 2018) wählte hierfür das in der kommerziellen FE-Software (Abaqus, 2017) enthaltene „Concrete-Damaged-Plasticity“ (CDP) Materialgesetz. Dieses bildet die Risse durch eine Steifigkeitsabnahme der geschädigten Elemente ab. Sind Risse aufgrund anderer Lastzustände (ULS, autogenes Schwinden) im Grout zu erwarten, so müssen diese ebenfalls im FE-Modell berücksichtigt werden.

Für die einzelnen Lastniveaus der Markov-Matrix werden anschließend aus den FE-Ergebnissen die lokalen Hauptdruckspannungszustände im Grout entlang der lastübertragenden Schubrippenseite ermittelt (siehe Abbildung II-43, unten Mitte). Je Elementknoten werden dann für die Unter- und Oberspannungen, anhand der Ermüdungskurven für druckbeanspruchten Beton des (Model-

Code, 2010) (siehe Abbildung II-43, unten rechts), die ertragbaren Lastwechsel bestimmt. Zusammen mit den Lastwechselzahlen der Einwirkungen kann abschließend anhand der linearen Schadensakkumulation nach Miner die lokale Schädigungsvariable je Elementknoten ermittelt werden.

Im exemplarischen Spannungsverlauf in Abbildung II-43, unten Mitte ist im mittleren Bereich ein Plateau etwa gleicher Spannungshöhe zu erkennen. Rechts geht das Spannungsplateau in eine Spannungsspitze im Bereich der Schubrippenwurzel über. Diese Spannungsspitze kann als Singularität infolge numerischer Abbildung der Geometrieänderung bewertet werden. Links grenzen an das Spannungsplateau geringe aber inhomogene Spannungen an, welche auf die Ausbildung hoher plastischer Dehnungen infolge Rissbildung zurückzuführen sind. Das Spannungsplateau selbst ist der Bereich, in dem die einwirkende Last von der Schubrippe in den Grout übertragen wird. Kommt es in diesem Bereich zu einer großflächigen Schädigung ($D \geq 1$), wie sie in Abbildung II-43, oben rechts blaue Kurve zu erkennen ist, so ist mit Materialausspülungen zu rechnen.

Eine detailliertere Beschreibung des Vorgehens und ein Vergleich dieses Ansatzes mit den Ergebnissen der Großversuche W1 bis W4 finden sich in (Raba, 2018).

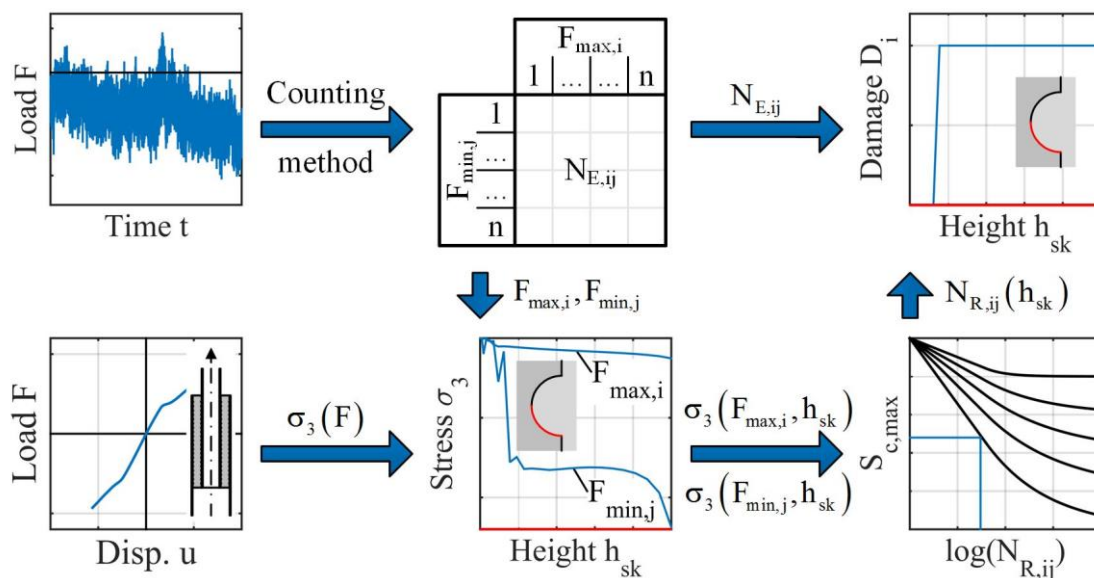


Abbildung II-43: Schematische Darstellung des Verfahrens zur Ermüdungsbemessung von unter Wasser liegenden Grout-Verbindungen (Raba, 2018)

5. Verwendung von Zementsuspension als Füllmaterial in Grout-Verbindungen - IfS

Neben Untersuchungen von hochfesten Vergussmörteln (BASF Masterflow 9500 und Densit Ducorit S5) wurden ergänzende Untersuchungen von Grout-Verbindungen mit Zementsuspension durchgeführt. Zementsuspension wird bereits seit Längerem in der Öl- und Gasindustrie eingesetzt, um Rohr-in-Rohr-Steckverbindungen zu realisieren. Zementleimsuspensionen haben den Vorteil, dass sie im Installationsprozess billiger sind, da sie eine weniger aufwendige Aufbereitung benötigen. Weiter sind Zementsuspensionen genormte Baustoffe, die in verschiedenen Industriezweigen zum Einsatz kommen und ständigen Qualitätskontrollen unterliegen. Sie neigen in geringerem Maße zu Pump-Blockaden, da keine Gesteinskörnung enthalten und somit eine hohe Fließfähigkeit gegeben ist. Aufgrund der deutlich unterschiedlichen Belastungssituationen von Öl- oder Gasplattformen und Offshore-Windenergieanlagen, war es ein Ziel des Forschungsvorhabens die Anwendung von Zementsuspension für die Anwendung in Grout-Verbindungen von Offshore-Windenergieanlagen zu untersuchen. Um eine gute Vergleichbarkeit zwischen Zementsuspension und hochfestem Vergussmörtel zu erlangen, wurden Kleinversuche entsprechende Kapitel 1.1 (Tragfähigkeitsversuche unter trockenen Umgebungsbedingungen und Ermüdungsversuche unter trockenen und nassen Umgebungsbedingungen) und Großversuche entsprechend Kapitel 2.1 (in Anlehnung an W3 und W4 unter nassen Umgebungsbedingungen und Druckschwellbelastung) durchgeführt. Aufgrund der unterschiedlichen Belastungsszenarien der Großversuche W1, W2 und W3, W4 hat der Vergleich zwischen Vergussmörtel und Zementsuspension zwischen Densit Ducorit S5 und CEM III/B 42,5 LLH/SR/NA (OPC-Grout) stattgefunden. Der gewählte OPC-Grout wurde nach ersten Vergleichen verschiedener Zementsuspensionen des Institutes für Baustoffe (Kapitel 9.4) anhand von Rissbildung und Temperaturentwicklung bereits frühzeitig als die geeignetste Zementsuspension beurteilt. Im Nachhinein stellte sich CEM I 52,5 R-SR3/NA(2) als geeigneter heraus.

5.1 Materialeigenschaften

Wie auch bei den Versuchen mit hochfesten Vergussmörteln, wurden während der Verfüllung der Prüfkörper die Fließfähigkeit der eingebrachten Zementsuspension dokumentiert, vgl. Abbildung II-44. Entsprechend Kapitel 9.5 wurde für eine fachgerechte Herstellung der Zementsuspension eine spezielle Suspensionsmischanlage der Firma MAT Mischanlagentechnik verwendet. Diese ermöglichte sehr gute Durchmischungen und damit sehr homogene Materialeigenschaften. Trotz fehlender Gesteinskörnung liegen die Setzfließmaße des OPC mit ca. 80 cm nahe denen der Vergussmörtel.

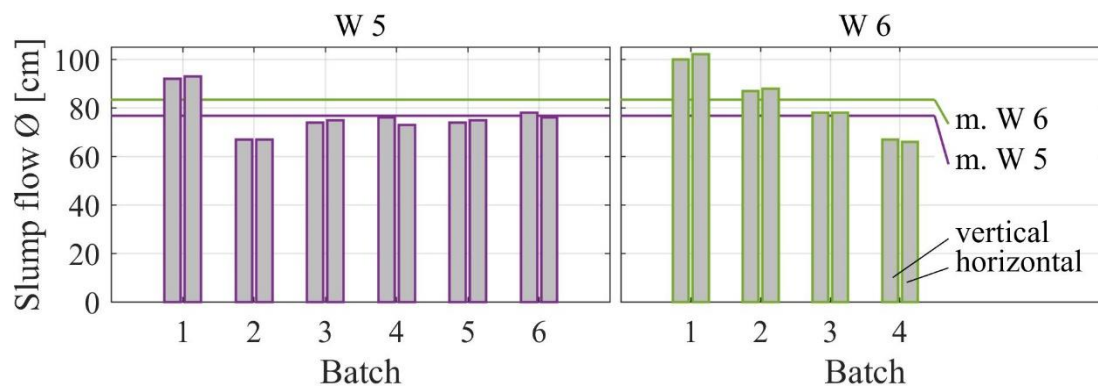


Abbildung II-44: Setzfließmaße des CEM III/B 42,5 LLH/SR/NA während des Verfüllprozesses

Während des Verfüllens der Großversuchskörper konnte mit zunehmendem Fortschritt des Prozesses eine leichte Form der Entmischung von Zementleim und Wasser („Blutens“) beobachtet werden, vgl. Abbildung II-45.

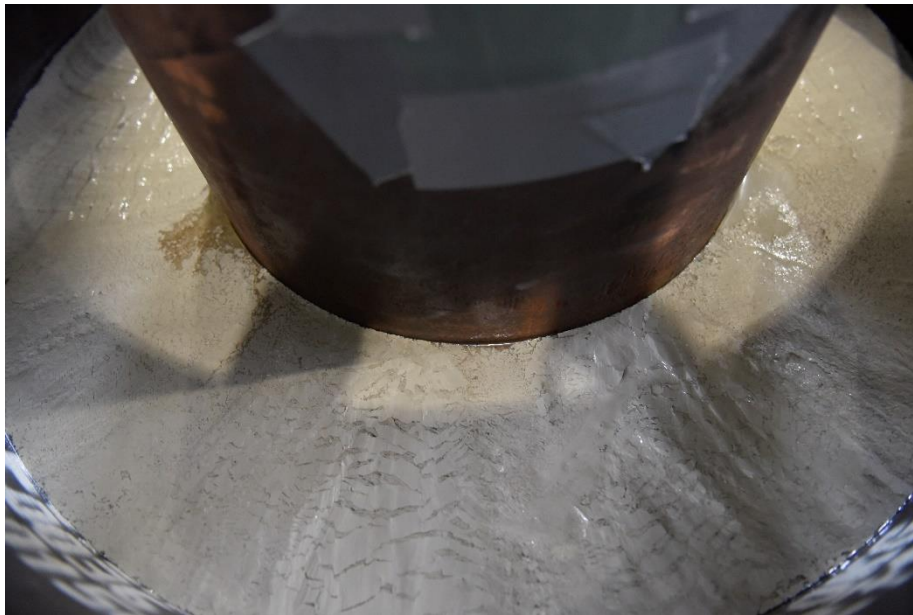


Abbildung II-45: Blüten der Zementsuspension während des Verfüllprozesses

Um die Materialfestigkeiten des eingebauten Materials zu dokumentieren, wurden, wie bei den vorherigen Versuchen auch, Probekörper (Würfel und Prismen) während des Verfüllens hergestellt. Die Testergebnisse der Druckfestigkeitsprüfungen der Zementsuspension zeigten teilweise deutliche Streuungen. Mit zunehmendem Alter der Zementsuspension wurden jedoch Festigkeiten von bis zu 80 MPa erreicht, vgl. Abbildung II-46.

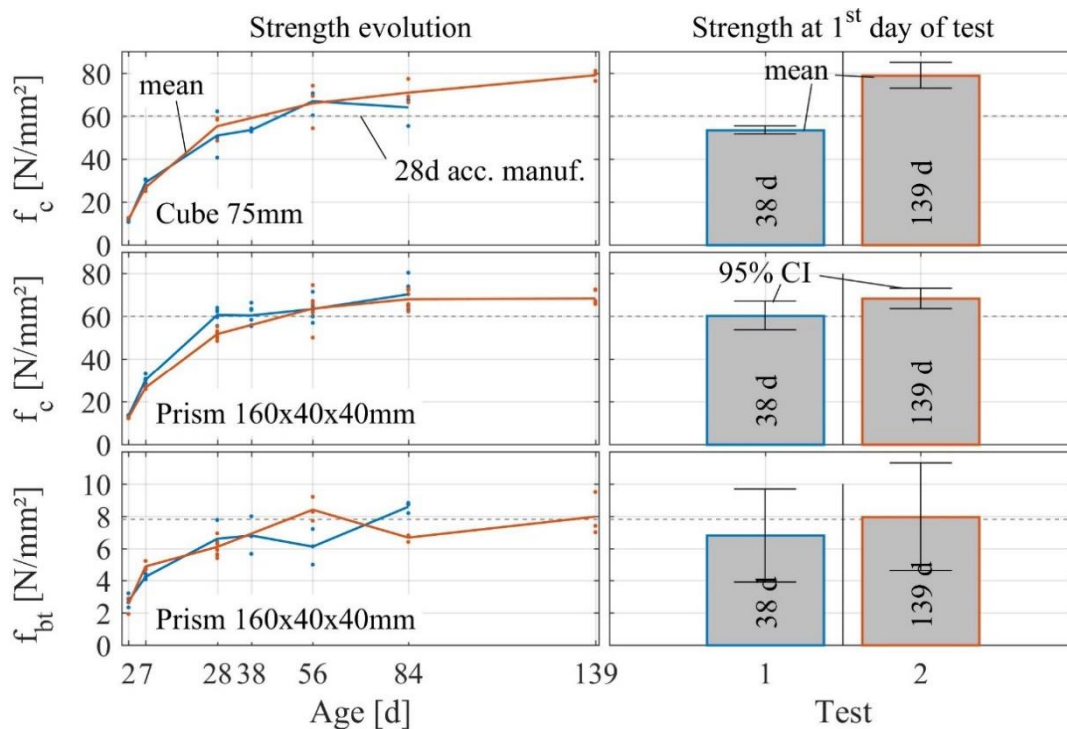


Abbildung II-46: Festigkeitsentwicklung OPC-Grout für die Großversuche W5 und W6

5.2 Kleinversuche

Die kleinskaligen Traglastversuche mit Zementsuspension zeigten ein leicht unterschiedliches Last-Verschiebungs-Verhalten gegenüber den Verbindungen mit hochfesten Vergussmörteln. So wiesen alle durchgeführten Versuche eine anfängliche Stauchung im Bereich kleiner Lasten auf, vgl. Abbildung II-47. Nach dieser anfänglichen Stauchung stabilisierte sich das Tragverhalten. Ein linear-elastischer Bereich schloss sich an, der sich bis auf ca. 83 % der Traglast erstreckte. Mit Erreichen von F_{elast} kam es zu einem abrupten Steifigkeitsabfall. Die Axialbelastung konnte noch weiter bis zur Traglast F_{ULS} gesteigert werden. Gegenüber den hochfesten Vergussmörteln zeigte sich ein spröderes Versagensverhalten. Der linear-elastische Bereich belief sich auf nur ca. 71 % der Traglast, vgl. Abbildung II-48. Der beobachtete Abfall der Steifigkeit fällt beim OPC im Vergleich zum Densit Ducorit S2 deutlich stärker aus.

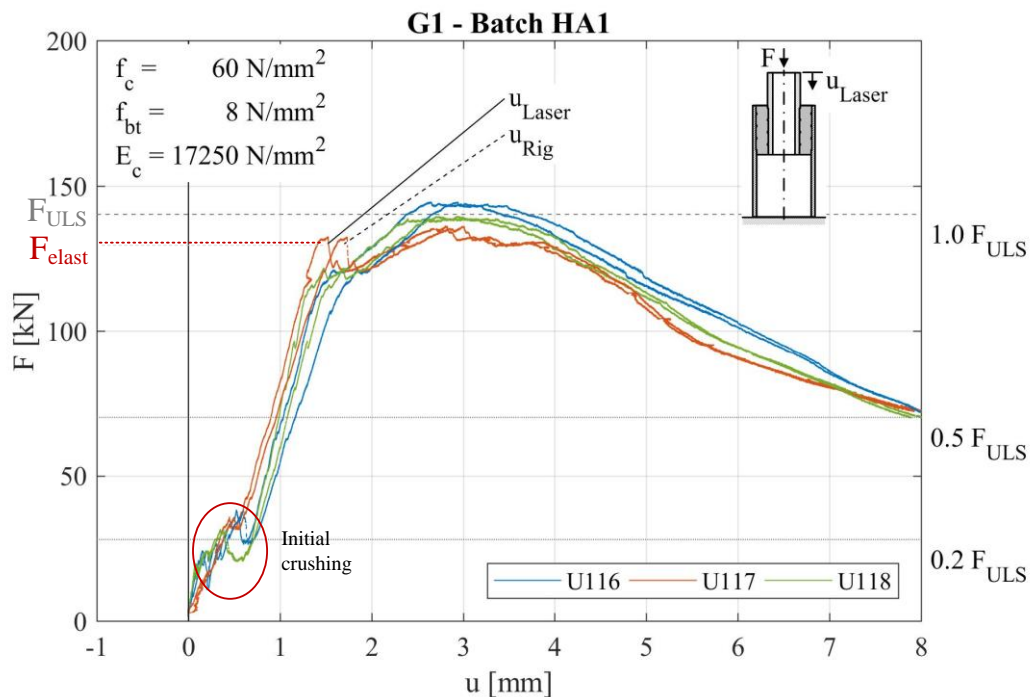


Abbildung II-47: Last-Verschiebungs-Verläufe der kleinskaligen Traglastversuche mit Holcim Aqua 4

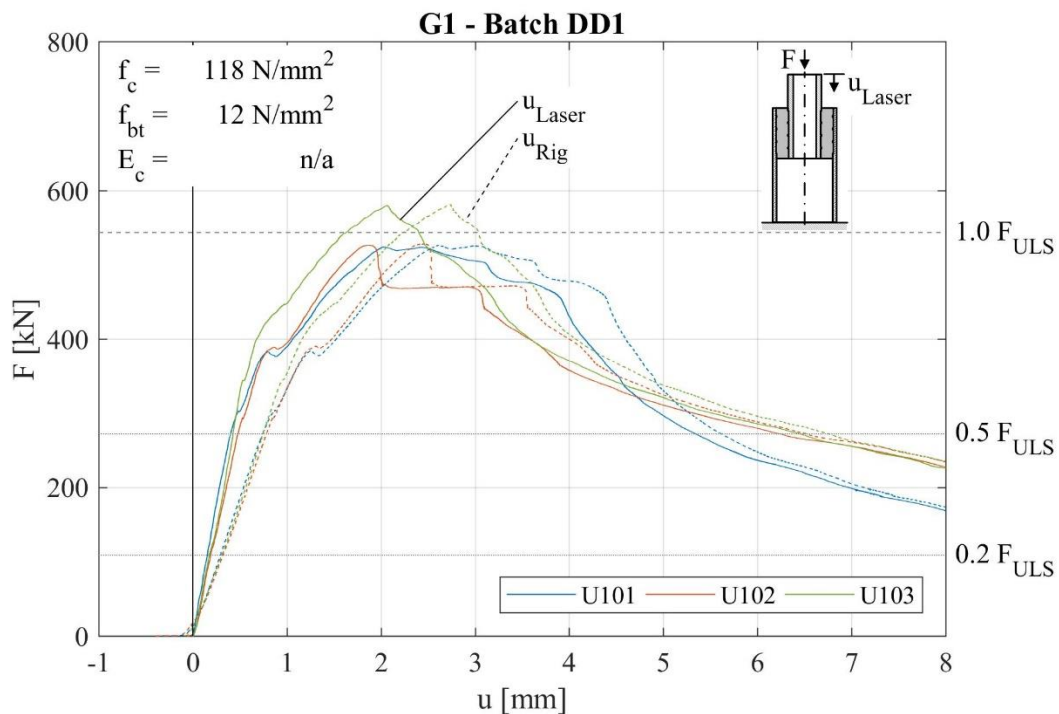


Abbildung II-48: Last-Verschiebungs-Verläufe der kleinskaligen Traglastversuche mit Densit Ducorit S2

Eine Gegenüberstellung der Materialfestigkeiten und der erreichten Traglasten zeigte keinen eindeutigen Zusammenhang zu den Eigenschaften des Füllmaterials. Das Tragfähigkeitsverhältnis betrug im Mittel $F_{\text{HA4}}/F_{\text{Densit}} = 140 \text{ kN}/543 \text{ kN} \approx 25 \%$. Die Tragfähigkeit der Grout-Verbindung mit hochfestem Vergussmörtel ist damit knapp viermal größer als die mit Zementsuspension ($\approx 1:4$). Demgegenüber beträgt die Druckfestigkeit des Densit Ducorits S2 lediglich das Zweifache der Druckfestigkeit der Zementsuspension ($\approx 1:2$). Das spröde Materialverhalten und der deutlich stärker ausfallende Steifigkeitsverlust nach Erreichen von F_{elast} begründen sich in der Homogenität der Zementsuspension, welches zu diffusen Rissbildern und geringen Verzahnungen in den entstandenen Rissen durch fehlende Gesteinskörnung führt, vgl. Abbildung II-49 (oberer Bereich). Generell zeigten sich jedoch ähnliche Rissbilder. Druckstreben bildeten sich in Neigungswinkeln zwischen 30 und 50° aus.

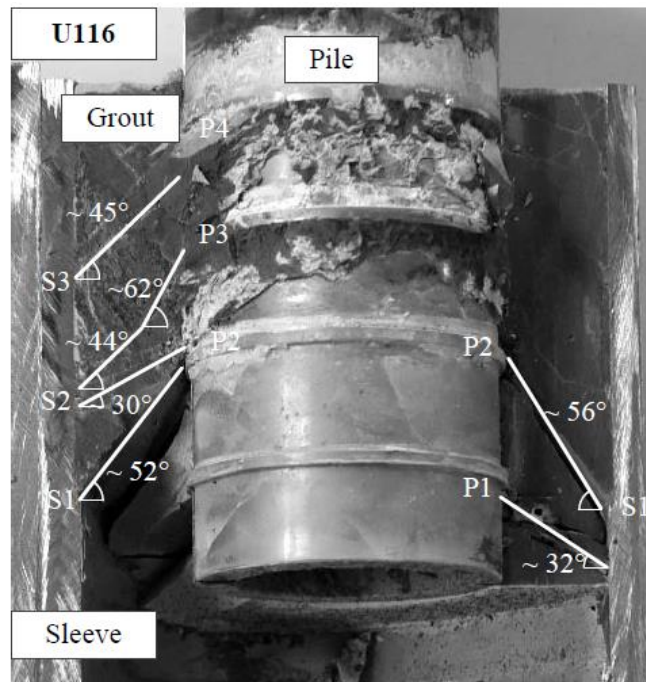


Abbildung II-49: Rissbild eines mit OPC gefüllten Prüfkörpers nach dessen Tragfähigkeits-test

Demgegenüber zeigten die kleinskaligen Ermüdungsversuche ein eher widersprüchliches Verhalten. Die Versuchsergebnisse von Geometrie 1 (kleiner Grout-Spalt) wiesen im Vergleich zum Densit Ducorits S5 eine höhere ertragbare Lastspielzahl im Bereich großer Lasten ($S = F_{\max}/F_{ULS} = 0,5$) auf. Im Bereich niedriger Lasten ($S = 0,2$) wurden jedoch deutlich weniger Lastwechsel ertragen. Obwohl die Versuchsanzahl keine statistisch abgesicherte Grundlage für eine Wöhlerkurve bietet wurde anhand der geführten Versuche Wöhlerlinien erzeugt, vgl. Abbildung II-50 (kleiner Grout-Spalt) und Abbildung II-51 (großer Grout-Spalt). Aufgrund der deutlich unterschiedlichen Ermüdungsfestigkeiten der Versuche sind dringend weitere Versuche erforderlich, um eine statistisch abgesicherte Bewertung zu ermöglichen. Das an den vorangegangenen Untersuchungen entdeckte lokale Zermürben des Grouts im Bereich der Schubrippen und dessen Ausspülung infolge von Pumpeffekten konnte auch bei den OPC-Verbindungen beobachtet werden. Detaillierte Darstellungen der einzelnen Versuchsergebnisse aus den Wöhlerkurven sind in Anhang A dargestellt.

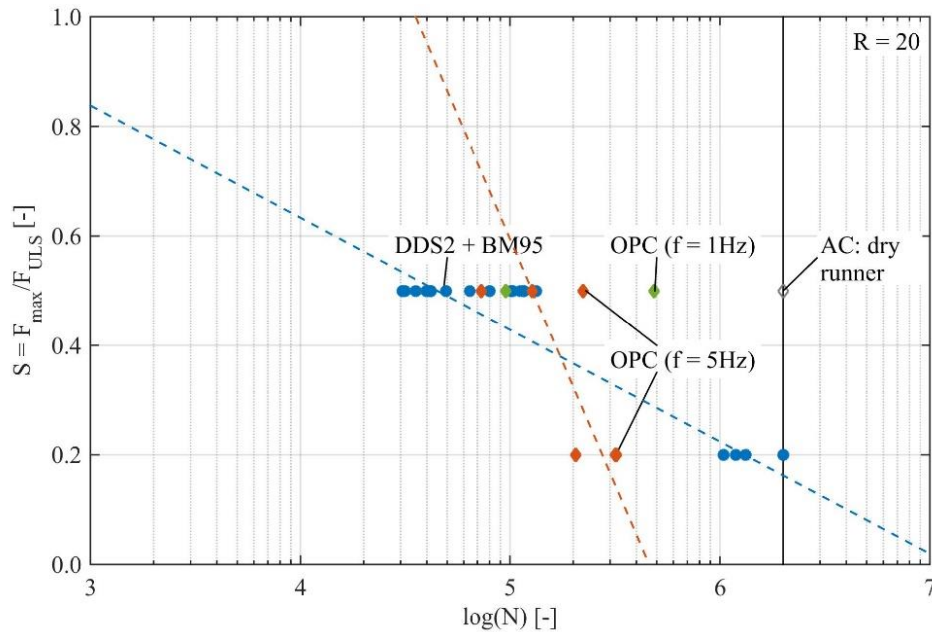


Abbildung II-50: Wöhlerlinie auf Grundlage von Kleinversuchen G1 (kleiner Grout-Spalt)

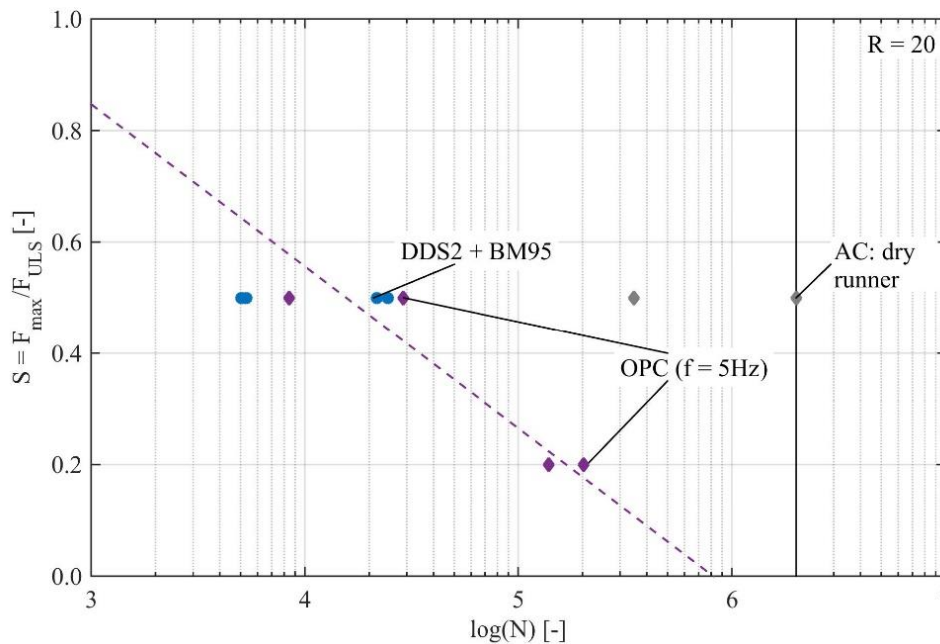


Abbildung II-51: Wöhlerlinie auf Grundlage von Kleinversuchen G2 (großer Grout-Spalt)

5.3 Großversuche

In Anlehnung an die großskaligen Versuche W3 und W4 wurde eine analoge Versuchsdurchführung für die OPC-Großversuche realisiert. Aufgrund der deutlich geringeren Traglasten aus den Kleinversuchen wurde die schrittweise Erhöhung der Axiallasten je Laststufe von 1 MN auf 250 kN reduziert. Diese Maßnahme wurde ergriffen, um ein Ermüdungsversagen herbeizuführen, ohne die Verbindung im ersten Lastschritt zu überlasten. Über eine feinere Aufgliederung der Laststufen war eine exaktere Bestimmung der Degradation möglich. So bestätigt zum Beispiel Großversuch W5 den Mehrwert einer reduzierten Laststufengröße, vgl. Abbildung II-52. Bereits nach Laststufe 3 (0 / - 750 kN) wurde der Versuch auf Grund von Grenzwertüberschreitungen abgebrochen. Da derzeit keine Versagenskriterien für Grout-Verbindungen in Normen oder Richtlinien enthalten

sind, wurde sich im Falle der Großversuche W5 und W6 für ein Abschalten der Prüfmaschine bei einer Axialverschiebung von ≈ 2 mm während einer Laststufe entschieden. Damit sollte ermöglicht werden, neben den lokalen Auswaschvorgängen auch das Auftreten von Druckstrebenbrüchen zu untersuchen.

Ein Versagen der Verbindung kann wie in diesem Falle auch eine kontinuierliche Zunahme der Axialverformungen sein. In Abhängigkeit des Schubrippenabstandes führt das Durcharbeiten des Piles durch den OPC zwangsläufig zu einem Versagen der gesamten Verbindung, sobald der Schubrippenabstand überschritten wird. Bei einer kontinuierlichen Verformungszunahme von $17,9 \cdot 10^{-6}$ mm pro Zyklus wird - unter der Annahme einer konstanten Degradation - eine Verschiebung von 100 mm (Schubrippenabstand) nach etwa $6 \cdot 10^6$ Lastwechseln erreicht. Jedoch unterschätzt eine konstante Degradation nach Auffassung der Autoren die Schädigung. Mit zunehmender Axialverschiebung reduzieren sich die Abtragswinkel der Druckstreben. Ab einem gewissen Maß an Durchschiebung wird es zu einer Neuordnung der Druckstreben kommen. Dadurch beteiligen sich weniger Schubrippen am Lastabtrag und es kommt zu Spannungserhöhungen, die zu einer erhöhten Degradation führen.

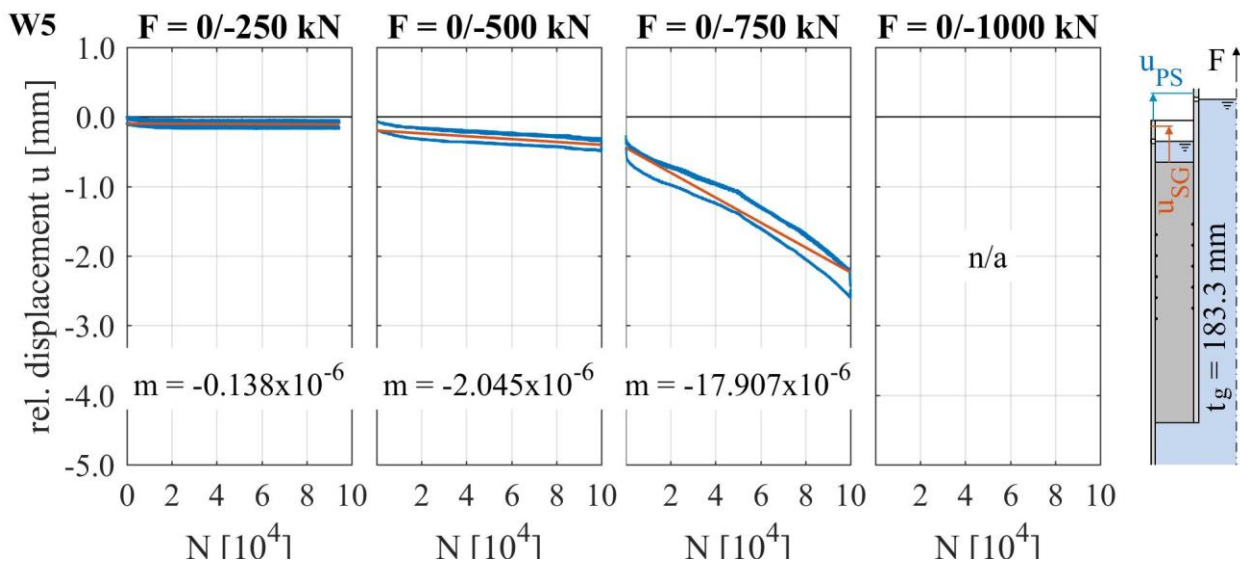


Abbildung II-52: Relativverschiebungsverlauf über die Laststufen für W5

Für eine exakte Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von axial beanspruchten Grout-Verbindungen ist ein einheitliches Grenzkriterium zu definieren und als einheitliche Grundlage für zukünftige Untersuchungen zu verwenden. Vorerst kann in drei Degradationszustände unterschieden werden.

1. **Keine Degradation:** Linear elastisches Materialverhalten; keine Verformungszunahme (konservativ)
2. **Moderate Degradation:** Kontinuierliche Verformungszunahme über die Lastwechselzahl (Limit nicht bekannt)
3. **Progressive Degradation:** Signifikante ansteigende Verformungszunahme mit zunehmender Lastwechselzahl (vgl. Laststufe 2 Versuchskörper W 3; unsicher)

Vergleichbare Verformungszunahmen zu W5 zeigten sich bei Versuchskörper W6, vgl. Abbildung II-53. In den ersten 4 Laststufen zeigte sich keine nennenswerte Verformungszunahme (Grenzkriterium 1). Aufgrund deutlicher Verformungszunahmen in den Laststufen 5 bis 7 (Grenzkriterium

2) wurde die Versuchsdurchführung von W6 bei einer Relativverschiebung von $u \approx 2$ mm abgebrochen.

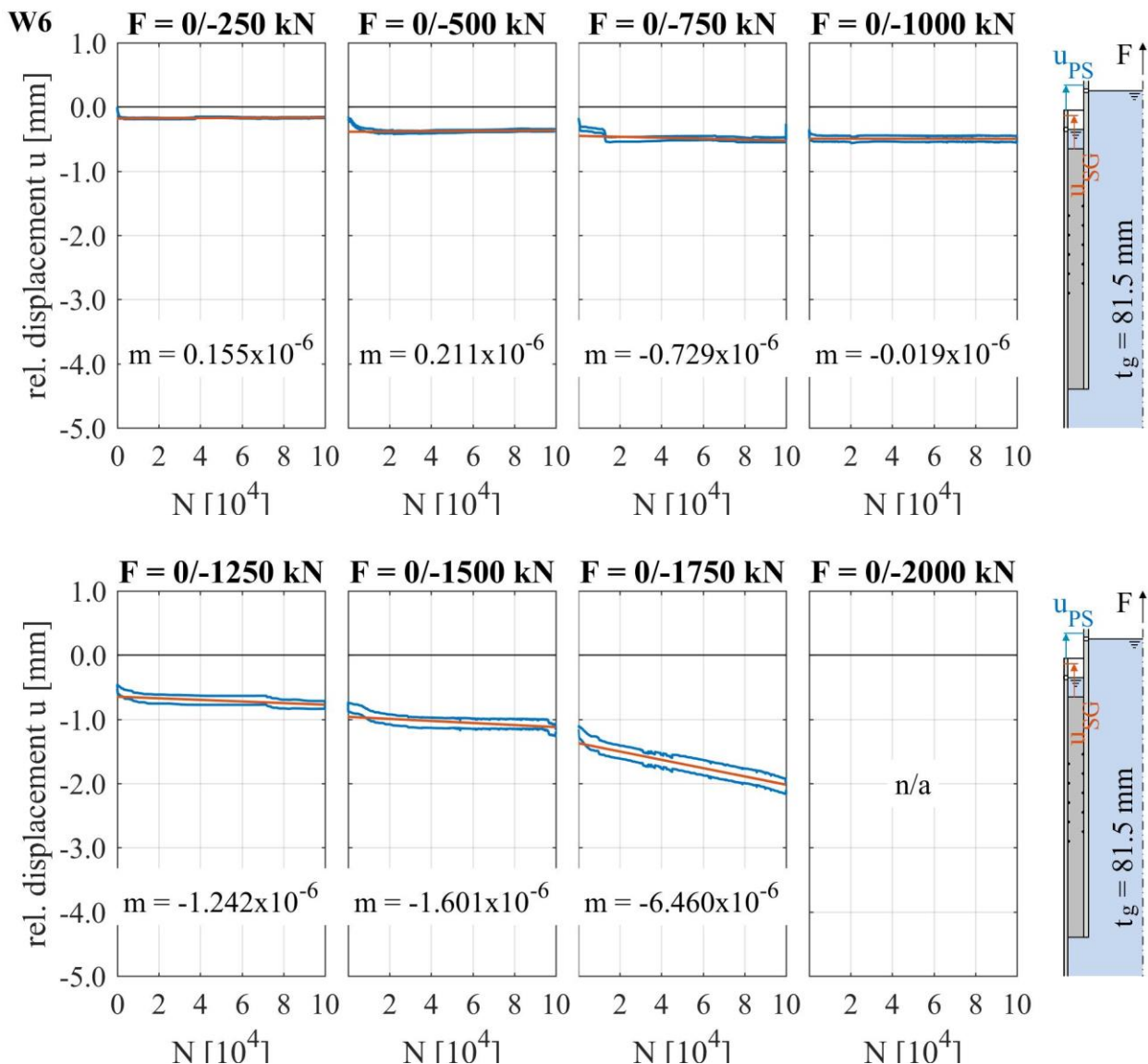


Abbildung II-53: Relativverschiebungsverlauf über die Laststufen für W6

Durch vergleichbare Degradationszustände in den Versuchen W3 (vgl. Abbildung II-29) und W4 (vgl. Abbildung II-30) kann eine Abschätzung des Ermüdungsfestigkeitsverhältnisses von OPC gegenüber hochfestem Vergussmörtel abgeleitet werden. Eine Zusammenstellung der Ergebnisse ist Tabelle 7 zu entnehmen. Das Verhältnis von 1:2 der Materialfestigkeiten des OPC-Grouts zu Densit Ducorit S5 spiegelt sich in ähnlicher Form in den Ermüdungsfestigkeiten wider. Zu bemerken ist jedoch die geringe statistische Sicherheit der Ergebnisse. Es wurden nur vier Großversuche durchgeführt, die untereinander in Relation gestellt wurden. Außerdem geben die nicht vorhandenen Grenzkriterien Spielraum für Ungenauigkeiten. Es handelt sich hierbei lediglich um eine erste Einschätzung seitens der Autoren.

Tabelle 7: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit von W3 bis W6

Specimen	Degradation [mm/cyc]	Axial load [MN]
DD G1	$-2.5 \cdot 10^{-6}$	1
DD G2	$-6.7 \cdot 10^{-6}$	3
HA4 G1	$-2.0 \cdot 10^{-6}$	0.5
HA4 G2	$-6.5 \cdot 10^{-6}$	1.75

Nach dem Öffnen der Versuchskörper W5 und W6 zeigte sich, dass die gemessenen Relativverschiebungen äquivalent zu den lokalen Ausspülungen des OPC im Bereich der Schubrippen sind. Dank des frühzeitigen Versuchsabbruchs zeigte sich deutlich, dass die in vorherigen Versuchen beobachteten Druckstrebenbrüche das Ermüdungsverhalten von Grout-Verbindungen nicht maßgebend beeinflussen, sondern zum Zeitpunkt einer fortgeschrittenen Degradation oder Überbelastung in schädigender Weise auftraten. Leichte Risse waren ebenfalls im OPC erkennbar, wobei das diffuse Rissbild aus den Kleinversuchen teilweise bestätigt wurde. Das Ermüdungsversagen von OPC-Grouts wird somit maßgeblich durch das lokale Grout-Versagen im Bereich der Schubrippen charakterisiert.

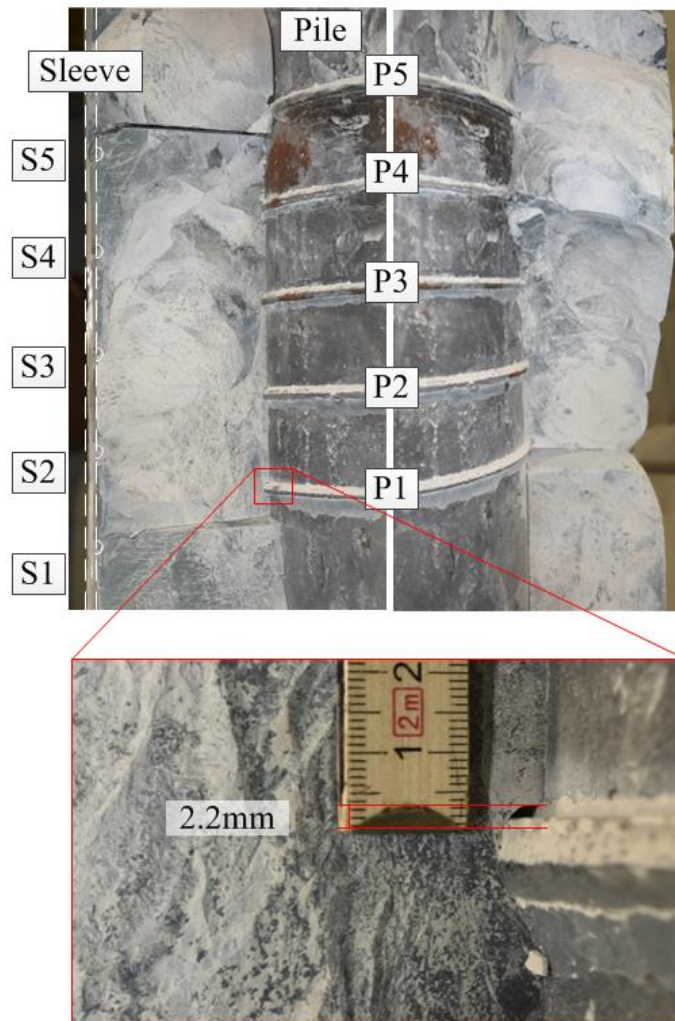


Abbildung II-54: Geöffneter Versuchskörper W5 (oben) und ein vergrößerter Ausschnitt des lokalen Zermürbens (unten)

Neben der Rissanalyse bestätigte sich unter anderem das während des Verfüllvorgangs beobachtete „Bluten“ des OPC (vgl. Kapitel 5.1) auch anhand der geöffneten Versuchskörper, vgl. Abbildung II-55. Beide Versuchskörper (W5 und W6) wiesen Entmischungen von 1,5 bis 2 mm an der Oberseite des Grout-Körpers auf.



Abbildung II-55: Entmischungen am oberen Abschluss des Grout-Körpers

Des Weiteren konnten Risse, die während der Versuchsdurchführung entstanden sind, von nachträglich entstandenen Rissen unterschieden werden. Die Bruchfläche von frischen Brüchen waren tief bläulich-schwarz eingefärbt, wohingegen sich feine Partikel des ausgewaschenen Materials (weiß) in Rissen während der Versuchsdurchführung abgelagert hatten, vgl. Abbildung II-56. Die Hauptfließwege verliefen von den Hohlräumen an den Schubrippen hin zu den großen Fugen am Pile, wo sich der Verbund bereits gelöst hatte.

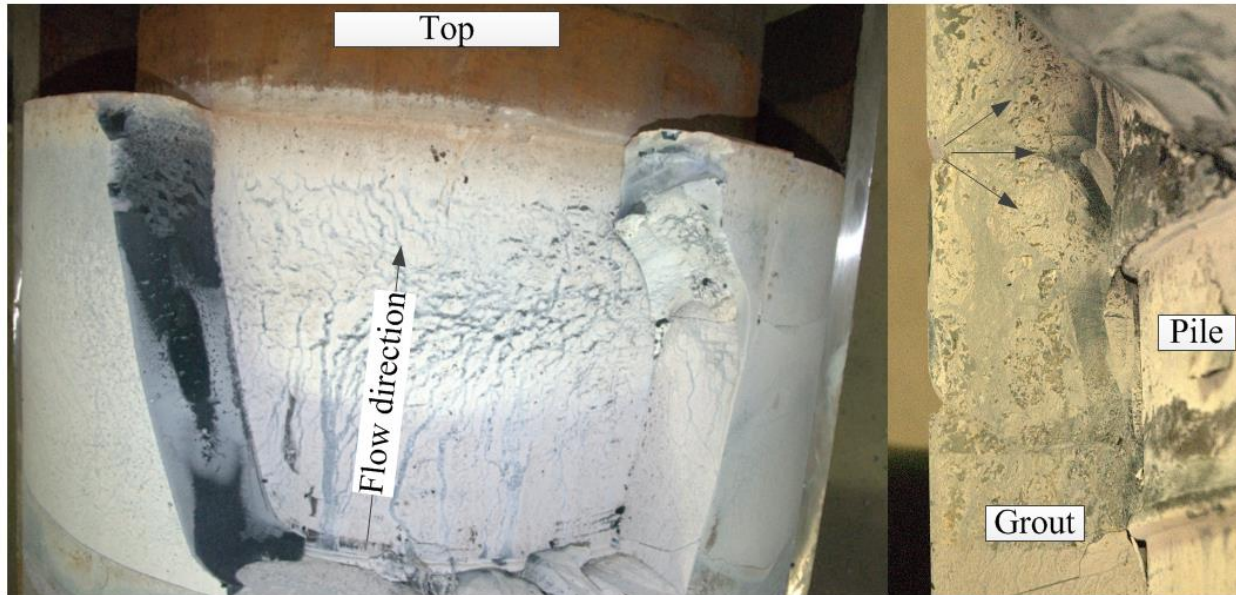


Abbildung II-56: Fließwege des eingedrungenen Wassers bei Versuchskörper W5 (links) und W6 (rechts)

6. Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und abschließende Beurteilung zum Trag- und Ermüdungsverhalten - IfS

6.1 Wichtigste Erkenntnis

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde das Trag- und Ermüdungsverhalten von axialbelasteten Grout-Verbindungen für die Offshore-Windenergie experimentell und numerisch ermittelt. Zur Feststellung des Einflusses der Grout-Spaltmaße wurden zwei unterschiedliche Versuchskörpergeometrien anhand realer Bauwerke entsprechend für Kleinversuche auf den Maßstab $\approx 1:10$ und für die Großversuche auf den Maßstab $\approx 1:3$ skaliert. Die Untersuchungen ergaben deutlich reduzierte Trag- und Ermüdungsfestigkeiten beim größeren Grout-Spaltmaß. Als signifikanter Einflussparameter wurde das Verhältnis zwischen Grout-Spaltstärke und Schubrippenanordnung identifiziert. Dieses beeinflusst die Abtragwinkel der Druckstreben. Zu flache Abtragwinkel führen zu einer geringeren Anzahl an aktiv am Lastabtrag beteiligten Schubrippen.

Der Wassereinfluss führt zu signifikant reduzierten Ermüdungsfestigkeiten. Das lokal an den Schubrippen zermürbte Grout-Material wird durch eindringendes Wasser und durch den unter zyklischer Belastung erzeugten Pumpmechanismen aus der Verbindung transportiert. Durch das fortwährende Ausschwemmen des zermürbten Grout-Materials kann keine „lastumlagernde“ Wirkung, wie unter trockenen Bedingungen identifiziert, stattfinden. Es kommt zum Durcharbeiten des Piles durch die Verbindung. Dieser Mechanismus tritt bei deutlich niedrigeren Lasten auf als bei der trockenen Verbindung und charakterisiert den Versagensprozess maßgeblich.

Wechselastbeanspruchungen führen im Zusammenhang mit dem wachsenden Spiel um die Schubrippen herum zu impulsartigen Beanspruchungen. Diese wirken sich äußerst schädigend auf die Ermüdungsfestigkeit aus und sind daher nach Möglichkeit zu vermeiden.

Um geringere Versuchsdauern realisieren zu können, wurden verschiedene Prüffrequenzen analysiert. Im Bereich von 0,3 bis 10 Hz zeigte sich ein proportionaler Zusammenhang zwischen Prüffrequenz und Ermüdungsfestigkeit. Bei gleichem Belastungsniveau vergrößerten sich mit zunehmender Prüffrequenz die Schädigungen.

Aufbauend auf den Untersuchungen zum Wassereinfluss und der in diesem Zusammenhang entdeckten Reduktion der Ermüdungsfestigkeit wurde ein Bemessungsvorschlag von (Raba, 2018) basierend auf nichtlinearen FE-Simulationen entwickelt. Eine vereinfachte Betrachtung der Problematik ist nicht zu empfehlen, da das komplexe Tragverhalten der Verbindung nicht ausreichend abgebildet werden kann.

Untersuchungen zur Anwendung von OPC-Grouts zeigten deutlich reduzierte Tragfähigkeiten. Ein möglicher Grund liegt in der reduzierten Verzahnung in den Rissflächen. Dadurch können nach Erreichen der elastischen Festigkeit F_{elast} nur noch geringe zusätzliche Beanspruchung aufgenommen werden. Dieses Phänomen spiegelt sich außerdem in einem spröderen Versagensverhalten wider. In zyklischen Untersuchungen des Ermüdungsverhaltens zeigte sich eine gute Übereinstimmung der beobachteten Versagensmechanismen zu den hochfesten Vergussmörteln. Lokales Zermürben und Ausspülen sowie Druckstrebenbrüche charakterisieren den Ermüdungsprozess. Die durchgeführten Großversuche deuten auf einen proportionalen Zusammenhang zwischen Material- und Ermüdungsfestigkeit hin.

6.2 Abschließende Beurteilung

Die im Forschungsvorhaben erlangten Erkenntnisse zeigen deutliche Defizite in den Bemessungsmethoden der aktuellen Richtlinien, die auf trockenen Versuchsrandbedingungen beruhen. Der Wassereinfluss wird signifikant unterschätzt. Des Weiteren erschwert die uneinheitliche Definition von Grenzkriterien den Vergleich eigener Messergebnisse mit Ergebnissen anderer Forschungsstellen. Daher wird für Grout-Verbindungen unter Wasser vorerst die Anwendung des konservativen Bemessungsansatzes nach (Raba, 2018) empfohlen. Für eine genauere Betrachtungen des Grenzzustandes 2 (siehe Kapitel 5.3) müssen die Auswirkungen der Degradation auf die Gesamtkonstruktion abgeschätzt werden und der Degradationsprozess selbst für große Verschiebungen bei konstantem Belastungsniveau untersucht werden.

Eine Anwendung von OPC in Grout-Verbindungen ist vorerst unkritisch zu sehen. Die aufgrund der geringeren Materialfestigkeit reduzierte Ermüdungsfestigkeit kann über längere Grout-Verbindungen und eine größere Anzahl an Schubrippen kompensiert werden. Diese reduzieren die Spannungsniveaus im Grout im Bereich der Schubrippen. Schlussendlich müssen für eine wirtschaftliche Lösung der geringere Installationsaufwand gegenüber den höheren Anforderungen an die Grout-Verbindung abgewägt werden.

7. Grout-Materialuntersuchungen - Institut für Baustoffe - IfB

7.1 Materialien und ihre Herstellung

Für die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Untersuchungen wurden fünf vorgefertigte Hochleistungsmaterialien (Grout-Materialien) verwendet, die sich in ihren Frisch- und Festmaterialeigenschaften unterscheiden. Sämtliche Produkte sind vorkonfektioniert auf dem freien Markt erhältlich. Die Materialien A, B und C, die als Hauptmaterialien ausgewählt wurden,

wurden im Detail untersucht, wohingegen an den Materialien D und E exemplarische Untersuchungen durchgeführt wurden. Der zur Herstellung der Materialien verwendete Wasserfeststoff-Wert (w/f-Wert) richtete sich nach den Herstellerangaben, wobei für die Hauptmaterialien (A-C) jeweils gemäß der Herstellerangabe der minimale und maximale w/f-Wert verwendet wurde. Als Anmachwasser wurde gewöhnliches Trinkwasser verwendet. Für die Herstellung der Materialien unter Berücksichtigung des w/f-Wertes wurde ein Zwangsmischer (Zyklus Gleichlaufzwangsmischer ZK 75 HE) eingesetzt. Sämtliche Materialien wurden für 8 min gemischt.

7.2 Charakterisierung der Grout-Materialien

Zur Charakterisierung der Materialeigenschaften wurden sowohl die Frisch- als auch die Festmaterialeigenschaften ermittelt. Zur Charakterisierung der Frischmaterialeigenschaften wurden für die Offshore-Anwendung verarbeitungsrelevante Materialkennwerte ermittelt. Folgende Materialkennwerte wurden in dem Zusammenhang ermittelt:

- Konsistenz gemäß DIN EN 12350-8
- T_{500} -Zeit (als Ersatzkenngröße für die Viskosität) gemäß DIN EN 12350-8
- Rohdichte gemäß DIN EN 12350-6
- Luftporengehalt gemäß DIN EN 1015-7
- Frischmaterialtemperatur DIN EN 12390-13
- Hydratationswärmeentwicklung gemäß DIN EN 196-9

Die Materialkennwerte der einzelnen Grout-Materialien wurden unter Laborbedingungen bestimmt und können Tabelle 8 entnommen werden.

Neben den Frischmaterialeigenschaften wurden für die Offshore-Anwendung relevante Festmaterialeigenschaften ermittelt. Folgende Materialkennwerte wurden im Rahmen der Materialcharakterisierung ermittelt:

- Druckfestigkeitsentwicklung gemäß DIN EN 12390-3 (Probekörpergeometrie: Würfel, Kantenlänge 75 mm)
- Biegezugfestigkeitsentwicklung gemäß DIN EN 1015-11 (Probekörpergeometrie: Prisma, 160 mm · 40 mm · 40 mm)
- Rohdichte gemäß DIN EN 12390-7
- Elastizitätsmodul gemäß DIN EN 12390-13 (Probekörpergeometrie: Zylinder, D = 150 mm, Höhe = 300 mm)

Die Probekörper wurden gemäß DIN EN 12390-2 bis zur Prüfung unter Wasser gelagert. Die Prüfung der Materialkennwerte erfolgte unter Laborklima.

7.2.1 Frischmaterialeigenschaften

In Anbetracht der in Tabelle 8 aufgeführten Frischmaterialkennwerte wird ersichtlich, dass sich die Materialien nicht nur in ihren Fließeigenschaften unterscheiden, sondern vor allem in ihrer Hydratationswärmeentwicklung. Grundsätzlich kann festgehalten werden, dass sich Materialien hinsichtlich ihrer Verarbeitbarkeit besser eignen, je höher das Setzfließmaß und je geringer die Viskosität (t_{500} -Zeit) ist, wobei dabei eine ausreichend hohe Mischungsstabilität vorausgesetzt werden muss.

Tabelle 8: Mittelwerte der Frischmaterialkennwerte (Werner, 2017)

Material	Setzfließmaß [mm]	t_{500} -Zeit [s]	LP-Gehalt [%]	Frischmaterial- rohddichte [kg/dm ³]	Frischmaterial- temperatur		Temperatur (teiladiabat) max. [°C]
					min. [°C]	max. [°C]	
A	760	6,4	3,1	2,409	20,8	35,0	52,4
B	870	5,0	1,5	2,397	19,6	30,2	59,6
C	850	4,0	2,5	2,486	24,0	32,3	72,2
D	850	2,8	3,8	2,281	23,9	26,7	50,9
E	880	3,6	2,6	2,338	31,6	32,8	66,3

Zusätzlich wurde die Konsistenzhaltung (zeitvariante Fließfähigkeit) der Hauptmaterialien durch die Bestimmung des Setzfließmaßes ermittelt. Für Grout-Materialien wird üblicherweise gefordert, dass diese für eine Zeit von bis zu 300 min nach Wasserzugabe verarbeitbar sein müssen. Die Ergebnisse zur Konsistenzhaltung der Hauptmaterialien in Abhängigkeit des minimalen und des maximalen w/f-Wertes können Abbildung II-57 entnommen werden.

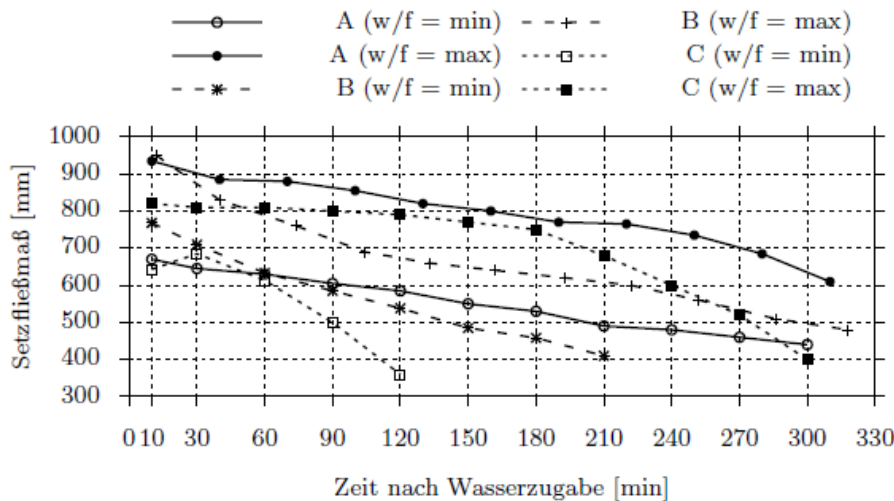


Abbildung II-57: Konsistenzhaltung der Hauptmaterialien (Werner, 2017)

Es ist ersichtlich, dass die Materialien B und C unter Verwendung des minimalen w/f-Wertes im Gegensatz zu den anderen Materialien deutlich an Fließfähigkeit verlieren. Eine Verarbeitung der vorliegenden Grout-Materialien ist nicht über eine Zeit von 300 min möglich.

7.2.2 Festmaterialeigenschaften

Druckfestigkeitsentwicklung

Eine Grundanforderung eines Grout-Materials ist eine hohe Früh- sowie eine hohe Endfestigkeit, wobei sich die Endfestigkeit auf die Druckfestigkeit 28 Tage nach der Herstellung bezieht. Abbildung II-58 stellt die Druckfestigkeitsentwicklung der ausgewählten Grout-Materialien bis zu einem Prüfalter von 730 Tagen gegenüber. Grundsätzlich liegt die Druckfestigkeit sämtlicher Materialien über der charakteristischen Druckfestigkeit der Druckfestigkeitsklasse C100/115. Damit können die Grout-Materialien als hochfest bezeichnet werden.

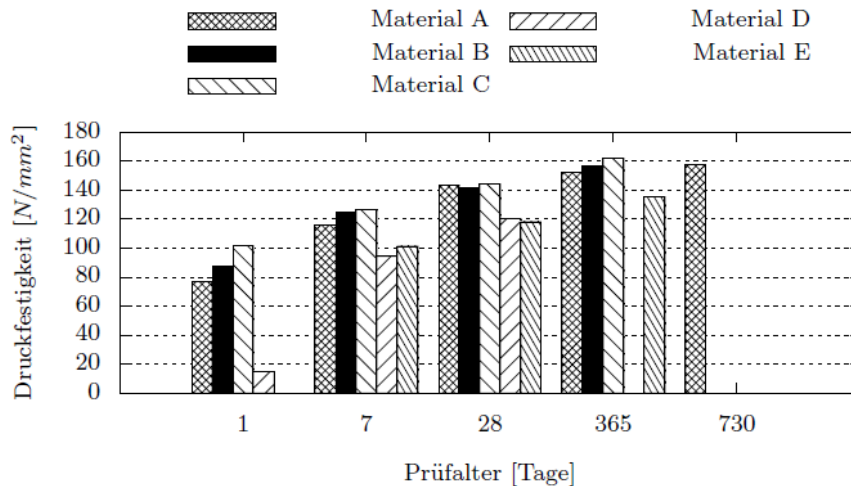


Abbildung II-58: Entwicklung der Druckfestigkeit über die Zeit (Werner, 2017)

Die Hauptmaterialien (A-C) zeigen eine hohe Frühfestigkeit nach einem Tag, wobei Material C die höchste und Material A die geringste Frühfestigkeit zeigten. Die 28-Tage-Festigkeit lag bei allen drei Hauptmaterialien im Schnitt bei 140 N/mm². Die Festigkeitszunahme der Hauptmaterialien gemessen nach 365 Tagen liegt bei ungefähr 10 % gegenüber der 28-Tages-Festigkeit. Nach weiteren 365 Tagen, exemplarisch am Material A gemessen, ist keine signifikante Festigkeitserhöhung feststellbar. Die Materialien D und E zeigen deutlich geringere Früh- und Endfestigkeiten im Gegensatz zu den Hauptmaterialien. Die Frühfestigkeit von Material D liegt bei < 20 N/mm². Die charakteristischen Druckfestigkeiten (nach 28 Tage) der Materialien D und E liegen mit ca. 120 N/mm² in etwa 15% unterhalb der Festigkeiten der Hauptmaterialien.

Biegezugfestigkeitsentwicklung

Neben der Druckfestigkeit wurde auch die zeitliche Entwicklung der Biegezugfestigkeit für sämtliche Materialien ermittelt (vgl. Abbildung II-59).

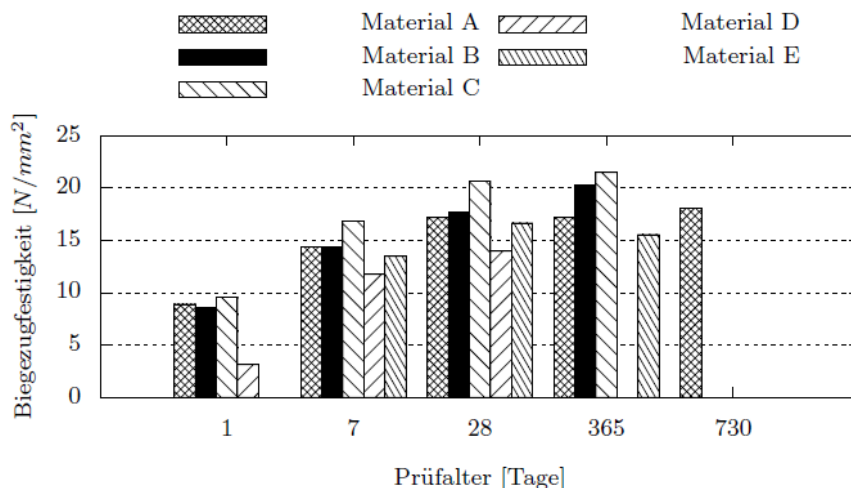


Abbildung II-59: Entwicklung der Biegezugfestigkeit über die Zeit (Werner, 2017)

Im Gegensatz zu der zeitlichen Entwicklung der Druckfestigkeit sind deutlichere Unterschiede in den Festmaterialeigenschaften der einzelnen Materialien hinsichtlich ihrer Festigkeit unter Biegung festzustellen. Material C zeigt im gesamten zeitlichen Verlauf die höchsten Biegezugfestig-

keiten. Die Materialien A und B zeigen bis zu einem Prüfalter von 28 Tagen vergleichbare Festigkeiten. Die Materialien D und E liegen mit ihrer Biegezugfestigkeit zu jedem Prüfzeitpunkt unterhalb der Biegezugfestigkeit der Hauptmaterialien.

Elastizitätsmodul

Der stabilisierte Elastizitätsmodul (E-Modul) der Grout-Materialien kann Tabelle 9 entnommen werden. Der Tabelle ist zu entnehmen, dass der E-Modul sämtlicher Materialien größer als 40.000 N/mm² ist, wobei Material B mit knapp über 50.000 N/mm² mit Abstand den höchsten E-Modul nach 28 Tagen aufweist. Damit ist der E-Modul der Grout-Materialien vergleichbar mit dem von hochfesten Beton.

Tabelle 9: Stabilisierter Elastizitätsmodul nach 28 Tagen (Werner, 2017)

Material	$E_{C,S}$ [N/mm ²]
A	44000
B	50400
C	43300
D	44670
E	41900

8. Materialuntersuchungen zur Sicherstellung der Einbauqualität von Grout-Material im Offshore-Einsatz - IfB

8.1 Voruntersuchungen – kleinmaßstäbliche Verfüllversuche

Die kleinmaßstäblichen Verfüllversuche dienten als Vorversuche zur Konzipierung des großmaßstäblichen Verfüllversuchsstandes. Dabei sollten grundsätzliche Phänomene, die sich aus dem Verfüllprozess ergaben, systematisch unter kontrollierbaren Laborbedingungen untersucht werden. Die Versuchsreihen im Rahmen der Voruntersuchungen sollten eine zielgerichtete Entwicklung des Großversuchsstandes und die Entwicklung eines effizienten Versuchsplans ermöglichen. Das Hauptaugenmerk bei der Durchführung der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche lag zum einen bei der Ausbildung der Festmaterialeigenschaften in Abhängigkeit von Störeinflüssen (z.B. Wassereinfluss) und zum anderen bei der Beurteilung der Frischmaterialeigenschaften während des Verfüllprozesses (z. B. Selbstnivellierung, Entmischungsverhalten). Die Verfüllversuche wurden grundsätzlich in planmäßige Verfüllversuche und in Störfallsimulationen unterteilt. Bei den planmäßigen Verfüllversuchen wurde der Versuchsstand ohne Unterbrechung verfüllt. Neben den planmäßigen Verfüllversuchen wurden drei Störfallszenarien simuliert, die in Abschnitt 9.1.5 beschrieben werden.

8.1.1 Laborversuchsstand für kleinmaßstäbliche Verfüllversuche

Der Laborversuchsstand zur Durchführung von Verfüllversuchen besteht aus einer rechteckigen Schalung mit einer durchsichtigen Acrylglascheibe (Frontseite) und einer Fördereinheit. Die Prüfschalung weist eine Höhe von 1,5 m und eine Breite von 0,6 m auf. Das Spaltmaß (Abstand zwischen Vorderseite und Rückseite) wurde für die Versuche auf 4,5 cm festgelegt, kann aber variabel angepasst werden. Laut Regelwerken ist bei Grouted Connections mit keinen kleineren Spaltmaßen zu rechnen, sodass das Verfüllen eines solch kleinen Spaltmaßes die höchste Anforderung hinsichtlich der Fließeigenschaften an ein Grout-Material stellt. Die Rückseite (Mehrschichtplatte) ist mit zwei halbrunden Schubrippen (D = 20 mm) versehen, sodass Phänomene (z.B. Ablagerungen von entmischtem Material), die aus dem Verfüllprozess entstehen, betrachtet

werden können. Der Einfüllstutzen an dem der Pumpenschlauch (D = 1 Zoll) der Fördereinheit angeschlossen wird, befindet sich mittig in einer Höhe von 10 cm (vgl. Abbildung II-60). Als Fördereinheit wurde eine Mörtelpumpe (Förderpumpe der Firma PFT, Typ ZP 3 XL FU 400 mit einem Rotor vom Typ R 7-3 S) verwendet.

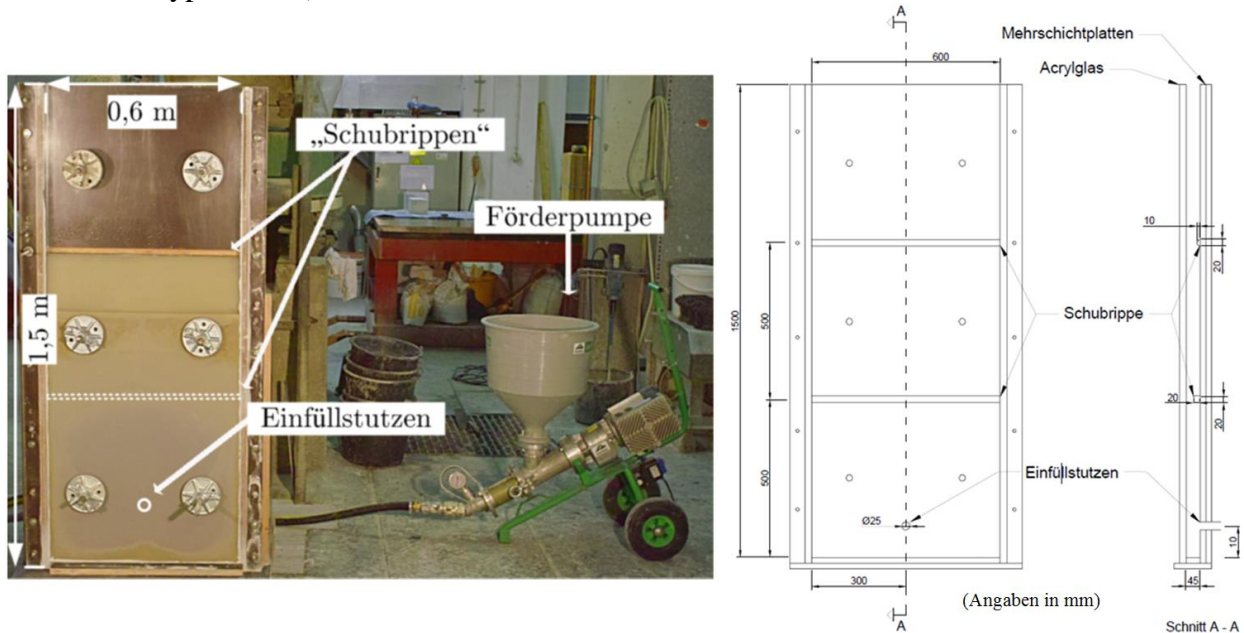


Abbildung II-60: Foto des Laborversuchsstandes (links) und Konstruktionszeichnung mit Bemaßung (rechts) (Werner, 2017)

Der Prüfstand ist wasserdicht konzipiert, sodass auch unter Wasser liegende Grouted Connections simuliert werden können.

8.1.2 Versuchsdurchführung der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche

Die Grout-Materialien wurden für die kleinmaßstäblichen Verfüllversuche mit den jeweiligen minimalen und den maximalen w/f-Werten (gemäß Herstellerangaben) mit einem Zwangsmischer unter Verwendung von Trinkwasser für insgesamt 8 min angemischt. Der Versuchsstand wurde in Abhängigkeit des Versuchsprogramms (vgl.

Tabelle 10 und Tabelle 14) mit Wasser befüllt oder nicht. Mit der Fördereinheit wurde der Versuchstand auf mittlerer Drehzahl verfüllt. Der Verfüllprozess wurde durch die transparente Frontseite beobachtet. Nach ca. 24 Stunden Aushärtung des Materials wurde der Prüfstand entschalt. Aus den erhärteten Wänden wurden prismatische Probekörper mit den Abmessungen 40 mm · 40 mm · 160 mm herausgesägt. Die Probekörper wurden anschließend bis zur Prüfung, die nach 7 Tagen stattfand, unter Wasser gelagert. Um den Einfluss des Verfüllprozesses auf die Materialeigenschaften zu erfassen, wurden Referenzprobekörper mit den gleichen Abmessungen (40 mm · 40 mm · 160 mm) aus derselben Frischmaterialprobe hergestellt und bis zur Prüfung, 7 Tage nach der Herstellung, unter Wasser im Laborklima gelagert.

8.1.3 Beurteilungskriterien der Einbauqualität

Für die Auswertung der Verfüllversuche wurde die Druckfestigkeit der aus den Wänden herausgesägten Probekörper ermittelt und auf die mittlere Festigkeit der Referenzprobekörper bezogen (relative Druckfestigkeit). Die in den Anhang B dargestellten Ergebnisse der Druckfestigkeitsprüfung wurden grafisch dargestellt. Die grafisch dargestellten Ergebnisse basieren auf der Interpolation von Mittelwerten zwischen den einzelnen Messpunkten auf einer Dreiecksvermaschung. Die

aufgeführten Messwerte befinden sich an der Position an der die Probekörper entnommen wurden. Zusätzlich zur Bestimmung der lokalen Materialeigenschaften wurde der gesamte Probekörper visuell beurteilt, um makroskopische Unregelmäßigkeiten und Phänomene zu dokumentieren. Weiterhin wurden exemplarische, vertikale Schnitte angefertigt, um insbesondere den Bereich an den Schubrippen auf makroskopische Fehlstellen zu überprüfen.

8.1.4 Planmäßige Verfüllversuche

Für die Durchführung der planmäßigen Verfüllversuche wurden die drei Hauptmaterialien (A, B, C) verwendet und sowohl mit den minimalen als auch maximalen w/f-Werten angemischt. Darüber hinaus wurden verschiedene Umgebungsbedingungen (trocken; nass = mit Wasser gefüllte Schalung) simuliert (vgl. Tabelle 10).

Tabelle 10: Versuchsplan planmäßiger Verfüllversuche (Werner, 2017)

Material/ Parameter	w/f = min.	w/f = max.	Umgebungsbedingung	
			trocken	nass
A	x	x	x	x
B	x	x	x	x
C	x	x	x	x

Zur Schmierung der Fördereinheit und des Förderschlauchs wurde eine Vorlaufmischung verwendet. Für Material A wurde dazu eine vom Materialhersteller hergestellte hochfeste Zementleimsuspension (7-Tage Druckfestigkeit = 105 N/mm²) verwendet. Für die Materialien B und C wurde eine gewöhnliche Zementleimsuspension verwendet (7-Tage Druckfestigkeit = 45 N/mm²). Die resultierenden Druckfestigkeiten sind auf einen w/z-Wert von 0,4 zurückzuführen.

Festmaterialeigenschaften

Die grafisch aufbereiteten Versuchsergebnisse der planmäßig durchgeführten kleinmaßstäblichen Verfüllversuche können dem Anhang B entnommen werden.

Grundsätzlich kann festgestellt werden, dass der Verfüllprozess unabhängig vom Material, vom w/f-Wert und von den Umgebungsbedingungen dazu führt, dass mit lokalen Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften zu rechnen ist. Dabei kann die exemplarisch ermittelte Druckfestigkeit als Indikator für sämtliche mechanische Eigenschaften (Biegezugfestigkeit, E-Modul) a priori verstanden werden. Nichtsdestotrotz bestehen zwischen den einzelnen Materialien erhebliche Unterschiede der in den Verfüllversuchen ermittelten Materialeigenschaften. **Material A** zeigte dabei die geringsten Differenzen zwischen den in-situ gemessenen Druckfestigkeiten und der Referenzdruckfestigkeit. Der Median der Druckfestigkeit lag bei über 90 %, der Mittelwert über 92 % mit einer Standardabweichung von höchstens 10 % und einem geringsten Einzelwert von 60 % (vgl. Abbildung II-61). Daraus lässt sich erkennen, dass sich das Material unter den gegebenen Randbedingungen gutmütig verhält und besonders robust auf Wassergehaltsschwankungen hinsichtlich seiner Mischungsstabilität reagiert. Sicherlich lässt sich auch ein positiver Einfluss der hochfesten Vorlaufmischung erkennen. Einen Einfluss der Umgebungsbedingungen auf die Materialeigenschaften lässt sich nicht erkennen. **Material B** zeigt hingegen, dass der Verfüllprozess einen signifikanten Einfluss auf die Materialeigenschaften aufweist. Mit einem kleinsten Einzelwert von 20 % und großflächigen Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften ist von einem Einfluss der nassen Umgebungsbedingungen auszugehen. Darüber hinaus scheint die gewöhnliche und damit minderfeste Vorlaufmischung die Materialeigenschaften im Bauteil zu beeinträchtigen. Großflächige Ablagerungen der Vorlaufmischung besonders im oberen Bereich der Prüfschalung ließen

sich beim **Material B** und **C** durch die visuelle Beurteilung der Einbauqualität feststellen. Einen eindeutigen Einfluss des w/f-Wertes konnte bei keines der verwendeten Materialien festgestellt werden, auch wenn davon ausgegangen werden kann, dass eine Erhöhung des w/f-Wertes dazu führt, dass die Mischungsstabilität herabgesetzt wird und damit mit reduzierten Festigkeiten gerechnet werden kann.

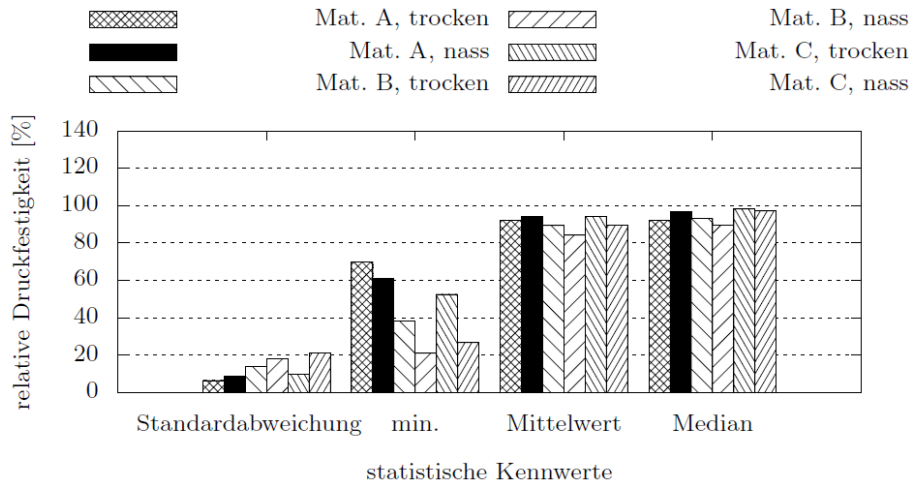


Abbildung II-61: Statistische Kennwerte der Druckfestigkeit der planmäßig verfüllten Laborversuche (Werner, 2017)

Visuelle phänomenologische Beurteilung der Einbauqualität

Zunächst wurde der Verfüllprozess visuell durch die transparente Frontseite während des Versuchs beobachtet. Dabei konnte für sämtliche Materialien eine gute Pumpbarkeit und selbstnivellierende Eigenschaften festgestellt werden.

Daraufhin wurde die Einbauqualität am erhärteten Probekörper visuell beurteilt. Es konnten makroskopische Inhomogenitäten an den Probekörpern festgestellt werden. Insbesondere an den Schubrippen konnten Ablagerungen der Vorlaufmischung festgestellt werden (vgl. Abbildung II-62). Bei der Verwendung einer herkömmlichen Zementleimsuspension geringerer Festigkeit führte dazu, dass die Materialeigenschaften in diesem Bereich beeinträchtigt wurden.



Abbildung II-62: Ablagerung der Vorlaufmischung im Bereich der oberen Schubrippe; Material B, w/f = max, Umgebungsbedingung: trocken (Werner, 2017)

Darüber hinaus konnten vereinzelnde Luftporen, vor allem bei den Materialien B und C beobachtet werden (vgl. Abbildung II-63). Ebenso konnte bei diesen Materialien ein erhöhter Luftporengehalt in der Zementsteinmatrix festgestellt werden.



(a) Lufteinschluss (weiße Elipse) (b) Fehlstelle nach dem Ausschalen

Abbildung II-63: Beispiele für eine Fehlstelle die sich während des Versuchs ausbildete; Material B, w/f = min, Umgebungsbedingung: nass (Werner, 2017)

Die Tabelle 11 und die Tabelle 12 geben einen Überblick über die beobachteten Phänomene, die während des Verfüllprozesses aufgetreten sind.

Tabelle 11: Inhomogenitäten innerhalb der Probewände aus planmäßigen Verfüllversuchen Teil 1 (x = gering, xx = mittel, xxx = stark) (Werner, 2017)

Mat.	w/f-Wert	Umgebung	Ablagerungen Vorlaufmischung		Luft- einschlüsse		Luft- einschlüsse	
			untere SR ^a	obere SR ^a	untere SR ^a	obere SR ^a	oben ^a	Mitte
A	min.	trocken	-	-	-	X	-	-
A	max.	trocken	X	-	-	-	-	-
A	min.	nass	X	-	-	-	-	-
A	max.	nass	X	-	-	-	-	-
B	min.	trocken	XX	X	X	XX	XX	X
B	max.	trocken	XX	X	X	XX	XX	-
B	min.	nass	X	-	XX	XX	XXX	XX
B	max.	nass	-	X	X	-	-	-
C	min.	trocken	XX	XX	-	X	X	-
C	max.	trocken	XX	X	-	-	-	-
C	min.	nass	X	X	X	X	-	-
C	max.	nass	X	-	-	-	-	-

Tabelle 12: Inhomogenitäten innerhalb der Probewände aus planmäßigen Verfüllversuchen Teil 2 (x = gering, xx = mittel, xxx = stark) (Werner, 2017)

Mat.	w/f-Wert	Umgebung	Einschlüsse			Auswaschungen	erhöhter		
			Vorlaufmischung				Luftporenanteil		
			unten	Mitte	oben	unten		unten	Mitte
A	min.	trocken	-	-	-	-	-	x	-
A	max.	trocken	-	-	-	-	-	-	-
A	min.	nass	-	-	-	x	-	-	x
A	max.	nass	-	-	-	x	-	-	-
B	min.	trocken	-	x	-	-	x	-	x
B	max.	trocken	-	x	x	-	x	-	x
B	min.	nass	-	x	x	-	-	-	-
B	max.	nass	x	-	-	-	-	x	x
C	min.	trocken	x	x	x	-	-	x	x
C	max.	trocken	x	x	x	-	x	-	x
C	min.	nass	-	-	-	x	x	x	x
C	max.	nass	-	-	-	x	x	-	-

8.1.5 Störfallsimulationen

Insgesamt wurden drei Störfallszenarien betrachtet. Der erste Störfall simuliert einen temporären Maschinenausfall oder eine temporäre Verstopfung der Förderleitung, was in einer Unterbrechung des Verfüllprozesses resultiert (SF1). Der zweite Störfall wurde unter der Annahme eines permanenten Maschinenausfalls oder einer permanenten Verstopfung der Förderleitung simuliert. In diesem Fall kann der Pumpvorgang nicht wieder fortgesetzt werden. Die Folge ist die Fortsetzung des Verfüllprozesses mit einer sogenannten Sinterleitung, die von oben in die Verbindung geführt wird. Der Verfüllprozess wird dann im Contractor-Verfahren fortgesetzt (SF2). Der dritte Störfall der simuliert wurde, bestand aus einer Stinger-Betonage, wobei die Stingerleitung nicht bis zum anstehenden, bereits verfüllten Material geführt wurde, sondern unsachgemäß, mit einem gewissen Abstand zum anstehenden Material geführt wurde, sodass das frische Grout-Material durch das anstehende Wasser fällt (SF3). Tabelle 13 fasst die Störfälle und ihre Beschreibung zusammen.

Tabelle 13: Beschreibung der Störfallszenarien (Werner, 2017)

Störfall	Beschreibung
SF 1	Unterbrechung des Pumpvorgangs, erneutes Anpumpen möglich
SF 2	Unterbrechung des Pumpvorgangs, weiterer Verfüllprozess mit dem „Stinger“
SF 3	Unterbrechung des Pumpvorgangs, weiterer Verfüllprozess mit dem „Stinger“, freier Fall des Materials

Tabelle 14 gibt einen Überblick über den Versuchsplan der Störfallsimulationen. Die Störfallsimulationen wurden mit den drei Hauptmaterialien durchgeführt. Es wurden weiterhin die Umgebungsbedingungen variiert. Allerdings wurde nicht für jedes Material jeder Störfall in Kombination mit den Umgebungsbedingungen simuliert.

Tabelle 14: Versuchsplan der Störfallsimulationen

Material SF	w/f	A		B		C	
		trocken	nass	trocken	nass	trocken	nass
1	min.	x	x	x	x	x	-
2	min.	x	x	x	x	x	x
3	min.	-	-	-	-	-	x

Festmaterialeigenschaften

Die grafisch aufbereiteten Versuchsergebnisse der Störfallsimulationen, die im Rahmen der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche gewonnen wurden, können dem Anhang B entnommen werden.

Der Störfall SF1 (Unterbrechung des Pumpvorganges, erneutes Anpumpen möglich) hat aus statistischer Sicht keinen nennenswerten Einfluss auf die Materialeigenschaften (vgl. Abbildung II-64). Das erneute Anpumpen war bei allen betrachteten Materialien kein Hindernis. Die Prüfschalung konnte ohne Beeinträchtigung der Materialeigenschaften vollständig verfüllt werden.

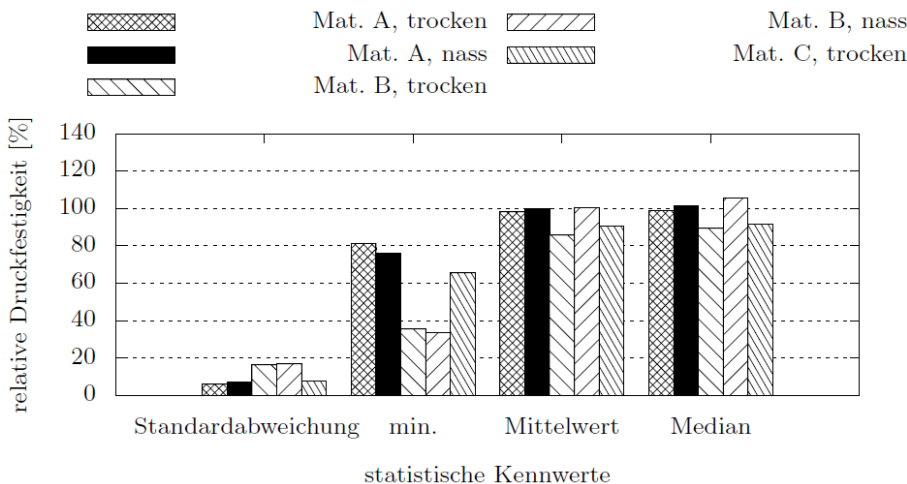


Abbildung II-64: Laborversuche SF 1, relative Druckfestigkeit, w/f = min. (Werner, 2017)

Auch die Störfallsimulation SF2 (Unterbrechung des Pumpvorganges, erneutes Anpumpen mit Stinger) hatte keinen Einfluss auf die Materialeigenschaften (vgl. Abbildung II-65). Auch das erneute Anpumpen unter zur Hilfenahme einer von oben in den Spalt eingeführten Stingerleitung führte dazu, dass bei sachgemäßem Umgang mit keinen Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften zu rechnen ist. Die Prüfschalung konnte unter Verwendung sämtlicher Materialien vollständig und ohne Hohlräume verfüllt werden. Auch die Umgebungsbedingungen hatten keinen Einfluss auf die Einbauqualität.

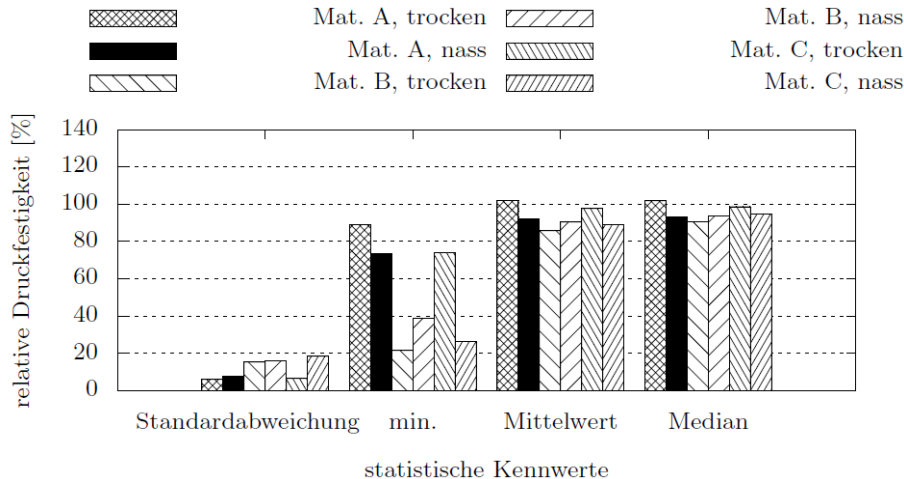


Abbildung II-65: Laborversuche SF 2, relative Druckerfestigkeit, w/f = min. (Werner, 2017)

Der Störfall SF3 (Unterbrechung des Pumpvorgangs, anschließende Stingerverfüllung, Fall durchs Wasser) zeigt im Gegensatz zu den anderen Störfallszenarien deutlichen Auswirkungen auf die Materialeigenschaften (vgl. Abbildung II-66).

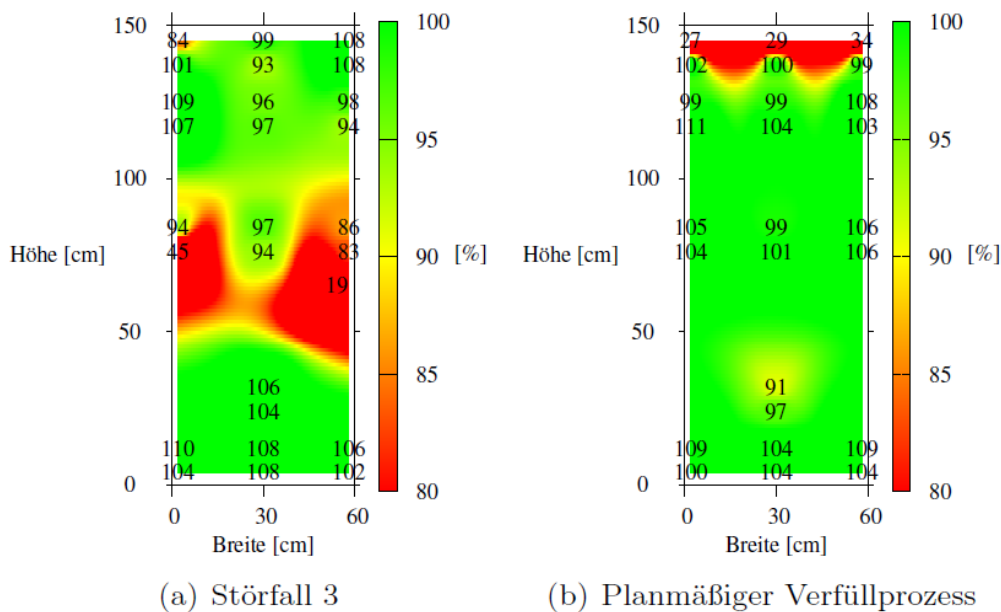


Abbildung II-66: Gegenüberstellung der relativen Druckerfestigkeiten von SF 3 mit einem planmäßigen Verfüllversuch; Material C, w/f = min., Umgebungsbedingung: nass (Werner, 2017)

Abbildung II-66 stellt die Ergebnisse der ermittelten Druckerfestigkeiten des Störfalls SF3 den Ergebnissen des planmäßigen Verfüllvorgangs unter Verwendung von Material C gegenüber. Im mittleren Bereich des Versuchskörpers kam es infolge des Falls des Materials durchs Wasser aufgrund von Entmischungserscheinungen zu starken Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften. Der untere Teil, der die Materialeigenschaften des Materials des planmäßigen Verfüllvorgang bis zur Unterbrechung zeigt, weist homogene, sogar leicht erhöhte Festigkeiten auf. Der obere Teil zeigt auch homogene und leicht erhöhte Druckerfestigkeiten, bis zu der Stelle an der die Stingerleitung eingeführt wurde.

8.1.6 Zusammenfassung der Erkenntnisse aus den kleinmaßstäblichen Verfüllversuchen

Im Folgenden werden die wesentlichen Erkenntnisse aus der Durchführung der planmäßigen kleinmaßstäblichen Verfüllversuche und der kleinmaßstäblichen Störfallsimulationen stichwortartig aufgeführt.

- Lokale Beeinträchtigungen der in-situ Materialeigenschaften infolge des Verfüllprozesses können nicht ausgeschlossen werden.
- Eine Beeinträchtigung der Tragfähigkeit kann jedoch ausgeschlossen werden.
- Sowohl die Vorlaufmischung als auch entmischtes Material können sich im oberen Bereich ansammeln und zu lokalen Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften führen.
- Ansammlungen der Vorlaufmischung in Bereichen von Schubrippen sind wahrscheinlich.
- Daher hat die Verwendung einer hochfesten Vorlaufmischung eine positive Wirkung auf die Materialeigenschaften des Bauteils.
- Das erneute Anpumpen über die primäre Förderleitung nach einer temporären Unterbrechung führt zu keinen Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften.
- Eine sachgemäß durchgeführte Stinger-Verfüllung (einführen der Leitung bis an den Grout-Level) führt zu keinen Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften.
- Ein Fall des Materials durchs Wasser infolge einer unsachgemäß ausgeführten Stinger-Verfüllung führt zur starken Beeinträchtigung der Materialeigenschaften und muss verhindert bzw. die Fallhöhe sollte stark begrenzt werden.

8.1.7 Schlussfolgerungen

Grundsätzlich ist die Durchführung der Verfüllprozesse, auch unter den erschwerten Randbedingungen des kleinmaßstäblichen Versuchsstandes, mit den ausgewählten Hauptmaterialien möglich. Die Ermittlung der Druckfestigkeit der aus den erhärteten Wänden herausgesägten Probekörpern, lässt eine gute Beurteilung der Materialeigenschaften zu. Durch die phänomenologische, visuelle Beurteilung der Einbauqualität können Rückschlüsse auf die Materialeigenschaften gezogen werden. Ansammlungen der Vorlaufmischung oder entmischtes, minderfestes Material, vor allem im oberen Bereich an den Schubrippen, können beobachtet werden. Die lokal auftretenden Phänomene führen zu einer Reduzierung der mechanischen Leistungsfähigkeit des Verfüllmaterials. Der Fall des Grout-Materials durch Wasser stellte sich als maßgeblicher Störfall heraus. Die Untersuchungsmethoden sowie die Durchführung des Störfalls SF3 wurden daher in die Konzeption der großmaßstäblichen Verfüllversuche aufgenommen.

8.2 Großmaßstäbliche Verfüllversuche - IfB

8.2.1 Anforderungen an den Versuchsstand, an die Misch- und Fördertechnik und an die Messtechnik

Zur Ermittlung von realitätsnahen Materialeigenschaften unter Berücksichtigung real auftretender Phänomene, sollte der Prüfstand möglichst realitätsnahe Bedingungen abbilden. Im Folgenden werden die wesentlichen Anforderungen an den Versuchsstand, an die Misch- und Fördertechnik und an die Messtechnik stichwortartig beschrieben.

Anforderungen an den Prüfstand:

- realitätsnahe Abmessungen, inklusive variabel einstellbarer Spaltmaße
- wiederverwendbares, robustes und wasserdichtes Schalungssystem
- transparente Frontseite zur visuellen Beurteilung des Verfüllprozesses

- Kipprahmen für den Versuchsstand zur sicheren, horizontalen Entnahme von Probekörpern
- Applizierung von Schubrippen unter Berücksichtigung realer Verhältnisse von h/s
- Adaptierung einer begehbaren Bühne zur Durchführung einer Stinger-Verfüllung

Anforderungen an die Misch- und Fördertechnik:

- zwei alternierend verwendbare Zwangsmischer zur kontinuierlichen Beschickung der Fördereinheit
- geeignete Förderleistung der Fördereinheit, um zeitlich reale Verfüllvorgänge zu gewährleisten

Anforderungen an die Messtechnik:

- Temperatursensoren, zur Bestimmung der Hydratationswärmeentwicklung und für das Monitoring der Fließwege
- Thermografieaufnahmen für das Monitoring der Fließwege
- Drucksensoren in der Prüfschalung, um realitätsnahe Annahmen des Drucks im Ringspalt eines Grouted Connections zur Bemessung von Abschlussdichtungen treffen zu können
- Drucksensoren in der Fördertechnik, zur Quantifizierung der Pumpbarkeit der ausgewählten Materialien

8.2.2 Versuchsstand für großmaßstäbliche Verfüllversuche

Der Großversuchsstand wurde, in Anlehnung an den kleinmaßstäblichen Verfüllversuchsstand, als rechteckige Wandschalung konzipiert. Der Versuchsstand soll es ermöglichen die Übergreifungslänge von Grouted Connections von aufgelösten Tragstrukturen realmaßstäblich abzubilden. Die Umfangslänge wurde entsprechend solcher realen Verbindungen um den Faktor 2 kleiner skaliert (ein Vergleich zwischen den Abmessungen realer Strukturen und dem Versuchsstand und der Einordnung der Geometrieverhältnisse in die Normung wurde in (Werner, 2017) vorgenommen). Der Versuchsstand besitzt eine Höhe von 3,75 m und eine Breite von 3,3 m. Das Spaltmaß kann variabel eingestellt werden und wurde für die im Rahmen dieses Projektes durchgeführten Verfüllversuche auf 10 cm eingestellt. Die Versuchsschalung wurde aus einzelnen Segmenten einer Rahmentragschalung ausgeführt. Die transparente Frontseite wurde, entsprechend der zuvor formulierten Anforderungen, aus Acrylglas angefertigt. Das gesamte Schalungssystem wurde wasserdicht konzipiert. Zur Abbildung der Schubverzahnung (Schubrippen) wurden auf der Innenseite der rückwärtig liegenden Schalung Halbrundprofile aus Holz mit einem Durchmesser von 1 cm appliziert. Die Schubrippen wiesen einen Abstand von 20 cm zueinander auf. Der Einfüllstutzen liegt auf der Rückseite der Schalung mittig mit einem Abstand von 10 cm von der Unterseite mit einem Durchmesser von 2 Zoll. Die gesamte Schalung wurde an einen Kipprahmen integriert, sodass das Schalungssystem in kürzester Zeit in eine horizontale Lage verfahren werden kann. Damit kann unter kontrollierten Bedingungen die Probeentnahme durchgeführt werden. Zuletzt wurde an der Oberseite eine begehbare Arbeitsbühne angebracht, sodass sämtliche Anforderungen an den Versuchsstand umgesetzt werden konnten. Abbildung II-67 zeigt den konzipierten Großversuchsstand.



Abbildung II-67: Großversuchsstand auf Kipprahmen (Werner, 2017)

Für die Herstellung der Materialien unter Berücksichtigung des w/f-Wertes wurden zwei Zwangsmischer (UEZ Typ ZM 100) eingesetzt (vgl. Abbildung II-68). Die beiden Mischeinheiten wurden auf einem Podest positioniert, sodass die Fördereinheit von oben beschickt werden kann. Als Fördereinheit wurde eine Schneckenpumpe (PFT ZP3 XL) mit einem 2 Zoll Auslass verwendet (vgl. Abbildung II-68). Am Auslass der Fördereinheit wurden zwei Mörtelschläuche mit einer Länge von je 13 m und einem Durchmesser von 2 Zoll angebracht, die mit dem Einfüllstutzen des Versuchsstandes verbunden wurden.



(a) Mischwerk



(b) Förderpumpe

Abbildung II-68: Misch- und Fördertechnik (Werner, 2017)

Am Großversuchsstand wurde entsprechend des Anforderungskataloges, umfangreich Messtechnik verbaut. Einen Überblick über die an den entsprechenden Positionen verbauten Sensoren gibt Abbildung II-69.

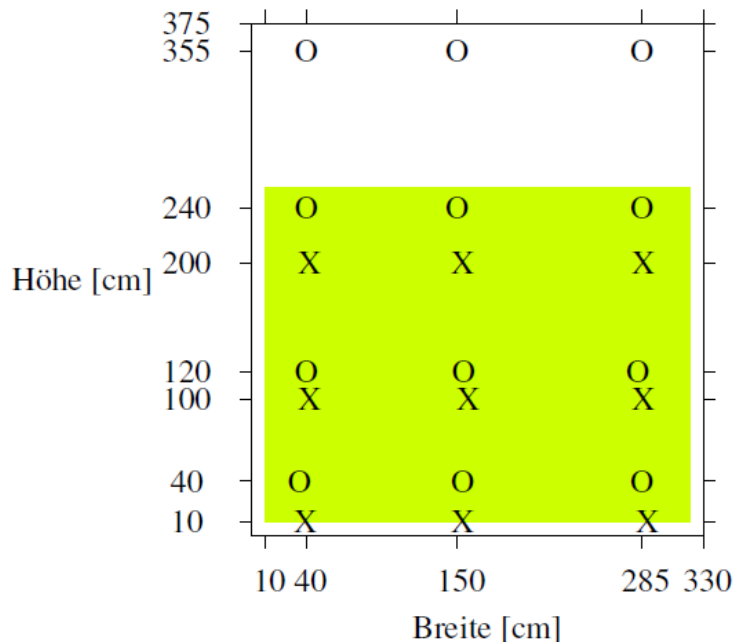


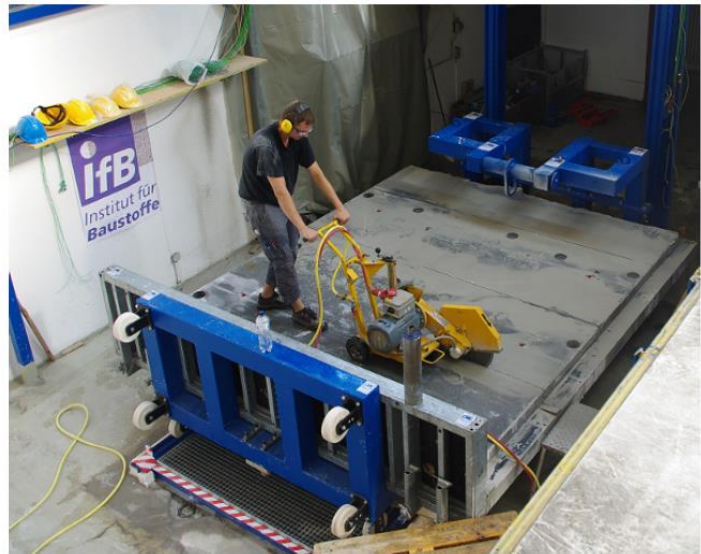
Abbildung II-69: Position der Messsensoren: Temperatursensoren (O), Absolutdrucksensoren (X), Aufnahmebereich der Wärmebildkamera grün dargestellt (Werner, 2017)

8.2.3 Versuchsdurchführung der großmaßstäblichen Verfüllversuch

Die Grout-Materialien wurden für die großmaßstäblichen Verfüllversuche mit zwei Zwangsmischern (ausgenommen die Störfallsimulation SF4) unter Verwendung von Trinkwasser für insgesamt 8 min je Charge angemischt. Der Versuchsstand wurde für sämtliche Versuche mit Wasser befüllt. Mit der Fördereinheit wurde der Versuchsstand auf mittlerer Drehzahl verfüllt. Der Verfüllprozess wurde durch die transparente Frontseite beobachtet. Nach ca. 24 Stunden Aushärtung des Grout-Materials wurde der Prüfstand in horizontaler Lage entschalt. Aus den erhärteten Wänden wurden an ausgewählten Positionen Bohrkerne mit einem Durchmesser von 100 mm und einer Höhe von 100 mm entnommen (vgl. Abbildung II-70). Die Probekörper wurden anschließend bis zur Prüfung, die nach 7 Tagen stattfand, unter Wasser gelagert. Um den Einfluss des Verfüllprozesses auf die Materialeigenschaften zu erfassen, wurden Referenzprobekörper (drei Würfel mit einer Kantenlänge von 75 mm) aus derselben Frischmaterialprobe hergestellt und bis zur Prüfung, 7 Tage nach der Herstellung, unter Wasser und unter Laborklima gelagert. Zusätzlich wurden der Wand Querschnitte in Form von schmalen Streifen entnommen, um die verfüllte Wand auf Inhomogenitäten (entmischtes Material, Ablagerungen der Vorlaufmischung) zu untersuchen (vgl. Abbildung II-70).



(a) Kippen der Versuchsschalung



(b) Zerlegen des Bauteils

Abbildung II-70: Ablegen der Großversuchsschalung mit anschließender Probennahme am Bauteil (Werner, 2017)

8.2.4 Beurteilungskriterien der Einbauqualität

Die Auswertung der großmaßstäblichen Verfüllversuche erfolgt nach dem gleichen Prinzip wie in Abschnitt 9.1.3 beschrieben.

8.2.5 Versuchsplan der großmaßstäblichen Verfüllversuche

Unter Verwendung der Materialien A bis E wurden planmäßige Verfüllversuche (kontinuierliche Verfüllung ohne Unterbrechung) im Großmaßstab durchgeführt. Abweichend vom Versuchsplan der Vorversuche wurde im Rahmen der großmaßstäblichen Verfüllversuche für die Materialien B-E eine Störstelle in der Großprüfschalung eingebaut. Die Störstelle bestand aus einem Brett mit einer Stärke von 5 cm, das unterhalb der oberen linken Ecke schräg eingebaut wurde. Der natürliche Fließweg der Grout-Materialien wurde auf diese Weise gestört. Die Störstelle wurde für das Material A nicht verwendet, sodass der Verfüllversuch mit Material A als ungestörtes Referenzsystem der Versuchsreihe diente.

Die Störfallsimulationen wurden mit den Hauptmaterialien (A-C) durchgeführt (vgl. Tabelle 15). Störfall SF4 simuliert den Ausfall einer Mischeinheit. Durch den Ausfall einer Mischeinheit konnte die Fördereinheit nicht alternierend, kontinuierlich befüllt werden. Dies führte dazu, dass der Verfüllprozess in der Regel die doppelte Zeit benötigte. Dadurch sollte der Einfluss der Erstarrung des Materials auf die Einbauqualität untersucht werden.

Tabelle 15: Versuchsplan der großmaßstäblichen Verfüllversuche (Werner, 2017)

Material	Planmäßiger Verfüllprozess	Störfall 4 ^a	Störfall 5 ^b
A	X	X	X
B	X	X	X
C	X	X	X
D	X	-	-
E	X	-	-

^a Ausfall eines Mischers

^b 3 m freier Fall durch Wasser

Der Störfall SF5 wurde in Anlehnung an den Störfall SF3 der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche abgeleitet. Durch den Störfall SF5 wurde die vollständige Blockade der Förderleitung simuliert, sodass der Verfüllvorgang mit einer Stinger-Verfüllung fortgesetzt werden musste. Die nachträgliche Verfüllung mit einer von oben in die Verbindung eingeführten Stingerleitung wurde dabei unsachgemäß durchgeführt, sodass der Fall des Materials durchs Wasser erzwungen wurde.

8.2.6 Planmäßige Verfüllversuche

Für die Materialien A und D wurde zur Schmierung der Förderleitungen eine hochfeste Vorlaufmischung verwendet, die bereits im Rahmen der Vorversuche exemplarisch verwendet wurde. Für die Schmierung der Förderleitung der Materialien B, C und E wurde eine gewöhnliche Zementleimsuspension als Vorlaufmischung verwendet. Die Grout-Materialien wurden alternierend mit beiden Zwangsmischern angemischt, sodass die Fördereinheit kontinuierlich beschickt werden konnte. Der Mischprozess je Charge wurde für sämtliche Materialien auf 8 min festgelegt.

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse für jedes einzelne Material dargestellt.

Material A

Zur Herstellung des Materials A wurde gemäß Herstellerangaben der mittlere w/f-Wert verwendet. Das Setzfließmaß variierte zwischen 770 mm und 850 mm bei Frischmaterialtemperaturen zwischen 33 °C und 35 °C. Der Verfüllprozess musste kurz nach dem Beginn unterbrochen werden, da die Förderleitung aus ungeklärter Ursache blockierte. Nach dem einer der beiden Förderschläuche entfernt wurde, konnte der Verfüllprozess unter Verwendung eines 13 m langen Förderschlauches wieder fortgesetzt werden. Der Verfüllprozess wurde mit einer Thermografiekamera aufgenommen. Anhand der Temperaturunterschiede zwischen dem bereits verfüllten (leicht abgekühltes Material) und dem frisch verfüllten Material (durch den Mischprozess erhöhte Temperatur) konnte der Fließweg nachvollzogen werden (vgl. Abbildung II-71).

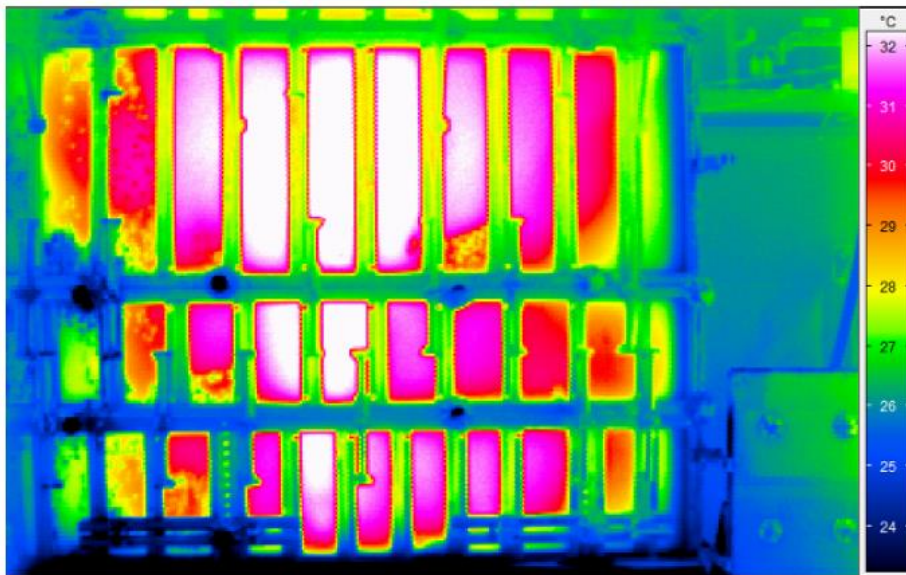


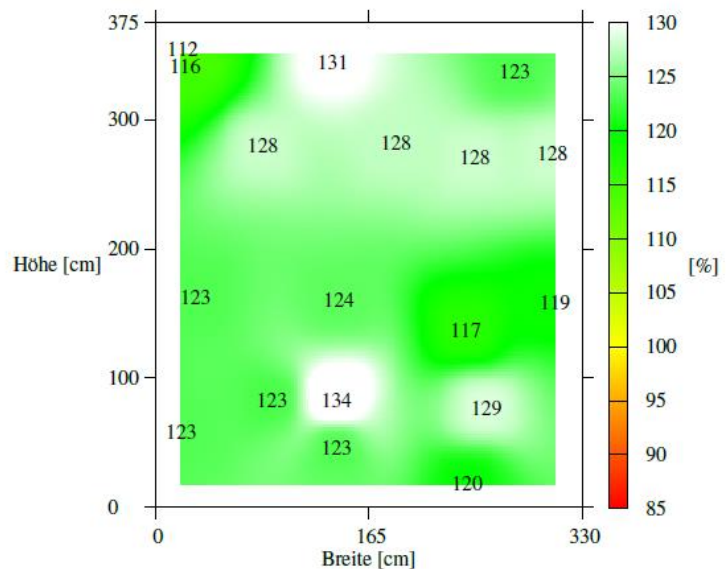
Abbildung II-71: Thermogramm der Schalungsoberfläche nach dem Ende des Verfüllprozesses (Werner, 2017)

Anhand des Thermogramms kann der Fließweg des frischen Materials in guter Näherung nachvollzogen werden. Es ist zu erkennen, dass sich im Fall einer planmäßigen Verfüllung ein vom Einfüllstutzen nach oben führender, trichterförmiger Fließweg ausbildet.

Abbildung II-72 zeigt das ausgeschaltete Bauteil ca. 48 Stunden nach dem Verfüllprozess und die grafisch aufbereiteten Versuchsergebnisse der an entnommenen Bohrkernen ermittelten Druckfestigkeiten.



(a) ausgeschaltetes Bauteil



(b) rel. Druckfestigkeiten

Abbildung II-72: Ausgeschaltetes Bauteil (links) und relative Druckfestigkeitsverteilung (rechts), Material A (Werner, 2017)

Am ausgeschalteten Bauteil lässt sich der trichterförmig ausgebildete Fließweg des Grout-Materials nachvollziehen. In Anbetracht der relativen Druckfestigkeitsverteilung ist zu erkennen, dass sämtliche Festigkeitswerte oberhalb der im Labor gemessenen Referenzdruckfestigkeit (Referenz-

druckfestigkeit betrug nach 7 Tagen $116,5 \text{ N/mm}^2$) lagen. Dabei lag der Medianwert der gemessenen Druckfestigkeit bei 123%, wobei der höchste Einzelwert bei 134% lag. Anhand der Querschnitte konnten keine makroskopischen Fehlstellen festgestellt werden. Weiterhin konnten keine Sedimentationserscheinungen der Gesteinskörnung und nur geringe, lokale Ablagerungen der Vorlaufmischung an den Schubrippen festgestellt werden.

Material B

Zur Herstellung des Materials B wurde gemäß Herstellerangaben der minimale w/f-Wert verwendet. Das Setzfließmaß variierte zwischen 930 mm und 955 mm bei Frischmaterialtemperaturen zwischen $19,7 \text{ }^\circ\text{C}$ und $22,9 \text{ }^\circ\text{C}$. Der Verfüllversuch mit Material B konnte mit einer Förder-schlauchlänge von 26 m ohne Beeinträchtigungen durchgeführt werden.

Anhand der Temperatursensoren konnten während des Hydratationsprozesses erhöhte Temperaturen im oberen Bereich der Ecken, sowie ein stark ausgeprägter Temperaturgradient in Bauteilhöhe festgestellt werden (vgl. Abbildung II-73). Dies lässt darauf schließen, dass es einerseits zu Ablagerungen der Vorlaufmischung und zum anderen zu Entmischungserscheinungen über die Bauteilhöhe gekommen sein muss.

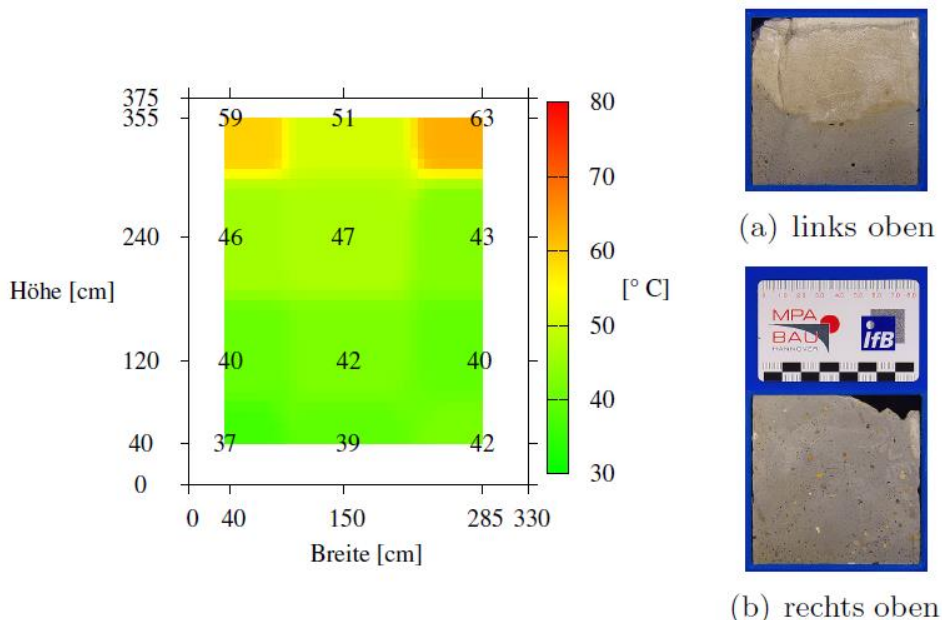
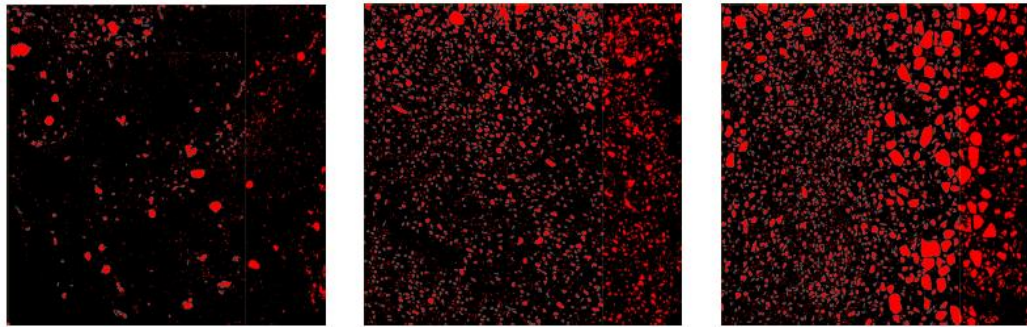


Abbildung II-73: Verteilung der maximalen Temperaturen während der Hydratation (links) und Beispiele sich abgelagerter Vorlaufmischung und entmishtem Grout-Material (rechts) (Werner, 2017)

Um diese Annahmen zu bestätigen wurden Querschnitte entnommen und hinsichtlich der Materialhomogenität beurteilt. Dabei konnten die erhöhten Temperaturen in den oberen Eckbereichen tatsächlich auf Ablagerungen der Vorlaufmischung sowie von entmishtem Material zurückgeführt werden (vgl. Abbildung II-73, rechts). Zur Beurteilung der Entmischungsneigung (Sedimentation der Gesteinskörnung) wurde an eine Vielzahl von Bauteilquerschnitten der Gesteinskörnungsanteil bestimmt. Dazu wurden die Querschnitte fotografiert und mit Hilfe einer computergetriebenen Bildanalyse (vgl. Abbildung II-74) konnte der relative Gesteinskörnungsanteil (prozentualer Anteil der Gesteinskörnung bezogen auf den Mittelwert der Gesteinskörnung aller Querschnitte) bestimmt werden.



(a) 17 %, oben links (b) 61 %, oben rechts (c) 113 %, Mitte links

Abbildung II-74: Aufbereitete Fotos für die computergestützte Auswertung zur Bestimmung des Gesteinskörnungsanteils (Werner, 2017)

Die Gegenüberstellung sämtlicher durch die bildtechnische Auswertung ermittelter relativer Anteile der Gesteinskörnung in Abhängigkeit der Entnahmestelle erfolgt durch Abbildung II-75.

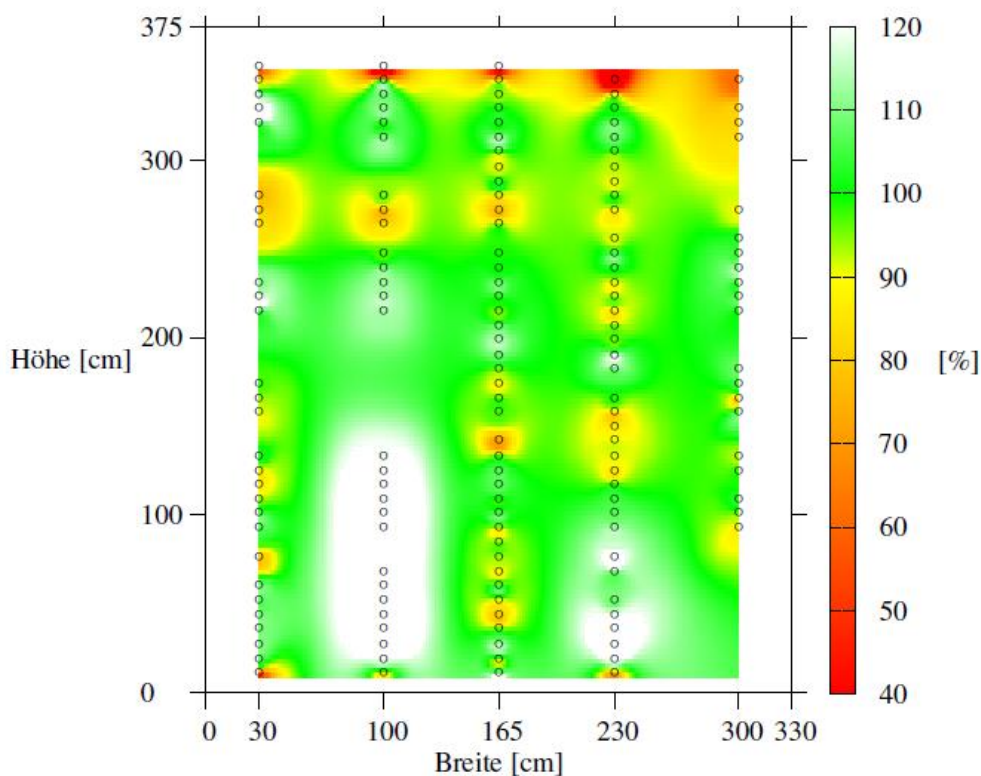
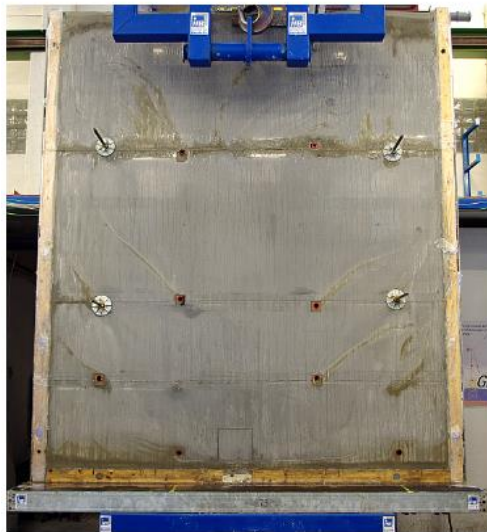


Abbildung II-75: Relative Gesteinskörnungsverteilung innerhalb des Bauteils. Bereiche der Messstellen sind durch schwarze Kreise markiert (Werner, 2017)

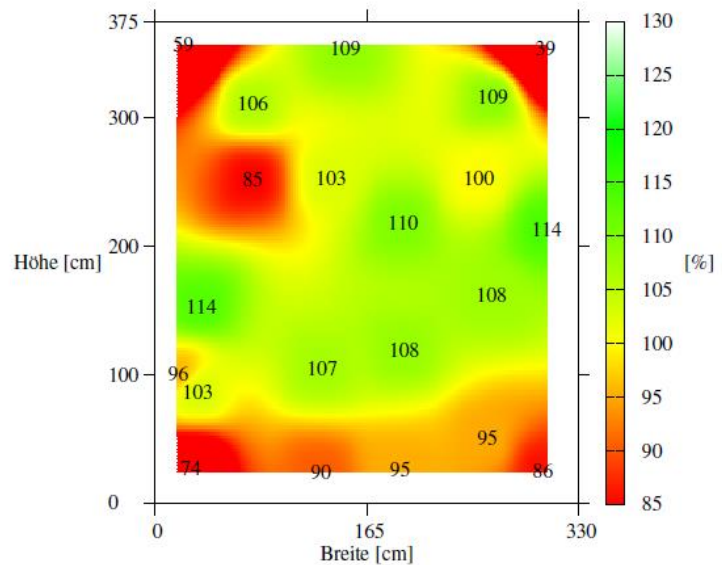
Es ist zu erkennen, dass der Gesteinskörnungsanteil von oben nach unten zunimmt. Dies lässt auf Sedimentationsvorgänge während des Verfüllprozesses schließen und bestätigt die Annahme der Sedimentation, die anhand der Temperaturverteilung getroffen wurde.

Die Entmischungserscheinungen, die zu einer inhomogenen Temperaturverteilung führen, können zum Teil auch anhand der relativen Druckfestigkeitsverteilung am Bauteil nachvollzogen werden (vgl. Abbildung II-76). In den oberen Eckbereichen ließen sich deutlich geringe Druckfestigkeiten ermitteln, was in Anbetracht von Abbildung II-77 auf die Ablagerung der Vorlaufmischung und auf die Entmischung des Grout-Materials zurückgeführt werden konnte. Die Referenzdruckfestigkeit von Material B lag bei 130 N/mm² (7-Tageswerte). Dabei konnte der geringste Einzelwert mit

39% in der oberen rechten Ecke festgestellt werden. Der Medianwert der relativen Druckfestigkeiten lag bei 103%.



(a) ausgeschaltetes Bauteil



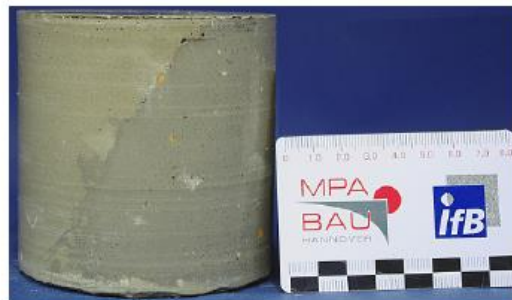
(b) rel. Druckfestigkeiten

Abbildung II-76: Ausgeschaltetes Bauteil (links) und relative Druckfestigkeitsverteilung (rechts), Material B (Werner, 2017)

Neben den oberen Eckbereichen wiesen auch die unteren Ecken des Bauteils mindere Bereiche auf. Neben den mindere Bereichen und den deutlich ausgeprägten Streuungen in der Druckfestigkeit ließen sich aber auch Bereiche mit erhöhter Druckfestigkeit in Bezug zur Referenzdruckfestigkeit nachweisen.



(a) 114 % rel. Druckfestigkeit



(b) 39 % rel. Druckfestigkeit

Abbildung II-77: Homogener Bohrkern (a) mit erhöhter Druckfestigkeit und inhomogener Bohrkern (b) mit verminderter Druckfestigkeit (Werner, 2017)

Zusätzlich konnten Ablagerungen der Vorlaufmischung in Bereichen unter- und oberhalb der Schubrippen beobachtet werden (vgl. Abbildung II-78).

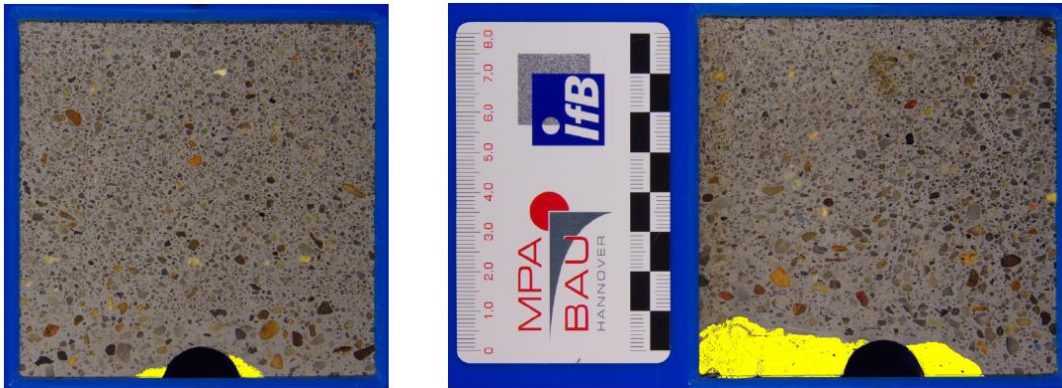


Abbildung II-78: Beispiele von sich abgelagerter Vorlaufmischung (gelb gekennzeichnete Fläche) (Werner, 2017)

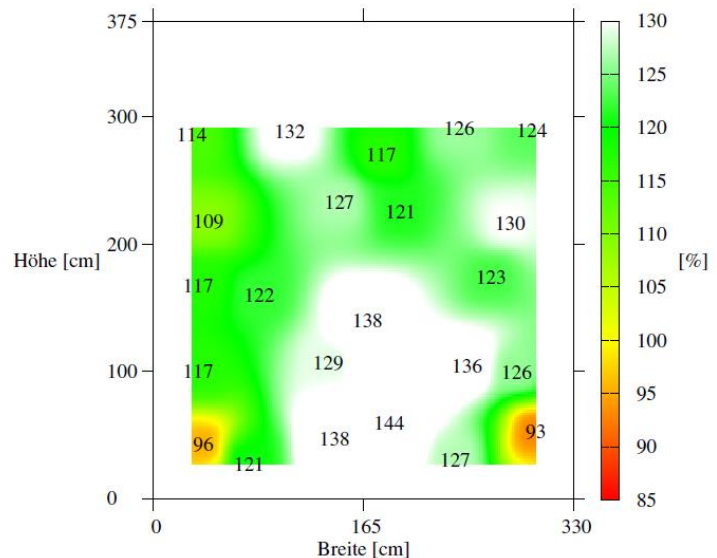
Material C

Zur Herstellung des Materials C wurde gemäß Herstellerangaben der maximale w/f-Wert verwendet. Das Setzfließmaß variierte zwischen 780 mm und 845 mm bei Frischmaterialtemperaturen zwischen 27,6 °C und 28,8°C. Beim Verfüllversuch mit Material C kam es auch frühzeitig zu einer Blockade der Förderleitung, sodass der Verfüllprozess nicht wie geplant mit einem 26 m langen, sondern nur mit einem 13 m langen Förderschlauch durchgeführt werden konnte.

Nach dem Ausschalen des Bauteils konnten Ablagerungen der Vorlaufmischung in sämtlichen Randbereichen des Bauteils festgestellt werden (vgl. Abbildung II-79, links). Die relative Druckfestigkeitsverteilung lässt aber nicht darauf schließen, dass es zu signifikanten Materialbeeinträchtigungen gekommen ist (vgl. Abbildung II-79, rechts). Die relative Druckfestigkeitsverteilung des Bauteils zeigt ein homogenes Bild, mit deutlich erhöhten Festigkeiten bezogen auf die Referenzdruckfestigkeit (118,6 N/mm², nach 7 Tagen). Der Medianwert der relativen Druckfestigkeit lag bei 126,6%, mit einem geringsten Einzelwert von 93%.



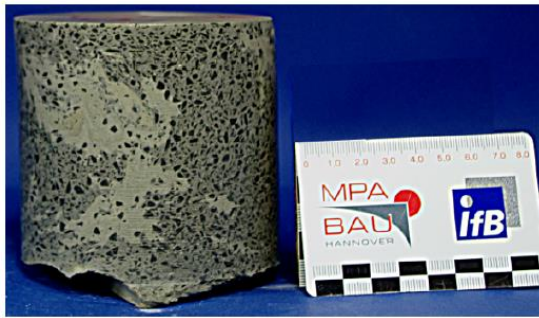
(a) ausgeschaltes Bauteil



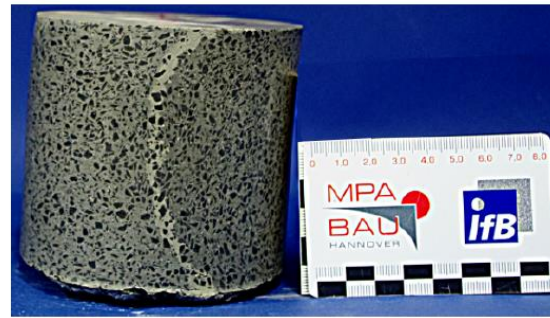
(b) rel. Druckfestigkeiten

Abbildung II-79: Ausgeschaltes Bauteil (links) und relative Druckfestigkeitsverteilung (rechts), Material C (Werner, 2017)

Es konnten nur geringe Ablagerungen der Vorlaufmischung beobachtet werden, die allerdings nicht zur Beeinträchtigung der Materialeigenschaften führten (vgl. Abbildung II-80).



(a) 93% rel. Druckfestigkeit



(b) 126% rel. Druckfestigkeit

Abbildung II-80: Beispiele abgelagerter Vorlaufmischung (Werner, 2017)

Material D

Zur Herstellung des Materials D wurde gemäß Herstellerangabe der mittlere w/f-Wert verwendet. Das Setzfließmaß variierte zwischen 825 mm und 880 mm bei Frischmaterialtemperaturen zwischen 19,2 °C und 21,1 °C. Der Verfüllversuch mit Material D konnte mit der geplanten Förder-schlauchlänge von 26 m ohne Beeinträchtigungen durchgeführt werden.

Nach dem Ausschalen des Bauteils konnte im oberen Bereich eine nicht tragfähige Schicht festgestellt werden (vgl. Abbildung II-81, links). Die Schicht wurde von einem makroskopischen Riss mit einer Breite von 0,1 mm bis 0,2 mm und einer Länge von ca. 10 cm durchzogen.



(a) „Schlammschicht“ im oberen Bereich



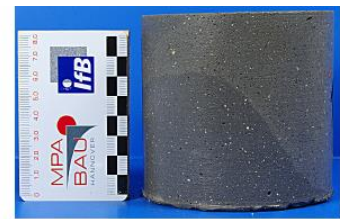
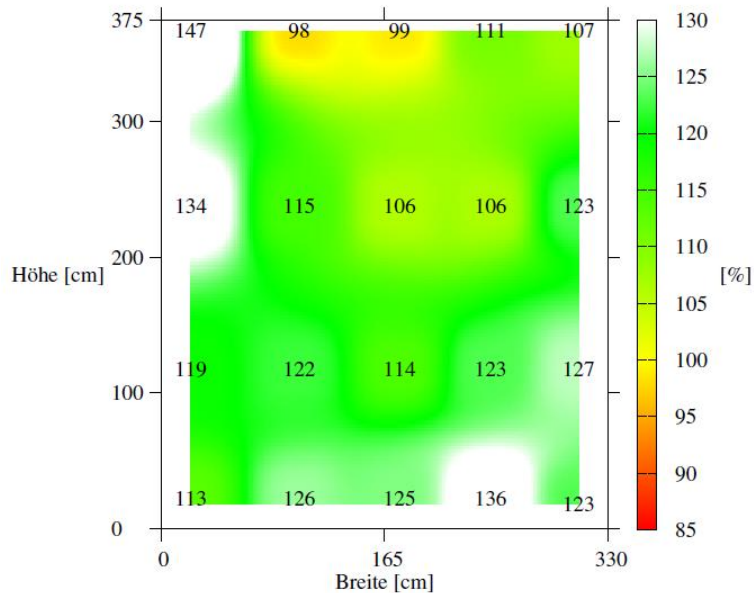
(b) Rissbildung im oberen Bereich (0,2 mm)

Abbildung II-81: Ablagerung einer minderfesten Schicht (links) und ein klaffender Riss (rechts, gelb markiert) (Werner, 2017)

Weitere makroskopische Fehlstellen konnten im Bauteil nicht beobachtet werden. Allerdings kam es zu Entmischungserscheinungen in Bauteilhöhe, was durch die Verteilung der maximalen Temperaturen im Bauteil und durch Bohrkern nachgewiesen werden konnte (vgl. Abbildung II-82, rechts).

Die relativen Druckfestigkeiten zeigten, den oberen, mittleren Bereich ausgenommen, keine signifikanten Beeinträchtigungen der Materialeigenschaften. Abbildung II-82 zeigt eine homogene

Druckfestigkeitsverteilung mit Einzelwerten zum Teil deutlich oberhalb der Referenzdruckfestigkeit (83,3 N/mm², nach 7 Tagen). Der Medianwert der relativen Druckfestigkeit betrug 120,8% bei einem geringsten Einzelwert von 98% gegenüber der Referenzdruckfestigkeit.



(a) rechts oben, rel. DF 107 %



(b) rechts unten, rel. DF 136 %

Abbildung II-82: Relative Druckfestigkeitsverteilung (links) und Bohrkerne unterschiedlicher Gesteinskörnungsanteile, Material D (Werner, 2017)

Material E

Zur Herstellung des Materials E wurde gemäß Herstellerangaben der minimale w/f-Wert verwendet. Das Setzfließmaß variierte zwischen 830 mm und 860 mm bei Frischmaterialtemperaturen zwischen 19,8 °C und 20,8 °C. Der Verfüllversuch mit Material E konnte mit einer Förderschlauchlänge von 26 m ohne Beeinträchtigungen durchgeführt werden.

Anhand des Bauteils konnten keine makroskopischen Fehlstellen beobachtet werden. Allerdings deutete die Temperaturverteilung auf Sedimentationserscheinungen hin, was durch Bohrkerne bestätigt werden konnte (vgl. Abbildung II-83).



(a) 127 % rel. Druckfestigkeit



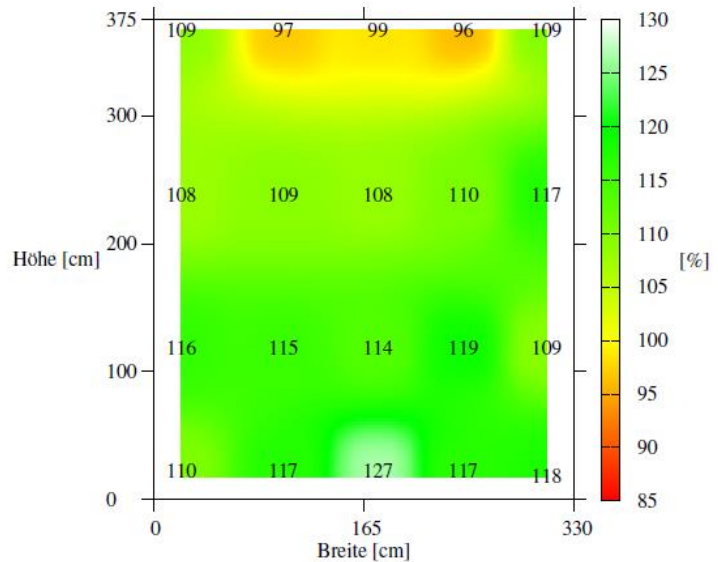
(b) 109 % rel. Druckfestigkeit

Abbildung II-83: Ausgewählte Bohrkerne mit unterschiedlichen Anteilen an Gesteinskörnung (Werner, 2017)

Ein eindeutiger Einfluss der Entmischung auf die Druckfestigkeit konnte jedoch nicht beobachtet werden (vgl. Abbildung II-84, rechts). Die Druckfestigkeiten der Bohrkerne lagen zum Teil deutlich oberhalb der Referenzdruckfestigkeit (101,2 N/mm²). Der Medianwert der relativen Druckfestigkeit betrug 110,2% bei einem geringsten Einzelwert von 96% bezogen auf die Referenzdruckfestigkeit.



(a) ausgeschaltetes Bauteil



(b) rel. Druckfestigkeitsverteilung

Abbildung II-84: Ausgeschaltetes Bauteil (links) und relative Druckfestigkeitsverteilung (rechts), Material E (Werner, 2017)

Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse aus den planmäßig durchgeführten großmaßstäblichen Verfüllversuchen

Im Folgenden werden die wichtigsten Erkenntnisse die aus den planmäßig durchgeführten großmaßstäblichen Verfüllversuche abgeleitet werden konnten, stichpunktartig zusammengefasst.

- In der Regel bildet sich vom Einfüllstutzen nach oben gerichtet ein trichterförmiger Fließweg aus.
- Im oberen Bereich eines Bauteils kann es zu Ablagerungen der Vorlaufmischung und zu Ablagerungen von entmischem, minderfestem Material kommen.
- Im Bereich von Schubrippen kann es zu Ablagerungen der Vorlaufmischung kommen.
- Die Druckfestigkeit im Bauteil ist in der Regel höher als die Druckfestigkeit der Referenzprobekörper unter Laborbedingungen.
- Entmischungen (Sedimentationserscheinungen der Gesteinskörnung) können nicht ausgeschlossen werden.
- Der Einfluss von Sedimentationserscheinungen auf die Materialeigenschaften ist in der Regel vernachlässigbar gering.

8.2.7 Störfallsimulationen

Störfall SF4 – Ausfall einer Mischeinheit

Zur Simulation des Störfalls SF4 unter Verwendung der drei Hauptmaterialien (A-C) wurde lediglich eine Mischeinheit verwendet. Dies führte dazu, dass die Fördereinheit nicht kontinuierlich

beschickt werden konnte, sodass zwischen den einzelnen Chargen eine kurze Pause im Pumpprozess die Folge war.

Bei sämtlichen Verfüllversuchen hat sich gezeigt, dass sich anders als unter planmäßigen Bedingungen kein trichterförmiger, symmetrischer Fließweg ausbildete, sondern ein chaotischer und nicht vorhersehbarer Fließweg ausgebildet hat (vgl. Abbildung II-85). Dieses Phänomen wird durch die Erstarrungseigenschaften der Grout-Materialien begründet. Durch die Unterbrechungen im Verfüllprozess erstarrt das bereits verfüllte Material teilweise. Dadurch erhöht sich der Widerstand auf das frisch gepumpte Material und es bilden sich sekundäre Fließwege aus. Das Erstarren des Materials und die Ausbildung solcher sekundärer Fließwege haben mehrere Folgen auf den Verfüllvorgang und auf die Einbauqualität.

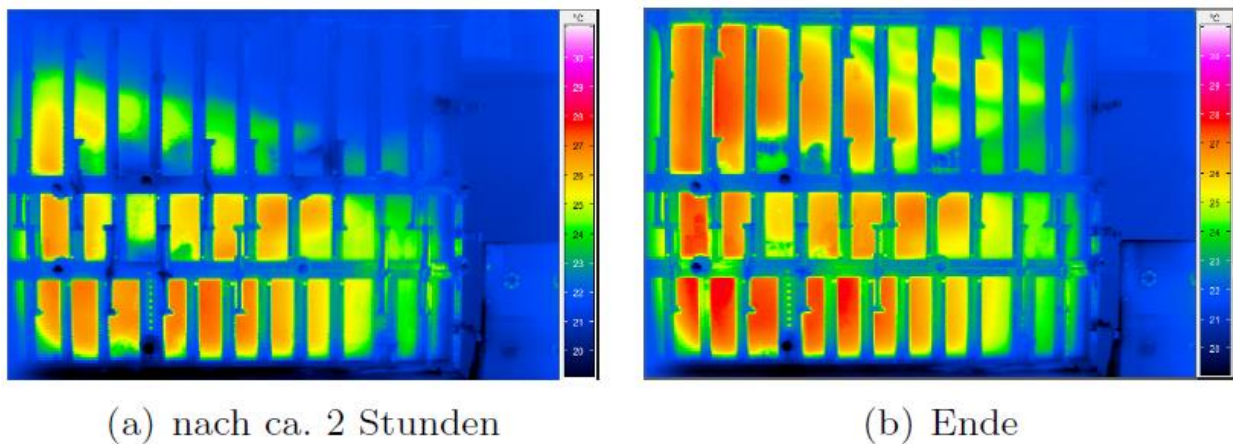


Abbildung II-85: Thermogramm des Fließweges am Beispiel von Material B (Werner, 2017)

Zum einen erhöht sich dadurch der resultierende Druck im Bauteil (vgl. Abbildung II-86). Dabei übersteigt der resultierende Druck der auf die Schalung übertragen wird den reinen hydrostatischen Druckverhältnissen.

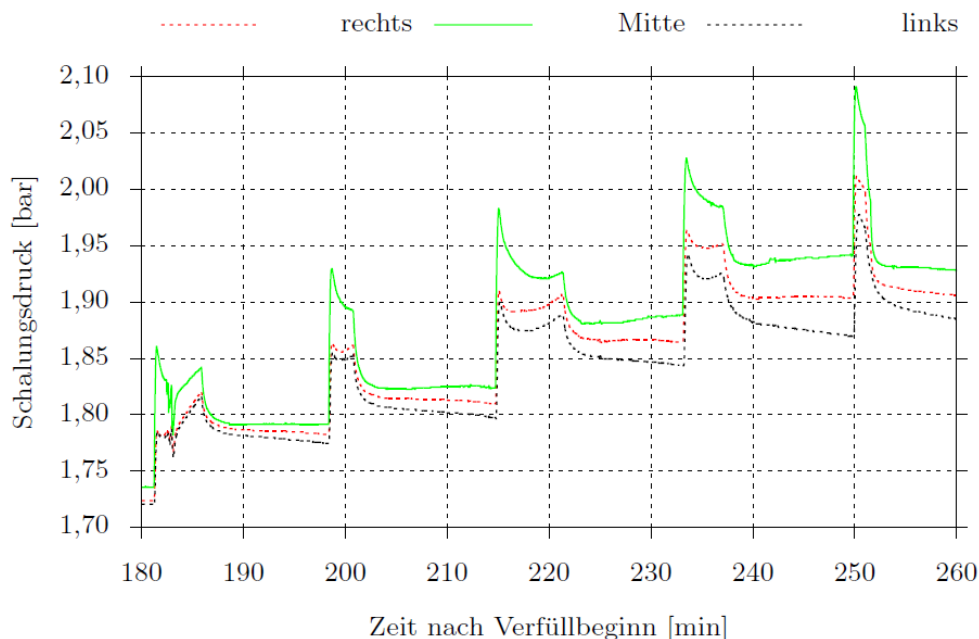


Abbildung II-86: Schalungsdruck am Boden der Großversuchsschalung während des Verfüllversuchs, Material A (Werner, 2017)

Zum anderen kann es infolge der chaotischen Fließwege zu Einschlüssen der Vorlaufmischung und zu makroskopischen Fehlstellen kommen (vgl. Abbildung II-87). Diese makroskopischen Fehlstellen konnten bei allen Materialien festgestellt werden.



(a) Lufteneinschlüsse auf der Vordersei- (b) Teil einer Luftblase auf der Rückseite
 te

Abbildung II-87: Fehlstellen im Bauteil, am Beispiel von Material B (Werner, 2017)

Dies hatte bei allen drei verwendeten Materialien Auswirkungen auf die Materialeigenschaften (vgl. Abbildung II-88).

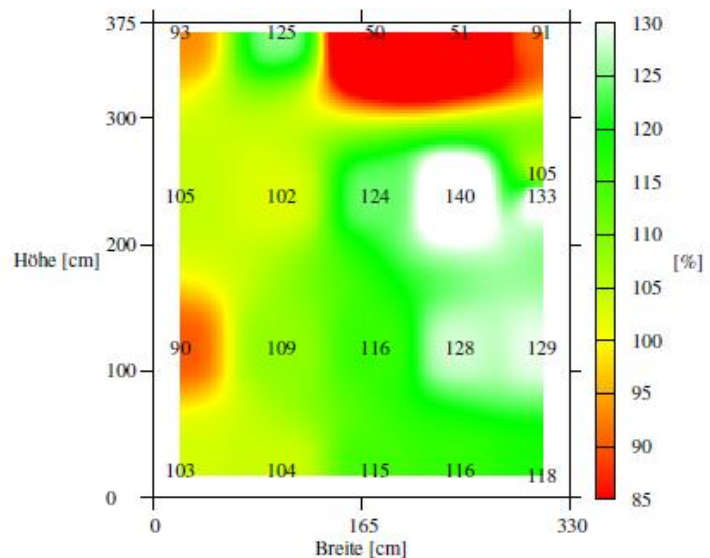


Abbildung II-88: Ausgeschaltetes Bauteil (links) und relative Druckfestigkeitsverteilung (rechts), Material B (Werner, 2017)



(a) 51 % rel. Druckfestigkeit (b) 105 % rel. Druckfestigkeit

Abbildung II-89: Bohrkern mit Zementleimeinschlüssen und verminderter Festigkeit am Beispiel von Material C (Werner, 2017)

Störfall SF5 – Nachträgliche Stinger-Verfüllung - Fall des Materials durchs Wasser

Der Störfall SF5 bestand darin, dass eine vollständige Blockade der Förderleitung simuliert wurde, was dazu führte, dass auf eine Stinger-Verfüllung zurückgegriffen werden musste. Die nachträgliche Verfüllung wurde unsachgemäß durchgeführt, was bedeutet, dass die Stingerleitung nicht bis an das verfüllte Grout-Material herangeführt wurde. Als Folge fällt das Grout-Material durch das anstehende Wasser. Die Simulation des Störfalls wurde mit den drei Hauptmaterialien (A-C) durchgeführt. Im Folgenden werden die wichtigsten Kennwerte und Beobachtungen aufgeführt.

Der Fall durch Wasser führte bei sämtlichen Materialien dazu, dass sich das Material zum Teil vollkommen entmischt. Die Materialien entmischten sich beim Austritt aus dem Förderschlauch derart, dass sich zunächst eine Zementpartikelwolke im Wasser ausbildete (vgl. Abbildung II-90).



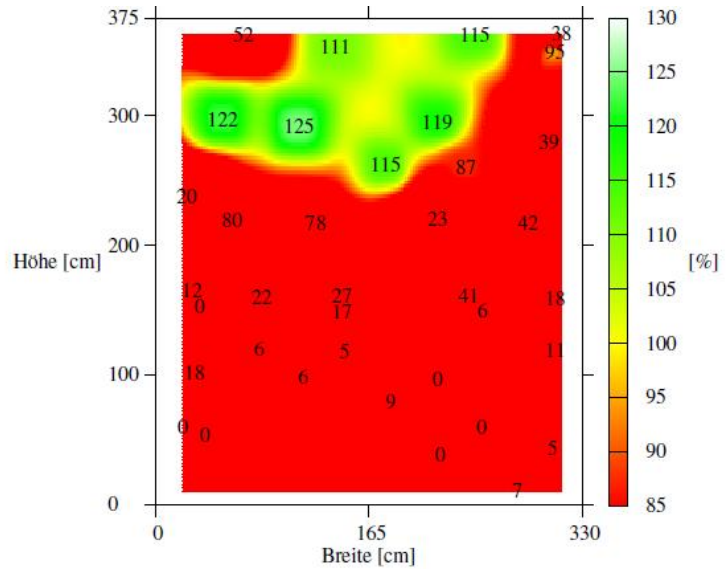
(a) „Wolke“ aus ausgewaschenen Fein- (b) „Schüttkegel“ aus ausgewaschenen
anteilen nach dem Eintritt ins Wasser (b) „Schüttkegel“ aus ausgewasche-

Abbildung II-90: Fotos während des Verfüllprozess, Grout-Material wurde im Bild gelb markiert, Material A (Werner, 2017)

Das als Wolke fein verteilte Material sank infolge der Schwerkraft langsamer nach unten als das grobe, ausgewaschene Material (Gesteinskörnung). Dadurch schichteten sich chargenweise Gesteinskörnung und Zementpartikel lagenweise übereinander (vgl. Abbildung II-91, links).



(a) ausgeschaltes Bauteil



(b) rel. Druckfestigkeit

Abbildung II-91: Ausgeschaltes Bauteil (links) und relative Druckfestigkeitsverteilung (rechts), Material A (Werner, 2017)

Die Entmischung der Materialien führte zur starken Beeinträchtigung der Materialeigenschaften. Insbesondere im unteren Bereich des Bauteils (Fallstrecke des Materials am längsten) konnten sich keine Festigkeiten ausbilden (vgl. Abbildung II-91, rechts und vgl. Abbildung II-92).



(a) 0 % rel. Druckfestigkeit



(b) 115 % rel. Druckfestigkeit

Abbildung II-92: (a): Entnahmestelle im unteren rechten Bereich des Schüttkegels, (b): Entnahmestelle unterhalb der Förderleitung, die Trennlinie zum tragfähigem Material ist gelb eingezeichnet (Werner, 2017)

Mit annehmbaren Festigkeiten kann erst auf Höhe des Ausgangs der Stingerleitung gerechnet werden.

Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse aus den Störfallsimulationen der großmaßstäblichen Verfüllversuche

Im Folgenden werden die wichtigsten Erkenntnisse die aus der Durchführung der Störfallsimulationen im Rahmen der großmaßstäblichen Verfüllversuche abgeleitet werden konnten, stichpunktartig zusammengefasst.

- Kommt es zu einer Unterbrechungen im Pumpprozess (temporärer Ausfall einer Misch- oder Fördereinheit), kann bereits angesteiftes Material dazu führen, dass sich Fließwege chaotisch ausbilden.
- Chaotische Fließwege können zu Einschlüssen der Vorlaufmischung führen.
- Der erforderliche Pumpendruck muss unter diesen Bedingungen gesteigert werden, sodass der resultierende Druck in der Verbindung den reinen hydrostatischen Druck übersteigt.
- Ein Fall des Grout-Materials durchs Wasser führt zur vollständigen Entmischung.
- Dadurch werden Zementpartikel ausgeschwemmt oder lagern sich schichtweise ab, sodass nur geringe Festigkeiten des Grout-Materials erwartet werden können.

8.2.8 Schlussfolgerungen und Hinweise für die Praxis

Die großmaßstäblichen Verfüllversuche haben gezeigt, dass sich der Versuchsaufbau, der aus den kleinmaßstäblichen Pumpversuchen abgeleitet wurde, grundsätzlich dazu eignet die Einbauqualität von Grout-Materialien zu beurteilen. Die planmäßigen Verfüllversuche haben gezeigt, dass sich in der Regel vom Einfüllstutzen nach oben gerichtet trichterförmige Fließwege ausbilden. Die Festigkeiten, die sich bei diesen gutmütigen Bedingungen ausbilden sind zum Teil höher, als die charakteristische Druckfestigkeit, die an Laborprobekörpern ermittelt wird. Dies ist auf die höhere Hydratationswärmeentwicklung im Bauteil, im Gegensatz zu den unter Laborbedingungen aushärtenden Probekörpern, zurückzuführen.

- Lokal reduzierte Festigkeiten wirken sich nicht auf die Tragfähigkeit der Verbindung aus, da das Gesamtsystem über ausreichende Sicherheitsreserven auf der Widerstandsseite des Grout-Materials verfügt.

Dennoch kann es auch zu Ablagerungen der Vorlaufmischung an den Schubrippen kommen. Da der Bereich an den Schubrippen am höchsten belastet wird und maßgeblich das Tragverhalten des Bauteils beeinflusst, sollte sichergestellt werden, dass sich kein minderfestes Material an den Schubrippen ablagert. Aus dieser wesentlichen Erkenntnis kann folgende Empfehlung für die Wahl der Vorlaufmischung formuliert werden:

- Für die Schmierung der Förderleitungen wird grundsätzlich eine hochfeste Vorlaufmischung empfohlen, die ein vergleichbares Festigkeitsniveau wie das Grout-Material aufweist.

Auch unter planmäßigen Bedingungen kann damit gerechnet werden, dass die Vorlaufmischung sowie entmischtes und damit minderfestes Material im oberen Bereich der Verbindung zum Teil großflächig verbleibt. Aus dieser Erkenntnis kann eine weitere Empfehlung für die Praxis formuliert werden:

- Es ist dafür Sorgezutragen, dass minderfestes Material durch einen ausreichenden Overflow (Überlauf) aus der Verbindung verdrängt wird, sodass eine Beeinträchtigung der Tragfähigkeit ausgeschlossen werden kann.

Verzögerungen im Pumpprozess infolge eines Ausfalls von Förder- oder Mischeinheit können dazu führen, dass sich der Widerstand (aufgrund des zunehmenden Ansteifens des bereits verfüllten Grout-Materials) auf das nachlaufende Material überproportional ansteigt. Die Folge dieses Ungleichgewichtes ist die Ausbildung eines sekundären Fließweges. Chaotische und unvorhersehbare Fließwege sind die Folge. Als negative Folge können Einschlüsse der Vorlaufmischung und makroskopische Fehlstellen nicht ausgeschlossen werden. Weiterhin erhöhen sich dadurch der erforderliche Pumpendruck und damit der resultierende Druck auf die Abschlussdichtung der Verbindung. Aus dieser Erkenntnis lässt sich folgender Hinweis für die Praxis ableiten:

- Der reine hydrostatische Druck, der aus der Grout-Materialsäule resultiert, kann zum Teil deutlich überschritten werden, was für die Bemessung der Abschlussdichtung berücksichtigt werden muss, sodass ein Versagen der Dichtung ausgeschlossen werden kann.

Der Fall von Grout-Material durch das Wasser führt zu einer vollständigen Entmischung des Materials, was dazu führt, dass die mechanischen Eigenschaften empfindlich beeinträchtigt werden. Bei einer Stinger-Verfüllung, infolge einer vollständigen Blockade der Förderleitung, ist darauf zu achten, dass der Verfüllprozess sachgemäß durchgeführt wird. Dies bedeutet, dass der Auslass des Stingers bis an das anstehende, bereits verfüllte Material geführt werden sollte.

- Der Fall des Materials durch das Wasser ist zu vermeiden bzw. die Fallhöhe sollte stark begrenzt werden.

Abschließend kann aus den Verfüllversuchen abgeleitet werden, dass unter Berücksichtigung der formulierten Empfehlungen, die Verbindung Grouted Connection über ausreichende Sicherheitsreserven auf der Widerstandseite des Grout-Materials verfügt, sodass die Standsicherheit im statischen Lastfall über die Lebensdauer der Anlage nicht gefährdet ist.

9. Verwendbarkeit von Zementsuspension (OPC) in Grout-Verbindungen - IfB

9.1 Ziel der Untersuchungen

Ziel der Untersuchungen war die anwendungsorientierte Erprobung von gewöhnlichem Portlandzement (OPC – Ordinary Portland Cement) für den Einsatz als Vergussmaterial in Grouted Connections für Offshore-Windenergieanlagen. Da OPC-Grout deutlich kostengünstiger ist als die auf dem Markt angebotenen und überwiegend eingesetzten Hochleistungsvergussmörtel kann durch den Einsatz von OPC-Grout von einer ökonomischen Optimierung der für Offshore-Tragstrukturen eingesetzten Verbindung ausgegangen werden. In der Erdöl- und Erdgasindustrie werden bereits seit Jahrzehnten einfache Zementsuspensionen als Vergussmaterial in Grouted Connections verwendet. Jedoch unterscheidet sich das Belastungs- und Anforderungsspektrum von der Offshore-Windenergie. Im Gegensatz zu den Verbindungen in der Öl- und Gasindustrie werden für Grouted Connections der Offshore-Windenergie deutlich größere Spaltmaße benötigt, sodass gleichzeitig die benötigte Menge an Grout-Material deutlich größer ist. Daher ist es erforderlich eine anwendungsorientierte Erprobung von OPC-Grout der für Offshore-Tragstrukturen eingesetzten Verbindung durchzuführen. Dabei unterscheiden sich die Frisch- und Festmaterialeigenschaften deutlich von den der überwiegend eingesetzten Mörtelsystemen.

9.2 Problemstellung

Zur Erprobung des Werkstoffes liegt der Fokus auf folgenden Schwerpunkten:

- **Fließverhalten** des OPC-Grouts
- OPC typische **Hydratationswärmeentwicklung**
- Neigung zur **Rissbildung**
- Temperaturbedingte **Treiberscheinungen**

Neben dem Fließverhalten, als wesentliche Frischmaterialeigenschaft zur Gewährleistung einer hohen Einbauqualität, stellt die Hydratationswärmeentwicklung eine besondere Herausforderung dar. Das Fehlen eines Zuschlagstoffes (Gesteinskörnung) führt einerseits dazu, dass der Anteil an reaktiven Zement im Baustoffgemisch deutlich höher ist und andererseits fehlt damit die Masse, die als Wärmespeicher fungiert. Daher ist während der Hydratation des Baustoffs mit erheblich

höheren Temperaturen zu rechnen. Die Temperaturen führen dazu, dass sich ein enormer Temperaturgradient zwischen dem Kern und dem Randbereich des Bauteils ausbildet. Dadurch entstehen aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnung enorme Zwang- und Eigenspannungen, die bei Überschreitung der aufnehmbaren Zugspannung, in Abhängigkeit des im jungen Alter des Baustoffs vorherrschenden Elastizitätsmoduls, mit Rissen im Bauteil einhergehen. Zusätzlich dazu besteht die Möglichkeit, dass es infolge der Überschreitung einer bestimmten Grenztemperatur (ca. 75 °C) zur sogenannten Sekundären-Ettringitbildung kommt. Dieses Problem ist bereits aus der Wärmebehandlung von Betonbauteilen bekannt. Bei Kontakt von Zement mit Wasser kommt es zur Bildung von Aluminat-Ferrit-tri-Phasen (AFt-Phasen) in Folge der Reaktion von freien Sulfat-Ionen mit den hochreaktiven Aluminatphasen (C_3A) unter Anwesenheit von Calciumhydroxid ($Ca(OH)_2$). Neben zahlreichen weiteren (frühen) Hydratationsprodukten, die für das Erstarungsverhalten zementgebundener Baustoffe verantwortlich sind, ist Ettringit ein entscheidender Vertreter, der in der frühen Phase der Hydratation vorwiegend in Form von feinen nadelförmigen Kristallstrukturen auf den Zementpartikeln wächst. Man hat erkannt, dass die Primäre-Ettringitbildung ab einer bestimmten Temperatur unterdrückt wird bzw., dass die erhöhte Temperatur zur Rekristallisation der bereits gebildeten Ettringitstrukturen führt. Unter Raumklima und der Anwesenheit von Sulfat-Ionen kommt es nach der festigkeitsbildenden Hydratation zur nachträglichen, sekundären Bildung von Ettringit. Das Reaktionsprodukt nimmt dabei ein größeres Raumvolumen (Treiberscheinung) ein, was zu Eigen- und Zwangspannungen führt und in einer ausgeprägten Rissneigung des Baustoffs resultieren kann. Bei welchen Temperaturen und zu welchem Zeitpunkt der Hydratation sich dieses Phänomen negativ auf die Festmaterialeigenschaften auswirkt, ist zu klären.

9.3 Materialien

Untersuchungsgegenstand waren drei verschiedene Zemente, die sich hinsichtlich folgender, für den Offshore-Einsatz wesentlicher Eigenschaften unterscheiden:

- Festigkeitsklasse
- Anteil des reaktiven Zementklinkers
- Hydratationswärmeentwicklung
- Spezifische Oberfläche (Blaine-Wert)
- Sulfatbeständigkeit

Für die Untersuchungen wurden drei Materialien ausgewählt, die als Normalzement (nach DIN EN 197-1) oder als Normalzement mit hohem Sulfatwiderstand (nach DIN 1164-10), sogenannte HS-Zemente, bezeichnet werden.

- CEM I 52,5 R:

Bezeichnung eines Portlandzements (Portlandzementklinkeranteil von 95 M.-% und 100 M.-% mit maximal 5 M.-% Nebenbestandteilen), der Festigkeitsklasse 52,5 und einer hohen Anfangsfestigkeit (R). Im Folgenden wird der Zement als gewöhnlicher Portlandzement bezeichnet.

- CEM I 52,5 R-SR3/NA(2):

Bezeichnung eines Portlandzements (Portlandzementklinkeranteil von 95 M.-% und 100 M.-% mit maximal 5 M.-% Nebenbestandteilen), der Festigkeitsklasse 52,5 mit einer hohen Anfangsfestigkeit (R), einer hohen Sulfatbeständigkeit (SR3) und mit einem niedrig wirksamen Alkaligehalt (NA). Im Folgenden wird der Zement als Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit bezeichnet.

- CEM III/B 42,5 L-LH/SR/NA:

Bezeichnung eines Hochofenzements (Hüttensand-Anteil zwischen 66 M.-% und 80 M.-%), der Festigkeitsklasse 42,5 mit einer geringen Anfangsfestigkeit (L), niedriger Hydratationswärme (LH), einer hohen Sulfatbeständigkeit (SR) und mit einem niedrig wirksamen Alkaligehalt (NA). Im Folgenden wird der Zement als Hochofenzement bezeichnet.

Als Referenzsystem, wurde ein Hochleistungsvergussmörtel verwendet, der in den vorangegangenen Untersuchungen als Material C bezeichnet wurde und im Folgenden als Vergussmörtel bezeichnet wird.

9.3.1 Frischmaterialherstellung

Die ausgewählten Zemente wurden mit einem Wasserzement-Wert von 0,4 hergestellt. Zur Herstellung wurde eine Suspensionsmischanlage (Chargen-Suspensionsmischer vom Typ SC-13-250, MAT Mischanlagentechnik GmbH) verwendet. Als Anmachwasser wurde Trinkwasser verwendet. Jede Charge wurde für 2 min gemischt. In Voruntersuchungen die im Rahmen der Antragsphase durchgeführt wurden, stand die Suspensionsmischanlage noch nicht zur Verfügung. Die Herstellung erfolgte zu diesem Zeitpunkt noch mit einem Zwangsmischer. Es zeigte sich, dass es unter zu Hilfenahme eines Zwangsmischers nicht möglich ist unter Verwendung eines w/z-Wertes von 0,4 eine fließfähige Suspension herzustellen.

Für die Herstellung des Vergussmörtels wurde der maximale w/f-Wert (gemäß Herstellerangaben) verwendet. Der Vergussmörtel wurde mit einem Zwangsmischer (UEZ Typ ZM 100) für 8 min gemischt.

9.3.2 Materialcharakterisierung

Zur Charakterisierung der Materialien wurden sowohl die Frisch- als auch die Festmaterialeigenschaften ermittelt. Zur Charakterisierung der Frischmaterialeigenschaften wurden folgende Materialkennwerte ermittelt:

- Konsistenz gemäß DIN EN 12350-8
- Rohdichte gemäß DIN EN 12350-6
- Luftporengehalt gemäß DIN EN 1015-7
- Hydratationswärmeentwicklung gemäß DIN EN 196-9

Die Materialkennwerte der einzelnen Grout-Materialien wurden unter Laborbedingungen bestimmt und können Tabelle 16 entnommen werden.

Tabelle 16: Frischmaterialeigenschaften der OPC-Grouts und des Vergussmörtels

Material	Konsistenz [mm]	Rohdichte [kg/dm ³]	LP-Gehalt [%]	Frischmaterial- temperatur [°C]	Temperatur (teiladiabat) [°C]
Vergussmörtel	840	2,48	3,7	32,5	52,1
CEM I 52,5 R	540	1,9	0,2	41,6	122,3
CEM I 52,5 R-SR3/NA(2)	980	2,01	0,35	34,8	112,5
CEM III/B 42,5 L-LH/SR/NA	650	1,88	0,15	38,9	103,1

Es ist zu erkennen, dass sich die Materialien vor allem hinsichtlich ihrer Fließfähigkeit unterscheiden. Dabei zeigte sich, dass der gewöhnliche Portlandzement (CEM I 52,5 R) die geringste Fließfähigkeit bei gleichzeitig höchster Hydratationswärmeentwicklung aufwies. Dies ist sicherlich auf

den hohen Klinkeranteil in der Zusammensetzung des Zements und darüber hinaus auf die hohe spezifische Oberfläche zurückzuführen (vgl. Tabelle 17). Die OPC-Grouts wiesen gegenüber dem Vergussmörtel insgesamt deutlich höhere Temperaturen, eine geringere Dichte sowie einen geringen Luftporengehalt auf.

Tabelle 17: Gegenüberstellung der spezifischen Oberflächen der untersuchten OPC-Grouts

Material	spezifische Oberfläche, O_{Blaine} [cm ² /g]
CEM I 52,5 R	5080
CEM I 52,5 R-HS	4360
CEM III/B 42,5 L	4540

Neben den Frischmaterialeigenschaften wurden folgende Festmaterialkennwerte ermittelt:

- Druckfestigkeitsentwicklung gemäß DIN EN 12390-3 (Probekörpergeometrie: Würfel, Kantenlänge 75 mm)
- Elastizitätsmodulentwicklung gemäß DIN EN 12390-13 (Probekörpergeometrie: Zylinder, D = 150 mm, Höhe = 300 mm)

Die Probekörper wurden gemäß DIN EN 12390-2 bis zur Prüfung unter Wasser gelagert. Die Prüfung der Materialkennwerte erfolgte unter Laborlima. Abbildung II-93 zeigt die Druckfestigkeitsentwicklung bis zu einem Prüfalter von 91 Tagen. Abbildung II-94 zeigt die Entwicklung des E-Moduls bis zu einem Prüfalter von 56 Tagen.

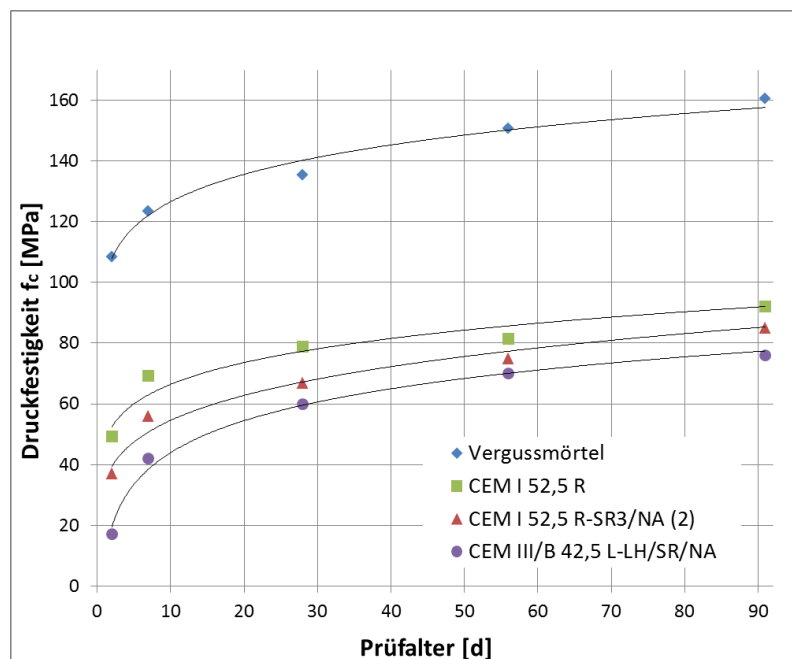


Abbildung II-93: Druckfestigkeitsentwicklung der OPC-Grouts und des Vergussmörtels

Die Druckfestigkeiten (Mittelwert aus drei Probekörpern) der OPC-Grouts liegen deutlich unter der Druckfestigkeit des Vergussmörtels. Der gewöhnliche Portlandzement zeigt aufgrund seines hohen Klinkeranteils und der hohen Festigkeitsklasse bei gleichzeitig größter reaktiver Oberfläche die höchste Früh- und Endfestigkeit auf.

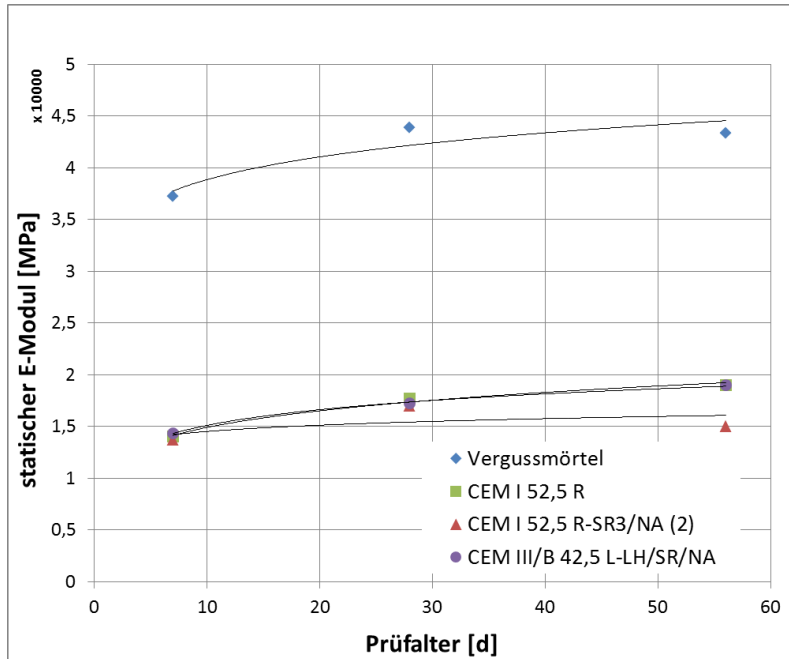


Abbildung II-94: E-Modul-Entwicklung der OPC-Grouts und des Vergussmörtels

Wie am Vergleich der Druckfestigkeiten zu erwarten ist, liegt auch der E-Modul der OPC-Grouts deutlich unterhalb des E-Moduls des Vergussmörtels. Im Vergleich der OPC-Grouts untereinander zeigte sich, dass die E-Module mit ungefähr $1,7 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$ (nach 28 Tagen) auf einem vergleichbaren Niveau lagen.

9.4 Kleinmaßstäbliche Verfüllversuche

Die kleinmaßstäblichen Verfüllversuche hatten den Zweck grundlegende Erfahrungen mit dem Umgang der Zementsuspensionen zu sammeln. Für die Durchführung der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche wurde der Laborprüfstand gemäß Kapitel 8.1.1 vgl. Abbildung II-60) verwendet. Der Versuchsstand wurde für die Prüfungen mit Wassergefüllt. Das Spaltmaß wurde auf 5 cm eingestellt, um kritische Randbedingungen für das fließende Grout-Material zu schaffen. Der Verfüllversuch wurde hinsichtlich der Temperaturentwicklung, der Rissneigung und der Druckfestigkeit beurteilt.

9.4.1 Temperaturentwicklung

Um die Hydratationswärmeentwicklung der Materialien zu vergleichen wurde die Oberflächentemperatur der Versuchsschalung mit Hilfe einer Thermografiekamera erfasst (vgl. Abbildung II-95).

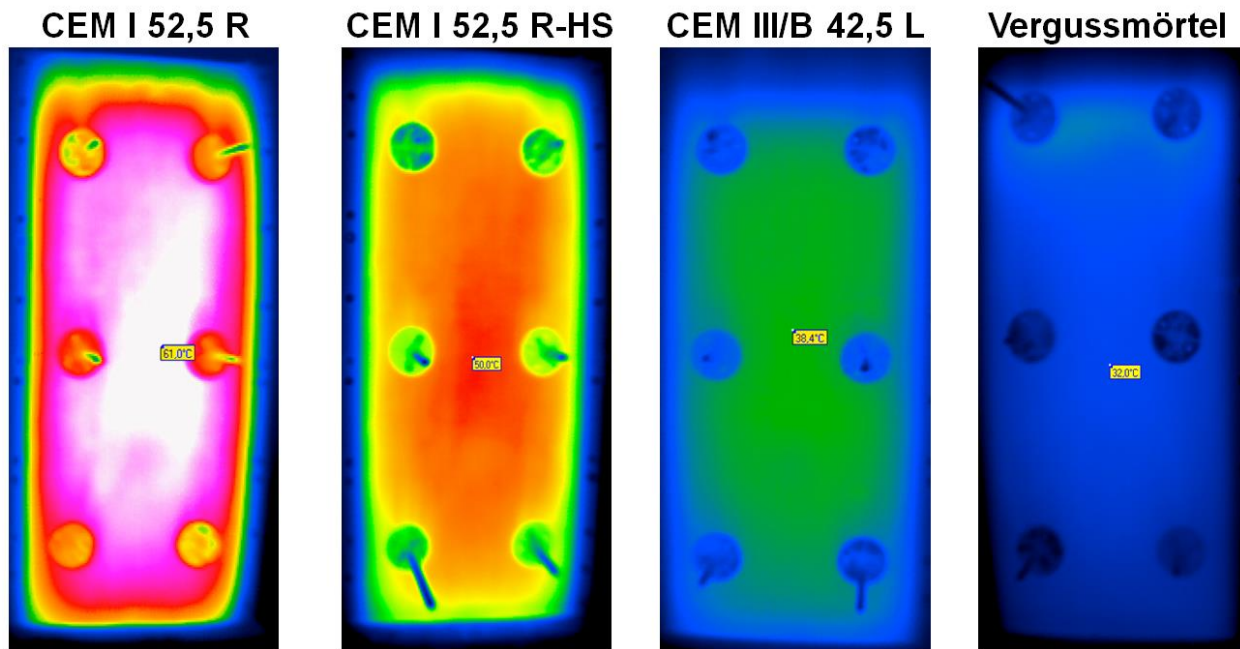


Abbildung II-95: Thermografieaufnahme zum Zeitpunkt der höchsten Temperatur.

Die maximalen Oberflächentemperaturen bestätigen die Ergebnisse der Temperaturentwicklung unter teil-adiabaten Bedingungen (vgl. Tabelle 16). Es zeigte sich, dass die OPC-Grouts deutlich höhere Temperaturen bilden als der Vergussmörtel. Der gewöhnliche Portlandzement zeigte die mit Abstand höchste Temperaturentwicklung.

9.4.2 Rissneigung

Die Beurteilung der Rissneigung wurde zwei Tage nach dem Verüllprozess an den erhärteten, ausgeschalteten Bauteilen vorgenommen. Abbildung II-96 zeigt die nachgestellten Rissbilder der Bauteile. Der gewöhnliche Portlandzement zeigte im Gegensatz zu den anderen OPC-Grouts stark ausgeprägte Risse, die in Höhe der Schubrippen horizontal verlaufen und eine Rissbreite von bis zu 1 mm aufwiesen. Zwischen den Schubrippen verliefen auch sich kreuzende horizontale und vertikale Risse. Unter Verwendung der beiden anderen OPC-Grouts konnte nur ein horizontaler Riss in Höhe der obersten Schubrippe beobachtet werden. Der Vergussmörtel zeigte außer im Bereich der im Bauteil verbliebenen Vorlaumischung keine Risse.

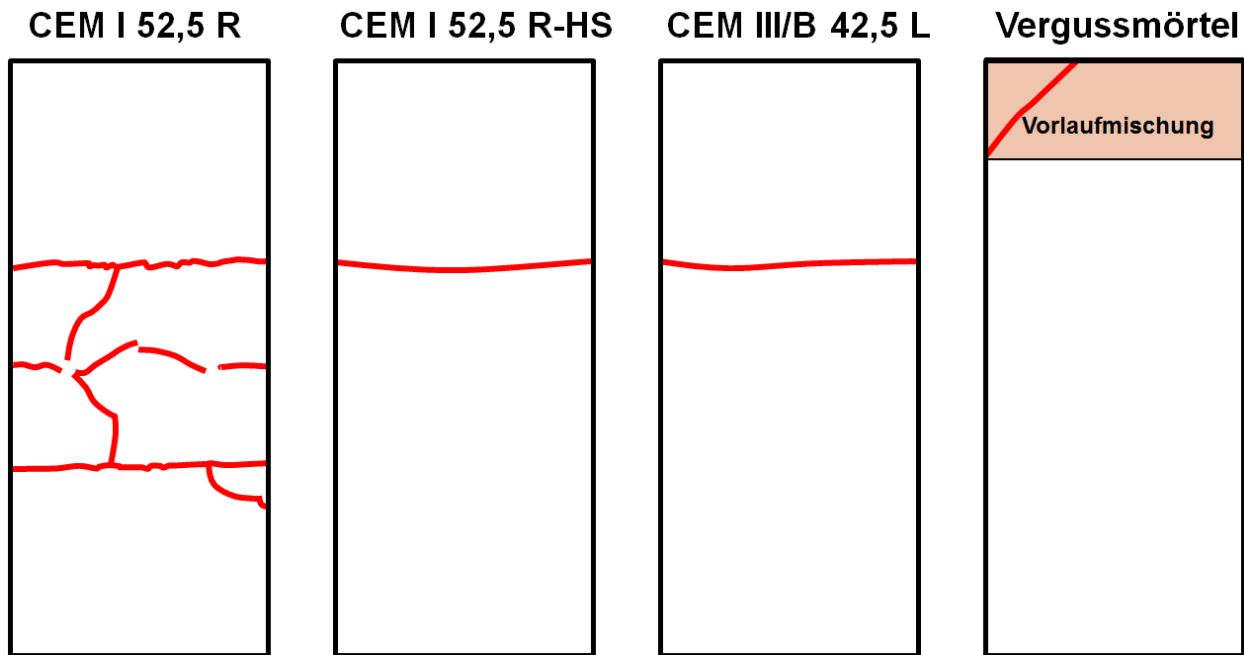


Abbildung II-96: Rissbilder der ausgeschalteten Bauteile (der Verlauf der Risse ist rot markiert)

Die starke Rissneigung des gewöhnlichen Portlandzementes lässt sich auf die hohe Temperaturentwicklung zurückführen, die zu Zwang- und Eigenspannungen geführt haben muss.

9.4.3 Festmaterialeigenschaften

Für den Verfüllversuch mit dem Vergussmörtel wurde ein gewöhnlicher Portlandzement als Vorlaufmischung verwendet. Die Festmaterialeigenschaften wurden nach 7 Tagen und nach 28 Tagen ermittelt. Dazu wurde je ein Verfüllversuch durchgeführt. Unter der Verwendung des Vergussmörtels wurde die Vorlaufmischung beim ersten Versuch (7 Tagesfestigkeit) im Bauteil gelassen und beim zweiten Versuch (28 Tagesfestigkeit) durch einen Overflow aus dem Bauteil verdrängt. Zur Ermittlung der Druckfestigkeit wurden Bohrkern mit einem Durchmesser von 5 cm entnommen. Abbildung II-97 und Abbildung II-98 zeigen die relative Druckfestigkeitsverteilung der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche nach einem Probekörperalter von 7 und 28 Tagen.

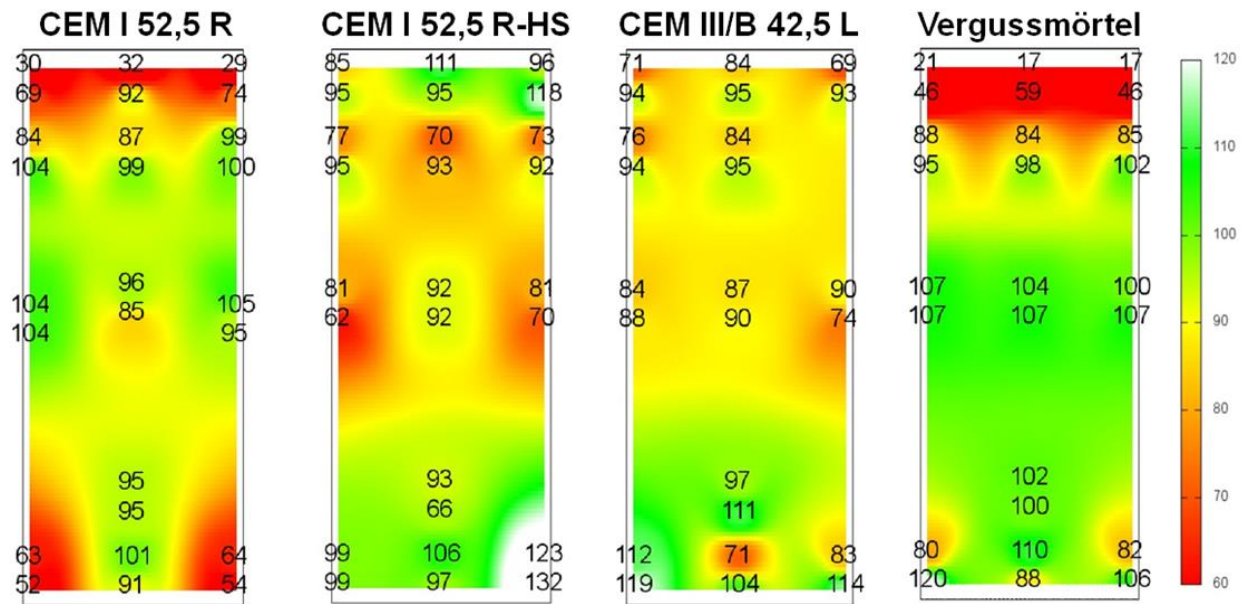


Abbildung II-97: Relative Druckfestigkeitsverteilung der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche nach 7 Tagen

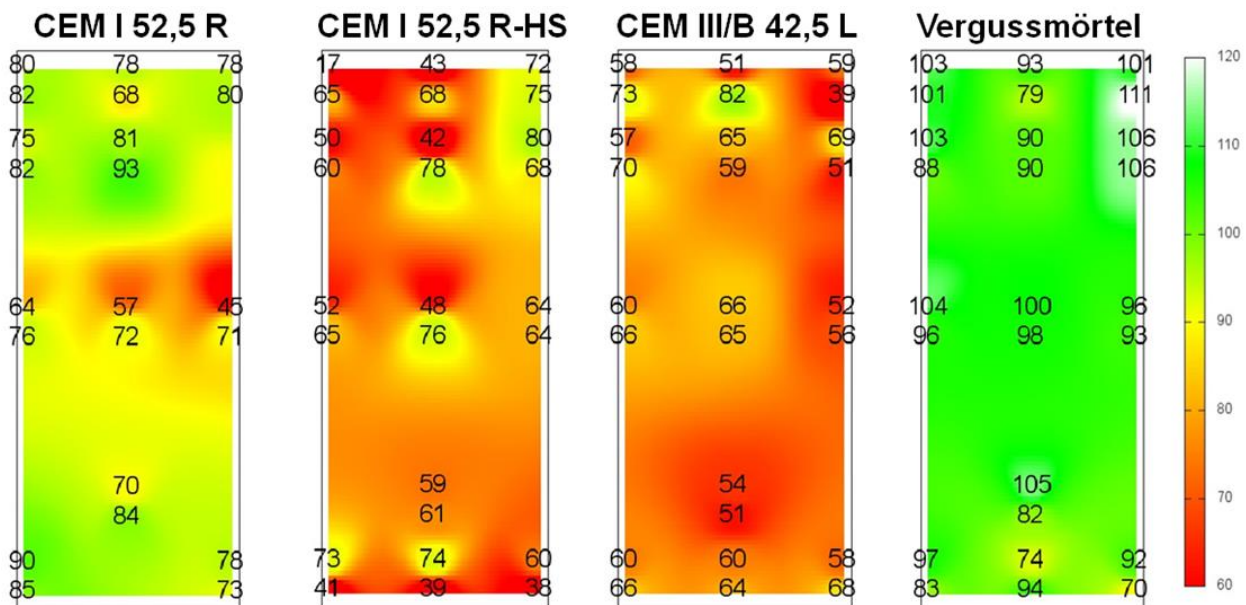


Abbildung II-98: Relative Druckfestigkeitsverteilung der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche nach 28 Tagen

Es ist zu erkennen, dass die Druckfestigkeiten der OPC-Grouts größeren Streuungen unterworfen waren als die des Vergussmörtels. Besonders in den Eckbereichen des Bauteils wiesen die Materialien reduzierte Festigkeiten auf. Daraus ist zu entnehmen, dass die OPC-Grouts deutlich sensibler hinsichtlich ihrer Mischungsstabilität auf den Einfluss des Wassers reagieren. Darüber hinaus bilden sich zum Teil auch höherfeste Bereiche im Gegensatz zur Referenzdruckfestigkeit auf.

9.5 Großmaßstäbliche Verfüllversuche

Zur Ermittlung von realitätsnahen Materialeigenschaften unter Berücksichtigung real auftretender Phänomene wurden die ausgewählten Materialien zusätzlich im großmaßstäblichen Verfüllversuchsstand untersucht. Da mit deutlich höheren Temperaturen unter Verwendung der OPC-Grouts zu rechnen war, wurde die transparente Frontseite durch eine Rahmenschalung ausgetauscht, da das zuvor verwendete Acrylglas den hohen Temperaturen nicht standgehalten hätte. Das Spaltmaß wurde für die Großversuche auf 5 cm eingestellt und der Versuchsstand wurde mit Wasser befüllt. Als Fördereinheit wurde dieselbe Technik verwendet wie in den zuvor durchgeführten großmaßstäblichen Verfüllversuchen (vgl. Abschnitt 8.2).

Die OPC-Grouts wurden für die Versuche mit einem w/z-Wert von 0,4 unter Verwendung einer Suspensionsmischanlage (vgl. Abbildung II-99) hergestellt.



Abbildung II-99: Chargen-Suspensionsmischanlage der Firma MAT Mischanlagentechnik GmbH

9.5.1 Fließverhalten

Die OPC-Grouts wiesen nach einem Mischvorgang von 2 min deutliche Unterschiede in ihrer Fließfähigkeit auf. Die mit Abstand geringste Fließfähigkeit zeigte sich beim gewöhnlichen Portlandzement mit einem kleinsten Setzfließmaß von 460 mm (vgl. Abbildung II-100).


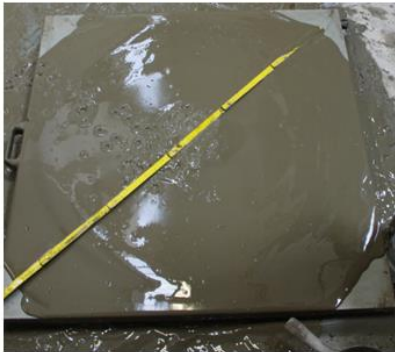
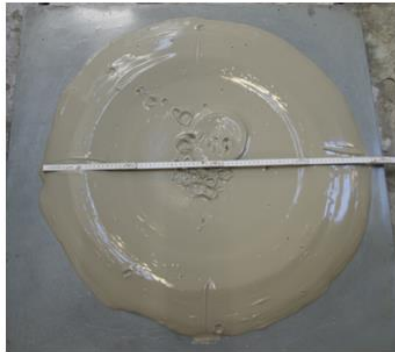
CEM I 52,5 R	CEM I 52,5 R-HS	CEM III/B 42,5 L
460 – 690 mm	910 – 1100 mm	530 – 720 mm
		

Abbildung II-100: Fotos ausgewählter, repräsentativer Fließversuche der OPC-Grouts

Unter der Hilfenahme einer Thermografiekamera konnten die Fließwege der Grout-Materialien auch ohne transparente Frontseite nachvollzogen werden. Die Materialien zeigten grundsätzlich, trotz kritischer Randbedingungen (Spaltmaß = 5 cm) eine gute Fließfähigkeit einschließlich selbstnivellierender Eigenschaften. Abweichend davon kam es beim gewöhnlichen Portlandzement zur Ausbildung sekundärer Fließwege, die dazu führten, dass es zur Blockade der Förderleitung kam (Setzfließmaß der verfüllten Charge lag bei 460 mm). Der Verfüllvorgang musste nachträglich von oben mit einer Stingerleitung verfüllt werden. Abbildung II-101 veranschaulicht den kurz vor der Blockade ausgebildeten Fließweg am ausgeschalteten Bauteil.

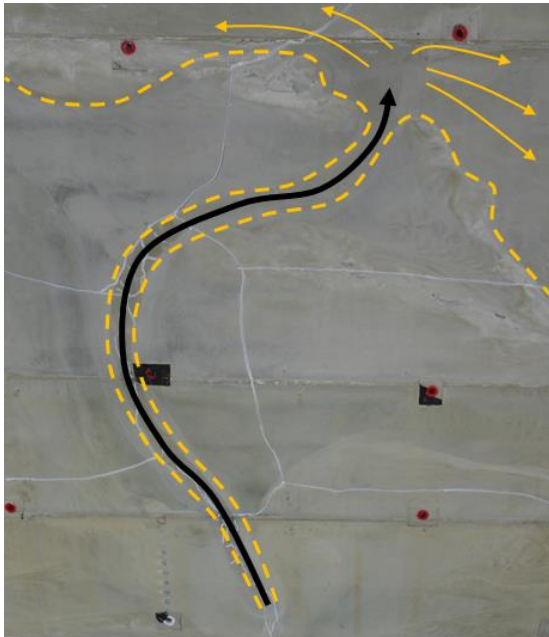


Abbildung II-101: Fließweg des gewöhnlichen Portlandzements der letzten Charge vor der Blockade der Förderleitung

Es ist deutlich zu erkennen, dass der Fließweg chaotisch, entlang des geringsten Widerstandes in Abhängigkeit des angesteiften, bereits verfüllten Materials verläuft. Die Blockade ist auf die geringe Fließfähigkeit und auf das frühzeitige Erstarren des Materials zurückzuführen.

9.5.2 Rissneigung

Die Rissneigung der verfüllten Bauteile wurde jeweils 2 Tage nach dem Verfüllvorgang beurteilt. Dazu wurde das Bauteil mit Hilfe des Kipprahmens in die horizontale Lage gebracht und die Rahmenschalung entfernt. Die untersuchten OPC-Grouts zeigten ohne Ausnahme sowohl vertikal als auch horizontal verlaufende Risse mit einer Rissbreite zwischen 0,4 mm und 1,4 mm. Der gewöhnliche Portlandzement zeigte im Gegensatz zu den anderen OPC-Grouts eine ausgeprägtere Neigung zur Rissbildung (vgl. Abbildung II-102). Es konnten Risse von bis zu 2 mm beobachtet werden.

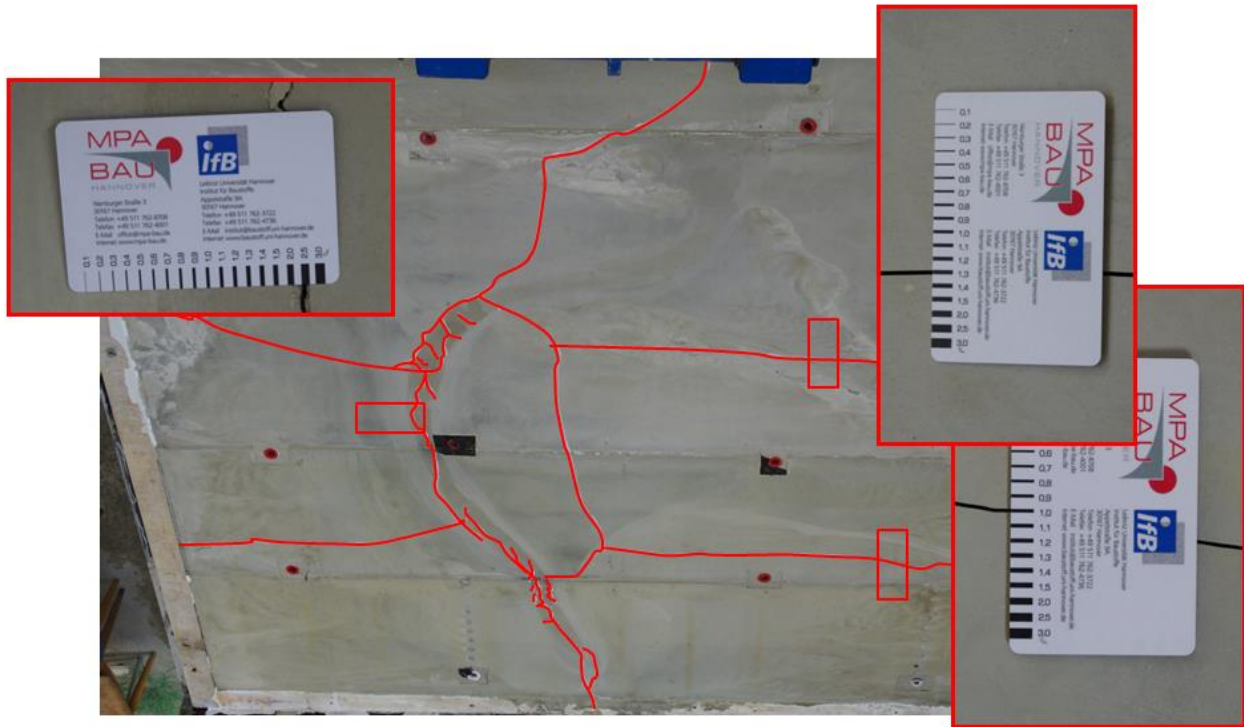


Abbildung II-102: Rissbild des gewöhnlichen Portlandzements direkt nach dem Ausschalen

9.5.3 Festmaterialeigenschaften

Zur Bestimmung der relativen Druckfestigkeiten wurden den Bauteilen Bohrkern mit einem Durchmesser von 5 cm entnommen. Die Druckfestigkeiten wurden 28 Tage nach dem Verfüllvorgang bestimmt. Die relativen Druckfestigkeitswerte an den entsprechenden Entnahmestellen können der Abbildung II-103 entnommen werden.

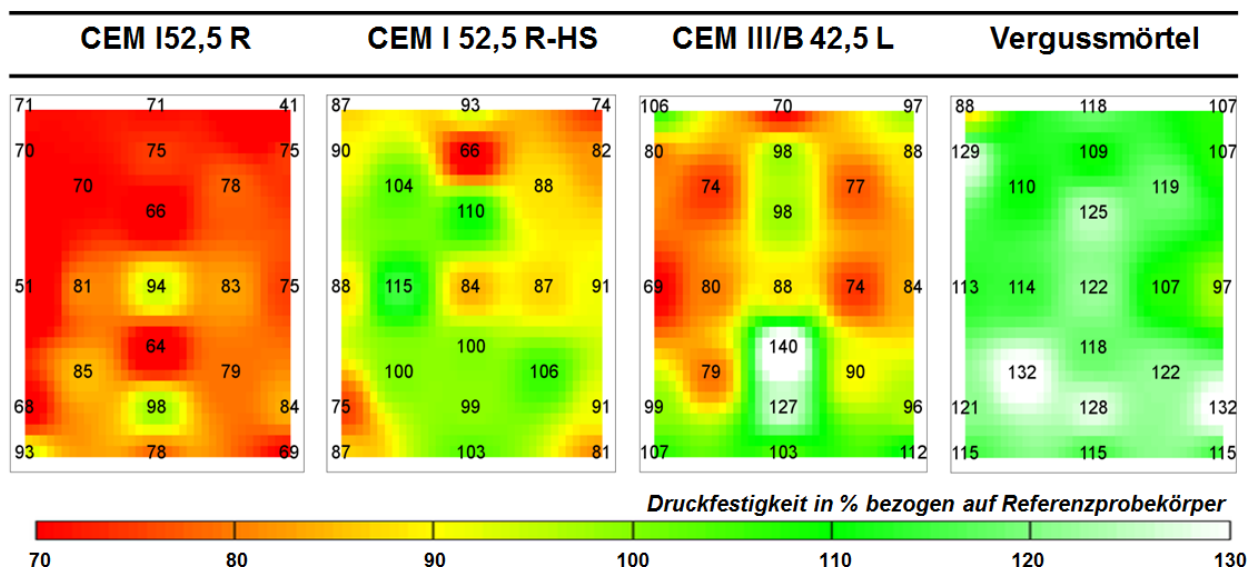


Abbildung II-103: Relative Druckfestigkeitsverteilung der OPC-Grouts und des Vergussmörtels

Der Vergussmörtel zeigt eine homogene Druckfestigkeitsverteilung über das gesamte Bauteil. Der kleinste Einzelwert der Druckfestigkeit liegt bei 88% in der oberen linken Ecke des Bauteils. Der Großteil aller Werte liegt jedoch deutlich oberhalb der Referenzdruckfestigkeit. Damit werden die

Beobachtungen aus der zuvor durchgeführten großmaßstäblichen Verfüllversuchen bestätigt. Die Druckfestigkeitsverteilung der OPC-Grouts war hingegen deutlich größeren Streuungen unterworfen. Die signifikantesten Beeinträchtigungen in den Festmaterialeigenschaften fanden beim gewöhnlichen Portlandzement statt. Sämtliche Druckfestigkeiten lagen unterhalb der Referenzdruckfestigkeit, mit einem geringsten Einzelwert von 51%. Der Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit zeigte die geringste Beeinträchtigung der Materialeigenschaften und die homogenste Festigkeitsverteilung.

9.6 Hydratationswärmeentwicklung im Unterwasserversuchsstand

Zur Bestimmung der Hydratationswärmeentwicklung wurde der sogenannte Unterwasserversuchsstand entwickelt, der es erlaubt, die Wärmeentwicklung und den Wärmeabfluss von Grout-Materialien unter realitätsnahen Randbedingungen abzubilden. Der Prüfstand bildet ein Segment eines unter Wasser liegenden Grouted Connections ab. Die Wärmeübertragung soll dabei, wie in der Realität, lediglich über die Stahlkomponenten in ein-axialer Richtung stattfinden (vgl. Abbildung II-104). Der Prüfstand besteht aus einem verspannten und an der Innenseite mit Schaumglas ($t = 8\text{ cm}$) gedämmten Holzrahmen. Seitlich wurden Stahlplatten (Baustahl) mit einer Stärke von 4 cm mit dem Holzrahmen verspannt. Der Grout-Spalt kann variabel eingestellt werden. Für die Untersuchungen wurde ein Spaltmaß von 40 cm gewählt.

Der gedämmte Holzrahmen wurde zunächst bis zur Hälfte mit dem zu untersuchenden Grout-Material befüllt. Anschließend wurden Temperatursensoren, die sich an einer Führungsschiene befanden, zentrisch angebracht. Die Temperatursensoren wurden in einem Abstand von 2,5 cm auf der Führungsschiene angebracht (vgl. Abbildung II-105). Darüber hinaus wurde die Innen- und die Außenseite der Stahloberfläche mittig mit einem Temperatursensor versehen. Nach der Applizierung der Temperatursensoren im Inneren des Prüfstandes wurde dieser bis zur Oberkante mit Grout-Material gefüllt und anschließend mit einer Dämmschicht von oben verschlossen. Der Unterwasserversuchsstand befand sich während der Prüfung in einer großen Wanne unter Wasser. Das Wasser wurde während des Hydratationsprozesses gekühlt, sodass die Wassertemperatur nahezu konstant zwischen 5 °C und 8 °C lag. Die Wassertemperatur wurde kontinuierlich gemessen.

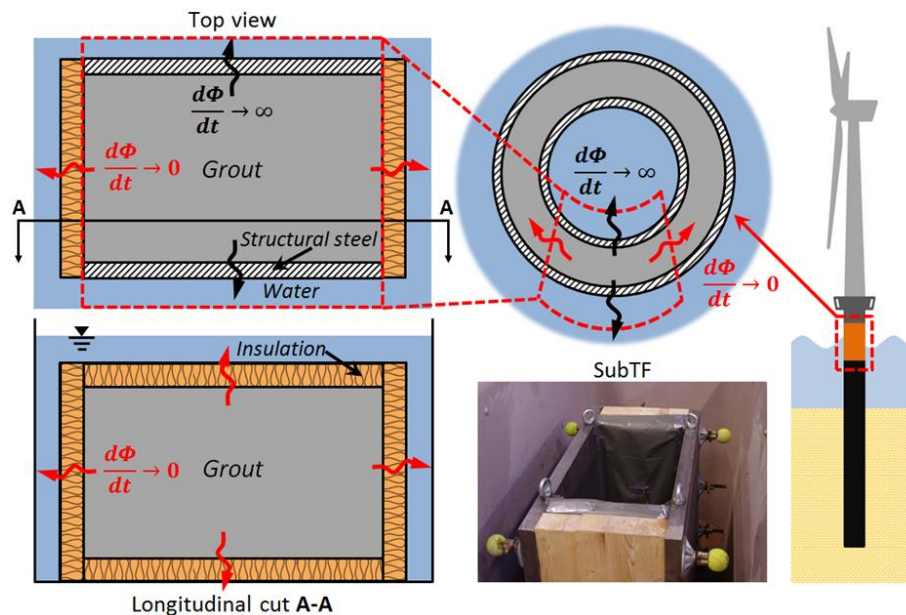


Abbildung II-104: Konzeption des Unterwasserversuchsstandes

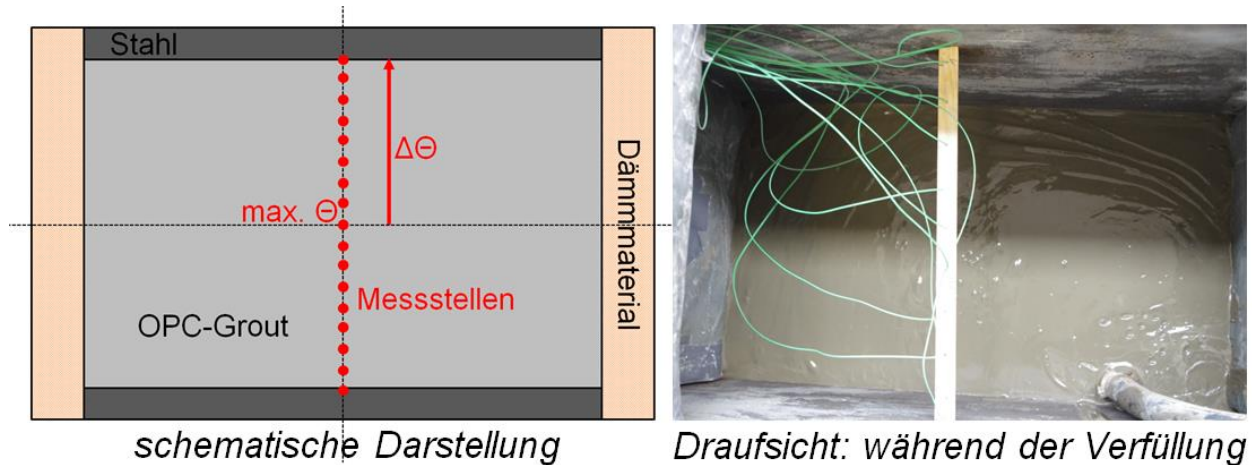


Abbildung II-105: Anordnung der Temperatursensoren im Prüfstand

Gemessen wurde die Temperatur entlang der Messachse während des Hydrationsprozesses. Abbildung II-106 zeigt den Temperaturunterschied zwischen dem Grout-Material an der Randzone und dem Grout-Material in Abhängigkeit von der jeweiligen Position. Während der Prüfung konnten auf diese Weise sowohl die maximale Temperatur im Bauteilkern als auch der maximale Temperaturgradient zwischen Kern und Randzone ermittelt werden.

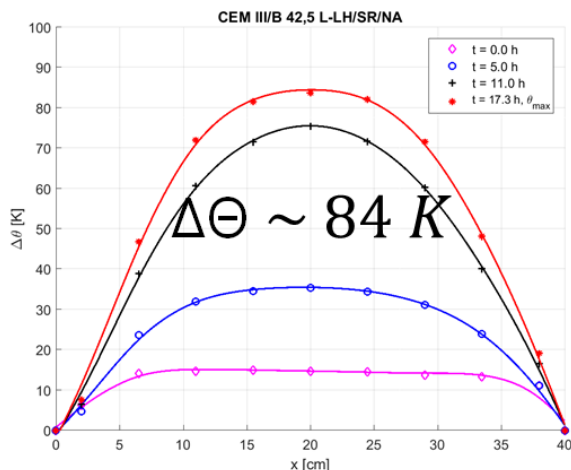


Abbildung II-106: Temperaturprofil des Hochofenzements während des Hydrationsprozesses. Abgebildet ist der Temperaturunterschied in Kelvin zwischen dem Grout-Material an der Randzone und dem Grout-Material im Inneren.

Tabelle 18 stellt die maximalen Temperaturgradienten zwischen Randzone und Bauteilinneren und die maximale Temperatur während der Hydratation der verwendeten Grout-Materialien gegenüber. Die im Bauteil während der Hydratation gemessenen maximalen Temperaturen bestätigen die Ergebnisse, die unter teiladiabaten Bedingungen gemessen wurden. Es hat sich gezeigt, dass im Bauteilinneren Temperaturen weit über 100 °C entstanden sind. Der gewöhnliche Portlandzement erreichte eine maximale Temperatur von 125 °C. In Anbetracht des Temperaturgradienten wird ersichtlich, dass der Vergussmörtel im Gegensatz dazu eine vergleichsweise geringe Temperaturdifferenz aufwies. Die OPC-Grouts entwickelten einen Temperaturgradienten von über 80 K, wobei der gewöhnliche Portlandzement einen maximalen Temperaturgradienten von 96 K aufwies. Damit ist der für massige Bauteile geltende Grenzwert von 15 K deutlich überschritten, wonach mit Rissen im Bauteil zu rechnen war.

Tabelle 18: Maximaler Temperaturgradient und maximale Temperatur im Bauteilinneren

Material	max. Temperatur- gradient $\Delta\Theta$	max. Tempe- ratur Θ
	[K]	[°C]
Vergussmörtel	37	52
CEM I 52,5 R	96	125
CEM I 52,5 R-HS	87	112
CEM III/B 42,5 L	84	103

Nach dem Erhärtungsprozess wurden die Proben aus dem Prüfstand genommen und hinsichtlich ihrer Rissneigung untersucht. Dabei zeigte sich, dass lediglich der gewöhnliche Portlandzement makroskopische Risse auf der Probekörperoberfläche aufwies. Die Rissbreite variierte zwischen 0,5 mm und 0,8 mm.



Abbildung II-107: Aus dem Unterwasserversuchsstand entnommene Probekörper

Exemplarisch wurden drei Bohrkern mit einem Durchmesser und einer Höhe von 75 mm aus den erhärteten Probekörpern entnommen. Tabelle 19 stellt die relative Druckfestigkeit der Bohrkern als Mittelwert der aus jedem Versuch entnommenen Bohrkern gegenüber. Die Hydratationswärmeeentwicklung im Bauteilinneren führte beim Vergussmörtel zu einer deutlichen Steigerung der Festigkeit. Die OPC-Grouts zeigten hingegen eine Abnahme der aufnehmbaren Druckfestigkeit. Der gewöhnliche Portlandzement zeigte dabei die stärkste Beeinträchtigung. Damit werden die Versuchsergebnisse aus den klein- und großmaßstäblichen Verfüllversuchen bestätigt.

Tabelle 19: Relative Druckfestigkeiten der Probekörper aus dem Unterwasserversuchsstand

Material	relative Druckfestigkeit in % bezogen auf die Referenzdruckfestigkeit
Vergussmörtel	124
CEM I 52,5 R	42
CEM I 52,5 R-HS	82
CEM III/B 42,5 L	79

9.7 Großmaßstäblicher Fließversuchsstand

Der Fließversuchsstand wurde entwickelt, um die Einbauqualität der Grout-Materialien unter Berücksichtigung eine gegenseitigen Beeinflussung zweier, sich aufeinander zubewegender Grout-Ströme zu beurteilen. Dabei soll realitätsnah das Fließverhalten des Grout-Materials im Ringspalt einer Grout-Verbindung durch mehrerer Einfüllstellen abgebildet werden. Der Fließversuchsstand besteht aus einer 5,4 m langen und 2,7 m hohen Rahmenschalung aus Stahl. Die Schalung wurde Wasserdicht ausgeführt. Auf der Innenseite wurden Schubrippen angebracht (vgl. Abbildung II-109). Auf jeder Seite wurde ein 2 Zoll Einfüllstutzen auf einer Höhe von 40 cm mit einem seitlichen Abstand von 30 cm angebracht (vgl. Abbildung II-108). Das Spaltmaß wurde für die Fließversuche auf 10 cm eingestellt. Die Fördereinheit wurde über eine Y-Stück an dessen Ende sich je zwei 13 m lange Förderschläuche befanden mit den Einfüllstutzen am Versuchstand verbunden (vgl. Abbildung II-110). Für die Herstellung des Vergussmörtels wurde derselbe Zwangsmischer wie zuvor verwendet. Für die Herstellung der OPC-Grouts wurde die bereits erwähnte Suspensionsmischanlage verwendet.



Abbildung II-108: Foto des Fließversuchsstandes mit den bereits angeschlossenen Förderschläuchen an den Einfüllstutzen

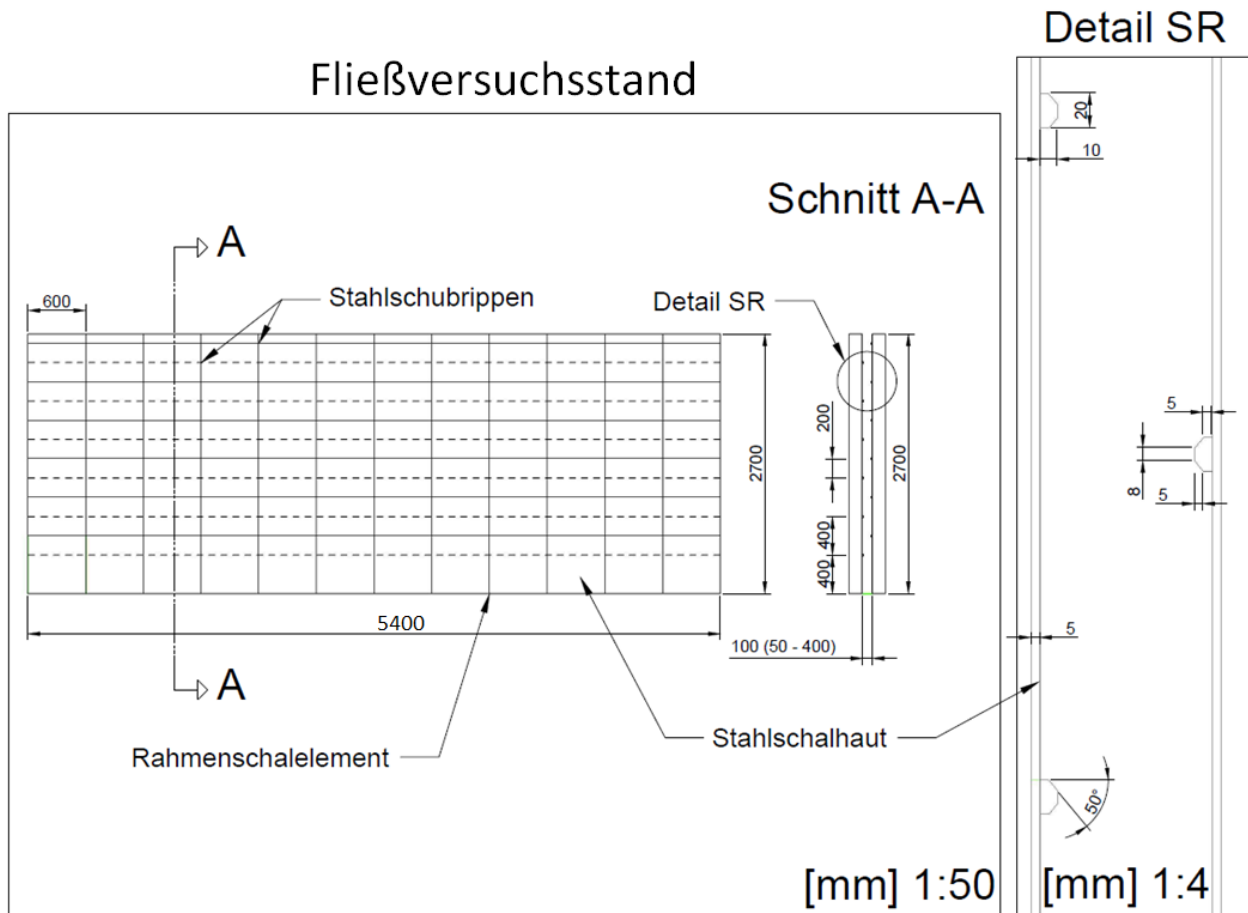


Abbildung II-109: Konstruktionszeichnung mit Detailzeichnung der Schubrippenanordnung des Fließversuchsstandes

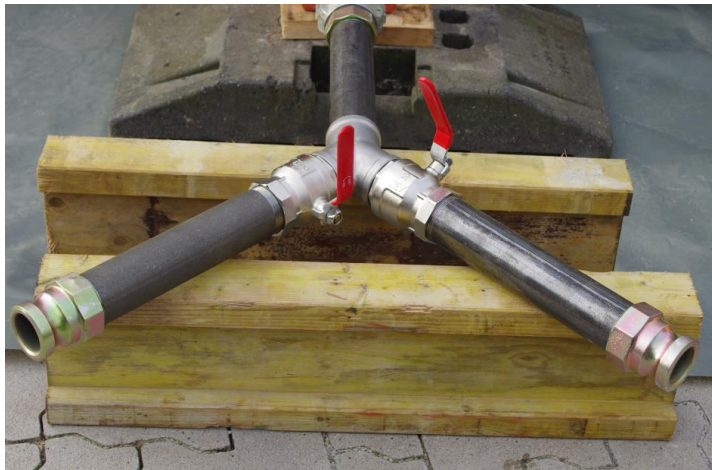


Abbildung II-110: Y-Stück mit Kugelhähnen zur Verteilung des Grout-Materials auf zwei Förderschläuche

Das Fließverhalten wurde während des Versuchs mit einer Thermografiekamera nachverfolgt. Nach dem Erhärten des Grout-Materials wurde die Schalung entfernt und die Einbauqualität zunächst rein visuell beurteilt. Daraufhin wurde das Bauteil abgelegt und an ausgewählten Positionen wurden Bohrkern entnommen, die nach 28 Tagen auf ihre Druckfestigkeit geprüft wurden.

9.7.1 Fließverhalten

Das Bauteil konnte unter Anwendung sämtlicher OPC-Grouts ohne Beeinträchtigungen verfüllt werden. Sämtliche Materialien wiesen gute Verfülleigenschaften, samt Selbstnivellierung auf. Die Grout-Ströme der ersten Charge flossen gleichförmig aufeinander zu, bis sie sich in der Mitte der Schalung getroffen haben und sich zum Aufsteigen zwangen. Die darauf folgenden Chargen bildeten oberhalb des jeweiligen Einfüllstutzens blasenartige Formen aus, die das bereits verfüllte Material gleichmäßig in Bauteilmitte verdrängten (vgl. Abbildung II-111). Dadurch bedingt lag der Grout-Level in der Mitte des Bauteils leicht unterhalb der Randbereiche (um etwa 15 cm).

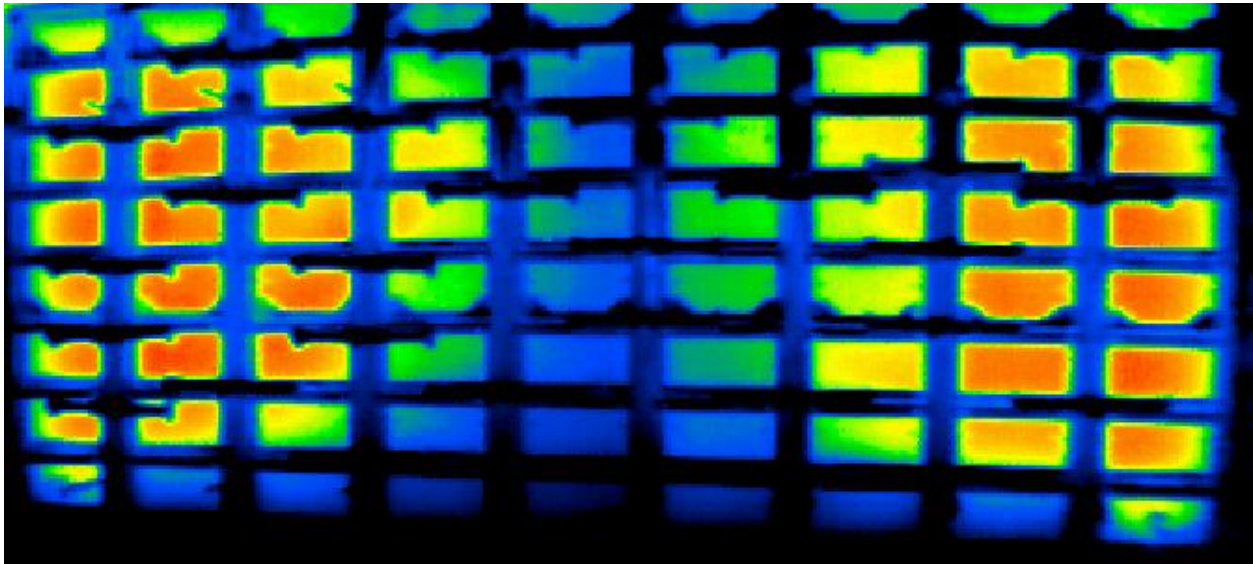


Abbildung II-111: Thermografieaufnahme zum Zeitpunkt der zuletzt verfüllten Charge am Beispiel des Portlandzements mit erhöhter Sulfatbeständigkeit

Nach dem Ausschalen des Bauteils wurde die Einbauqualität visuell beurteilt. Bei keines der verwendeten Grout-Materialien konnten makroskopische Fehlstellen beobachtet werden.

9.7.2 Festmaterialeigenschaften

Zunächst wurde die Rissneigung am ausgeschalteten Bauteil beurteilt. Die Bauteile zeigten ein vergleichbares Rissbild wie in den zuvor durchgeführten großmaßstäblichen Verfüllversuchen.

Zur Beurteilung der Festmaterialeigenschaften wurden den Bauteilen 2 Tage nach dem Verfüllvorgang an ausgewählten Positionen Bohrkerne mit einem Durchmesser von 75 mm entnommen und nach 28 Tagen auf ihre Druckfestigkeit geprüft. Abbildung II-112 stellt die relative Druckfestigkeitsverteilung der Bauteile dar. Grundsätzlich werden die Beobachtungen aus den großmaßstäblichen Verfüllversuchen bestätigt. Der Vergussmörtel zeigte, ausgenommen von einem Einschluss der Vorlaufmischung in der unteren rechten Ecke, in der Regel hohe Druckfestigkeiten über die gesamte Fläche des Bauteils, mit einem homogenen Erscheinungsbild. Der gewöhnliche Portlandzement, sowie der Hochofenzement zeigten hingegen deutliche Beeinträchtigungen in den Materialfestigkeiten, wobei die Einbauqualität des gewöhnlichen Portlandzements deutlich geringer war. Der Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit zeigte im Vergleich zu den anderen OPC-Grouts bessere Festmaterialeigenschaften. Es wurden vereinzelt geringere Druckfestigkeiten gemessen, allerdings beschränkte sich dies auf wenige Stellen, mit einem geringsten Einzelwert der Druckfestigkeit von 71%.

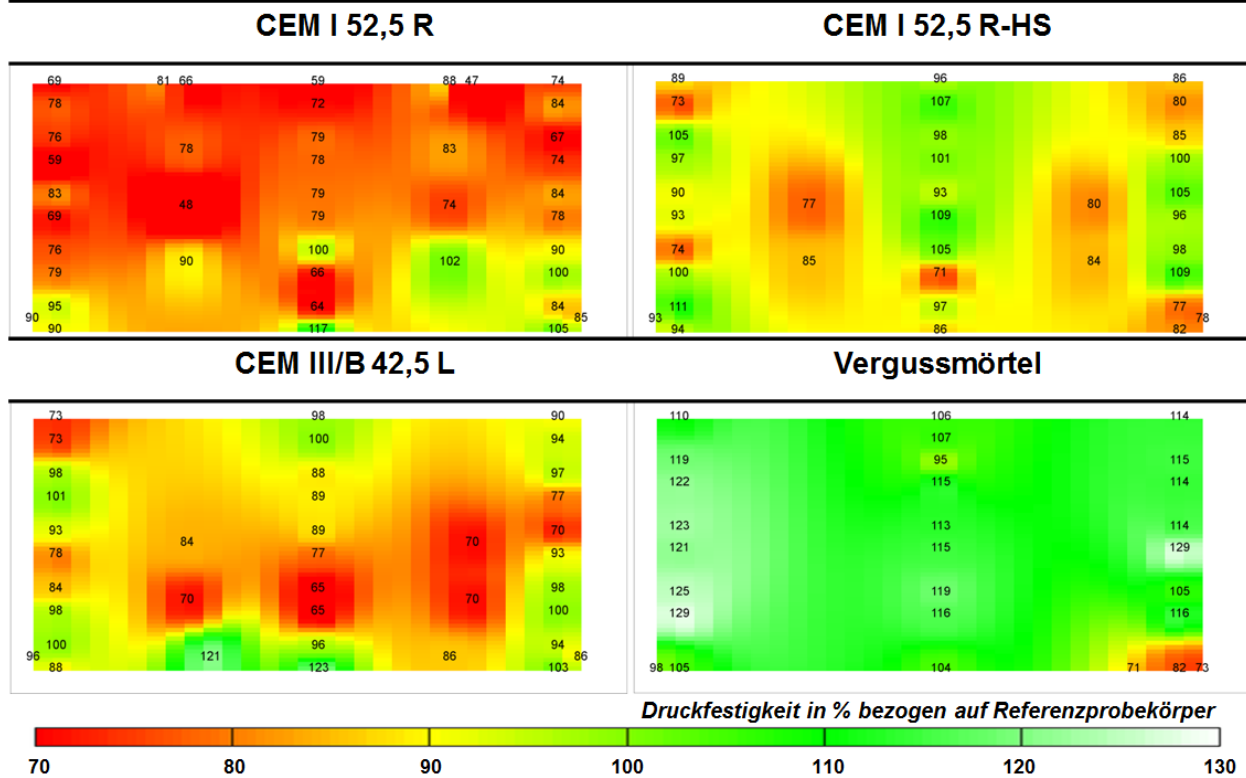


Abbildung II-112: Relative Druckfestigkeitsverteilung der Bauteile aus dem Fließversuchsstand

9.8 Temperaturbedingte Treiberscheinungen

Um die Frage zu klären, ob die ausgeprägte Hydratationswärmeentwicklung dazu führt, dass es infolge einer Sekundärreaktion von Ettringit zu unerwünschten Treiberscheinungen kommt, wurde ein Verfahren zur Bestimmung des Sulfatwiderstandes angewandt. Dabei gilt das SVA-Verfahren als Schnelltest, da bereits, im Gegensatz zu anderen gängigen Verfahren, ein Ergebnis bereits nach 3 Monaten vorliegt. Das SVA-Verfahren gibt dabei einen Grenzwert der Längenänderung vor, der nicht überschritten werden darf. Der Grenzwert gemäß SVA-Verfahren liegt bei 0,5 mm/m. Für die Untersuchungen wurden Proben hergestellt, die einerseits mit Trinkwasser angemacht wurden und solche, die mit Labormeerwasser angemacht wurden. Das Meerwasser wurde im Labor, auf Grundlage einer Analyse von Ionenspezies und Ionenkonzentrationen einer Meerwasserprobe aus der deutschen Nordsee, hergestellt. Zur Bestimmung des Sulfatwiderstandes wurden die Proben unter realitätsnahen Aushärtungstemperaturen gelagert. Dazu wurden die jeweiligen Temperatur-Zeit-Profile aus den Unterwasserversuchen verwendet (vgl. Abbildung II-113). Die Probekörper wurden während des Hydratationsprozesses unter den spezifischen Erhärtungstemperaturen in einem Trockenofen gelagert. Um dabei Temperaturen von 100 °C zu erreichen wurden die Probekörper in einem druckdichten Gefäß gelagert. Das Gefäß wurde dabei mit Wasser gefüllt, sodass es zu keiner Schädigung der Probekörper infolge Austrocknung kam. Nachdem die Probekörper in Abhängigkeit des jeweiligen Temperaturverlaufs Raumklima (20 °C) erreicht hatten, wurden die Probekörper bei 5 °C unter den Bedingungen, die das SVA-Verfahren vorgibt bis zum Ende der Prüfung gelagert.

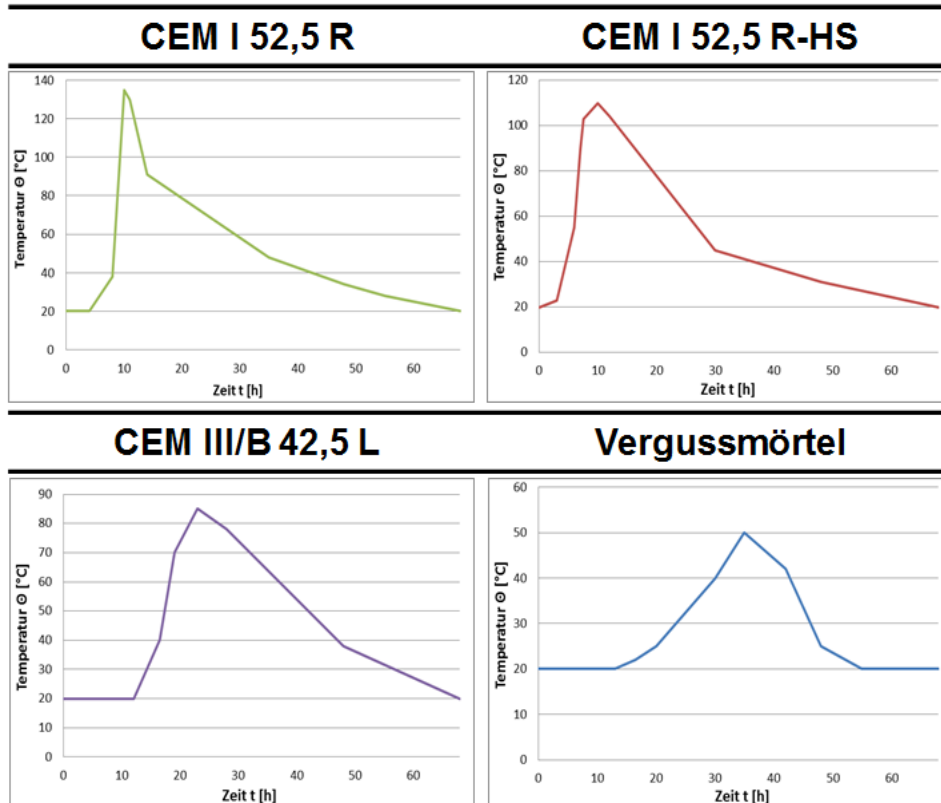


Abbildung II-113: Temperatur-Zeit-Verläufe der materialspezifischen im Unterwasserversuchsstand gemessenen Hydratationswärmewentwicklungen

Abbildung II-114 stellt die Ergebnisse des SVA-Verfahrens dar. Dargestellt sind die drei OPC-Grouts, sowie der Vergussmörtel als Referenzsystem. Die flächig in ihrer Farbe dargestellten Balken stellen die Ergebnisse dar, die unter Verwendung von gewöhnlichem Trinkwasser als Anmachwasser entstanden sind. Die schraffiert in ihrer Farbe dargestellten Balken zeigen die Prüfergebnisse, die unter Verwendung des Labormeerwassers als Anmachwasser, entstanden sind. Zunächst ist festzustellen, dass kein Grout-Material unter seinen spezifischen Aushärtungsbedingungen den gemäß SVA-Verfahren vorgegebenen Grenzwert von 0,5 mm/m überschritten hat. Weiterhin ist festzustellen, dass die Proben, die mit dem Labormeerwasser hergestellt wurden, größeren Verformungen unterworfen waren. Der Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit zeigte neben dem Vergussmörtel, die geringsten Verformungen.

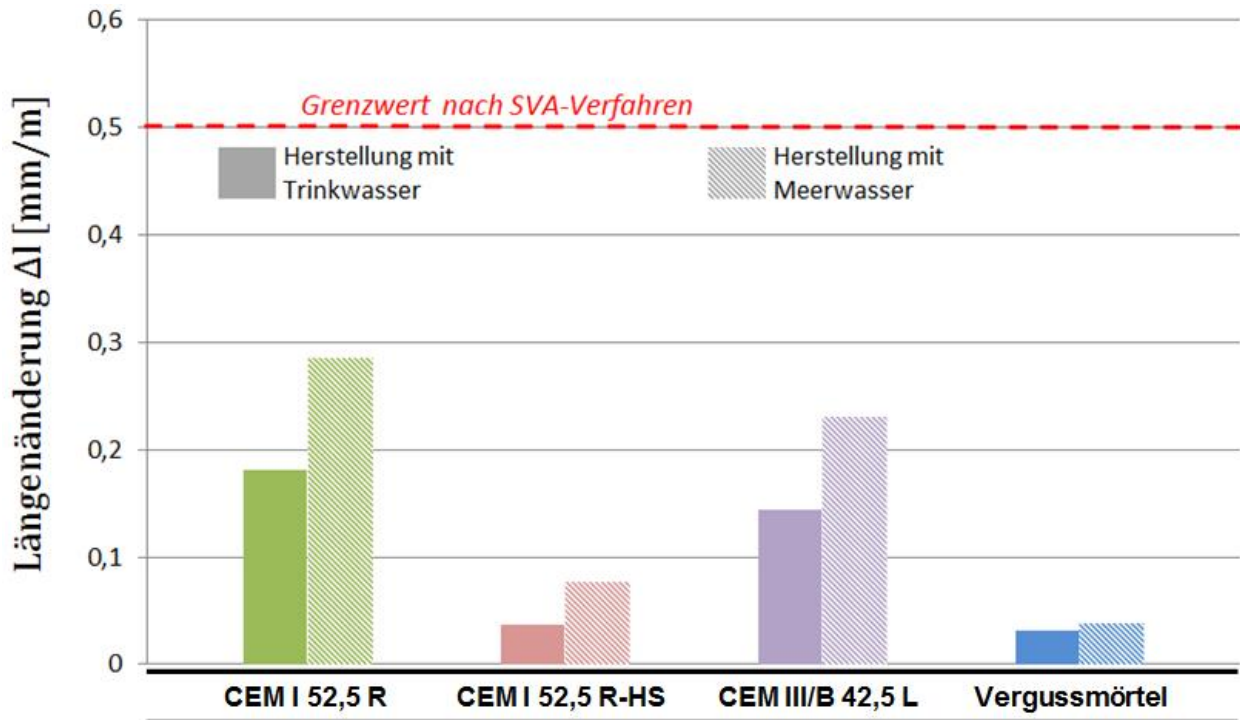


Abbildung II-114: Ergebnisse des SVA-Verfahrens: Längenänderung der Grout-Materialien in Millimeter pro Meter bei 5 °C Lagerungstemperatur

9.9 Schwindverhalten

Schwinden bezeichnet die mikroskopische Volumenverringerung von zementgebundenen Baustoffen während der Hydratation. Dabei wird in verschiedene Formen des Schwindens unterschieden. Ein Anteil an der gesamten Schwindverformung resultiert aus dem Schwinden infolge Austrocknung, dem sogenannten Kapillar- oder Fröhschwinden. Dabei wird dem Baustoff Wasser aus den oberflächennahen Schichten durch Wind oder Sonneneinstrahlung entzogen. Diese Art des Schwindens kann für unter Wasser liegende Grouted Connections grundsätzlich ausgeschlossen werden. Eine weitere Form des Schwindens resultiert aus Schrumpfvorgängen im Inneren des Baustoffs. Dabei wird in chemisches Schwinden und in autogenes Schwinden unterschieden. Chemisches Schwinden tritt bei der Hydratation durch die Einbindung von Wasser in die sich bildenden Hydratationsprodukte auf. Das kristalline Wasser hat dabei ein um ca. 25 % geringeres Volumen als das freie, physikalisch gebundene Wasser. Diese Form der Volumenverringerung findet während der Hydratation zwangsläufig statt und lässt sich durch keine Maßnahmen verhindern. Unter dem autogenen Schwinden wird eine Volumenverringerung durch innere Selbstaustrocknung mit fortschreitender Hydratation der Klinkerphasen verstanden. Selbstaustrocknung findet dabei nur statt, wenn weniger Wasser im Baustoffgemisch enthalten ist als zur vollständigen Hydratation sämtlicher Klinkerphasen benötigt wird. Demnach sind besonders zementgebundene Baustoffe anfällig gegenüber autogenen Schwindverformungen, die einen w/z -Wert von kleiner 0,4 aufweisen. Für die im Rahmen dieses Forschungsprojektes für die OPC-Grouts verwendeten w/z -Werts von 0,4 bedeutet dies, dass mit keinen bzw. nur sehr geringen autogenen Schwindverformungen zu rechnen ist. Beim Vergussmörtel mit einem deutlich kleineren w/z -Wert ist jedoch mit autogenen Schwindverformungen zu rechnen. Für die Messung der Schwindverformungen wurde die Längenänderung der Probe während der Hydratation gemessen. Dabei wurde das Schwindverhalten der Grout-Materialien bei drei verschiedenen Temperaturen (5 °C, 20 °C und 30 °C) gemessen. Die Messung wurde an sogenannten Schwindschläuchen durchgeführt. Die Schwindschläuche wurden direkt nach der Probenpräparation eingebaut, woraufhin die Messung gestartet

wurde. In Anhang B sind die Ergebnisse der Schwindverformungen während der Hydratation der ausgewählten Grout-Materialien in Abhängigkeit der Lagerungsbedingungen dargestellt. Auf der Abszisse ist die Zeit in Stunden nach dem Einbau der Probe (ca. 20 min nach Mischende) aufgetragen. Auf der Ordinate ist die Längenänderung in $\mu\text{m}/\text{m}$ aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass bei geringeren Temperaturen tendenziell mit größeren Schwindverformungen zu rechnen ist. Die größten Schwindverformungen unabhängig von der Temperatur zeigt der gewöhnliche Portlandzement. Der Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit zeigt im Vergleich die geringsten Schwindverformungen.

10. Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und abschließende Beurteilung - IfB

10.1 Wichtigste Erkenntnisse

Die Herstellung von fließfähigen OPC-Grouts ist unter Verwendung der eingesetzten Suspensionsmischanlage möglich. Im Vergleich zu den in diesem Projekt untersuchten Vergussmörteln konnten vergleichbare Fließeigenschaften erzielt werden. Die Fließfähigkeit hängt jedoch stark von der spezifischen Oberfläche des verwendeten OPC-Grouts ab. Oberhalb eines Setzfließmaßes von 500 mm kam es zu keinen Beeinträchtigungen im Verfüllprozess.

Die Verwendung von OPC-Grout führt zu einer erheblichen Hydratationswärmeentwicklung. Dadurch kann ein enormer Temperaturgradient zwischen Kern und Randzone entstehen ($> 90 \text{ K}$). Der Temperaturgradient ist dabei deutlich höher als der formelle Grenzwert der für massive Betonbauteile gilt. Dennoch zeigten die Versuche, dass dies nicht zwangsläufig in einer Rissbildung resultieren muss. Dies wird durch die Umschnürungswirkung (Vorspannung) der flankierenden Stahlkomponenten begründet. In der realen Konstruktion wird es aber zwangsläufig zu radial verlaufenden Rissen kommen.

Die Festigkeiten der OPC-Grouts sind deutlich geringer als die des als Referenzsystem verwendeten Vergussmörtels. Hochofenzemente sind aufgrund der geringen Früh- und Endfestigkeit nicht für den Einsatz als Grout-Material zu empfehlen. Die temperaturabhängige Rissneigung des gewöhnlichen Portlandzementes führte zu einer inhomogenen Festigkeitsverteilung im Bauteil. Der Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit zeigte dem gegenüber eine homogene Festigkeitsverteilung im Bauteil.

Der Portlandzement mit erhöhter Sulfatbeständigkeit zeigte im Gegensatz zu den anderen OPC-Grouts die geringsten temperaturbedingten Treiberscheinungen und die kleinsten Schwindverformungen, was sich positiv auf die mechanischen und dauerhaftigkeitsrelevanten Eigenschaften auswirkt.

10.2 Abschließende Bewertung

Grundsätzlich eignet sich ein OPC-Grout für die Anwendung als Grout-Material für Grouted Connections von Offshore-Windenergieanlagen. Dabei können unter Verwendung einer Suspensionsmischanlage gute Fließeigenschaften eingestellt werden. Das Setzfließmaß sollte dabei nicht kleiner sein als 500 mm. Das Risiko einer Blockade der Förderleitung steigt bei geringerer Fließfähigkeit deutlich an. Die Fließfähigkeit hängt dabei stark von der spezifischen Oberfläche des verwendeten Zements ab. Um eine ausreichend hohe Früh- und Endfestigkeit zu erreichen, eignen sich vor allem Portlandzemente mit einer Festigkeitsklasse von 52,5. Auf Hochofenzemente sollte daher nicht zurückgegriffen werden. Unter der Verwendung von OPC-Grouts muss grundsätzlich mit einer erhöhten Hydratationswärmeentwicklung gerechnet werden. Dadurch kommt es zur Ausbildung eines deutlich ausgeprägten Temperaturgradienten, besonders bei unterhalb der Wasser-

oberfläche liegenden Grouted Connections und größeren Spaltmaßen. Die im Rahmen dieses Projektes durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass dies nicht zwangsläufig in einer ausgeprägten Rissneigung resultieren muss. In der Realität muss aber mit radialen Rissen infolge des Erhärtungsprozesses von OPC-Grouts gerechnet werden. Um Beeinträchtigungen in den mechanischen und dauerhaftigkeitsrelevanten Eigenschaften aufgrund von unerwünschten temperaturbedingten Treiberscheinungen auszuschließen, wird die Verwendung von Zementen mit erhöhter Sulfatbeständigkeit grundsätzlich empfohlen. Auch hinsichtlich der Schwindverformungen ist der Portlandzement mit Sulfatbeständigkeit gegenüber den anderen OPC-Grouts zu empfehlen.

11. Voraussichtlicher Nutzen und Verwertbarkeit

Die erzielten Ergebnisse und vorgestellten Bemessungsgrundlagen / -hinweise können für die Dimensionierung von axialbeanspruchten Grout-Verbindungen in Offshore Windenergieanlagen direkt verwendet werden. Mit dem Bemessungsmodell steht ein Hilfsmittel zur Verfügung, mit dem eine konservative Bestimmung von Ermüdungsfestigkeiten besagter Grout-Verbindungen durchgeführt werden kann. Aufgrund einer ausschließlichen Validierung des Bemessungskonzeptes anhand der geführten Großversuche, ist vor einer Integration in Bemessung Richtlinien eine Erprobung an realen Konstruktionen zu empfehlen.

Sofern trockene Umgebungsbedingungen (durch bspw. geeignete Abdichtung) gewährleistet werden kann, können bisherige Bemessungsansätze nach DNV-OS-J101 oder DIN EN ISO 19902 verwendet werden. Die Anwendungsgrenzen sind hier auf Materialfestigkeiten von 140 MPa und Durchmesser-Dickenverhältnis des Grouts D_g/t_g von 4,2 zu erweitern.

Für trockene und nasse Umgebungsbedingungen ist besonderer Wert auf die Anordnung der Schubrippen in Abhängigkeit der Grout-Spaltstärke zu legen. Diese beeinflussen die Lastabtragswinkel deutlich. Übliche Lastabtragswinkel liegen zwischen 30 und 50°. Zu flache Lastabtragswinkel sollten vermieden werden, da dieses zu einer reduzierten Anzahl an lastabtragenden Schubrippen führt.

Im Forschungsvorhaben wurde eine Vielzahl von experimentellen Untersuchungen durchgeführt, diese bringen einen deutlichen Mehrwert für weitere Forschungsprojekte für Grout-Verbindungen in der Offshore Windenergie.

Eine offene Fragestellung ist nachwievor die Definition eines einheitlichen Grenzzustandes für Grout-Verbindungen. Grundlage für das Bemessungskonzept nach (Raba, 2018) ist die Vermeidung jeglicher Degradationseffekte. Um Lösungsansätze unter Einbezug lokaler Schädigungen definieren zu können sind Einflüsse der Degradation in der Grout-Verbindung auf das globale Tragverhalten zu untersuchen. Gegebenfalls ändern sich Eigenfrequenzen und Resonanzeffekte können auftreten. Zudem könnten ungleichmäßige Schädigungen durch unausgewogene Beanspruchungsrichtungen verursacht werden.

Bisherige Untersuchungen können keine Aussage über die Entwicklung der Schädigung bei übermäßig großen Verformungen treffen. Hier sollte zumindest eine konservative Abschätzung ergründet werden.

12. Erfolge und geplante Veröffentlichungen

12.1 Institut für Stahlbau

12.1.1 Konferenzbeiträge

- [1] Schaumann, P.; Bechtel, A.; Lochte-Holtgreven, S. (2012): Nachweisverfahren zur Tragfähigkeit überwiegend axial beanspruchter Grouted Joints in Offshore-Tragstrukturen, in Stahlbau 81, 09/2012, S. 679-688.
- [2] Schaumann, P.; Bechtel, A.; Lochte-Holtgreven, S. (2012): Grouted Connections with Large Annulus in Offshore Wind Turbines and Substations, in Proceedings of the 11th German Wind Energy Conference DEWEK 2012. Bremen, Germany.
- [3] Schaumann, P.; Bechtel, A.; Lochte-Holtgreven, S. (2013): Grouted Joints for Offshore Wind Turbine Jackets under Full Reversal Axially Loading Conditions, in Proceedings of the Twenty-third (2013) International Offshore and Polar Engineering Conference ISOPE, Anchorage, Alaska, USA.
- [4] Schaumann, P.; Raba, A.; Bechtel, A. (2013): Impact of Contact Interface Conditions on the Axial Load Bearing Capacity of Grouted Connections, in Proceedings of the European Wind Energy Association Conference EWEA 2013, Vienna, Austria.
- [5] Bechtel, A.; Raba, A. et al. (2014): Experimentelle Untersuchungen an Verbindungstechnologien für Offshore-Windenergieanlagen, in Festschrift Peter Schaumann, S. 291–300. Hannover, Germany.
- [6] Schaumann, P.; Raba, A. & Bechtel, A. (2014): Fatigue Behaviour of Axial Loaded Grouted Joints in Tests, in Festschrift Ludger Lohaus zur Vollendung des sechzigsten Lebensjahres, Berichte aus dem Institut für Baustoffe 12, S. 219–226. Hannover, Germany.
- [7] Schaumann, P.; Raba, A. & Bechtel, A. (2014): Effects of Attrition Due to Water in Cyclically Loaded Grouted Joints in Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering - OMAE 2014. San Francisco, California, USA.
- [8] Schaumann, P.; Raba, A. & Bechtel, A. (2014): Experimental Fatigue Tests on Axially Loaded Grouted Joints in Proceedings of the 1st International Wind Engineering Conference 2014. Hannover, Germany.
- [9] Schaumann, P.; Raba, A. (2015): Influence of the Loading Frequency on the Fatigue Performance of Submerged Small-Scale Grouted Joints in Proceedings of the 12th German Wind Energy Conference DEWEK 2015. Bremen, Germany.
- [10] Schaumann, P.; Raba, A. (2015): Systematic Testing of the Fatigue Performance of Submerged Small-Scale Grouted Joints in Proceedings of the ASME 2015 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering - OMAE 2015. St. John's, Newfoundland, Canada.
- [11] Schaumann, P.; Raba, A. (2016): Ermüdungsverhalten von Grout-Verbindungen unter Wasser in Tagungsband zum 20. DAST-Forschungskolloquium. March 8-9, 2016, Essen, Germany.
- [12] Schaumann, P.; Raba, A.; Bechtel, A. (2016): Axially Loaded Grouted Joints in Fatigue Performance Tests in Proceedings of the 4th HiPerMat. March 9-11, 2016, Kassel, Germany.
- [13] Schaumann, P.; Raba, A.; Bechtel, A. (2016): Impact of water on the fatigue performance of large-scale grouted connections in Proceedings of the 35th OMAE. June 19-24, 2016, Busan, South Korea.
- [14] Schaumann, P.; Raba, A.; Bechtel, A. (2016): Zum Ermüdungsverhalten von Grout-Verbindungen bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen in Stahlbau 12/2016.

- [15] Schaumann, P.; Raba, A.; Bechtel, A. (2017): Fatigue behaviour of grouted connections at different ambient conditions and loading scenarios at 14th Deep Sea Offshore Wind R&D Conference, EERA DeepWind'2017, 18-20 January 2017, Trondheim, Norway
- [16] Schaumann, P.; Raba, A. (2017): Influence of non-linear material behaviour on the numerical simulation of axially loaded grouted connections, Presentation at the Wind Energy Science Conference 2017, 26-29 June 2017, Copenhagen, Denmark.

12.1.2 Fachzeitschriften

- [1] Schaumann, P.; Bechtel, A.; Lochte-Holtgreven, S. (2012): Nachweisverfahren zur Tragfähigkeit überwiegend axial beanspruchter Grouted Joints in Offshore-Tragstrukturen, in Stahlbau 81, 09/2012, S. 679-688.
- [2] Schaumann, P.; Raba, A.; Bechtel, A. (2016): Zum Ermüdungsverhalten von Grout-Verbindungen bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen, in Stahlbau 85, 12/2016, S. 679-688.

12.1.3 Dissertationen

- [1] Bechtel, A.: Fatigue Behaviour of Axially Loaded Grouted Connections in Jacket Structures. Hannover, Germany, Leibniz Universität Hannover, Institute for Steel Construction. Dissertation. 2016
- [2] Raba, A.: Fatigue behaviour of submerged predominantly axially loaded grouted connections. Hannover, Germany, Leibniz Universität Hannover, Institute for Steel Construction. Dissertation. 2018 (wird im Laufe des Jahres 2018 veröffentlicht)

12.2 Institut für Baustoffe

12.2.1 Konferenzbeiträge

- [1] Lohaus, L.; Werner, M. (2012): Probabilistic aspects of Offshore Wind Turbines – Influence of in situ assembly of grouted joints in Proceedings of the IALCCE Symposium 2012, Vienna, Austria.
- [2] Lohaus, L.; Lindschulte, N.; Scholle, N.; Werner, M. (2012): Betontechnik für Grouted Joints - Baustoffliche und bauausführungstechnische Anforderungen, Stahlbau 81, 09/2012, S.689-694.
- [3] Lohaus, L. ; Werner, M. (2013): Probabilistic aspects of Offshore Wind Turbines: Influence of in situ assembly of grouted Joints, Life-Cycle and Sustainability of Civil Infrastructure Systems, CRC Press/Balkema, Leiden, pp. 2209-2213.
- [4] Werner, M. (2013): Grouted Joints in Offshore-Windenergieanlagen - Materialverhalten hochfester Vergussmörtel bei unplanmäßigen Ereignissen während des Verfüllvorgangs, Tagungsband zur 1. DAfStb Jahrestagung 2013, Bochum, November 2013, S. 347-354.
- [5] Scholle, N.; Weicken, H.; Werner, M. (2014): Windenergieforschung am Institut für Baustoffe. In: Festschrift Ludger Lohaus zur Vollendung des sechzigsten Lebensjahres (Berichte aus dem Institut für Baustoffe, Heft 12), Hannover, S. 31 – 40.
- [6] Lohaus, L.; Werner, M.; Cotardo, D. (2014): Experimental Test Procedures to Simulate the In Situ Assembly of Grouted Joints, in Proceedings of the International Wind Engineering Conference. Hannover, Germany.
- [7] Werner, M.; Lohaus, L. (2014): Ausführungstechnische Einflüsse auf Aspekte der Tragsicherheit von Grouted Joints, Bautechnik 91, 08/2014, S.554-560.

- [8] Lohaus, L.; Werner, M.; Cotardo, D. (2015): Novel Test Facilities for Grouted Connections, in Proceedings of the 12th German Wind Energy Conference DEWEK, Bremen, May 2015.
- [9] Cotardo, D; Lohaus, L.; Werner, M. (2016): Practical Performance of High-strength Offshore Grout in Laboratory and Large-scale Execution Tests, in Proceedings of the 4th HiPerMat. March 9-11, 2016, Kassel, Germany.
- [10] Cotardo, D.; Lohaus, L.; Werner, M. (2016): Usability Proof of Ordinary Portland Cement as a Grout Material for Offshore Wind Turbines, in Proceedings of the 26th ISOPE. June 26 – July 02, 2016, Rhodes, Greece.
- [11] Cotardo, D.; Lohaus, L.; Werner, M. (2017): Practical Performance of OPC-grout for Offshore Wind Turbines in Large-scale Execution Tests, Proceedings of the 27th International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE), San Francisco, USA, June 2017
- [12] Werner, M.: Realitätsnahe Materialeigenschaften von hochfesten Feinkornbetonen in Grouted Joints, Dissertation, Hannover, 2017.
- [13] Cotardo, D.; Otto, C.; Lohaus, L. (2018): The Influence of the Maximum Grain Size on the fatigue behaviour of Grout in Grouted Joints for Offshore Wind Turbines.

12.2.2 Fachzeitschriften

- [1] Lohaus, L.; Lindschulte, N.; Scholle, N.; Werner, M. (2012): Betontechnik für Grouted Joints - Baustoffliche und bauausführungstechnische Anforderungen, Stahlbau 81, 09/2012, S.689-694.
- [2] Lohaus, L. ; Werner, M. (2013): Probabilistic aspects of Offshore Wind Turbines: Influence of in situ assembly of grouted Joints, Life-Cycle and Sustainability of Civil Infrastructure Systems, CRC Press/Balkema, Leiden, pp. 2209-2213.
- [3] Werner, M.; Lohaus, L. (2014): Ausführungstechnische Einflüsse auf Aspekte der Tragfähigkeit von Grouted Joints, Bautechnik 91, 08/2014, S.554-560.

12.2.3 Dissertationen

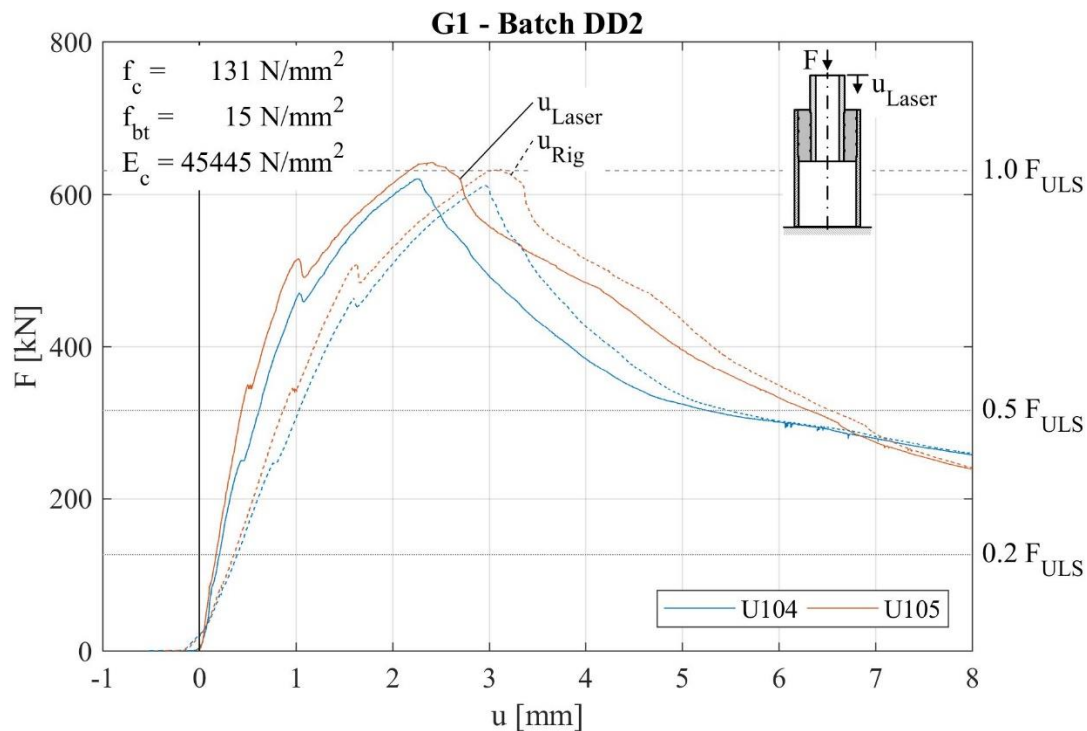
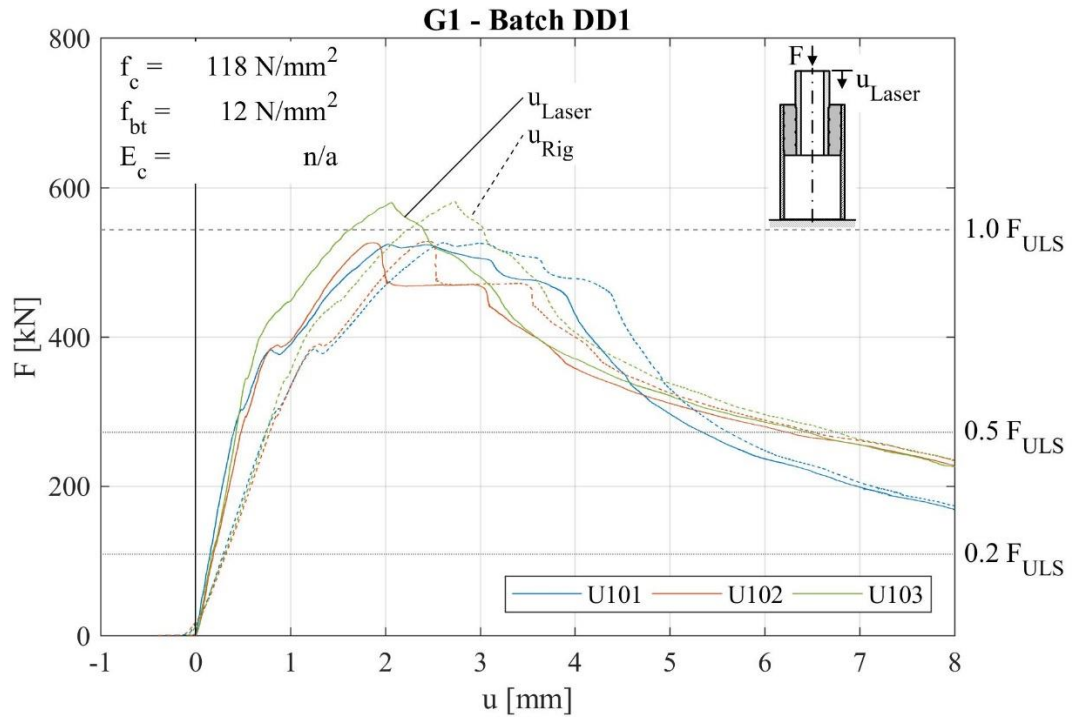
- [1] Werner, M.: Realitätsnahe Materialeigenschaften von hochfesten Feinkornbetonen in Grouted Joints, Dissertation, Hannover, 2017.

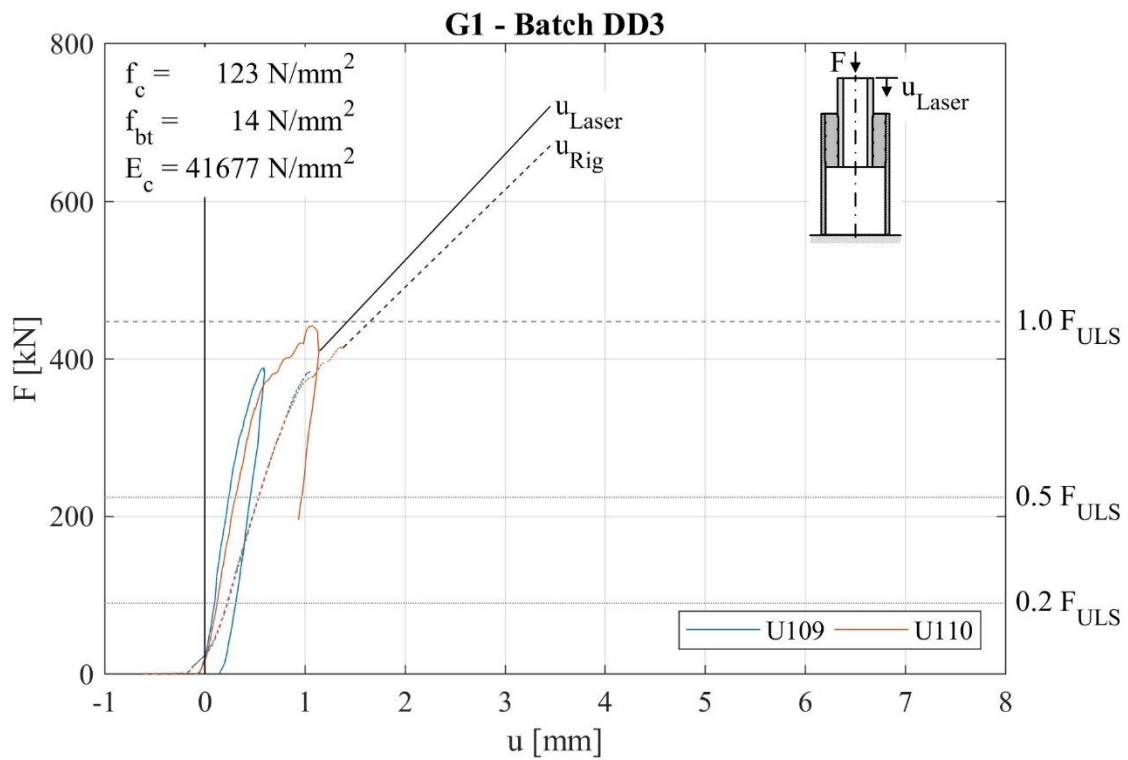
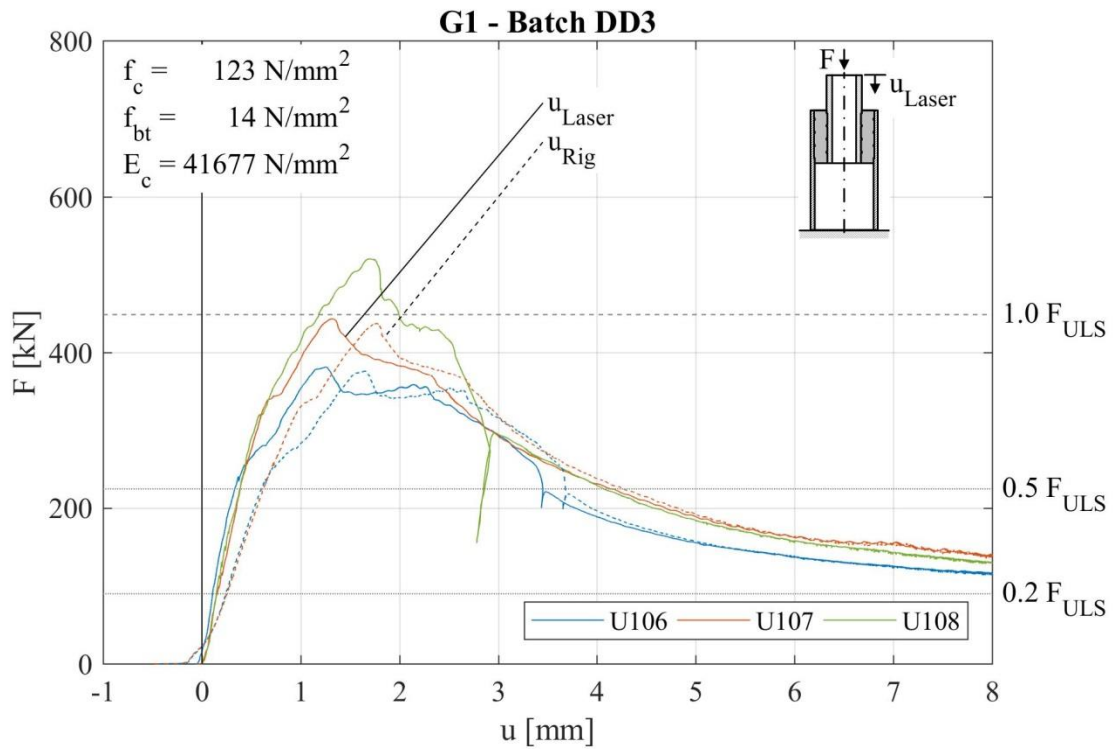
III. Anhang

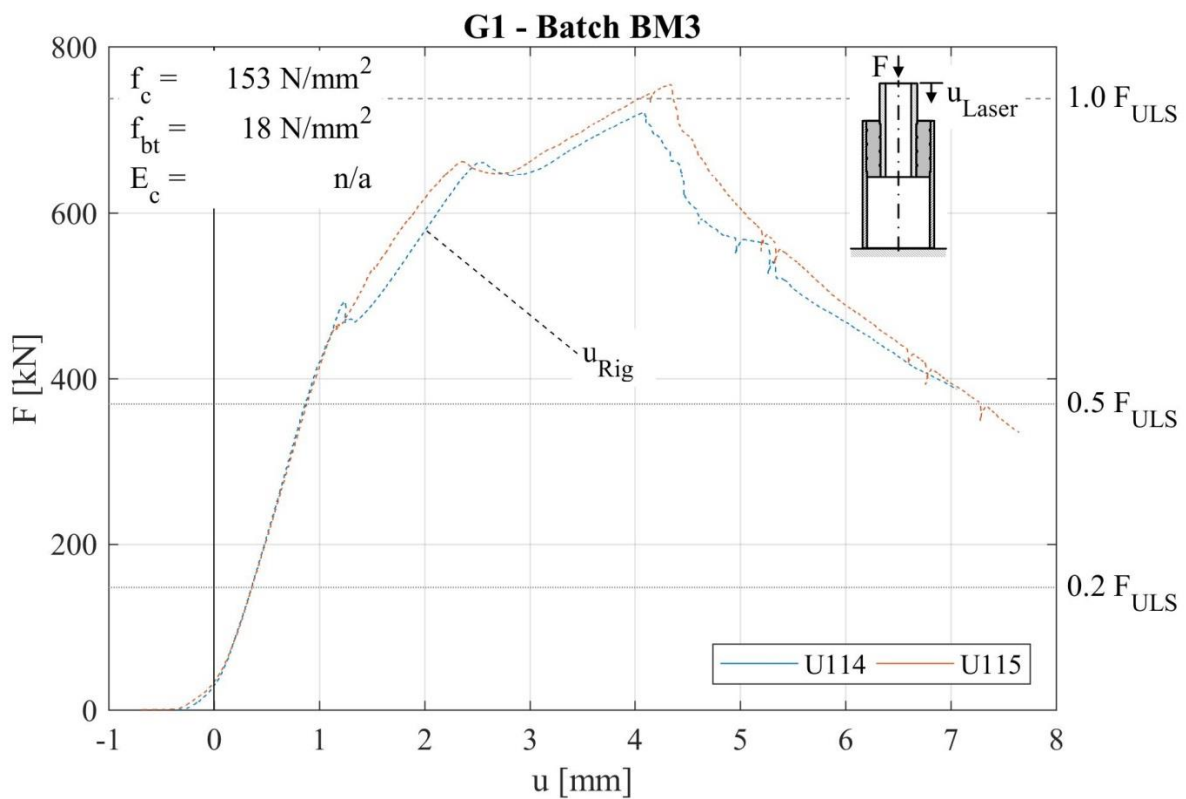
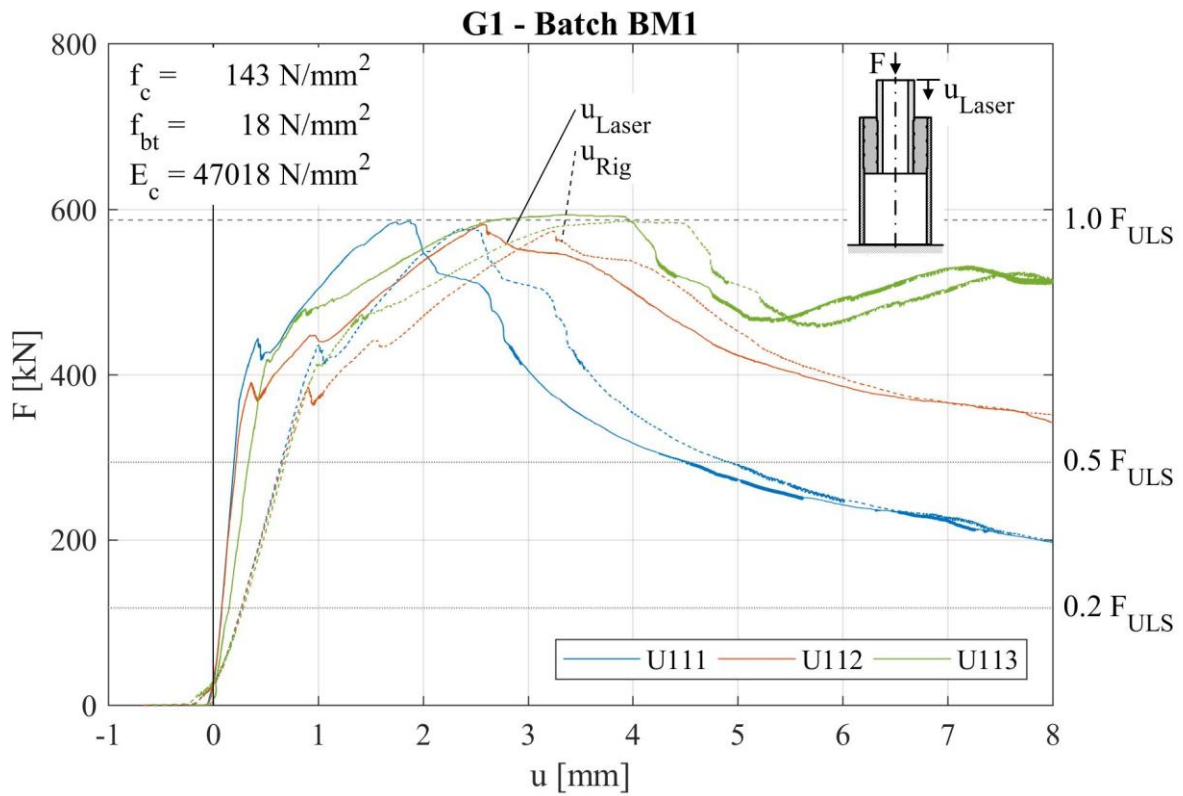
1. Anhang A

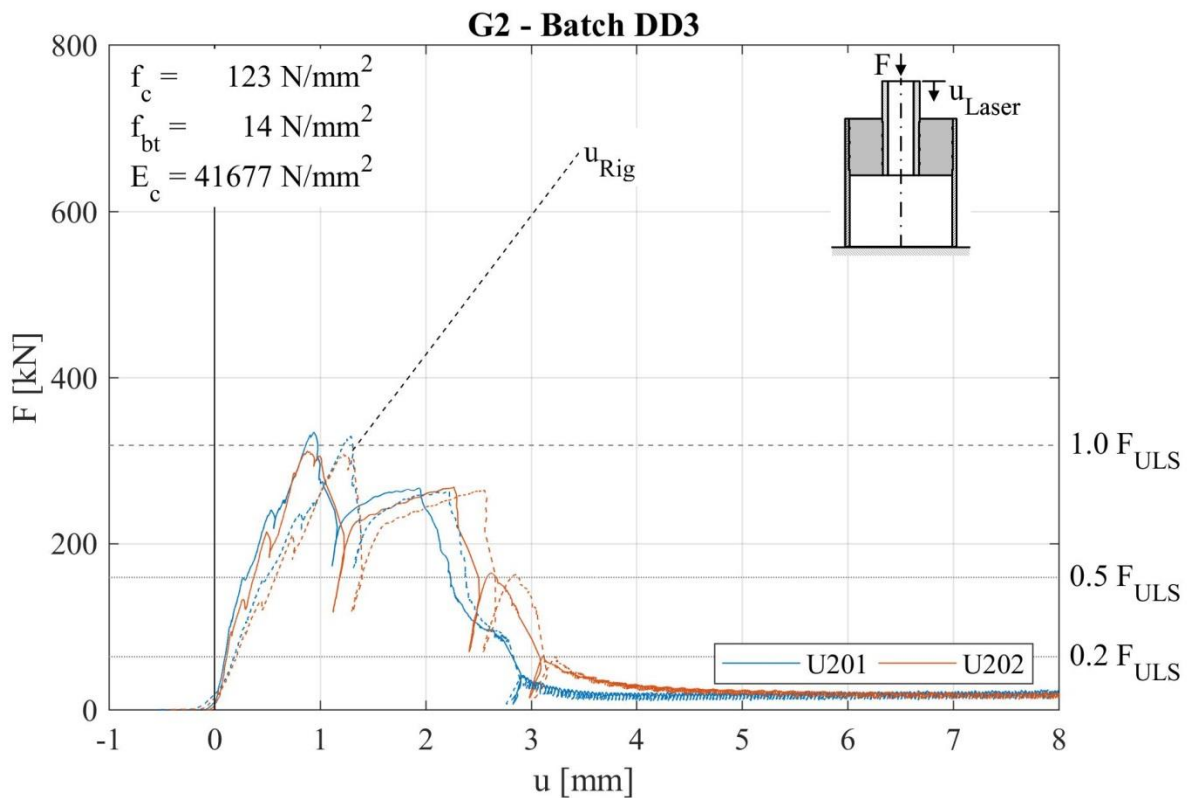
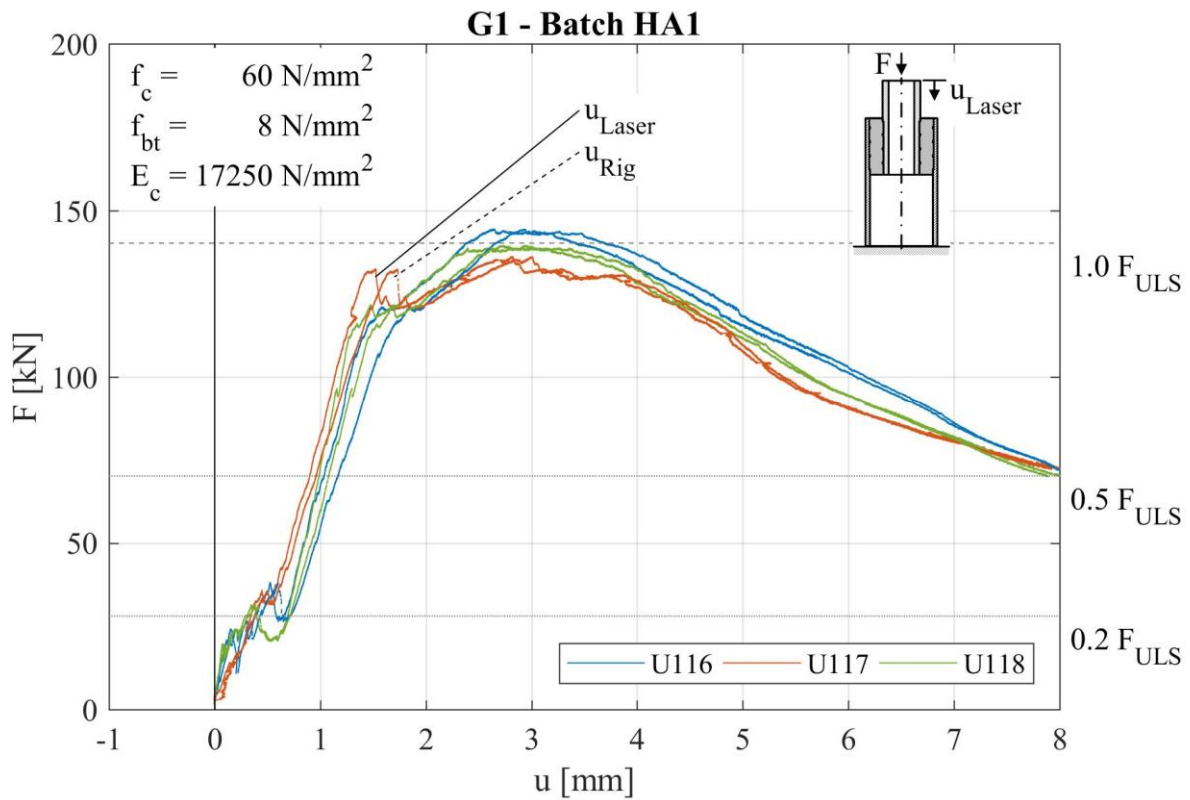
1.1 Ergebnissprotokoll kleinskalige Versuche

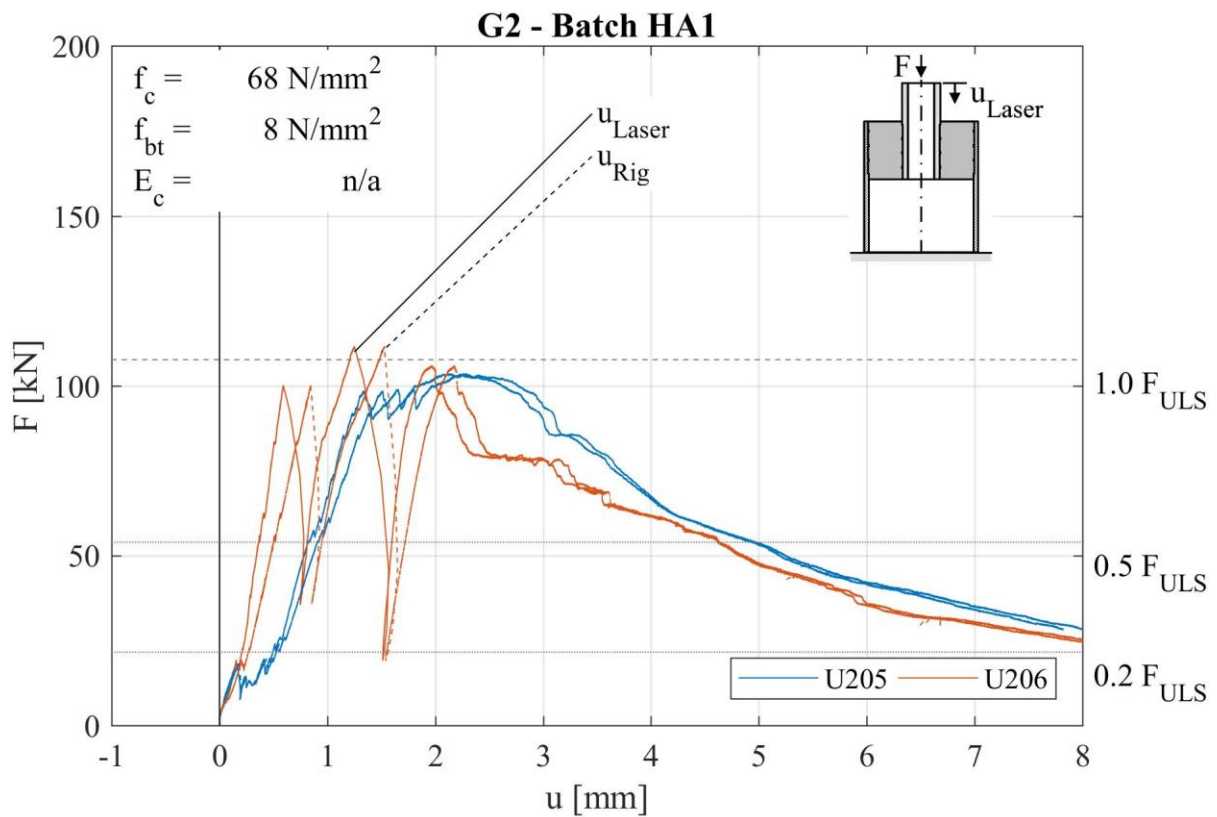
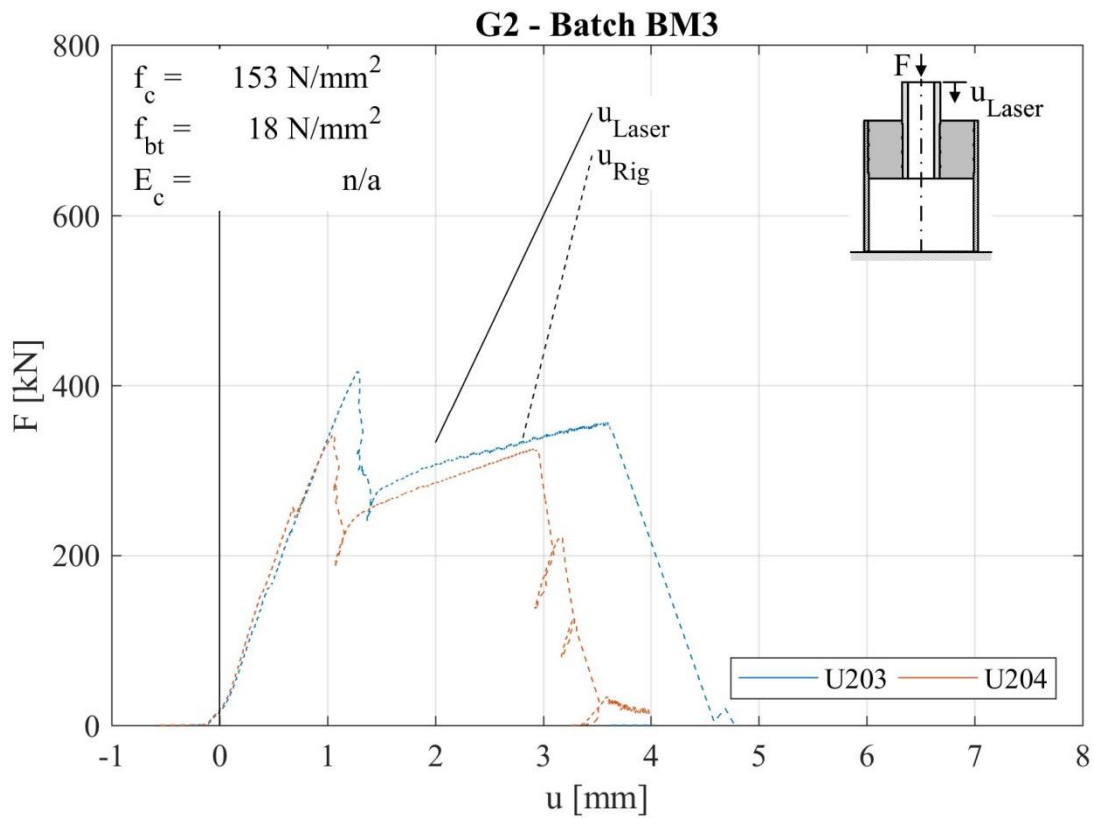
Kleinversuche ULS







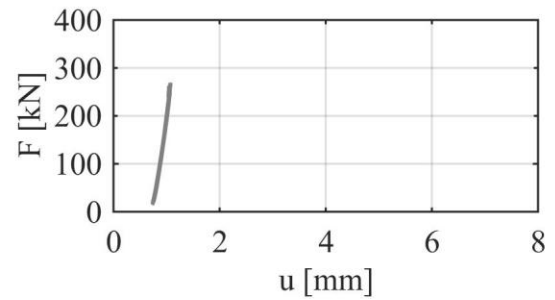
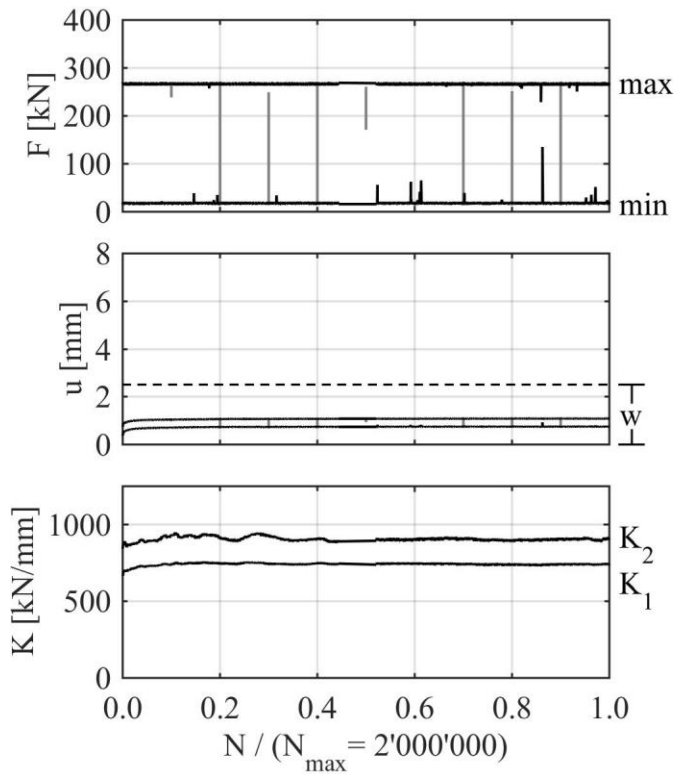




Kleinversuche FLS Densit Ducorit S2 Geometrie 1

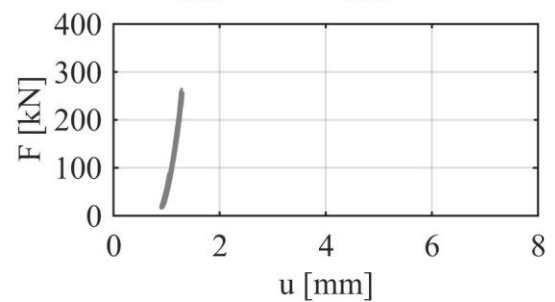
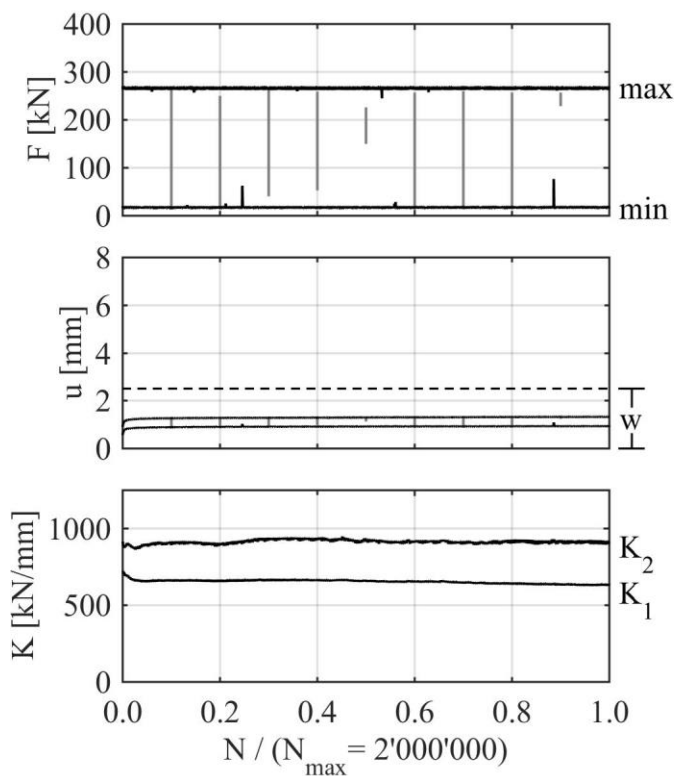
Id: F101 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



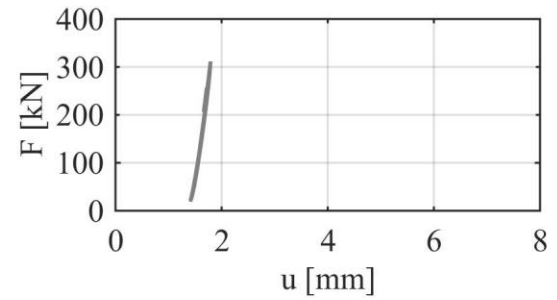
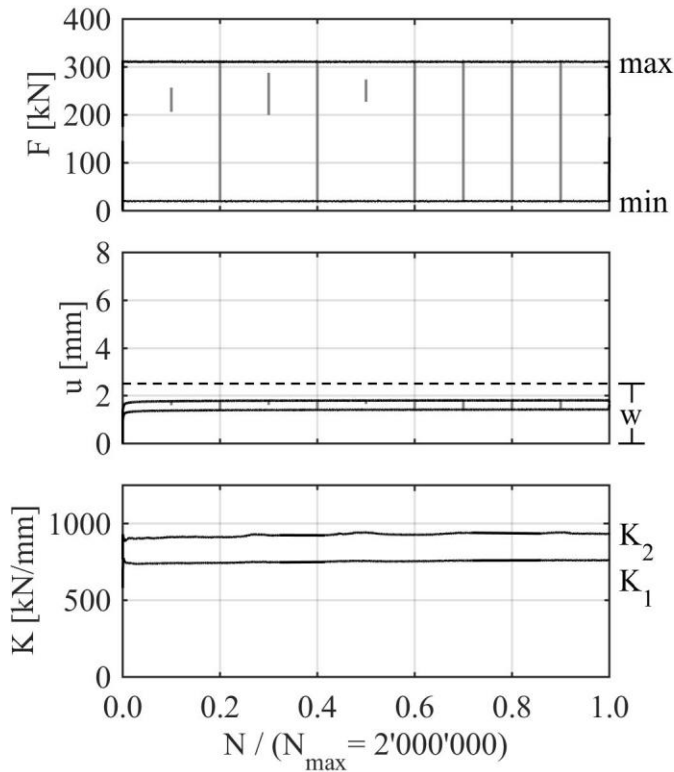
Id: F102 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



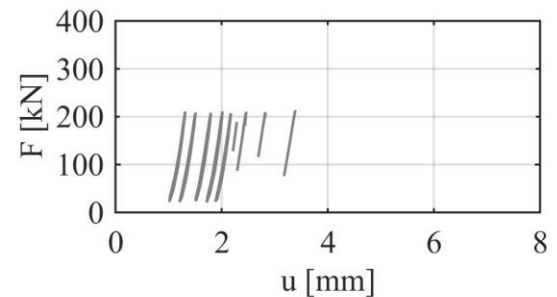
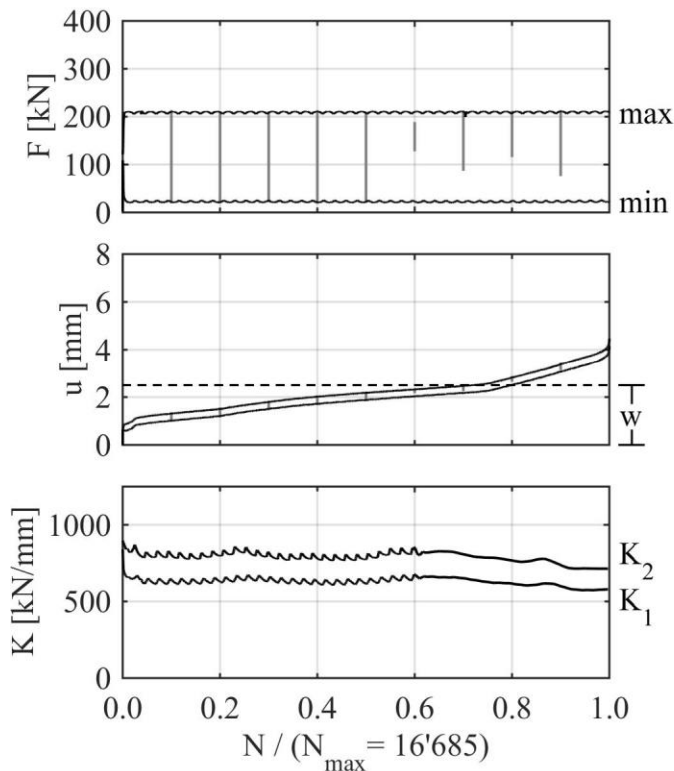
Id: F103 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: dry $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



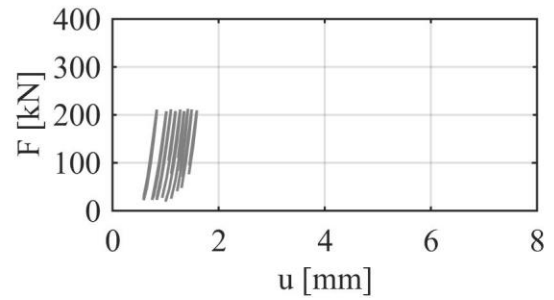
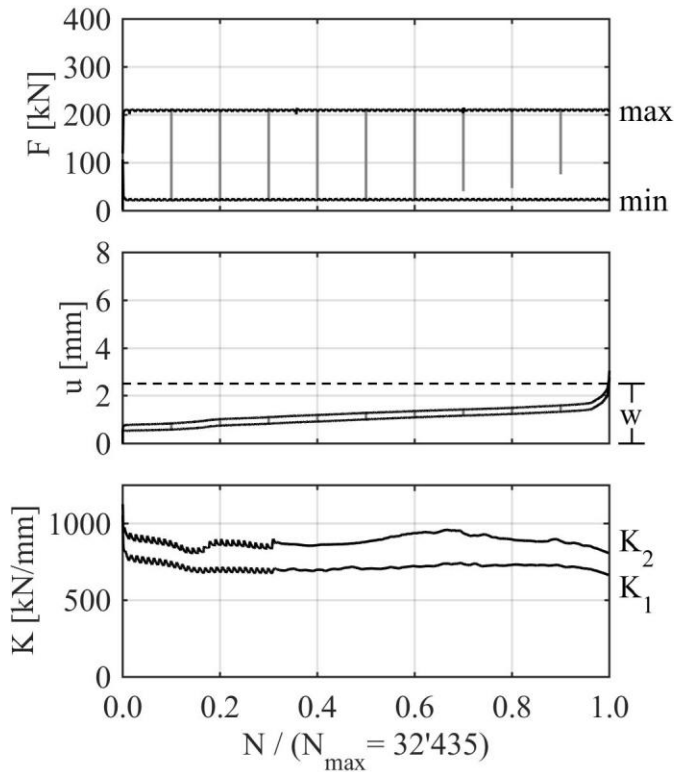
Id: F104 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 10 \text{ Hz}$



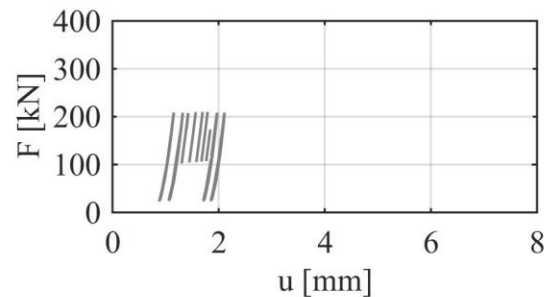
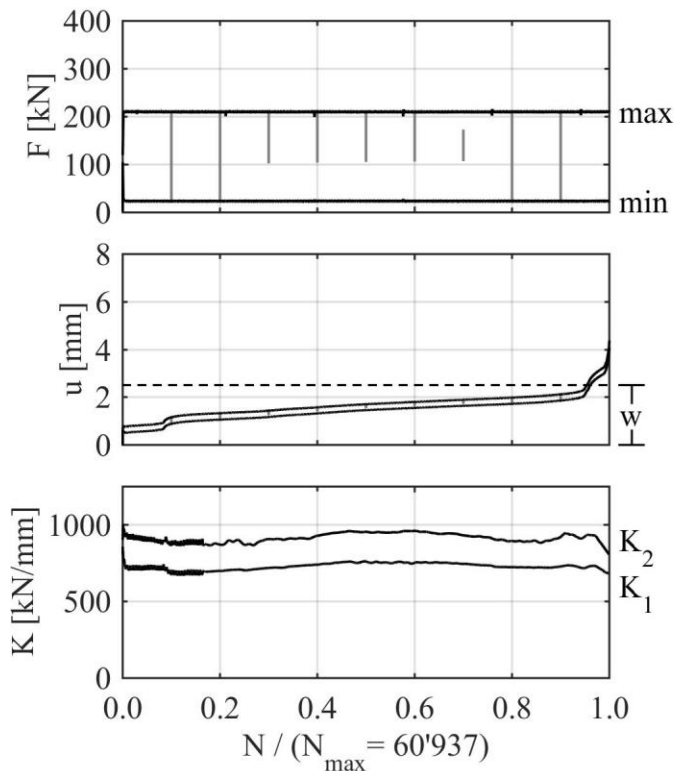
Id: F105 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 10$ Hz

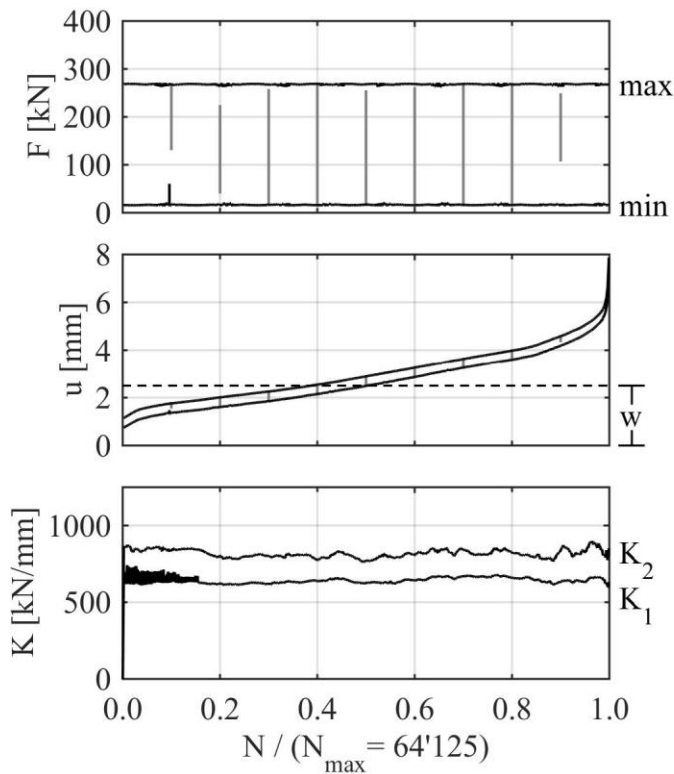


Id: F106 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

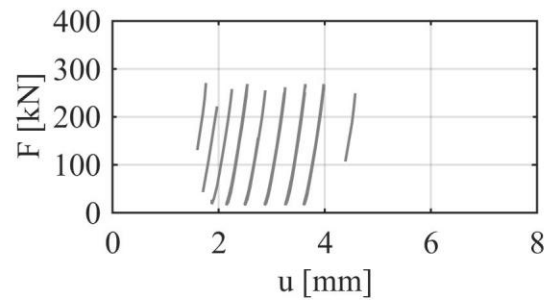
AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 10$ Hz



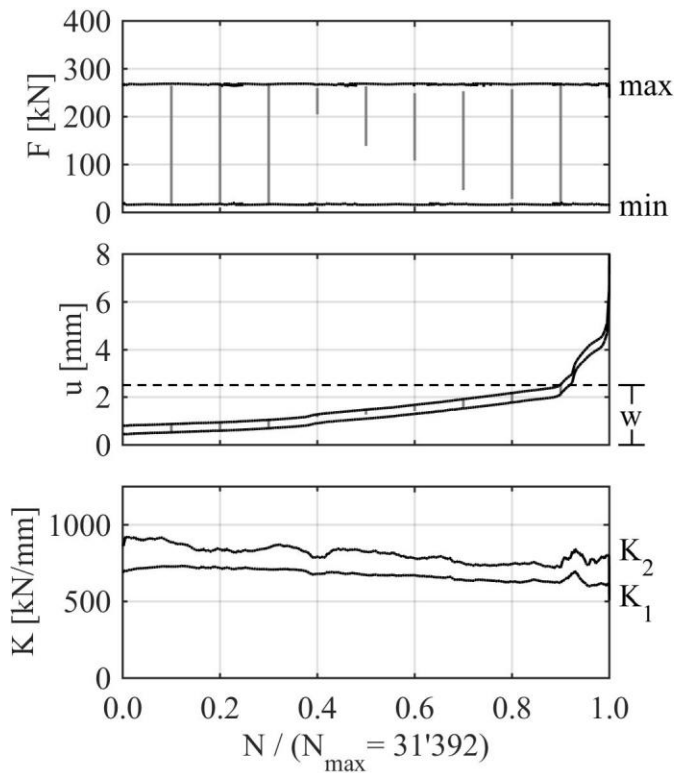
Id: F107 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2



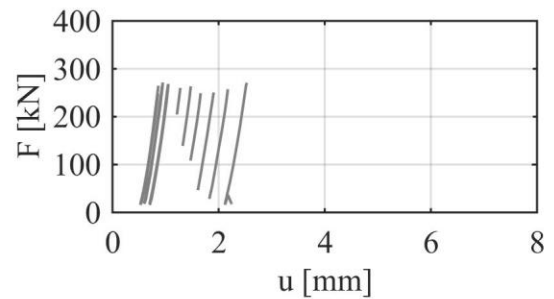
AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



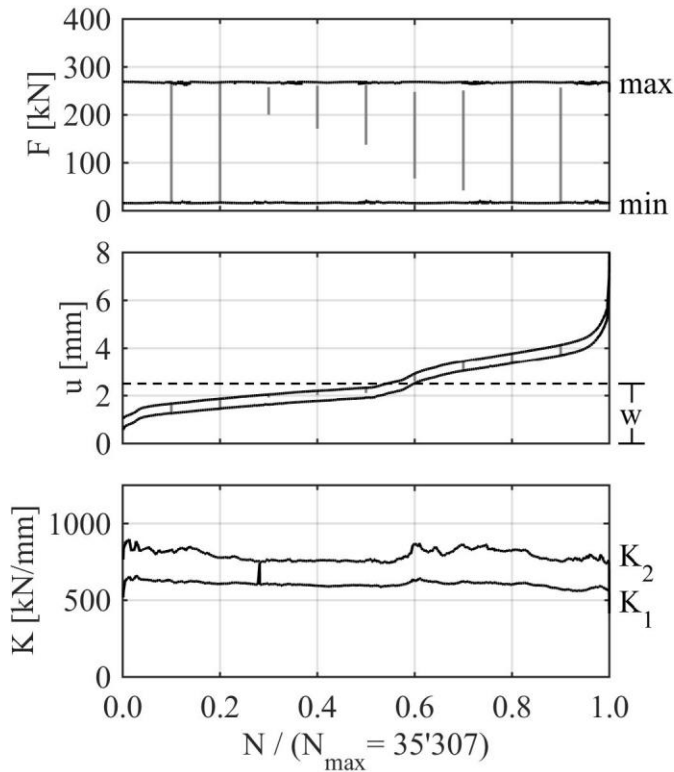
Id: F108 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2



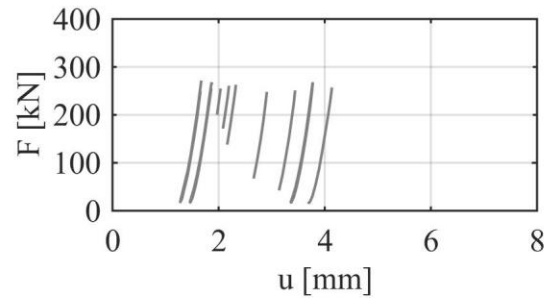
AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



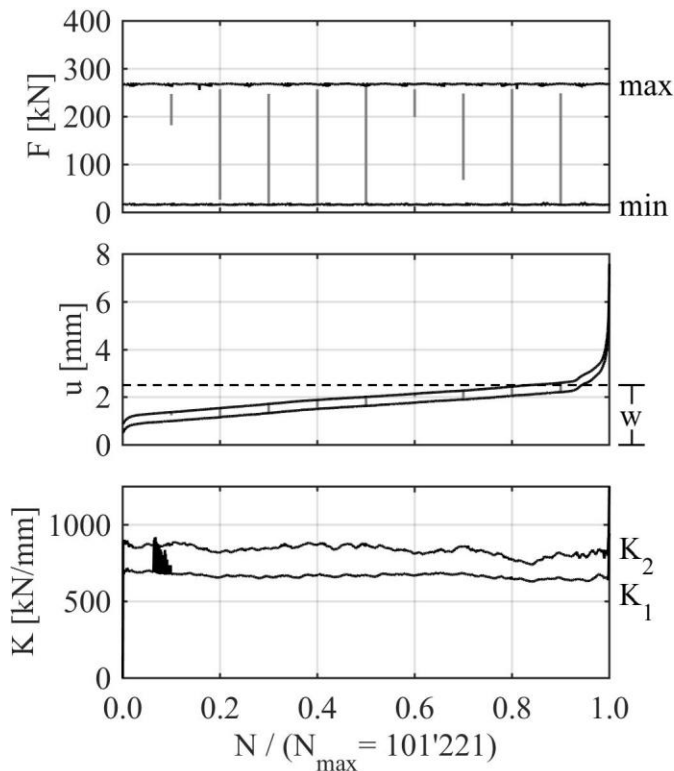
Id: F109 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2



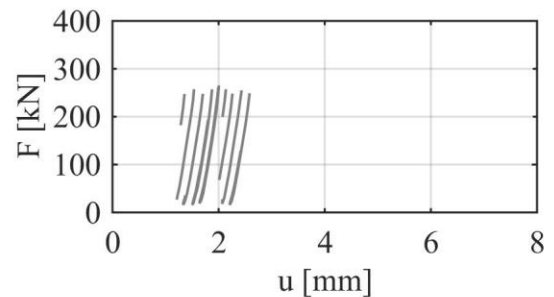
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Id: F110 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

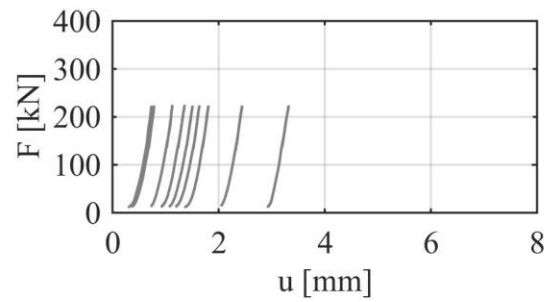
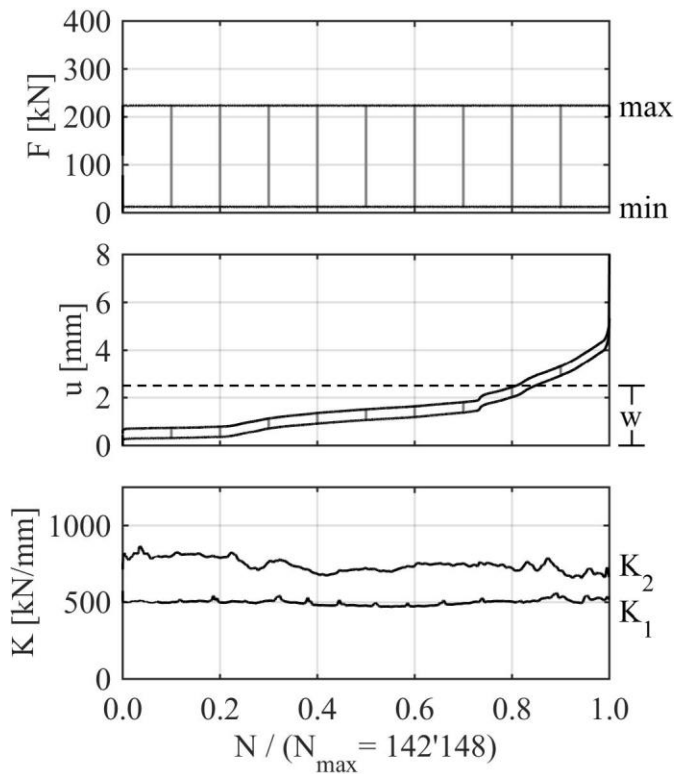


AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



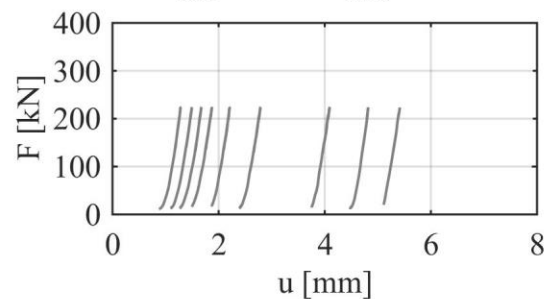
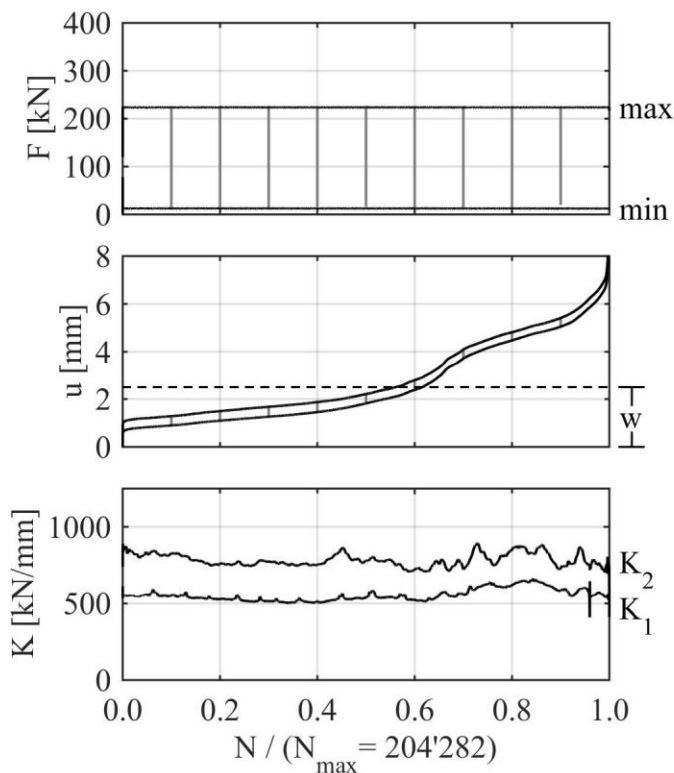
Id: F111 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 2 \text{ Hz}$



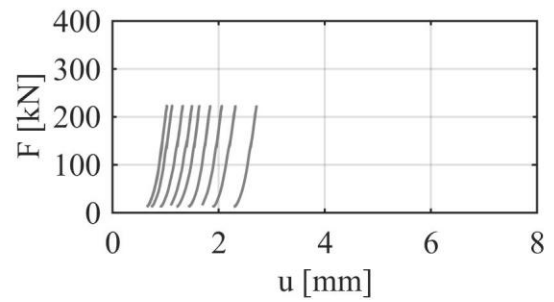
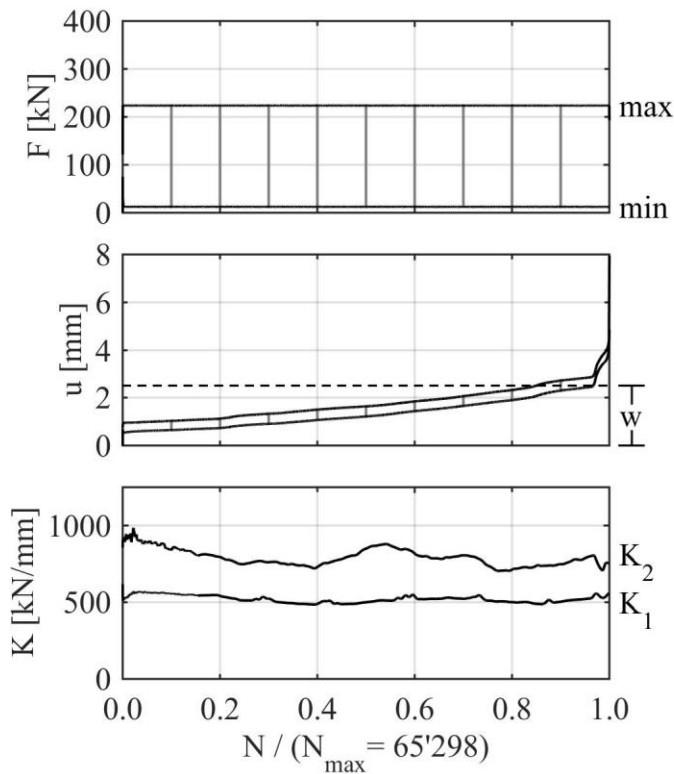
Id: F112 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 2 \text{ Hz}$



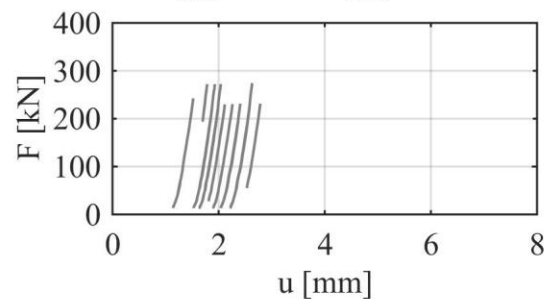
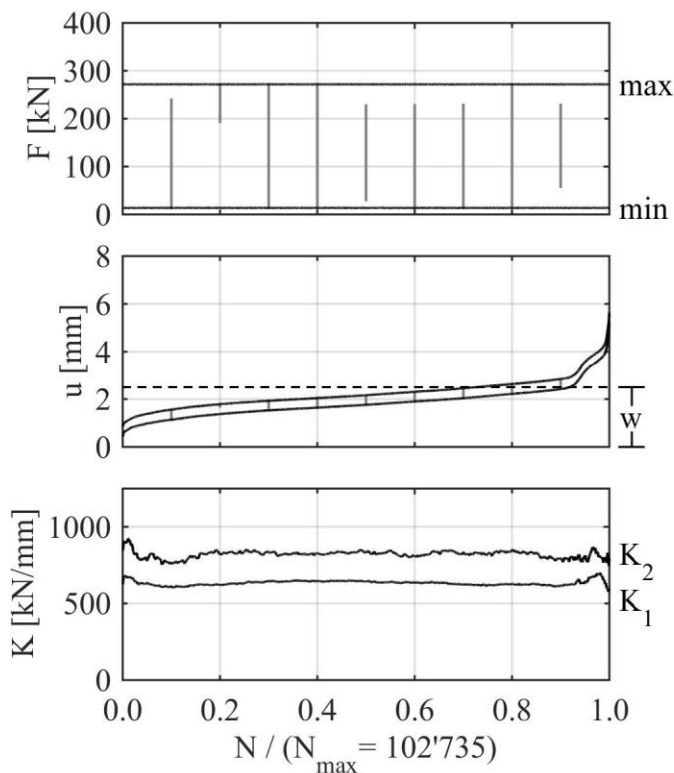
Id: F113 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 2 \text{ Hz}$



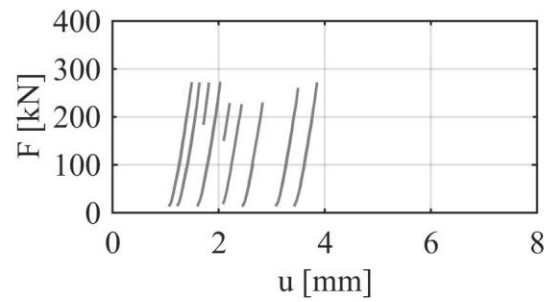
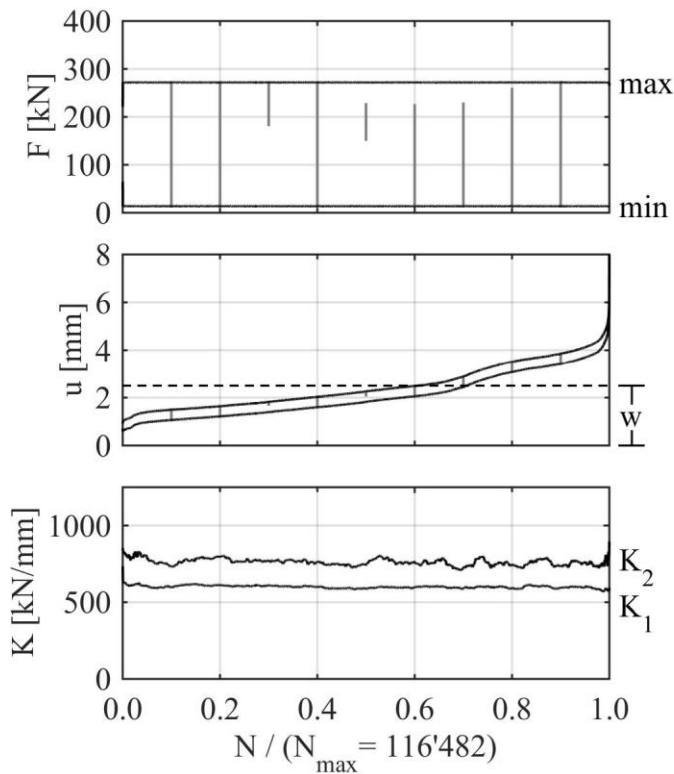
Id: F114 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



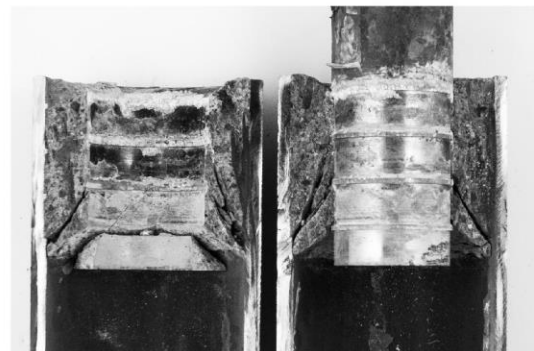
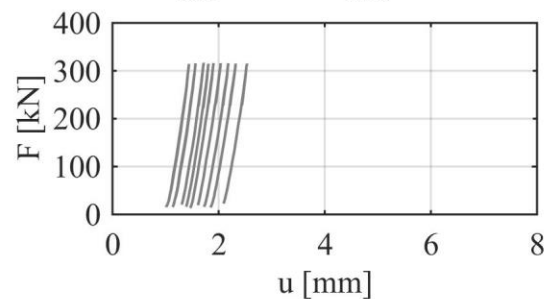
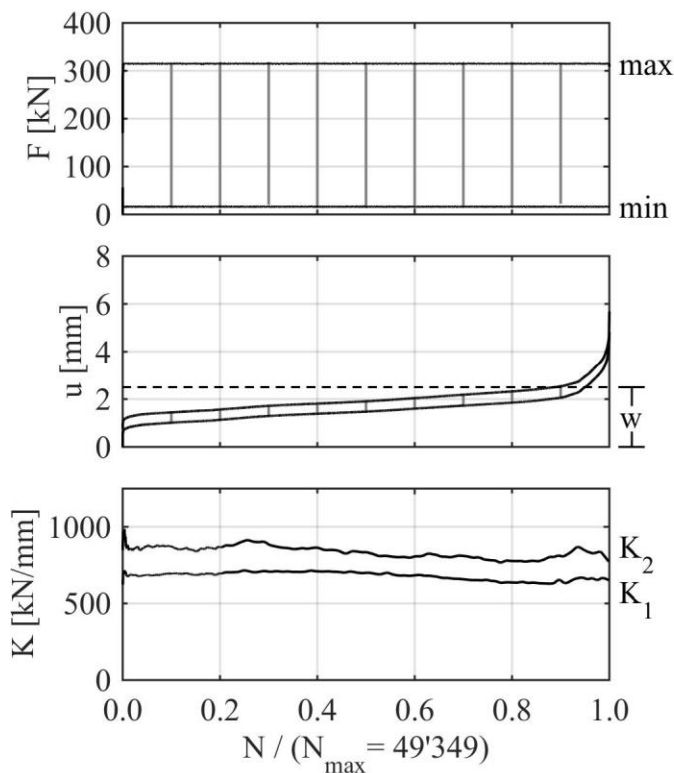
Id: F115 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



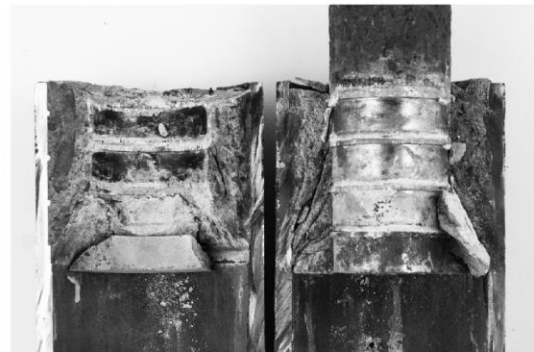
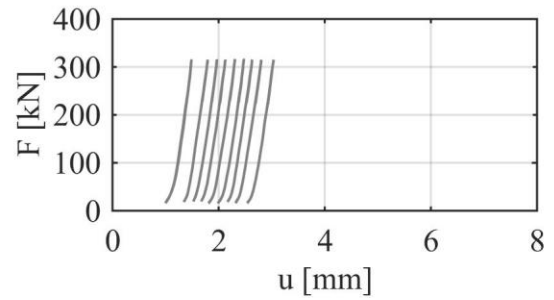
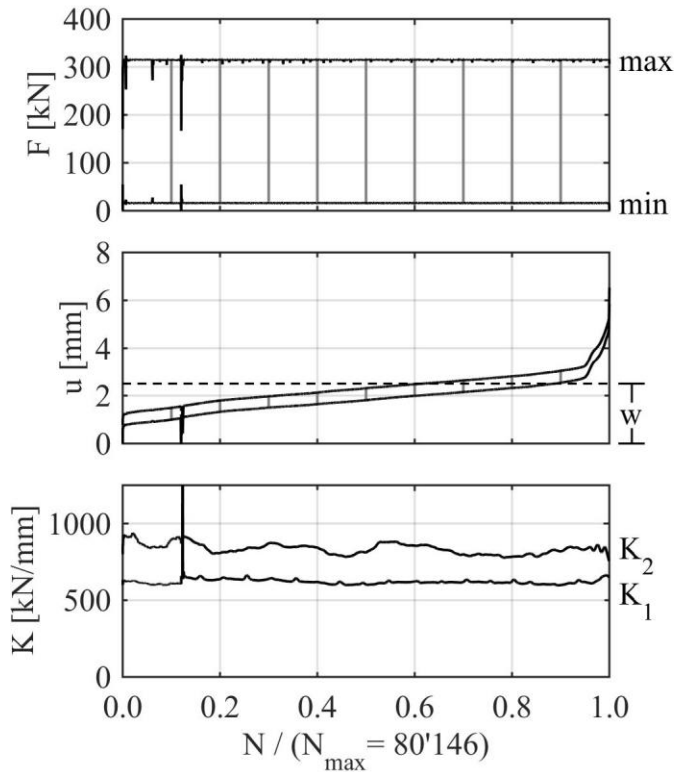
Id: F116 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



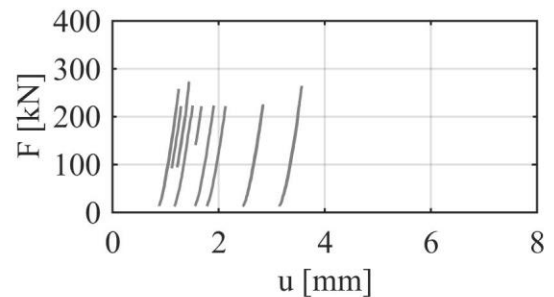
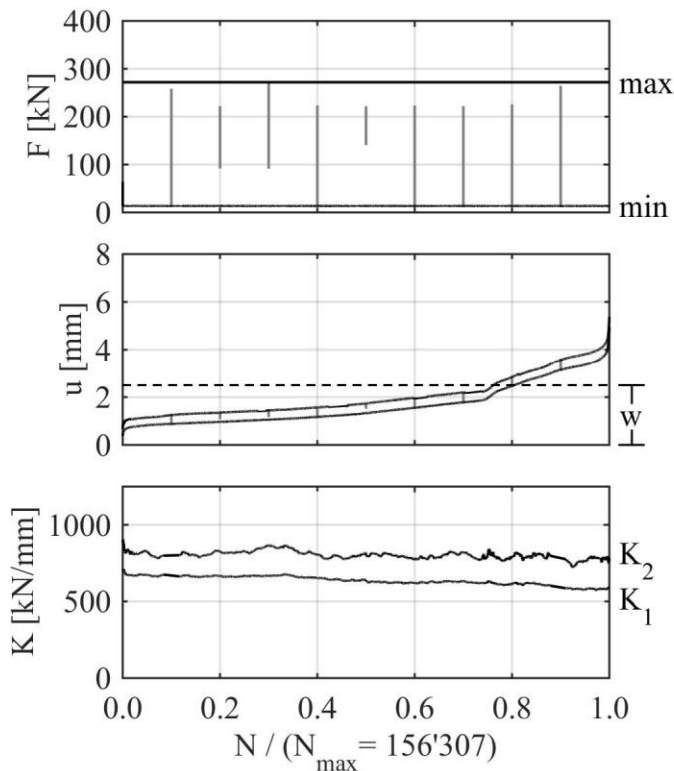
Id: F117 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



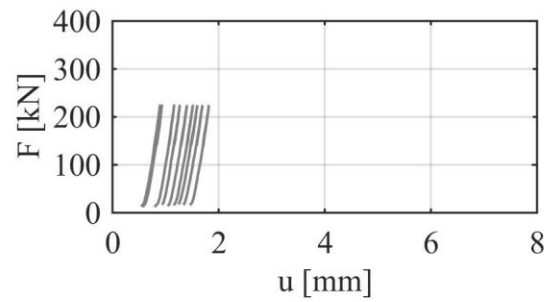
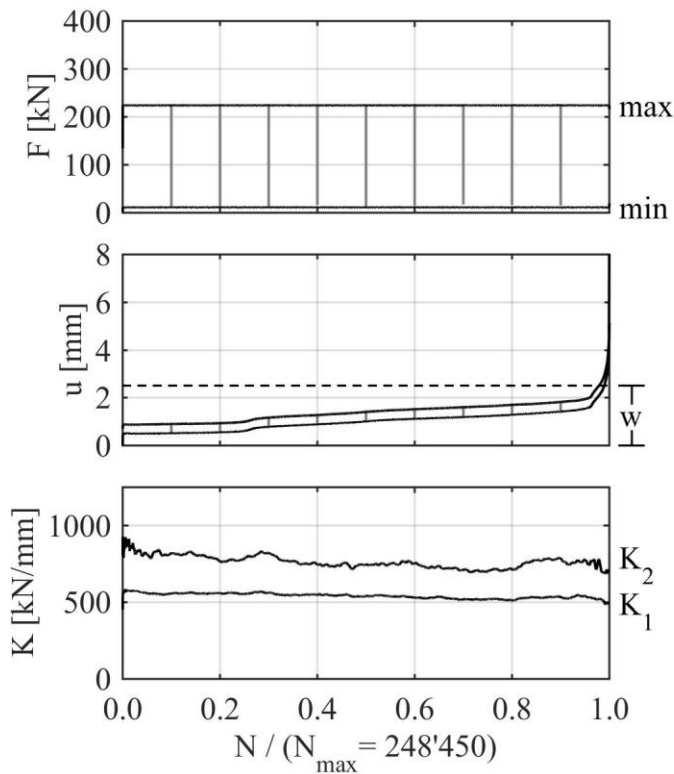
Id: F118 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 0.3 \text{ Hz}$



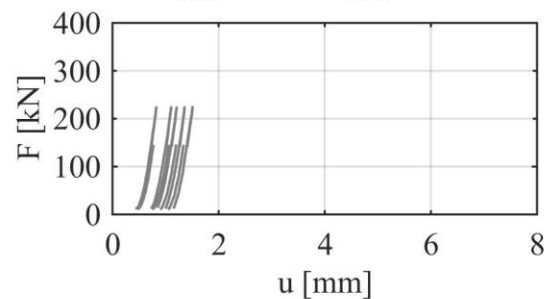
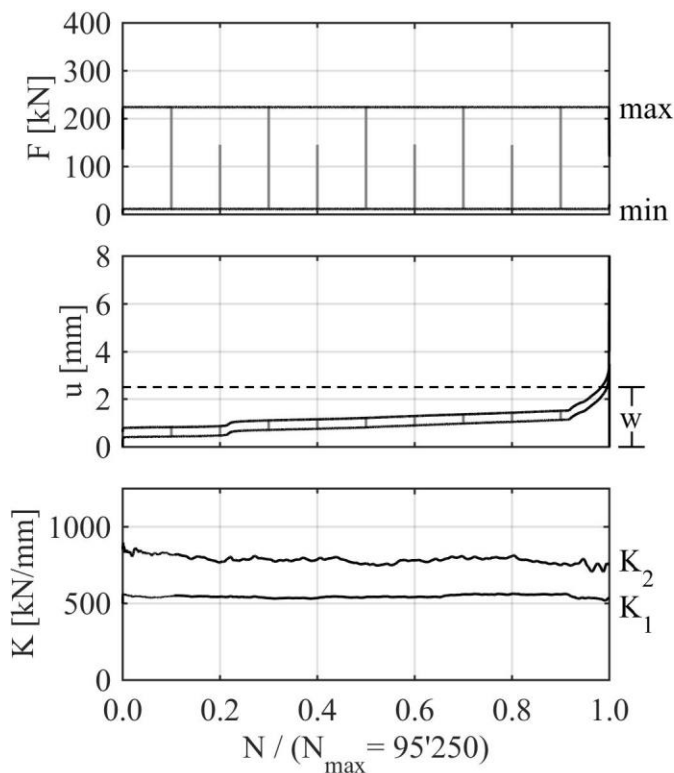
Id: F119 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 0.3 \text{ Hz}$



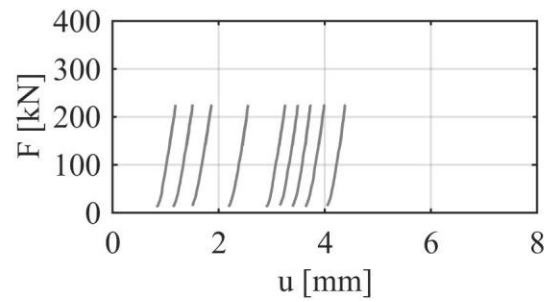
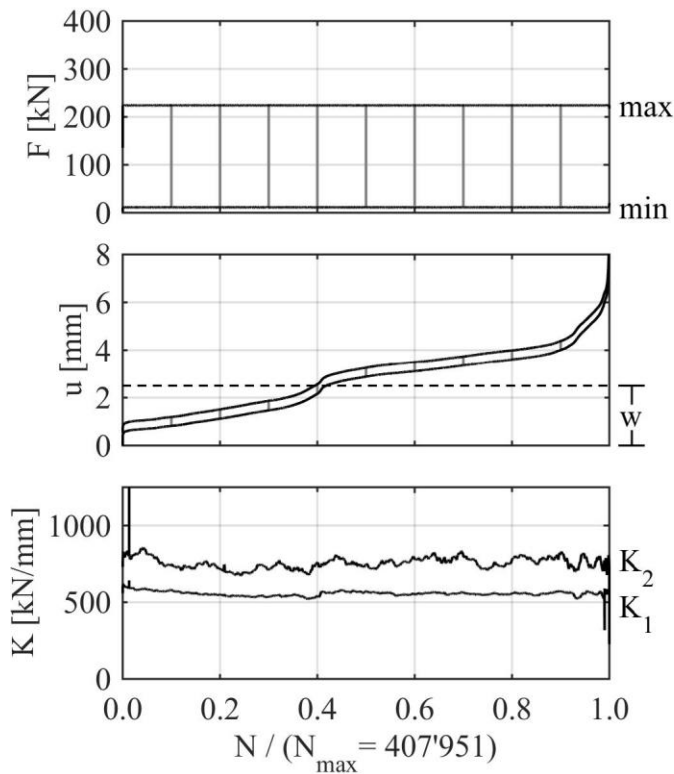
Id: F120 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 0.3 \text{ Hz}$



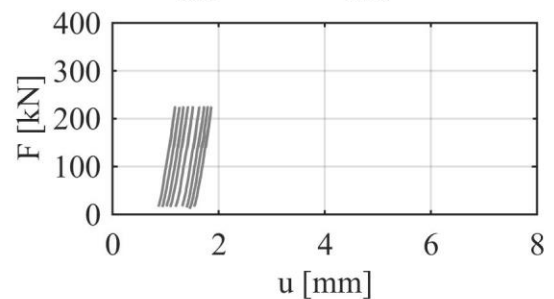
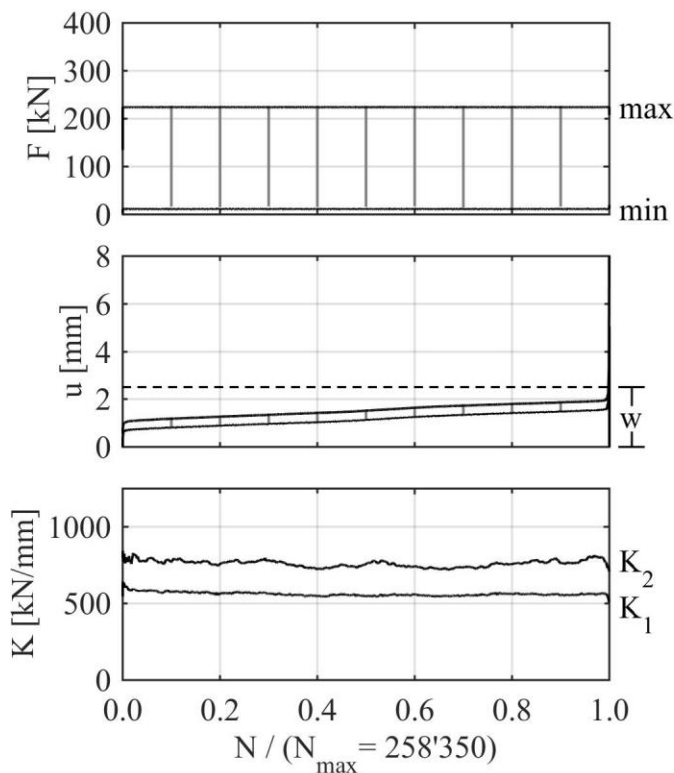
Id: F121 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 0.3 \text{ Hz}$



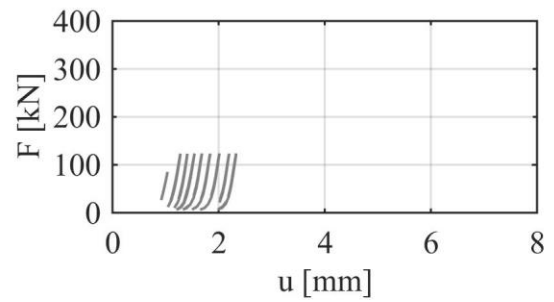
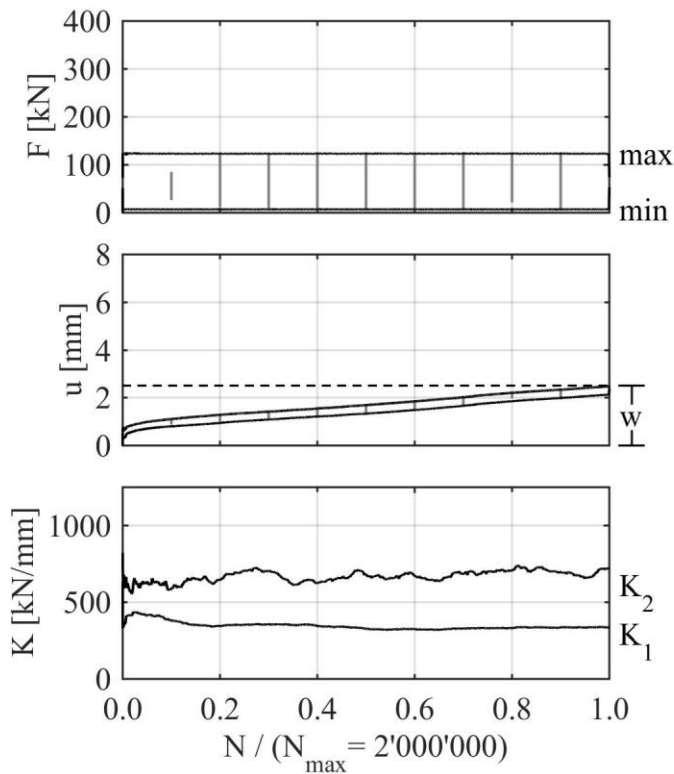
Id: F122 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 0.3 \text{ Hz}$



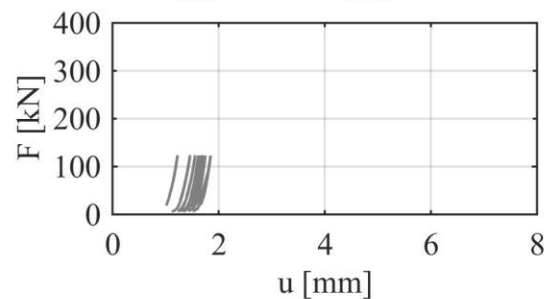
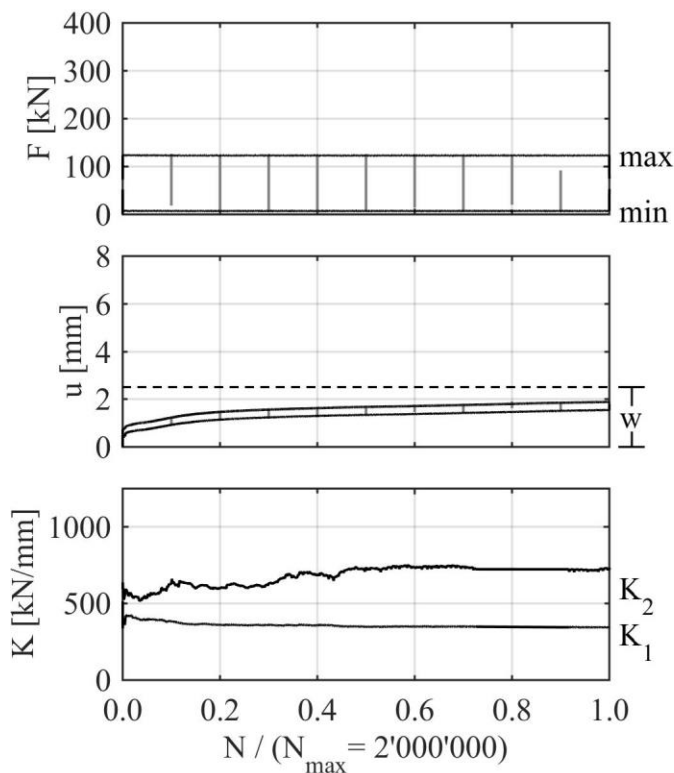
Id: F123 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

AC: wet $F_{max} = 20 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$

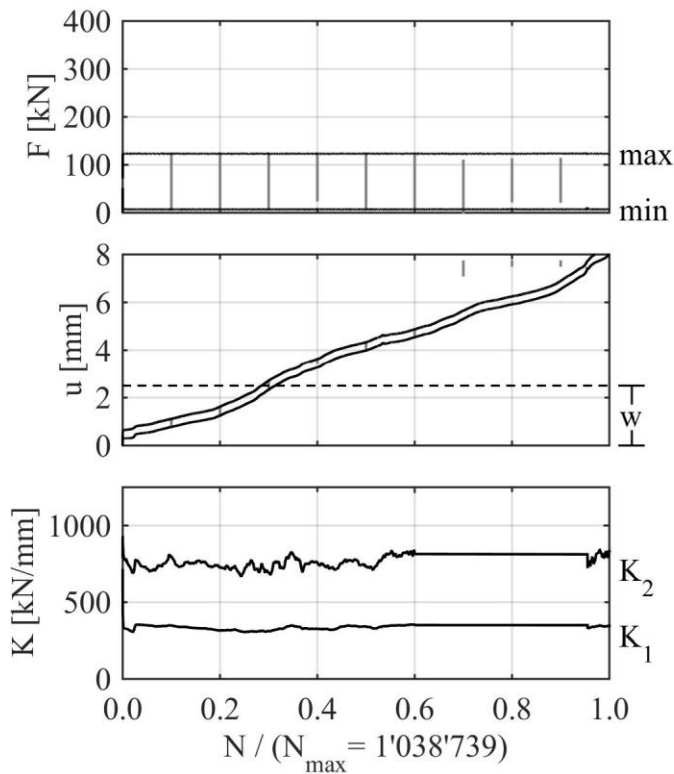


Id: F124 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2

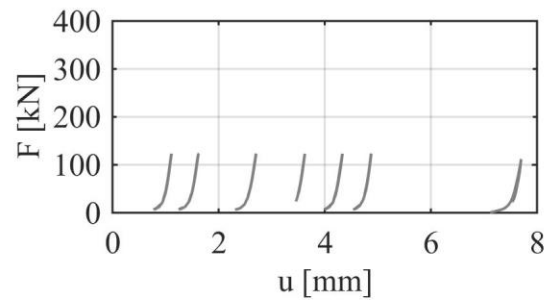
AC: wet $F_{max} = 20 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



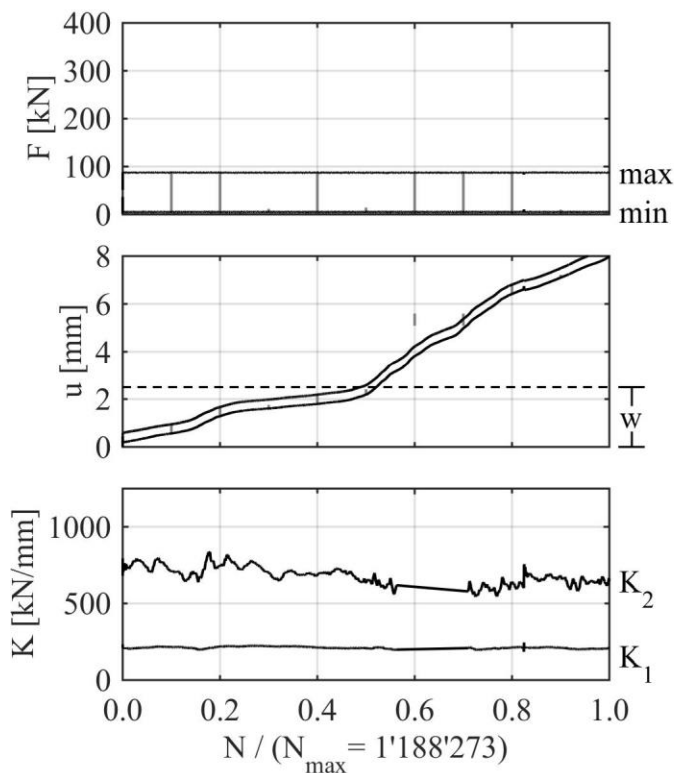
Id: F125 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2



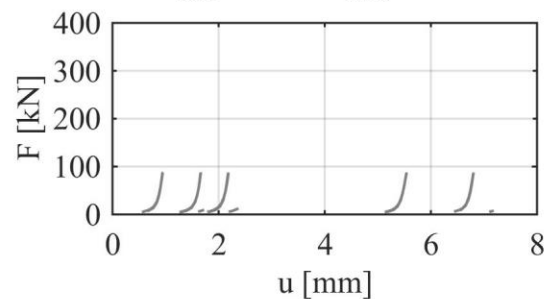
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Id: F126 Geom: 1 Mat: Densit Ducorit S2



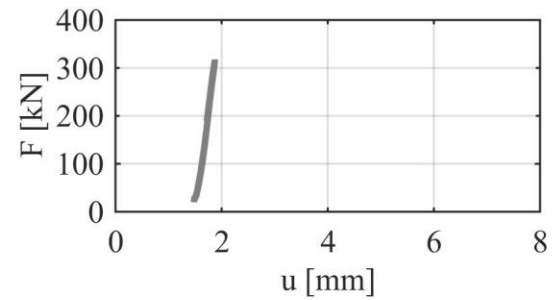
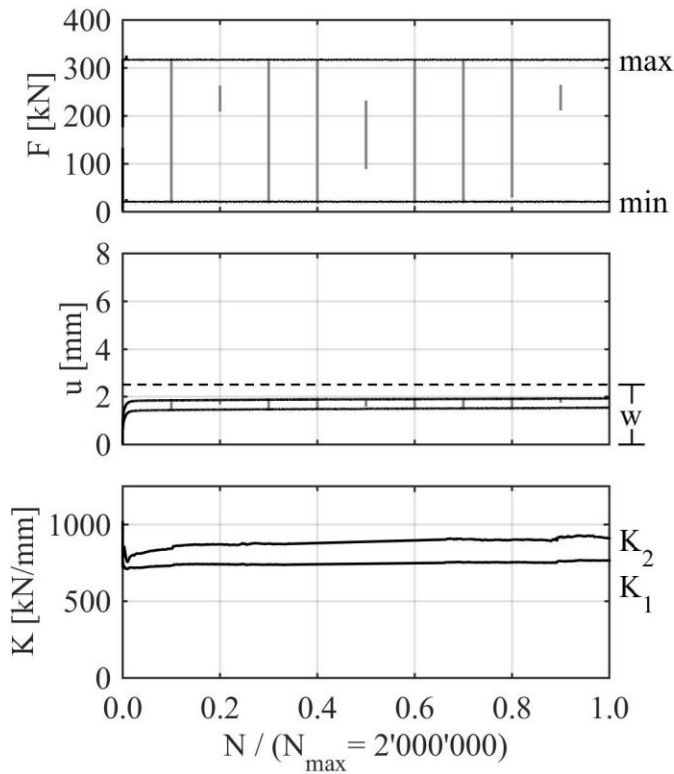
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Kleinversuche FLS BASF Masterflow 9500 Geometrie 1

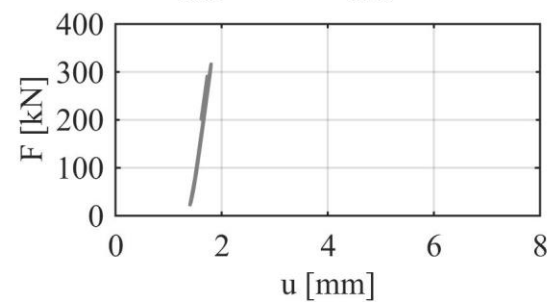
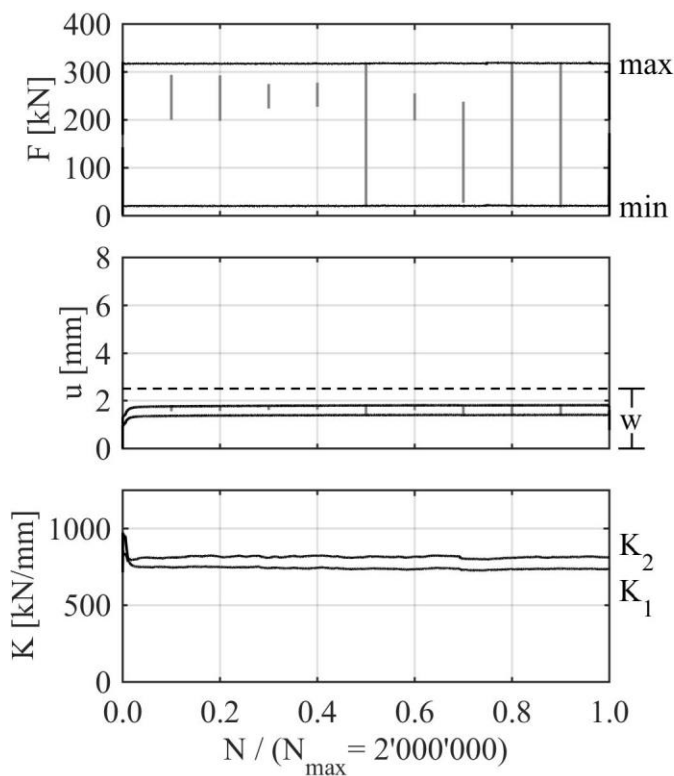
Id: F127 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



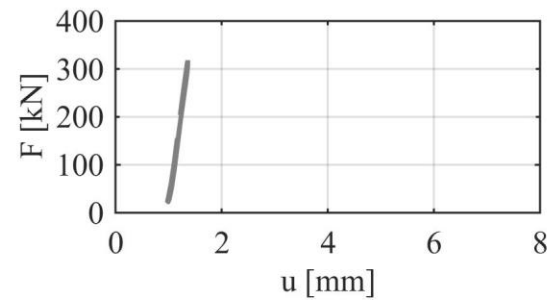
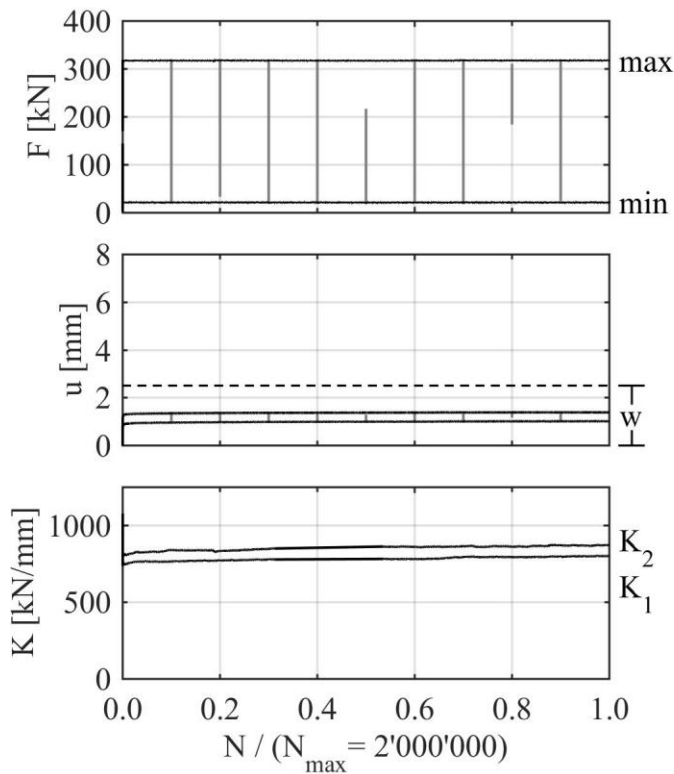
Id: F128 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



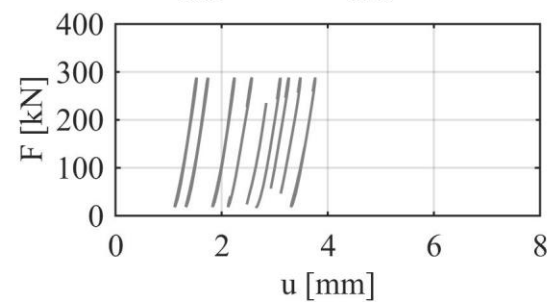
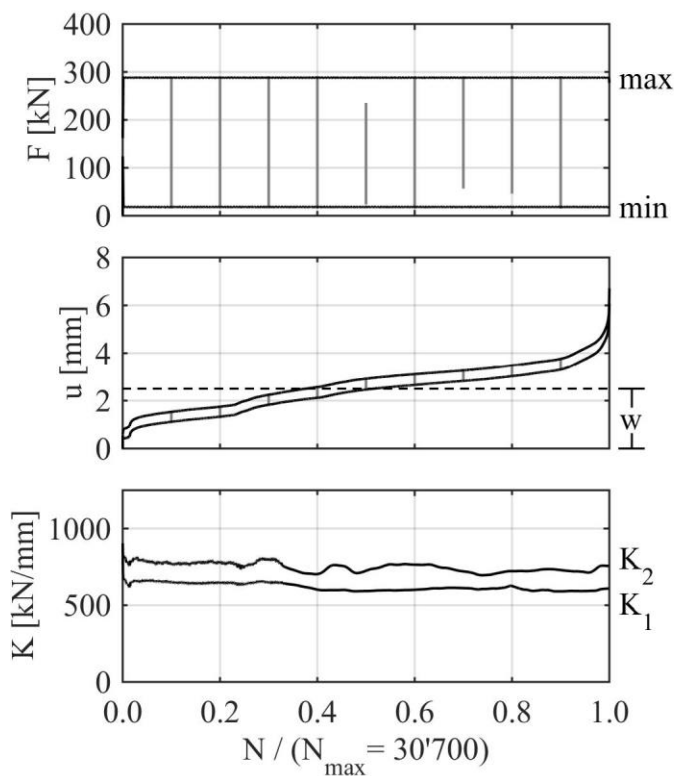
Id: F129 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500

AC: dry $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$

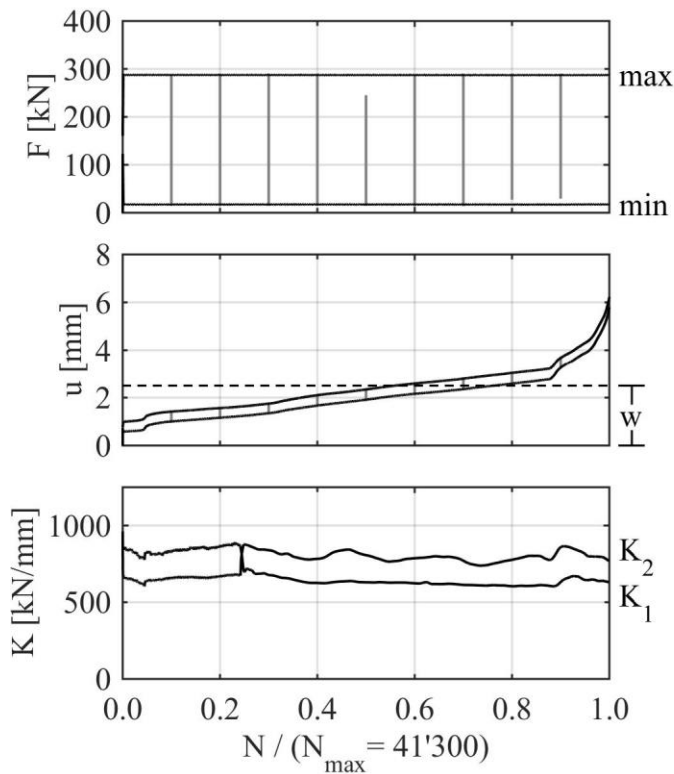


Id: F130 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500

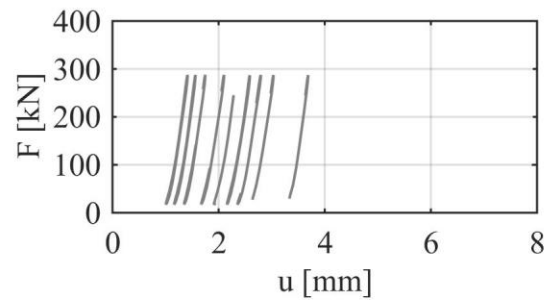
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



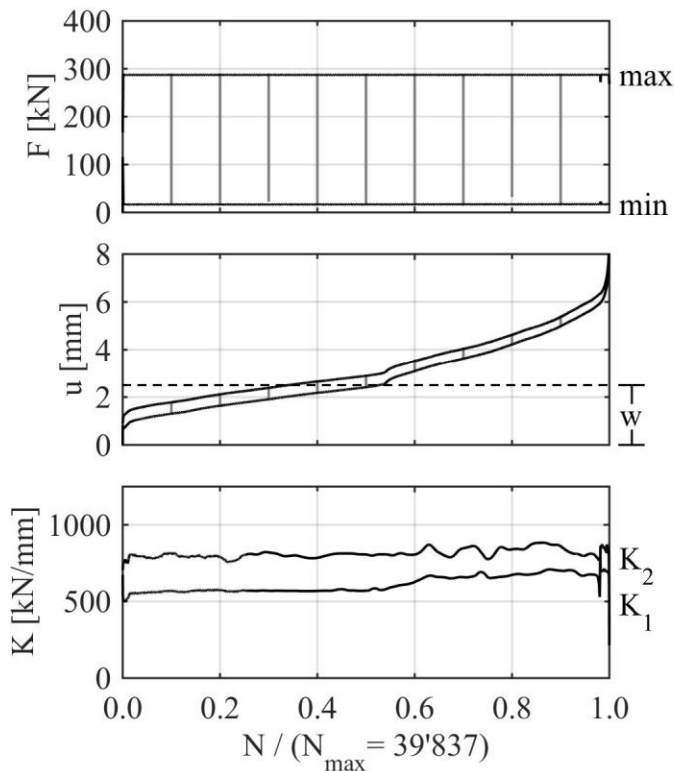
Id: F131 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



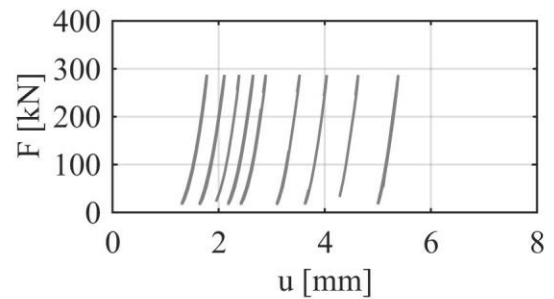
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



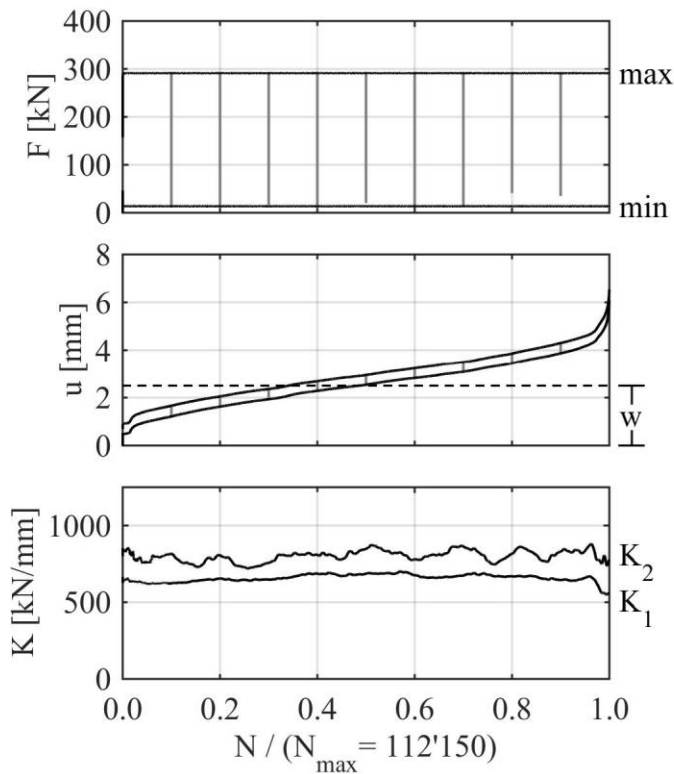
Id: F132 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



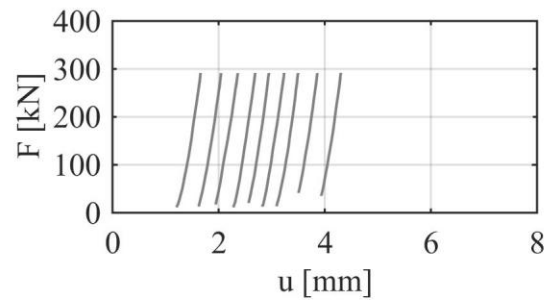
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



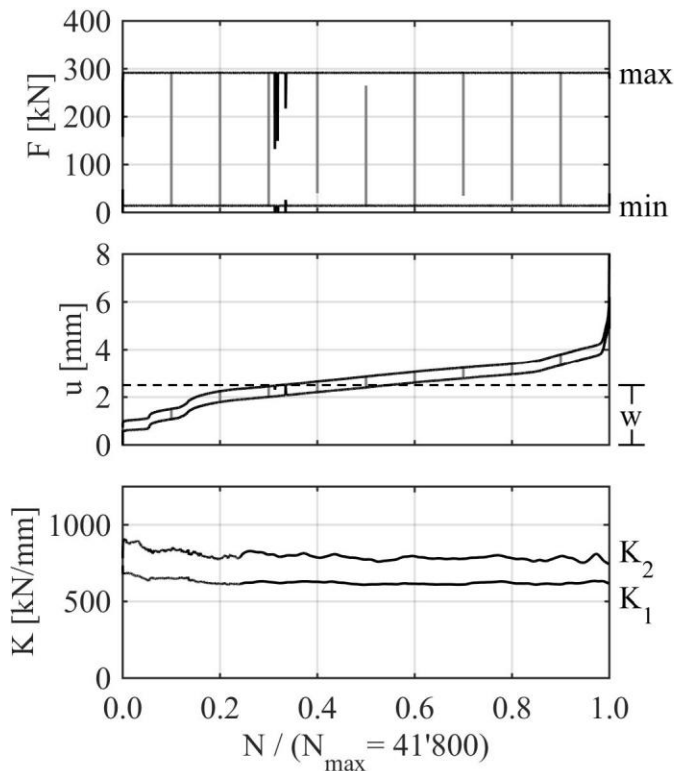
Id: F133 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



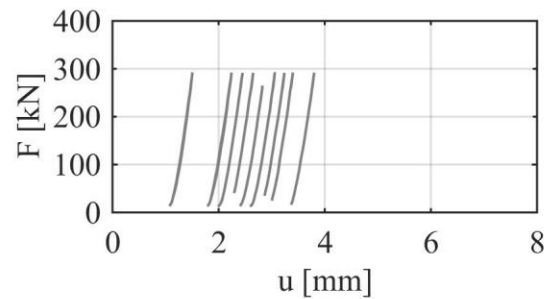
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



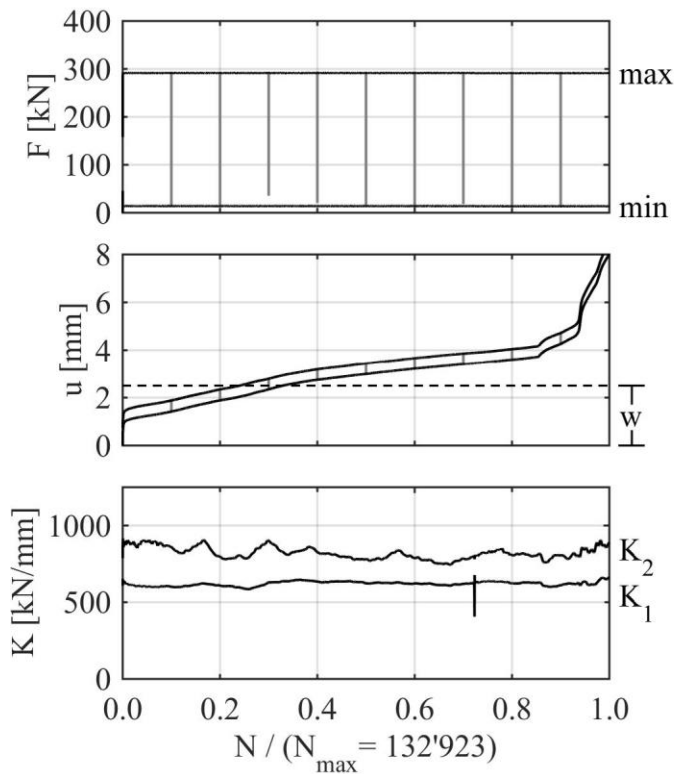
Id: F134 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



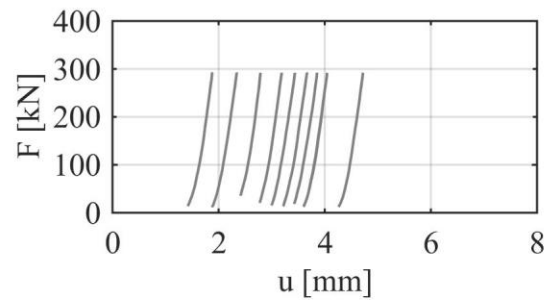
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



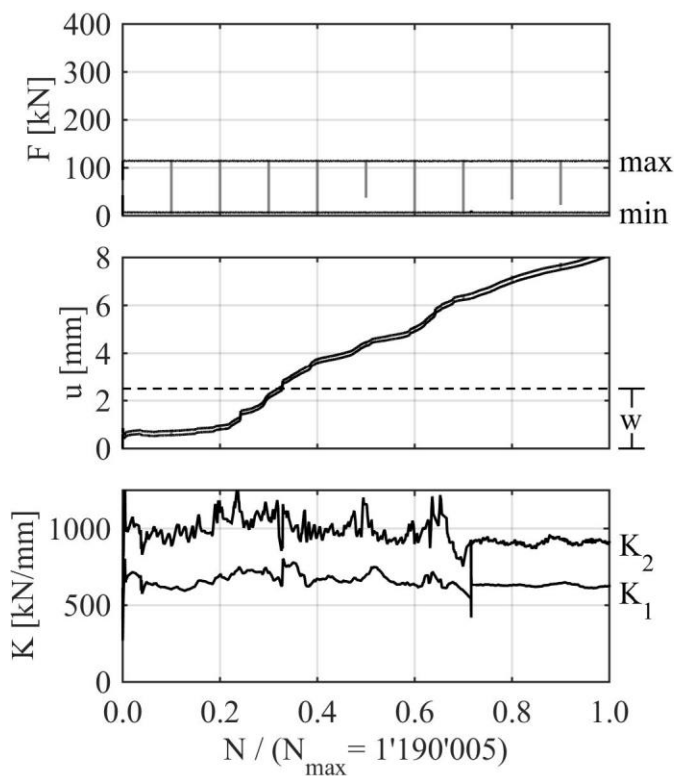
Id: F135 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



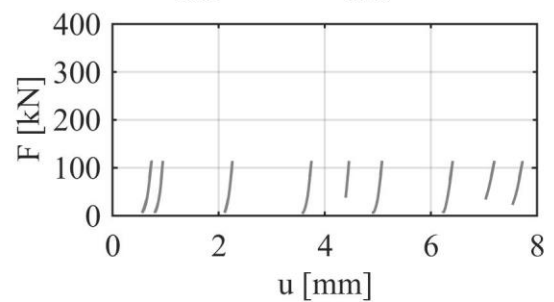
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



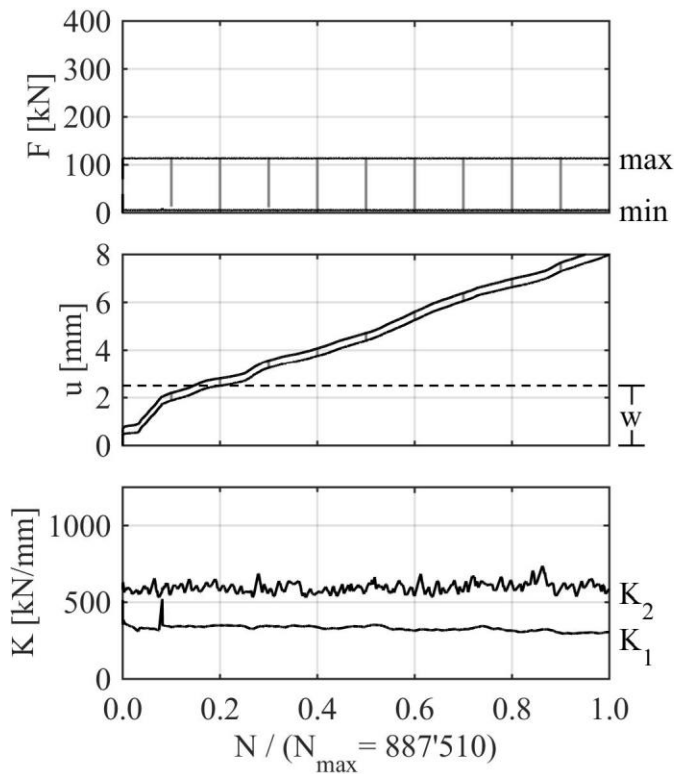
Id: F136 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



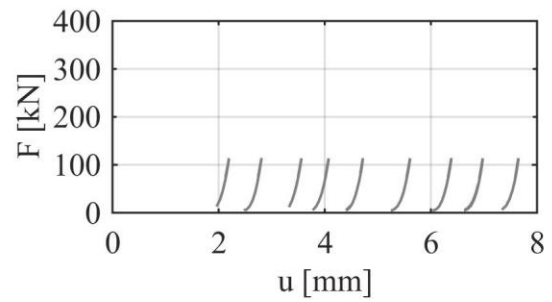
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



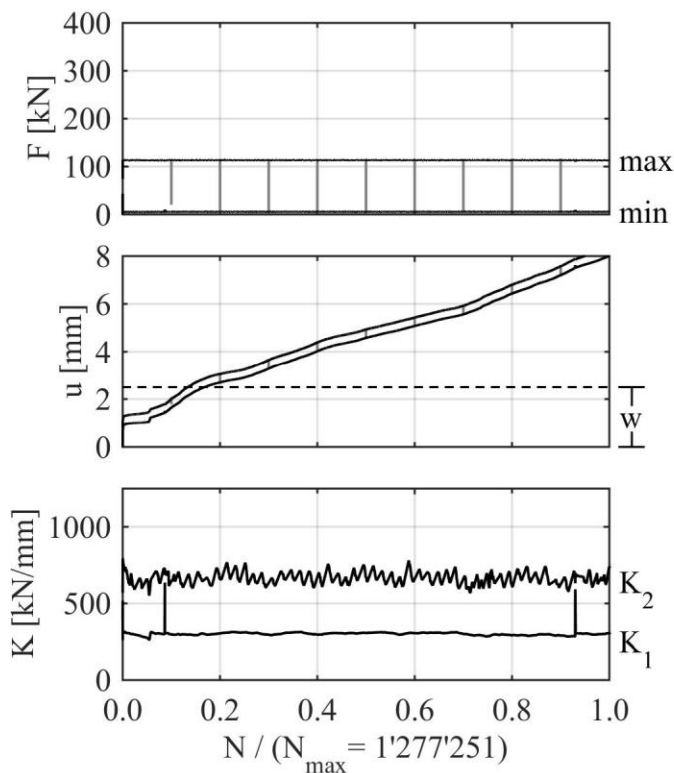
Id: F137 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



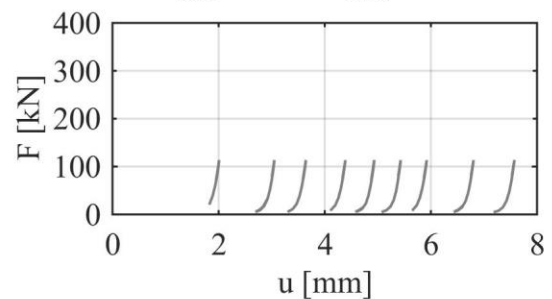
AC: wet $F_{max} = 20 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



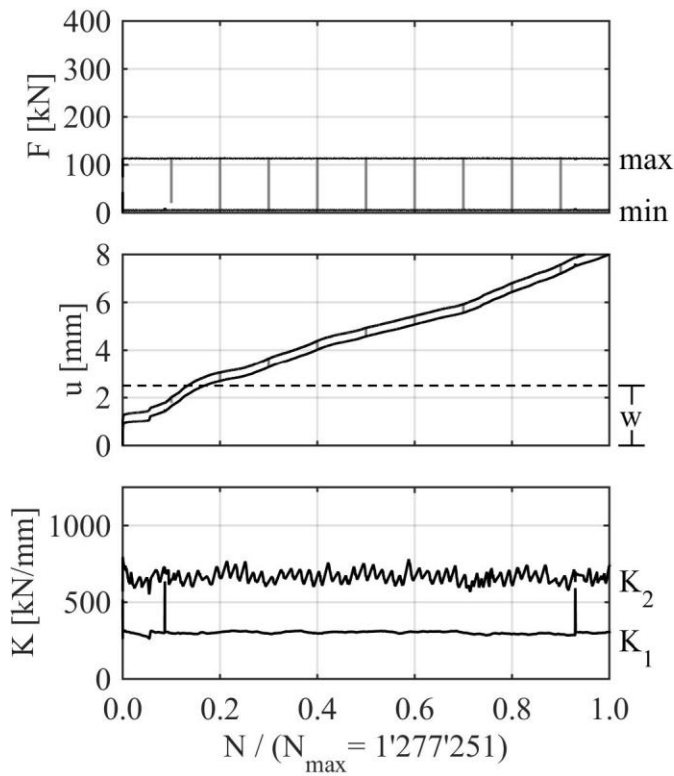
Id: F138 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



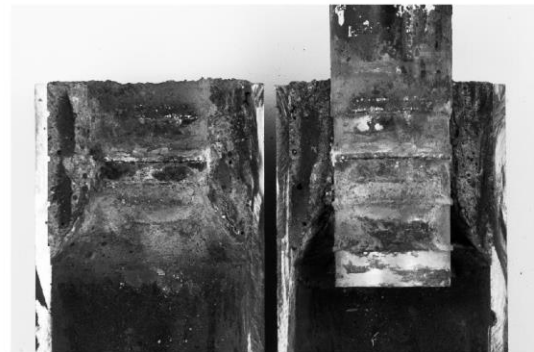
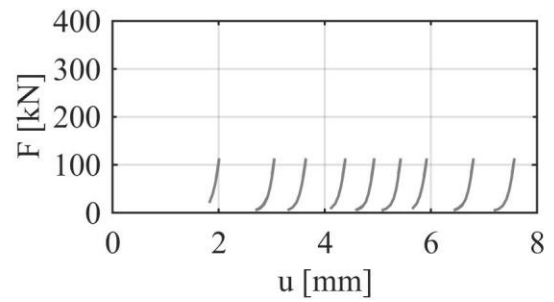
AC: wet $F_{max} = 20 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



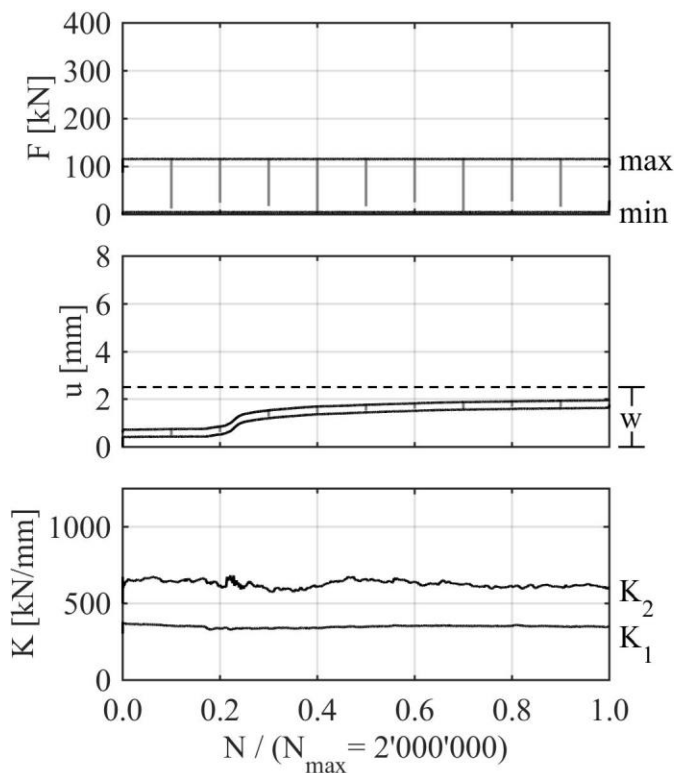
Id: F138 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



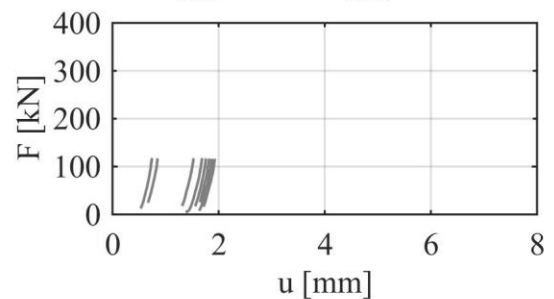
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



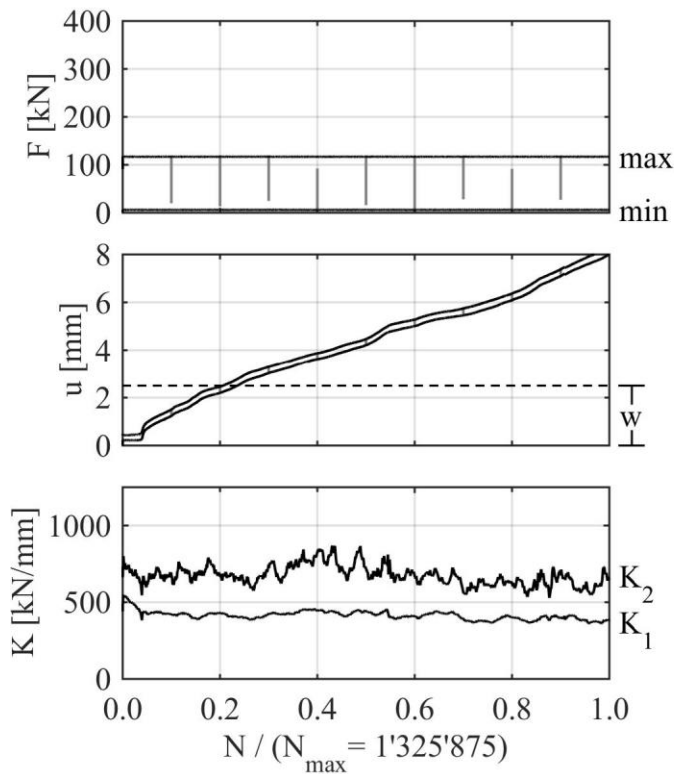
Id: F139 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



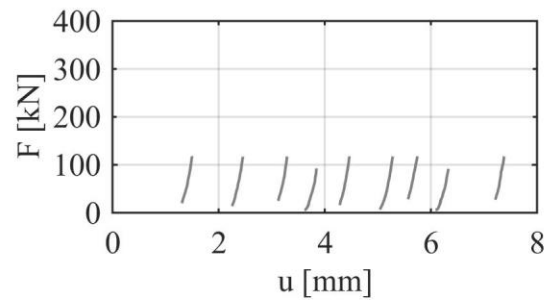
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



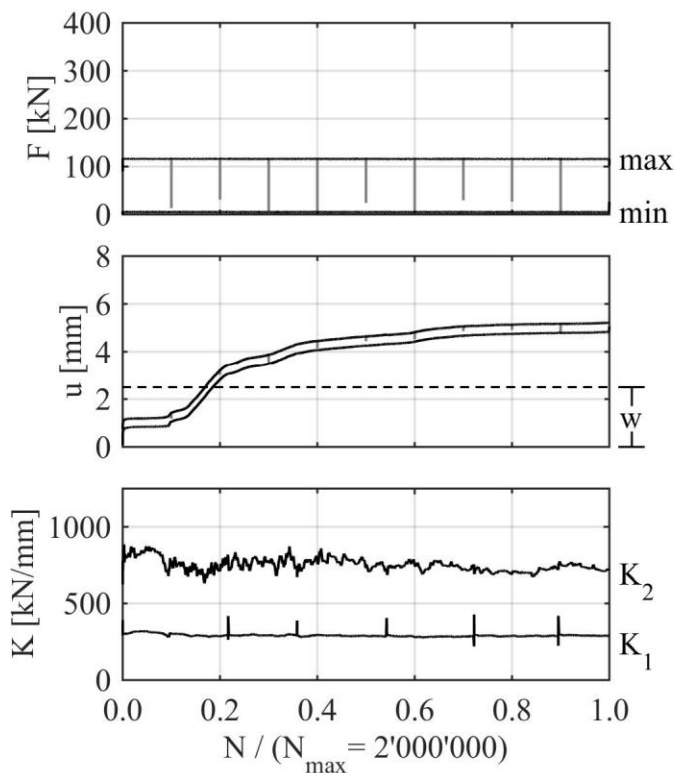
Id: F140 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500



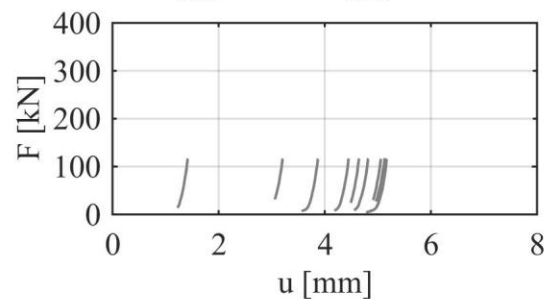
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$



Id: F141 Geom: 1 Mat: BASF Masterflow 9500

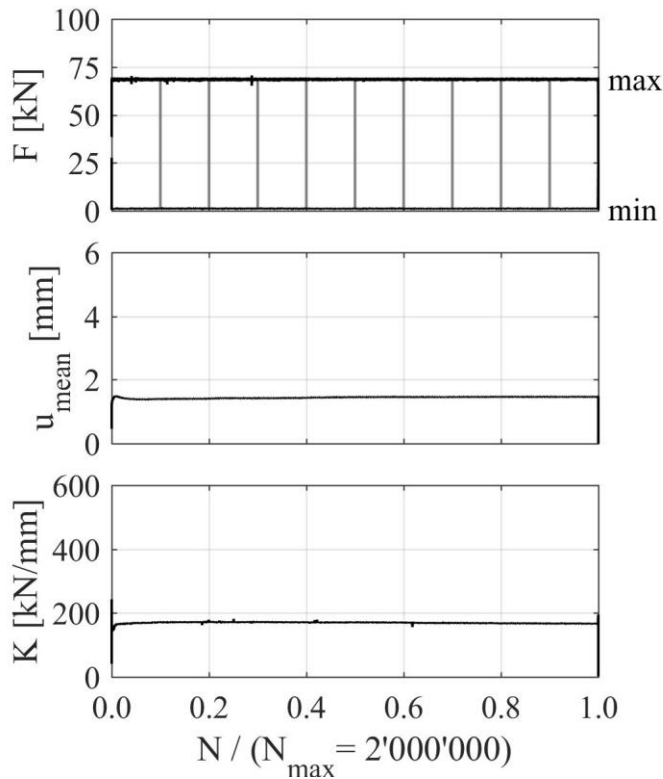


AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 1 \text{ Hz}$

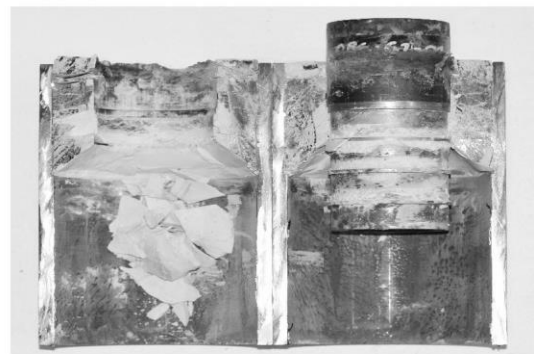
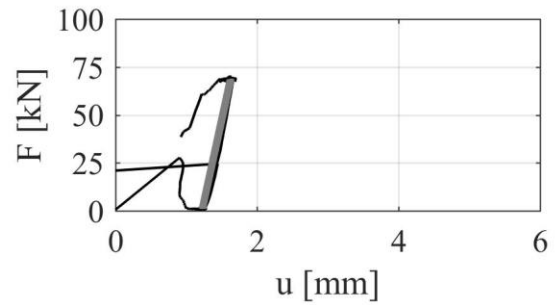


Kleinversuche FLS Holcim Aqua4 Geometrie 1

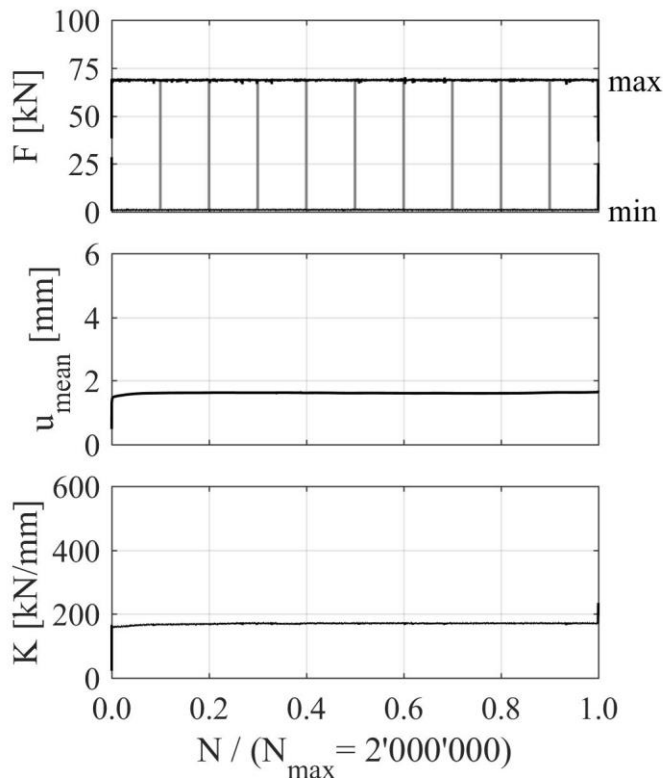
Id: F142 **Geom: 1** **Mat: Holcim Aqua 4**



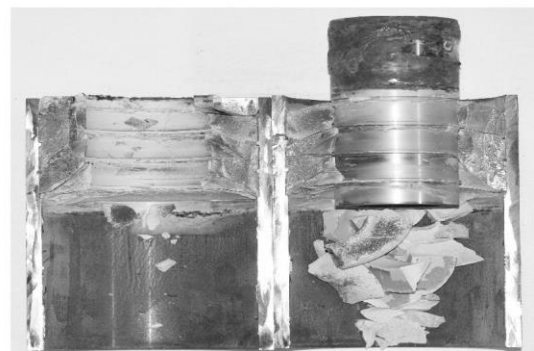
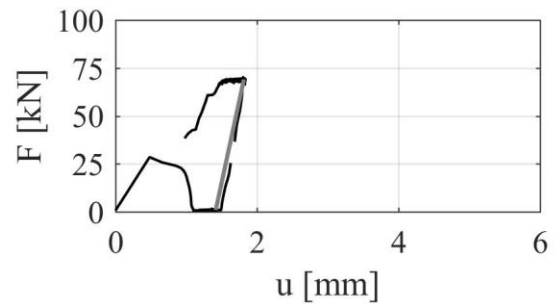
AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Id: F143 **Geom: 1** **Mat: Holcim Aqua 4**

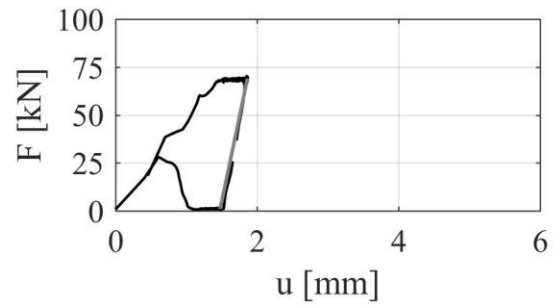
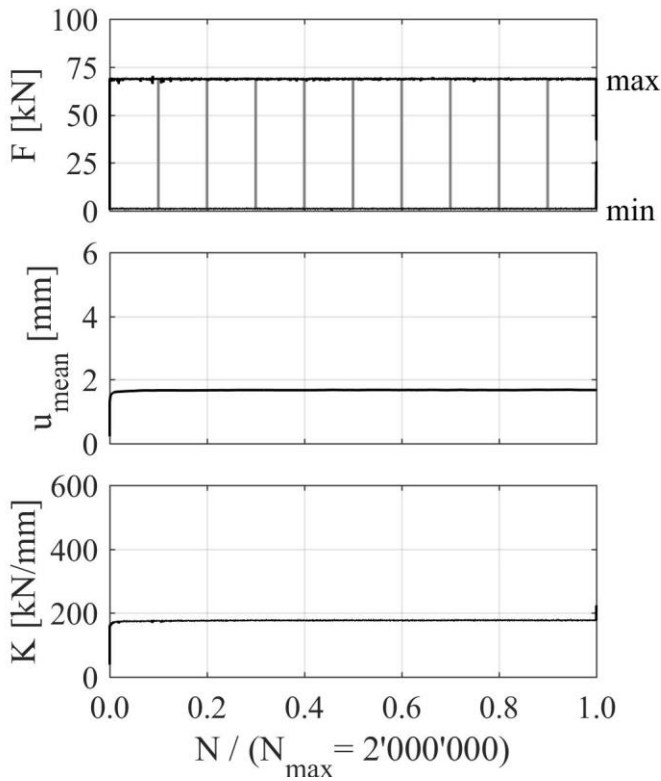


AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



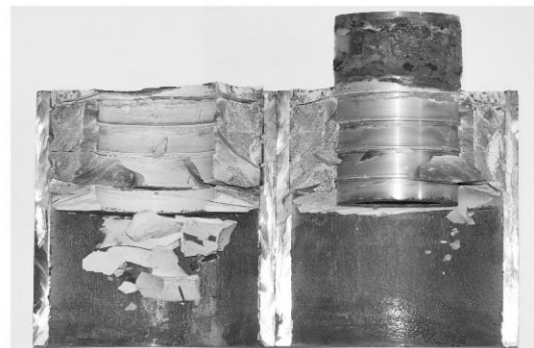
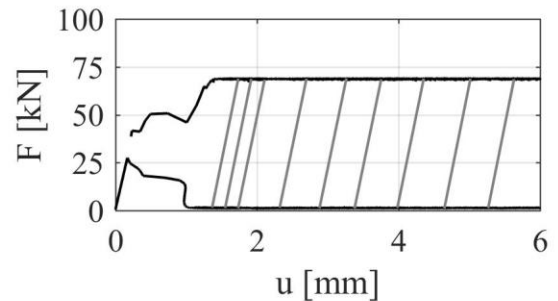
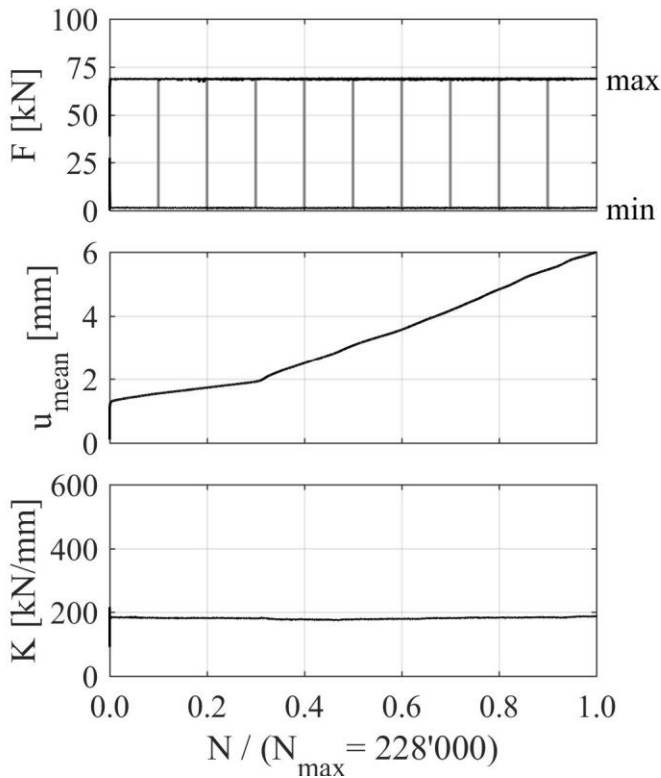
Id: F144 Geom: 1 Mat: Holcim Aqua 4

AC: dry $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



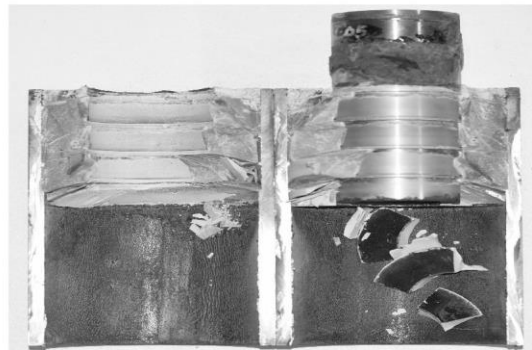
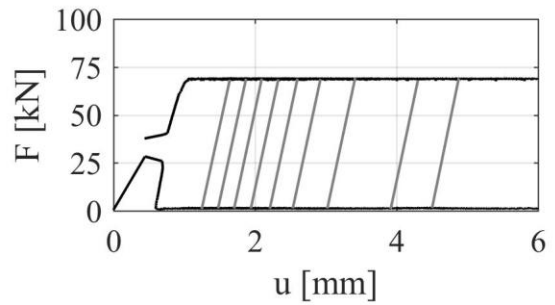
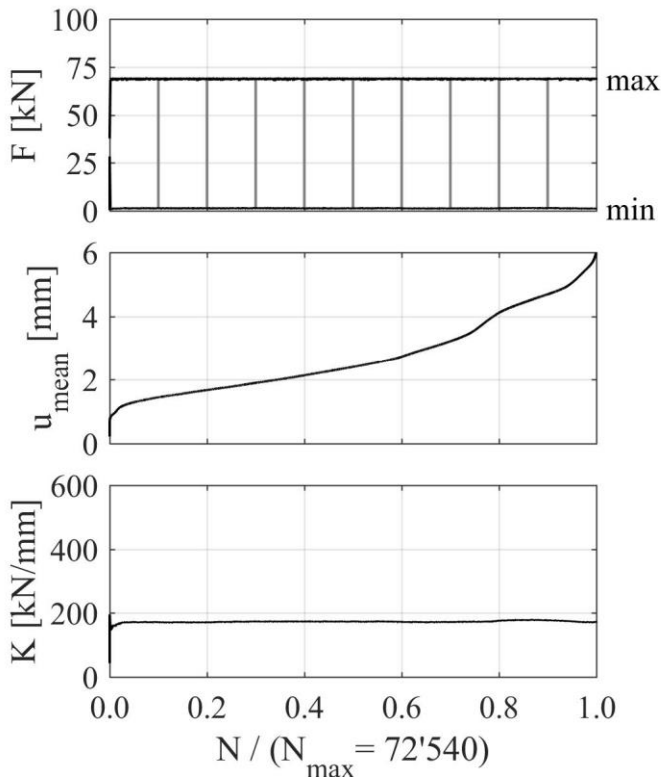
Id: F145 Geom: 1 Mat: Holcim Aqua 4

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



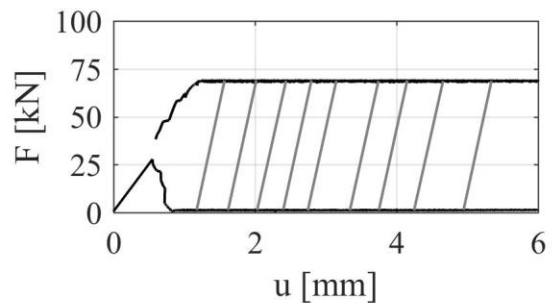
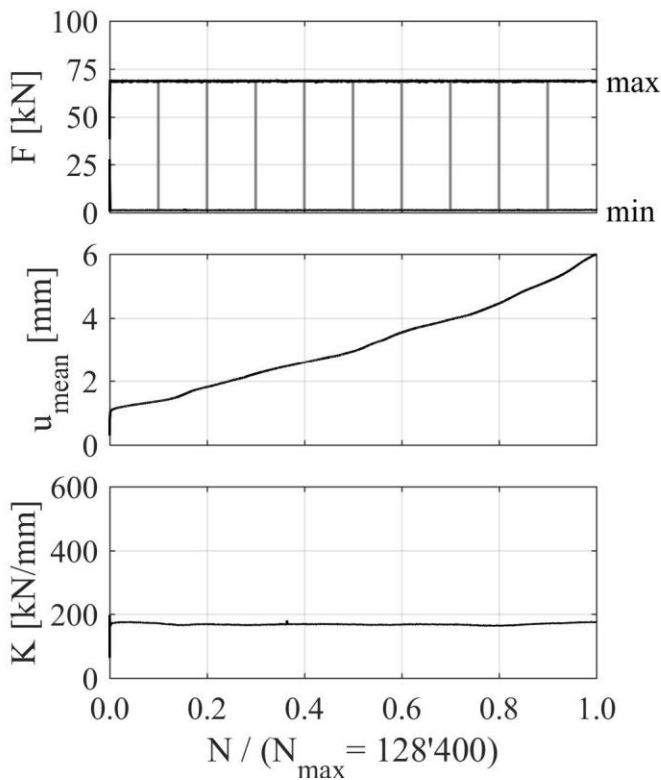
Id: F146 Geom: 1 Mat: Holcim Aqua 4

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$

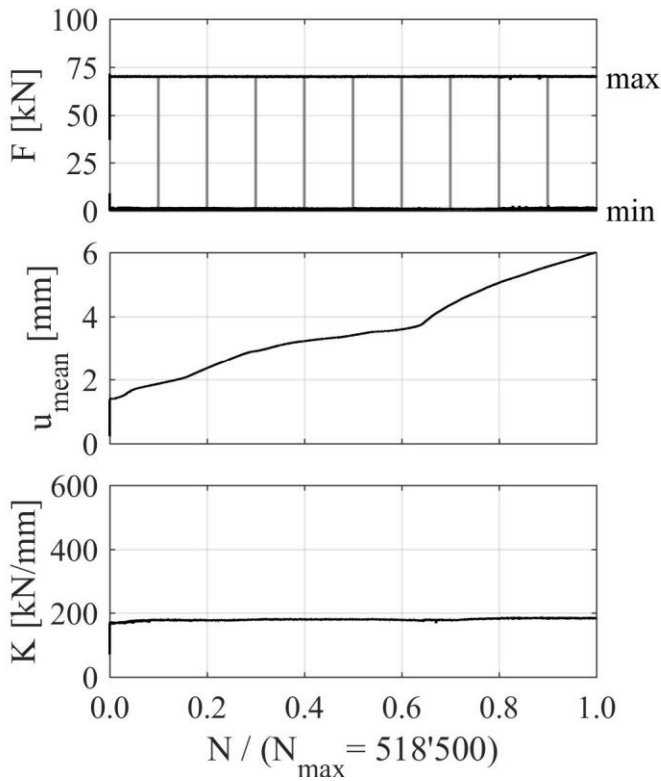


Id: F147 Geom: 1 Mat: Holcim Aqua 4

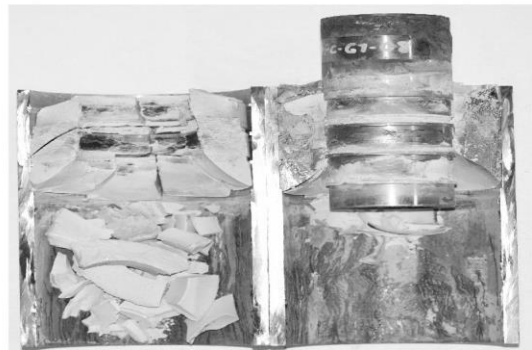
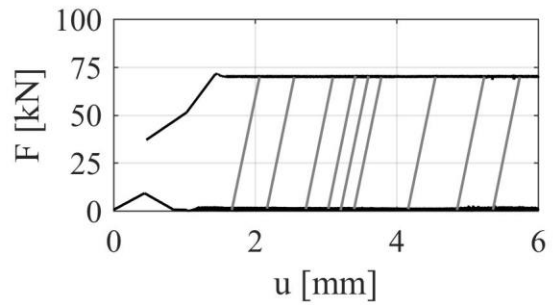
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



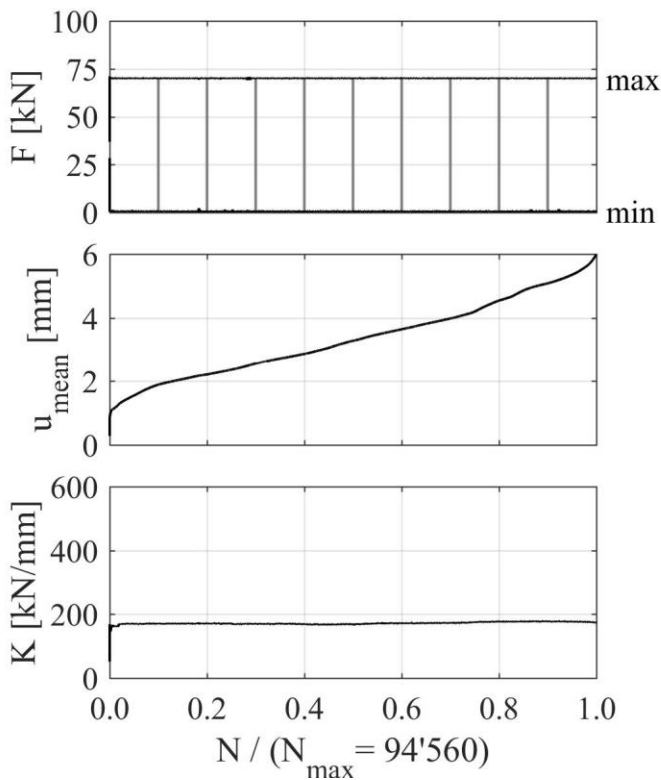
Id: F149 Geom: 1 Mat: Holcim Aqua 4



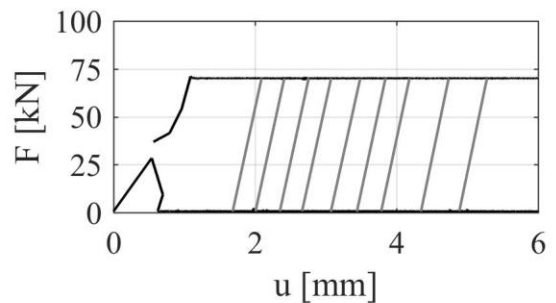
AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 1 \text{ Hz}$



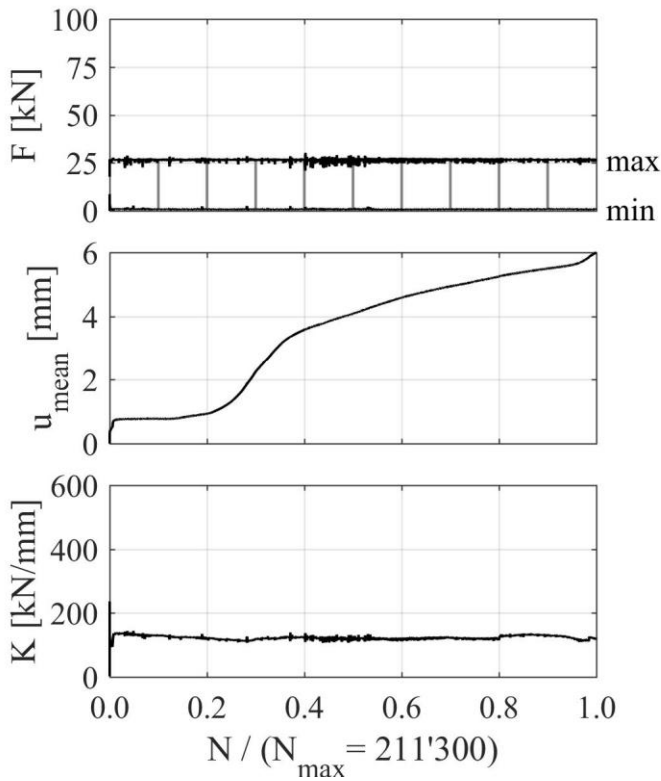
Id: F150 Geom: 1 Mat: Holcim Aqua 4



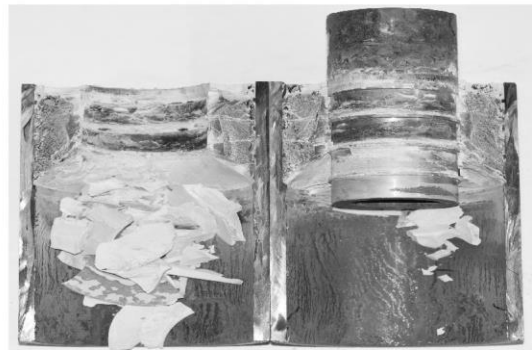
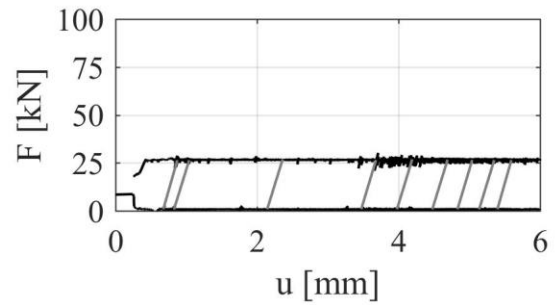
AC: wet $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 1 \text{ Hz}$



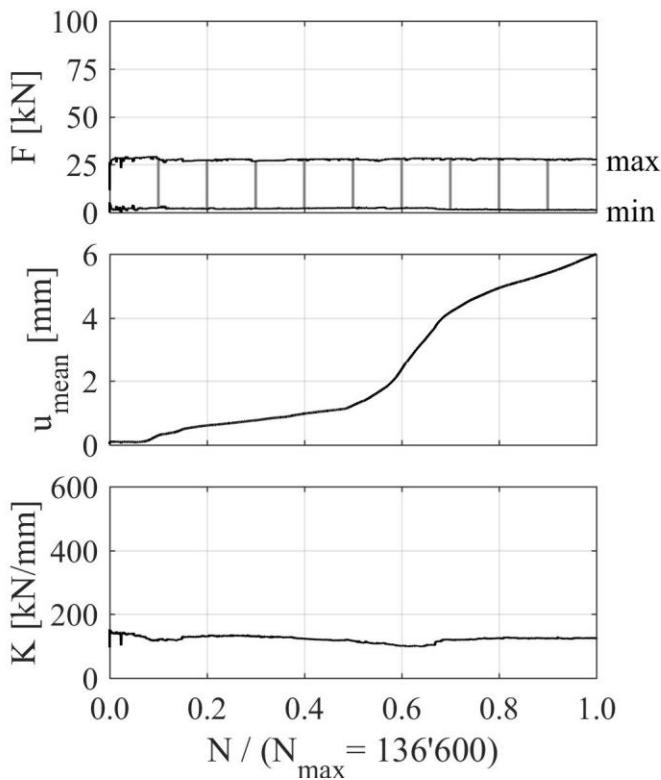
Id: F151 **Geom: 1** **Mat: Holcim Aqua 4**



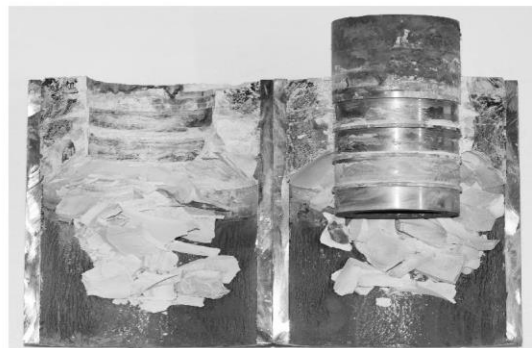
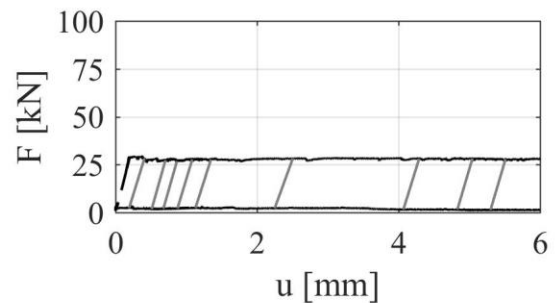
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Id: F152 **Geom: 1** **Mat: Holcim Aqua 4**



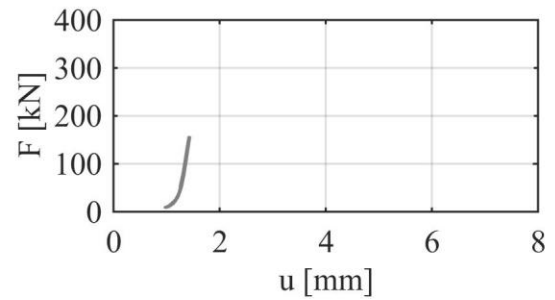
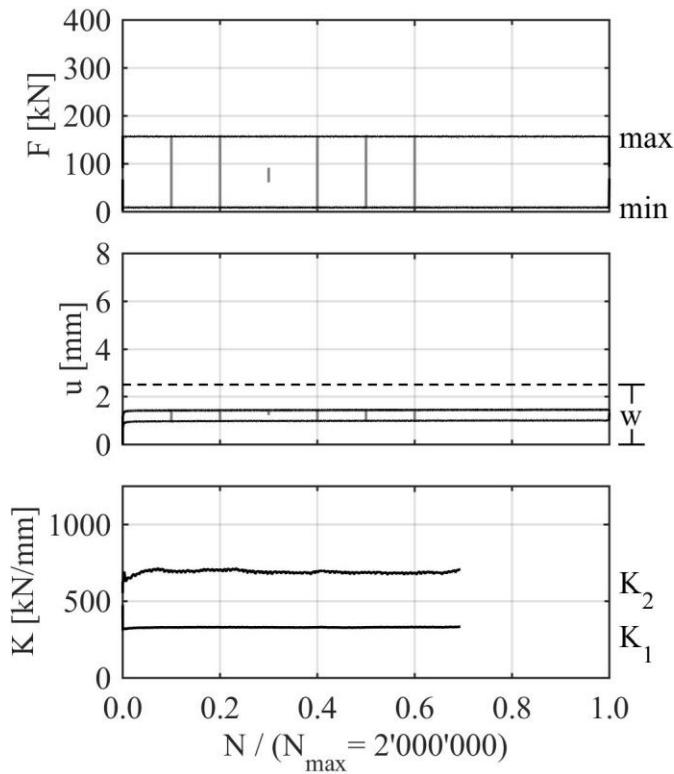
AC: wet $F_{\max} = 20 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Kleinversuche FLS Densit Ducorit S2 Geometrie 2

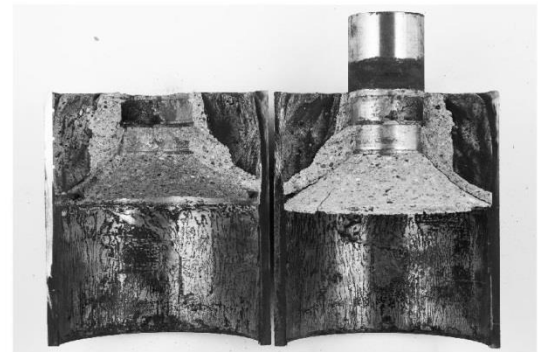
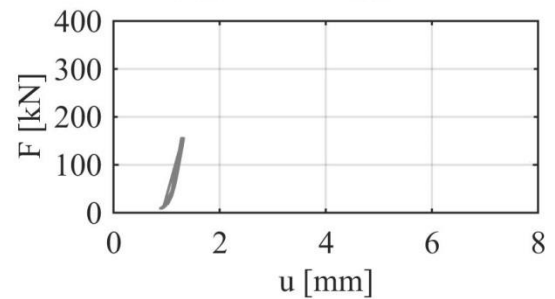
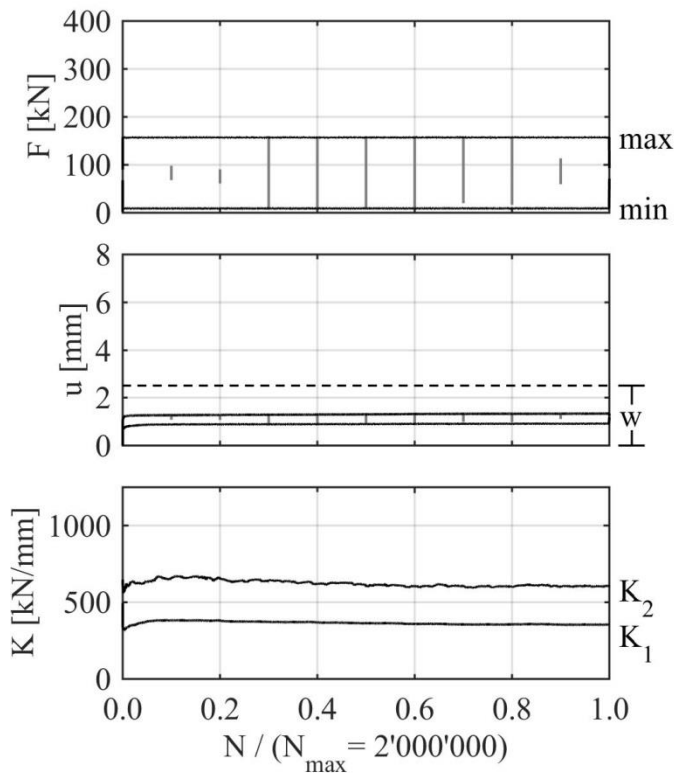
Id: F201 Geom: 2 Mat: Densit Ducorit S2

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$

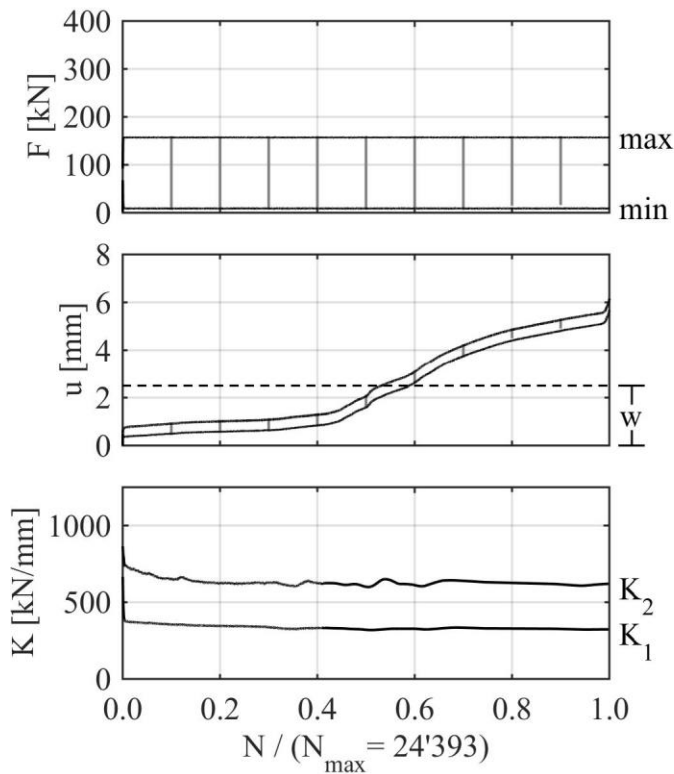


Id: F202 Geom: 2 Mat: Densit Ducorit S2

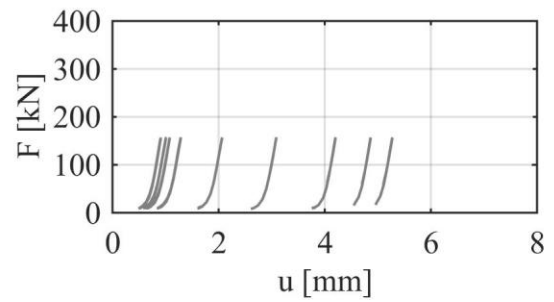
AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



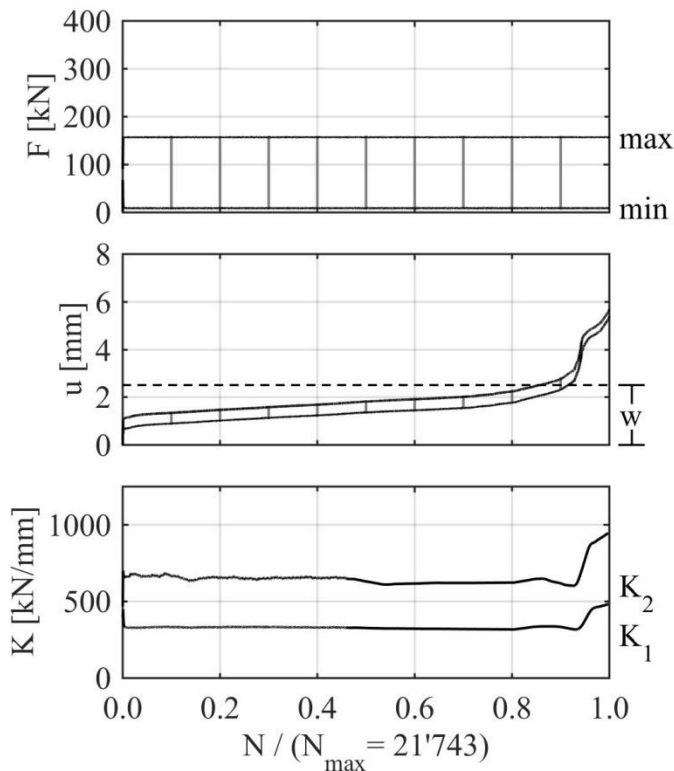
Id: F203 Geom: 2 Mat: Densit Ducorit S2



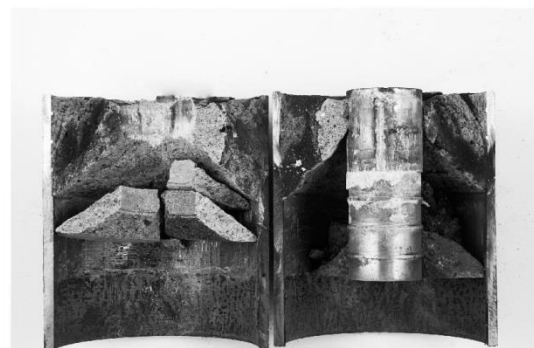
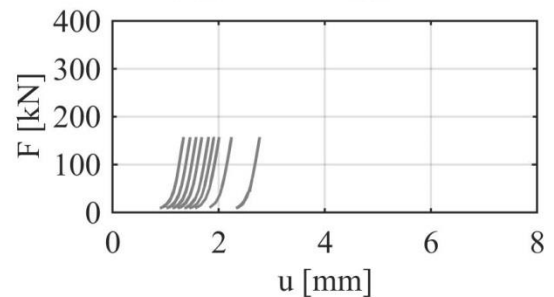
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Id: F204 Geom: 2 Mat: Densit Ducorit S2



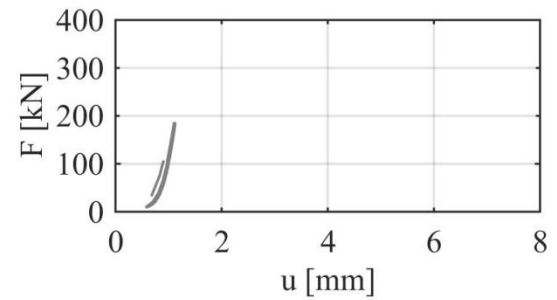
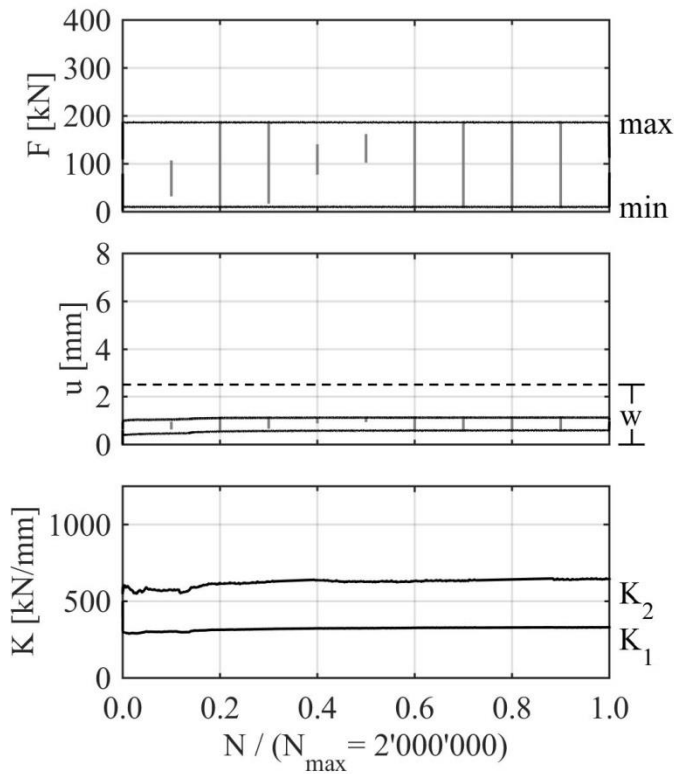
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



Kleinversuche FLS BASF Masterflow 9500 Geometrie 2

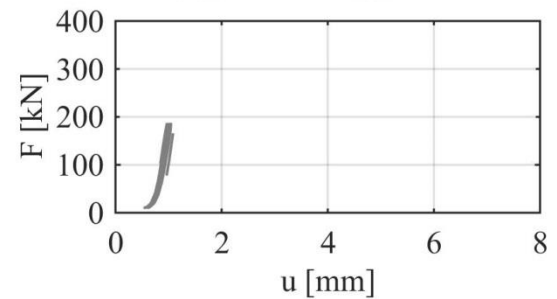
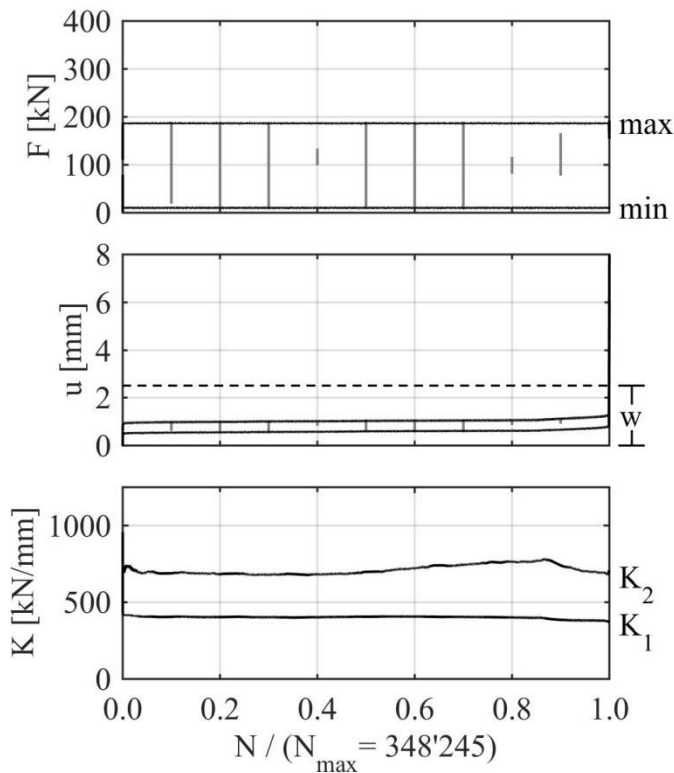
Id: F205 Geom: 2 Mat: BASF Masterflow 9500

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



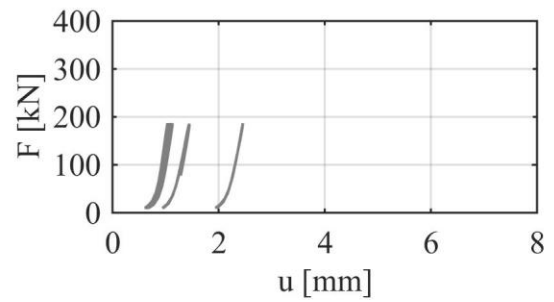
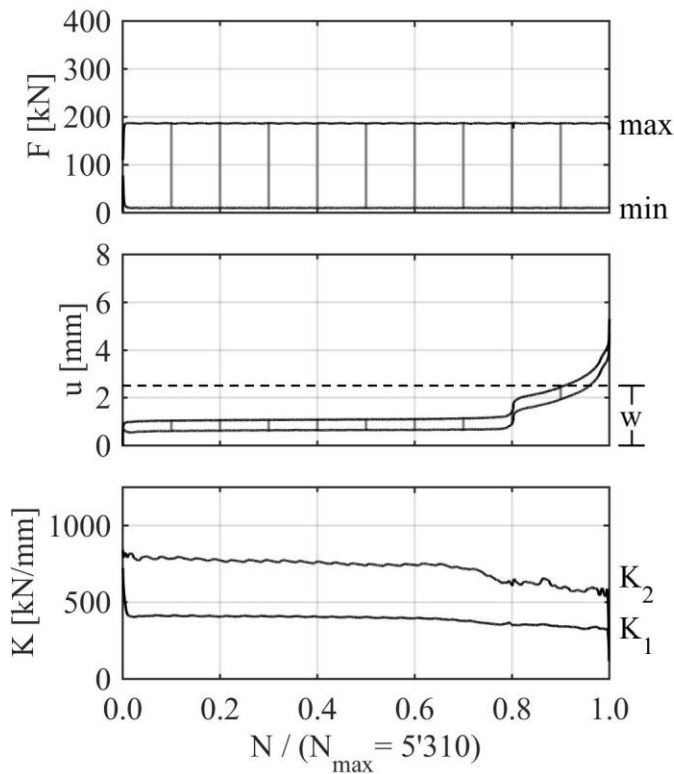
Id: F206 Geom: 2 Mat: BASF Masterflow 9500

AC: dry $F_{max} = 50 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



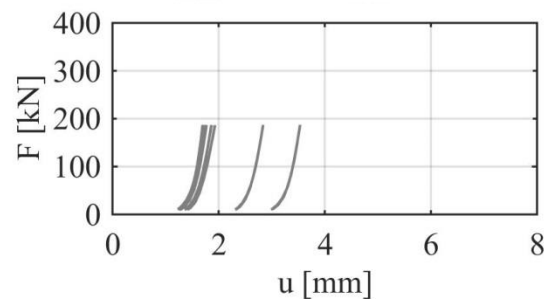
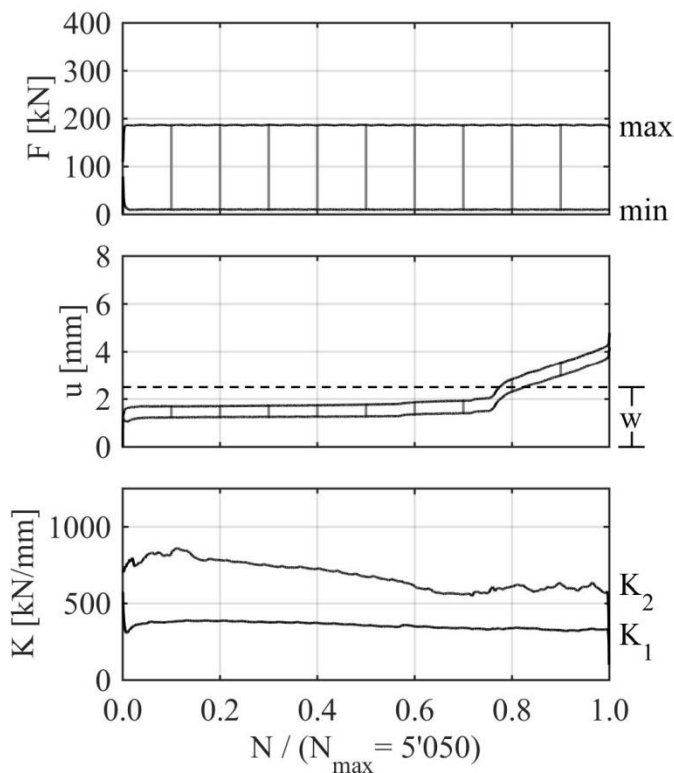
Id: F207 Geom: 2 Mat: BASF Masterflow 9500

AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$

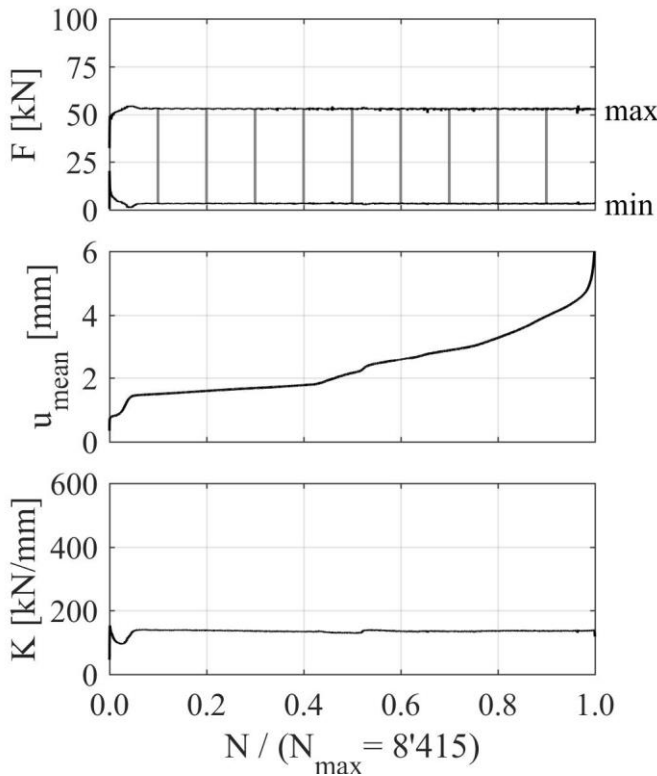


Id: F208 Geom: 2 Mat: BASF Masterflow 9500

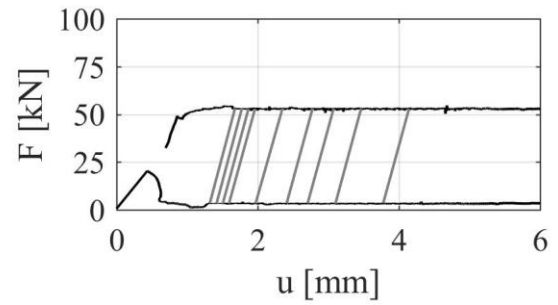
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



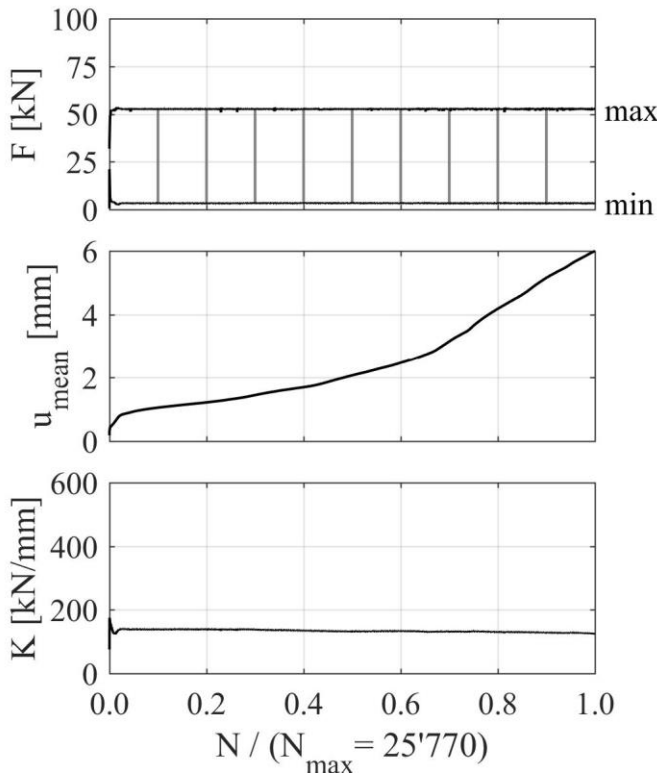
Id: F209 **Geom: 2** **Mat: Holcim Aqua 4**



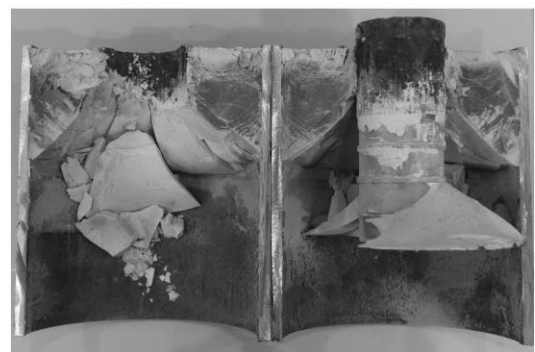
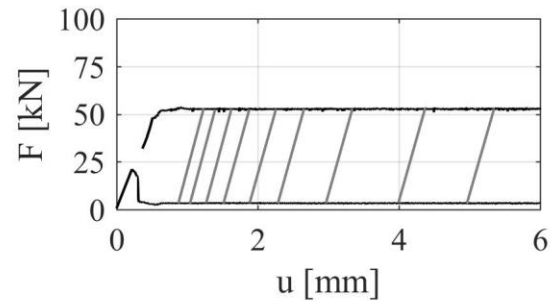
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



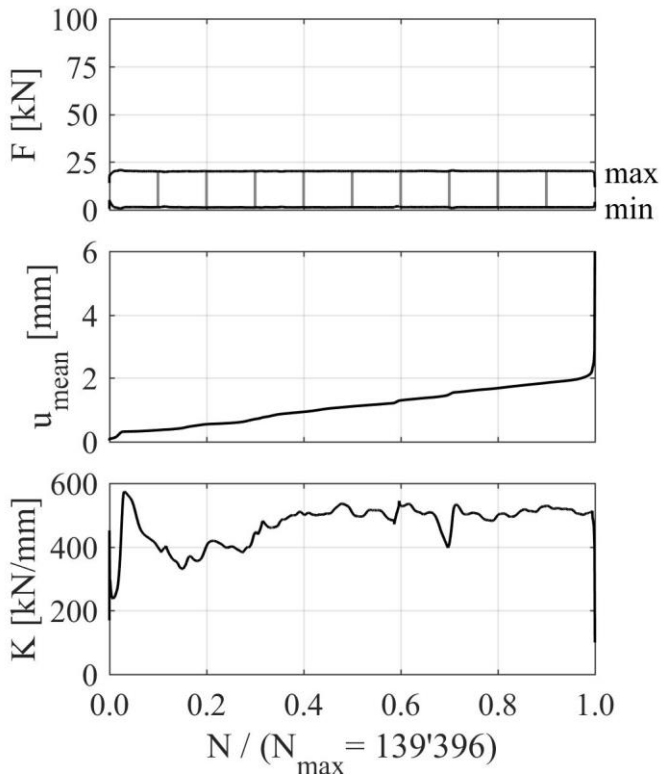
Id: F210 **Geom: 2** **Mat: Holcim Aqua 4**



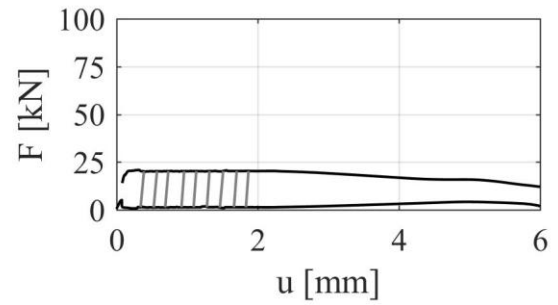
AC: wet $F_{\max} = 50 \% F_{\text{ULS}}$ $f = 5 \text{ Hz}$



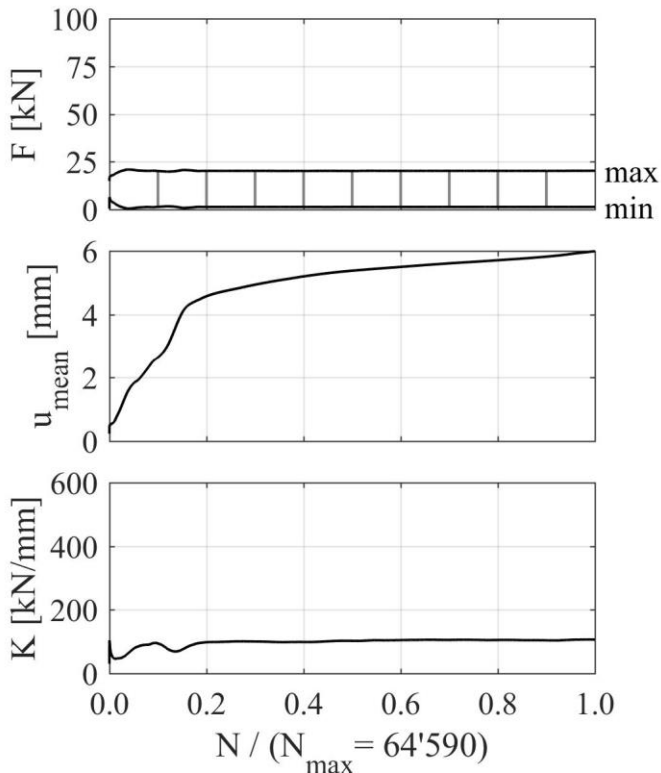
Id: F211 **Geom: 2** **Mat: Holcim Aqua 4**



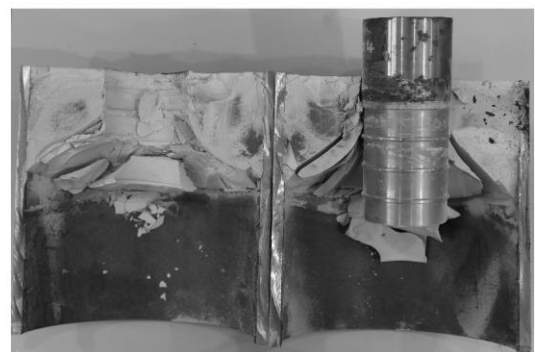
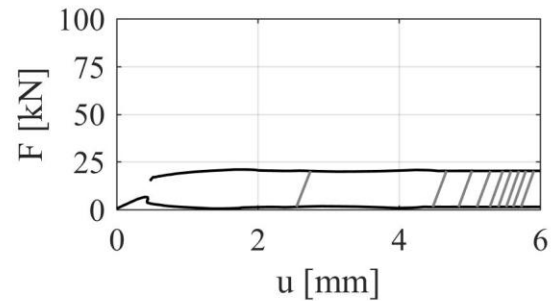
AC: wet $F_{max} = 20 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



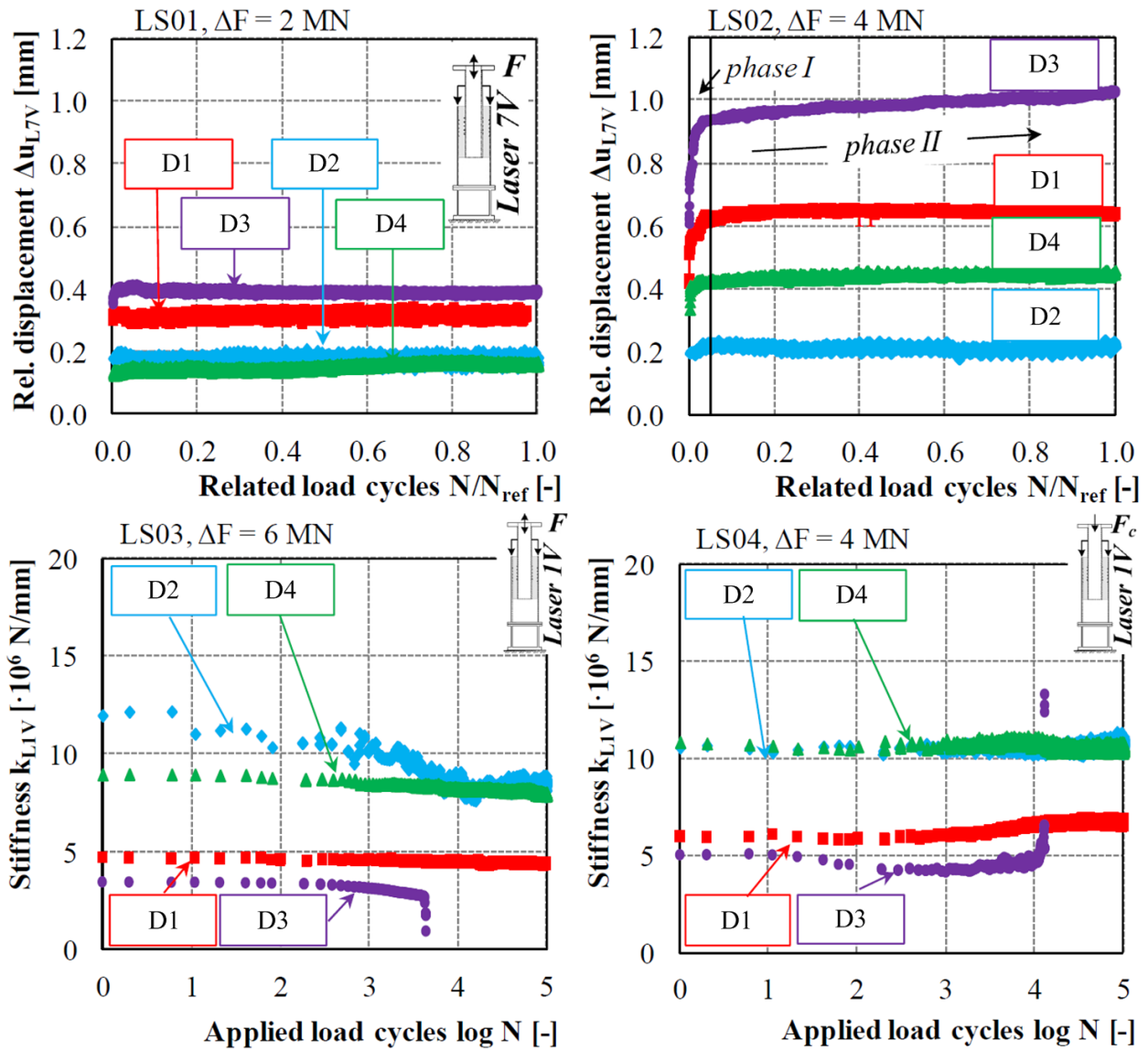
Id: F212 **Geom: 2** **Mat: Holcim Aqua 4**

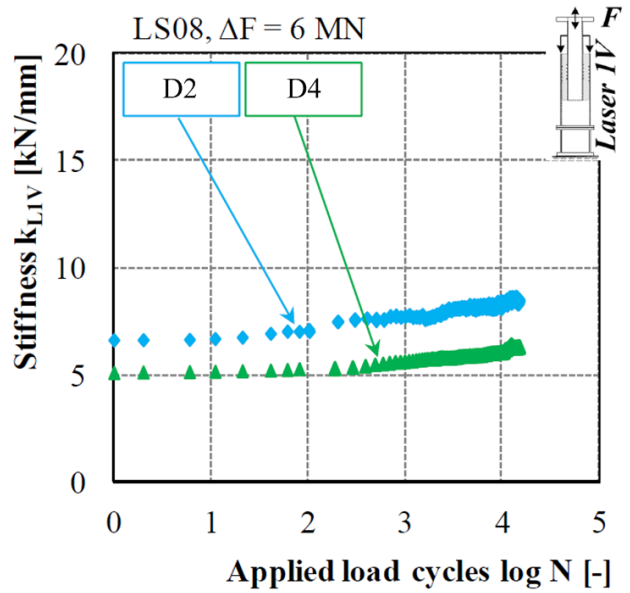
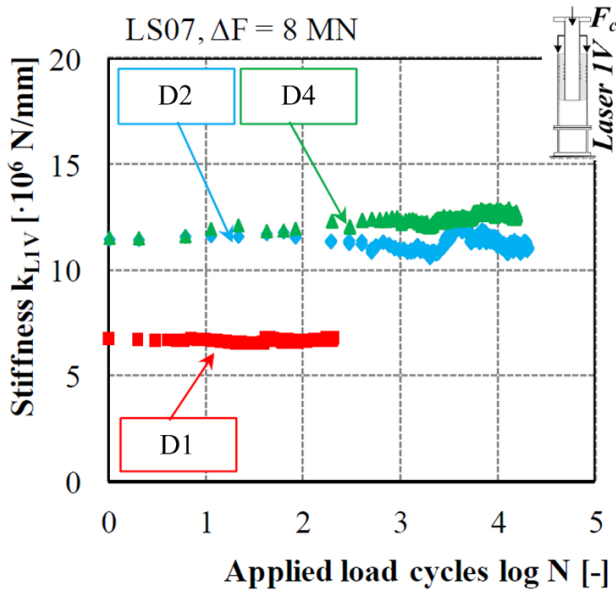
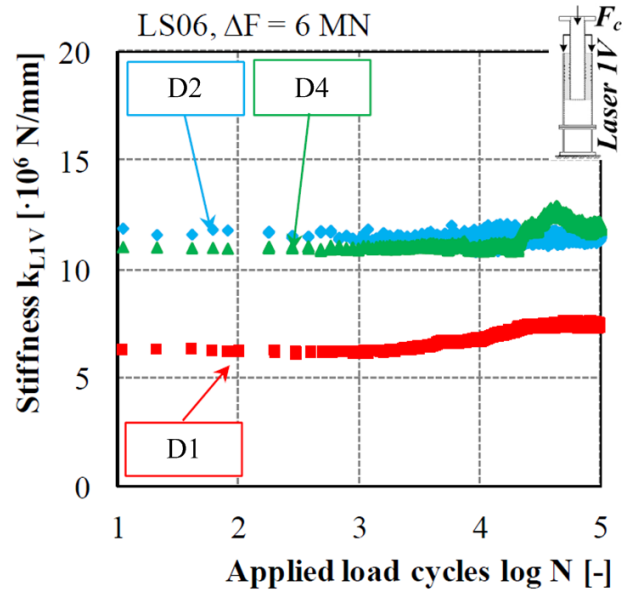
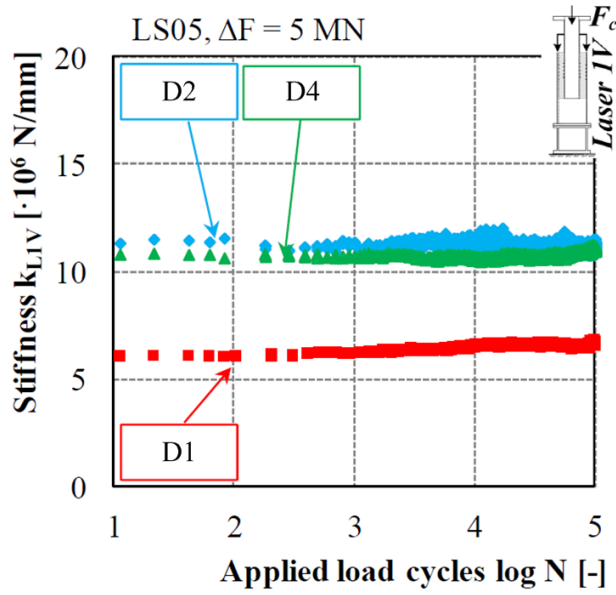


AC: wet $F_{max} = 20 \% F_{ULS}$ $f = 5 \text{ Hz}$



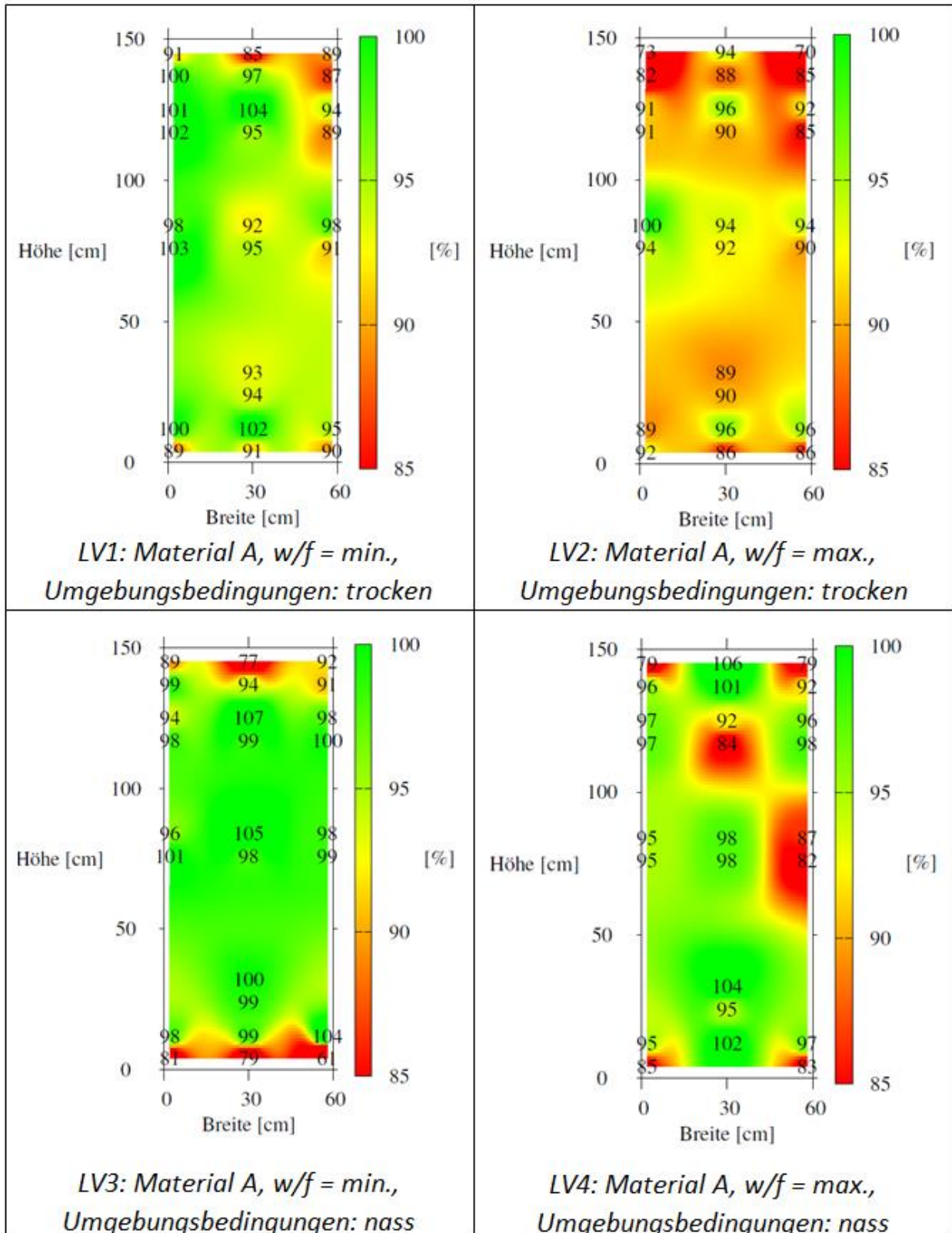
1.2 Ergebnisprotokoll der großskaligen Versuche vgl. (Bechtel, 2016)

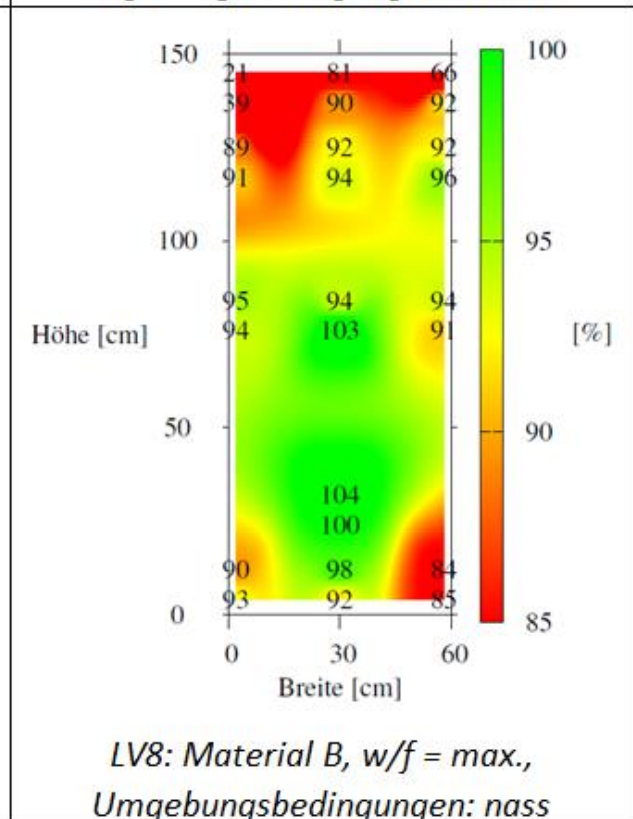
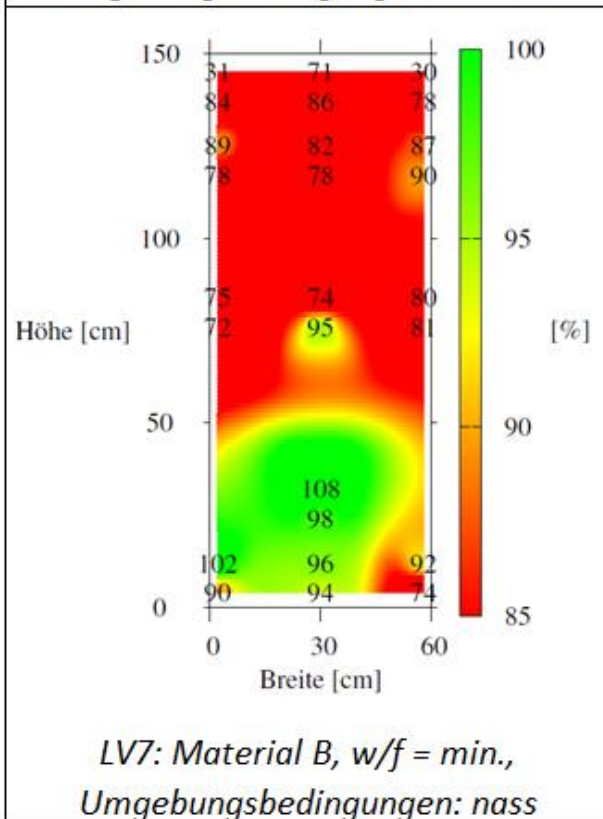
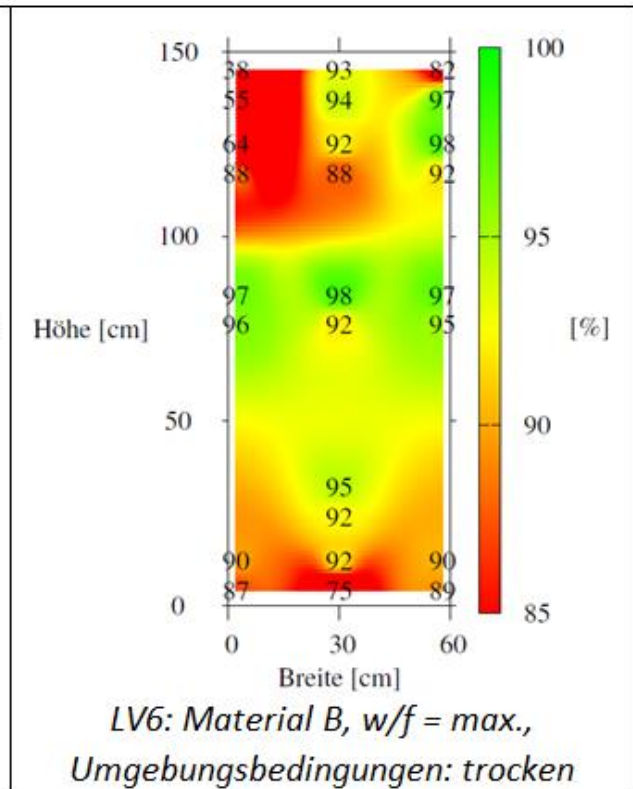
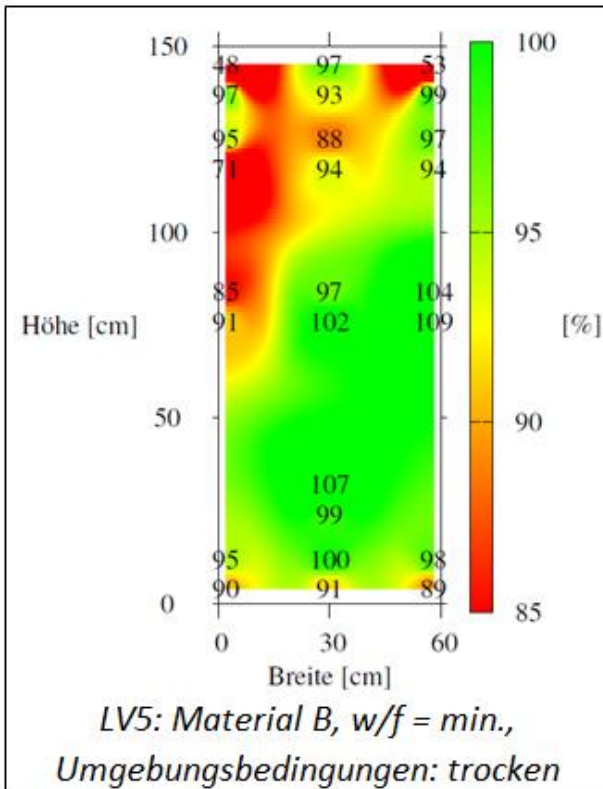


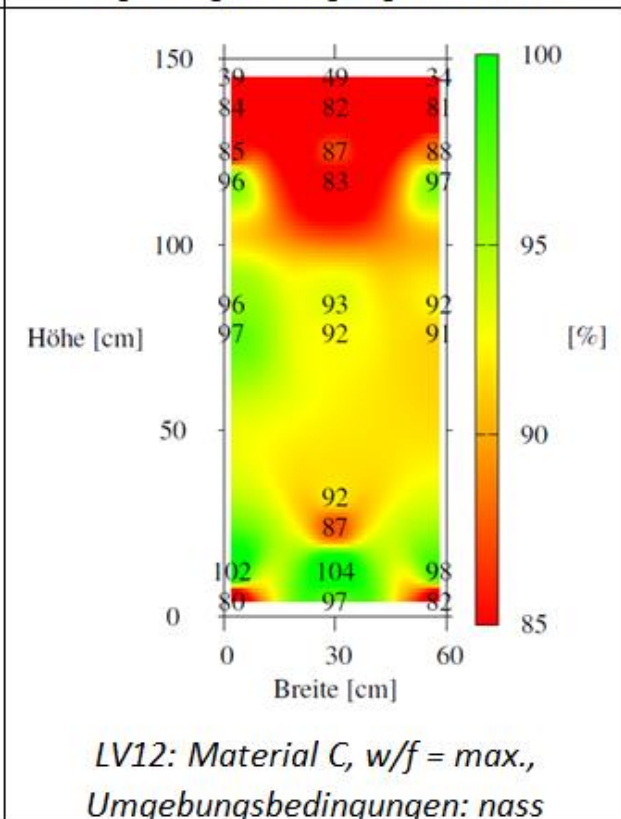
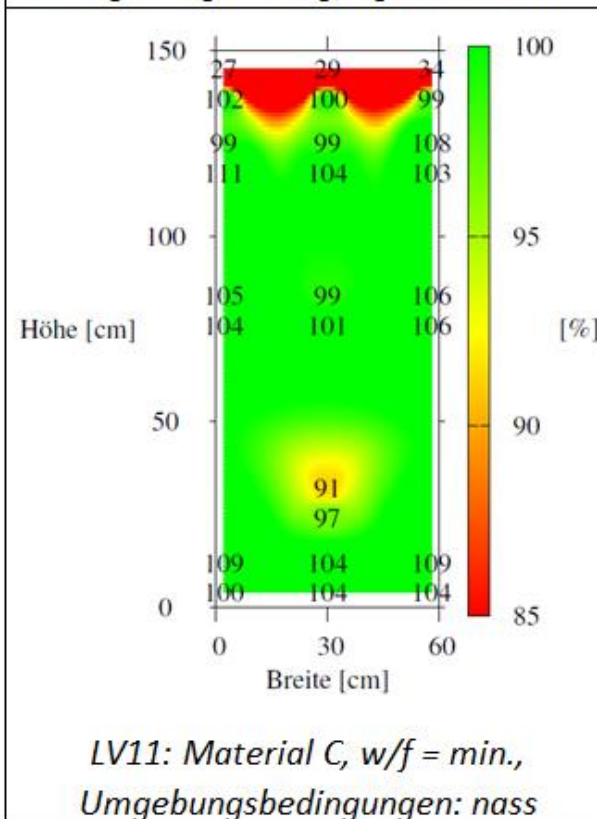
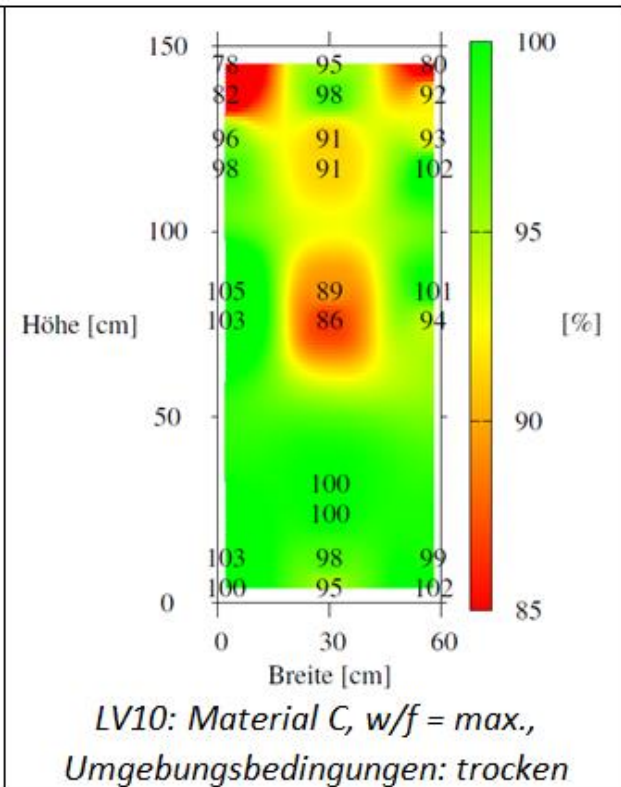
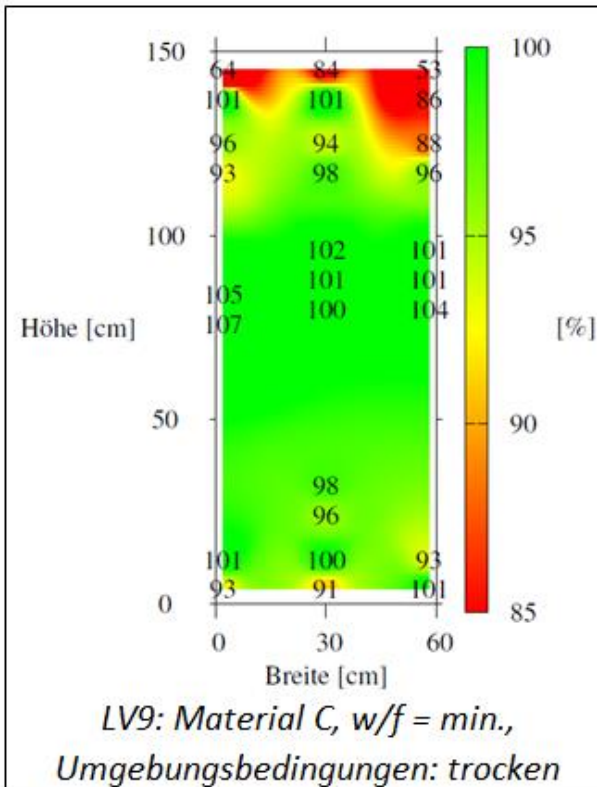


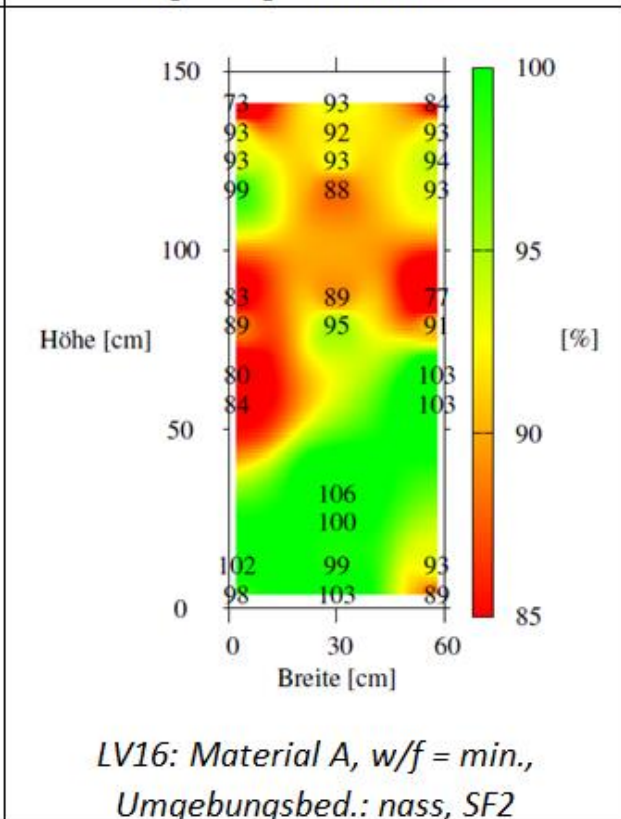
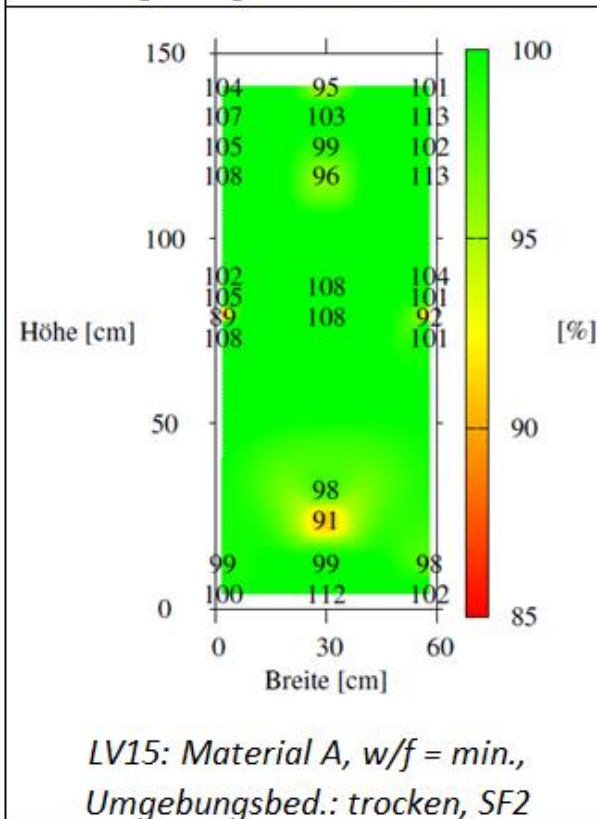
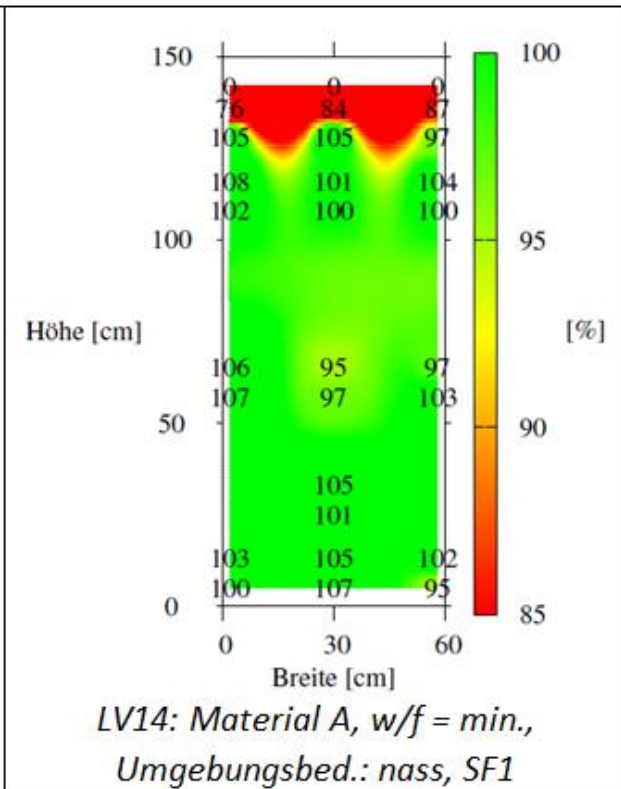
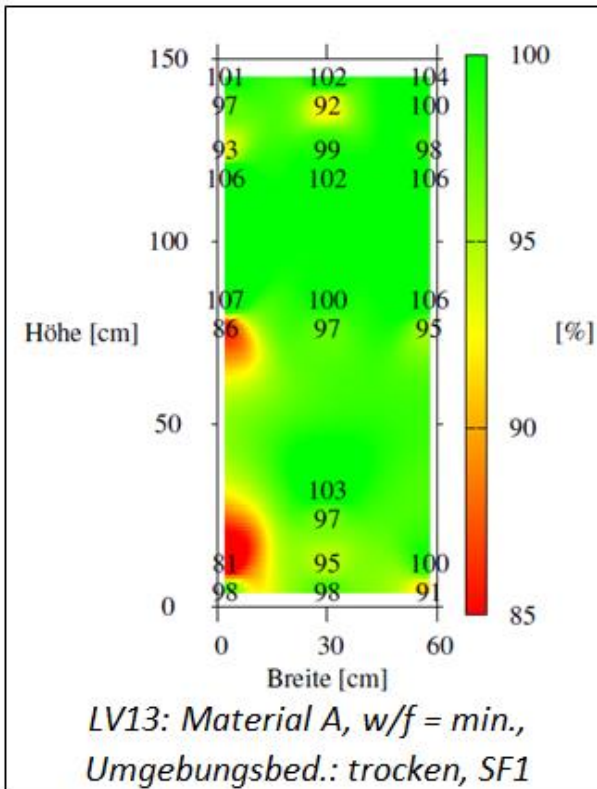
2. Anhang B

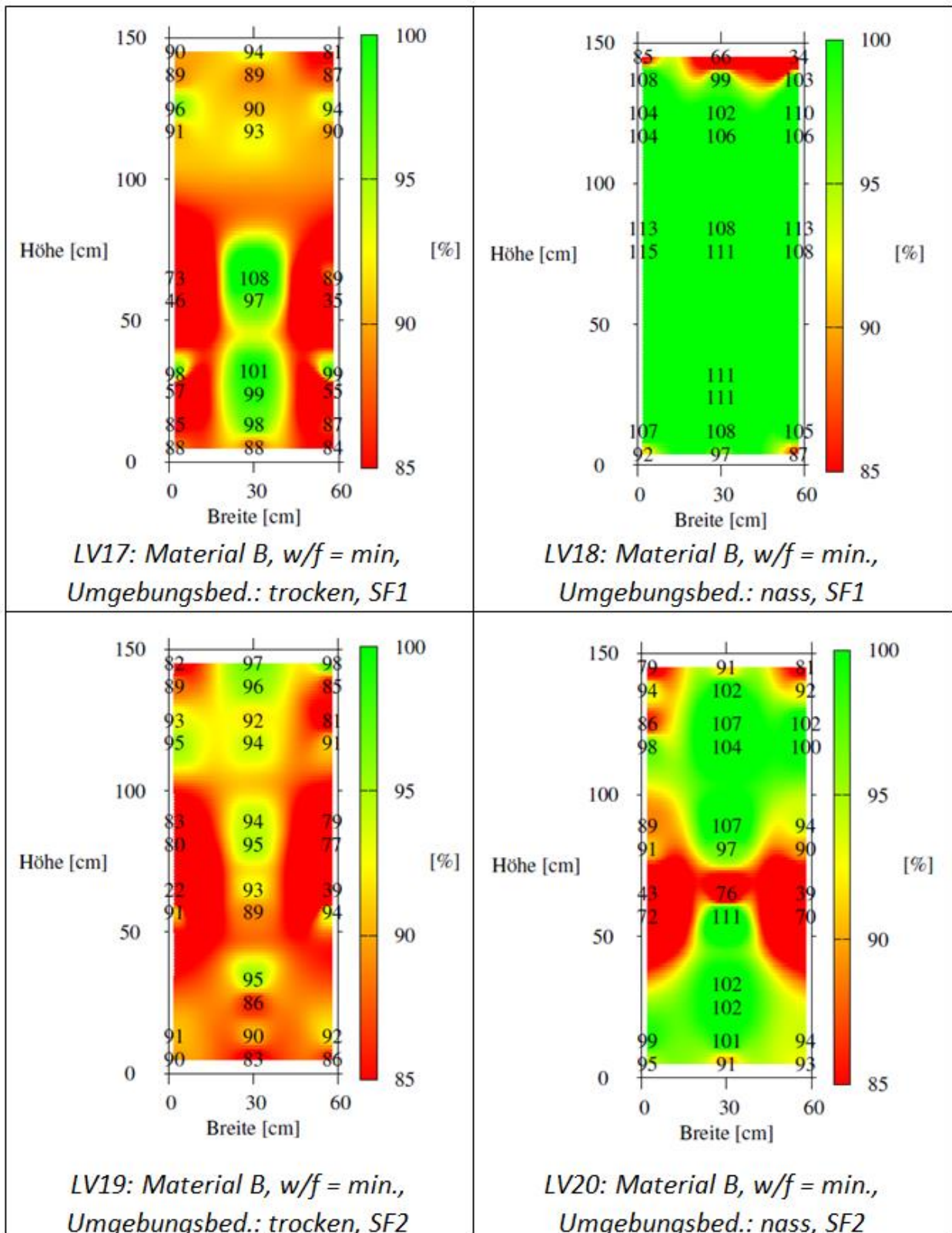
2.1 Ergebnisse der kleinmaßstäblichen Verfüllversuche

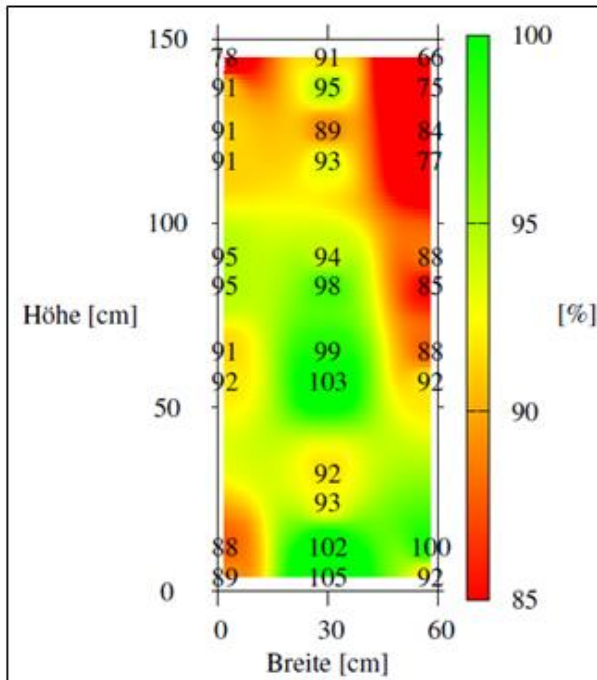




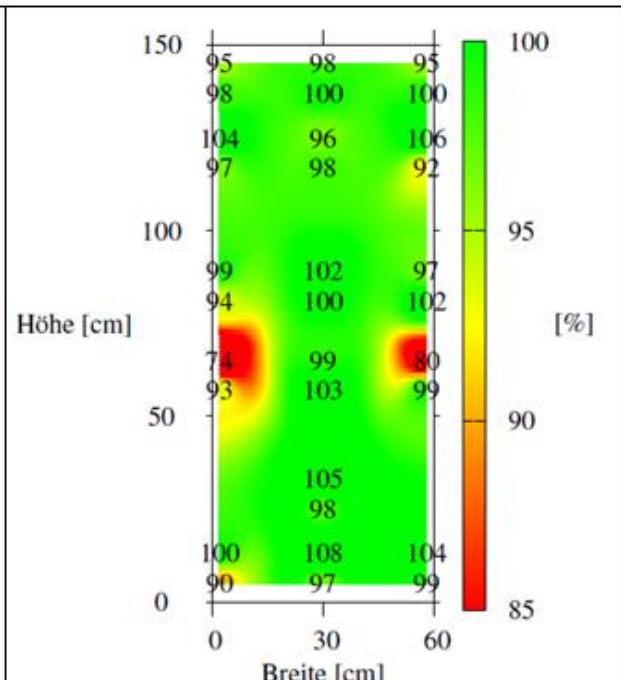




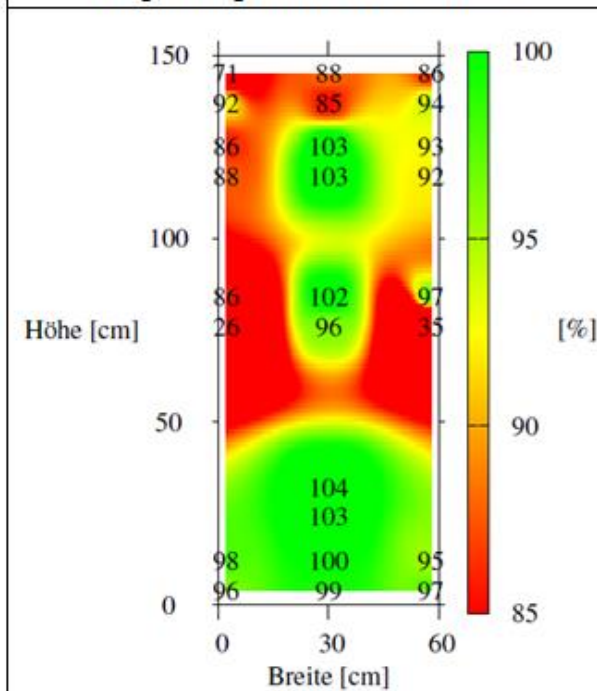




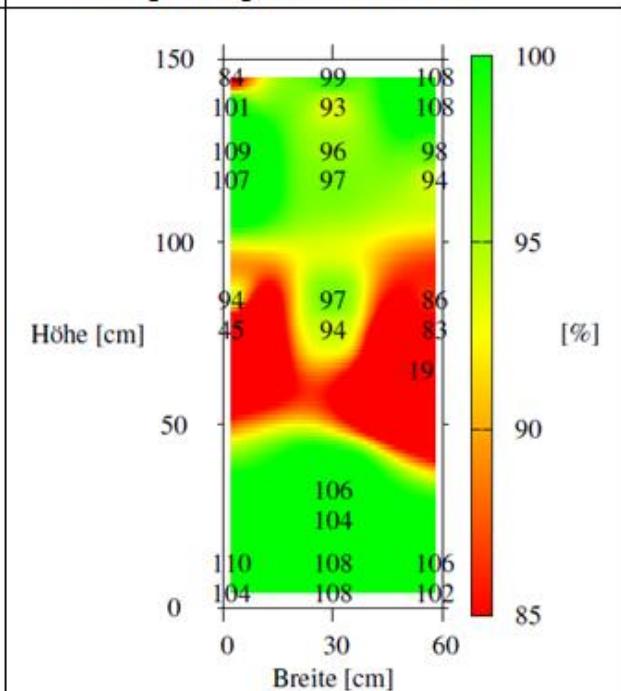
*LV21: Material C, w/f = min,
 Umgebungsbed.: trocken, SF1*



*LV22: Material C, w/f = min.,
 Umgebungsbed.: trocken, SF2*



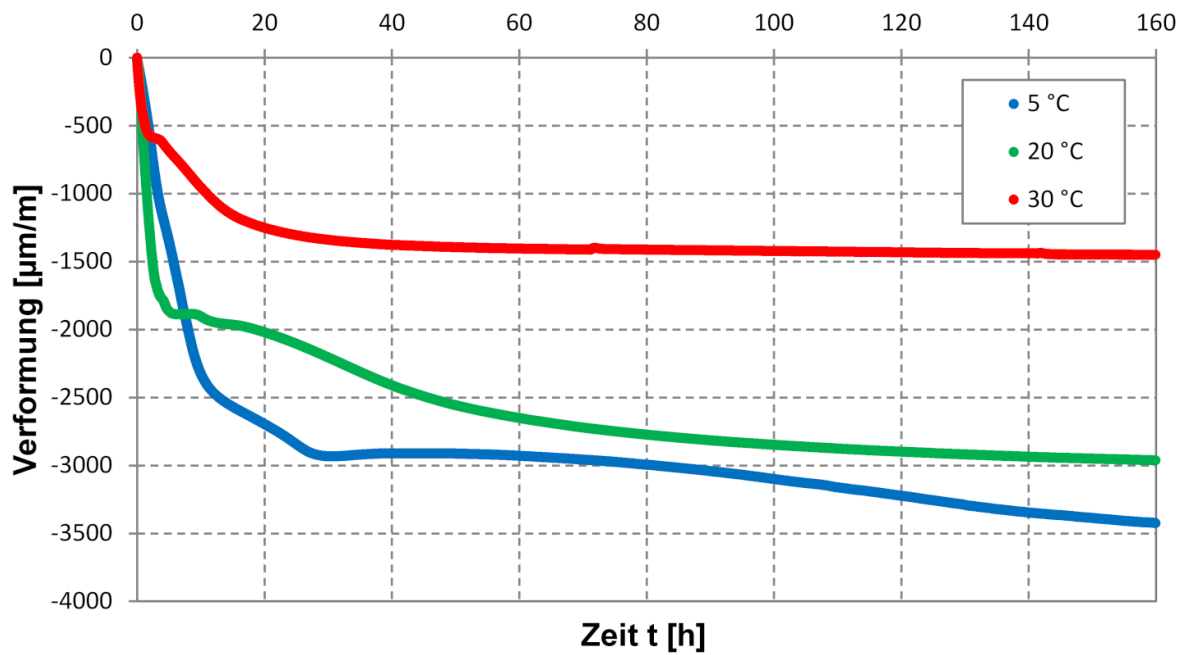
*LV23: Material C, w/f = min.,
 Umgebungsbed.: nass, SF2*



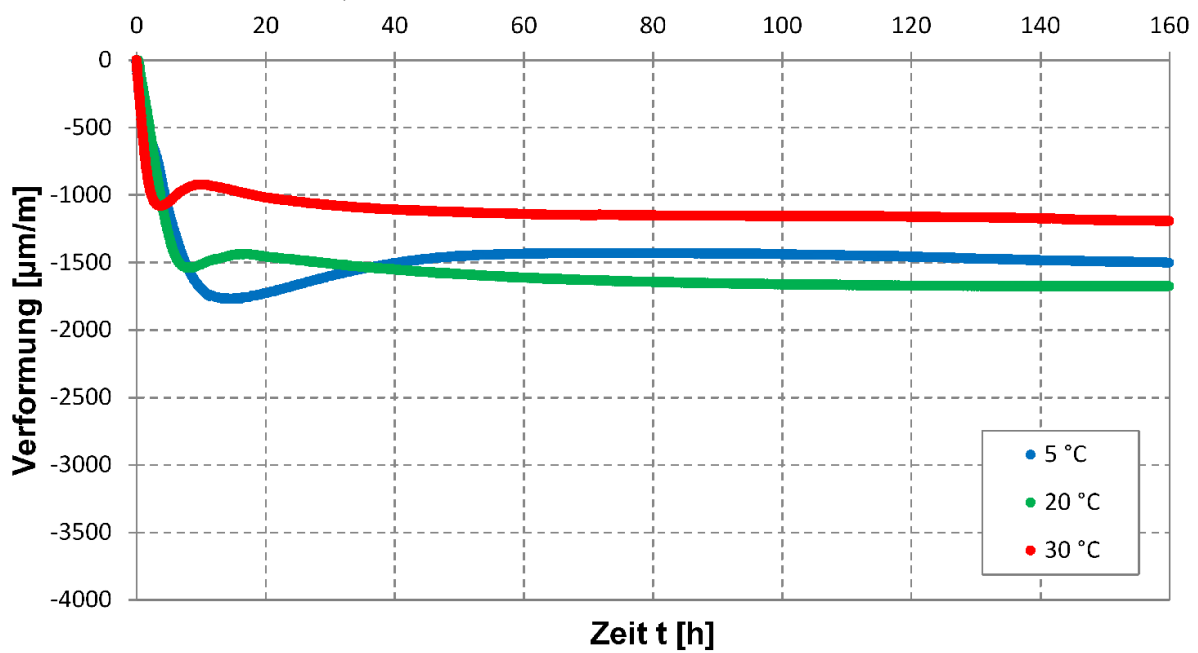
*LV24: Material C, w/f = min.,
 Umgebungsbed.: trocken, SF3*

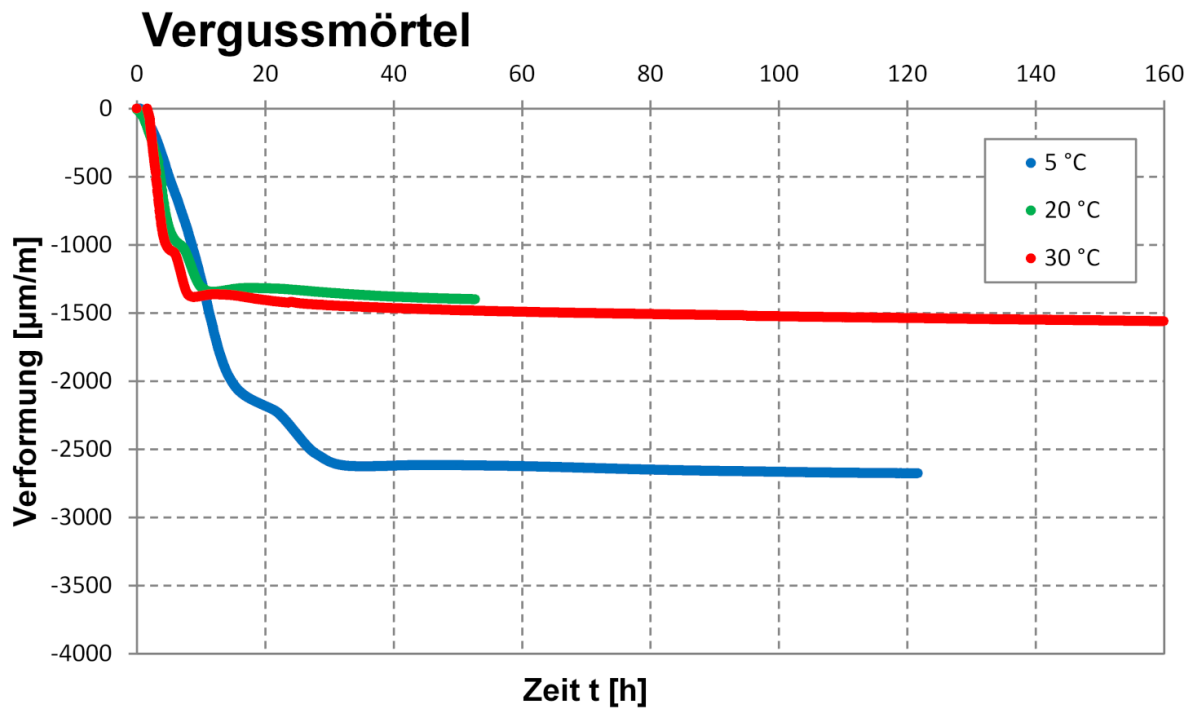
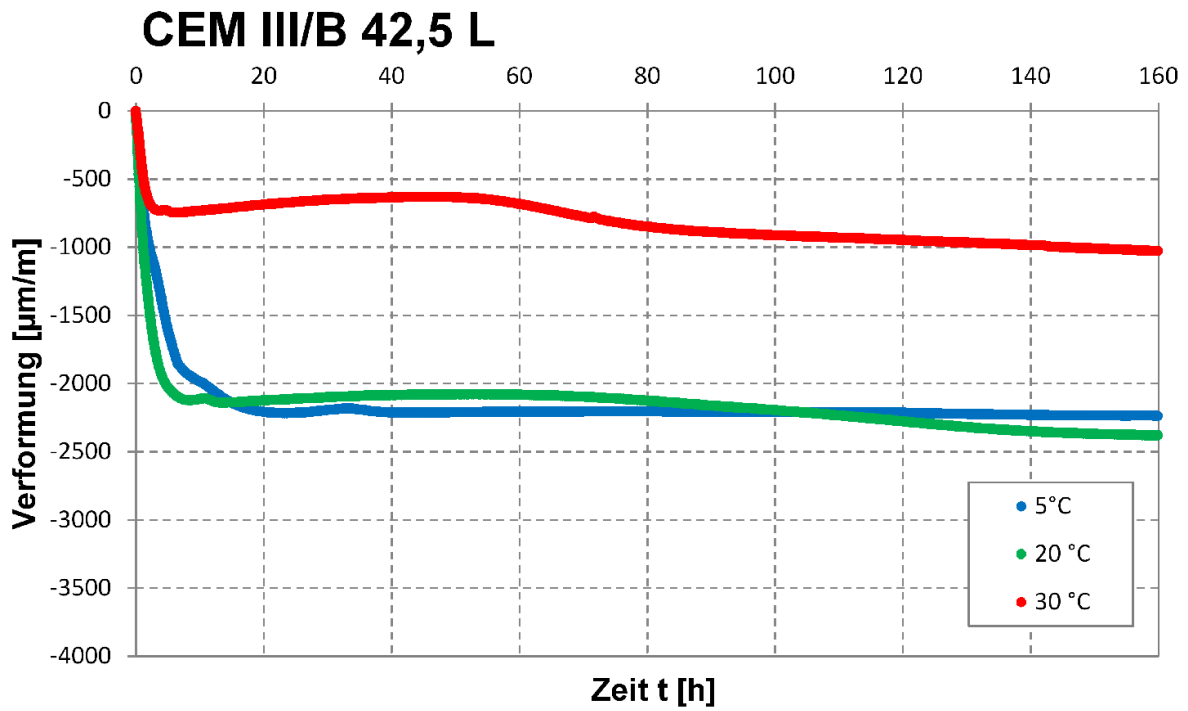
2.2 Schwindverformungen über die Zeit

CEM I 52,5 R



CEM I 52,5 R-HS





IV. Literaturverzeichnis

Abaqus (2017): Version 2017: Dassault Systèmes.

Anders, S. (2007): Betontechnologische Einflüsse auf das Tragverhalten von Grouted Joints. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany. Institut für Baustoffe.

Aritenang, W.; Elnashai, A. S.; Dowling, P. J.; Carroll, B. C. (1990): Failure Mechanisms of Weld-Beaded Grouted Pile/Sleeve Connections. In: *Marine Structures* (3), S. 391–417.

BASF Construction Chemicals (2010): Masterflow 9500. Ultra-high strength offshore wind-mill grout. Product Sheet.

Bechtel, A. (2016): Fatigue Behaviour of Axially Loaded Grouted Connections in Jacket Structures. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany. Institut für Stahlbau.

Billington, C. J.; Chetwood, Joanna (2012): Lessons from Previous Research for the Design of Grouted Connections for Offshore Wind Foundations. A New Interpretation. In: Proceedings of the International Quality & Productivity Center Conference.

Dallyn, P.; El-Hamalawi, Ashraf; Palmeri, Alessandro; Knight, Robert (2015): Experimental testing of grouted connections for offshore substructures. A critical review. In: *Structures* 3, S. 90–108. DOI: 10.1016/j.istruc.2015.03.005.

DIN EN ISO 19244-4 (2016): Beschichtungssysteme - Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 4: Arten von Oberflächen und Oberflächenvorbereitung (ISO/DIS 12944-4:2016).

DNV-OS-J101 (1998): Design of Offshore Wind Turbine Structures. Det Norske Veritas

DNV-OS-J101 (2004): Design of Offshore Wind Turbine Structures. Det Norske Veritas

DNV-OS-J101 (2014): Design of Offshore Wind Turbine Structures. Det Norske Veritas

DIN EN ISO 19902 (2014): Erdöl- und Erdgasindustrie - Geprüfte Stahlplattenformen (ISO 19902:2007 + Amd 1:2013). DIN Deutsches Institut für Normung e.V.

DIN EN 10210-2 (2006): Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen - Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte (Hot finished structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels - Part 2: Tolerances, dimensions and sectional properties). DIN Deutsches Institut für Normung e.V.

Harwood, R. G.; Billington, Colin J.; Buitrago, Jaime; Sele, Arne B.; Sharp, John V. (1996): Grouted Pile to Sleeves Connections: Design Provisions for the New ISO Standard for Offshore Structures. In: Proceedings of the ASME 1996 15th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Volume III, Materials Engineering. Florence, Italy.

Hümme, J. (2015): Fatigue behaviour of high-strength grouting concrete tested under water. In: Proceedings of the fib Symposium on Concrete - Innovation and Design. May 18-20, Copenhagen, Sweden.

Ingebrigtsen, T.; Løset, Ø.; Nielsen, S. G. (1990): Fatigue Safety and Overall Safety of Grouted Pile Sleeve Connections. In: Proceedings of the 22nd Annual Offshore Technology Conference, Bd. 1990.

ITW Densit ApS (2012): Data Sheet Ducorit. ultra high performance grout. Product Sheet.

- Keindorf, C.;** Schaumann, Peter; Ahmed, H.; Goes, P.; Vermeulen, M. (2010): High Frequency Fatigue Testing of Butt Welds with a New Magnet Resonance Machine.
- Lampert, W. B.** (1988): Ultimate Strength of Grouted Pile-to-Sleeve-Connections. Dissertation. University of Texas at Austin, Austin, Texas, USA.
- Lampert, W. B.;** Jirsa, James O.; Yura, Joseph A. (1986): Grouted Pile-to-Sleeve Connection Tests. PMFSEL Report No. 86-7. Bureau of Engineering Research. Austin, Texas, USA.
- Lochte-Holtgreven, S.** (2011): 2011-06-22 Abschlussbericht GROW_Teil_1 und_2.
- Lochte-Holtgreven, S.** (2013): Zum Trag- und Ermüdungsverhalten biegebeanspruchter Grouted Joints in Offshore-Windenergieanlagen. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany. Institute for Steel Construction.
- Lohaus, L.;** Werner, Michael (2014): In-Situ Assembly (WP5). In: Probabilistic Safety Assessment of Offshore Wind Turbines. Annual Report 2013. Hannover, Germany, S. 27–33.
- Lotsberg, I.** (2013): Structural mechanics for design of grouted connections in monopile wind turbine structures. In: *Marine Structures* 32, S. 113–135. DOI: 10.1016/j.marstruc.2013.03.001.
- ModelCode** (2010): fib Model Code for Concrete Structures 2010". Fédération Internationale du Béton.
- Norsok Standard N-004** (2014): Design of steel structures: Corrigendum to N-004 rev. 3, February 2013/AC:2014.Norsok Standard
- Raba, A.** (2018): Fatigue behaviour of submerged grouted connections. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany. Institut für Stahlbau.
- Schauman P.,** Rolfes R. (2018): GIGAWIND life. Lebensdauer - Forschung an den OWEATragstrukturen Lebensdauer - Forschung an den OWEATragstrukturen im Offshore-Testfeld alpha ventus. (wird im Laufe des Jahres 2018 veröffentlicht)
- Schaumann, P.;** Bechtel, A.; Lochte-Holtgreven, Stephan (2012): Nachweisverfahren zur Tragfähigkeit überwiegend axial beanspruchter Grouted Joints in Offshore-Tragstrukturen. In: *Stahlbau* 81 (9), S. 679–688. DOI: 10.1002/stab.201201596.
- Schaumann, P.;** Keindorf, C.; Lochte-Holtgreven, Stephan (2009): Statische und dynamische Axialdruckversuche an vergROUTETEN Rohr-in-Rohr-Verbindungen mit verschiedenen Füllmaterialien. In: *Bautechnik* 86 (11), S. 719–728. DOI: 10.1002/bate.200910071.
- Schaumann, P.;** Raba, Alexander (2015): Influence of the loading frequency on the fatigue performance of submerged small-scale grouted joints. In: Proceedings of the 12th German Wind Energy Conference DEWEK 2015. DEWEK. Bremen, Germany. Bremen, Germany.
- Schaumann, P.;** Raba, A.; Bechtel, Anne (2017): Fatigue behaviour of grouted connections at different ambient conditions and loading scenarios. In: Proceedings 14th Deep Sea Offshore.
- Schaumann, P.;** Raba, A.; Bechtel, Anne (2013): Impact of Contact Interface Conditions on the Axial Load Bearing Capacity of Grouted Connections. In: Proceedings of the European Wind Energy Association Conference EWEA 2013. Vienna, Austria.
- Schaumann, P.;** Raba, A.; Bechtel, Anne (2016): Axially Loaded Grouted Connections in Fatigue Tests. In: Proceedings of HiPerMat 2016 4th International Symposium on Ultra-High Performance Concrete and High Performance Construction Materials. Kassel, Germany.

- Schaumann, P.;** Wilke, F. (2008): Fatigue design of support structures of offshore windenergy conversion systems: Grouted joints. Background Report. Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany.
- Technical Note, GL-TN-GJ** (2013): Certification of Grouted Connections for Offshore Wind Turbines.
- VERITEC** (1994): Factors of Safety for Grouted Connections. PHase II: The Impact of cyclic Load on Connections with High H/S Values (94 - 3243).
- Waagaard, K.** (1977): Fatigue of Offshore Concrete Structures. Design and Experimental Investigations. In: 9th Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA, S. 341–350.
- Werner, M.** (2017): Realitätsnahe Materialeigenschaften von hochfesten Feinkornbetonen in Grouted Joints. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany. Institut für Baustoffe.
- Wilke, F.** (2014): Load Bearing Behaviour of Grouted Joints Subjected to Predominant Bending. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, Hannover, Germany. Institute for Steel Construction.
- Wimpey Offshore Engineers & Constructors Limited** (1986): The Strength of Pile-Sleeve Connections. Hg. v. Wimpey Offshore Engineers & Constructors Limited. HMSO Books. London, England.

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN	2. Berichtsart (Schlussbericht oder Veröffentlichung) Schlussbericht
3. Titel Überwiegend axial wechselbeanspruchte Grout-Verbindungen in Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen	
4. Autor(en) [Name(n), Vorname(n)] Schaumann, P.; Lohaus, L.; Henneberg, J.; Cotardo, D.; Raba, A.	5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.01.2018
	6. Veröffentlichungsdatum 25.04.2018
	7. Form der Publikation Buch
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover Institut für Stahlbau Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann Appelstraße 9A 30167 Hannover	9. Ber. Nr. Durchführende Institution -
	10. Förderkennzeichen 0325290
	11. Seitenzahl 130
12. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) 53107 Bonn	13. Literaturangaben 41
	14. Tabellen 19
	15. Abbildungen 122
16. Zusätzliche Angaben	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum)	
18. Kurzfassung <p>Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde das Trag- und Ermüdungsverhalten von axial belasteten Grout- Verbindungen für Offshore Windenergieanlagen experimentell und numerisch untersucht. Hierfür wurden klein- und großskalige Prüfstände für die Berücksichtigung offshore-typischer ("nasser") Umgebungsbedingung entwickelt. Mit Hilfe dieser Prüfstände wurden trockene und nasse Umgebungsbedingungen, Auswirkungen großer Grout-Spalte, Prüffrequenzeinfluss und variierende Grout-Materialien untersucht. Über einen Vergleich von hochfesten Feinkornmörteln und reiner Zementsuspension in Trag- und Ermüdungsversuchen wird die Eignung von der bisher im Offshorebereich der Öl- und Gasindustrie angewendeten Zementsuspension als Verfüllmaterial studiert. Anhand der erzeugten Versuchsdaten konnten numerische Modelle entwickelt werden, die das komplexe Trag- und Ermüdungsverhalten dieser hybriden Verbindung abbilden. Auf experimenteller und numerischer Grundlage konnte ein Bemessungsansatz für Grout-Verbindungen unter Wassereinfluss sowie generelle Bemessungshinweise axial beanspruchter Grout-Verbindungen erarbeitet werden. Parallel wurden spezielle Materialuntersuchungen des Verfüllmaterials durchgeführt.</p> <p>In Klein- und Großprüfständen zur Abbildung des Verfüllprozesses wurden Phänomene wie Hydratationswärmeentwicklung, Schwinden, Rissneigung, Festigkeitsentwicklung und Fließweguntersuchungen unter realistischen Umgebungsbedingungen untersucht. Damit konnte die Eignung verwendeter Grout-Materialien geprüft werden. Unter verschiedenen Zementsuspensionen wurde über die gewonnenen Erkenntnisse das geeignetste Grout-Material identifiziert.</p>	
19. Schlagwörter Offshore Windenergie, Axialbeanspruchte Grout-Verbindungen, Wassereinfluss, Eignungsprüfung Grout-Material, Zementsuspension	
20. Verlag	21. Preis

Document Control Sheet

1. ISBN or ISSN	2. type of document (e.g. report, publication) Final report
3. title Grouted Joints for Offshore Wind Energy Converters under reversed axial loadings and upscaled thicknesses	
4. author(s) (family name, first name(s)) Schaumann, P.; Lohaus, L.; Henneberg, J.; Cotardo, D.; Raba, A.	5. end of project 31.01.2018
	6. publication date 25.04.2018
	7. form of publication book
8. performing organization(s) (name, address) Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover Institut für Stahlbau Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann Appelstraße 9A 30167 Hannover	9. originator's report no. -
	10. reference no. 0325290
	11. no. of pages 130
12. sponsoring agency (name, address) Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) 53107 Bonn	13. no. of references 41
	14. no. of tables 19
	15. no. of figures 122
16. supplementary notes	
17. presented at (title, place, date)	
18. abstract Within the research project load bearing and fatigue behaviour of axially loaded grouted connections for offshore wind turbines were experimentally and numerically investigated. Thus, small and large scale test set-ups were developed to realize offshore specific submerged ambient conditions. Furthermore these test set-ups were used to investigate additional parameters like dry and submerged ambient conditions, effects of large grout annuli, test frequencies and varying grout materials. Comparing high strength grout material and neat cement (ordinary Portland cement), which was previously used in the oil and gas industry, the suitability of neat cement as filling material for grouted connections in offshore wind turbines was explored. Based on the experimental data, numerical models and a new numerical design approaches as well as dimensioning instructions for axially loaded grouted connections in submerged ambient conditions were developed. Furthermore detailed investigations of the grout material were performed. To illustrate the filling process of grouted connections small and large scale test set-ups were carried out. Phenomena like hydration heat development, shrinkage, cracking tendency strength development and flow paths / direction were investigated. Thus, the suitability of investigated grout materials was shown and the most suitable grout material identified by new performance tests.	
19. keywords Offshore wind energy, axially loaded grouted connections, influence of water, performance test grout material, neat cement	
20. publisher	21. price