



Technische
Universität
Braunschweig

iBMB **MPA**
TU BRAUNSCHWEIG

Herstellung und Eigenschaften von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen aus ultrahochfestem faserverstärkten Feinkornbeton

Sven Lehmborg

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB)
Materialprüfanstalt für das Bauwesen (MPA) Braunschweig

Heft 233

Braunschweig
ISBN 978-3-89288-218-3
ISSN 1439-3875

2018

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften der
Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig
zur Erlangung des Grades eines Doktoringenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Dissertation

Eingereicht am: 31. August 2017

Disputation am: 08. Dezember 2017

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann

Prof. Dr.-Ing. Harald Kloft

Diese Dissertation ist über die Internetseite der Universitätsbibliothek
Braunschweig online zugänglich.

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen
Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über
<http://dnb.dnb.de> abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek

The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche
Nationalbibliografie; detailed bibliographic data are available on the Internet at
<http://dnb.dnb.de>.

Information bibliographique de la Deutsche Nationalbibliothek

La Deutsche Nationalbibliothek a répertorié cette publication dans la Deutsche
Nationalbibliografie; les données bibliographiques détaillées peuvent être
consultées sur Internet à l'adresse <http://dnb.dnb.de>.

Zusammenfassung

Ultrahochfester faserverstärkter Feinkornbeton (UHPFRC) besitzt aufgrund seiner hohen Festigkeit und Dauerhaftigkeit im Vergleich zu Normalbeton ein enormes Potential für den Einsatz in hochbeanspruchten, dünnwandigen Tragwerken. Die gegenüber Normalbeton schlechtere Kohlenstoffdioxidbilanz, schlechtere Verarbeitbarkeit sowie höheren Materialkosten machen es jedoch nötig neue Bauweisen für den Einsatz von UHPFRC zu entwickeln. Die neuen Tragwerke sollten die herausragenden Eigenschaften des UHPFRCs nutzen und gleichzeitig die Nachteile durch eine leichte und materialgerechte Form ausgleichen.

Um UHPFRC effektiv einzusetzen, müssen dessen Festigkeiten möglichst hoch ausgenutzt werden. Somit empfehlen sich leichte, vorgespannte und kraftflussoptimierte Konstruktionen um die Traglasten aufzunehmen. Das Ziel dieser Arbeit ist es daher, die Anwendungsregeln zur Dimensionierung modularer, dünnwandiger und trocken gefügter UHPFRC-Bauteile in vorgespannten Tragkonstruktionen ohne zusätzliche Bewehrung zu entwickeln. Um dies zu erreichen, sind neue trockene Stoßverbindungen für Stab- und Flächenelemente untersucht worden. Die trockene, hochpräzise Bauteilverbindung ist eine hochkomplexe und mechanisch sehr effiziente Möglichkeit Bauteile kraftschlüssig miteinander zu verbinden um leichte und tragfähige Tragwerke herzustellen. Um die Bauteilverbindung effizient einzusetzen, wurden neue biegesteife Knotenelemente für Stabwerke sowie einachsige gespannte Plattenbalkenelemente, bestehend aus Platten- und Balkenelementen, entwickelt und geprüft.

Es ist bekannt, dass bei dünnen Betonbauteilen sowohl Maßstabeffekte als auch der Fasergehalt und die Faserorientierung bei der Traglastberechnung beachtet werden müssen. Für die entwickelten trocken gefügten Bauteile zeigt sich jedoch, dass eine analytische und numerische Berechnung der Traglasten mit den bisher bekannten Faserparametern nicht möglich ist. In einem Versuchsprogramm konnten weitere Faserparameter, wie die lokale Faserverteilung und Faserorientierung im versagensrelevanten Querschnitt, bestimmt werden. Mit den ermittelten wirksamen Faserparametern konnte ein Ansatz zur Dimensionierung von dünnwandigen und trocken gefügten Bauteilen entwickelt werden. Zur Bestimmung der Faserparameter wurden mehrere Versuchsserien im Mikro-Computertomografen aufgenommen und durch eine eigens entwickelte automatisierte Auswertung auf die relevanten Faserparameter hin untersucht. Die dabei gewonnenen Einflussgrößen sind anschließend in einem Fasereffektivitätsfaktor zusammengefasst worden.

Bei einer modularen Bauweise muss zur Sicherstellung eines monolithischen Tragverhaltens die trockene Fügung von dünnwandigen Bauteilen genauer betrachtet werden. Daher wurden die mechanischen Eigenschaften von ein- und mehrdimensionalen, hochpräzise geschalteten, trockenen Stoßverbindungen experimentell und numerisch untersucht. Aus den Ergebnissen konnten für unterschiedliche Stoßtypen Fügefaktoren für die Dimensionierung abgeleitet werden.

Mit Hilfe der vorgeschlagenen Berechnungsfaktoren für die Fasereffektivität und die Fügung ist es möglich, die Druck-, Zug- und Querkrafttragfähigkeit von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen anhand von allgemeinen Materialfestigkeiten zu er-

Zusammenfassung

mitteln. Die neu erforschte Fasereffektivität sowie der Fügefaktor werden abschließend zur einfachen baupraktischen Anwendung in bestehende Nachweiskonzepte integriert.

Abstract

Ultra-high performance fiber-reinforced fine-grained concrete (UHPC) has a high potential for use in highly stressed, thin-walled structures due to its high strength and durability compared to normal concrete. On the other hand, the lower carbon dioxide balance compared to normal concrete, poorer processability and higher material costs make it necessary to develop new designs for the use of UHPC. The new structures should take advantage of the outstanding features of the UHPC while at the same time balancing the disadvantages with a light and material-friendly design.

In order to use UHPC effectively, its strengths must be utilized as high as possible. Therefore, light, pre-stressed and force-optimized designs are recommended to accommodate the load capacities. The aim of this thesis is to develop application rules for the dimensioning of modular, thin-walled and dry-fit UHPC-components in pre-stressed load-bearing structures without additional reinforcement. For this purpose new dry-joints for bar and surface elements have been investigated. The high-precision non-standardized joint is a highly complex and mechanically very efficient way of joining components together in a force-fitting manner in order to produce lightweight and load-bearing structures. In order to use the component connection efficiently, new bend-resistant node elements for frames as well as pre-stressed t-beams consisting of plate and bar elements were developed and tested.

It is known that in the case of thin concrete components, both scale effects as well as the fiber content and the fiber orientation in the load-bearing calculation have to be considered. For the developed dry-fitted components, however, it can be seen that an analytical and numerical calculation of the load capacities with the known fiber parameters is impossible. In an experimental program, further fiber parameters, such as the local fiber distribution and fiber orientation in the failure-relevant cross-section, could be determined. An approach for the dimensioning of thin-walled and dry-fitted components was developed with the determined effective fiber parameters. To determine the fiber parameters, several test series were recorded in the micro-computer tomograph and examined by a specially developed automated evaluation program on the relevant fiber parameters. The resulting influencing variables were subsequently combined in a fiber effectivity factor.

In a modular design, the dry-fitted joint of thin-walled components must be analyzed more closely in order to ensure a monolithic support behavior. Therefore, the mechanical properties of single- and multi-dimensional highly-precise, dry-fitted joints were investigated experimentally and numerically. From the results, joining factors for the dimensioning could be derived for different joint types.

With the help of the proposed calculation factors for the fiber effectiveness and the joints, it is possible to determine the carrying capacity of compressive, tensile and transverse forces of thin-walled dry-fitted components by means of general material strengths. The newly researched fiber effectiveness as well as the joining factor are finally integrated into existing calculation concepts for a simple application in constructions.

Vorwort

Eine Arbeit mit großem wissenschaftlichen Umfang und hohem Versuchsaufwand entsteht nicht ohne die Mithilfe von vielen engagierten und begabten Menschen. So entstand auch diese Arbeit als Ergebnis einer guten Zusammenarbeit von vielen Einzelpersonen.

Die Promotion als Fortführung des beständigen Lernens im Leben stellt eine enorme Möglichkeit der Weiterbildung dar und lebt von den Menschen, die sich um einen herum für die Wissenschaft stark gemacht haben. Die Wissensplattform des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) und der Materialprüfanstalt (MPA) gaben Rahmenbedingungen für den Erfolg dieser Arbeit auch bereits in meiner Zeit als wissenschaftliche Hilfskraft und später als wissenschaftlicher Mitarbeiter. Die stete Möglichkeit mit vielen Menschen, die oft auch einen anderen thematischen Bezug haben, über offene Fragen sprechen zu können, ermöglichte die Bewältigung von Herausforderungen und die eigene Weiterentwicklung.

Im Besonderen sei hier Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann gedankt, der durch die starke Unterstützung und die stete Begleitung aller Schritte mit konstruktiven Ideen und Ermutigungen zum Erfolg beigetragen hat. Ebenfalls möchte ich Dr.-Ing. Vincent Oettel für die immer sehr konstruktiven Gespräche und Anmerkungen im Verlauf der Arbeit danken.

Prof. Dr.-Ing. Harald Kloft danke ich herzlich für die Anfertigung des Zweitberichtes und das stete Interesse an meiner Arbeit. Mein Dank gilt auch Prof. Dr.-Ing. Martin Empelmann für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes sowie Prof. Dr.-Ing. Dirk Lowke für die Prüfertätigkeit.

Alle Ergebnisse dieser Arbeit entstanden innerhalb von zwei Teilprojekten (BU 730/18-1 und BU 730/18-2) im Schwerpunktprogramm 1542 *Leicht Bauen mit Beton* der Deutschen Forschungsgemeinschaft in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Tragwerksentwurf (ITE). Die gemeinsame Bearbeitung der Teilprojekte stellte sich für mich als unheimlich inspirierend und im besonderen Maße lehrreich heraus. Daher möchte ich mich im Besonderen bei Prof. Dr.-Ing. Harald Kloft, Lukas Ledderose, Jeldrik Mainka und Franz Wirth für die sehr gute Zusammenarbeit bedanken. Durch ihre Ideen und tatkräftige Unterstützung ist diese Arbeit erst ermöglicht worden.

Ohne ein schlagkräftiges und kompetentes Team an technischen Mitarbeitern, welche durch ihre Erfahrung und Hingabe an der erfolgreichen Versuchsdurchführung gearbeitet haben, wäre das umfangreiche Versuchsprogramm nicht durchzuführen gewesen. Danken möchte ich dafür Jan Stephan, Rolf Epperlein sowie Merle Hansen. Im Besonderen gilt mein Dank Karl-Heinz Sprenger für seine unzähligen Hinweise und Anregungen.

Ebenfalls möchte ich mich bei meinen wissenschaftlichen Hilfskräften bedanken, die über die Jahre hinweg mit mir gearbeitet haben. Maria Theil, Anke Eichstaedt, Andreas Peters, Lars Diekkrüger, Steffen Blömeke, Randi Beck und Yiri Becker danke ich für die geleistete Hilfe und wünschen Ihnen alles Gute und einen erfolgreichen Start ins Berufsleben. Im Besonderen geht mein Dank an Steffen Blömeke und Lars Diekkrüger für die Erstellung vieler Abbildungen in dieser Arbeit.

Vorwort

Auch möchte ich mich für die herausragenden studentischen Arbeiten zum Forschungsthema von Volker Baumgarten, Maurice Gierse, Andreas Peters und Niklas Wagner bedanken.

Für die kritische Durchsicht und die vielen konstruktiven Anmerkungen möchte ich Manuel Reichardt, Dr.-Ing. Vincent Oettel sowie meiner Schwiegermutter Brigitte Lehmborg recht herzlich danken.

Zu guter Letzt möchte ich meiner Familie für alle Bereiche außerhalb der wissenschaftlichen Arbeit danken. Durch sie wurde mir der Mut und die Durchsetzungskraft sowie die dauerhafte Motivation für die Arbeit gegeben. Im Besonderen möchte ich meiner lieben Frau Tanja für Ihre Energie und Rückendeckung sowie unserem kleinen, süßen, motivierenden Wirbelwind Felix danken.

Braunschweig, August 2017

Sven Lehmborg

Inhaltsverzeichnis

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis.....	xi
1 Einleitung.....	1
1.1 Problemstellung.....	2
1.2 Zielsetzung.....	3
1.3 Inhaltsübersicht.....	3
1.4 Entwicklung trocken gefügter, dünnwandiger Bauteile aus UHPFRC.....	4
2 Ultrahochfester stahlfaserverstärkter Feinkornbeton.....	9
2.1 Ausgangsstoffe.....	9
2.1.1 Zement.....	10
2.1.2 Gesteinskörnung.....	10
2.1.3 Reaktive und inerte Betonzusatzstoffe.....	11
2.1.4 Betonzusatzmittel.....	12
2.1.5 Stahlfasern.....	12
2.1.6 Wasser-Bindemittel-Wert.....	13
2.2 Betonrezepturen.....	14
2.2.1 Verarbeitung.....	18
2.2.2 Nachbehandlung.....	18
2.3 Mechanische Materialeigenschaften.....	19
2.3.1 Druckfestigkeit.....	20
2.3.2 Druck-Elastizitätsmodul.....	23
2.3.3 Zugfestigkeit.....	24
2.3.4 Bruchenergie.....	27
2.3.5 Spaltzugfestigkeit.....	30
2.3.6 Tragverhalten unter Biegezugbeanspruchung.....	32
2.3.7 Tragverhalten unter Querkraftbeanspruchung.....	38
2.3.8 Reibbeiwert.....	42
2.4 Festigkeitsentwicklung und zeitabhängiges Verhalten.....	43
2.4.1 Festigkeitsentwicklung.....	43
2.4.2 Hydratationswärmeentwicklung.....	44
2.4.3 Schwinden.....	44
2.4.4 Kriechen.....	46
2.5 Dauerhaftigkeit.....	47
2.5.1 Chlorideindringwiderstand.....	47
2.5.2 Carbonatisierungswiderstand.....	49
2.5.3 Frost-Tausalz-Widerstand.....	50

Inhaltsverzeichnis

- 3 Bestimmung der Faserwirksamkeit im Beton 51
 - 3.1 Faserauszug und Faserverbundverhalten 51
 - 3.2 Beschreibung der Faserwirksamkeit..... 53
 - 3.3 Faserorientierungsbeiwert..... 55
 - 3.4 Ermittlung der Faserparameter im Beton..... 58
 - 3.4.1 Mikro-Computertomografie 58
 - 3.4.2 Statistische Auswertung..... 63
 - 3.5 Einflussgrößen auf die Faserwirksamkeit 64
 - 3.5.1 Herstellungsmethode 64
 - 3.5.2 Schalungsarten 67
 - 3.5.3 Bauteilgeometrie 68
 - 3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit .. 69
 - 3.6.1 Druckfestigkeit 69
 - 3.6.2 Druck-Elastizitätsmodul..... 70
 - 3.6.3 Zugfestigkeit 71
 - 3.6.4 Bruchenergie 72
 - 3.6.5 Spaltzugfestigkeit 74
 - 3.6.6 Tragverhalten unter Biegezugbeanspruchung 74
 - 3.6.7 Tragverhalten unter Querkraftbeanspruchung 79
- 4 Numerische und experimentelle Untersuchungen an dünnwandigen Bauteilen 83
 - 4.1 Bruchmechanische Rechenmodelle zur Simulation von UHPFRC 83
 - 4.2 Numerische Analyse der Bauteile 84
 - 4.2.1 Lastumlenkung bei druckbeanspruchten Rohren 84
 - 4.2.2 Stabwerksknoten 85
 - 4.2.3 Zahnleistenverbindungen..... 87
 - 4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile 88
 - 4.3.1 Rohre unter Normalkraftbelastung..... 88
 - 4.3.2 Lastumlenkung in Rohren unter Normalkraftbelastung..... 89
 - 4.3.3 Stabverbindungen 91
 - 4.3.4 Stabwerksknoten 92
 - 4.3.5 Zahnleistenverbindungen für Flächentragwerke 94
 - 4.3.6 Platten unter Normalkraftbelastung 96
 - 4.3.7 Platten unter Normalkraft- und Querkraftbelastung..... 98
 - 4.3.8 Platten unter Biegebeanspruchung..... 99
 - 4.3.9 Plattenbalken..... 100

5	Traglastnachweis von dünnwandigen Bauteilen aus UHPFRC unter Berücksichtigung der Fasereffektivität	105
5.1	Eigene Definition der Fasereffektivität	105
5.2	Drucknachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität.....	106
5.3	Biegezugnachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität	107
5.3.1	Nachweis der Prismen und Balkenversuche.....	108
5.3.2	Nachweis der Plattenbalkenversuche.....	109
5.4	Querkraftnachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität.....	110
5.4.1	Nachweis der Prismen und Balkenversuche.....	111
5.4.2	Nachweis der Plattenbalkenversuche.....	112
5.4.3	Nachweis der Trockenstoßverbindung.....	113
5.5	Vorschlag für Begleitkörperversuche	113
6	Zusammenfassung und Ausblick	115
6.1	Zusammenfassung	115
6.2	Ausblick.....	116
	Literaturverzeichnis.....	117
	Abbildungsverzeichnis.....	131
	Tabellenverzeichnis	141
	Anhang A: Einfluss der Schalung auf den Faserorientierungsbeiwert.....	143
	Anhang B: Einfluss der Querschnittsabmessungen auf die Betonierbarkeit und die Faserorientierung.....	145
	Anhang C: Druckzylinderversuche	147
	Anhang D: Biegeprismenversuche.....	150
	Anhang E: Querkraftprismenversuche	153
	Anhang F: Druckprüfung von Zahnleistenverbindungen.....	156
	Anhang G: Stabwerksknotenprüfung.....	159
	Anhang H: Biegezugnachweis der Prismen und Balken.....	168
	Anhang I: Biegezugnachweis der Plattenbalken.....	170
	Anhang J: Querkraftnachweis der Prismen und Balken	172
	Anhang K: Querkraftnachweis der Plattenbalken.....	174

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

calc	berechneter Wert
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
exp	experimenteller Wert
FM	Fließmittel
RPC	Reaktiver Feinkornbeton (reactive powder concrete)
SCC	Selbstverdichtender Beton (self compacting concrete)
SPP	Schwerpunktprogramm der DFG
UHPC	Ultrahochfester Beton (ultra high performance concrete)
UHPFRC	Ultrahochfester faserverstärkter Feinkornbeton (ultra high performance fiber reinforced concrete)

Lateinische Buchstaben

a	Auflagerabstand
A_m	Fläche der Betonmatrix
b	Breite
B	Bindemittel
d	Durchmesser / statische Nutzhöhe
$d_{außen}$	Außendurchmesser
d_{innen}	Innendurchmesser
d_f	Faserdurchmesser
E	Elastizitätsmodul
E_f	Stahlfaserelastizitätsmodul
F	Kraft
f_c	Betondruckfestigkeit
f_{cm}	mittlere Betondruckfestigkeit
$f_{cm,7}$	mittlere Betondruckfestigkeit nach 7 Tagen Erhärtung im Normklima (20°C / 65 % rel. Luftfeuchte)
$f_{cm,28}$	mittlere Betondruckfestigkeit nach 28 Tagen Erhärtung im Normklima (20°C / 65 % rel. Luftfeuchte)
$f_{cm,cube}$	Würfeldruckfestigkeit
$f_{cm,cyl}$	Zylinderdruckfestigkeit
f_{ct}	Betonzugfestigkeit
$f_{ct,cr}$	Betonzugfestigkeit bei Erstrissbildung

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

f_{ctm}	mittlere Nachrisszugfestigkeit nach Erhärtung im Normklima (20°C / 65 % rel. Luftfeuchte)
$f_{ctm,fl}$	mittlere Nachrissbiegezugfestigkeit nach Erhärtung im Normklima (20°C / 65 % rel. Luftfeuchte)
$f_{ctm,sp}$	mittlere Nachrisspaltzugfestigkeit nach Erhärtung im Normklima (20°C / 65 % rel. Luftfeuchte)
f_{eff}	effektive Festigkeit
F	Kraft
G_f	Bruchenergie
h	Höhe
$k_{f,eff}$	Fasereffektivität
$k_{f,cast}$	Herstellungseinfluss
$k_{f,\kappa}$	Maßstabeffekt
$k_{f,joint}$	Fügeeinfluss
$k_{f,\theta}$	Faserorientierung
$k_{f,\theta,lok}$	Abweichung der Faserorientierung im lokalen Bereich der Belastung
$k_{f,v}$	Fasergehalt
$k_{f,v,lok}$	Abweichung des Fasergehaltes im lokalen Bereich der Belastung
K	Faserorientierungsfaktor für die Festigkeit nach [fib13]
l	Länge
l_{ch}	charakteristische Länge des Risses nach [Hil76]
l_f	Faserlänge
$l_{f,crit}$	kritische Faserlänge nach [Li91]
M	Moment
MPa	Megapascal (1 MPa = 1 N/mm ²)
N	Newton
N	Probenumfang
s	Standardabweichung
t	Bauteildicke
V	Querkraft
w	Rissöffnung
w_{cr}	Rissöffnung

w_{ct}	Rissöffnung bei Erreichen der Faserwirksamkeit
W	Wasser
Z	Zement

Griechische Buchstaben

δ	Durchbiegung
σ	Spannung
σ_{cf0}	Faserwirksamkeit
$\sigma_{cf,cr}$	wirksame Faserbetonspannung bei Erstrissbildung
σ_{ct}	Betonzugspannung
σ_f	Faserspannung
η	Gehalt / Verhältnis
η_v	Fasergehalt / -volumen
$\eta_{v,c}$	Betonvolumen
$\eta_{v,lok}$	Medianwertabweichung des Fasergehaltes
η_θ	Faserorientierungsbeiwert
$\eta_{\theta,2D}$	zweidimensionale Faserorientierung
$\eta_{\theta,3D}$	dreidimensionale Faserorientierung
$\eta_{\theta,lok}$	Medianwertabweichung des Faserorientierungsbeiwertes
θ	Winkel bzw. Orientierung zur Beanspruchungsrichtung
κ_F^f	Faktor zur Berücksichtigung der Faserorientierung nach [DAf15]
κ_{fl}	Maßstabsfaktor für biegebeanspruchte Bauteile
κ_{quer}	Maßstabsfaktor für querkraftbeanspruchte Bauteile
τ	Schubspannung
τ_u	maximal aufnehmbare Schubspannung
τ_f	Faserverbundspannung
ν_c	Querdehnzahl des Betons

1 Einleitung

Neuartige Bauwerke aus ultrahochfestem faserverstärkten Feinkornbeton (im Englischen: ultra high performance fiber reinforced concrete; UHPFRC) können aufgrund der hohen Materialfestigkeiten, der Dauerhaftigkeit sowie innovativer Schalungssysteme mit einer geringen Bauteildicke und hohen Spannweiten bei gleichzeitig hoher Tragfähigkeit sowie geometrisch komplexer Form hergestellt werden.

Für die Dimensionierung dieser neuartigen, dünnwandigen Bauteile müssen jedoch erst neue Rechenansätze zur Bestimmung der Tragfähigkeit entwickelt werden. Die vorhandenen Ansätze sehen zum einen den Einsatz von Stabstahl- oder Stahlmattenbewehrung vor, die hier aufgrund der geringen Bauteildicke nicht verwendet werden kann. Zum anderen wird bisher der Einfluss der Stahlfaserbewehrung auf die mechanischen Eigenschaften bei sehr schlanken Bauteilen nur unzureichend beschrieben.

Gemeinsam mit dem Institut für Tragwerksentwurf (ITE) wurden Raumtragwerke aus Fertigteilen mit einer trockenen Stoßverbindung entwickelt, siehe Bild 1.1. Mit Hilfe neuer, mechanisch hoch effizienter Bauteilverbindungen können durch eine hochpräzise Vorfertigung der Bauteile neue modulare Tragwerke hergestellt werden. Zum Erreichen von hohen Traglasten müssen jedoch nicht nur die Bauelemente in Stab- und Flächentragwerken, sondern auch die Verbindungen von Stab- und Flächenelementen dimensioniert werden. Dafür werden in dieser Arbeit die mechanischen Eigenschaften von UHPFRC in dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen beschrieben sowie Ansätze zur Dimensionierung entwickelt.

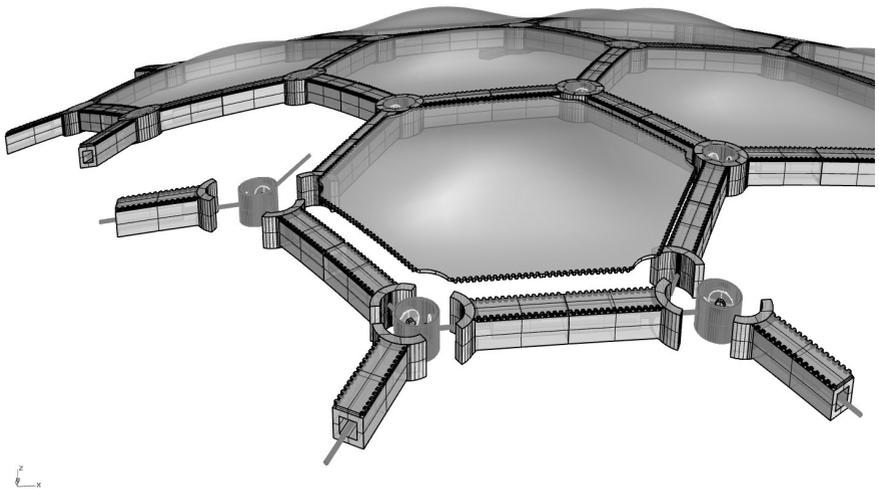


Bild 1.1 Räumlich gekrümmtes stabwerkintegriertes Flächentragwerk [Leh14a]

1.1 Problemstellung

1.1 Problemstellung

Die Entwicklung von dünnwandigen, trocken gefügten Stab- und Flächenbauteilen stellt hohe Anforderungen an das Material und die Verbindungstechnik. Ein Bauteil wird dann als dünnwandig bezeichnet, wenn die kleinste Querschnittsabmessung nicht größer ist, als das Dreifache der Faserlänge l_f [AFG13]. Aufgrund der daraus resultierenden großen Faserabmessungen, im Vergleich zum Querschnitt, muss die Materialfestigkeit in Abhängigkeit von unterschiedlichen Faserparametern genau untersucht werden, um eine Aussage über die Tragfähigkeit treffen zu können. Auch müssen neue Fügemethoden für diese Bauteile entwickelt und auf ihre Tragwirkung hin untersucht werden. Die Herstellung von neu entwickelten Fügetechniken und dünnen, hoch ausgenutzten Bauteilen stellt ebenfalls hohe Anforderungen an die Fertigungstechnik. Besonders leichte Konstruktionen lassen sich dabei erst durch Ausnutzung der hohen Betondruckfestigkeit realisieren. Dafür kann eine Vorspannung sowie auch die Schalentragwirkung unter Eigengewicht des Betons genutzt werden [Eis14].

Beton als spröder Werkstoff mit einer geringen Zugfestigkeit ist für den Einsatz in Bauteilen nur mit zusätzlicher Bewehrung möglich. Zum Schutz der innenliegenden Bewehrung vor Korrosion müssen Betonquerschnitte eine Mindestdicke von rund 50 mm ($2 \cdot c_{nom} + \phi_s$ mit dem Mindestmaß: $c_{nom} = 20 \text{ mm}$, $\phi_{sl} = 6 \text{ mm}$) aufweisen [DIN11a]. Durch eine Stahlfaserbewehrung und die dichte Matrix von ultrahochfestem Beton ist es aufgrund der hohen Beständigkeit gegen angreifende Medien möglich, unter Ausnutzung der hohen Zugfestigkeit und der freien Formbarkeit im flüssigen Zustand neuartige, dünnwandige Bauteile mit einer Dicke von deutlich unter 50 mm herzustellen. Zusätzlich können durch die Verwendung von UHPFRC bei leichten und dünnwandigen Tragwerken die höheren Materialkosten kompensiert werden.

Bisherige Untersuchungen zu vorgefertigten Tragwerken aus Betonbauteilen setzten sich entweder mit masseaktiven Deckenträgersystemen oder einem Fachwerk auseinander [Del12]. Dabei werden gerade beim Fachwerk Zugstreben benötigt, die aus Beton aufgrund der geringen Zugtragfähigkeit kaum wirtschaftlich hergestellt werden können. Zusätzlich wird durch den Anschluss aller Bauteile im Fachwerkknoten eine große Anzahl von Fügstellen im Knoten in Kauf genommen, welche die Tragwerkssteifigkeit reduziert.

Erste Untersuchungen zur Fügung von UHPFRC-Fertigteilen ohne zusätzliche diskrete Bewehrung und mit nachträglicher Vorspannung zeigen bereits das Potential dieser Bauweise [Tan03; Wat07; Zim12]. Diese Ansätze beruhen jedoch auf der klassischen Segmentbauweise mit stumpf gestoßenen UHPFRC-Bauteilen die nur von der Gewichtersparnis und der erhöhten Dauerhaftigkeit profitieren.

Zusätzlich wurden bereits Untersuchungen zum Fügen von Bauteilen mit mineralischer Verklebung [Müh12] oder Schubverzahnung mit Stahlimplantaten [Kob13] durchgeführt. Diese Bauweisen benötigen jedoch immer noch ein weiteres Material für die Fügung und sind nicht zerstörungsfrei rückbau- oder erweiterbar.

Erst die Bauweise mit dünnen, trocken gestoßenen Querschnitten ermöglicht einen effizienten Einsatz des Werkstoffes UHPFRC. Eine wesentliche Schwierigkeit für die

Beschreibung der Tragfähigkeit der Bauteile stellt dabei die Stahlfaserbewehrung dar, weil diese im Gegensatz zu dicken Bauteilen, einen großen Einfluss auf die Materialfestigkeiten hat.

1.2 Zielsetzung

Die Verwendung von UHPFRC ist kostspielig sowie verfahrenstechnisch aufwendig. Daher war es das Ziel, im Rahmen des Schwerpunktprogramms (SPP) 1542 der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG), neue Tragwerke mit trocken gefügten, kraftflussoptimierten Bauteilen und dünnen Wandungen ohne zusätzliche Bewehrung zu dimensionieren.

Durch die Ausnutzung der hohen Druckfestigkeit von UHPFRC lassen sich schlanke und leichte Tragwerke herstellen. Dies führt zu einer Gewichtsersparnis der dünnwandigen, leichten Bauelemente, welche die Transport- und Hebekosten minimieren. Die hohe Dauerhaftigkeit von UHPFRC ermöglicht es, Wartungskosten zu reduzieren und in Verbindung mit der modularen Bauweise am Ende des Lebenszyklus aufgrund der einfachen Demontierbarkeit die Rückbaukosten zu senken. [Oet14]

Ziel bei der Entwicklung von Fügeprinzipien für schlanke Stab-, Flächen- und Raumtragwerke ist es, die einzelnen Elemente zu dünnwandigen UHPFRC-Bauteilen effizient und kostensparend zu verbinden. Alle entwickelten, hochpräzisen Stoßverbindungen müssen daher die Übertragung von Druck-, Zug- und Querkräften gewährleisten und sich durch einfache Methoden auf der Baustelle fügen lassen.

Die untersuchten Bauteile sind meist nur 15 mm dick und werden aus UHPFRC mit Vorspannung ohne Verbund hergestellt. Für diese Bauteile werden die mechanischen Eigenschaften der dünnen Querschnitte, der Einfluss der Mikrodrahtfasern sowie die Stoßbereiche in trockenen Fügungen beschrieben. Als Ergebnis gibt die Arbeit eine Hilfestellung beim Entwurf und der Berechnung von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen unter Berücksichtigung der maßgebenden Faserparametern im UHPFRC sowie des Einflusses aus Herstellung und Fügemethode.

Durch die Erforschung der neuartigen Bauweise wird eine bessere Ausnutzung des Werkstoffes UHPFRC erreicht, was es ermöglicht kostengünstigere und umweltfreundlichere Bauwerke zu erstellen [Pol14].

1.3 Inhaltsübersicht

Die vorliegende Arbeit ist in sechs Kapitel unterteilt, welche eigene Ergebnisse sowie Erkenntnisse aus der Literatur zur Beschreibung der Herstellbarkeit, Dauerhaftigkeit und schwerpunktmäßig der Tragfähigkeit von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen aus UHPFRC aufzeigen. Bei den verwendeten Betonen handelt es sich um ultrahochfeste Feinkornbetone mit einer kurzen Mikrostahtdrahtfaser als innere Bewehrung. Die aus eigenen Versuchen ermittelten Ergebnisse werden in jedem Abschnitt jeweils mit der Überschrift: *Eigene Untersuchungen* gekennzeichnet.

Kapitel 2 gibt einen Überblick über die Ausgangsstoffe, die mechanischen Eigenschaften sowie das zeitabhängige Materialverhalten, die Dauerhaftigkeit und Wirtschaftlichkeit von UHPFRC. Zur Übersicht über die Eigenschaften der in dieser Arbeit

1.4 Entwicklung trocken gefügter, dünnwandiger Bauteile aus UHPFRC

verwendeten Betonrezepturen werden alle notwendigen Materialkennwerte zusammengefasst dargestellt. Bei den in Kapitel 2 vorwiegend behandelten mechanischen Eigenschaften steht der Einfluss des Fasergehaltes auf die Festigkeit im Vordergrund.

Im **Kapitel 3** wird der Einfluss der Einzelfasern auf die Festigkeit bei gleichbleibenden Fasergehalten beschrieben. Dabei werden Faserparameter erforscht die im Hinblick auf dünnwandige Bauteilen einen Einfluss auf die Festigkeit haben. Es wird dafür eine automatisierte Analyse der Faserparameter mit der Mikro-Computertomografie entwickelt, um mit einem eigenen Ansatz mit neuen Fasereinflussparametern die Festigkeit zu beschreiben.

Die numerischen und experimentellen Untersuchungen an dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen werden im **Kapitel 4** vorgestellt. Die numerische Analyse, die im Entwurfsprozess zur Formfindung eingesetzt wurde, wird kurz beschrieben und es werden die Ergebnisse der Optimierungsschritte vorgestellt. Bei den sich anschließenden experimentellen Untersuchungen werden die Ergebnisse der Traglastversuche an Bauteilverbindungen, gefügten Bauteilen sowie Tragwerksauschnitten gezeigt.

Kapitel 5 gibt eine Empfehlung für den Traglastnachweis dünnwandiger, trocken gefügter Bauteile unter Verwendung bereits vorhandener Nachweismethoden, die um den Einfluss einer eigens entwickelten Fasereffektivität erweitert werden. Der eigene Ansatz zur Beschreibung der Fasereffektivität bei dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen wird aus den Erkenntnissen der Kapitel 2 und 3 abgeleitet und mit Versuchsergebnissen aus Kapitel 4 erweitert. Es wird abschließend eine Empfehlung für die Herstellung von Begleitprobekörpern zur Bestimmung der Fasereffektivität bei dünnwandigen Bauteilen gegeben.

1.4 Entwicklung trocken gefügter, dünnwandiger Bauteile aus UHPFRC

Die folgenden Untersuchungen wurden im Rahmen des SPP 1542 „Leicht Bauen mit Beton“ der DFG durchgeführt. Ziel des Schwerpunktprogramms war es, leichte und kraftflussoptimierte Tragstrukturen aus Beton zu entwickeln, die über neuartige Füge-techniken kraftschlüssig verbunden werden können. Die in zwei Teilprojekten (BU 730/18-1 und BU 730/18-2) erforschten neuartigen Trag- und Fügeprinzipien, wurden in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Tragwerksentwurf (ITE) entwickelt.

Die Entwicklung einer neuartigen leichten Bauweise mit dünnwandigen Modulen benötigt neben einem optimalen Betonwerkstoff und einer optimalen Bewehrung auch eine kraftflussgerechte geometrische Ausbildung von Tragelementen, Stoßbereichen und Knotenpunkten sowie die Möglichkeit zur rechnerischen Dimensionierung von Bauteilen. Um dünnwandige Bauteile mit einer hohen Tragfähigkeit herzustellen wurden selbstverdichtende, ultrahochfeste Betone aufgrund ihrer guten Verarbeitbarkeit und hohen Druckfestigkeit verwendet. Als Bewehrung wurden Mikrostahtl-drahtfasern verwendet, die es ermöglichen, die Bauteildicken stark zu reduzieren und trotzdem eine hohe Zugtragfähigkeit zu leisten.

Alle Bauteile wurden in numerischen Simulationen formoptimiert sowie experimentell auf ihre Tragfähigkeit hin untersucht. Mit dem ebenfalls untersuchten Einfluss der

Stahlfaserbewehrung auf die mechanischen Eigenschaften wurde anschließend für jedes Bauteil ein Ansatz zur Dimensionierung entwickelt.

Die einzelnen dünnwandigen Tragelemente können in einachsrig wirkenden Bauteilen oder auch in mehrachsrig wirkenden Raumtragwerken eingesetzt werden, siehe Bild 1.2. Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen, siehe Kapitel 4.3, haben sich in einem ersten Themenkomplex mit stabförmigen Bauteilen beschäftigt. In diesem wurden Rohre und Rohrverbindungen sowie die Lastumlenkungsbereiche zwischen Rohr und Rohrverbindung untersucht. Als verbindendes Knotenelement in einem Stabwerk wurde darüber hinaus ein Stabwerksknotenelement entwickelt und geprüft. Für den Themenkomplex der Flächentragwerke sind in einem ersten Schritt neuartige Zahnleistenverbindungen entwickelt worden. Für diese wurde die Tragfähigkeit unter verschiedenen Belastungssituationen bestimmt. Anschließend wurden die einzeln entwickelten Bauteile zusammen in Plattenbalkenausschnitten geprüft.

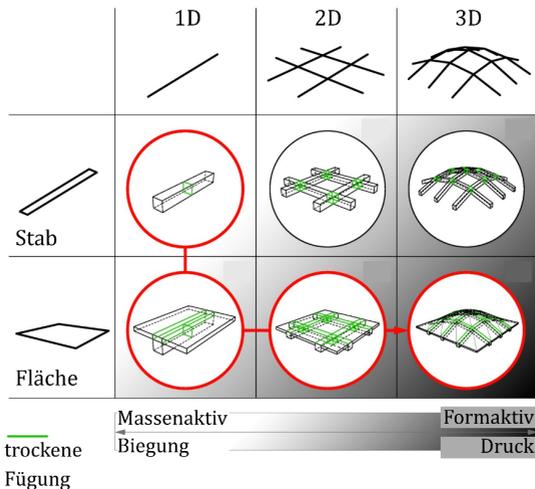


Bild 1.2 Stab- und Flächentragwerke als Kombination von stab- und plattenförmigen Bauteilen mit trockenen Stoßverbindungen

Es wurden für die stabförmigen Bauteile Betonrohre mit einer Wandstärke von 15 mm untersucht, die untereinander über eine Koppelstelle, die sog. Fügung, verbunden wurden. Durch die zusätzlich entwickelten Knotenelemente ist es möglich, zusammen mit den Betonrohren und der stabförmigen Fügung, alle Kräfte innerhalb eines Stabwerkes zu übertragen.

Für die Herstellung von flächigen Tragwerken wurden Platten und Zahnleistenverbindungen entwickelt. Aufgrund der Modularität jedes Bauteils ist es möglich das Tragwerk beliebig zu skalieren oder an die äußeren Belastungen anzupassen. Aus der Erkenntnis, dass der Stoßbereich eines Bauteils immer eine Schwachstelle darstellt, wird dieser vorwiegend in gering belastete Tragwerksbereiche angeordnet. Bereiche mit hohem mechanischen Ausnutzungsgrad werden dagegen möglichst monolithisch ausgeführt. Um die hohe Biegetragfähigkeit von UHPFRC auszunutzen, wird

1.4 Entwicklung trocken gefügter, dünnwandiger Bauteile aus UHPFRC

das Tragwerk auch zur Übertragung von Biegemomenten genutzt. Durch die externe Vorspannung wird das Tragwerk jedoch im Gebrauchslastniveau stets vollständig überdrückt sein.

Die Herstellung von dünnwandigen Bauteilen mit hochpräzisen trockenen Stoßverbindungen gelingt nur über die Nutzung digitalisierter Entwurfs- und Herstellungsverfahren. Die Entwicklung der untersuchten Bauteile erfolgte nach dem *Digital Workflow* [Mai13], bei dem ein digitaler Entwurf in Verbindung mit einer numerischen Analyse zu einem Zieldesign führt, welches anschließend mit Hilfe der digitalen Fertigung durch rechnergestützte, hochpräzise gefertigte Schalungen zu einem Bauteil gegossen wird.

Die Schnittstellen zwischen den einzelnen Schritten stellen dabei meist ein Problem für eine voll automatisierte Prozesskette dar. Durch neue Ansätze, wie z. B. durch das Verwenden der gleichen Ansatzfunktion für die Beschreibung der Geometrie wie auch für die Finite-Elemente- (FE-) Berechnung durch die *Isogeometrische Analyse* [Bre15], entfallen diese Schnittstellen in der Zukunft. Somit können numerische Analysen mit Hilfe von Finite-Elemente-Methoden (FEM) direkt im digitalen Entwurf erstellt werden.

Die entwickelten modularen, dünnwandigen Bauteile werden durch einen trocken ausgeführten Stoß kraftschlüssig zu einem Tragwerk verbunden. Dabei ist es möglich, durch hochpräzise Fügebauteile mit hoher Oberflächenebenheit und geometrischer Verzahnung neuartige, mehrdimensionale Tragsysteme herzustellen. Diese werden zur effizienten Nutzung der hohen Druckfestigkeit des ultrahochfesten Betons mittels einer externen Druckvorspannung miteinander verbunden. Das Fügekonzept sieht dabei vor, dass die trockenen Stoßverbindungen immer leistungsfähiger sein sollen als die damit angeschlossenen Bauteile. Stoßbereiche und dünnwandige Bauteile werden zunächst getrennt voneinander untersucht und anschließend deren Leistungsfähigkeit im Bauteil bzw. Tragwerk rechnerisch, numerisch und experimentell nachgewiesen.

Die Schalung muss den Frischbetondruck aufnehmen können, widerstandsfähig gegenüber der Hydratationswärmeentwicklung sein und eine hohe Maßhaltigkeit aufweisen. Für alle Bauteile galt es, aufgrund der Fügestellen und der dünnen Wandstärke eine Maßtoleranz von $\pm 0,05 \text{ mm}$ einzuhalten. Für die Herstellung der modularen Bauteile wurden aufgrund dieser Anforderungen Polyurethan-Schalungen [Leh16] und Industrierwachsschalungen [Mai16] verwendet.

Trockene Stoßverbindungen stellen hohe Anforderungen an die Herstellungsgenauigkeit, da sie ihre Lasten vorwiegend über Kontaktpressung übertragen sollen. Jede Unebenheit führt zu einem vorzeitigen Versagen. Durch allseitig geschaltete Oberflächen mit hochpräzise gefertigten Schalungen konnten bei den untersuchten Stoßverbindungen Ebenheiten im Bereich kleiner $\pm 0,05 \text{ mm}$ realisiert werden [Mai13].

Nachfolgend ist die Matrix der entwickelten Stoßbereiche für stabförmige Fügebauteile dargestellt, siehe Bild 1.3. Durch den digitalen Entwurf wurde damit vorab die Anwendbarkeit und Tragfähigkeit überprüft. Die neuen Stöße ermöglichen es während des Montagezustandes und im fertigen Tragwerk durch eine geometrische Verzahnung zusätzliche Kräfte aufzunehmen.

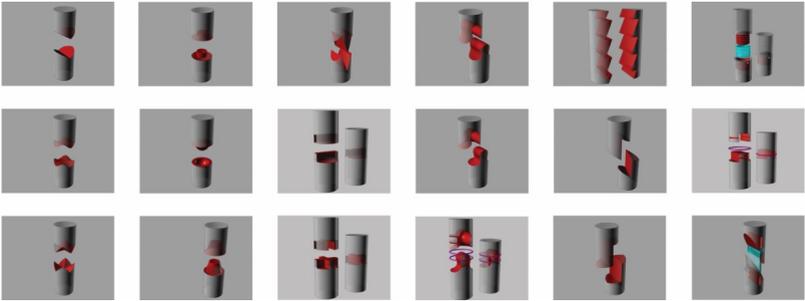


Bild 1.3 Übersicht über die entwickelten stabförmigen Fügebauteile [Mai13]

Im Weiteren wurden Verbindungen von Flächentragwerken untersucht, siehe Bild 1.4. Auch hier wurden vorab im digitalen Entwurf die Fügbarkeit und Tragfähigkeit der Stöße erforscht. Für die linienförmige Fügung wurde aufgrund ihrer sehr guten Eigenschaften die schwalbenschwanzförmige Zahnleistenverbindung weiterverwendet. Zusätzlich wurde für die Fügung von geometrisch komplexen oder gekrümmten Flächen mit dem Einzelzahn aus UHPFRC ein getrenntes Bauelement entwickelt, dem sog. Passstück, siehe Bild 1.4 unten.

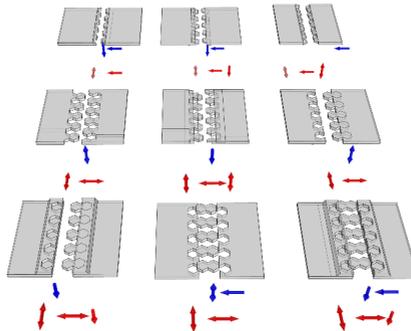


Bild 1.4 Fügung von Platten (rote Pfeile: Kraftübertragungsrichtung, blaue Pfeile: Fügerichtung) [Leh16]

Alle Bauteile werden aufgrund der besseren Materialausnutzung vorgespannt werden. Die Vorspannung wird nachträglich ohne Verbund aufgebracht und bei den dünnwandigen Bauteilen immer vollflächig in den Querschnitt eingeleitet um Lastkonzentrationen zu vermeiden. Als Bauteilquerschnitte werden zum Schutz des Vorspannsystems Hohlquerschnitte verwendet. Die Vorspannkraft wird unter Beachtung des Kriechmaßes und der rechnerischen Erhöhung der Biegezugfestigkeit aus der Momenten-Normalkraft-Interaktion [Mai13] gewählt. Dies entspricht für die untersuchten Bauteile dem praxisüblichen Bereich eines Belastungsniveaus von 25 – 35 % der Druckfestigkeit f_{cm} .

2 Ultrahochfester stahlfaserverstärkter Feinkornbeton

Ultrahochfester Beton (im Englischen: ultra high performance concrete; UHPC) bezeichnet einen Hochleistungsbeton, der durch eine Druckfestigkeit oberhalb von hochfesten Betonen der Festigkeitsklasse C100/115 [DIN11a] gekennzeichnet ist. UHPC besitzt nicht nur eine erhöhte Festigkeit, sondern auch eine hohe Widerstandsfähigkeit gegenüber chemischen und mechanischen Angriff aufgrund der sehr dichten, praktisch kapillarporenfreien Zementsteinmatrix [Feh13].

Die Entwicklung der ersten UHPC-Rezeptur begann im Jahr 1972 durch Aalborg Portland [Eid12]. Zur gleichen Zeit führten erste Versuche zur Erhärtung unter erhöhten Drücken und Temperaturen zu Festigkeiten von bis zu 500 MPa [Roy72]. Es zeigte sich bereits zu diesem Zeitpunkt, dass durch die hohe Festigkeit gleichzeitig die Sprödigkeit des Werkstoffes stark ansteigt. Daher wurde der Einsatz von Fasern in der Betonmatrix notwendig, um plastische Verformungen vor dem Versagen aufnehmen zu können. Der erste UHPFRC wurde in den 1980er Jahren unter dem Namen *Compact Reinforced Composite* (CRC) entwickelt [Bac81]. Daraus entstanden in den 1990er Jahren bei der französischen Firma *Bouygues* mit Industriepartner *Lafarge* unter dem Namen *Reactive Powder Concrete* (RPC) das Produkt *Ductal*® sowie bei der französischen Firma *Quillery* unter dem Namen *BSI*® (Special Industrial Concrete) die Rezeptur für *Ceracem*® [Bui04].

Im weiteren zeitlichen Verlauf haben sich die Rezepturen zwar weiterentwickelt, setzen sich jedoch immer noch aus einem hohen Anteil Portlandzementklinker und sehr feiner Gesteinskörnung zusammen, siehe Bild 2.1. Ein fließfähiger und selbstverdichtender UHPC besitzt ein Größtkorn von maximal 1 mm, wodurch sein inneres Gefüge sehr homogen ist und äußere Lasten wesentlich gleichmäßiger verteilt werden [Feh13].

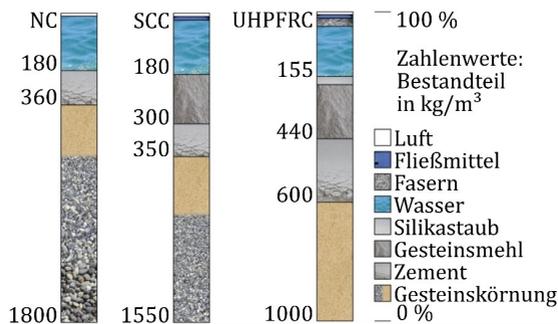


Bild 2.1 Zusammensetzung von Normalbeton (NC), selbstverdichtendem Beton (SCC) und ultrahochfestem faserverstärktem Feinkornbeton (UHPFRC) [Bud16]

2.1 Ausgangsstoffe

Die Betonzusammensetzung für normal- und hochfeste Betone mit den Bestandteilen: Gesteinskörnung, Wasser (W) und Zement (Z) hat sich bei Hochleistungsbetonen

2.1 Ausgangsstoffe

zu einem Vielstoff-Gemisch aus Gesteinskörnung, Wasser, Zement, Zusatzstoffen (z. B. Silikastaub und Gesteinsmehlen) und Zusatzmitteln (z. B. Hochleistungsfließmittel und Schwindreduzierer) weiterentwickelt, siehe Bild 2.2. Durch eine ausgewogene Abstimmung der Rezepturkomponenten können damit hohe Packungsdichten mit selbstverdichtenden Eigenschaften eingestellt werden [Bui04].

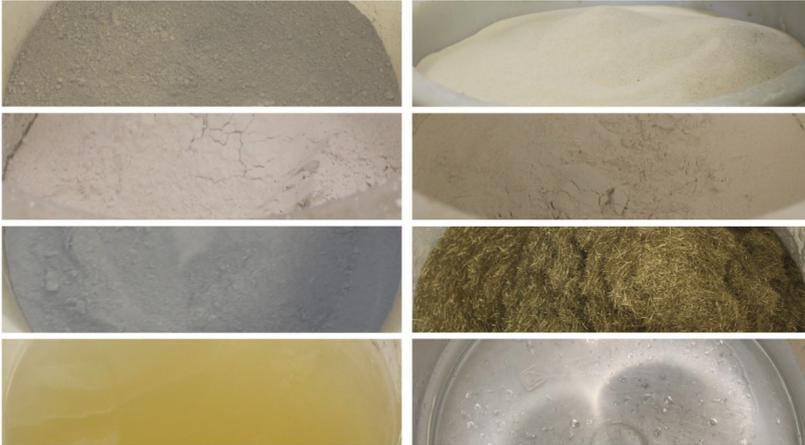


Bild 2.2 Ausgangsstoffe für die Herstellung von UHPFRC FK1-2,5. Von links oben nach rechts unten: Zement, Quarzsand, Quarzmehl I, Quarzmehl II, Silikastaub, Stahlfasern, Wasser mit Fließmittel und Schwindreduzierer

2.1.1 Zement

Als Zemente kommen im UHPFRC aufgrund der hohen Reaktivität und Mahlfeinheit fast ausschließlich Portlandzemente CEM I der Festigkeitsklassen 42,5 R und 52,5 R zum Einsatz. Wichtig ist dabei ein hoher Sulfatwiderstand sowie eine niedrige Hydrationswärmeentwicklung (HS/NA). Dadurch kann trotz der sehr hohen Zementgehalte der Wasseranspruch und das chemische Schwinden vermindert sowie eine Alkali-Silika-Reaktion ausgeschlossen werden. [Feh13]

2.1.2 Gesteinskörnung

Zur Begrenzung von Spannungsspitzen im Gefüge wird in UHPC meist ein Korndurchmesser kleiner als 2 mm verwendet. Ab einem Größtkorn von kleiner 0,5 mm spricht man von einem *Reactive Powder Concrete* (RPC) oder Feinkornbeton. [Mai91]

Ziel der Größenverteilung der Gesteinskörnung ist die optimale Packungsdichte. Außerdem sollen Steifigkeit und Festigkeit der Gesteinskörnung und der Betonmatrix ähnlich sein, um ein möglichst homogenes Gefüge zu erzielen [Sch13a]. Damit wird erreicht, dass im Gegensatz zu Normalbeton weniger Risse aufgrund von Spannungsspitzen zwischen Betonmatrix und Gesteinskörnung entstehen. Als Gesteinskörnung empfehlen sich runde, gedrungene Körner. Gebrochene Korngruppen beeinflussen

die Verarbeitbarkeit hingegen ungünstig [Küt00]. Der Wasseranspruch sollte möglichst gering sein und der Feuchtegehalt der Gesteinskörnung bekannt [Klo08].

2.1.3 Reaktive und inerte Betonzusatzstoffe

Es gibt zwei Kategorien von Betonzusatzstoffen: inerte und reaktive Stoffe. Zu den inerten Betonzusatzstoffen zählen typischerweise chemisch nahezu inaktive Gesteinsmehle, wie z. B. Quarzmehl, Kalksteinmehl und Pigmente. Diese fungieren als Füllstoffe zur Steigerung der Packungsdichte sowie zur Verringerung des Bindemittelbedarfs und reagieren nicht mit Wasser oder Zement [Sch13a]. Zu den reaktiven Stoffen zählen z. B. Silikastaub, Steinkohleflugasche oder Hüttensand. Eine Übersicht über die typischerweise im UHPFRC verwendeten Feinststoffe ist in Tabelle 2.1 dargestellt.

Tabelle 2.1 Typische Feinststoffe im UHPFRC [Klo08]

	Zement	Silikastaub	Hüttensand	Quarzmehl
Mittlere Teilchengröße [μm]	10 – 25	0,1 – 0,5	0,1 – 30	0,1 – 100
Reindichte [kg/dm^3]	3,0 – 3,2	2,1 – 2,4	2,85 – 2,95	2,63
Spez. Oberfläche [m^2/g]	0,25 – 0,6	16 – 25	0,4 – 1,5	0,1 – 10

Silikastaub

Wegen seiner großen spezifischen Oberfläche und der großen interpartikulären Kräfte bestimmt das puzzolanische Bindemittel Silikastaub ganz wesentlich den Wasser- und Fließmittelanspruch und die rheologischen Eigenschaften des Frischbetons [Glo09]. Durch die hohe Feinheit wirkt Silikastaub als Zwickelfüller zwischen Zement und Gesteinskörnung und bildet mit Calciumhydroxid feste Calciumsilicathydrat-(CSH-) Phasen, welche die Kontaktzone zusätzlich verdichten [Sch00]. Die aufgrund der Bildung von CSH-Phasen verringerte alkalische Reserve im Beton, welche als Korrosionsschutz für die innere Bewehrung notwendig ist, wird durch eine erhöhte Packungsdichte und das Fehlen eines Kapillarporensystems kompensiert [Sch08a].

Hüttensand

Hüttensand ist ein latent hydraulischer Stoff, der als Nebenprodukt bei der Roheisenherstellung anfällt. Als Anreger für die Erhärtung braucht der Hüttensand das Calciumhydroxid aus der Zementhydratation. [Klo08]

Durch den Austausch von CEM I mit gemahlener Hüttensand kann bei gleichbleibender Konsistenz und Festigkeit der Wasser- und Fließmittelanspruch verringert werden. Durch eine Wärmebehandlung des UHPCs kommt seine Erhärtungsreaktion jedoch zum Erliegen. [Feh13]

2.1 Ausgangsstoffe

2.1.4 Betonzusatzmittel

Ohne den Einsatz von Zusatzmitteln ist die Herstellung von schwindarmen, fließfähigen, selbstverdichtenden und sedimentationsstabilen Betonrezepturen nicht möglich. Eine Vielzahl an Zusatzmitteln können dem Beton dafür beigegeben werden, wie Fließmittel, Schwindreduzierer, Verzögerer oder Luftporenbildner. Dabei kommen vor allem neue Hochleistungsfließmittel zum Einsatz, da nur durch sie die Verarbeitung von UHPC mit seinen sehr geringen W/Z -Werten möglich wird. Zusätzlich ist aufgrund der vielen feinen reaktiven Stoffe der Einsatz von Schwindreduzierer hilfreich. [Feh13]

Fließmittel

Acrylat- (PA-) und Polycarboxylatether- (PCE-) Hochleistungsfließmittel kommen bei der Herstellung feinstoffreicher Rezepturen zum Einsatz. Die Moleküle dieser Fließmittel setzen sich aus langen Hauptketten sowie elektrisch neutralen Nebenkette zusammen. [Hai09]

Die Fließmittel ermöglichen eine Dispergierung der Feinstoffe zum einen durch die Änderung der Elektronegativität und zum anderen durch eine räumliche Trennung der Partikel mit Hilfe der langen Seitenketten der Fließmittelmoleküle, die sog. *sterische Wirkung*. Dies führt nicht nur zu einer Verflüssigung, sondern auch zu einer verlängerten Verarbeitbarkeit des Betons. [Low13]

Schwindreduzierer

Die Wirkungsweise von Schwindreduzierern ist noch nicht vollständig erforscht. Es ist jedoch bekannt, dass die Oberflächenspannung des Wassers durch sie herabgesetzt wird, sodass die Kapillarkraft, die das Wasser auf die Mikroporen bei der chemischen Reaktion ausübt, verringert wird. Man geht davon aus, dass so bei der Hydratation ein geringerer Unterdruck im Porenraum entsteht, die die Verformungen des Gefüges vermindert. [Taz95]

Durch die Verwendung von Schwindreduzierern wird im geringen Maße die Betondruckfestigkeit verringert [Fol97].

2.1.5 Stahlfasern

Ein großer Nachteil von ultrahochfestem Beton ist sein sprödes Materialversagen. Für den Einsatz von UHPC ohne Stabstahlbewehrung in tragenden Bauteilen ist es daher notwendig, durch den Einsatz von Mikrodrahtkurzfasern, im weiteren Verlauf *Fasern* genannt, ein hohes Verformungsvermögen im Traglastfall sicherzustellen. Dabei können unterschiedlichste Faserarten verwendet werden. Im Bild 2.3 sind die in dieser Arbeit verwendeten kurzen Mikrostahtdrahtfasern zu sehen. Die Materialkennwerte der Mikrostahtdrahtfasern sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst.

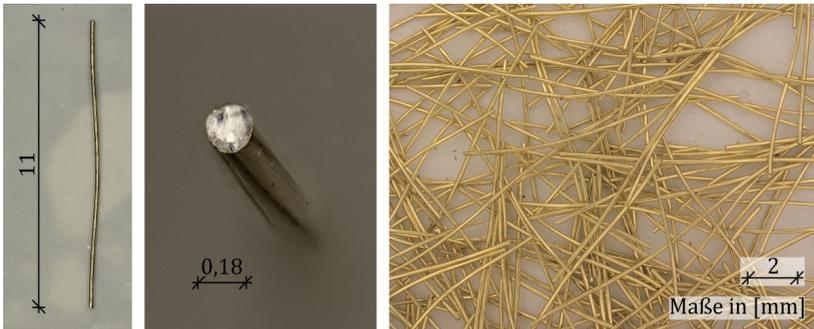


Bild 2.3 Mikrostahldrahtfaser ($l_f / d_f = 11 \text{ mm} / 0,18 \text{ mm}$)

Um einen guten Verbund der Fasern mit der Betonmatrix zu erreichen, ist es wichtig ein Verhältnis von Faserlänge l_f und Faserdurchmesser d_f zwischen 45 und 100 zu wählen, damit das Bauteilversagen durch ein Ausziehen der Faser stattfindet [Hol11]. Dabei wird für UHPFRC der Bereich für das l_f/d_f -Verhältnis zwischen 60 – 65 als optimal angesehen [Feh13]. Um eine hohe Tragfähigkeit zu erzielen und gleichzeitig eine duktile Tragverhalten sicherzustellen haben sich Fasergehalte von 2,5 Vol.-% als praktikabel herausgestellt [Feh13]. Der Größtkorndurchmesser sollte dabei nicht mehr als zwei Drittel der Faserlänge l_f betragen [Mai91].

Tabelle 2.2 Materialeigenschaften der verwendeten Mikrostahldrahtfaser

Zugfestigkeit [MPa]	2.800
Elastizitätsmodul [GPa]	200
Dichte [kg / m ³]	7,85
Bruchdehnung [%]	3 - 4

2.1.6 Wasser-Bindemittel-Wert

Das klassische im Beton gebrauchte Verhältnis von Wasser (W) zu Zement (Z) wird aufgrund der vielen feinen und meist ebenfalls reaktiven Zusatzstoffe im UHPC unter dem Verhältnis von Wasser zu Bindemittel (B) zusammengefasst. Ein typisches Wasser-Bindemittel-Verhältnis bei UHPC mit seinem sehr dichten Gefüge beträgt in etwa 0,2, siehe Bild 2.4. Damit ist keine vollständige Zementhydratation mehr möglich und es steht kein überschüssiges Wasser mehr für die Bildung eines Kapillarporennetzes zur Verfügung. Durch die Bildung eines sehr feinen Gelporennetzes und einer dichten Kontaktzone zur Gesteinskörnung kann eine diffusionsdichte Matrix hergestellt werden, die eine hohe Dichtigkeit und einen hohen Widerstand gegen eindringende Medien besitzt. [Feh05; Feh13]

2.2 Betonrezepturen

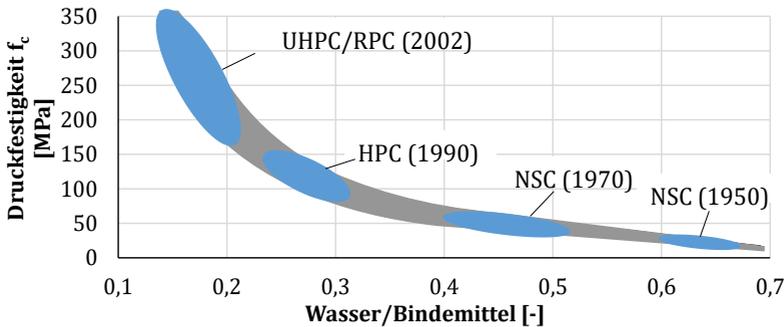


Bild 2.4 Zeitliche Entwicklung der Wasser-Bindemittel-Werte von normalfestem (NC), hochfestem (HPC) und ultrahochfestem Beton (UHPC/RPC) [Mül06]

2.2 Betonrezepturen

Aufgrund unterschiedlicher Anforderungen an Verarbeitbarkeit, Festigkeit oder Widerstandsfähigkeit sowie durch die Verwendung von unterschiedlichen Ausgangsstoffen werden unterschiedliche Zusammensetzungen von ultrahochfesten Betonen verwendet. Dabei wird des Öfteren versucht den Anteil von Portlandzementklinker weiter zu reduzieren und mit reaktiven, latent hydraulischen Stoffen zu substituieren [Ran14].

Während der Projektlaufzeit sind einzelne Ausgangsstoffe der zu Beginn verwendeten Rezeptur *UHPFRC FK1-2,5* nicht mehr verfügbar gewesen und es wurde eine zweite UHPFRC-Rezeptur mit ähnlichen Eigenschaften entwickelt, mit der die Untersuchungen abgeschlossen wurden. In der nachfolgenden Tabelle 2.3 werden die beiden in dieser Arbeit verwendeten selbstentlüftenden Betonrezepturen *UHPFRC FK1-2,5* und *UHPFRC ND-2,5* mit ihren Zusammensetzungen und mechanischen Eigenschaften umfangreich beschrieben sowie weitere in der Literatur veröffentlichte ultrahochfeste Faserbetonmischungen im Vergleich dargestellt. Es ist gut zu sehen, dass alle Rezepturen für die Herstellung von UHPC eine hohe Menge an Hochofenzement von 600 bis 1.000 kg / m³ sowie weitere Betonzusatzstoffe und -mittel benötigen. Ebenfalls auffällig ist eine hohe Anzahl an Rezepturen die aufgrund der schwierigeren Verarbeitbarkeit ein bereits industriell vorgemischtes Compound mit allen Feinstoffen verwendet.

Die im weiteren Verlauf der Arbeit bestimmten Festigkeitsgrößen werden für *UHPFRC FK1-2,5* und *UHPFRC ND-2,5* mit 2,5 Vol.-% Fasergehalt jeweils auf die in Tabelle 2.3 aufgeführte mittlere Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} sowie die einaxiale Zugfestigkeit f_{ctm} bezogen dargestellt. Zur Bestimmung der Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} wurden 80 mm breite und 160 mm hohe planparallel geschliffene Druckzylinder sowie zur Bestimmung der einaxialen Zugfestigkeit f_{ctm} 80 mm breite und 300 mm hohe Zugzylinder geprüft. Ebenfalls dargestellt sind die Festigkeiten von anderen in der Literatur vorhandenen Rezepturen, die in einzelnen Abschnitten zur Vergleichbarkeit herangezogen werden.

Kapitel 2: Ultrahochfester stahlfaserverstärkter Feinkornbeton

Tabelle 2.3 Zusammensetzungen selbstverwendeter und kommerziell erhältlicher Betonrezepturen [Gra06; Cam12; Deu12; Feh13]

	UHPFRC FK1-2,5		UHPFRC ND-2,5	
	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]
Zement / Bindemittel	Portlandzement CEM I 52,5 R HS-NA	595	NANODUR® Compound 5941 Grau	1100
Silika Staub	-	69		-
Quarzmehle [mm]	0 - 0,25	433		-
Quarzsand [mm]	0,125 - 0,5	1029	0,125-0,5	1012
Wasser		156		159
Fließmittel	SIKA® ViskoCrete® 20 Gold	40	GRACE® Advva Flow 375	21
Schwindreduzierer		-	GRACE® Eclipse® Floor	7
Fasern (f / d_f) [mm]	9 / 0,15	192	11 / 0,18	192
Ausbreitmaß [DIN09a] [mm]		685		760
Setzfließmaß [DIN09b] [mm]				850
Auslauftrichterversuch [s]		26		
Luftporengehalt [%]		3,0		3,2
Elastizitätsmodul [GPa]		46,7		49,2
Zugfestigkeit f_{ctm} [MPa]		9,3		8,0
Spaltzugfestigkeit $f_{ctm,sp,28}$ [MPa]		20,2		18,9
Prismenbiegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$ [MPa]		25,0		21,6
Zylinderdruckfestigkeit $f_{cm,7}$ [MPa]				109
Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} [MPa]		151,0		139,0

2.2 Betonrezepturen

	Ductal® [Cam12]		Nanodur® [Deu12]		M3Q [Frö12]		B5Q [Frö12]	
	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]
Zement / Bindemittel	Portlandzement	746	Compound 5941	1.050	Portlandzement	775	Portlandzement	650
Silikastraub	-	242			-	164	-	177
Quarzmehl	-	224			-	193	-	456
Sand [mm]	0,1 - 0,6	1066	0 - 2	430	0,125 - 0,5	946	0,125 - 0,5	354
Basalt [mm]	-	-	2 / 5	880	-	-	2 / 8	597
Wasser	[W / Z]	0,19		168		183	-	158
Fließmittel	CHRYSO®	9	BASF® Master-Glennium®	15,7	Sika® [FM / B]	0,011	Sika® [FM / B]	0,012
Fasern (lf / df)	13 / 0,2	161 (2,0 Vol.-%)	9 / 0,2	60 (0,8 Vol.-%)	9 / 0,2	192 (2,5 Vol.-%)	9 / 0,2	192 (2,5 Vol.-%)
Ausbreitmaß [mm]		700						
$f_{ct,28}$ [MPa]		8						
$f_{ct,F128}$ [MPa]			20°C	15,5				
$f_{cm,7}$ [MPa]	20°C	101						
$f_{cm,28}$ [MPa]	20°C / 90°C	124 / 198	20°C	190			$f_{cm,cyl} / f_{cm,cube}$	168,3 / 187,4

Kapitel 2: Ultrahochfester stahlfaserverstärkter Feinkornbeton

	BCV® [Cam12]		BSI® [Cam12]		CEMTEC ^{multiscal} ® [Cam12]		CRC® [Cam12]	
	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]	Typ	[kg/m ³]
Zement / Bindemittel	Premix	2115	-	1114	CEM I 52,5	1050	Compound	930
Silikastaub			-	169	-	275		
Quarzmehl			-	-	-	-		
Sand [mm]	2-3		0-6	1072	< 0,5	730	0-5	1325
Wasser	[W / Z]	0,25	[W / Z]	0,19	[W / Z]	0,181	[W / B]	0,16
Fließmittel	-	21,5	Sika®	40	CHRYSO®	35	-	-
Fasern (<i>f</i> / <i>d_f</i>) [mm]	20 _{2/3} -13 _{1/3} / -	156 (2,0 Vol.-%)	20 / 0,3	234 (3,0 Vol.-%)	10 / 0,2	470 (6,0 Vol.-%)	12 / 0,4	150-300 (1,9 - 3,8 Vol.-%)
Ausbreitmaß [mm]		750		640		-		-
<i>f_{ct,28}</i> [MPa]		8		8,8		-		-
<i>f_{cm,7}</i> [MPa]	20 °C	98	20 °C	165		-		-
<i>f_{cm,28}</i> [MPa]	20 °C/90 °C	130-150	20 °C	199	20 °C	168	20 °C/90 °C	150/400

2.2 Betonrezepturen

2.2.1 Verarbeitung

Für die Verwendung von UHPFRC in dünnwandigen Bauteilen muss die Rezeptur möglichst fließfähig sein und selbstverdichtende Eigenschaften besitzen. Es muss für eine homogene Faserverteilung im Bauteil darauf geachtet werden, dass die geringere Frischbetonviskosität bei selbstverdichtendem UHPFRC ein Faserabsinken begünstigen kann. Daher dürfen diese Rezepturen nicht nachträglich verdichtet werden. [Bud16]

Die beiden verwendeten Betonrezepturen *UHPFRC FK1-2,5* und *ND-2,5* wurden in Zyklos®-Gleichlaufmischern mit 30 l und 100 l Fassungsvermögen mit der in Tabelle 2.4 beschriebenen Mischreihenfolge hergestellt.

Tabelle 2.4 *Mischungsanweisung für UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5*

Zeit [min]	Arbeitsschritt
0	Trocken vormischen
1	Wasserzugabe (Gemisch mit Fließmittel und Schwindreduzierer) (auf 1 Minute verteilt)
2	Mischen
6	Einstreuen der Stahlfasern per Rinne (auf 3 Minuten verteilt)
9	Mischen
11	Mischer abstellen

2.2.2 Nachbehandlung

Durch das schnelle Austrocknen der freien Oberfläche beim Erhärten bildet sich eine dichte, wenige Zehntelmillimeter starke Schicht, die eine geringere Festigkeit besitzt und durch die keine Luft mehr entweichen kann, die sog. *Elefantenhaut*. Um dies zu verhindern, ist es notwendig, die nicht geschalteten Oberflächen mit einer Polyethylenfolie abzudecken oder mit einem dünnen Wasserfilm als Schutzschicht zu versehen. [Feh13]

Mit einer Wärmebehandlung innerhalb der ersten Tage mit Temperaturen über 90°C, hoher Luftfeuchtigkeit und ggf. erhöhtem Luftdruck für ca. 20 h kann ein nachträgliches Schwinden verhindert sowie die Materialfestigkeit um ca. 10 % erhöht werden [AFG02], siehe Bild 2.5. Dies erhöht zusätzlich die Dauerhaftigkeit und reduziert das Kriechen des Betons [Feh13].

Die Erstrisslast ist bei trockenen im Gegensatz zu nass gelagerten Proben aufgrund von Schwindeinflüssen meist geringer und es kommt im weiteren Verlauf in Abhängigkeit des Fasergehaltes zu einer teils deutlichen Steigerung der Biegezugfestigkeit.

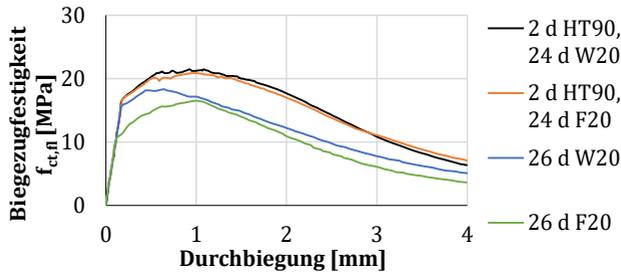


Bild 2.5 Biegezugverhalten von UHPFRC M2Q mit unterschiedlichen Nachbehandlungsarten (Wärmebehandlung (HT), Wasserlagerung (W) und luftdicht in Folie gewickelt (F)) [Sch10a]

Befüllen und Nachbehandlung der hergestellten Probekörper

Bei den eigenen hergestellten Probekörpern erfolgte das Befüllen der Schalung ausschließlich von einer Seite über Rinnen oder Schaufeln, um eine freie Fließlänge von mindestens 100 mm zu gewährleisten in der sich der Beton entlüften kann, siehe Bild 2.6. Zudem wurde bei hohen Bauteilen die maximal zulässige Falltiefe von 0,5 m nach [AFG02] eingehalten.

Alle hergestellten Prüfkörper wurden direkt nach der Betonage an der freien Oberfläche mit einer Polyethylenfolie abgedeckt oder mit einem dünnen Wasserfilm vor dem Austrocknen geschützt. Sie wurden mindestens drei Tage in der Schalung gelassen und anschließend wie auch die verwendeten Ausgangsstoffe im Normklima bei 20°C und 65 % relative Luftfeuchte bis zur Prüfung gelagert. Die Prüfung fand meist nach 28 Tagen statt.



Bild 2.6 Befüllen der Probekörper von einer Seite und anschließendes Abdecken mit Folie (rechts)

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

In diesem Kapitel werden die mechanischen Eigenschaften aus der Literatur für UHPFRC mit den eigenen Untersuchungen verglichen. Für die eigenen ermittelten mechanischen Eigenschaften werden der statistische Mittelwert, die Probenanzahl N

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

und die Standardabweichung s kenntlich gemacht. Schwerpunktmäßig werden die mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit des Fasergehaltes für ultrahochfeste Feinkornbetone mit Mikrostahtahdrahtfasern betrachtet, da diese für die spätere Dimensionierung sowie numerische Analyse von Bauteilen aus UHPFRC bekannt sein müssen.

In klassischen Stahlbetonbauteilen muss der Beton Druckkräfte übertragen und wird Zugkräfte nur im Rahmen von Verträglichkeitsbedingungen im Verbundbereich zur diskreten Bewehrung aufnehmen. Bei den untersuchten Bauteilen ohne diskrete Bewehrung muss nun ebenfalls die mechanische Tragfähigkeit im Zugbereich beschrieben werden. Für ultrahochfeste Betone ist bereits bekannt, dass die Zugfestigkeit f_{ct} nicht im gleichen Maße wie die Druckfestigkeit f_c ansteigt, siehe Bild 2.7.

Für normal- und hochfeste Faserbetone ist bekannt, dass durch einen hohen Fasergehalt, auch nach dem Erreichen der Risslast, ein duktileres Bauteilverhalten mit hohen Nachrisstraglasten erreicht werden kann [Teu11]. Die Fasern verbessern zusätzlich die Gebrauchstauglichkeit, da sie die Rissbreite und die Abstände zwischen den Rissen verringern und damit die Dauerhaftigkeit erhöhen [fib13]. Aufgrund der positiven Erfahrungen werden Mikrostahtahdrahtfasern ebenfalls bei ultrahochfesten Betonen verwendet. Es ist dabei zu beachten, dass bei der Zugabe von Fasern durch die abnehmende Verarbeitbarkeit auch die Festigkeit abnehmen kann.

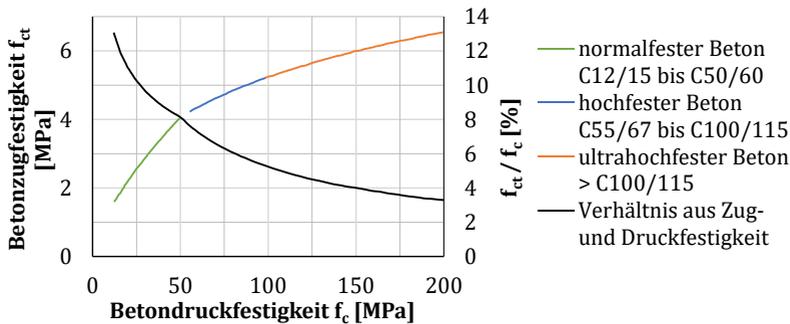


Bild 2.7 Verhältnis von Betondruck- zu Betonzugfestigkeit [Klo08]

2.3.1 Druckfestigkeit

Der Spannungs-Dehnungs-Verlauf für UHPFRC im Druckbereich kann unter Vernachlässigung einer geringen Nichtlinearität, die in Versuchen oberhalb eines Spannungsniveaus von etwa 85 bis 90 % der Betondruckfestigkeit zu beobachten ist, vereinfachend als linear-elastisch bis zum Erreichen des Bemessungswerts der Betondruckfestigkeit angenommen werden [Feh13]. Die Ergebnisse der Druckversuche zeigen, dass die Druckfestigkeit nicht vom Fasergehalt abhängt, sich jedoch die Nachbruchfestigkeit mit steigendem Fasergehalt erhöht [Stü11], siehe Bild 2.8.

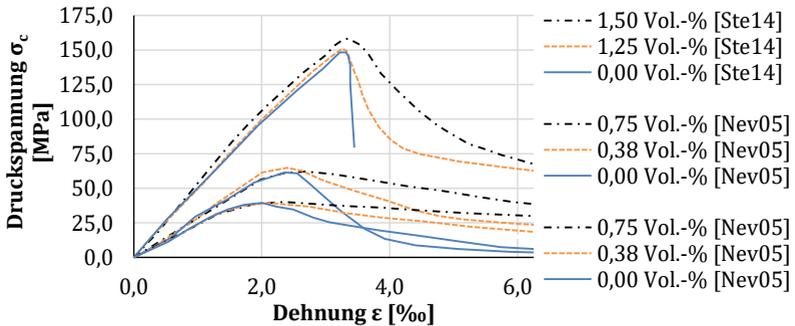


Bild 2.8 Druckspannungs-Dehnungs-Verlauf von Betonen mit unterschiedlichen Fasergehalten η_v [Nev05; Ste14; Oet16]

Bei der Bestimmung der Druckfestigkeit muss der Einfluss der Probenkörpergröße, siehe Bild 2.9, sowie der Querdehnungsbehinderung durch die Lasteinleitung beachtet werden. Für die Bestimmung der Druckfestigkeit f_c werden Zylinder mit einem Durchmesser-zu-Höhe-Verhältnis von eins zu zwei empfohlen, mit einem Mindestdurchmesser von 100 mm [Sch08a].

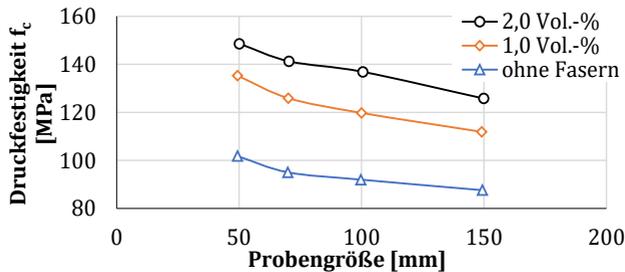


Bild 2.9 Maßstabseinfluss der Würfeldruckfestigkeit bei unterschiedlichen Fasergehalten η_v für unterschiedliche Probekörperabmessungen [An08]

Es sind in der Literatur Steigerungen der Betondruckfestigkeit f_c von 10 % bei 0,9 Vol.-% Fasern, siehe Bild 2.10, oder 15 - 30 % bei Zugabe von 2,5 Vol.-% [Eld14; Yu14] festgestellt worden. Dies steht im Widerspruch zum allgemeinen Verständnis über den vernachlässigbaren Einfluss des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit [fib13] und deutet darauf hin, dass es ebenfalls einen Einfluss der verwendeten Rezeptur auf die Druckfestigkeitssteigerung durch den Fasergehalt geben muss.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

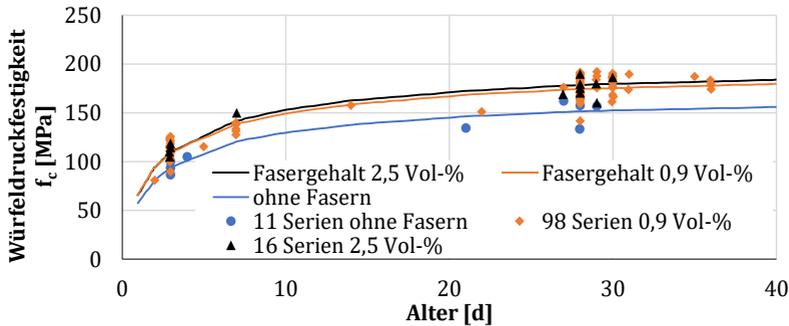


Bild 2.10 Einfluss des Fasergehaltes η_v auf die Druckfestigkeit [Ber12]

Die mehraxiale Festigkeit von UHPFRC steigt durch die Zugabe von Fasern leicht an, siehe Bild 2.11. Es wurde jedoch festgestellt, dass die Steigerung der mehraxialen Festigkeit mit zunehmender einaxialer Druckfestigkeit geringer wird. So beträgt die Festigkeit bei zweiaxialer Belastung bei Normalbeton rund 125 %, bei hochfestem Beton rund 110 % und bei ultrahochfestem Beton mit geringem Fasergehalt nur rund 99 % der einaxialen Druckfestigkeit. [Spe08]

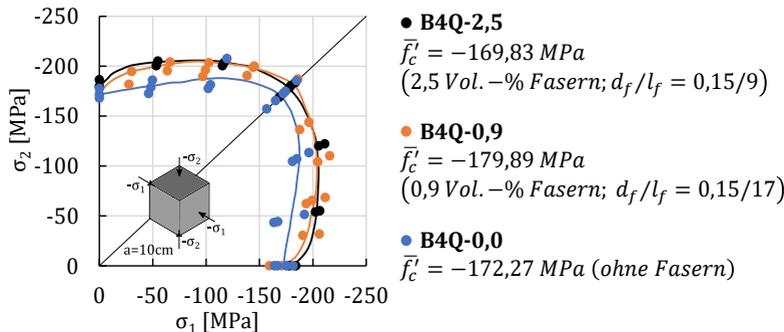


Bild 2.11 Zweiaxiale Festigkeit von UHPFRC mit unterschiedlichen Fasergehalten η_v [Spe08]

Für ultrahochfesten Feinkornbeton kann im elastischen Bereich eine Querdehnzahl zwischen 0,18 bis 0,19 angenommen werden [Feh13].

Eigene Untersuchungen

Zur Überprüfung des Einflusses des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit wurden an 49 Betondruckzylindern aus UHPFRC ND-2,5 mit Fasern sowie an 3 Betondruckzylindern aus UHPFRC ND-2,5 ohne Fasern Druckversuche durchgeführt. Die Zylinder hatten eine Breite von 80 mm und eine Höhe von 160 mm. Zur Bestimmung des Einflusses der Prüfkörperschlankheit auf die Druckfestigkeit wurden vergleichend 6 Würfel mit einer Kantenlänge von 150 mm geprüft. Alle Druckversuche wurden in einer 2.000 kN-Druckprüfmaschine der Firma walter+bai ag kraftgeregelt mit 0,5 MPa/s

durchgeführt. Dafür wurden alle Prüfflächen mit einer Schleifmaschine planparallel geschliffen.

Bei UHPFRC ND-2,5 konnte keine Abhängigkeit der Zylinderdruckfestigkeit f_c vom Fasergehalt η_v festgestellt werden, siehe Tabelle 2.5. Durch die sehr hohe Matrixfestigkeit, kann davon ausgegangen werden, dass bei beginnender Rissbildung die Fasern, selbst bei hohen Fasergehalten, die beim Bruch freiwerdende Energie nicht mehr aufnehmen können.

Tabelle 2.5 Zylinderdruckfestigkeit in Abhängigkeit des Fasergehaltes η_v bei UHPFRC ND-2,5

Rezeptur	Betondruckfestigkeit f_{cm} [MPa]	N [-]	s [MPa]
ND-2,5	139	49	4,9
ND-2,5 (ohne Fasern)	143	3	2,2

Bei der Untersuchung zum Einfluss der Prüfkörperschlankheit wurde festgestellt, dass die Würfeldruckfestigkeit in etwa 20 % höher ist als die Zylinderdruckfestigkeit, siehe Tabelle 2.6. Dies ist auf die größere Querdehnungsbehinderung zurückzuführen. Die höhere Streuung der Würfeldruckfestigkeit wird auf die geringere Probenanzahl sowie auf einen größeren Einfluss der planparallel geschliffenen Lasteinleitungsflächen zurückgeführt.

Tabelle 2.6 Einfluss der Probekörpergeometrie auf die Druckfestigkeit bei UHPFRC FK1-2,5

Probekörper	Betondruckfestigkeit f_{cm} [MPa]	N [-]	s [MPa]
Zylinder ($D/h = 80 \times 160 \text{ mm}^3$)	151	28	11,8
Würfel ($b/h/t = 100 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$)	182	6	19,4

2.3.2 Druck-Elastizitätsmodul

Der rechnerische Druck-Elastizitätsmodul E_c kann nach [Ma04] mit der folgenden Gl. (2.1) aus der Betondruckfestigkeit f_c bestimmt werden.

$$E_c = 8800 \cdot f_c^{1/3} \quad (2.1)$$

Um die Anwendbarkeit der Gl. (2.1) zu überprüfen wurden die selbst gemessenen Elastizitätsmoduln $E_{c,exp}$ mit den berechneten Elastizitätsmoduln $E_{c,calc}$ verglichen, siehe Tabelle 2.7. Es zeigt sich, dass die an eigenen Versuchen gemessenen Elastizitätsmoduln gut mit den berechneten übereinstimmen.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

Tabelle 2.7 Vergleich der gemessenen und rechnerischen Elastizitätsmoduln E_c

	Gemessener E-Modul $E_{c,exp}$ [GPa]	Berechneter E-Modul $E_{c,calc}$ [GPa]	$\frac{E_{c,exp}}{E_{c,calc}}$ [-]
FK1-2,5	46,7 ($N = 1$)	46,9	1,00
ND-2,5	49,2 ($N = 1$)	45,2	1,09

2.3.3 Zugfestigkeit

Das Bruchverhalten des Betons nach der maximal aufnehmbaren Beanspruchung (Erststissspannung $f_{ct,cr}$) unter Zugbelastung wird durch Fasern generell verbessert, weil die Entwicklung von Mikro- und Makrorissen durch eine Rissvernadelung verzögert und auch verlangsamt werden kann [Gut03]. Ein UHPFRC mit hohem Fasergehalt kann nach dem Erreichen der Risslast die Traglast noch weiter steigern und zeigt anschließend ein sehr duktiles Nachbruchverhalten. Das Zugtragverhalten kann hierbei unterkritisch, entfestigend nach dem Erreichen der Bruchlast (Bild 2.12 links), kritisch, konstant die Risslast haltend, und überkritisch mit einem verfestigenden Verhalten beschrieben werden (Bild 2.12 rechts).

Bei einem hohen Fasergehalten und dementsprechendem überkritischen Zugtragverhalten kann nicht direkt von einer Zugfestigkeit f_{ct} gesprochen werden, da es nach einer Erststissbildung zur weiteren Rissbildung vor dem Erreichen der Traglast kommt. Daher wird die Zugfestigkeit f_{ct} für Faserbetone auch als Nachrisszugfestigkeit bezeichnet. [DAf12]

Aufgrund des hohen Fasergehaltes der in dieser Arbeit verwendeten UHPFRC-Rezepturen wird als Zugfestigkeit f_{ct} immer die höchste aufnehmbare Zugkraft und nicht die Erststissspannung verwendet. Für die Bezeichnung der Erststissspannung $f_{ct,cr}$ wird nachfolgend der Begriff der Betonmatrixzugfestigkeit verwendet.

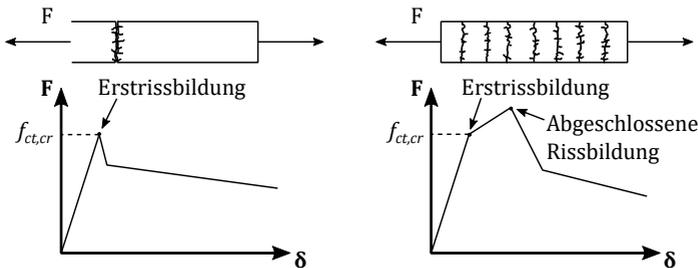


Bild 2.12 Zugtragverhalten für Gebrauchslastbereiche unterteilt für entfestigendes (a) und verfestigendes (b) Verhalten [fib13]

Zur Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ct} werden meist Ersatzfestigkeiten wie die Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$, siehe Kapitel 2.3.5, oder die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$, siehe Kapitel 2.3.6, verwendet, aus denen mit Hilfe von Umrechnungsfaktoren die einaxiale Zugfestigkeit f_{ct} abgeleitet werden kann. Dies ist in der Praxis üblich, da eine direkte Messung der axialen Zugfestigkeit aufgrund der aufwendigen Lasteinleitung an den Enden eines Betonzugprobekörpers, nur mit erhöhtem Aufwand möglich ist.

Die Zugfestigkeit f_{ct} kann unter Berücksichtigung des Maßstabeffekts für ungekerbte Vier-Punkt-Biegezugversuche mit Gl. (2.2) berechnet werden [AFG13]. Die Bauhöhe h wird dabei in mm angegeben. Die Gleichung gilt jedoch nur für UHPFRC mit entfestigendem Verhalten nach dem Bruch.

$$f_{ct} = f_{ct,fl} \cdot \frac{0,08 \cdot h^{0,7}}{1 + 0,08 \cdot h^{0,7}} \quad (2.2)$$

Nach [Feh13] kann die Zugfestigkeit f_{ct} analog zu *Eurocode 2* [DIN11a] mit Gl. (2.3) aus der Zylinderdruckfestigkeit f_c bestimmt werden.

$$f_{ctm} = 0,3 \cdot f_{ck}^{2/3} \quad (2.3)$$

Eigene Untersuchungen

Zur Bestimmung der einaxialen Zugfestigkeit f_{ct} wurden zylindrische Probekörper mit einer Höhe von 300 mm und einem Durchmesser von 80 mm geprüft. Die Lasteinleitung erfolgte über vier Stocksrauben mit Längen von 100 und 120 mm innerhalb der Betonkörper, siehe Bild 2.13 rechts oben. Mit Hilfe einer Anschlussplatte wurde der Probekörper anschließend mit der Zugprüfmaschine verbunden.

Alle Zugprüfungen an *UHPFRC FK1-2,5* fanden in einer servo-mechanischen 500 kN-Prüfmaschine der Firma *Zwick* und an *UHPFRC ND-2,5* an einer servo-hydraulischen 100 kN-Prüfmaschine der Firma *walter+bai ag* statt. Die Belastung erfolgte weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 0,1 mm / min. Mit Hilfe von Wegaufnehmern wurde die Verformung der Probekörper gemessen und durch optische Verformungsmessung konnte die Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung bestimmt werden.

Zur Bestimmung des Einflusses der Lasteinleitung bei Zugproben wurden unterschiedliche Lagerungsbedingungen untersucht: nicht verdrehbar (Bild 2.13 links) sowie gelenkig 3D, gelenkig 2D und fest (Bild 2.14 links, Mitte und rechts).

Die Probekörperabmessungen der Zugzylinderproben, der Versuchsaufbau für *UHPFRC FK1-2,5*, der optisch gemessene Rissverlauf sowie eine Zugprobe nach dem Versuch sind in Bild 2.13 (von links nach rechts) dargestellt.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

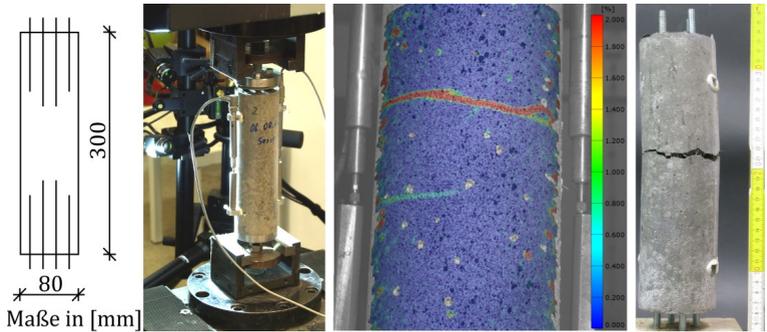


Bild 2.13 Bestimmung der einaxialen Zugfestigkeit bei UHPFRC FK1-2,5 mit nicht verdrehbarer Lasteinleitung

Bei der Bestimmung der einaxialen Zugfestigkeit f_{ct} von UHPFRC ND-2,5 wurde zusätzlich der Einfluss von unterschiedlichen Lagerungsbedingungen untersucht, siehe Bild 2.14.



Bild 2.14 Lagerungsbedingungen für Zugfestigkeitsprüfung bei UHPFRC ND-2,5 (gelentig 3D (links), gelentig 2D (Mitte) und fest (rechts))

Die Ergebnisse von einzelnen Zugproben mit unterschiedlichen Lasteinleitungen sind in Bild 2.15 dargestellt. Es ist zu sehen, dass es, bis auf die feste Einspannung bei UHPFRC ND-2,5, keinen großen Einfluss der verwendeten Lagerungsarten auf die Zugfestigkeit f_{ct} gibt. Bei der Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ct} mit fester Einspannung (Bild 2.14 rechts) kommt es aufgrund des zusätzlich wirkenden Einspannmomentes, welches sich bei einer nicht ideal parallelen Lasteinleitung einstellt, zu einem Abfall der Zugfestigkeit f_{ct} , siehe Bild 2.15. Alle anderen Lagerungsarten zeigten ähnliche Festigkeiten. Die Ergebnisse dieser Versuche werden im Weiteren verwendet.

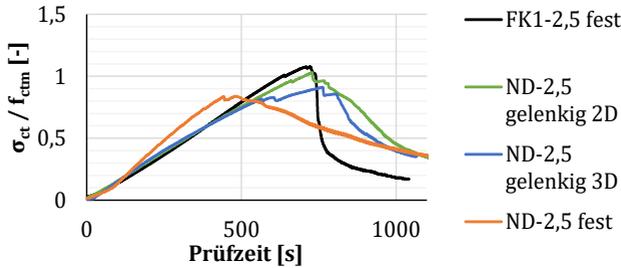


Bild 2.15 Zugtragverhalten von UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5 bei unterschiedlichen Lagerungsbedingungen

Die beim Zugversuch für UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5 gemessenen Festigkeiten sind in Tabelle 2.8 dargestellt und mit den rechnerischen Zugfestigkeiten $f_{ctm,calc}$ nach Gl. (2.3) gegenübergestellt. Der rechnerische Ansatz nach Gl. (2.3) zur Ermittlung der Zugfestigkeit aus der Druckfestigkeit stimmt sehr gut mit den ermittelten Zugfestigkeit $f_{ctm,exp}$ überein.

Tabelle 2.8 Gemessene und rechnerisch ermittelte Zugfestigkeit f_{ctm}

Rezeptur	Zugfestigkeit f_{ctm} [MPa]	N [-]	s [MPa]	$f_{ctm,calc}$ [MPa]	$\frac{f_{ctm,exp}}{f_{ctm,calc}}$ [-]
FK1-2,5	9,3	10	1,0	8,5	1,09
ND-2,5	8,0	19	1,0	7,9	1,01

2.3.4 Bruchenergie

Die Bruchenergie G_f stellt eine rechnerische Größe für den Widerstand eines Materials gegen Rissbildung dar. Da das Versagen von Beton im großen Maße von der Rissbildung abhängig ist, wird die Bruchenergie G_f in analytischen und vor allem numerischen Berechnungen benötigt, um die Energieaufnahme im Werkstoff durch die Rissbildung beschreiben zu können.

Die Bruchenergie G_f kann mittels der Rissöffnungs-Zugspannungsbeziehung beschrieben werden. Dabei kann entweder das Riss-Bandmodell [Baž83], welches den Riss verschmiert über eine Zone betrachtet, oder das Fiktive Rissmodell [Hil76], siehe Bild 2.16, zur Darstellung verwendet werden. Die Bruchenergie G_f kann auch als Rissarbeit bezeichnet werden und ist bei UHPC ohne Fasern aufgrund der glatten Rissflanken des Materials meist kleiner als bei Normalbeton [AFG02].

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

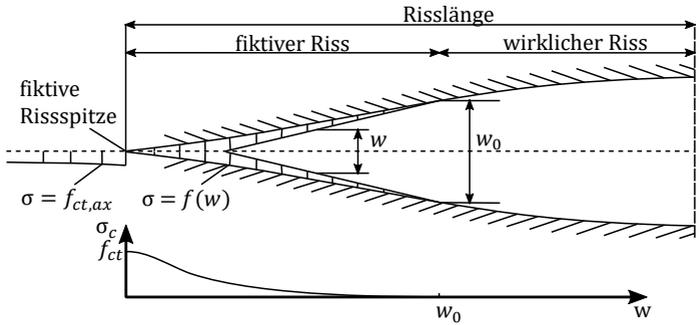


Bild 2.16 Fiktives Rissmodell (FCM) [Hil76]

Das am meisten verwendete Modell zur Bestimmung der Bruchenergie ist das *Fiktive Rissmodell* (fictitious crack model, FCM). In dem Modell wird die Bruchzone in zwei Bereiche aufgeteilt, die sich im Spannungs-Dehnungsdiagramm lokalisieren lassen. Zum einen der Bereich der makroskopischen linear elastischen Betonmatrixzugfestigkeit und zum anderen der mikroskopische Bereich der Rissspannungs-Rissöffnungsbeziehung, siehe Bild 2.17. [Hil76]

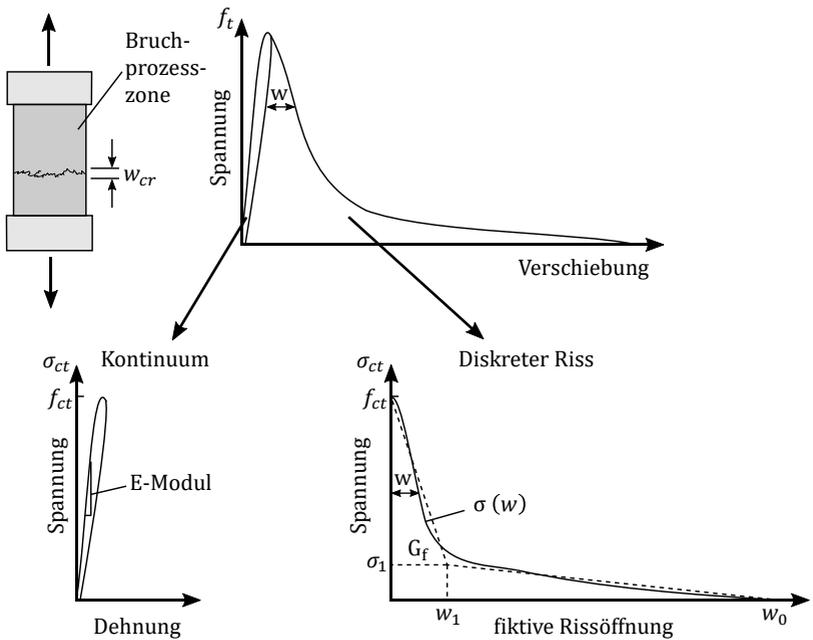


Bild 2.17 Spannungs-Rissöffnungsbeziehung zur Bestimmung der Bruchenergie G_f [Hil76; Tru99]

Durch die Beschreibung der Rissbildung in einem Spannungs-Rissöffnungsdiagramm kann die gespeicherte Bruchenergie G_f als Fläche unter der Kurve bestimmt werden, siehe Gl. (2.4). [Hil76]

$$G_f = \int_{w=0}^{w=\infty} \sigma_{ct}(w) dw \quad (2.4)$$

Bei der Bestimmung der Bruchenergie ist ebenfalls der Maßstabeffekt zu beachten, da die Bruchenergie von der Größe der Rissprozesszone abhängig ist, die bei größeren Bauteilabmessungen einen größeren Einfluss bekommt [Baž91]. Des Weiteren hat der Größtkorndurchmesser der Gesteinskörnung einen großen Einfluss.

Als Vergleichsgröße für die Sprödigkeit eines Werkstoffes kann die charakteristische Länge l_{ch} eines Zugstabes nach Gl. (2.5) zum Zeitpunkt der Rissbildung berechnet werden [Hil76]. Die charakteristische Länge l_{ch} gibt dabei die halbe Länge eines elastischen Werkstoffes an, in dem bei Erreichen der Zugfestigkeit noch die elastische Verformungsenergie gespeichert werden kann [Leu08].

$$l_{ch} = \frac{G_f \cdot E}{f_{ct}^2} \quad (2.5)$$

Eigene Untersuchungen

Die Bruchenergie für die hier betrachteten UHPFRC-Rezepturen kann durch die Auswertung des optisch gemessenen Zugspannungs-Rissöffnungsverlaufs der Zugversuche aus Kapitel 2.3.3 ermittelt werden (Bild 2.13). Bild 2.18 zeigt den Verlauf der aufnehmbaren Zugspannung gegenüber der Rissöffnung für zwei Zugproben, die die mittlere Zugfestigkeit f_{ctm} erreicht haben.

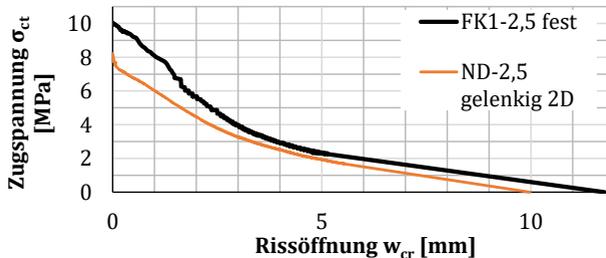


Bild 2.18 Optisch gemessene Zugspannungs-Rissöffnungsbeziehung bei Zugzylinder aus UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5

Die anhand der gemessenen Rissöffnungsverläufe ermittelten bruchmechanischen Kennwerte für UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5, siehe Tabelle 2.9, sind durch numerische Nachrechnungen von gekerbten Biegebalkenversuchen validiert worden. Zum Vergleich sind die bruchmechanischen Kennwerte für ultrahochfeste Feinkorn- und Grobkornbetone ohne Fasern dargestellt. Diese weisen eine wesentlich geringere

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

Bruchenergie G_f auf, was auf ein deutlich spröderes Bruchverhalten im Gegensatz zu dem sehr duktilen Versagen von UHPFRC hinweist.

Tabelle 2.9 Bruchmechanische Parameter für UHPC und UHPFRC [Ma03; Nöl10]

	UHPFRC FK1-2,5	UHPFRC ND-2,5	Fein- korn UHPC 1 [Ma03]	Fein- korn UHPC 2 [Ma03]	Grob- korn UHPC [Nöl10]
Zylinder- druckfes- tigkeit f_{cm} [MPa]	151	139	149,1	196,3	145,0
Bruch- energie G_f [N/m]	33.525*	27.113*	62,8	54,7	95,0
Zugfestig- keit f_{ctm} [MPa]	9,3	8,0	9,4	11,9	8,3
Charakte- ristische Länge l_{ch} [mm]	18.102	20.843	32,6	20,1	80,6

* Bruchenergie G_f bis 10 % der Zugfestigkeit f_{ctm} berechnet [Feh05]

2.3.5 Spaltzugfestigkeit

Die zentrische Zugfestigkeit f_{ct} kann für faserfreien ultrahochfesten Beton aus der Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ mit dem Umrechnungsfaktor von 0,9 berechnet werden [Ma03].

Bei UHPFRC kommt es zu einer deutlichen Steigerung der Zugfestigkeit nach der Erstrissbildung. Daher entspricht die verwendete Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$, ähnlich der Zugfestigkeit f_{ct} , der Nachrisspaltzugfestigkeit [Oet16]. Die Zylinderspaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ wird nach Gl. (2.6) berechnet.

$$f_{ct,sp} = \frac{2 \cdot F}{\pi \cdot h \cdot d} \quad (2.6)$$

mit:

F maximal aufnehmbare Kraft

h Probekörperhöhe

d Probekörperdurchmesser

Untersuchungen haben gezeigt, dass mit steigendem Fasergehalt η_v sowie steigender Faserschlankheit l_f/d_f aufgrund des verfestigenden Verhaltens nach der Rissbildung die Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ erhöht werden kann [Eld14], siehe Bild 2.19.

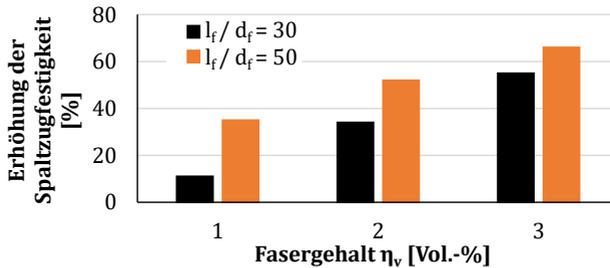


Bild 2.19 Einfluss des Fasergehaltes η_v und der Faserschlankheit bei UHPFRC auf die Zylinderspaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ [Eld14]

Eigene Untersuchungen

Die Spaltzugfestigkeit wurde in einer 2.000 kN-Druckprüfmaschine der Firma *walter+bai ag* mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $0,05 \text{ MPa/s}$ bestimmt.



Bild 2.20 Bestimmung der Spaltzugfestigkeit (links), Rissbild nach dem Versagen (rechts)

Das ermittelte Verhältnis von einaxialer Zugfestigkeit f_{ctm} zur Spaltzugfestigkeit $f_{ctm,sp}$ für UPFRC FK1-2,5 und UHPFRC ND-2,5 ist in Tabelle 2.10 dargestellt. Durch den hohen Fasergehalt η_v und das damit verbundene duktile Nachbruchverhalten wird der Umrechnungsfaktor für UHPC von 0,9 [Ma03] hier deutlich unterschritten. Wie im Bild 2.20 rechts zu sehen ist, entstehen beim Spaltzugversuch mit UHPFRC mehrere Risse, die zur einer besseren Lastverteilung im Querschnitt führen und die Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ gegenüber der einaxialen Zugfestigkeit f_{ct} erhöhen.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

Tabelle 2.10 Umrechnungsfaktor zur Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ctm} aus der Spaltzugfestigkeit $f_{ctm,sp}$ für die untersuchten Betone

Rezeptur	Spaltzugfestigkeit $f_{ctm,sp}$ [MPa]	N [-]	s [MPa]	Umrechnungsfaktor $\frac{f_{ctm}}{f_{ctm,sp}}$ [-]
FK1-2,5	20,2	11	4,5	0,46
ND-2,5	18,9	51	2,7	0,42

2.3.6 Tragverhalten unter Biegezugbeanspruchung

Die Ermittlung der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ ist eine einfache Methode die einaxiale Zugfestigkeit f_{ct} zu bestimmen. Aufgrund von Maßstabseffekten und bruchmechanischen Einflüssen kann die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ über den Nachweis der maximalen Randspannung im Zugbereich unter Annahme eines eben bleibenden Querschnittes nur eine indirekte Aussage über die Zugfestigkeit f_{ct} geben, siehe Bild 2.21.

Die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ wird als maximale Randspannung im Querschnitt aus dem Quotienten aus einwirkendem Moment und dem Widerstandsmoment des Querschnittes berechnet.

$$f_{ct,fl} = \frac{M}{W} \quad (2.7)$$

Über eine inverse Berechnung des Rissöffnungsverhaltens im Biegezugversuch kann die einaxiale Zugfestigkeit f_{ct} aus der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ rückgerechnet werden [fib13].

Der Einfluss des Maßstabes auf die Biegezugfestigkeit muss zusätzlich beachtet werden. So ist bekannt, dass die an größeren Balkenproben ermittelte Biegezugfestigkeit deutlich kleiner ist als die Prismenbiegezugfestigkeit. Durch die höhere Steifigkeit und das lokal spröde Versagen erhöht sich die Festigkeit gegenüber homogenen duktilen Werkstoffen. Bis zum Erreichen der Risslast verhält sich der Probekörper ideal elastisch. Nach dem Erreichen der Biegezugfestigkeit kommt es zu einer Rissöffnung mit der Breite w mit lokalen plastischen Verformungen, siehe Bild 2.21. [Fre11]

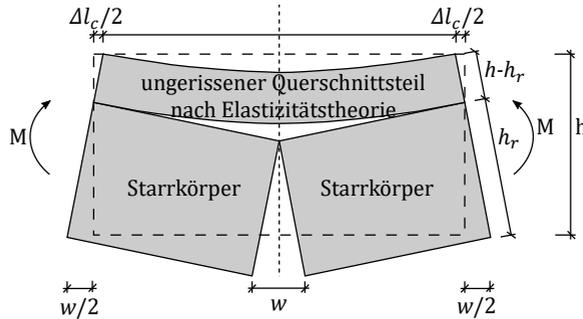
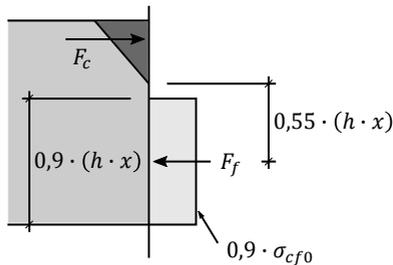


Bild 2.21 Bruchmechanisches Modell zur Berechnung der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ [Fre11]

Durch den hohen Fasergehalt η_v kann nicht direkt von einer Biegezugfestigkeit gesprochen werden, da es zu einer vorherigen Erstrissbildung kommt, nach der eine weitere Lastaufnahme mit zusätzlicher Laststeigerung möglich ist. Die Festigkeit bei Faserbetonen wird daher auch als Nachrissbiegezugfestigkeit definiert. [DAf12]

Die Aufteilung der inneren Kräfte in UHPFRC-Biegebauteilen kann über die Annahme von Spannungsblöcken vereinfacht nach Bild 2.20 angenommen werden [Feh13]. Dabei entspricht die wirksame Faserspannung σ_{cf0} der Faserwirksamkeit, die über die Spannungs-Rissöffnungsbeziehung ermittelt wird, siehe Bild 3.5.



$$F_f = 0,81 \cdot (h - x) \cdot b \cdot \sigma_{cf0}$$

Bild 2.22 Spannungsverteilung beim Erreichen der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ [Feh13]

Es ist eine hohe Steigerung der Biegezugfestigkeit mit zunehmenden Fasergehalt festzustellen, siehe Bild 2.23.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

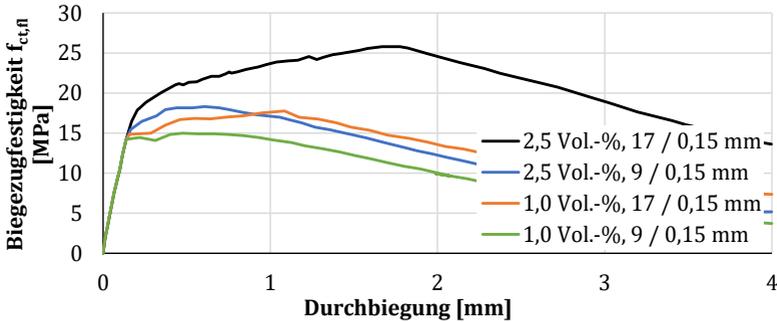


Bild 2.23 Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ in Abhängigkeit des Fasergehaltes η_v und der Faserschlankheit l_f / d_f [Sch10a]

Bild 2.24 zeigt den Einfluss der Balkenhöhe auf die aufnehmbare Biegezugspannung $f_{ct,fl}$. Es ist zu erkennen, dass sich für kleine Querschnitte, bedingt durch den Maßstabseffekt, die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ stark erhöht.

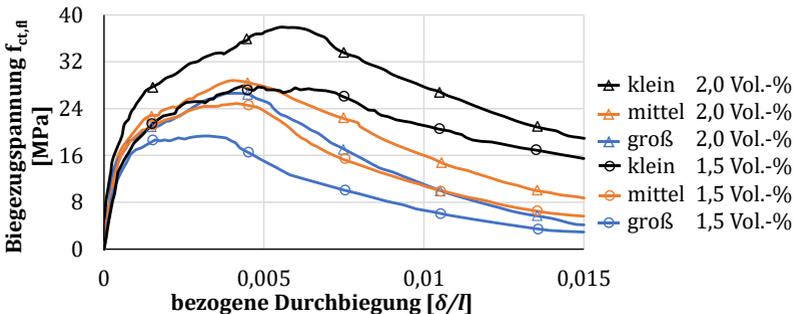


Bild 2.24 Einfluss der Probekörperabmessungen (klein: $50 \times 50 \times 150 \text{ mm}^3$, mittel: $100 \times 100 \times 300 \text{ mm}^3$ und groß: $150 \times 150 \times 450 \text{ mm}^3$) auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ mit unterschiedlichen Fasergehalten [Ngu13]

Mit dem Maßstabsfaktor κ_{fl} nach Gl. (2.8) kann die Prismenbiegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ von Mörtelprismen mit $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ zu Prismenhöhen $15 \text{ mm} \leq h \leq 50 \text{ mm}$ umgerechnet werden [Sch16].

$$\kappa_{fl} = -0,017 \cdot h + 1,68 \quad (2.8)$$

$$f_{ct,fl,h} = \kappa_{fl} \cdot f_{ctm,fl,h=40\text{mm}} \quad (2.9)$$

Für unterschiedliche Bauteilhöhen kann nach [Stü11] ein Verhältnis von Zugfestigkeit zu Biegezugfestigkeit $f_{ctm} / f_{ctm,fl}$ im Bereich von 0,22 bis 0,39 angenommen werden. Für die Rezeptur Ductal® sind Umrechnungsfaktoren in Tabelle 2.11 dargestellt.

Tabelle 2.11 Umrechnungsfaktoren Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$ in zentrische Zugfestigkeit f_{ctm} in Abhängigkeit der Prüfkörpergeometrie [Gre06]

	Ductal® [Gre06]
	$\frac{f_{ctm}}{f_{ctm,fl}}$ [-]
Prisma (40 x 40 x 160 mm)	0,25
Balken (150 x 150 x 600 mm)	0,42

Eine weitere Methode der Bestimmung der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ ist die Rückrechnung von Last-Durchbiegungskurven mittels numerischer Verfahren, siehe Bild 2.25.

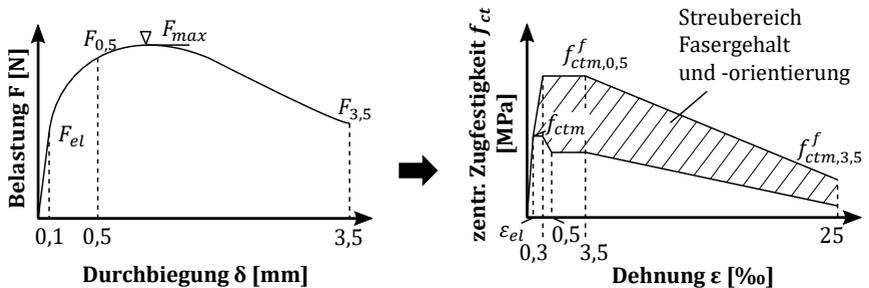


Bild 2.25 Berechnung der Zugspannungs-Dehnungsbeziehung aus Last-Durchbiegungskurven [Oet15]

Damit ist es möglich aus der Durchbiegung von Balken auf die Zugfestigkeit des Materials zurückzurechnen. Die im folgenden dargestellte Tabelle 2.12 zeigt Umrechnungsfaktoren zur Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ct} anhand von Vier-Punkt-Biegeversuchen. Zur Ermittlung der Umrechnungsfaktoren wurden Vier-Punkt-Biegeversuche nach [DAf12] zur Bestimmung der Nachrissbiegezugfestigkeit durchgeführt. Über eine numerische Rückrechnung der gemessenen Last-Verformungskurve konnten Umrechnungsfaktoren berechnet werden, die es ermöglichen die Zugfestigkeit f_{ct} aus der ermittelten Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ zu berechnen [Oet15].

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

Tabelle 2.12 Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ct} anhand von Vier-Punkt-Biegeversuchen mit Biegebalken ($150 \times 150 \times 700 \text{ mm}^3$) [Oet15]

Durchbiegung δ	Biegezugfestigkeit $f_{ct,\beta}$	Faktor β	zentrische Zug- bzw. Nachrisszugfestigkeit f_{ct}	Dehnung
0,1 mm	-	-	$f_{ctm} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \frac{F_{el,j} \cdot l}{b_j \cdot h_j^2}$	$\varepsilon_{el} = \frac{f_{ctm}}{E_{cm}}$
0,5 mm	$f_{ctm,0,5}^f = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \frac{F_{0,5,j} \cdot l}{b_j \cdot h_j^2}$	$\beta_{0,5} = 0,19 \cdot \frac{F_{max}}{F_{el}} + 0,37$	$f_{ctm,0,5}^f = \beta_{0,5} \cdot f_{ctm,0,5}^f$	$\varepsilon_{0,5} = 3,5 \text{ ‰}$
3,5 mm	$f_{ctm,3,5}^f = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \frac{F_{3,5,j} \cdot l}{b_j \cdot h_j^2}$	$\beta_{3,5} = 0,37$	$f_{ctm,3,5}^f = \beta_{3,5} \cdot f_{ctm,3,5}^f$	$\varepsilon_{3,5} = 25,0 \text{ ‰}$

Eigene Untersuchungen

Die Untersuchung der Biegezugtragfähigkeit und des Maßstabinflusses von UHPC und UHPFRC wurde an Prismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) mit einem Auflagerabstand von 140 mm und an Balken ($150 \times 150 \times 700 \text{ mm}^3$) mit einem Auflagerabstand von 600 mm als Drei-Punkt-Biegezugversuche durchgeführt. Für die Prüfung wurde eine servo-mechanische 500 kN-Prüfmaschine der Firma Zwick verwendet. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug $0,01 \text{ mm/s}$. Jeweils auf den Schalseiten wurden die Last aufgebracht und die Auflager angeordnet. Die Durchbiegung wurde auf der Unterseite der Probe mit Wegaufnehmern gemessen.



Bild 2.26 Aufbau der Drei-Punkt-Biegezugversuche an Prismen

Bei Untersuchungen zum Einfluss des Fasergehaltes η_v auf die Prismenbiegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ bei UHPFRC ND-2,5 konnte festgestellt werden, dass mit 2,5 Vol.-% Fasern die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ um das 2,5-fache über der ohne Fasern liegt, siehe Bild 2.27.

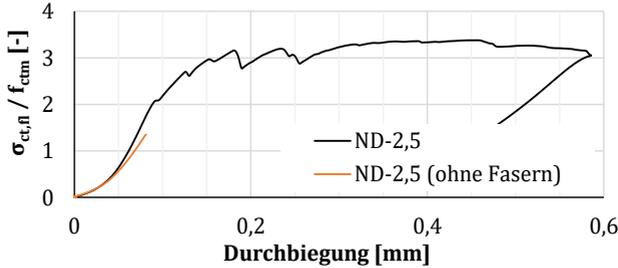


Bild 2.27 Einfluss des Fasergehaltes η_v auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ bei Biegeprismen aus UHPFRC ND-2,5

Die Untersuchungen zum Maßstabseffekt bei der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ für FK1-2,5 und ND-2,5 zeigen den Einfluss von $f_{ctm} / f_{ctm,fl}$, siehe Tabelle 2.13. Es ist hier zu beachten, dass der Balken von ND-2,5 wassergelagert war und daher eine höhere Festigkeit besessen hat. Bei den trocken gelagerten Proben kommt es bei einer geringeren Belastung zu einer Mikrorissbildung aufgrund von entstehenden Schwinddehnungen die die Betonmatrix schädigen. Daher kann mit einer Wasserlagerung der Proben die Erstrissfestigkeit deutlich erhöht werden. Da die entwickelten Bauteile in der Praxis aber nicht wassergelagert werden, wird im Weiteren die Festigkeit von trocken gelagerten Proben verwendet.

Tabelle 2.13 Umrechnungsfaktoren Biegezugfestigkeit $f_{ctm,fl}$ in zentrische Zugfestigkeit f_{ctm} in Abhängigkeit der Prüfkörpergeometrie

	FK1-2,5 $\frac{f_{ctm}}{f_{ctm,fl}}$ [-]	ND-2,5 $\frac{f_{ctm}}{f_{ctm,fl}}$ [-]	Ductal® [Gre06] $\frac{f_{ctm}}{f_{ctm,fl}}$ [-]
Prisma (40 x 40 x 160 mm)	0,37	0,37	0,25
Balken (150 x 150 x 600 mm)	0,42 ¹⁾	0,48 ²⁾	0,42

¹⁾ gekerbt

²⁾ wassergelagert

Im nachfolgenden Bild 2.28 sind die eigenen Versuchsergebnisse in die Darstellung des bekannten Maßstabseinflusses nach *Model Code 1990* [CEB90] eingetragen. Bei der Übertragung der Versuchsergebnisse zum Maßstabseinfluss κ_{fl} zeigt sich für kleine Abmessungen bei UHPFRC ein wesentlich größeren Einfluss als bei normal- und hochfesten Betonen ohne Fasern.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

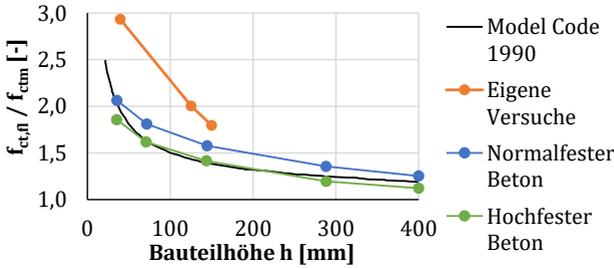


Bild 2.28 Einfluss der Bauteilhöhe h zum Verhältnis von Biegezugspannung $f_{ct,fl}$ gegenüber der Zugfestigkeit f_{ctm} [Rem94]

2.3.7 Tragverhalten unter Querkraftbeanspruchung

Die Querkraft stellt eine Hilfsgröße für nicht in den Hauptrichtungen angreifende Spannungen dar. Bei orthogonaler Betrachtung der Bauteile können die Hauptspannungen mittels der Schubkraft und der Normalkraft beschrieben werden, siehe Bild 2.29. Dabei begrenzen die maximalen Hauptspannungen, die Zugfestigkeit f_{ctm} und die Druckfestigkeit f_{cm} , die aufnehmbare Querkraft bei Balken ohne Querkraftbewehrung. Die Querkraft wird meist durch die Umlenkung von Druck- und Zugkräften im auflagerhaften Bereichen versagensrelevant. [Ben09]

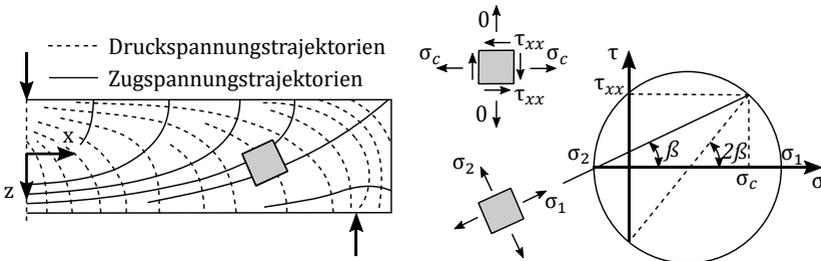
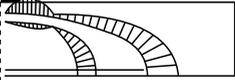
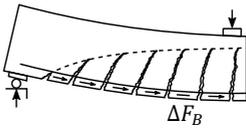
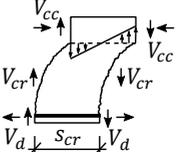
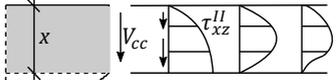
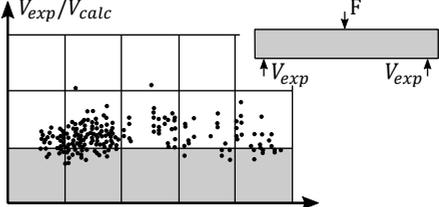


Bild 2.29 Hauptspannungen im ungerissenen Stahlbetonbalken und Zusammenhang im Mohr'schen Spannungskreis [Ben09]

Die vielen möglichen Modelle für die Berechnung der Querkrafttragfähigkeit, siehe Tabelle 2.14, zeigen, dass das mechanische Querkraftverhalten bisher noch nicht abschließend beschrieben worden ist. Die Annahmen, die in der aktuellen Normung, wie z. B. dem Eurocode 2 [DIN11a] zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit stehen, sind aus empirischen Daten entstanden und können nur teilweise auf ein mechanisch begründetes Modell zurückgeführt werden [Ben09].

Tabelle 2.14 Querkraftmodelle für Bauteile ohne Querkraftbewehrung [Ben09]

Modell	Lastabtrag
Bogenmodell	<p>Spannungstrajektorien:  Druckbogen: </p>
Kamm- und Zahnmodell	<p>Kammartige Tragstruktur:  Kräfte am Betonzahn: </p>
Dominierender Lastabtrag über die Druckzone	<p>Modellannahme des Schubspannungsverlaufs: </p> $V_{cc} = \int_{A_{cc}} \tau_{xz}^{\text{II}}(z) dA$
Empirische Modelle	<p></p>

Der Fasergehalt η_v hat einen großen Einfluss auf die Querkrafttragfähigkeit. Mit steigendem Fasergehalt η_v steigt auch die Querkrafttragfähigkeit eines vorgespannten Trägers, siehe Bild 2.30. Ebenfalls ist in Bild 2.30 die Erhöhung der Querkrafttragfähigkeit durch ein höheres Vorspannungsniveau in einem Spannbetonträger mit steigender Spannlitzenanzahl zu sehen.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

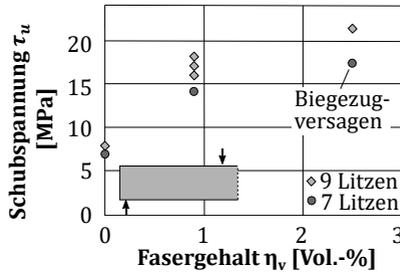


Bild 2.30 Einfluss des Fasergehaltes η_v auf die Querkrafttragfähigkeit [Ber12]

Mit Hilfe der Schubschlankheit kann der Einfluss der Biegemomente auf die Querkrafttragfähigkeit beschrieben werden [Ros03], siehe Gl. (2.10). Dabei gibt a den Abstand zur Last und d die statische Nutzhöhe des Querschnittes an.

$$\frac{a}{d} = \frac{M}{a \cdot v} \tag{2.10}$$

Der Einfluss des Fasergehaltes η_v in Abhängigkeit der Schubschlankheit auf die Querkrafttragfähigkeit ist in Bild 2.31 dargestellt.

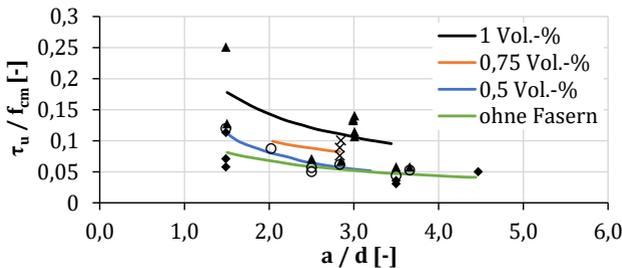


Bild 2.31 Einfluss der Schubschlankheit auf die Schubtragfähigkeit τ_u [Ros03]

Die Querkrafttragfähigkeit ist bei $a/d > 3$ am geringsten [Kan64]. Bei einer geringeren Schubschlankheit kann die Auflast direkt in das Auflager abgetragen werden und dementsprechend können höhere Traglasten erreicht werden. Bei einer großen Schubschlankheit wird die Biegetragfähigkeit der Konstruktion versagensrelevant, siehe Bild 2.32.

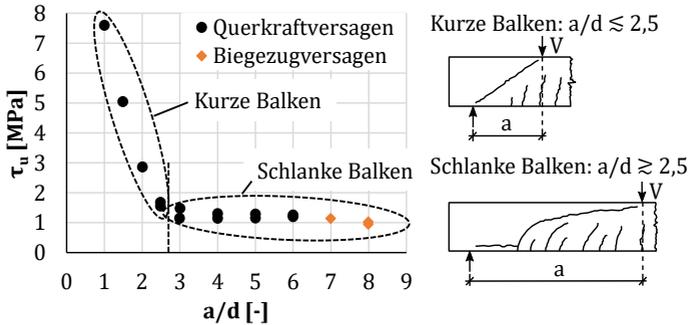


Bild 2.32 Einfluss der Schubslankheit auf die Querkrafttragfähigkeit τ_u [Fis16]

Der bei einem Querkraftversagen auftretende Kotangens des Risswinkels θ_{cr} kann mit Gl. (2.11) bestimmt werden [Oet16].

$$\cot\theta_{cr} = \sqrt{1 - \frac{\sigma_x}{f_{ctm}}} \quad (2.11)$$

mit:

σ_x Normalspannung in Bauteillängsrichtung mit $\sigma_x < 0$ für Druckbeanspruchung

Eigene Untersuchungen

Zur Bestimmung der Querkrafttragfähigkeit von UHPC und UHPFRC wurden jeweils sechs Prismen nach [Baž86] mit einer servo-mechanischen 500 kN-Prüfmaschine der Firma *Zwick* und einer Belastungsgeschwindigkeit von $0,25 \text{ mm/min}$ geprüft. Die Lasteinleitung und Auflager wurden auf den Schalseiten aufgebracht. Bei der Untersuchung der Querkrafttragfähigkeit kam der Versuchsaufbau nach *Bažant und Pfeiffer* [Baž86] zum Einsatz, siehe Bild 2.33.

2.3 Mechanische Materialeigenschaften

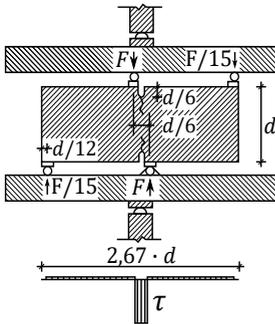


Bild 2.33 Schematischer Prüfaufbau des Querkraftversuchs nach [Baž86] (links) und verwendeter Versuchsaufbau am Prisma (rechts)

Die entstehende Schubspannung τ kann mit Gl. (2.12) berechnet werden.

$$\tau = \frac{F}{b \cdot \left(d - \frac{d}{3}\right)} \quad (2.12)$$

Bild 2.34 zeigt die auf die mittlere Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} bezogene Schubspannung τ nach Gl. (2.12) gegenüber dem Maschinenweg. Es ist zu sehen, dass ein Fasergehalt η_v von 2,5 Vol.-% auf die Querkrafttragfähigkeit bei UHPFRC ND-2,5 gegenüber einer faserlosen Mischung eine Laststeigerung um das 5,8-fache ermöglicht. Dies bestätigt den großen Einfluss des Fasergehaltes auf die Querkrafttragfähigkeit.

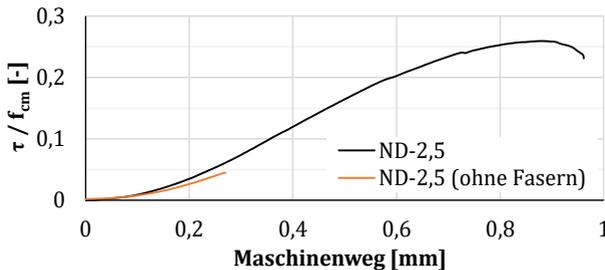


Bild 2.34 Einfluss der Fasern auf die Querkrafttragfähigkeit an Biegeprismen mit UHPFRC ND-2,5

2.3.8 Reibbeiwert

Der Reibbeiwert von trocken gestoßenen UHPFRC-Bauteilen mit geschliffen Oberflächen kann mit 0,6 [Feh13] angenommen werden. Für schalglatte trocken gestoßene Bauteile kann ein Reibbeiwert von 0,65 [Oet13] oder ein Reibbeiwert im Bereich von 0,75 bis 0,9 [Sch13b] angenommen werden.

2.4 Festigkeitsentwicklung und zeitabhängiges Verhalten

Die Verwendung von UHPFRC für dünnwandige Bauteile, insbesondere mit Vorspannung, setzt voraus, dass die Bauteile maßgerecht hergestellt werden können und nur möglichst geringe zeitabhängige Formänderungen erfahren. Daher ist es wichtig, das zeitabhängige Verhalten von Beginn der Hydratation bis zur dauerhaften zu ermitteln. Des Weiteren muss die Vorspannkraft unter Berücksichtigung von Schwinden und Kriechen bestimmt werden.

2.4.1 Festigkeitsentwicklung

Durch die hohe Reaktivität der feinen Stoffe entwickelt sich die Festigkeit von UHPFRC sehr schnell und erreicht bereits nach 7 Tagen annähernd den Endwert.

Druckfestigkeit

Die zeitliche Entwicklung der Druckfestigkeit kann mit Gl. (2.13) bestimmt werden [Gra07].

$$f_{f,t'} = f_c' \cdot \left(1 - e^{-\left(\frac{t-0,9}{3}\right)^{0,6}} \right) \quad (2.13)$$

Das Bild 2.35 zeigt die gemessenen Werte der Druckfestigkeitsentwicklung für UHPFRC ND-2,5 im Vergleich zur rechnerischen Entwicklung nach Gl. (2.13). Mit Gl. (2.13) kann die Entwicklung der Druckfestigkeit f_c von UHPFRC ND-2,5 gut beschrieben werden.

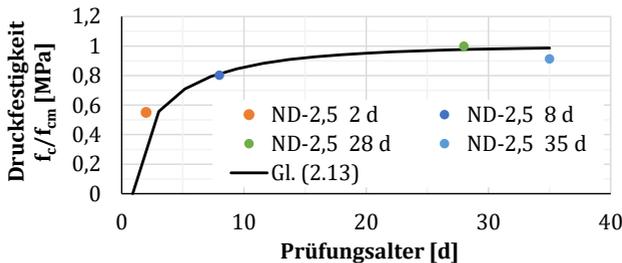


Bild 2.35 Druckfestigkeitsentwicklung von UHPFRC ND-2,5

Zugfestigkeit

Die Zugfestigkeitsentwicklung kann mit der Gl. (2.14) berechnet werden. Die Variablen λ und k entstammen Regressionsrechnungen. [Yoo13]

$$f_t(t) = f_{t28} \cdot e^{-\lambda[\ln(1+(t-t_0))]^{-k}} \quad (2.14)$$

mit:

$$\lambda = 0,204$$

$$k = 1,292$$

2.4 Festigkeitsentwicklung und zeitabhängiges Verhalten

In Bild 2.36 ist die zeitliche Entwicklung der Zugfestigkeit nach Gl. (2.14) und die im Zugversuch gemessene Zugfestigkeit f_{ct} dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Zugfestigkeit f_{ct} schon nach sieben Tagen voll entwickelt ist. Dies wird durch die Funktion nach Gl. (2.14) gut abgebildet.

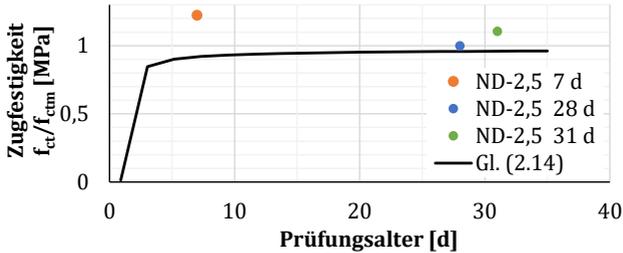


Bild 2.36 Zugfestigkeitsentwicklung von UHPFRC ND-2,5

2.4.2 Hydratationswärmeentwicklung

Die Temperaturentwicklung ist entscheidend für den Ausschaltzeitpunkt und die Maßhaltigkeit der Bauweise. Ein starker Temperaturanstieg zu Beginn zeigt eine schnelle Erhärtung und damit eine hohe Frühfestigkeit an, jedoch werden dadurch auch temperaturinduzierte Eigenspannungen in den Körper eingetragen, welche beachtet werden müssen. In Bild 2.37 ist die in einem teiladiabatischen Betonkalorimeter [Her12] gemessene Temperaturentwicklung bei der Erhärtung von UHPFRC ND-2,5 dargestellt. In den ersten 24 Stunden kommt es zu einem starken Anstieg der Temperatur. Nach rund drei Tagen ist annähernd die Umgebungstemperatur erreicht. Die untersuchten Probekörper wurden daher mindestens für drei Tage in der Schalung gelassen. Ebenfalls ist die berechnete (calc.) adiabatische Temperaturentwicklung dargestellt.

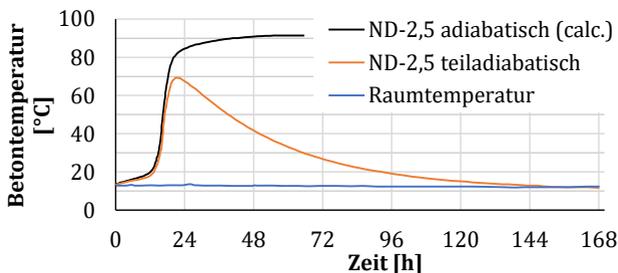


Bild 2.37 Temperaturentwicklung von UHPFRC ND-2,5

2.4.3 Schwinden

Das Schwinden von Beton stellt eine Volumenverkleinerung dar, durch die Eigenspannungen und Zwangsspannungen entstehen können. Für die Beschreibung des Schwindens von Beton ist es wichtig zwischen dem Trocknungsschwinden, dem chemischen bzw. dem autogenen Schwinden zu unterscheiden. Trocknungsschwinden,

bedingt durch die Austrocknung des Probekörpers, tritt bei UHPFRC aufgrund des dichten Gefüges ohne zusammenhängendes Kapillarporennetz nicht auf. [Taz99]

Das chemische Schwinden beschreibt die Volumenkontraktion aufgrund der stöchiometrischen Verkleinerung der Ausgangsstoffe. Das autogene Schwinden entsteht durch die sogenannte Selbsttrocknung. Die Selbsttrocknung führt zu einer Volumenabnahme aufgrund des hohen Verbrauchs an freien Wassers. [Taz99]

Ein hoher Silikastaubanteil führt zu einem verstärkten autogenen Schwinden, daher sollte dieser möglichst gering gehalten werden [Wu16]. Zum Verbessern des Schwindverhaltens kann zusätzlich Schwindreduzierer verwendet werden.

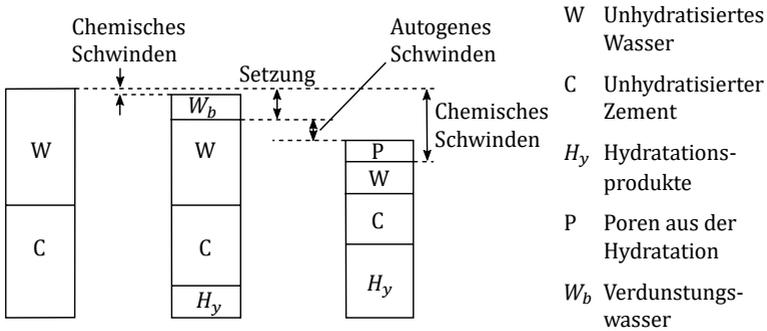


Bild 2.38 Chemisches und autogenes Schwinden von Beton [Taz99]

Eigene Untersuchungen

Das Schwinden des Betons wurde in einer 1 m langen Schwindrinne der Firma *Schleibinger Geräte Teubert u. Greim GmbH* an luftdicht versiegelten Proben bestimmt. Die Schwinddehnungen bei UHPFRC ND-2,5 haben nach 14 Tagen ihren Endwert erreicht. Bei der Herstellung der Schalungen wurde ein Schwindmaß von rund $550 \mu\text{m} / \text{m}$ berücksichtigt.

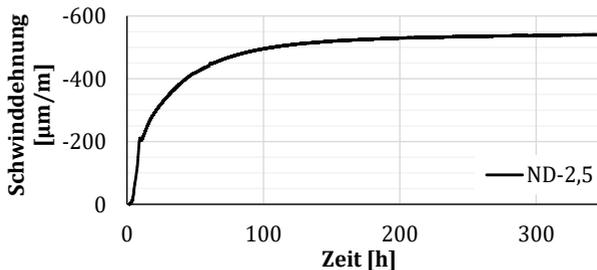


Bild 2.39 Schwindverhalten von UHPFRC ND-2,5

2.4 Festigkeitsentwicklung und zeitabhängiges Verhalten

2.4.4 Kriechen

Das Kriechen bei Druck- und Zugbeanspruchung ist eine wichtige Kenngröße für vorgespannte Bauteile. Die Kriechzahl beschreibt dabei das Verhältnis der Kriechverformung zu einem Zeitpunkt eines Belastungsalters zur elastischen Verformung des Betons im Alter von 28 Tagen. Die Vorspannkkräfte müssen entsprechend dem zu erwartenden Spannkraftverlust höher dimensioniert werden.

Durch eine Wärmebehandlung wird das Kriechen von UHPFRC stark reduziert. Im Allgemeinen wird mit einer Endkriechzahl von 0,8 und bei einer Wärmebehandlung von 0,2 gerechnet. [AFG02]

Für unterschiedliche Lastniveaus kann die Kriechzahl von UHPC für eine relative Feuchte (RH) von 60 % in Abhängigkeit der Belastungsdauer in Bild 2.40 abgelesen werden.

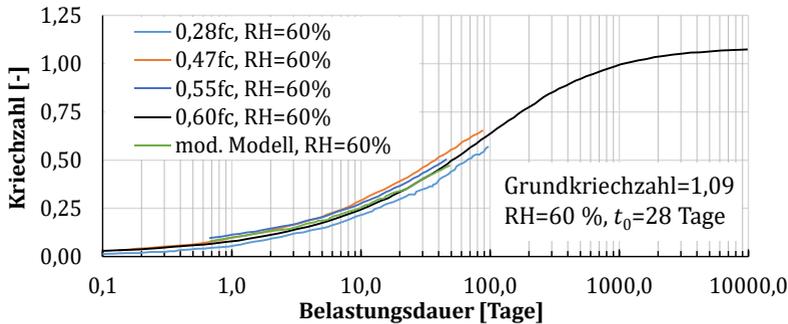


Bild 2.40 Kriechzahl von UHPC [Tue06]

Der Einfluss des Belastungsalters auf die Kriechzahl ist in Tabelle 2.15 dargestellt.

Tabelle 2.15 Kriechzahlen für UHPC mit unterschiedlichem Belastungsalter [AFG13]

Belastungsalter [d]	Endkriechmaß [$10^{-6}/\text{MPa}$]	Endkriechzahl [-]
1	46,9	2,27
4	37,2	1,80
7	32,5	1,57
28	22,2	1,08

Eigene Untersuchungen

Das Kriechverhalten von UHPFRC ND-2,5 wurde in einer Temperatur-Spannungs-Prüfmaschine (TSTM) an knochenförmigen Versuchskörpern bestimmt [Her16a]. Die Proben wurden in einem Alter von sieben Tagen belastet und nach 15 Tagen entlas-

tet, siehe Bild 2.41. Nach dieser kurzen Belastungsdauer zeigte sich bereits ein ausgeprägtes Kriechen, vor allem im Zugbereich. Die dargestellte bezogene Kriechdehnung stellt dabei die auf die Spannung bezogene lastabhängige Gesamtdehnung dar [Her16a].

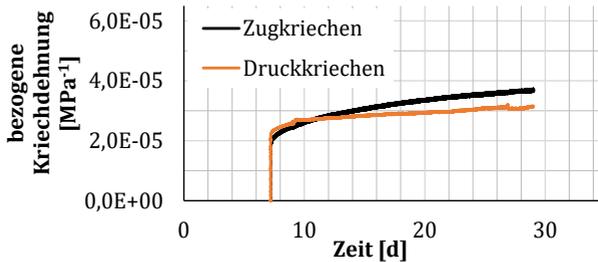


Bild 2.41 Kriechverformungen von UHPFRC ND-2,5 gemessen mit der Temperatur-Spannungs-Prüfmaschine (TSTM)

2.5 Dauerhaftigkeit

UHPFRC hat eine sehr dichte Matrix, welche ein Eindringen von Schadstoffen weitgehend verhindert. Dies ist für die Dauerhaftigkeit insbesondere der Stahlfasern wichtig.

2.5.1 Chlorideindringwiderstand

Der Chlorideindringwiderstand kann mit Hilfe eines Schnelltests zur spannungsinduzierten Chloriddiffusion in den Betonkörper geprüft werden [BAW12].

Der Chloridtransport ist bei UHPC durch die kapillarporenfreie Matrix sehr stark verlangsamt, siehe Bild 2.42. Der Chlorideindringkoeffizient liegt für UHPC bei unter $1,0 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$. Der Widerstand gegen Eindringen von Chloriden in die Betonrezeptur *BCV*® liegt sogar nur bei $3,5 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2/\text{s}$. [Vic14]

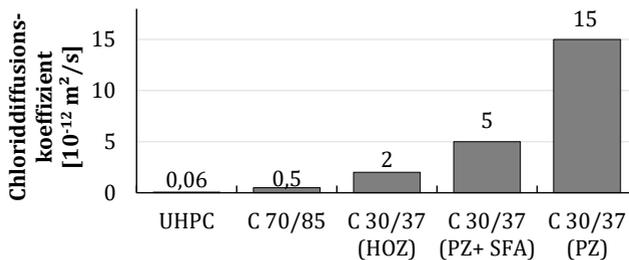


Bild 2.42 Chloriddiffusionskoeffizient von UHPC im Vergleich zu typischen Betonen anderer Festigkeitsklassen [Lud05]

2.5 Dauerhaftigkeit

Eigene Untersuchungen

Zu Bestimmung des Chlorideindringwiderstandes von UHPFRC ND-2,5 wurde ein Schnelltest [BAW12] durchgeführt, siehe Tabelle 2.16. Der im Schnelltest gemessene Chlorideindringwiderstand ergab für den untersuchten UHPFRC einen sehr guten Chloridmigrationskoeffizienten im Bereich von 0,39 bis $1,3 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$.

Tabelle 2.16 Chlorideindringwiderstand von UHPFRC ND-2,5

Dauer	Chloridmigrationskoeffizienten [$10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$]
Mittelwert 24 h	1,3
Mittelwert 7 d	0,39

In einer Versuchsserie zur Faserkorrosion wurden Prismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) aus UHPFRC ND-2,5 nach zwei Tagen ausgeschalt und in zehnpromzentiger Natriumchlorid- (NaCl-) Lösung gelagert. Anschließend wurde nach einer Lagerungszeit von 48, 223 und 580 Tagen in der NaCl-Lösung die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ im Drei-Punkt-Biegeversuch bestimmt, siehe Bild 2.43.

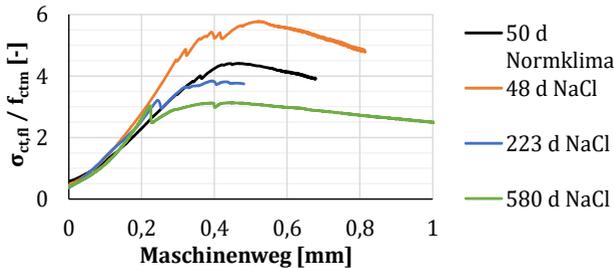


Bild 2.43 Biegezugspannungs-Wegverläufe von UHPFRC ND-2,5 mit unterschiedlichen Lagerungszeiten in NaCl-Lösung

Es konnte an den Prismen nach 580 Tagen in NaCl-Lösung eine Korrosionstiefe von 3,5 mm Tiefe festgestellt werden, siehe Bild 2.44. Die Fasern waren dort bereits deutlich geschädigt, jedoch war, aufgrund der geringen Faserabmessungen der durch die Korrosionsprodukte entstehende Sprengdruck zu gering, um schädigende Betonabplatzungen an der Oberfläche zu verursachen.



Bild 2.44 Bohrkern von einem 580 Tage in NaCl-Lösung gelagerten Prisma aufgenommen mit dem Digitalmikroskop

Es zeigte sich, dass die Lagerung in NaCl-Lösung nach 48 Tagen zu einer Erhöhung der Biegezugfestigkeit gegenüber der im Normklima gelagerten Kontrollprobe geführt hat, siehe Tabelle 2.17. Dies entspringt dem positiven Effekt einer Wasserlagerung, durch die eine Austrocknung des Prismas verhindert wird und eine Schädigung der Betonmatrix durch auftretende Schwinddehnungen vermieden wird. Allerdings sanken nach 223 Tagen die gemessenen Biegezugfestigkeiten unter die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ des Kontrollprismas, welches 50 Tage an der Luft erhärtet ist. Dies lässt darauf schließen, dass es zusätzlich einen schädigenden Effekt auf die äußerste Faserschicht gibt.

Tabelle 2.17 Einfluss der Lagerungsdauer von Prismen in NaCl-Lösung auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$

Lagerungsart	$f_{ct,fl}/f_{ctm}$ [-]	N [-]	s [-]
50 d Normklima	4,41	1	-
48 d NaCl	5,72	2	0,08
223 d NaCl	3,98	3	0,59
580 d NaCl	3,59	3	0,40

2.5.2 Carbonatisierungswiderstand

Der Carbonatisierungswiderstand ist aufgrund des durch die Reaktion von Silikastaub reduzierten Calciumhydroxid-Gehaltes reduziert. Dies wird jedoch durch das sehr dichte kapillarporenfreie Gefüge ausgeglichen. Nach aktuellen Erkenntnissen geht man in Abhängigkeit der Rezeptur von einer 0 bis 1 mm fortschreitenden Carbonatisierungsfrente pro Jahr aus. [Feh05; Feh13]

2.5 Dauerhaftigkeit

2.5.3 Frost-Tausalz-Widerstand

Der Frost-Tausalz-Widerstand ist aufgrund der hohen Dichtigkeit ebenfalls sehr hoch. Hier beträgt der Masseverlust nach 28 Frost-Tau-Wechselbeanspruchungen (FTW) weniger als ein Fünftel von dem eines C30/37 mit Luftporenbildner (LP), siehe Bild 2.45.

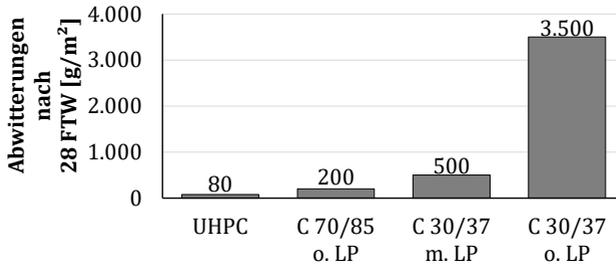


Bild 2.45 Frost-Tausalz-Widerstand von UHPC im Vergleich zu typischen Betonen anderer Festigkeitsklassen [Lud05]

3 Bestimmung der Faserwirksamkeit im Beton

In diesem Kapitel werden die Grundlagen der Faserverbundeigenschaften, die Messmethoden zur Bestimmung der Fasereigenschaften im Beton und ihr Einfluss auf die Festigkeit beschrieben. Es soll schwerpunktmäßig die Faserwirksamkeit σ_{cf0} , die durch die Orientierung und die Verteilung der Einzelfaser im Querschnitt bestimmt wird, für dünne Bauteile untersucht werden. Dabei ist bekannt, dass der Fasergehalt η_v (vgl. Kapitel 2.3) sowie die Faserorientierung η_θ einen Einfluss auf die Festigkeit haben. Zusätzlich wird untersucht, ob noch weitere Faserparameter die Festigkeit verändern.

Bei der Herstellung von UHPFRC-Bauteilen können der Fasergehalt und die Fasergeometrie direkt beeinflusst werden, über die Faserverteilung und -orientierung müssen jedoch Annahmen getroffen werden. In diesem Kapitel werden die Einflussfaktoren für diese Parameter aus der Literatur und aus eigenen Untersuchungen zusammengefasst dargestellt. Da die Stahlfasern die Aufgaben der Bewehrung übernehmen, muss ihr Einfluss gut bekannt sein, um mit hoher Genauigkeit die Festigkeit der Bauteile vorherzusagen und rechnerische Ansätze für die Dimensionierung zu entwickeln. Viele Untersuchungen an ausschließlich faserbewehrten Betonbauteilen zeigen bereits die Leistungsfähigkeit dieser Bauweise [Gru05].

3.1 Faserauszug und Faserverbundverhalten

Um ein möglichst duktiler Bauteilverhalten zu erzielen, darf die Faser bei Zugbelastung nicht reißen. Um dies zu gewährleisten muss die aufnehmbare Verbundspannung τ_f kleiner sein, als die Zugfestigkeit der Fasern. Damit ist ein kontrollierter Faserauszug nach dem Erstriss möglich, siehe Bild 3.1. Mit steigender Verbundlänge l_{fb} wird somit ein Zugversagen der Faser begünstigt. [Jun06]

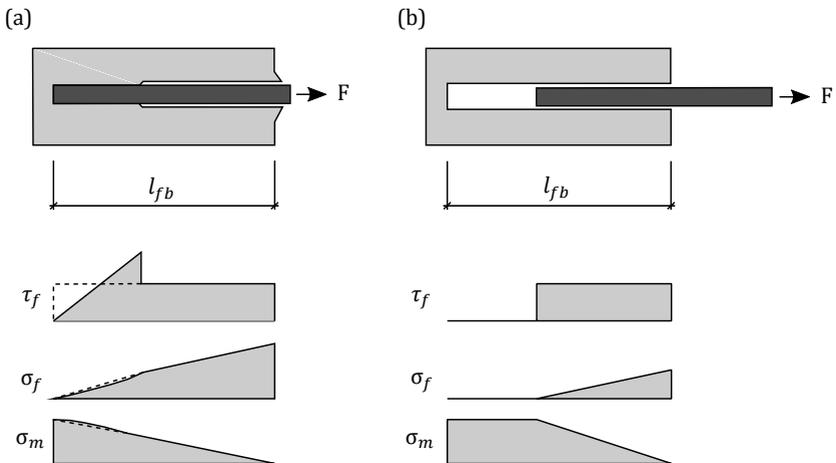


Bild 3.1 Faseraktivierung und Faserauszugsphase [Jun06]

3.1 Faserauszug und Faserverbundverhalten

Wenn die Belastungsrichtung nicht parallel zur Faserrichtung ist, wird die Faser zusätzlich geknickt. Durch die große Anzahl an risskreuzenden Fasern im Bauteilriss kommt es nie zu einem perfekten Ausziehen der Einzelfaser sondern zu einer Überlagerung von vielen unterschiedlichen Risswinkeln, welche in Summe die Nachrisszugfestigkeit bestimmen. Der Winkel, in dem die Faser ausgezogen wird, bestimmt, ob die Faser zusätzlich geschert wird. Die Interaktion des Auszugsverhalten von mehreren Fasern wird über den globalen Faserorientierungsbeiwert η_θ (siehe Kapitel 3.3) berücksichtigt. [Li91]

Durch einen hohen Anteil von Silikastaub im UHPFRC kann der Verbund der Fasern stark verbessert werden, siehe Bild 3.2 links [Cha04].

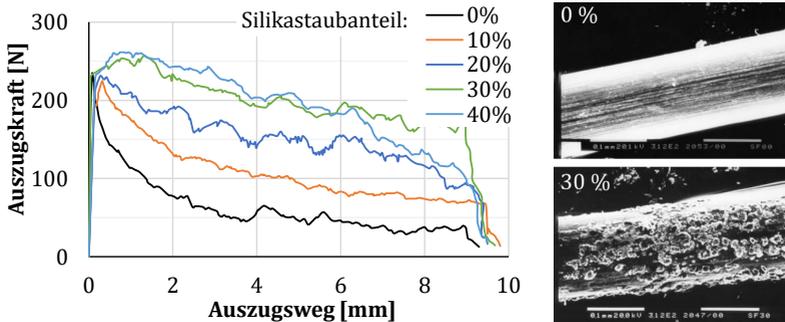


Bild 3.2 Einfluss von Silikastaub im UHPFRC auf den Faserverbund (links) und Verbundzone aufgenommen im Rasterelektronenmikroskop nach dem Auszug mit 0 und 30 % Silikastaubanteil [Cha04]

Die größte Faserlänge $l_{f,crit}$ für ein parallel ausgerichtetes System, bei der die höchste Reibung ohne einen Bruch in der Faser auftritt, kann mit Gl. (3.1) bestimmt werden. Falls mehrere Fasern mit unterschiedlichen Orientierungen herausgezogen werden, verringert sich die aufnehmbare Last aufgrund der zusätzlichen Scherwirkung auf die Fasern. [Li91]

$$l_{f,crit} = \frac{d_f \cdot \sigma_f^u}{4 \cdot \tau_f} \tag{3.1}$$

Das Faserverbundverhalten, siehe Bild 3.3, prägt die mechanischen Eigenschaften von UHPFRC. Um einen guten Verbund zu gewährleisten, sollte die Faserlänge l_f mindestens den doppelten Größtkorndurchmesser haben [Hol11]. Als Fasern werden für UHPFRC meist glatte Mikrostahtdrahtfasern (d_f/l_f : 0,02 – 0,2 mm / 5 – 20 mm) verwendet.

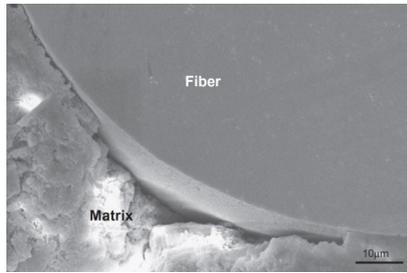


Bild 3.3 Verbundzone zwischen UHPC Matrix und Stahlfaser aufgenommen im Rasterelektronenmikroskop [Gar12]

Durch den hohen Anteil an Feinststoffen, hierbei vor allem Zement und Silikastaub, wird die Kontaktzone zur Faser sehr dicht, was für gute Verbundbedingungen sorgt [Wu16], siehe Bild 3.4.

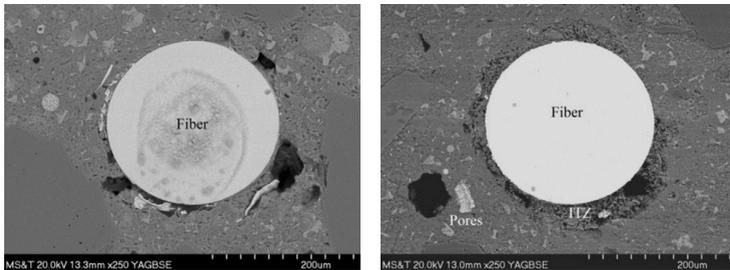


Bild 3.4 Verbundverbesserung durch Hydratation von Feinststoffen an der Kontaktzone nach einem Tag (links) und 28 Tagen (rechts) aufgenommen mit dem Rasterelektronenmikroskop [Wu16]

Die aufnehmbare Faserverbundspannung τ_f für glatte Stahlfasern kann mit Gl. (3.2) berechnet werden [Voo03].

$$\tau_f = 0,9 \cdot \sqrt{f_{cm}} \quad (3.2)$$

3.2 Beschreibung der Faserwirksamkeit

Die Faserwirksamkeit σ_{cf0} beschreibt den Übergang zwischen Faseraktivierung und Faserauszug in der Faserspannungs-Rissöffnungsbeziehung eines einaxialen Zugversuchs [Leu08], siehe Bild 3.5.

3.2 Beschreibung der Faserwirksamkeit

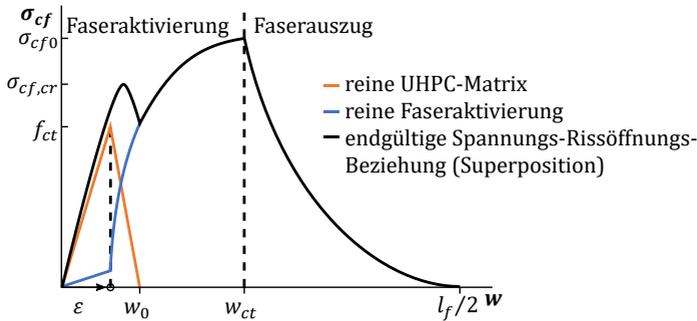


Bild 3.5 Modellhafte Darstellung der Matrixentfestigung und Faseraktivierung [Leu08]

Der Betrag der Faserwirksamkeit σ_{cf0} zeigt eine hohe Abhängigkeit vom Fasergehalt η_v , siehe Bild 3.6. Ein hoher Fasergehalt η_v ist für das Nachbruchverhalten des UHPFRC wichtig, siehe Bild 2.12.

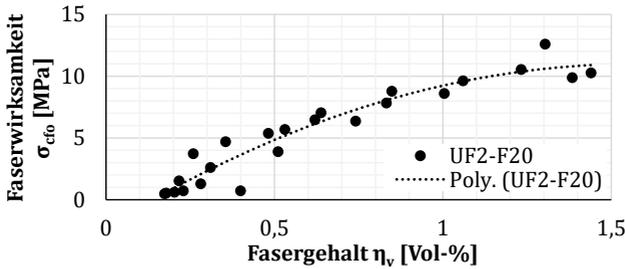


Bild 3.6 Faserwirksamkeit in Abhängigkeit vom Fasergehalt [Stü11]

Für normalfesten Faserbeton kann die empirische Faserwirksamkeit σ_{cf0} , die aufgrund eines Versagens durch Faserauszug entsteht und unabhängig von der Rissbreite oder dem Ausziehwinkel ist, nach Gl. (3.3) berechnet werden [Pfy03].

$$\sigma_{cf0,calc} = \frac{\eta_v \cdot \tau_f \cdot l_f}{2 \cdot d_f} \quad (3.3)$$

mit:

η_v Faservolumen [-]

τ_f Faserverbundspannung nach Gl. (3.2) [Voo03]

Die zugehörige Rissöffnung w_0 , bei dem die Faserwirksamkeit erreicht wird, kann mit Gl. (3.4) bestimmt werden [Pfy03].

$$w_{ct,calc} = \frac{\tau_f \cdot l_f^2}{E_f \cdot d_f} \quad (3.4)$$

Bei hohen Fasergehalten ist zu sehen, dass die wirksame Faserbetonspannung σ_{cf0} der im Zugversuch gemessenen mittleren Zugfestigkeit f_{ctm} entspricht. Bei niedrigen Fasergehalten mit unterkritischem Verhalten liegt die Faserwirksamkeit unter der Erstrissspannung $\sigma_{cf,cr}$ und muss daher getrennt von der Zugfestigkeit f_{ctm} bestimmt werden, siehe Tabelle 3.1. Bei überkritischen Fasergehalten ist daher die Faserwirksamkeit σ_{cf0} stets höher als die Matrixzugfestigkeit und wird für weitere Berechnungen mit der Zugfestigkeit f_{ctm} gleichgesetzt.

Tabelle 3.1 Mittelwerte für die Faserwirksamkeit im Vergleich mit der Erstrisslast für UHPFRC mit unterschiedlichen Fasergehalten [Leu08]

Fasergehalt [Vol.-%]	$\sigma_{cf,cr}$ [MPa]	σ_{cf0} [MPa]
0,9	10,11	9,49
1,45	9,97	10,13
2,0	10,17	13,07

Eigene Untersuchungen

Zur Überprüfung ob der rechnerische Ansatz zur Bestimmung der Faserwirksamkeit $\sigma_{cf0,calc}$ für normalfesten Faserbeton, siehe Gl. (3.3), auch für UHPFRC gilt, werden die Werte in Tabelle 3.2 mit den mittleren Zugfestigkeiten f_{ctm} der verwendeten Rezepturen verglichen. Der rechnerische Nachweis der Faserwirksamkeit $\sigma_{cf0,calc}$ zeigt, dass für UHPFRC mit überkritischem Fasergehalt die Zugfestigkeit f_{ctm} als Faserwirksamkeit σ_{cf0} hinreichend genau angenommen werden kann. Die niedrigere berechnete Faserwirksamkeit $\sigma_{cf0,calc}$ für UHPFRC FK1-2,5 entsteht dabei aufgrund der konservativen Schätzung bei der Faserverbundspannung τ_f mit Gl. (3.2). Im Hinblick auf die ähnlich hohen Faserwirksamkeiten σ_{cf0} in Tabelle 3.1 wird auch für UHPFRC FK1-2,5 die mittlere Zugfestigkeit f_{ctm} als Faserwirksamkeit σ_{cf0} angenommen.

Tabelle 3.2 Gegenüberstellung der rechnerischen Faserwirksamkeit $\sigma_{cf0,calc}$ und der gemessenen Zugfestigkeit f_{ctm}

Rezeptur	$\sigma_{cf0,calc}$ [MPa]	f_{ctm} [MPa]	$\frac{\sigma_{cf0,calc}}{f_{ctm}}$ [-]
FK1-2,5	8,3	9,3	0,9
ND-2,5	8,0	8,0	1,0

3.3 Faserorientierungsbeiwert

Neben dem Fasergehalt η_v spielt die Faserorientierung im Baustoff eine große Rolle für die Faserwirksamkeit σ_{cf0} . Die Faserorientierung im Beton kann dabei über den Faserorientierungsbeiwert η_θ beschrieben werden. Dieser gibt den Winkel an, mit

3.3 Faserorientierungsbeiwert

dem eine Faser einen betrachteten Querschnitt schneidet. Der Faserorientierungsbeiwert η_θ liegt zwischen den beiden Grenzwerten: die Faser ist in Querschnittsrichtung orientiert oder die Faser ist orthogonal zur Querschnittsrichtung ausgerichtet. Der Faserorientierungsbeiwert η_θ ist dabei aufgrund der Vielzahl an Fasern im betrachteten Querschnitt nicht global für ein Bauteil bestimmbar, sondern muss statistisch ermittelt werden.

Einen Einfluss auf die Faserorientierung haben im Einzelnen [Ros04]:

- Frischbetonkonsistenz,
- Verdichtungsvorgang,
- Art der Einmischung der Fasern,
- Bauteilgeometrie,
- Art der Betonage,
- vorhandene Einbauteile.

Auch die Fließrichtung und -geschwindigkeit beeinflussen die Ausrichtung der Fasern und man geht davon aus, dass sich die Fasern an der Schalung bis zum Abstand von einer Faserlänge l_f in Richtung der Wandung ausrichten [AFG13].

Die Faserlänge l_f hat einen Einfluss auf die spätere Orientierung im Bauteil. So richten sich gerade lange Fasern besser der Fließrichtung entsprechend aus als die hier untersuchten Kurzfasern, siehe Bild 3.7. [Ros04]

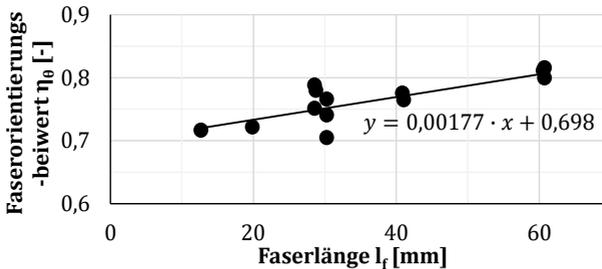


Bild 3.7 Einfluss der Faserlänge l_f auf den Orientierungsbeiwert η_θ [Grü04]

In der Literatur werden unterschiedliche Methoden zur Bestimmung des Faserorientierungsbeiwerts η_θ beschrieben: über die in Zugrichtung projizierte Fläche der räumlichen Einbindelänge (Bild 3.8 a) [Lin96], über den Kosinus des rissquerenden Winkels θ von einer zueinander parallel verlaufenden Fasermenge N (Bild 3.8 b) [Pfy03] und dem in dieser Arbeit verwendeten Ansatz über die Betrachtung der Ellipsenhauptachsen im untersuchten Schnitt (Bild 3.8 c) [Sch88]. Beim weiter verwendeten Ansatz kann durch die Betrachtung einer Schnittebene normal zur Beanspruchungsrichtung somit über die elliptisch durchtrennten Fasern aus den beiden Hauptdurchmessern der Ellipse der Richtungskosinus berechnet werden [Fre11].

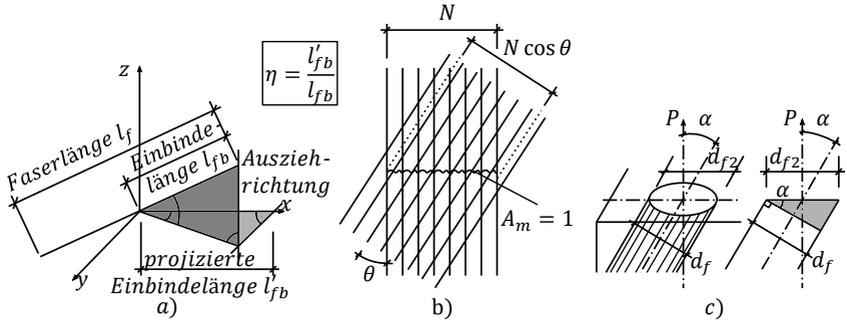


Bild 3.8 Unterschiedliche Ansätze zur Bestimmung des Faserorientierungsbeiwerts η_θ [Leu08]

Der Faserorientierungsbeiwert η_θ kann nach Gl. (3.5) bestimmt werden [Sch88]. Dabei sind $d_{f,i}$ und $d_{f1,i}$ die beiden Ellipsenhauptachsen einer geschnittenen Faser

$$\eta_\theta = \frac{1}{n_f} \sum_i^{n_f} \cos \varphi_i = \frac{1}{n_f} \sum_i^{n_f} \frac{d_{f,i}}{d_{f1,i}} \quad (3.5)$$

Für die Faserorientierungsbeiwerte η_θ sind unterschiedliche Werte zu finden, so kann z. B. für zwei- bzw. dreidimensionale Faserverteilungen ein Wert von $\eta_{2D} = 0,45$ bzw. $\eta_{3D} = 0,30$ angenommen werden [Küt02] oder aus Wahrscheinlichkeitsverteilungen für $\eta_{2D} = 0,637$ und $\eta_{3D} = 0,405$ [Fre11]. Eine Übersicht über die Bandbreite enthält Tabelle 3.3 [Leu08].

Tabelle 3.3 Faserorientierungsbeiwerte η_θ aus der Literatur [Leu08]

	Orientierungsbeiwert η_θ [-]
Eindimensional	$0,825 \leq \eta_{1D} \leq 1$
Zweidimensional	$0,375 \leq \eta_{2D} \leq 0,785$
Dreidimensional	$0,2 \leq \eta_{3D} \leq 0,667$

Bisher wird empfohlen die Faserorientierung η_θ im Bauteil durch Bauteilproben zu bestimmen [AFG13]. Mit den gewonnenen Proben werden dann Materialkurven erstellt um Umrechnungsfaktoren gegenüber der angenommenen Festigkeit f zu bestimmen, siehe Gl. (3.6). Nach Gl. (3.6) kann die effektive Festigkeit f_{eff} für ein isotropes Materialverhalten mit dem Faserorientierungsfaktor K von 1,0 angesetzt werden [fib13].

$$f_{eff} = \frac{f}{K} \quad (3.6)$$

3.4 Ermittlung der Faserparameter im Beton

Beachtet werden muss, dass sich der Faserorientierungsbeiwert η_θ in Randbereichen in der Nähe von $0,5 \cdot l_f$ [AFG02] bzw. im Bereich von 0,5 bis 1,0 der Faserlänge l_f [Erd02] zu einer zweidimensionalen Orientierung verändert.

Der Faserorientierungsbeiwert η_θ mit Berücksichtigung des Randeinflusses kann für verschiedene Bauteildicken t und Faserlängen l_f mit Gl. (3.7) bestimmt werden [AFG13].

$$\eta_\theta = \frac{(\eta_{\theta,3D} \cdot (t - l_f) + \eta_{\theta,2D} \cdot l_f)}{t} \quad (3.7)$$

3.4 Ermittlung der Faserparameter im Beton

Da der Fasergehalt η_v und die Faserorientierung η_θ einen großen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften speziell bei dünnwandigen Bauteilen haben und eine Probenentnahme am hergestellten Bauteil nicht praktikabel ist, müssen Ansätze geschaffen und Messmethoden verwendet werden, die eine Bestimmung der Festigkeit in Abhängigkeit von den Fasereigenschaften ermöglichen.

Klassische Verfahren zur Bestimmung des Fasergehaltes η_v , wie das Herstellen von Probekörpern und anschließendes Auswaschen und Wiegen der Fasern geben nur eine quantitative Aussage über den Fasergehalt, jedoch bleiben Orientierung oder Verteilung unbestimmt.

Um eine qualitative Aussage über die Fasereigenschaften zu geben, gibt es unterschiedliche Methoden wie z. B.:

- Wechselstromwiderstandsspektroskopie [Ozy06],
- Schnittbildanalyse [Tue07],
- Infrarot-Thermografie [Fer13],
- ferromagnetische Induktion [Wic13] und
- Analyse mit der Mikro-Computertomografie (Mikro-CT) [Red99; Lin02; Mur06; Ill07; Sch08b; Sch13c; Her16b].

Die in dieser Arbeit verwendete Methode zur Auswertung der Faserparameter mit Hilfe des Mikro-CTs wird im folgenden Abschnitt genauer erläutert.

3.4.1 Mikro-Computertomografie

Bei der Mikro-Computertomografie werden zweidimensionale Projektionsbilder, die bei der Durchleuchtung einer im Röntgenstrahl um 360° schrittweise gedrehten Probe entstehen, über Rekonstruktionsverfahren zu einem dreidimensionalen Körper zusammengesetzt. Dabei ist das als Graustufenbild aufgenommene Projektionsbild abhängig von der Strahlendurchlässigkeit des durchstrahlten Materials. [Sch10b]

Die im dreidimensionalen Raum berechneten Punkte werden Voxel genannt. Die Voxelgröße gibt dementsprechend die Auflösung der Raumgröße an. Für die Bestimmung der Faserorientierung wird eine Auflösung von 9 Voxel im Faserdurchmesser d_f benötigt. [Tue07]

Das Erkennen und Modellieren von Fasern im Beton kann anhand von mathematischen Verfahren über Grenzwertbetrachtungen und Eigenvektoren erfolgen [Sch10b; Suu13; Her16b]. Die Genauigkeit aller Verfahren hängt dabei von der Auflösung und der Menge der Fasern ab. Viele Kontaktpunkte und eine geringe Auflösung der Fasern führen zu ungenauen Ergebnissen.

Für die Erkennung der Fasern wurden in dieser Arbeit die Häufigkeitsverteilung der einzelnen Helligkeiten im betrachteten Querschnitt, das sog. Histogramm, ausgewertet. Das Histogramm stellt hier die Röntgendichte der durchstrahlten Materialien als Grauwertverteilung dar, siehe Bild 3.9. Ein Grauwert von 0 entspricht einer sehr geringen Dichte und 255 einer sehr hohen. Die Graustufen unterscheiden sich je nach Kalibrierung des Computertomografen zwischen den Aufnahmen. Bei den, in einem Histogramm dargestellten, Grauwerten werden bis zum linken Hochpunkt die Luft sowie Grenzflächen zur Betonmatrix und anschließend Betonmatrix mit Stahlfasern abgebildet. Da aufgrund der hohen Dichte der Stahlfaser zur umgebenden Betonmatrix keine klare Grenze im Randbereich der Faser existiert (Bild 3.10), können keine Schwellwertverfahren eingesetzt werden, um genau den Faserdurchmesser zu bestimmen. Es wird daher vorab für die gesamte Probe der Grauwert für die Auswahl der Fasern für den Zielfasergehalt von 2,5 Vol.-% bestimmt, um mit diesem anschließend lokal die Auswertung für die Faserparameter durchzuführen.

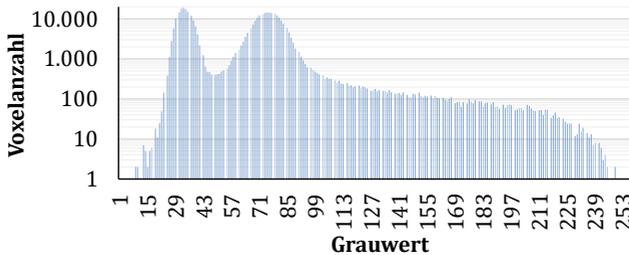


Bild 3.9 Histogramm der Voxelanzahl über die Graustufenverteilung für einen UHPFRC Querschnitt

In Bild 3.10 sind zwei Ausschnitte des Betonquerschnitts mit den in weiß zu sehenden Faserdurchmessern dargestellt. Der große Einfluss des gewählten Schwellwertes auf die Fasern ist zwischen einem Grauwert von 85 (Bild 3.10 links) und 169 (Bild 3.10 rechts) anhand der resultierenden Faserdurchmesser d_f gut zu erkennen. Für den bei UHPFRC ND-2,5 verwendeten Faserdurchmesser von $d_f = 0,18 \text{ mm}$ wird für die dargestellte Auswertung dementsprechend ein Schwellwert von 169 für die Auswahl der Stahlfasern im Querschnitt verwendet.

3.4 Ermittlung der Faserparameter im Beton

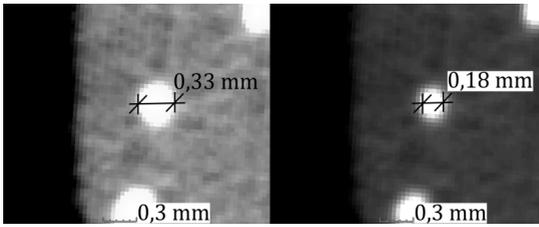


Bild 3.10 Mikro-CT Aufnahme des gemessenen Faserdurchmessers bei UHPFRC ND-2,5 mit $d_f = 0,18 \text{ mm}$ in Abhängigkeit der gewählten Graustufe (ab Graustufe 85 (links) und ab Graustufe 169 (rechts))

Die automatische Erkennung der Fasern anhand von Schwellwert-Verfahren ist wegen der beschriebenen Einschränkung aus der Helligkeitsverteilung nicht möglich. Zusätzlich müssen gekrümmte Fasern oder Fasern die sich gegenseitig berühren über geometrische Filter vor der Auswertung entfernt werden, siehe Bild 3.11. Anschließend kann durch die Auswertung des Flächeninhaltes der Fasern der Fasergehalt η_v und anhand der Ellipsenparameter (Hauptachsenlängen, Schwerpunkt) der Faserorientierungsbeiwert η_θ an jeder Stelle eines Schnittes bestimmt werden.

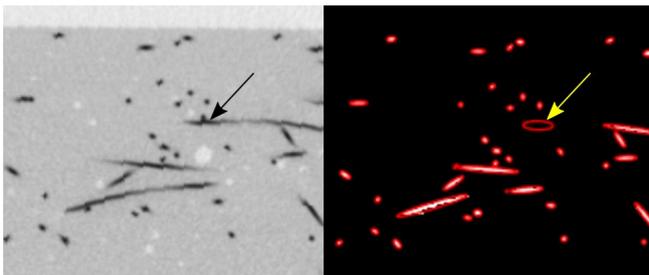


Bild 3.11 Ausgangsbild aus dem Mikro-CT (links) und automatische Fasererkennung mit geometrischer Filterung (rechts)

Für die automatisierte Auswertung aller untersuchten Proben wurde ein MATLAB®-Skript geschrieben, dessen schematischer Aufbau in Bild 3.12 dargestellt ist. Die Auswertung besteht dabei aus zwei Teilprozessen, nämlich einem Vorbereiten der Daten mit der Kalibrierung der Fasererkennung und einem gezielten Auswerten der versagensrelevanten Schnitte mit der Bestimmung der Faserparameter für jede einzelne Faser. Die Berechnung der Faserorientierung erfolgt dabei anhand der im zweidimensionalen Schnitt entstehenden Ellipse nach Gl. (3.5). Anschließend wird eine Gesamtmatrix für Fasergehalt η_v und Faserorientierung η_θ über die statistische Betrachtung aller Faserparameter im Bereich der Rissbildung für den Querschnitt ausgegeben.

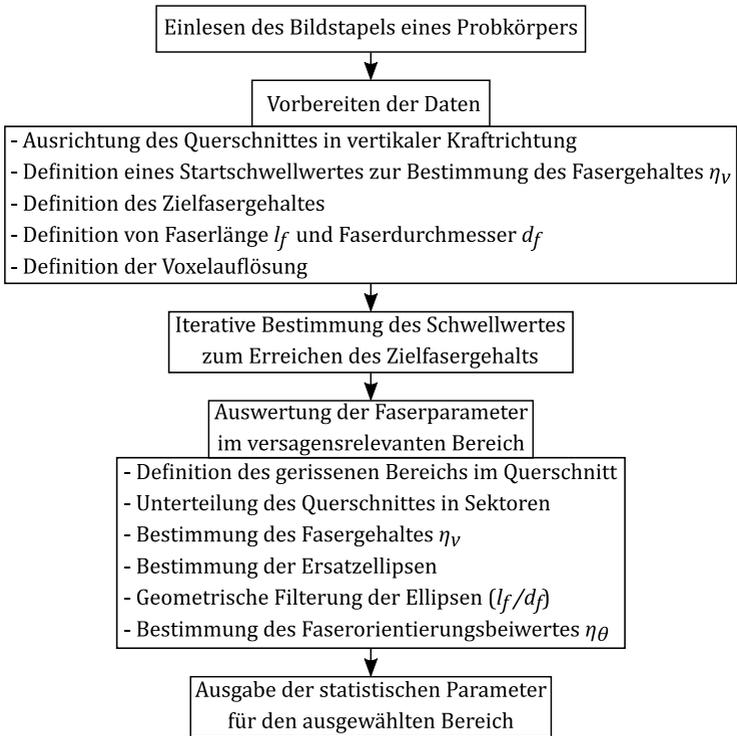


Bild 3.12 Ablaufschema des entwickelten MATLAB®-Skripts zur automatischen Analyse der Faserparameter

Die untersuchten Prismen wurden mit ihrer ungeschalteten Seite nach rechts ausgewertet, siehe Bild 3.13. Da dies der Querschnittsausrichtung im experimentellen Prüfaufbau entspricht, erfolgt die Lasteinleitung stets in Richtung der Höhe h .

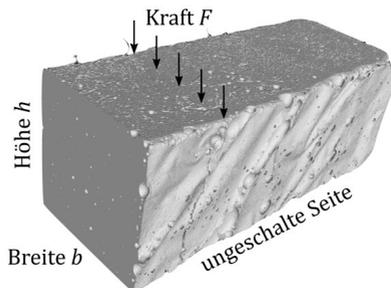


Bild 3.13 Querschnittsabmessungen der im Mikro-CT untersuchten Prismen

3.4 Ermittlung der Faserparameter im Beton

Beispielhaft wird nachfolgend die Auswertung der Faserparameter Fasergehalt η_v , siehe Bild 3.14, und Faserorientierung η_θ , siehe Bild 3.15, an Biegeprismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) gezeigt. Für den versagensrelevanten Querschnittsbereich werden in Rissrichtung die Faserparameter für jede Einzelfaser bestimmt. Damit entspricht ein Faserorientierungsbeiwert η_θ von 1,0 einer direkt risskreuzenden Einzelfaser. Für die Auswertung von Biege- und Querkraftprismen erfolgt die Belastung jeweils in vertikaler Querschnittsrichtung, in Richtung der Querschnittshöhe h . Da die Probekörper mit den Schalseiten nach oben und unten geprüft wurden, ist dementsprechend die Einfüllseite in der Auswertung rechts zu sehen. Bei den hier dargestellten Proben von UHPFRC ND-2,5 ist ein Absinken der Fasern zu erkennen, was durch einen erhöhten Fasergehalt η_v an der Prismenunterseite zu erkennen ist, siehe Bild 3.14 bei einer Breite zwischen 0 und 10 mm. Dies ist auf die zu niedrige Viskosität von UHPFRC ND-2,5 zurückzuführen. Auf der Prismenoberseite bzw. an der Einfüllstelle, zeigt sich darüber hinaus, dass es einen kleinen faserfreien Bereich an der Oberfläche gibt, siehe Bild 3.14 bei einer Breite von 40 mm.

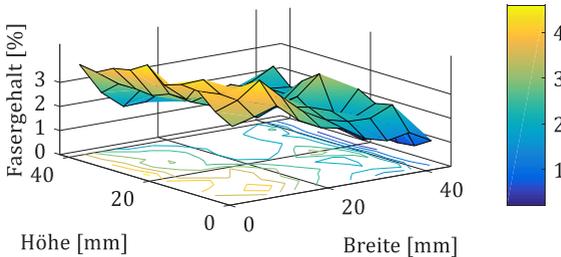


Bild 3.14 Auswertung des Fasergehaltes η_v im Prismenquerschnitt des versagensrelevanten Bereichs

Die Verteilung des Faserorientierungsbeiwertes η_θ im Prisma ist in Bild 3.15 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass es im Randbereich und auf der Einfüllseite zu Abweichungen des Faserorientierungsbeiwertes η_θ bei Standardprismen kommt. An der Oberfläche, siehe Bild 3.15 bei einer Breite von 40 mm, wird meist ein höherer Faserorientierungsbeiwert η_θ erreicht, da sich hier die Fasern an der freien Oberfläche ausrichten. Ebenfalls sind Bereiche mit größeren Schwankungen der Faserorientierungsbeiwerte η_θ im Querschnitt zu erkennen, deren Einfluss auf die Festigkeit im weiteren Verlauf genauer untersucht werden soll.

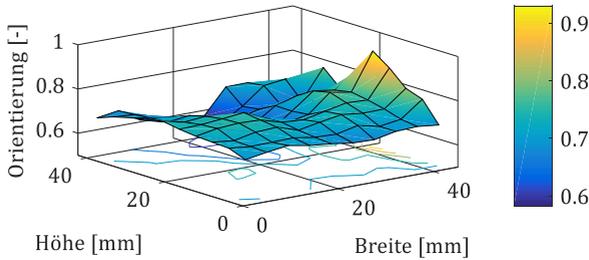


Bild 3.15 Auswertung des Faserorientierungsbeiwertes η_θ im Prismenquerschnitt des versagensrelevanten Bereichs

3.4.2 Statistische Auswertung

In jedem Mikro-CT-Schnittbild eines Prismas sind ca. 800 Fasern vorhanden, die im Querschnitt nicht immer gleichmäßig verteilt sind, siehe z. B. Bild 3.14. Daher kommt es zu Häufungen und Leerstellen in einzelnen Bereichen des Querschnittes, die bei der Auswertung der CT-Bilder mit den statistischen Größen: Medianwert und Medianwertabweichung beschrieben werden. Der Medianwert wird im Folgenden für die Beschreibung des Fasergehaltes η_v und des Faserorientierungsbeiwertes η_θ im untersuchten versagensrelevanten Querschnitt verwendet und die Medianwertabweichung zur Beschreibung der Verteilung des Fasergehaltes $\eta_{v,lok}$ und der Verteilung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{\theta,lok}$.

Der Medianwert teilt als Zentralwert einer Statistik die Gesamtmenge an Zahlen in zwei gleich große Teile. Er ist daher weniger sensibel für Extremwerte, wie Häufungen oder Leerstellen in einzelnen Sektoren, als ein Mittelwert. Da es bei einer Auswertung von großen Datenmengen aufgrund von hohen lokalen Fasergehalten η_v oder extremen Orientierungsbeiwerten η_θ zu einer deutlichen Verschiebung eines Mittelwertes kommt, wird zur Auswertung der stabilere Medianwert verwendet.

Die mittlere lineare Abweichung vom Medianwert wird verwendet, um ein Maß für die Unterschiede zwischen einzelnen Sektoren im untersuchten Querschnitt zu haben. Mit der Medianwertabweichung wird das Fehlen von Fasern in einzelnen Sektoren oder extreme Einzelwerte im Querschnitt beschrieben. Der Vorteil gegenüber der Standardabweichung ist hier ebenfalls die deutlich stabilere Basis des Medianwerts und die Unabhängigkeit von der Verteilungsfunktion, die Voraussetzung für die Berechnung einer Standardabweichung ist.

Mit dem Bestimmtheitsmaß wird die Korrelation der untersuchten Parameter zueinander überprüft. Es zeigt die statistische Signifikanz von Wertepaaren an. Für ein Bestimmtheitsmaß von 1,0 besteht ein idealer linearer Zusammenhang zweier gemessener Größen. Ein Bestimmtheitsmaß von 0 gibt an, dass die beiden Wertepaare voneinander unabhängige Größen darstellen. [Yul97]

3.5 Einflussgrößen auf die Faserwirksamkeit

3.5 Einflussgrößen auf die Faserwirksamkeit

Die Faserwirksamkeit σ_{cf0} wird, soweit bekannt ist, von der Faserorientierung η_θ [Leu08] und dem Fasergehalt η_v [Stü11] beeinflusst. Diese Parameter lassen sich durch die Herstellungsmethode, Schalung und Geometrie beeinflussen [Bon84]. Die Betone UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5 zeigen ein zähflüssiges Fließen mit einer rollenden Ausbreitung in der Schalung (Bild 3.35), daher kommt es zu einer Wirbelbildung bei den Fasern im Beton (Bild 3.16) die sich ebenfalls auf die Faserwirksamkeit σ_{cf0} auswirkt. Zusätzlich muss beachtet werden, dass die Materialeigenschaften von UHPFRC bereits durch die verwendeten Ausgangsstoffe Schwankungen unterliegen [AFG02; Feh13].

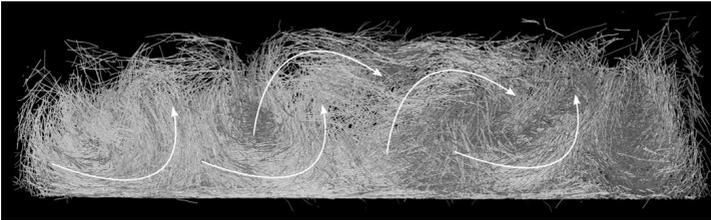


Bild 3.16 Verwirbelung der Fasern im Prisma nach der Erhärtung

Im Folgenden soll gezeigt werden, wie sich die Faserparameter im Bauteil einstellen oder wie sie aktiv bei der Herstellung beeinflusst werden können. Über strömungsmechanische Ansätze kann die Faseranordnung zwar simuliert werden [Dee14], diese Verfahren sind aber aufgrund der vielen Einflussfaktoren aus Fasergeometrie, Betonrezeptur und der Herstellungsmethode für komplexe Geometrien bisher noch ungeeignet.

3.5.1 Herstellungsmethode

Die Herstellungsmethode hat einen großen Einfluss auf die Faserorientierung η_θ . Durch das Pumpen von UHPFRC z. B. können die Fasern gut ausgerichtet werden [Zim06]. Der UHPFRC darf zum Pumpen jedoch nicht zu viskos sein und darf sich während des Pumpvorgangs nicht entmischen.

Ebenfalls großen Einfluss hat, ob die Bauteile liegend oder stehend hergestellt werden. Für stehend betonierte Proben kann es bei Zug- bzw. Biegezugversuchen aufgrund der vorwiegend orthogonal zur Faserorientierungsrichtung angreifenden Zugkraft zu einer Verringerung der Festigkeit von fast 50 % kommen [DAf12], siehe Bild 3.17. Der Einfluss der Orientierung wird in Bild 3.17 mit dem Faktor zur Berücksichtigung der Faserorientierung κ_f^f beschrieben.

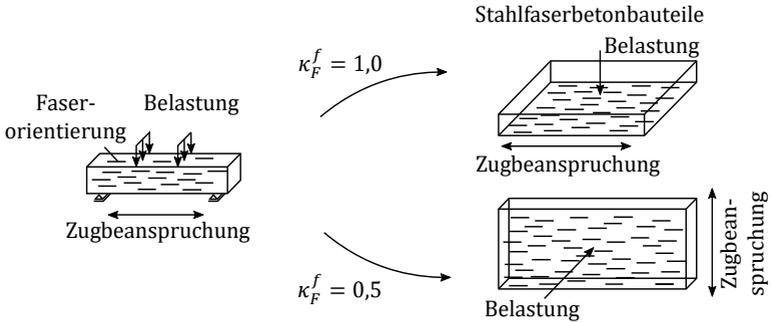


Bild 3.17 Einfluss der Betonierichtung auf die Festigkeit [DAf15]

Durch eine liegende Betonage können sich die Fasern vorwiegend in Bauteilrichtung orientieren, sodass sich eine erhöhte Festigkeit in diese Richtung ergibt. Bei stehend betonierten Proben kann der Abminderungsfaktor $f_{stehend}/f_{liegend}$ je nach Belastungsart und Prüfkörperabmessung zwischen 0,5 und 0,8 variieren. Der Einfluss der Betonierichtung auf die Zug- und Biegezugfestigkeit ist in Tabelle 3.4 zusammengefasst. [Feh05]

Tabelle 3.4 Abminderungsfaktoren der Festigkeit für stehend ($f_{stehend}$) und liegend ($f_{liegend}$) betonierte Probekörper [Feh05; Feh13]

	Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$		Zugfestigkeit f_{ct}
	Prisma	Balken	
$\frac{f_{stehend}}{f_{liegend}}$	0,662	0,796	0,553

Bei dünnwandigen Bauteilen kann die Faserorientierung η_θ auch aktiv dadurch beeinflusst werden, dass ein Magnetfeld aufgebracht wird, welches die Fasern entlang der Magnetfeldlinien ausrichtet [Led14; Nun16], siehe Bild 3.18 unten. Der Einfluss der Magnetbehandlung auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ durch Ausrichtung der Fasern und Verbesserung der Faserverteilung und des Orientierungsbeiwerts wurde im durchgeführten Versuchsprogramm ebenfalls kurz untersucht und ist beispielhaft in Bild 3.36 (Prisma: *Magnet*) zu sehen.

3.5 Einflussgrößen auf die Faserwirksamkeit



Bild 3.18 Beeinflussung der Faserorientierung η_θ mit einem Magnet. Sichtbar gemacht mit Gel und Mikrodrahtfasern [Led14]

Eigene Untersuchungen

Zur Untersuchung des Einflusses der Einfüllrichtung auf die Drei-Punkt-Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$, siehe Bild 2.26, wurden Biegebalken ($150 \times 150 \times 600 \text{ mm}^3$) mit unterschiedlichen Einfüllrichtungen hergestellt. Dabei wurden Balken als Referenz mit der Einfüllrichtung von einer Seite hergestellt, siehe Bild 2.6. Zusätzlich wurden Balken von der Mitte aus befüllt sowie ein Balken von zwei gegenüberliegenden Seiten, so dass sich die Ströme in der Mitte treffen. Anschließend wurden die Balken eingekerbt, und im Drei-Punkt-Biegeversuch geprüft. Die ermittelte Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ ist in Bild 3.19 dargestellt. Es konnte dabei festgestellt werden, dass die zweiseitige Einfüllrichtung mit sich treffenden Strömen zu einer deutlichen Abnahme der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ verglichen mit der Einfüllung von einer Seite geführt hat. Dies wird auf eine sehr ungünstige Faserverteilung und Orientierung in Balkenmitte zurückgeführt.

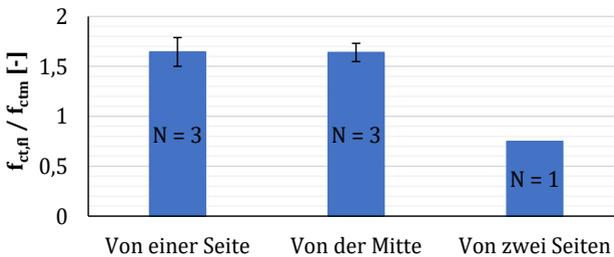


Bild 3.19 Einfluss der Einfüllrichtung auf die Drei-Punkt Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ bei gekerbten UHPFRC-Balken ($150 \times 150 \times 600 \text{ mm}^3$)

3.5.2 Schalungsarten

Untersuchungen zum Einfluss der Fließgeschwindigkeit zeigen, dass die Rauheit der Schalungswandung einen Einfluss auf die Faserorientierung η_θ hat, siehe Bild 3.20. Die Fasern werden durch die langsamere Fließgeschwindigkeit an der Wandung durch den schnelleren Faserstrom im inneren an der Schalung ausgerichtet. [Šve14]

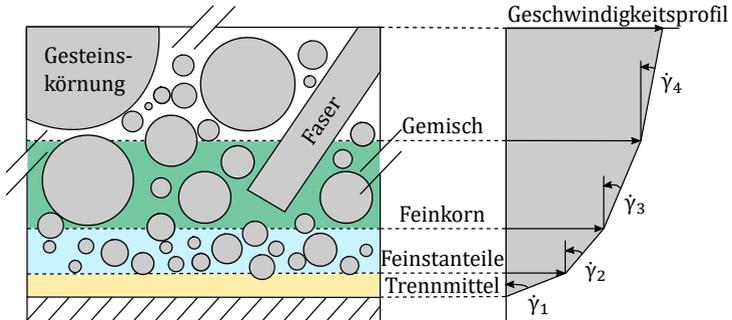


Bild 3.20 Strömungsgeschwindigkeit im unerhärteten Beton [Šve14]

Eigene Untersuchungen

Um die Ausrichtung der Fasern an der Schalung zu untersuchen, wurden UHPFRC-Prismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) betoniert, bei denen unterschiedliche Schalungsmaterialien wie Holz, Stahl, Acrylglas und Polystyrol verwendet wurden. Des Weiteren wurden zwei unterschiedliche Faserlängen (9 und 11 mm) untersucht. Die Auswertung des Medianwertes des Faserorientierungsbeiwertes η_θ in den Mikro-CT Aufnahmen für die untersuchten Proben in Abhängigkeit des Abstandes zur Schalung ist in Bild 3.21 dargestellt. Es kann gezeigt werden, dass sich die Mikrostahtdrahtfasern im Abstand von $0,5 - 1,0 \cdot l_f$, wie in der Literatur beschrieben, an der Wandung orientieren. Aufgrund der kleinen Abmessungen lässt sich noch kein Bereich der konstanten Faserorientierung η_θ feststellen, jedoch nimmt die Änderung der Faserorientierung zur Mitte hin ab. Der Einfluss der Rauheit der Schalung auf den Faserorientierungsbeiwert η_θ kann an den untersuchten Proben nicht bestätigt werden. Alle Wandungen, vor allem die deutlich rauhere Polystyrolschalung, erreichten ähnliche Faserorientierungsbeiwerte η_θ .

Um die Beeinflussung der Faserausrichtung bei dünnwandigen Bauteilen mit Hilfe von Magnetfeldern zu erforschen, wurden in einem Prisma die Fasern (siehe Bild 3.36 *Magnet*) in der Zugzone durch ein Magnetfeld in Richtung der Biegezugbeanspruchung ausgerichtet. Im gesamten Querschnitt wird damit ein hoher Faserorientierungsbeiwert η_θ erreicht. Weitere Ergebnisse der Auswertung sind im Anhang A: Einfluss der Schalung auf den Faserorientierungsbeiwert zu finden.

3.5 Einflussgrößen auf die Faserwirksamkeit

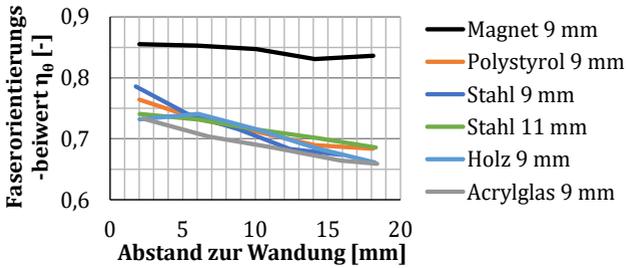


Bild 3.21 Faserorientierungsbeiwerte η_θ in Abhängigkeit vom Wandabstand mit unterschiedlichen Schalmaterialien und Faserlängen (9 mm / 11 mm)

3.5.3 Bauteilgeometrie

Zur Herstellung dünnwandiger Bauteile mit definierten mechanischen Eigenschaften muss der Faserorientierungsbeiwert η_θ im Bauteil bekannt sein. Untersuchungen haben bereits gezeigt, dass der Faserorientierungsbeiwert η_θ mit steigender Bauteilbreite sinkt, siehe Bild 3.22.

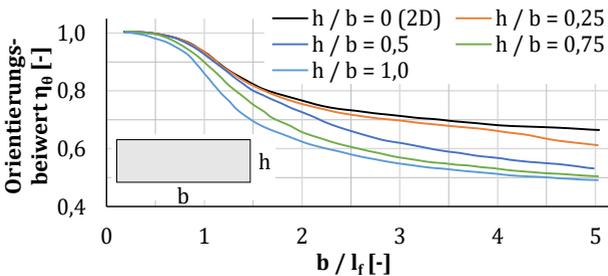


Bild 3.22 Faserorientierungsbeiwert η_θ in Abhängigkeit der Faserlänge l_f und der Querschnittsabmessung [Sor90]

Eigene Untersuchungen

Der Faserorientierungsbeiwert η_θ in Abhängigkeit der Bauteilhöhe h wurde in eigenen Versuchen ermittelt, siehe Bild 3.23, und Ergebnissen aus der Literatur gegenübergestellt. Die aus der Literatur bekannte Abhängigkeit des Faserorientierungsbeiwertes η_θ auf die Querschnittshöhe h wird bestätigt. Ebenfalls konnte gezeigt werden, dass bei einem Verhältnis von Querschnittshöhe zu Faserlänge von $h/l_f < 1$ das Bauteil aufgrund von Verstopfungen durch Faserbündel nicht mehr hergestellt werden kann, siehe Anhang B: Einfluss der Querschnittsabmessungen auf die Betonierbarkeit und die Faserorientierung.

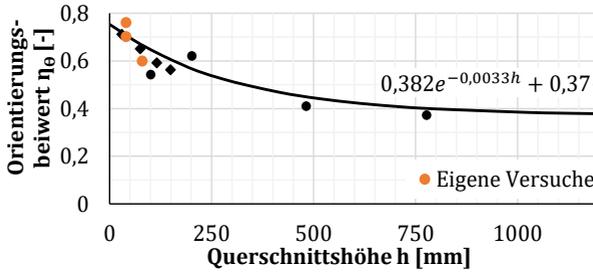


Bild 3.23 Faserorientierungsbeiwert η_θ in Abhängigkeit der Querschnittshöhe h [Sor90; Lin96; Ros03]

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit

Für die Beschreibung des Tragverhaltens von dünnwandigen Bauteilen ist es notwendig, die Festigkeiten in Abhängigkeit von der Beanspruchungsart zu beschreiben. Dabei wird in diesem Kapitel vor allem der Einfluss der Faserorientierung η_θ betrachtet. Zudem werden weitere Einflussgrößen auf die Festigkeit beschrieben.

3.6.1 Druckfestigkeit

Aufgrund der hohen Erstrisslast bei Erreichen der Druckfestigkeit f_c kommt es im Druckversuch meist zu keiner Traglaststeigerung durch den Fasergehalt η_v , siehe Bild 2.8. Der Einfluss der Faserschlankheit l_f/d_f bei normalfesten Betonen zeigt ebenfalls, dass nur das Nachbruchverhalten, nicht aber die Druckfestigkeit f_c beeinflusst werden kann, siehe Bild 3.24.

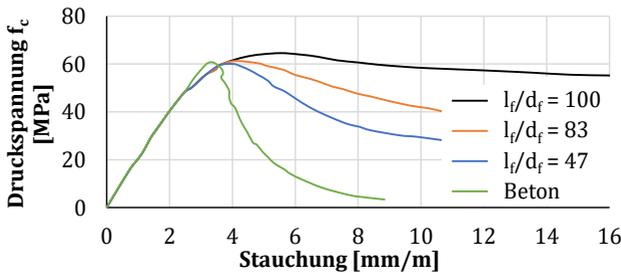


Bild 3.24 Einfluss der Faserschlankheit auf den Verlauf der Druckfestigkeitskurve [Fan85]

Eigene Untersuchungen

Im eigenen Versuchsprogramm zum Einfluss der Faserorientierung η_θ auf die Druckfestigkeit f_c wurden aus Biegebalken längs sowie quer zur Herstellungsrichtung Bohrkern mit einem Durchmesser von 70 mm entnommen, siehe Bild 3.25.

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit



Bild 3.25 Kernbohrungen aus der Seite eines Biegebalkens für quer zur Herstellungsrichtung orientierte Druckzylinderproben

Es konnte für die untersuchten Zylinder kein Einfluss der Faserorientierung auf die Druckfestigkeit festgestellt werden, siehe Anhang C: Druckzylinderversuche. Anhand von Mikro-CT-Untersuchungen an Druckzylindern konnte aber ein Zusammenhang zwischen der Versagensart bzw. dem Bruchbild, siehe Bild 3.26, und der Faserverteilung festgestellt werden. Sprödes Scherbruchversagen ging mit einer unregelmäßigen Faserverteilung einher; duktiles Verhalten war bei Proben mit einer homogenen Faserverteilung zu beobachten.



Bild 3.26 Bruchbild von Zylinderproben ($d / h = 70 \times 140 \text{ mm}^3$) mit gleicher Traglast nach dem Druckversuch. Sprödbbruch (links) und duktiles Versagen (rechts)

3.6.2 Druck-Elastizitätsmodul

Der Einfluss der Fasern auf den Elastizitätsmodul ist relativ gering, da der Faser-Volumenanteil sehr klein ist und die Fasern aufgrund der geringen Dicke wenig zusätzliche Steifigkeit im Druckbereich beitragen, siehe Gl. (3.8). [Koo00]

$$E_{c,ges} = \eta_{\theta} \cdot \eta_v \cdot E_f + \eta_{v,c} \cdot E_c \quad (3.8)$$

mit:

- E_f Faserelastizitätsmodul
- η_{θ} Faserorientierung
- η_v Faservolumen
- $\eta_{v,c}$ Betonvolumen

3.6.3 Zugfestigkeit

Der Einfluss der Faserorientierung η_θ auf die Zugfestigkeit f_{ct} ist aufgrund der hohen Faserwirksamkeit beim Übertragen von in Faserrichtung wirkenden Zugkräften sehr groß, siehe Bild 2.28.

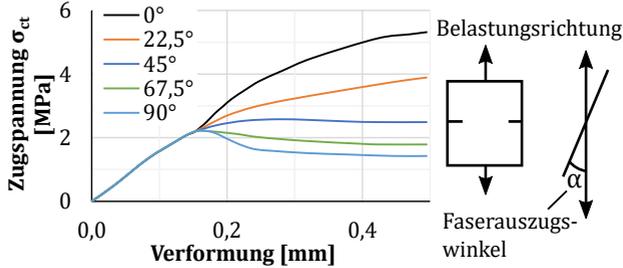


Bild 3.27 Festigkeit in Abhängigkeit von der Faserausrichtung [van91]

Auch der Verlauf der Zugspannungs-Rissöffnungsbeziehung verändert sich mit der Faserorientierung η_θ . So kommt es bei Orientierungsbeiwerten η_θ von 0,5 bereits zu einer geringeren Nachrisszugfestigkeit als die durch die Betonmatrix gegebene Festigkeit $f_{ct,el}$, siehe Bild 3.28. [Fre11]

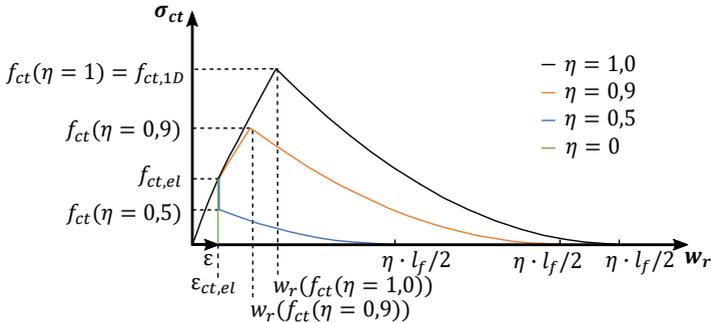


Bild 3.28 Zugtragverhalten in Abhängigkeit von der Faserorientierung η_θ [Fre11]

Die Faserorientierung η_θ beeinflusst wesentlich die erreichbare Zugfestigkeit f_{ct} . Dabei kann die höchste Zugfestigkeit $f_{ct,1D}$ bei einer in Zugkrafttrichtung orientierten Faser erreicht werden [Fre11], siehe Bild 3.29.

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit

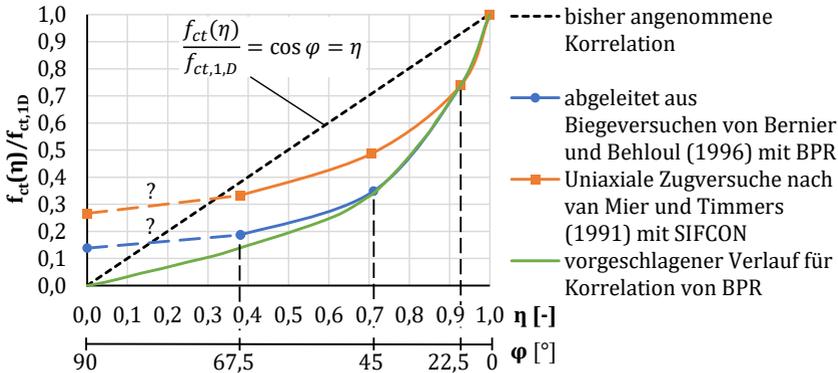


Bild 3.29 Verhältnis der Zugfestigkeit f_{ct} zur Zugfestigkeit von eindimensional faserorientierten Proben in Abhängigkeit des Faserorientierungsbeiwertes η_θ [Fre11]

3.6.4 Bruchenergie

Die Bruchenergie G_f als Materialparameter zur Charakterisierung der im Riss dissipierten Energie stellt einen wichtigen Kennwert für die Materialbeschreibung dar. Da die Rissbildung, wie bereits gezeigt, maßgeblich von bestimmten Faserparametern abhängig ist, wird auch hier der Einfluss der Fasern genauer betrachtet.

Der theoretische Einfluss der Fasern auf die Bruchenergie in Abhängigkeit von Faserlänge l_f und der Faserausrichtung wird in Bild 3.30 dargestellt. Die kritische Faserlänge $l_{f,crit}$ wurde hierbei entsprechend Gl. (3.1) angesetzt und auf eine dimensionslose Bruchenergie bezogen. [Li91]

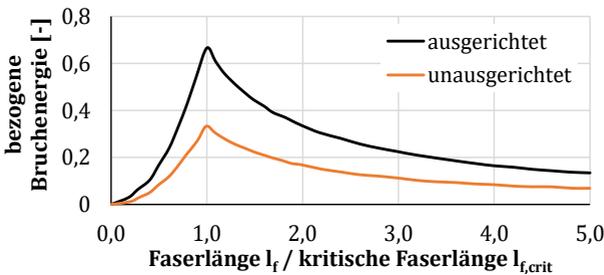
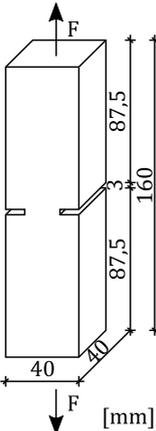
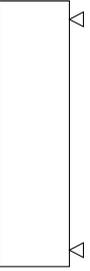


Bild 3.30 Einfluss der Faserlänge l_f auf die Bruchenergie G_f für unterschiedliche Faserausrichtungen [Li91]

Die Bruchenergie in Abhängigkeit von der Betonierrichtung ist in Tabelle 3.5 dargestellt.

Tabelle 3.5 Bruchenergie in Abhängigkeit von der Herstellungsrichtung und der Probengeometrie [Feh05; Feh13]

Probekörper	Probenalter [d]	Einaxialer Zug		Biegezug			
							
Nachbehandlung		2 Tage bei 90°C					
Betonierrichtung		liegend	stehend	liegend	stehend	liegend	stehend
Bruchenergie $G_{f,10\%}$ [N/m]	7	16.757	9.993	20.100	15.097	20.355	14.543
	28	14.555		18.052		19.892	
	28*	17.014		19.820			

* Proben mit 25 Tagen Wärmebehandlung bei 90°C

In Bild 3.31 sind die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss des Faserorientierungsbeiwertes η_θ auf die Bruchenergie G_f dargestellt. Es ist zu sehen, dass der Faserorientierungsbeiwert η_θ auch auf die Bruchenergie G_f einen großen Einfluss hat. Der genaue Verlauf des Einflusses ist jedoch, wie an den unterschiedlichen Kurven zu erkennen ist, noch Gegenstand der Forschung.

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit

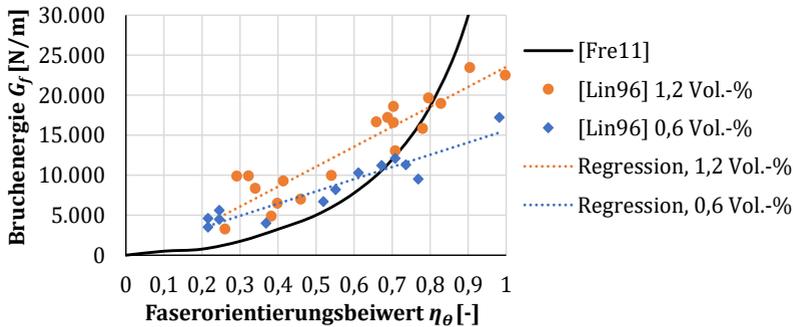


Bild 3.31 Bruchenergie G_f und Faserorientierungsbeiwert η_θ [Lin96; Fre11]

3.6.5 Spaltzugfestigkeit

Die Spaltzugfestigkeit wird wie die zentrische Zugfestigkeit wesentlich durch die Faserorientierung geprägt. Bei normalfesten Betonen ist eine in Lastrichtung orientierte Faser in der Lage mehr Kraft zu übertragen und damit die Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ zu erhöhen [Abr13], siehe Bild 3.32.

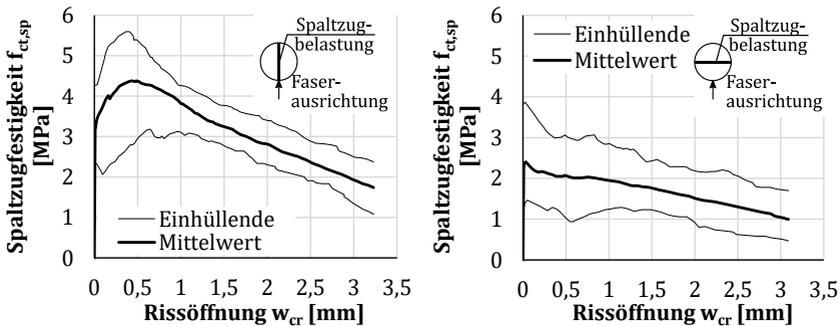


Bild 3.32 Untersuchung der Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ in Abhängigkeit von der Faserausrichtung [Abr13]

3.6.6 Tragverhalten unter Biegezugbeanspruchung

Der große Einfluss der Faserorientierung η_θ auf die Zugfestigkeit f_{ct} ist auch für die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ festzustellen, siehe Bild 3.33. Es kommt hier verstärkt zu einer Erhöhung des Ausreißwiderstands der Fasern durch die Reibung im Riss aufgrund der Scherung der Fasern [Li91] und den sich aufbauenden Querspannungen bei risskreuzenden Fasern [Mül12].

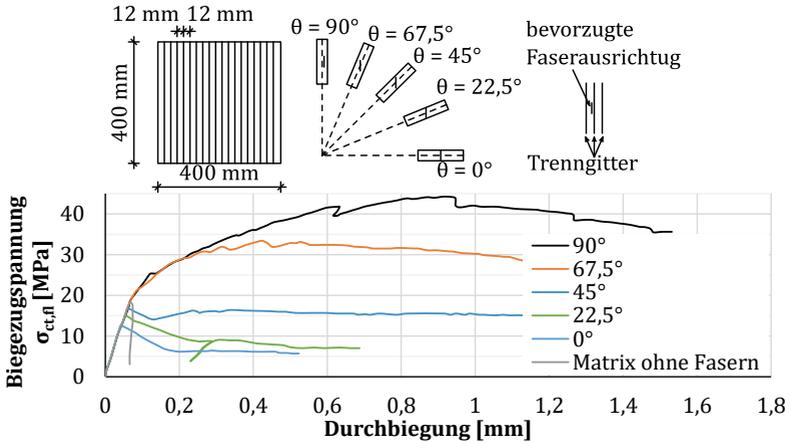


Bild 3.33 Einfluss der Faserausrichtung auf die Biegezugfestigkeit und Duktilität [Ber96]

Wie bereits gezeigt, korreliert der Faserorientierungsbeiwert η_θ mit der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$. Es ist jedoch zu erkennen, dass für größere Orientierungsbeiwerte η_θ im Bereich von 0,9 hohe Streuungen der Biegezugfestigkeiten $f_{ct,fl}$ auftreten [Zho17], siehe Bild 3.34. Es muss daher davon ausgegangen werden, dass es in diesem Bereich noch andere Einflüsse auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ gibt. Wie auch bei der Zugfestigkeit f_{ct} liegt ab einem Orientierungsbeiwert $\eta_\theta < 0,5$ die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ des Materials oberhalb der Nachrissbiegezugfestigkeit [Fre11].

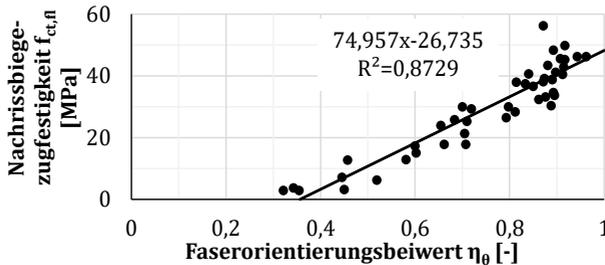


Bild 3.34 Effekt der Faserorientierung η_θ auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ [Zho17]

Eigene Untersuchungen

Zur Ermittlung des Einflusses der Faserparameter auf die Biegezugfestigkeit wurden mehrere Serien Prismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) mit unterschiedlichen Schalungsarten betoniert. Die hergestellten Biegezugprismen wurden mit einer servo-hydraulischen 500 kN-Prüfmaschine der Firma Zwick in Drei-Punkt-Biegeversuchen weggeregelt mit 0,25 mm / min geprüft. Es wurden die Kraft gemessen und die Durchbiegung mit

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit

Wegaufnehmern auf der Unterseite und parallel dazu mit einem optischen Messsystem die Rissbildung aufgezeichnet, siehe Bild 2.26. Der Auflagerabstand betrug 140 mm und die Proben wurden um 90° gedreht geprüft, damit die Lasteinleitung bzw. Auflagerung über ebene Schalseiten erfolgen konnte.

Die ebenfalls untersuchten Biegebalken (150 x 150 x 600 mm³) wurden entsprechend der Prismenversuche mit einem Auflagerabstand von 500 mm geprüft.

Außerdem wurden Standardprismen aus Platten aus *UHPFRC FK1-2,5* und zwei Serien (Serie F und N) aus *UHPFRC ND-2,5* gewonnen. Die Platten wurden in 200 mm kurzen und 600 mm langen (Bild 3.35 links und rechts) Schalungen betoniert. Neben dem Einfluss der Faserrichtung auf die Biegezugfestigkeit wurde so der Einfluss der Fließlänge und der Orientierung an der Wandung untersucht. Man erkennt deutlich die honigartige Konsistenz, die für ein eher rollendes Fließverhalten beim Betonieren sorgt, siehe Bild 3.35 rechts. Aus den Platten wurden jeweils längs und quer zur Fließrichtung orientierte Prismen mit einer Steinsäge geschnitten.

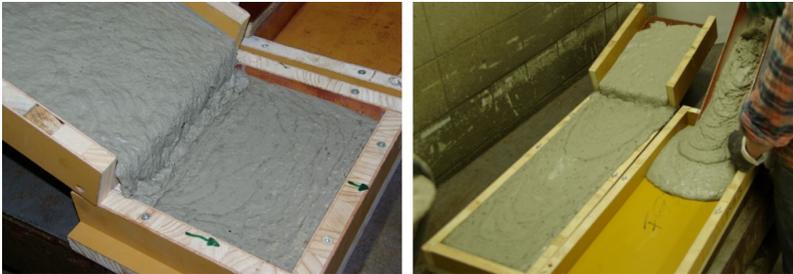


Bild 3.35 Probenherstellung der Prismen für Serie F (links) und Serie N (rechts) zur Untersuchung der Faserausrichtung auf die Festigkeit aus UHPFRC ND-2,5

Der Schnittplan für die Prismen aus den Platten sowie alle Untersuchungsergebnisse sind im Anhang D: Biegeprismenversuche zu finden.

Die Analyse der Standardabweichung s der einzelnen Biegezugfestigkeiten $f_{ct,fl}$ bezogen auf die mittlere Zugfestigkeit f_{ctm} zeigt, dass, obwohl Standardprismen und Biegebalken aus *UHPFRC FK1-2,5* in gleicher Weise betoniert worden sind, die Streuung für die Balkenbiegezugfestigkeit geringer als für die Prismenbiegezugfestigkeit ist, siehe Tabelle 3.4. Es ist daher davon auszugehen, dass die Festigkeit eines dünnwandigen Bauteils stärker von den Fasern beeinflusst wird. Deshalb wird ein Bauteil dann als dünnwandig definiert, wenn die minimale Querschnittsabmessung nicht größer ist als das Dreifache der Faserlänge l_f [AFG13]. Des Weiteren zeigt die höhere Standardabweichung der Prismen aus *UHPFRC ND-2,5*, die in Platten hergestellt worden sind, eine größere Streubreite an Faserparametern, siehe Tabelle 3.6. Die großen Streuungen bei *UHPFRC ND-2,5* entstehen zusätzlich durch das Schneiden der Probe mit der Steinsäge, da hier die äußeren Fasern zertrennt werden.

Tabelle 3.6 Bezogene Biegezugfestigkeit und Standardabweichung der untersuchten Proben

		Bezogene Biegezugfestigkeit $\frac{f_{ct,fl}}{f_{ctm}}$ [-]	N [-]	s [-]
Prismen (FK1-2,5)	geschalt	2,80	25	0,47
Prismen (ND-2,5)	geschnitten	2,70	35	0,70
Balken (FK1-2,5)	geschalt	2,37	3	0,21

Bei der Betrachtung der einzelnen Biegezugfestigkeiten für quer und längs orientierte Proben, siehe Anhang D: Biegeprismenversuche, zeigt sich, dass sich aufgrund der Fließfähigkeit vom verwendeten UHPFRC keine bevorzugte Faserausrichtung eingestellt hat. Es fällt aber auf, dass die Biegezugfestigkeit bei gleicher Faserausrichtung stark variiert. Die optisch gemessene Rissverteilung der Prismen variiert hier ebenfalls zwischen Einzelrissen und einer Mehrfachrissbildung.

Um die großen Streuungen bei der Nachrissbiegezugfestigkeit besser beschreiben zu können, wurden aus allen Versuchsserien gezielt Prismen ausgewählt (siehe Bild 3.36) und mit Hilfe des Mikro-CT untersucht. Zur Bestimmung der Einflussgrößen auf die Streuungen wurden Prismen mit besonders guten, schlechten oder auffälligen Ergebnissen näher untersucht. Zu den auffälligen Prismen gehören diejenigen mit stark verfestigendem Tragverhalten oder einer ungewöhnlich großen oder kleinen Anzahl an Rissen nach dem Versuch. Besonders deutlich erkennt man bereits den Einfluss der Faserorientierung η_0 bei dem untersuchten Prisma *Magnet*, bei dem während der Herstellung die Fasern magnetisch ausgerichtet worden sind [Led14].

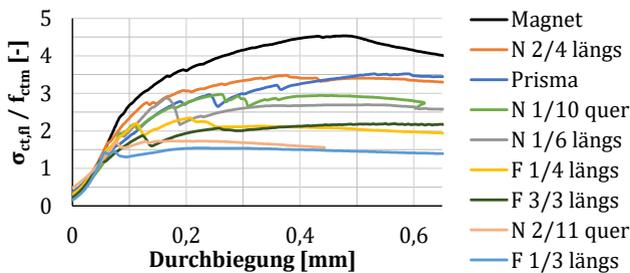


Bild 3.36 Biegezugspannungs-Durchbiegungsverlauf der ausgewählten Prismen die mit dem Mikro-CT näher untersucht wurden

Die Untersuchungen mit dem Mikro-CT fanden automatisiert statt, siehe Kapitel 3.4.1. Für die Bestimmung der Faserparameter wurde nur der Bereich der Rissbildung in der rechnerischen Zugzone im Querschnitt untersucht. Die Zugzonenhöhe wurde dafür vereinfacht mit $0,9 \cdot h$ abgeschätzt [DAf15]. Die abgeschätzte Rissgröße beim Erreichen der Nachrissbiegezugfestigkeit konnte für Prismen und Balken mit Hilfe der optisch gemessenen Risshöhen im Versuch bestätigt werden, siehe Anhang D: Biegeprismenversuche.

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit

Der statistische Zusammenhang zwischen der gemessenen Festigkeit und den berechneten Faserparametern wird über das Bestimmtheitsmaß beschrieben. Bedingt durch die geringe Probenanzahl und die große Streubreite ist das Bestimmtheitsmaß hierbei generell nicht sehr groß. Der bereits bekannte Zusammenhang zwischen Fasergehalt η_v sowie Faserorientierungsbeiwert η_θ und Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ kann aber gezeigt werden, siehe Bild 3.37. Beim Einfluss des Fasergehaltes (Bild 3.37 links) zeigt sich, dass die Festigkeit der untersuchten Proben nur im geringen Maße mit dem Fasergehalt korrelieren, was durch das sehr niedrige Bestimmtheitsmaß ausgedrückt wird. Da im Mittel alle Proben einen Fasergehalt von 2,5 Vol.-% aufwiesen, kann dementsprechend keine alleinige Abhängigkeit der Festigkeit vom Fasergehalt unterstellt werden. Als untere Grenze ist jeweils die Biegezugfestigkeit von UHPFRC ND-2,5 (ohne Fasern), siehe Bild 2.27, in Bild 3.37 und Bild 3.38 dargestellt.

Der Medianwert des Orientierungsbeiwertes (Bild 3.37 rechts) befindet sich im Bereich zwischen 0,63 und 0,86, was einer zweidimensionalen Ausrichtung der Fasern entspricht, siehe Tabelle 3.3. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass bei dünnwandigen Bauteilen meist eine zweidimensionale Faserorientierung erreicht wird. Da alle Proben jeweils 40 mm hoch waren und liegend betoniert wurden, unterscheidet sich der Orientierungsbeiwert nur gering zwischen den Proben. Aufgrund des höheren Bestimmtheitsmaßes kann davon ausgegangen werden, dass der Faserorientierungsbeiwert η_θ gegenüber dem Fasergehalt η_v einen stärkeren Einfluss auf die Festigkeit hat.

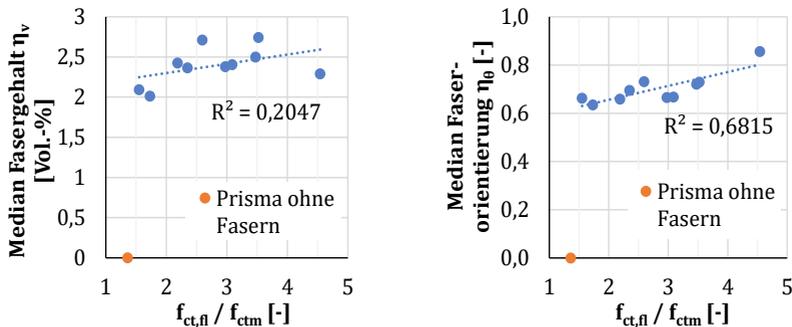


Bild 3.37 Auswertung der Medianwerte von Fasergehalt η_v und Orientierungsbeiwert η_θ in der Zugzone bezogen auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ des Prismas

Die alleinige Betrachtung des Fasergehaltes η_v und der Faserorientierung η_θ zur Bestimmung der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ reicht aufgrund der starken Streuung zur hinreichend genauen Berechnung der Festigkeit dünner Bauteile nicht aus. Als weiterer Parameter konnte die Abweichung vom Medianwert des Fasergehaltes $\eta_{v,lok}$ sowie die Abweichung vom Medianwert des Orientierungsbeiwertes $\eta_{\theta,lok}$ bestimmt werden, siehe Bild 3.38. Das Bestimmtheitsmaß zwischen der Medianwertabweichung des Fasergehaltes $\eta_{v,lok}$ und der Medianwertabweichung des Faserorientierungsbei-

wertes $\eta_{\theta,lok}$ beträgt dabei nur 0,29. Es wird daher davon ausgegangen, dass die beiden Kenngrößen voneinander unabhängig sind. Mit diesen beiden neuen Kenngrößen stehen insgesamt vier Kennzahlen für die Berechnung der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ zur Verfügung, nämlich: der Fasergehalt η_v , der Faserorientierungsbeiwert η_{θ} sowie die mittlere lineare Abweichung des Medianwertes des Fasergehaltes $\eta_{v,lok}$ und der Faserorientierung $\eta_{\theta,lok}$.

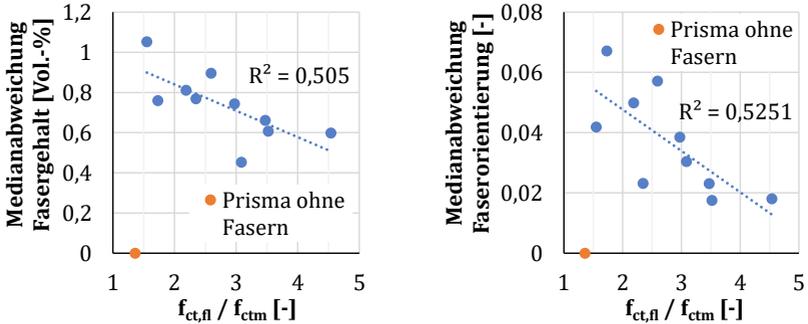


Bild 3.38 Nachrissbiegezugfestigkeit in Abhängigkeit von der mittleren linearen Abweichung vom Medianwert des Fasergehaltes $\eta_{v,lok}$ und des Orientierungsbeiwertes $\eta_{\theta,lok}$

3.6.7 Tragverhalten unter Querkraftbeanspruchung

Nach Kenntnis des Verfassers sind in der Literatur keine Untersuchungsergebnisse zum Einfluss der Faserorientierung auf die Querkrafttragfähigkeit verfügbar, es ist aber ebenfalls aufgrund der auftretenden Zugspannungen von einem Einfluss der Fasern auf die Festigkeit auszugehen.

Eigene Untersuchungen

Zur Untersuchung des Einflusses der Faserparameter auf die Querkrafttragfähigkeit wurden Prismen und Balken im Prüfaufbau nach [Baž86] (Bild 2.33) geprüft. Dabei wurden ebenfalls Probekörper der Serie F und N, siehe Bild 3.35, die aus Platten geschnitten wurden verwendet.

Die Auswertungen aller Einzelergebnisse sind im Anhang E: Querkraftprismenversuche zu finden. Wie auch bei den Biegezugprobekörpern konnte beim Betonieren keine Ausrichtung der Fasern in Fließrichtung erreicht werden.

Wie bei den Biegezugversuchen auch, zeigte sich mit UHPFRC FK1-2,5 eine geringere Streuung der Querkrafttragfähigkeit bei den Balkenversuchen, siehe Tabelle 3.7. Daher ist auch in diesem Fall davon auszugehen, dass die Faserparameter Einfluss auf die Festigkeit von dünnwandigen Bauteilen besitzen. Genau wie bei der Biegezugfestigkeit kommt es aufgrund der über den Querschnitt unterschiedlichen Faserparameter durch die Plattenherstellung zu einer größeren Streuung bei den Prismen aus UHPFRC ND-2,5.

3.6 Mechanische Eigenschaften in Abhängigkeit von der Faserwirksamkeit

Tabelle 3.7 Bezogene Querkrafttragfähigkeit und Standardabweichung der untersuchten Proben

		Bezogene Querkrafttragfähigkeit $\frac{\tau_u}{f_{cm}}$ [-]	N [-]	s [-]
Prismen (FK1-2,5)	geschalt	0,20	5	0,03
Prismen (ND-2,5)	geschnitten	0,17	23	0,05
Balken (FK1-2,5)	geschalt	0,17	3	0,01

Die in Bild 3.39 dargestellten Versuchsergebnisse zeigen die Auswahl, die mit dem Mikro-CT untersucht worden sind. Auffällig ist die große Streubreite mit unterschiedlichem Rissbild und Tragverhalten, siehe Anhang E: Querkraftprismenversuche. Die Faserparameter wurden für die Proben im Bereich der größten Scherspannung τ zwischen den Kerben bestimmt und anschließend ins Verhältnis zur erreichten Festigkeit gesetzt.

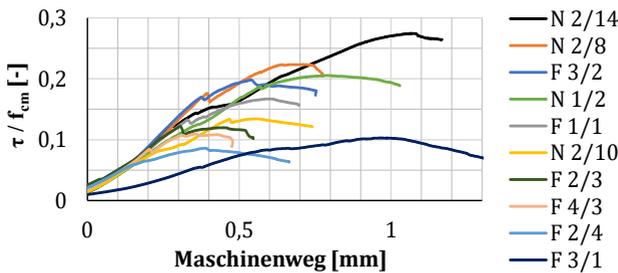


Bild 3.39 Querkrafttragfähigkeit von allen im Mikro-CT untersuchten Prismen

Bei den Querkraftversuchen zeigte sich, dass der Fasergehalt η_v sowie der Faserorientierungsbeiwert η_θ einen großen Einfluss haben, siehe Bild 3.40. Aufgrund der geringen Anzahl an Versuchen ist das Bestimmtheitsmaß nicht sehr hoch, zeigt aber den deutlichen Einfluss des Fasergehaltes η_v im Gegensatz zu den Biegezugversuchen, siehe Bild 3.37 links. Es ist aufgrund der vorhandenen Streuung jedoch nicht möglich, eine eindeutige Aussage zur erreichten Festigkeit für einzelne Proben zu machen. Auch hier müssen weitere Parameter untersucht werden.

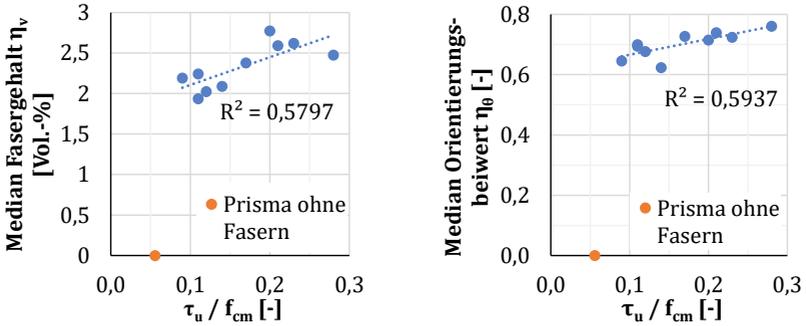


Bild 3.40 Medianwert vom Fasergehalt η_v und Faserorientierungsbeiwert η_θ gegenüber der auf die Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} bezogenen Querkrafttragfähigkeit τ_u

Die Auswertung der Medianwertabweichungen gegenüber den Querkrafttragfähigkeiten der Prismen sind in Bild 3.41 dargestellt. Anders als bei den Biegezugproben stellt hier die Abweichung des Fasergehaltes vom Medianwert $\eta_{v,lok}$, aufgrund des Bestimmtheitsmaßes nahe 0, keine Kenngröße für die Beschreibung der Festigkeit dar, siehe Bild 3.41 links. Die Medianabweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{\theta,lok}$ kann jedoch für die weitere Beschreibung der Festigkeit herangezogen werden, siehe Bild 3.41 rechts. Damit stehen für die Berechnung der Querkrafttragfähigkeit die drei unabhängigen Kenngrößen: der Medianwert des Fasergehaltes η_v , des Faserorientierungsbeiwertes η_θ sowie die Medianwertabweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{\theta,lok}$ zur Verfügung.

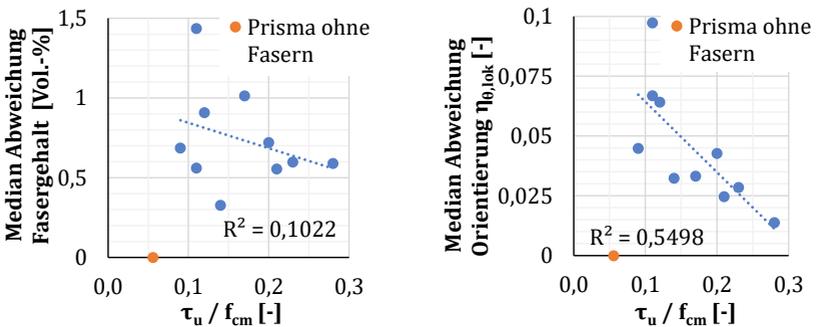


Bild 3.41 Mittlere lineare Abweichung vom Medianwert des Fasergehaltes $\eta_{v,lok}$ und Faserorientierungsbeiwert $\eta_{\theta,lok}$ gegenüber der auf die Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} bezogenen Querkrafttragfähigkeit τ_u

4 Numerische und experimentelle Untersuchungen an dünnwandigen Bauteilen

Im folgenden Kapitel werden die numerischen Formoptimierungsschritte und experimentellen Ergebnisse der entwickelten dünnwandigen Stab- und Flächenelemente, Trockenstoßverbindungen sowie Stabwerksknoten und Plattenbalkentragwerken vorgestellt.

4.1 Bruchmechanische Rechenmodelle zur Simulation von UHPFRC

Zur Beschreibung physikalischer Prozesse im Werkstoff wird die Kontinuumsmechanik verwendet, die sich aus der Kinematik, der Bilanzgleichung, den Thermodynamikansätzen und Konstitutiven Beziehungen zusammensetzt [Gut03]. Mit der Bruchmechanik wird es mit Hilfe von Schädigungsparametern in Kontinuumsmodellen möglich, für komplexe, gerissene Bauteile eine numerische Näherungslösung zu finden [Bur15].

Bisher gilt der Grundsatz, dass numerische Lösungen nicht allgemeine Gültigkeit haben, sondern durch ähnliche Bauteilversuche kalibriert werden müssen. Dabei hat sich für die Nachrechnung das Betonmodell von *Ottosen* als am geeignetsten für die Beschreibung von Betonbauteilen herausgestellt, siehe Bild 4.1. [Heg10]

Das im Model Code 1990 [CEB93] enthaltende Modell von *Ottosen*, kann dabei auch für UHPFRC verwendet werden [Spe08; Spe10].

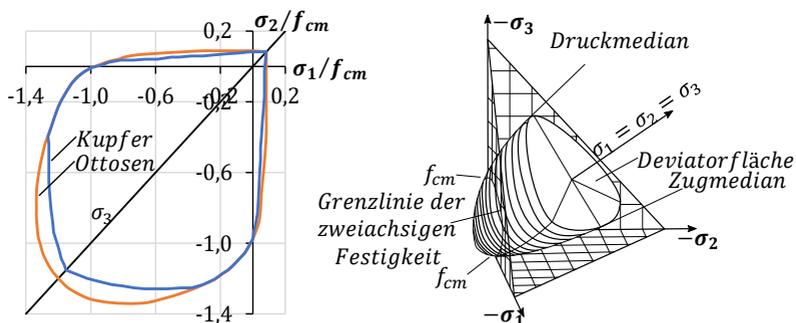


Bild 4.1 Beton unter mehrachsiger Beanspruchung [Mül16] nach Ottosen-Model im [CEB93]

Allen numerischen Ansätzen ist gemein, dass sie sich auf die Festigkeiten von Standardzylinder bzw. Würfelproben beziehen und somit anhand von einer mehrdimensionalen Spannungsentwicklung kalibriert werden. Da bei dünnwandigen Bauteilen aus UHPFRC die Ausbildung von mehraxialen Spannungszuständen sehr schwer möglich ist und das Material wie beschrieben aufgrund des großen Einflusses der Fasern nicht als homogen angesehen werden kann, können diese Modelle nicht ohne vorherige Kalibrierung verwendet werden. Hier gibt es neue, noch nicht kommerziell erhältliche Entwicklungen, die das Material vor allem im Hinblick die innere Faserverteilung und -orientierung besser beschreiben, z. B. [Lar10; Tej10; Eik15].

4.2 Numerische Analyse der Bauteile

Die Methode der Finiten Elemente (FEM) ermöglicht die Verformungsberechnung komplexer Bauteile über die Aufteilung eines komplexen Systems in kleine Elemente für die, mit Hilfe von Differentialgleichungen, die Dehnungen und Spannungen näherungsweise berechnet werden können [Gut03].

Der Einfluss von Faserparametern bei dünnwandigen Bauteilen wird bisher in den kommerziell verfügbaren FEM-Programmen nicht beachtet. Daher stellen die vorhandenen FEM-Lösungen keine zufriedenstellende Lösung für die Bestimmung der Tragfähigkeit dar. Für die Berechnung der Verformungen wurden die numerischen Lösungen jedoch erfolgreich im Entwurfsprozess zur Parameterstudie verwendet und bei der nachträglichen Validierung der Versuchsergebnisse genutzt. Dabei wurde teilweise aufgrund der besseren Konvergenz der Lösungen auch mit linear elastischen Materialmodellen gerechnet, um Bereiche in denen die Zugfestigkeit überschritten wird, bzw. es zu einer Rissbildung kommt, besser abschätzen zu können.

Für die entwickelten Stoßgeometrien wurden bei komplexen Bauteilen die mechanischen Eigenschaften auf ein Interface-Element reduziert, um die numerische Stabilität zu verbessern und das Rechenmodell zu vereinfachen.

Für die Untersuchung von Kontaktflächen bei Trockenstoßverbindungen wurde der Reibbeiwert für geschliffene Kontaktflächen von 0,6, siehe Kapitel 2.3.8, verwendet. Die Querdehnzahl von UHPC wurde in der numerischen Analyse mit 0,18 angenommen [Feh13].

Im Folgenden soll ein kleiner Überblick über die durchgeführten numerischen Analysen gegeben werden. Dabei stand die Entwicklung eines kraftflussoptimierten Ziel-Designs im Vordergrund, da aufgrund der dünnwandigen Bauweise und des großen Einflusses der Faserparameter eine Bestimmung der Traglast numerisch nicht möglich war. Die Kapitel 4.2.1 und 4.2.2 enthalten die Untersuchungsergebnisse zu Lastumlenkungen bei dünnwandigen Rohrquerschnitten und zur Entwicklung eines Knotenelementes, das in einem modularen Stabwerk verwendet werden kann. Das Kapitel 4.2.3 enthält die aus den numerischen Ergebnissen abgeleiteten Erkenntnisse für die Herstellung von Zahnleistenverbindungen für Platten und Schalentragwerke.

4.2.1 Lastumlenkung bei druckbeanspruchten Rohren

Für die Übertragung der Drucknormalkräfte bei stabförmigen Stoßverbindungen wurde der Einfluss der Kraftumlenkung von einem dünnwandigen Rohr zu einem Vollquerschnitt, der den sich anschließenden Stoßbereich darstellt, formoptimiert, siehe Bild 4.2. Die Übergangsquerschnitte stellen dabei den Übergang des Rohres zu einer Fügegeometrie dar, die sich im Bereich der Fügestelle anschließt, siehe Bild 1.3. Numerisch sollten die ellipsen- und katenoidenförmige Kraftumlenkung die beste Tragfähigkeit zeigen. Die Auswertung der experimentellen Untersuchungen sind in Kapitel 4.3.2 zu finden.

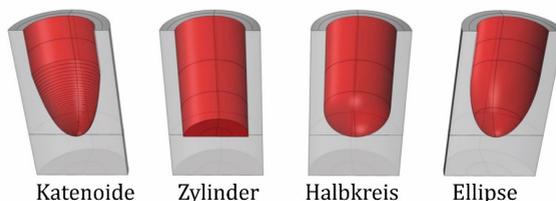


Bild 4.2 Kraftumlenkung von Rohr ($d_{\text{au\ss}en} / d_{\text{innen}} = 100 \text{ mm} / 70 \text{ mm}$) zu Vollquerschnitt [Mai13]

4.2.2 Stabwerksknoten

Der Knotenpunkt eines Stabwerkes stellt ein im besonderen Ma\ss e belastetes Bauteil dar, da er neben dem \u00dcbertragen von Drucknormalkr\u00e4ften auch zur \u00dcbertragung von Biegemomenten und Querkr\u00e4ften genutzt wird. F\u00fcr die Entwicklung wurde das Ziel verfolgt, dass ein angeschlossener Stab vor dem Knoten versagen sollte. Im ersten Entwicklungsschritt wurde daher der Stabwerksknoten mit einem Anschluss in Form eines K\u00f6cherfundamentes untersucht, siehe Bild 4.3.

Numerisch konnte nachgewiesen werden, dass f\u00fcr das Knotenbauteil zur \u00dcbertragung des vollen Biegemomentes die mindestens doppelte Wandst\u00e4rke des angeschlossenen Rohrquerschnitts ben\u00f6tigt w\u00fcrde, siehe Bild 4.3. Da dies zu einem sehr massiven und damit stark \u00fcberdimensionierten Stabwerksknoten f\u00fchrt, wurde dieser Anslusstyp nicht weiterentwickelt.

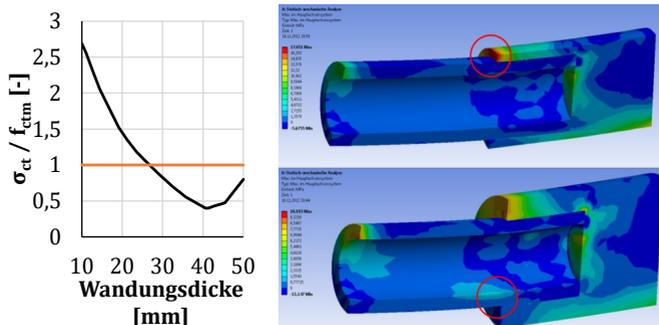


Bild 4.3 Parameterstudie zur Ausbildung eines K\u00f6chers zur \u00dcbertragung der auftretenden Biegemomente aus einem d\u00fcnnwandigen Rohr

Da der Stabquerschnitt der versagensrelevante Teil sein soll, wurde im folgenden Schritt der Knoten durch die Reduzierung seines Au\ss en- und Innendurchmessers leichter gemacht und der Sto\ssbereich au\ss erhalb des stark biegebeanspruchten Knotenpunktes gelegt. Der Knoten muss nun die Einleitung der Vorspannung sowie den Anschluss von drei St\u00e4ben erm\u00f6glichen. In einer ersten Entwicklungsstufe wurde der Knoten auf seine m\u00f6gliche Rissbildung bei Normalkraftbelastung und Momenteneinwirkung in einem fiktiven Stabwerk untersucht [Mai13], siehe Bild 4.4. Dabei zeigte

4.2 Numerische Analyse der Bauteile

sich, dass z. B. der Anschluss der Vorspannung (Bild 4.4 Bildmitte) durch eine Ovalisierung und Überschreitung der Zugfestigkeit stark geschwächt ist und eine starke Rissbildung im Knoten stattfindet.

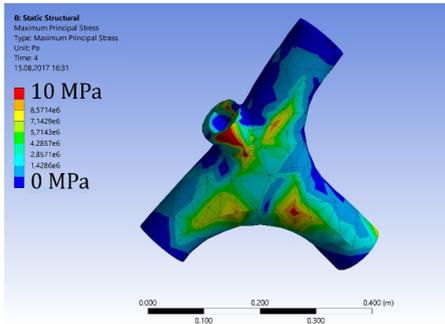


Bild 4.4 Zugspannungen im nicht optimierten Knotenmodell mit linear elastischem Materialmodell zur Veranschaulichung der Rissbildung

Im optimierten Knoten werden durch die größeren Ausrundungen zwischen den Stäben sowie den dickeren Krägen im Bereich des Anschlusses für die Vorspannung die Bereiche in denen die Zugfestigkeit überschritten wird deutlich reduziert, siehe Bild 4.5.

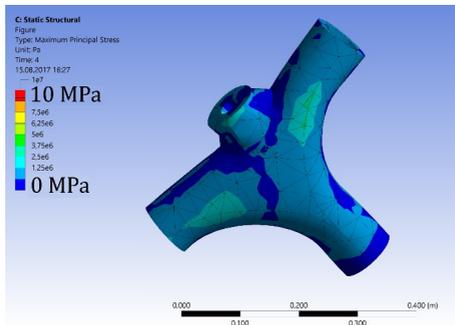


Bild 4.5 Zugspannungen im optimierten Knotenmodell mit größeren Ausrundungen und dickerem Krägen (oben links) mit reduzierter Rissbildung

Durch die numerische Optimierung des Stabwerksknotens konnte die Rissbildung minimiert, die Ausnutzung des Querschnittes verbessert und der Knoten leichter werden, siehe Bild 4.6.



Bild 4.6 Entwicklungsschritte für einen leichten, dünnwandigen Stabwerksknoten zur Übertragung der Stabkräfte [Mai13]

4.2.3 Zahnleistenverbindungen

Die entwickelten Zahnleistenverbindungen, siehe Bild 1.4, wurden in der numerischen Berechnung mit einer ideal glatten Oberfläche vollflächig gestoßen simuliert. Diese Annahme kann für die numerische Berechnung getroffen werden, weil aufgrund der mit hoher Präzision hergestellten Schalungen nur sehr kleinen Unebenheiten im realen Stoß vorhanden waren [The15].

Unter idealen geometrischen Bedingungen müssten die Ecken der Zähne jedoch unter Druckbeanspruchung aufgrund von Lastspitzen an den Zahnwurzeln zum frühzeitigen Versagen führen. Jedoch zeigten Versuche, dass die lokalen Toleranzen nicht zu einer Lastspitze in den Eckbereichen führen und es daher zu keiner Veränderung der Traglast durch ein Abschrägen der Kanten (Fase) kommt, siehe Bild 4.22.

Für Biegebauteilen hat sich eine Zahngeometrie mit einem Breite zu Höhe Verhältnis von zwei zu eins als günstig erwiesen. Zur Übertragung von Querkraften sollten die Zähne gleichmäßig über den Stoßbereich verteilt werden. [Leh16]

Bei der weiteren Berechnung von trocken gefügten Bauteilen wurde auf die exakte geometrische Modellierung der Fügegeometrie verzichtet und die Fügung über ein Interface-Element mit einem Materialmodell nach *Mohr/Coulomb* mit seinen mechanischen Eigenschaften, siehe Bild 4.24, verwendet.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

Für die dünnwandigen Elemente wurden vorwiegend Bauteile mit einer Wandstärke von 15 mm geprüft.

4.3.1 Rohre unter Normalkraftbelastung

An Rohrquerschnitten aus UHPFRC FK1-2,5 mit einer Wandstärke von 15 mm und einer Länge von 173 und 415 mm wurden mit einer servo-hydraulischen 3.000 kN-Druckprüfmaschine der Firma Zwick kraftgeregelt mit $0,5 \text{ MPa} / \text{s}$ die Druckfestigkeiten bestimmt, siehe Bild 4.7. Alle Prüfflächen wurden vor der Prüfung mit einem Schleifgerätee planparallel geschliffen.

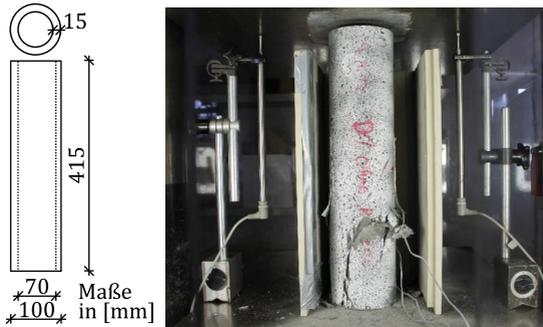


Bild 4.7 Versuchsaufbau mit Messtechnik und aufgespritzten Muster für die optische Verformungsmessung ($d / h = 100 / 415 \text{ mm}$)

Die Versuche zeigten, dass die Druckfestigkeit f_{cm} mit einem dünnwandigen Rohrquerschnitt ($d_{\text{außen}} / d_{\text{innen}} = 100 \text{ mm} / 70 \text{ mm}$) erreicht werden kann, siehe Tabelle 4.1.

Tabelle 4.1 Bezogene Druckfestigkeit $\frac{f_c}{f_{cm}}$ der dünnwandigen Rohre aus UHPFRC FK1-2,5

	Bezogene Druckfestigkeit $\frac{f_c}{f_{cm}}$ [-]	N [-]	s [-]
FK1-2,5 Rohr	1,03	13	0,11

In einer weiteren Versuchsserie wurde der Einfluss des Größtkorns sowie des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit von dünnwandigen Rohren untersucht, siehe Bild 4.8. Im Bild dargestellt ist der Einfluss des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit f_c für die Feinkornmischung M3Q und eine Grobkornmischung B5Q mit einem 2 / 8 mm Basaltkorn. Es ist zu erkennen, dass die Druckfestigkeit f_c mit steigendem Fasergehalt η_v abnimmt, was vermutlich auf die Bildung von Scherflächen durch die Fasern aufgrund der dünnen Wandung zurückgeführt werden kann. Zusätzlich erreicht die höherfeste B5Q-Mischung nur eine geringere Tragfähigkeit, was ebenfalls auf Inhomogenität im dünnen Querschnitt durch die Basaltkörnung zurückgeführt wird. Es

wird daher empfohlen, eine homogene Rezeptur mit einem Größtkorn deutlich unter der zweifachen Wandstärke für dünnwandige Bauteile zu verwenden.

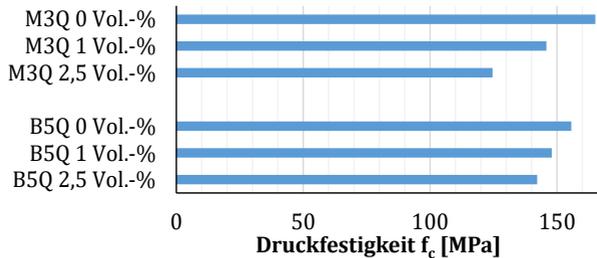


Bild 4.8 Einfluss von Fasergehalt und Gesteinskorn auf die Druckfestigkeit von dünnwandigen Rohrquerschnitten

4.3.2 Lastumlenkung in Rohren unter Normalkraftbelastung

An jeweils drei numerisch optimierten dünnwandigen Rohren mit integrierten Lastumlenkungen und einer Länge von 173 mm, siehe Bild 4.2 und Bild 4.9, wurden mit einer servo-hydraulischen 3.000 kN-Druckprüfmaschine der Firma Zwick kraft-geregelt mit $0,5 \text{ MPa} / \text{s}$ Druckversuche durchgeführt. Die Prüfflächen wurden dafür vor der Prüfung mit einem Schleifgerät planparallel geschliffen.



Bild 4.9 Versuchsaufbau für Rohre mit integrierter Lastumlenkung und aufgesprühtem Muster für die optische Verformungsmessung ($d / h = 100 / 173 \text{ mm}$)

Die numerische Parameterstudie zeigte einen Einfluss der Lastumlenkungsgeometrie auf die Druckfestigkeit, die experimentell nicht bestätigt werden konnte, siehe $\frac{f_{c,calc}}{f_{cm}}$ gegenüber $\frac{f_{c,exp}}{f_{cm}}$ in Tabelle 4.2. Aufgrund der guten experimentellen Ergebnisse und der einfachen Herstellbarkeit wurden im weiteren Verlauf alle Kraftumlenkungsbe-reiche bei stabförmigen Druckstößen in Zylinderform ausgeführt.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

Tabelle 4.2 Experimentelle und numerische Druckfestigkeit von Rohrübergängen

Umlenkungsgeometrie	$\frac{f_{c,exp}}{f_{cm}}$ [-]	N [-]	s [-]	$\frac{f_{c,calc}}{f_{cm}}$ [-]
Ohne (Rohr)	1,02	20	0,10	1,00
Katenoide	0,92	3	0,06	0,65
Zylinder	0,90	3	0,02	0,09
Halbkreis	0,85	3	0,09	0,28
Ellipse	0,84	3	0,06	0,70

Es konnte bereits gezeigt werden, dass im Gegensatz zu der numerischen Berechnung die Druckfestigkeit von der gewählten Kraftumlenkungsgeometrie nicht stark beeinflusst wird, siehe Tabelle 4.2. Der Versagensbereich oberhalb der Kraftumlenkung konnte jedoch auch numerisch gut abgebildet und mittels optischer Messtechnik im Versuch bestätigt werden [Leh13], siehe Bild 4.10.

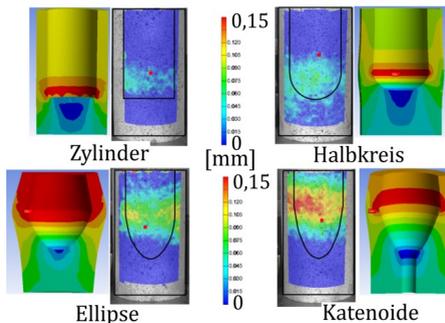


Bild 4.10 Radiale Verschiebung der Kraftumlenkungsbereiche beim Erreichen der Traglast. Im Versuch optisch gemessen mit der Verschiebung in mm (innen) und numerische Lösung (außen).

Da der Versagensbereich immer oberhalb der Kraftumlenkung liegt, hat die Kraftumlenkungsgeometrie keinen großen Einfluss auf die Traglast. Es ist daher keine kontinuierliche Veränderung der Steifigkeit zur Kraftumlenkung für die Übertragung von Druckkräften in dünnwandigen Bauteilen notwendig. Aufgrund der hohen Tragfähigkeit und der einfachen Herstellbarkeit wird daher die zylinderförmige Kraftumlenkung für Druckstöße nachfolgend verwendet.

4.3.3 Stabverbindungen

Nach der Untersuchung der Rohre und der Kraftumlenkungen schließt sich der Stoßbereich an, der es ermöglicht, Rohre miteinander kraftschlüssig schon im Montagezustand zu verbinden, siehe Bild 4.11. Die entwickelten Stoßtypen sollten dabei für spezielle Belastungen wie Torsion (Typ A), Zugkraftübertragung (Typ B) oder Querkräfte (Typ C) geeignet sein.

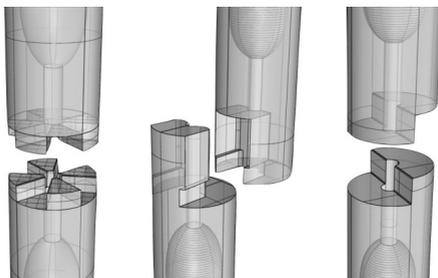


Bild 4.11 Untersuchte Stoßbereiche von Stabwerken. (von links nach rechts: Stoßtyp A, B und C) [Mai13]

Unter Berücksichtigung des bereits beschriebenen Einflusses der zylinderförmigen Kraftumlenkung auf die Druckfestigkeit von 0,90, siehe Tabelle 4.2, wurde bei der Prüfung von Rohren mit Kraftumlenkung und Stoßbereich eine weitere Reduktion der Druckfestigkeit f_c festgestellt, siehe Tabelle 4.3. Für einen Stab mit zylinderförmiger Lastumlenkung und dem Stoßtypen A und C wird somit eine Abminderung der Druckfestigkeit f_c von 0,85 bzw. 0,84 notwendig.

Tabelle 4.3 Bezogene Druckfestigkeit $\frac{f_c}{f_{cm}}$ der untersuchten Stoßbereiche

Stoßtyp	Bezogene Druckfestigkeit $\frac{f_c}{f_{cm}}$ [-]	N [-]	s [-]
Rohr (ohne)	1,03	13	0,11
A	0,85	4	0,05
B	0,75	1	-
C	0,84	2	0,07

In Bild 4.12 sind die Versagensbilder der untersuchten Stoßbereiche dargestellt. Es ist zu erkennen, dass ein Versagen bei allen Stoßbereichen außerhalb des Stoßes auftrat. Der Versagensbereich befindet sich hier, wie in Kapitel 4.3.2 bereits festgestellt, im ungestörten Rohrbereich außerhalb der Kraftumlenkung.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile



Bild 4.12 Versagensbilder der untersuchten Stoßbereiche. (von links nach rechts: Stoßtyp A, B und C)

4.3.4 Stabwerksknoten

Die Untersuchungen an dünnwandigen Rohren und Stoßverbindungen aus UHPFRC zeigen die Leistungsfähigkeit des Materials auch unter Biegebelastung. Durch Kombination von Stäben und Fügung mit einem Knoten ist es möglich ein Stabwerk zu erstellen, welches die druck- und biegebelasteten Querschnitte miteinander verbindet. Dadurch wird, im Gegensatz zu einem Fachwerkträger, der Knoten zu einem wichtigen Kreuzungspunkt in dem auch Biegemomente übertragen werden müssen. Die sonst auftretenden hohen Zugnormalkräfte können dadurch im Tragwerk reduziert und durch Biegebeanspruchungen materialgerechter ersetzt werden. Der für diese Beanspruchungen numerisch optimierte Knoten, siehe Kapitel 4.2.2, wurde auf die Herstellbarkeit, siehe Bild 4.13, und Tragfähigkeit überprüft.



Bild 4.13 Herstellung des Stabwerksknotens mit zweiseitiger Industriewachsschaltung und innenliegender Polystyrolschalung mit Gewindestangen für die nachträgliche Vorspannung [Mai13]

Hergestellt wurden zwei dünnwandige Betonknoten mit einem Rohrdurchmesser von 100 mm, 15 mm Wandstärke und einem Gewicht von 8,6 kg, die eine biegesteife Rahmenecke in einem Stabwerk darstellen. Die Belastung wurde mit einer servo-hydraulischen 3.000 kN-Druckprüfmaschine der Firma Zwick weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von $0,1 \text{ mm} / \text{min}$ aufgebracht. Der Betonknoten wurde durch Gewin-

destangen in beiden Achsen vorgespannt. Für die Einleitung der Vorspannung wurden Tellerfederpakete verwendet, um die Vorspannkraft während der Belastung in Normalkraftrichtung länger konstant zu halten. Die Knoten wurden für die Prüfung auf Stahlaufleger aufgesetzt, siehe Bild 4.14. Für Knoten 2 wurden die unteren Auflager durch Langlochverschraubungen horizontal verschiebbar ausgeführt.



Bild 4.14 Versuchsaufbau für die Prüfung der Stabwerksknoten

Die UHPFRC-Knoten zeigen ein gutes Tragverhalten bei hoher Duktilität mit diskreter und multipler Rissbildung während der Belastung. Die Makrorissbildung ist in Bild 4.15 dargestellt. Die multiple Mikrorissbildung kann mit Hilfe der Dehnmessstreifen sowie der Auswertung von Aufnahmen aus dem Mikroskop gezeigt werden, siehe Anhang G: Stabwerksknotenprüfung. Im gerissenen Zustand kann die Last über das Dreifache der Erstrisslast gesteigert werden, was die hohe Leistungsfähigkeit und Duktilität dieser Bauweise zeigt, siehe Bild 4.16. Zusätzlich wird die Rissbreite klein gehalten und Risse können sich durch Umlagerungseffekte wieder schließen.

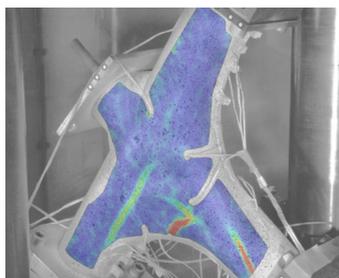


Bild 4.15 Rissbildung im Knoten 2 kurz vor Erreichen der Höchstlast (blaue Bereiche ohne Zugdehnungen)

Die Erstrisslast, die durch die beginnende Verdrehung des Anschlusswinkels α (Bild 4.14) bei einsetzender Rissbildung beschrieben werden kann, beträgt bei beiden Knoten rund 38 kN, Bild 4.16. Über die Verdrehung des Anschlusswinkels α konnte zusätzlich über die Nachrechnung der Federsteifigkeiten die aufgenommenen Stabendmomente im Bereich von 0,2 bis 1,1 kNm bei beginnender Rissbildung berechnet werden. Die Drucknormalkraft in den Stäben beträgt zwischen 60 und 180 kN, was einer Querschnittsausnutzung von 8 bis 26 % der Druckfestigkeit entspricht.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

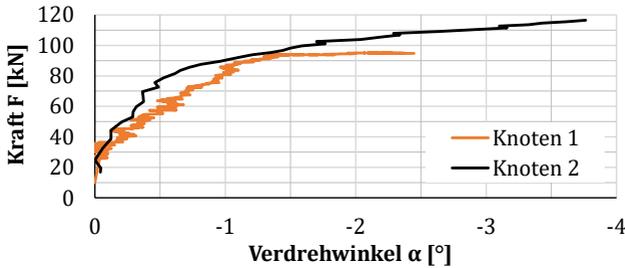


Bild 4.16 Prüfmachinenkraft F gegenüber der Winkelverdrehung α zweier Knotenschenkel

Die weitere Auswertung der Dehnmessstreifen und Rissaufnahmen sind im Anhang G: Stabwerksknotenprüfung zu finden.

4.3.5 Zahnleistenverbindungen für Flächentragwerke

Für die Übertragung von Druck-, Zug- und Querkraften wurde eine trockene Stoßverbindung entwickelt, die alle Kräfte weiterleiten kann und sich einfach fügen lässt. In Bild 4.17 sind die dafür untersuchten Zahnleistenverbindungen mit unterschiedlichen Verhältnissen von Breite zu Höhe (A-D) und Zahnwinkeln (1-3) dargestellt.

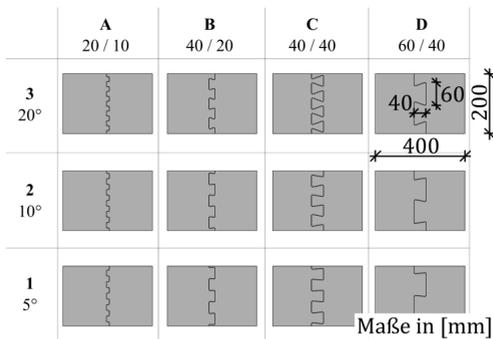


Bild 4.17 Übersicht der untersuchten Zahnleistenverbindungen für flächige Fügebauteile [Leh16]

Die Zahnleistenverbindungen wurden mit einer Prüfmachine zusammengepresst und dabei die Fügekraft gemessen, siehe Bild 4.18. Ein wichtiges Kriterium für die Fügbarkeit der untersuchten Zahnleisten stellte die Fügekraft dar, die bei kleineren Zahnhöhen und größeren Zahnwinkeln stark erhöht war.



Bild 4.18 Fügung einer Trockenstoßverbindung

Es zeigte sich, dass bei der Fügung zweier mit einer Toleranz von $\pm 0,05$ mm hergestellten Platten keine Schädigung beim Fügeprozess eintritt und eine kraftschlüssige Verbindung hergestellt werden kann, siehe Bild 4.19. Ebenfalls zeigte sich durch einen Spalt zwischen den Platten, dass die Fügung nicht vollflächig aufliegt, sondern sich nur punktuell verzahnt, siehe Bild 4.19 Mitte. Dieser Spalt wird durch eine spätere Vorspannung jedoch wieder zur vollflächigen Kraftübertragung überdrückt.

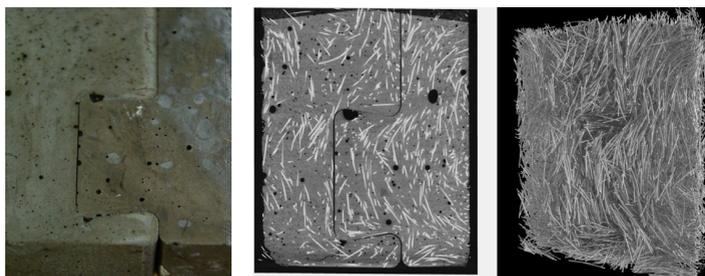


Bild 4.19 Überprüfung der Schädigung und der Faserorientierung im Bereich der Zahnleistenverbindung mittels Mikro-CT [Leh14a]

Wegen der zunehmenden Reibung in langen Zahnleistenverbindungen nimmt die benötigte Kraft zur Fügung größerer Bauteile stark zu. Aus diesem Grund wurde eine neuartige Methode der kraftschlüssigen Verbindung mit UHPFRC-Passstücken geschaffen, deren Geometrie an die Form eines Schwalbenschwanzes angelehnt ist. Platten und Stabverbindungen lassen sich mit diesen Passstücken mit einfachen Werkzeugen (z. B. Kunststoffhammer) miteinander verbinden.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile



Bild 4.20 Fügung der UHPFRC-Passstücke mithilfe eines Kunststoffhammers [Leh16]

4.3.6 Platten unter Normalkraftbelastung

Die Drucktragfähigkeit der untersuchten Zahnleistenverbindungen, siehe Bild 4.17, wurde mit einer servo-mechanischen 500 kN-Prüfmaschine der Firma Zwick ermittelt. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug $0,01 \text{ mm/s}$. Die Platten ($400 \times 200 \times 15 \text{ mm}^3$) wurden vor dem Versuch gefügt und mit einer Einspannvorrichtung auf ihre geschalte Seite mit einem Holzstreifen aufgelagert. Der Bruch fand immer in Feldmitte statt, siehe Bild 4.21.

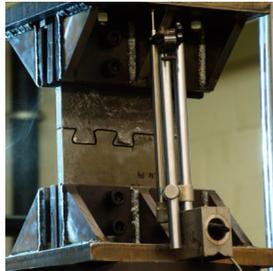


Bild 4.21 Versuchsaufbau Plattendruckprüfung

Der Einfluss der Stoßrauheit und der reinen Plattenfestigkeit, sowie der Stoßbereiche ist in Tabelle 4.4 dargestellt. Es ist zu sehen, dass eine 15 mm dicke Platte nahezu die Druckfestigkeit f_c übertragen kann. Durch die Anordnung eines trockenen Stoßes im Plattenquerschnitt kommt es zu einer Abminderung der Druckfestigkeit auf rund $0,8 \cdot f_c$. Ein stumpfer, sägerauher Stoß ohne Zahnleistenverbindung erreicht dagegen nur eine Festigkeit von $0,74 \cdot f_c$.

Tabelle 4.4 Bezogene Druckfestigkeit $\frac{f_c}{f_{cm}}$ der Zahnleistenverbindung

Stoßtyp	Druckfestigkeit $\frac{f_c}{f_{cm}}$ [-]	N [-]	s [-]
Platte (ohne)	0,95	4	0,09
stumpf (sägerauh)	0,74	2	0,23
A2	0,73	2	0,09
B1	0,81	3	0,09
B2	0,80	5	0,02
B2 (Fase)	0,84	1	-
B3	0,83	3	0,03
B3 (Fase)	0,79	1	-
C2	0,71	1	-
D2	0,81	1	-

Der aus der numerischen Analyse angenommene Einfluss der Zahnecken und Zahnwurzeln als Ausgangspunkt für das Versagen durch eine Spannungsspitze konnte experimentell nicht nachgewiesen werden. Die extra mit einer Fase an den Zahnecken versehenen Zahnleistenverbindungen B2 (Fase) und B3 (Fase) erreichte ähnliche Versagenslasten, wie die Zahnleistenverbindungen ohne Fase, siehe Tabelle 4.4. In Bild 4.22 ist das Bruchbild der Zahnleistenverbindung B2 (Fase) mit abgeschrägten Zahnecken abgebildet. Das Bruchbild zeigt, dass der Riss sich nicht aus der Zahnwurzel heraus entwickelt, sondern dass es sich um einen Stauchungsbruch im Betonquerschnitt handelt.

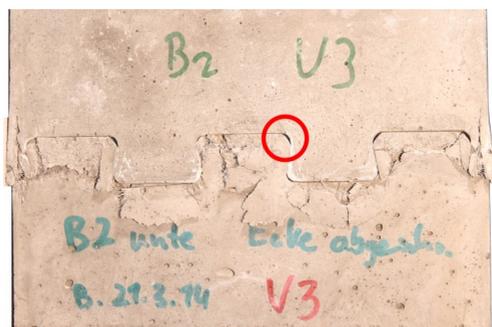


Bild 4.22 Versagensbild einer Zahnleistenverbindung mit abgeschrägten Zähnen (Fase ist rot eingekreist)

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

Die Bruchbilder der Platten nach dem Druckversuch sind im Anhang F: Druckprüfung von Zahnleistenverbindungen dargestellt.

4.3.7 Platten unter Normkraft- und Querkraftbelastung

Für die Anwendung in großen Bauteilen muss die Querkrafttragfähigkeit der Zahnleistenverbindungen geprüft werden. Mit der aus den vorhergehenden Untersuchungen ermittelten besten Zahngeometrie B2 wurden anschließend weitere Versuche an Zahnleistenverbindungen unter Scherbeanspruchung durchgeführt, siehe Bild 4.23. Dafür wurden Platten ($b/h = 120 \text{ mm} / 400 \text{ mm}$) mit einer Dicke von 15 mm aus UHPFRC FK1-2,5 und unterschiedlichen Fügewinkeln mit einer servo-mechanischen 500 kN-Prüfmaschine der Firma Zwick geprüft. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug $0,01 \text{ mm/s}$.

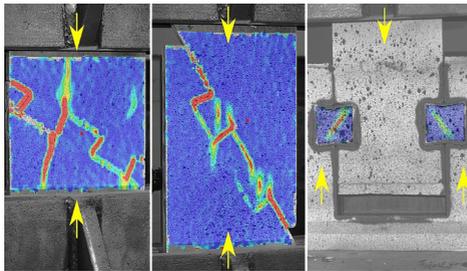


Bild 4.23 Veränderter Versagensmechanismus durch unterschiedliche Belastungsrichtungen bei Zahnleistenverbindungen (links: Plattenversagen, Mitte und rechts: Scherbruch; blau: keine Zugdehnungen) [Leh16]

Durch die Darstellung der Versuchsergebnisse von Druckfestigkeit f_c und Schubfestigkeit τ_u nach [Oet13], siehe Bild 4.24, kann die allgemeine Querkrafttragfähigkeit für unterschiedliche Beanspruchungsrichtungen abgelesen werden. Das aus den Versuchen mit unterschiedlichem Fügewinkel ermittelte Versagenskriterium kann anschließend für die numerische Beschreibung des UHPFRCs mit Hilfe des Werkstoffmodells von *Mohr/Coulomb* verwendet werden. Die Ergebnisse für Winkel zwischen 30° und 45° werden dafür auf das Bruchkriterium von *Mohr/Coulomb* bezogen, da im Versuch eine Spaltung der Platten, siehe Bild 4.23 links, stattgefunden hat, die in einem realen kontinuierlichen Bauteil nicht auftreten kann [Leh16].

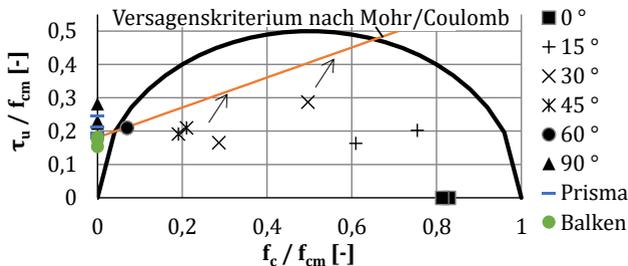


Bild 4.24 Schubtragfähigkeit von Zahnleistenverbindungen [Leh16]

4.3.8 Platten unter Biegebeanspruchung

Die Versuche an biegebeanspruchten Platten wurden mit einer servo-mechanischen 500 kN-Prüfmaschine der Firma *Zwick* durchgeführt. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug $0,01 \text{ mm/s}$. Die Platten ($400 \times 200 \times 15 \text{ mm}^3$) wurden in einem Vier-Punkt-Biegeversuch, mit einem Abstand von 75 mm zwischen Auflager und Lasteinleitung, geprüft. Der Abstand zwischen der aufgebracht Belastung wurde so gewählt, das die resultierende Momentenbelastung konstant über den Bereich der Zahnleistenverbindung aufgebracht worden ist, siehe Bild 4.25.



Bild 4.25 Versuchsaufbau zu Biegezugprüfung von Platten mit Zahnleistenverbindungen [Leh14b]

Als weiterer Entwicklungsschritt wurde die Querschnittshöhe der Zahnleisten im Bereich des Stoßes verdoppelt um mehr Last übertragen zu können, siehe Bild 4.26. Dies war nötig, da die Biegezugfestigkeit der Platte mit einer einfachen Zahnleistenverbindung nicht erreicht werden konnte, siehe Tabelle 4.5,

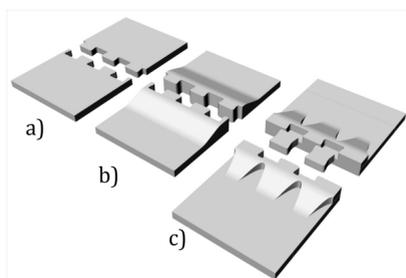


Bild 4.26 Weiterentwicklung der Zahnleistenverbindung zur Verbesserung der Biegetragfähigkeit a) als flacher Fügestoß, b) als aufgeweitete Verbindung mit Zug- und Druckzone (Stoßtyp B2.2) und c) als fügungsoptimierte Verbindung mit zusätzlichen UHPFRC-Passstücken (Stoßtyp B2.4) [Leh16]

Im Vergleich zur erreichten bezogenen Prismenbiegezugfestigkeit $f_{ct,fl} / f_{ctm} = 2,7 - 2,8$, siehe Tabelle 3.6, ist eine deutlicher Abfall der Biegezugfestigkeit bei den stehend betonierten Platten $f_{ct,fl} / f_{ctm} = 1,63$ zu sehen, siehe Tabelle 4.5. Der Einfluss der Betonierrichtung auf die Biegezugfestigkeit, siehe Tabelle 3.4, kann damit

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

auch für dünnwandige Bauteile bestätigt werden. Ebenfalls ist zu sehen, dass die Festigkeit der optimierten Passverbindungen die Biegezugtragfähigkeit der Platte erreicht.

Tabelle 4.5 Bezogene Biegezugfestigkeit $\frac{f_{ct,fl}}{f_{ctm}}$ der Zahnleistenverbindungen

Stoßtyp	Bezogene Biegezugfestigkeit $\frac{f_{ct,fl}}{f_{ctm}}$ [-]	N [-]	s [-]
Platte (ohne)	1,63	3	0,20
A2	0,74	3	0,28
B1	0,54	3	0,04
B2	0,63	4	0,09
C2	0,60	1	-
D2	0,31	1	-
B2.2	1,81	1	-
B2.3	1,90	2	0,04
B2.4	1,61	2	0,15

4.3.9 Plattenbalken

Zur Überprüfung der Herstellbarkeit und der Tragfähigkeit von dünnwandigen, modularen Tragwerken wurden Vier-Punkt-Biegeversuche an trocken gefügten Plattenbalken mit Stab- und Plattenelementen aus UHPFRC ND-2,5 durchgeführt, siehe Bild 4.27. Das Plattenbalkenbauteil wurde mit sechs Platten und zwei Kastenelementen mit Hilfe von Zahnleistenverbindungen und UHPFRC-Passstücken zu einem 3 m langen Plattenbalkenausschnitt zusammengefügt. Die Plattenbalken (PB) hatten eine Wandstärke von 15 (PB 1 und 2) und 25 mm (PB 3). Zusätzlich wurde PB3 nach dem Versuch zur Bestimmung des Einflusses der Platten noch einmal als Balken ohne gefügte Platten geprüft.

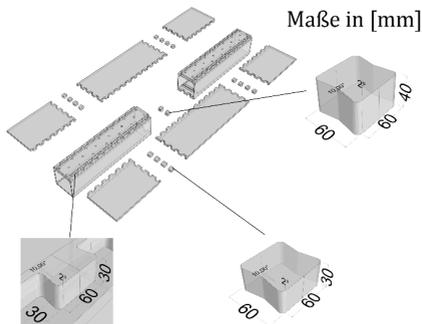


Bild 4.27 Fügungskonzept für modulare Plattenbalkentragwerke [Leh16]

Die Herstellung der Balkenelemente erfolgte allseitig geschalt auf dem Kopf stehend mit den Aussparungen für die im Zuggurt angeordneten UHPFRC-Passstücke oben, siehe Bild 4.28. Die Einfüllöffnung wurde nach dem Verschließen mit einem Stahleinbauteil als späteres Auflager genutzt.

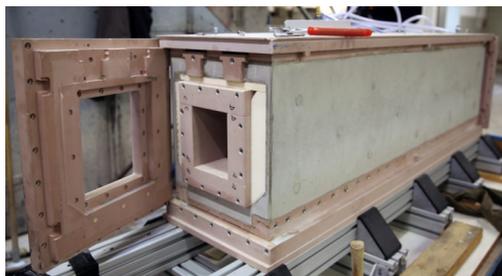


Bild 4.28 Schalung eines Balkenelements des Plattenbalkens [Leh16]

Die Belastung wurde mit zwei hydraulischen 2.000 kN-Prüfzylindern in einem Vier-Punkt-Biegeversuch aufgebracht, siehe Bild 4.29. Die Vorspannung wurde über Vorspannlager aus Stahl, in denen in der Hälfte der Balkenhöhe ein Carbon-Vorspannkabel geführt wurde, vollflächig in den Balkenquerschnitt eingeleitet. Ziel der vorherigen numerischen Formfindung sowie rechnerischen Dimensionierung der Bauteile war es, ein duktiler Biegezugversagen außerhalb der Fügstellen zu erreichen.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

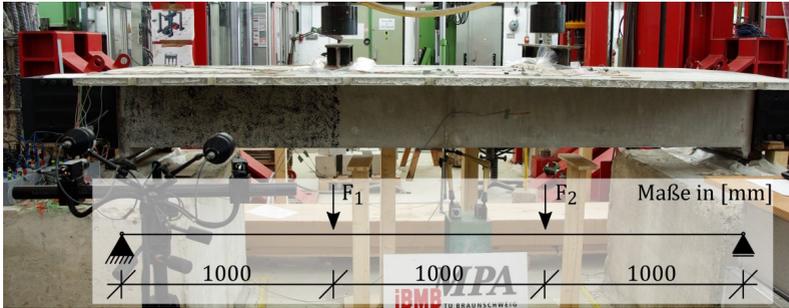


Bild 4.29 Versuchsaufbau für die Prüfung von modularen Plattenbalken

Die im Versuch erreichten Lasten F mit den jeweiligen Vorspannkraften sind in Bild 4.30 dargestellt. Da bei PB3 aufgrund der dickeren Wandung von 25 mm im Versuch nur die UHPFRC-Passstücke in der Fügestelle in Feldmitte versagt haben, wurden für die Ermittlung des Einflusses der Platten auf die Druckzonbreite die ungeschädigten Balkenelemente von PB 3 ohne Platten noch einmal geprüft (siehe Bild 4.30 Balken). Für alle Versuche ist in Bild 4.30 die mittlere Kraft F gegenüber der Durchbiegung in Feldmitte dargestellt. Die Vorspannkraft wurde zur Verbesserung der Biegetragfähigkeit auf 17 bzw. 20 % der Druckfestigkeit f_{cm} bezogen auf die Balkenquerschnittsfläche gewählt. Mit den Versuchen konnte gezeigt werden, dass die Fügstellen leistungsfähig sind und die auftretenden Kräfte übertragen werden können.

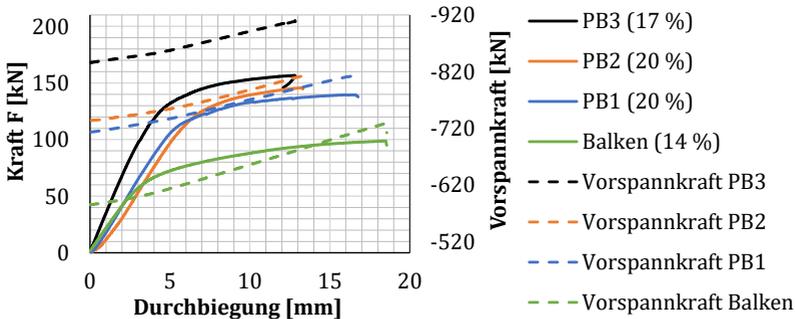


Bild 4.30 Belastung F und Vorspannkraft bezogen auf die Durchbiegung im Vier-Punkt-Biegeversuch an modularen, dünnwandigen Balken und Plattenbalken (Vorspanngrad in %)

Bei PB1 konnte ein nicht vorher berechnetes Querkraftversagen beobachtet werden sowie der Beginn des Versagens der Zugzone im Untergurt, siehe Bild 4.31. Der dabei optisch gemessenen Risswinkel des Querkraftrisses von rund 23° stimmt dabei sehr gut mit dem nach mit Gl. (2.11) berechnete Risswinkel von $23,1^\circ$ überein. Um ein Querkraftversagen bei PB2 mit einer ebenfalls 15 mm dicken Wandstärke zu verhindern, wurden die Balkenelemente vor dem Versuch mit einem Kohlefasergerlege im Querkraftbereich verstärkt.

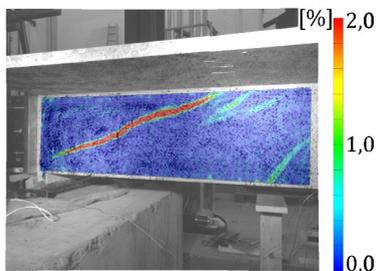


Bild 4.31 Optisch gemessene Zugverformungen im Steg von Plattenbalken 1 (PB1) [Leh16]

Der Grund für das Auftreten des Querkraftrisses wurde anschließend genauer untersucht. Aufgrund der deutlich erhöhten Querkrafttragfähigkeit der Stege gegenüber der Zugfestigkeit des Zuggurtes wäre ein Querkraftversagen rechnerisch ausgeschlossen gewesen. Bei genauerer Untersuchung des Querkraftrisses waren von außen keine risskreuzenden Fasern zu erkennen, siehe Bild 4.32. Dies deutet auf ein Faserabsinken hin, dass aufgrund der Befüllung durch ein Einstochern des UHPFRCs in den Steg der Balkenschalung aufgetreten ist.



Bild 4.32 Versagen der Wandung im Steg ohne Fasern

Zur genauen Bestimmung der Faserparameter im Steg von PB1 wurden Bohrkern entnommen, die ebenfalls mit dem Mikro-CT ausgewertet worden sind, siehe Bild 4.33. Die Auswertung der Bohrkern bestätigt die Annahme, dass das Stochern und die hohe Verdichtungsenergie bei der Herstellung zu einem Absinken der Fasern und zu Bereichen ohne Fasern im Steg geführt hat. Somit muss für den späteren Querkraftnachweis für PB1 die Querkrafttragfähigkeit von *UHPFRC ND-2,5* ohne Fasern angesetzt werden.

4.3 Dünnwandige, trocken gefügte Bauteile

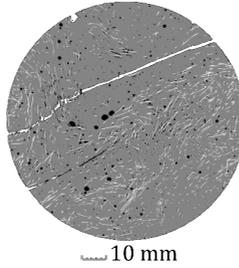


Bild 4.33 CT-Aufnahme eines Bohrkerns aus der Mitte des Steges im Bereich des Querkraftversagensrisses (Beton ist grau dargestellt)

Um zu untersuchen, ob die UHPFRC-Passstücke in der Lage waren, die Zugkräfte in den Zuggurt weiterzuleiten, wurde der Balkenquerschnitt nach Biegerissen abgesehen. Der bei PB2 von außen durch die Kohlefasergelege verdeckte Bereich der Zugzone zeigte von innen, dass die durch UHPFRC-Passstücke weitergeleitete Zugkraft einen in 400 mm vom Stoß entfernten Biegeriss im Untergurt erzeugt hat, siehe Bild 4.34. Die vollständige Übertragung der Zugkräfte in den Zuggurt konnte somit durch den Einsatz von UHPFRC-Passstücken erreicht werden.



Bild 4.34 Riss quer durch die Zugzone des Balkens auf der Innenseite des Untergurtes von PB2 nach dem Versuch

5 Traglastnachweis von dünnwandigen Bauteilen aus UHPFRC unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

Dieses Kapitel enthält einen neuen Ansatz für die Bestimmung der Traglast von dünnwandigen und trocken gefügten Bauteilen mit dem neu entwickelten Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$. Dafür werden die aktuellen Nachweiskonzepte, um die festgestellten Einflüsse aus den Faserparametern: Faserorientierung, Fasergehalt, Abweichung der Faserorientierung und Abweichung des Fasergehaltes sowie den Einfluss von Geometrie und Fügung, erweitert. Die Anwendbarkeit der Tragfähigkeitsberechnung mit der Fasereffektivität $k_{f,eff}$ wird durch eigene Versuchsergebnisse überprüft.

Die Nachweise sollen es ermöglichen, an den relevanten Stellen im Tragwerk die Traglasten nachzuweisen. Das neue Nachweiskonzept sieht die Bestimmung der Traglast für folgende Bereiche vor:

- normalkraftbelastete Bereiche,
- biegebelastete Bereiche,
- querkraftbelastete Bereiche und
- Fugen und Fügestellen.

Die Nachweise werden in die Kategorien: Druck, Zug, Biegung und Querkraft aufgeteilt. Der dabei angesetzte Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$ stellt ein Produkt aller einzelnen Abminderungsfaktoren einer Nachweiskategorie dar.

5.1 Eigene Definition der Fasereffektivität

Wie in den Kapiteln 3.6.6 und 3.6.7 gezeigt wurde, ist es nicht möglich, die Festigkeit für dünnwandige Bauteile ausschließlich über den Fasergehalt η_v und den Faserorientierungsbeiwert η_θ zu beschreiben. Des Weiteren müssen Maßstabeffekte sowie die Einflüsse aus der Herstellung beachtet werden. Es muss daher eine neue Beschreibung für die effektiv erreichbare Festigkeit in Abhängigkeit von den Faserparametern für die Dimensionierung von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen gefunden werden.

Für den Nachweis der entwickelten Bauteile wird daher ein neuer Einflussfaktor, die Fasereffektivität $k_{f,eff}$, definiert, der die vorangegangenen Erkenntnisse in einem zentralen Kennwert vereint, siehe Gl. (5.1). Damit soll eine schnelle und einfache Berechnung der Druck-, Zug-, Biegezug- und Querkraftfestigkeiten von dünnwandigen, trocken gestoßenen Bauteilen ermöglicht werden. Die untersuchten Anteile aus Fasergehalt $k_{f,v}$, Faserorientierung $k_{f,\theta}$, Maßstabeffekt $k_{f,\kappa}$, Herstellungseinflüssen $k_{f,cast}$ sowie den neu gefundenen Parametern der lokalen Abweichung vom Fasergehalt $k_{f,v,lok}$ und der lokalen Abweichung der Faserorientierung $k_{f,\theta,lok}$ (siehe Kapitel 3.6.6 und 3.6.7) werden darin berücksichtigt. Ebenfalls wird der im Kapitel 4.3 ermittelte Einfluss der trockenen Fügung auf die Festigkeit mit dem Faktor $k_{f,joint}$ in die Fasereffektivität $k_{f,eff}$ integriert.

$$k_{f,eff} = k_{f,cast} \cdot k_{f,\kappa} \cdot k_{f,joint} \cdot k_{f,\theta} \cdot k_{f,\theta,lok} \cdot k_{f,v} \cdot k_{f,v,lok} \quad (5.1)$$

5.2 Drucknachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

mit:

$k_{f,cast}$ Herstellungseinfluss

$k_{f,\kappa}$ Maßstabseffekt

$k_{f,joint}$ Fügeeinfluss

$k_{f,\theta}$ Faserorientierung

$k_{f,\theta,lok}$ Abweichung der Faserorientierung im lokalen Bereich der Belastung

$k_{f,v}$ Fasergehalt

$k_{f,v,lok}$ Abweichung des Fasergehaltes im lokalen Bereich der Belastung

Der neue Modellansatz wurde für einen ultrahochfesten Feinkornbeton mit einem Fasergehalt von 2,5 Vol.-% Mikrostahtdrahtfaser ermittelt. Für diesen Fasergehalt ist es möglich, die Zugfestigkeit f_{ctm} als Ersatz für die Faserwirksamkeit σ_{cf0} zu verwenden, siehe Tabelle 3.2. Es ist somit möglich, die Dimensionierung von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen mit einfach zu bestimmenden Materialkennwerten, wie der Druck- und Zugfestigkeit bzw. stellvertretenden Größen wie Spaltzug- und Biegezugfestigkeit, durchzuführen. Die entwickelten Faktoren wurden anhand der aus der Literatur und eigenen Versuchen ermittelten Werte kalibriert und werden zum Nachweis der Tragfähigkeit der untersuchten Bauteile verwendet. Alle hier dargestellten Ergebnisse basieren auf der Auswertung von Mittelwerten und können nicht zu Abschätzung eines Sicherheitsniveaus mit Teilsicherheitsbeiwerten nach *Eurocode 2* [DIN11a] für die Dimensionierung verwendet werden.

5.2 Drucknachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

Der Drucknachweis für dünnwandige, trocken gefügte Bauteile kann aufgrund der Ergebnisse im Kapitel 3.6.1 mit der ermittelten Festigkeit aus Zylinderdruckversuchen geführt werden. Für den Drucknachweis kommt es aufgrund des geringen Einflusses der Fasern zu keiner signifikanten Veränderung der Tragfähigkeit bei dünnwandigen Bauteilen, daher ergibt sich für nicht knickgefährdete Bauteile die ertragbare Druckfestigkeit f_c nach Gl. (5.2).

$$f_c = k_{f,\kappa} \cdot k_{f,joint} \cdot f_{cm,cyl} \quad (5.2)$$

mit:

$k_{f,\kappa}$ Maßstabseffekt für Rohre 1,0, für stehend betonierte Platten 0,95

$k_{f,joint}$ Fügeeinfluss für Rohre nach Tabelle 4.3 und für Platten nach Tabelle 4.4

Die verminderte Traglast von schlanken Druckbauteilen, die infolge eines Stabilitätsversagens ausknicken, wurde nicht untersucht und kann daher mit Gl. (5.2) nicht berechnet werden.

5.3 Biegezugnachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

Für den Nachweis der Biegezugtragfähigkeit unter Berücksichtigung der Fasereffektivität $k_{f,eff}$ wird das Nachweiskonzept zur Bestimmung der Tragfähigkeit von *Fehling et al.* [Feh13] verwendet. Dabei wird die Faserspannung als Spannungsbloc, siehe Bild 2.22, angenommen. Für den Faserbetonquerschnitt ohne Stabbewehrung wird als statische Höhe d , die Querschnittshöhe h angesetzt [DAf15]. Die Bestimmung der Druckzonenhöhe x wird iterativ mit Hilfe eines Tabellenkalkulationsprogramm durchgeführt [Str03]. Als Startwert für die iterative Bestimmung der Druckzonenhöhe x , kann vereinfachend für rein faserbewehrte Querschnitte $x = 0,1 \cdot h$ angenommen werden [DAf15]. Mit Gl. (5.3) wird vom Momentengleichgewicht ausgehend die Biegezugtragfähigkeit bestimmt [Feh13].

$$M_R = \frac{2}{3} \cdot F_c \cdot x + F_f \cdot 0,55 \cdot (h - x) \quad (5.3)$$

mit:

$$F_c = 0,05 \cdot b \cdot h \cdot f_{cm} \quad (5.4)$$

$$F_f = 0,81 \cdot (h - x) \cdot b \cdot (k_{f,eff} \cdot \sigma_{cf0}) \quad (5.5)$$

mit

σ_{cf0} entspricht Zugfestigkeit f_{ctm} , siehe Tabelle 3.2

Das Kräftegleichgewicht wird nach Gl. (5.6) bestimmt [Feh13].

$$N_E = -F_c + F_f \quad (5.6)$$

N_E Normalkraft in Bauteillängsrichtung mit $N_E < 0$ für Druckbeanspruchung

Die Fasereffektivität $k_{f,eff}$ für biegebeanspruchte Bauteile setzt sich nach Gl. (5.7) zusammen.

$$k_{f,eff} = k_{f,cast} \cdot k_{f,joint} \cdot k_{f,\theta} \cdot k_{f,\theta,lok} \cdot k_{f,v} \cdot k_{f,v,lok} \quad (5.7)$$

mit:

$k_{f,cast}$ Herstellungseinfluss nach Tabelle 3.4

$k_{f,joint}$ Fügeeinfluss nach Tabelle 4.5

$k_{f,\theta}$ Faserorientierung

$k_{f,\theta,lok}$ Abweichung der Faserorientierung im lokalen Bereich der Belastung

$k_{f,v}$ Fasergehalt

$k_{f,v,lok}$ Abweichung des Fasergehaltes im lokalen Bereich der Belastung

5.3.1 Nachweis der Prismen und Balkenversuche

In Bild 5.1 sind die im Mikro-CT untersuchten Prismen mit ihrer berechneten und gemessenen Biegetragfähigkeit dargestellt sowie in der Kennzeichnung der Punkte der Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$ angegeben. Die Einzelergebnisse sind in Anhang H: Biegezugnachweis der Prismen und Balken aufgeführt. Der Nachweis erfolgt mit den ermittelten Parametern aus dem Mikro-CT. Da bei den Proben mehrere Faserparameter gleichzeitig untersucht worden sind, sind diese voneinander abhängig. Um noch genauere Ergebnisse auch im Hinblick für Festigkeiten unterhalb der Geraden, zu erreichen, müssen die einzelnen Parameter einzeln in einer Versuchsserie bestimmt werden oder ein Sicherheitsaufschlag für die Berechnung der Festigkeit gewählt werden.

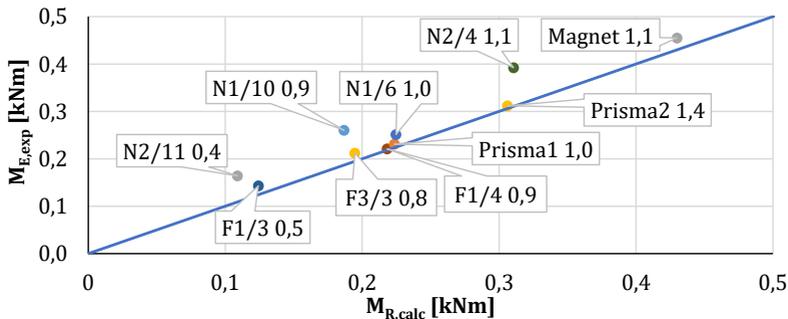


Bild 5.1 Rechnerische und experimentelle Ergebnisse der Drei-Punkt-Biegeversuche an Prismen (Angabe sind der Probenname sowie der Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$)

Für den Nachweis der Biegetragfähigkeit von Prisma *Magnet* konnte aufgrund der starken Konzentration der Fasern im unteren Querschnittsteil der Hebelarm für die Faserkraft F_f gegenüber Gl. (5.3) vergrößert werden, siehe Gl. (5.8).

$$M_R = \frac{2}{3} \cdot F_c \cdot x + F_f \cdot 0,95 \cdot (h - x) \tag{5.8}$$

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Nachrechnung der Balkenversuche dargestellt. Aufgrund der geringen Streuung bei den Balkenversuchen gegenüber den Prismenversuchen, siehe Tabelle 3.6, ist davon auszugehen, dass der Einfluss der Fasern auf die Biegezugfestigkeit der Balken geringer ist. Der Nachweis der Biegetragfähigkeit M_R des Biegebalkens, mit der Einfüllrichtung von zwei Seiten, siehe Bild 3.19, muss mit dem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff} = 0,41$ geführt werden.

Tabelle 5.1 Ergebnisse des rechnerischen Nachweises der Biegebalken

	M_E [kNm]	M_R [kNm]
Balken (Einfüllrichtung von einer Seite)	8,60 ($N = 3, s = 0,75$)	8,60 ($k_{f,eff} = 0,95$)
Balken (Einfüllrichtung von zwei Seiten)	3,91 ($N = 1$)	3,84 ($k_{f,eff} = 0,41$)

5.3.2 Nachweis der Plattenbalkenversuche

Bei der Bestimmung der Biegetragfähigkeit der Plattenbalken muss die zusätzlich wirkende Normalkraft N_E beachtet werden. Diese sorgt dafür, dass der Querschnitt überdrückt wird und eine Rissbildung somit erst nach dem Abbauen der Vorspannkraft, der sog. Dekompression, einsetzen kann. Zusätzlich erzeugt die Vorspannung aufgrund der Wirkung unterhalb der Schwerachse ein zusätzliches Biegemoment.

Für den Nachweis der Plattenbalken wird die Druckzone innerhalb der Plattenhöhe mit $0,1 \cdot h$ angenommen. Als Druckzonenbreite wurde eine geringe Lastausbreitung in die Platte mit $b_{eff} = 400 \text{ mm}$ angenommen, da es aufgrund der fehlenden Querdrukspannung aus der Platte zu keiner definierten Ausbildung der Druckzone in der Platte gekommen ist. Die Zugzone wird aufgrund der zur Übertragung der Zugkraft nur im unteren Gurt eingesetzten UHPFRC-Passtücke auf den unteren Gurt reduziert, siehe Bild 4.27. Dabei wird der Fügefaktor für die angebrachte Fügung zur Übertragung der Zugkräfte berücksichtigt.

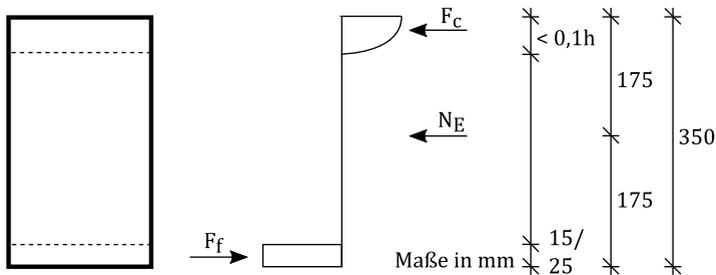


Bild 5.2 Kräfteaufteilung bei Biegung im Plattenbalkenquerschnitt

Der Nachweis der Biegetragfähigkeit der geprüften Plattenbalken, siehe Bild 5.3, konnte mit einem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff} = 1,0$ geführt werden, da im Gurt aufgrund der UHPFRC-Passtücke die volle Übertragbarkeit der aufnehmbaren Biegezugspannung im Gurtquerschnitt möglich war. Die Vorspannkraft hat hingegen einen großen Einfluss auf die Biegetragfähigkeit. Der Versuchsaufbau ohne Platten (Balken) müsste rechnerisch eine höhere Traglast erreichen. Es ist daher wahrscheinlich, dass die wiederverwendeten Balken aus dem Versuch von PB3 bereits

5.4 Querkraftnachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

vorgeschädigt waren. Weitere Einzelergebnisse sind im Anhang I: Biegezugnachweis der Plattenbalken zu finden.

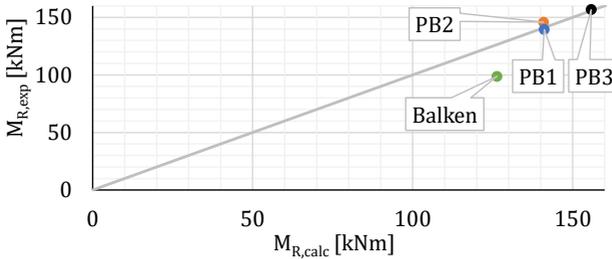


Bild 5.3 Rechnerische und experimentelle Ergebnisse der Plattenbalkenversuche

5.4 Querkraftnachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

Für den Querkraftnachweis wurde auf den derzeit in der *Stahlfaserbetonrichtlinie* [DAf12] verwendeten und gültigen Nachweis der Querkrafttragfähigkeit V_R für normalfesten nicht vorgespannten Beton zurückgegriffen. Alle bereits vorhandenen Nachweiskonzepte sind nicht auf den Nachweis von ausschließlich faserbewehrten ultrahochfesten Betonbauteilen ausgelegt, daher wird ein allgemeiner Ansatz aus der *Stahlfaserbetonrichtlinie* mit der Modifikation der Fasereffektivität $k_{f,eff}$ verwendet. Der Querkraftnachweis des Betontraganteils $V_{R,c}$ enthält den traglaststeigernden Einfluss aus der diskreten Biegebewehrung, der aber bei Annahme des unter Biegung mitwirkenden Faseranteils nur einen geringen Anteil an der Betonquerkrafttragfähigkeit hat. Daher wird der Traglastanteil aus der Biegebewehrung auf sicherer Seite liegend vernachlässigt und stattdessen mit der reinen Betonmindestquerkrafttragfähigkeit nach *Eurocode 2* [DIN11a] gerechnet.

$$V_R = V_{R,c} + V_f \quad (5.9)$$

Der Betontraganteil der Querkrafttragfähigkeit $V_{R,c}$ nach Gl. (5.9) kann mit dem Mindestwert der Betonquerkrafttragfähigkeit ohne Längsbewehrung [DIN11a] nach Gl. (5.10) berechnet werden.

$$V_{R,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d \quad (5.10)$$

mit:

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{\frac{3}{2}} \cdot \sqrt{f_{cm}}$$

mit:

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} < 2,0 \quad (d \text{ in mm})$$

$$k_1 = 0,12 \text{ nach [DIN11b]}$$

$$\sigma_{cp} = \frac{N_{Ed}}{A_c} < 0,2 \cdot f_{cd} \quad (\sigma_{cp} \text{ als Druckkraft positiv})$$

b_w Querschnittsbreite
 d statische Nutzhöhe, Annahme mit $1,0 \cdot d$ [DAf15]

Der Querkraftwiderstand aus dem Fasertraganteil V_f wird nach Gl. (5.11) berechnet.

$$V_f = k_{f,eff} \cdot f_{ctR,u} \cdot b_w \cdot h \quad (5.11)$$

mit:

$f_{ctR,u}$ zentrische Nachrisszugfestigkeit [DAf12], entspricht Zugfestigkeit f_{ctm} , siehe Tabelle 3.2

b_w Querschnittsbreite

Die Fasereffektivität $k_{f,eff}$ für den Querkraftnachweis kann nach Gl. (5.12) bestimmt werden. Der Fügefaktor $k_{f,joint}$ kann vernachlässigt werden, da die Trockenstoßverbindung die Querkrafttragfähigkeit von UHPFRC erreicht, siehe Bild 4.24.

$$k_{f,eff} = k_{f,\kappa} \cdot k_{f,\theta} \cdot k_{f,\theta,lok} \cdot k_{f,v} \quad (5.12)$$

mit:

$k_{f,\kappa}$ Maßstabseffekt

$k_{f,\theta}$ Faserorientierung

$k_{f,\theta,lok}$ Abweichung der Faserorientierung im lokalen Bereich der Belastung

$k_{f,v}$ Fasergehalt

5.4.1 Nachweis der Prismen und Balkenversuche

In Bild 5.4 sind die Ergebnisse der rechnerischen Querkrafttragfähigkeit $V_{R,calc}$ nach Gl. (5.9) mit der Erweiterung des Fasereffektivitätsfaktors $k_{f,eff}$ gegenüber der experimentellen Querkrafttragfähigkeit $V_{E,exp}$ von allen im Mikro-CT untersuchten Proben dargestellt. Bei der Verwendung des Nachweises der Querkrafttragfähigkeit V_R ergibt sich für dünnwandige Bauteile eine Grundabweichung über alle Prismenversuche zu einem Maßstabsfaktor $k_{f,\kappa}$ von 1,9. Die Einzelergebnisse sind in Anhang J: Querkraftnachweis der Prismen dargestellt. Um die Prismen ohne Fasern nachzuweisen, muss immer noch ein Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff} = 0,75$ gewählt werden. Das zeigt, dass die reine Querkrafttragfähigkeit von UHPC ohne Fasern bei dünnen Bauteilen noch nicht ausreichend beschrieben wird.

5.4 Querkraftnachweis unter Berücksichtigung der Fasereffektivität

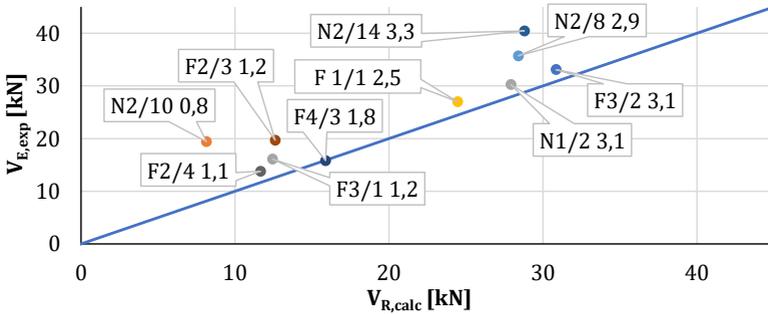


Bild 5.4 Gegenüberstellung der rechnerischen und experimentellen Ergebnisse der Querkraftversuche an gekerbten Prismen. Angegeben sind der Probenname sowie der Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$

In Tabelle 5.2 wird der Einfluss der Bauteilgröße auf den Querkraftnachweis untersucht. Es zeigt sich, dass die Fasereffektivität $k_{f,eff}$ bei größeren Bauteilabmessungen einen geringeren Einfluss bekommt, was am kleiner werdenden Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$ für Balken von 1,62 zu sehen ist.

Tabelle 5.2 Ergebnisse des rechnerischen Querkraftnachweises der Balken

	V_E [kN]	V_R [kN]
Balken	378 ($N = 3, s = 27,88$)	378 ($k_{f,eff} = 1,62$)

5.4.2 Nachweis der Plattenbalkenversuche

Bei Plattenbalken 1 (PB1) ist es im Versuch zu einem Querkraftversagen gekommen, welcher rechnerisch nicht auftreten sollte. Durch nachträgliche Untersuchungen wurde festgestellt, dass es aufgrund der fehlenden Fasern im Querschnitt, siehe Bild 4.32 und Bild 4.33, zu einer starken Abminderung der Faserwirksamkeit $k_{f,eff}$ gekommen ist. Es wird daher bei PB1 aufgrund des Faserabsinkens im Steg mit dem berechneten Mindestwert des Fasereffektivitätsfaktors $k_{f,eff} = 0,75$ von einem Prisma ohne Fasern gerechnet, siehe Anhang K: Querkraftnachweis der Plattenbalken. Zum Vergleich ist die hohe Querkrafttragfähigkeit V_R von Plattenbalken 2 (PB2) mit der mittleren Fasereffektivität $k_{f,eff} = 1,9$ nach Kapitel 5.4.1 in Tabelle 5.3 dargestellt.

Tabelle 5.3 Ergebnisse des rechnerischen Querkraftnachweises für die Plattenbalken

	V_E [kN]	V_R [kN]
PB1	108,4	107,2 ($k_{f,eff} = 0,75$)
PB2	137 (Versagen auf Biegung)	220,0 ($k_{f,eff} = 1,9$)

5.4.3 Nachweis der Trockenstoßverbindung

Für den Nachweis der Querkrafttragfähigkeit von Zahnleistenverbindungen unter Berücksichtigung unterschiedlicher Beanspruchungsrichtungen kann mit der Einhüllenden der Druckspannungs-Schubspannungsbeziehung der Lastfaktor bezogen auf die Druckfestigkeit f_{cm} nach Bild 5.5 bestimmt werden. Es können damit in Abhängigkeit der Druckbeanspruchung f_c die aufnehmbaren Schubspannungen τ_u in der Zahnleistenverbindung abgelesen werden.

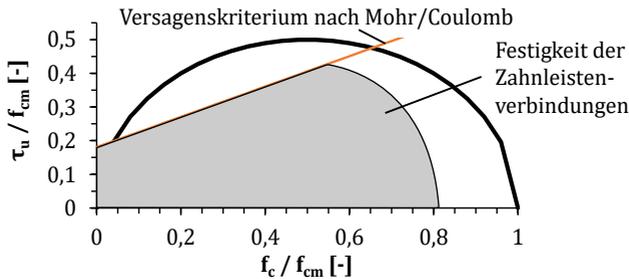


Bild 5.5 Einhüllende der Druck-Schubspannungsbeziehung zur Bestimmung der Querkrafttragfähigkeit von Trockenstoßverbindungen

5.5 Vorschlag für Begleitkörperversuche

Die Untersuchungen zum Einfluss der Fasern auf die Festigkeiten von dünnwandigen Bauteilen haben gezeigt, dass es mit der Fasereffektivität $k_{f,eff}$ möglich ist, anhand der Druck- und Zugfestigkeit von UHPFRC die Traglasten zu berechnen. Für die Bestimmung der Fasereffektivität $k_{f,eff}$ sollten für den Nachweis der Biegezugfestigkeit und der Querkrafttragfähigkeit einfache Begleitkörperversuche genutzt werden, ohne die komplexe Auswertung der Faserparameter durchzuführen.

Der folgende Ansatz dient der Bestimmung eines unteren Grenzwertes sowie eines Mittelwertes der Festigkeit, sodass daraus eine Mindest- sowie eine mittlere Tragfähigkeit abgeleitet werden kann. Damit kann für Bauteile, bei denen die Faserparameter unbekannt sind, die Mindesttragfähigkeit abgeschätzt werden sowie für Bauteile, bei deren Herstellung auf eine homogene Verteilung und kraftgerechte Ausrichtung der Fasern geachtet wurde, die zu erwartende Tragfähigkeit berechnet werden.

5.5 Vorschlag für Begleitkörperversuche

Für die Bestimmung des unteren Grenzwertes der Festigkeit wird die Herstellung von sechs Prismen ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) empfohlen, die zweiseitig befüllt werden, damit sich in der Mitte eine Fehlstelle bildet. Die daraus resultierenden Faserparameter in Probenmitte sorgen für eine deutliche Abminderung der Festigkeit, siehe Bild 3.19.

Die Bestimmung der mittleren Festigkeit sollte an einer Serie mit sechs einseitig gefüllten Prismen erfolgen. Damit wird eine sehr homogene und gerichtete Faserverteilung ermöglicht.

Um die Fasereffektivität $k_{f,eff}$ für die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ zu bestimmen, sollten an jeweils sechs, mit beiden Einfüllmethoden hergestellten, Prismen die Drei-Punkt-Biegezugfestigkeit bestimmt werden. Über die ermittelte Zylinderdruckfestigkeit f_c kann anschließend mit Gl. (2.3) die einaxiale Zugfestigkeit f_{ct} berechnet werden, mit der die Biegezugnachweise geführt werden können.

Für die Bestimmung der Fasereffektivität $k_{f,eff}$ zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit V_R von dünnwandigen Bauteilen werden an jeweils sechs Prismen, die mit beiden Einfüllmethoden hergestellt worden sind, Querkraftversuche nach Bild 2.33 empfohlen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Der Bau von neuen leichten Konstruktionen wird in der Zukunft durch notwendige Einsparung von Ressourcen einen hohen Stellenwert bekommen. Es wird daher nötig sein, leichte und effiziente Tragwerke zu entwickeln, die eine hohe Lebensdauer besitzen und auch rückbau- und erweiterbar sind. Die in dieser Arbeit erforschten neuen trocken Stoßverbindungen und dünnwandigen Stab- und Flächenelemente ermöglichen es, ein effizientes, modulares Tragwerk aus UHPFRC mit hoher Tragfähigkeit, Qualität und Dauerhaftigkeit herzustellen. Damit wird es möglich den Werkstoff wirtschaftlich einzusetzen.

Bei der Erforschung der dünnwandigen Bauweise zeigte sich, dass der Einfluss der Faserbewehrung auf die Zug-, Biegezug- und Querkrafttragfähigkeit sehr hoch ist. Es konnten in einem Versuchsprogramm zur Ermittlung der Faserparameter im Beton mit Hilfe des Mikro-CTs, neben den bekannten Einflüssen wie dem Fasergehalt und der Faserorientierung, neue Parameter für die Beschreibung der Festigkeit gefunden werden. Die beiden neuen Parameter beschreiben die Abweichung zum Fasergehalt und der Faserorientierung und müssen ebenfalls bei der Beschreibung der Festigkeit für dünnwandige, trocken gefügte Bauteile beachtet werden. Zusammenfassend lassen sich für dünnwandige Bauteile aus UHPFRC die folgenden Erkenntnisse ableiten:

- Die *Druckfestigkeit* wird nicht durch die Fasern im Beton beeinflusst.
- Die *Zugfestigkeit* ist stark abhängig von dem Fasergehalt, der Faserorientierung sowie dem lokalen Fasergehalt und der lokalen Faserorientierung.
- Die *Querkrafttragfähigkeit* ist stark abhängig von dem Fasergehalt, der Faserorientierung sowie der lokalen Faserorientierung.

Für die Bestimmung der Faserparameter wurde eine Methode entwickelt, mit der die Faserparameter im versagensrelevanten Bereich mit dem Mikro-CT erfasst werden konnten. Damit war es möglich den Einfluss der Faserparameter auf die Festigkeit genauer zu beschreiben und einen Fasereffektivitätsfaktor zu entwickeln.

Es zeigte sich, dass die Berechnung der Tragfähigkeit durch numerische Simulationen von dünnwandigen UHPFRC-Bauteilen ohne Berücksichtigung der Faserparameter nur unzureichend möglich ist. Es konnten jedoch durch die numerische Verformungsberechnung einzelne Optimierungsschritte durchgeführt werden, welche ein leichteres und tragfähigeres Design ermöglichten.

Die vorgeschlagenen rechnerischen Nachweise nach Kapitel 5 haben gezeigt, dass damit die Bestimmung der Tragfähigkeit von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen möglich ist. Durch den neu entwickelten Faktor der Fasereffektivität, der in vorhandene Nachweiskonzepte integriert worden ist, ist man zukünftig in der Lage, mit einer schnellen und einfachen Berechnung die Tragfähigkeit zu bestimmen. Mit der empfohlenen Bestimmung der Fasereffektivität an Begleitkörperversuchen ist es darüber hinaus zukünftig möglich, ohne aufwendige Mikro-CT Untersuchungen die untere und mittlere Festigkeit von dünnwandigen Bauteilen zu bestimmen. Zusätzlich kann über die Einhaltung von Herstellungs- und Verarbeitungsregeln die Tragfähigkeit der Konstruktion gezielt gesteigert werden.

6.2 Ausblick

Der in dieser Arbeit entwickelte Faktor der Fasereffektivität zur Beschreibung der mechanischen Festigkeit von dünnwandigen, trocken gestoßenen Bauteilen, wurde für zwei UHPFRC Rezepturen auf seine Anwendbarkeit überprüft. Für die Bauteile wurden dabei selbstentlüftende mit Mikrodrahtkurzfasern bewehrte ultrahochfeste Feinkornbetone verwendet. Um eine allgemeingültige Anwendbarkeit der erforschten Fasereffektivität zu bestätigen, müssen die festgestellten Zusammenhänge für Betone mit anderen Zusammensetzungen, im Speziellen mit anderen Faserarten, überprüft werden. Vor allem der Einfluss der Ausrichtung der Fasern im nicht erhärteten Beton und die traglaststeigernde Wirkung von anderen Faserabmessungen muss dabei untersucht werden. Des Weiteren müssen für eine spätere Bemessung mit Hilfe des semiprobabilistischen Sicherheitskonzepts nach *Eurocode 2* [DIN11a], aufgrund der streuenden Festigkeiten bei faserbewehrten Betonen, weitere Daten gewonnen werden, um eine mögliche Aussage über die charakteristischen Festigkeiten geben zu können.

Bei der automatisierten Auswertung der Faserparameter im Mikro-CT muss vor allem die Fasererkennung verbessert werden. Hier werden bessere Verfahren zur Bestimmung des Schwellwertes für die Bestimmung des Faserdurchmessers benötigt, mit denen eine zuverlässige automatisierte Fasererkennung im Querschnitt möglich ist.

Für die numerische Berechnung dünnwandiger, trocken gefügter Bauteile müssen die vorhandenen Materialmodelle weiterentwickelt werden. Die bisher verwendete Annahme eines homogenen Betons kann aufgrund der großen lokalen Einflüsse der Fasern auf die Festigkeit nicht für die Traglastberechnung verwendet werden. Es werden daher Materialmodelle benötigt, in denen die Faserparameter ebenfalls in die Festigkeitsberechnung einfließen.

Literaturverzeichnis

Abr13

Abrishambaf, A.; Barros, J. A.O.; Cunha, V. M.C.F.: *Relation between fibre distribution and post-cracking behaviour in steel fibre reinforced self-compacting concrete panels*. In: Cement and Concrete Research, 51, 2013, S. 57–66.

AFG13

AFGC - Association Française de Génie Civil: *Documents scientifiques et techniques - Bétons Fibres á Ultra-Hautes Performances – Recommendations*, 2013.

AFG02

AFGC - Association Française de Génie Civil; Service d'étude des transports, des routes et de leurs aménagement (SETRA): *Ultra High Performance Fibre-Reinforced Concretes*, 2002.

An08

An, M.-z.; Zhang, L.-j.; Yi, Q.-x.: *Size effect on compressive strength of reactive powder concrete*. In: Journal of China University of Mining and Technology, 18, 2008, S. 279–282.

Bac81

Bache, H. H.: *Densified cement / ultra fine particle based materials*. The second International conference on superplasticizers in Concrete. Ottawa, Ontario, Canada, 10.-12.6.1981.

BAW12

BAW Bundesanstalt für Wasserbau: *BAW Merkblatt - Chlorideindringwiderstand von Beton (MCL)*, 2012.

Baž91

Bažant, Z. P.; Kazemi, M. T.: *Size dependence of concrete fracture energy determined by RILEM work-of-fracture method*. In: International Journal of Fracture, 1991, S. 121–138.

Baž86

Bažant, Z. P.; Pfeiffer, P. A.: *Shear fracture tests of concrete*. In: Materials and Structures, 1986, S. 111–121.

Baž83

Bažant, Z. P.; Oh, B. H.: *Crack band theory for fracture of concrete*. In: Materials and Structures, 16, 1983, S. 155–177.

Ben09

Bender, M.: *Zum Querkrafttragverhalten von Stahlbetonbauteilen mit Kreisquerschnitt*. Dissertation. Ruhr-Universität Bochum. Bochum, 2009.

Ber96

Bernier, G.; Behloul, M.: *Effet de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BPR*. In: 2e colloque international francophone, 1996, S. 233–240.

Ber12

Bertram, G.: *Zum Verbund- und Querkrafttragverhalten von Spannbetonträgern aus Ultra-hochfestem Beton*. Dissertation. RWTH Aachen. Aachen, 2012.

Bon84

Bonzel, J.; Schmidt, M.: *Verteilung und Orientierung von Stahlfasern im Beton und ihr Einfluß auf die Eigenschaften von Stahlfaserbeton*. In: *Betontechnische Berichte* 1984/85, 1984.

Bre15

Breitenberger, M.; Apostolatos, A.; Philipp, B.; Wüchner, R.; Bletzinger, K.-U.: *Analysis in computer aided design. Nonlinear isogeometric B-Rep analysis of shell structures*. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 284, 2015, S. 401–457.

Bud16

Budermann, H.; Lehmborg, S.: *Von der Küchenarbeitsplatte zum leichten Tragwerk – Was kann ultrahochfester faserverstärkter Feinkornbeton?* In: Silke Scheerer, U. van Stripriaan (Hrsg.): *Festschrift zu Ehren von Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Manfred Curbach*, Dresden, Institut für Massivbau der TU Dresden, 2016, S. 90–103, https://tu-dresden.de/bu/bauingenieurwesen/imb/ressourcen/dateien/forschung/publikationen/mc60/03-2-Budermann_Lehmborg.pdf?lang=de.

Bui04

Buitelaar, P.: *Ultra High Performance Concrete: Developments and Applications during 25 years*, 2004.

Bur15

Burbulla, F.: *Kontinuumsmechanische und bruchmechanische Modelle für Werkstoffverbunde*. Kassel University Press, 2015.

Cam12

Camacho, E.; López, J. Á.; Ros, P. S.: *Definition of three levels of performance for UHP-FRC-VHPFRC with available materials*. In: Universität Kassel (Hrsg.): *Ultra-High Performance Concrete and Nanotechnology in Construction: hipermat*, Kassel, 2012, S. 249–256.

CEB93

CEB-Comité Euro-International du Béton: *CEB-FIP Model Code 1990, Bulletin D'Information No. 213/214*. Lausanne, Switzerland, 1993.

CEB90

CEB-Comité Euro-International du Béton: *CEB-FIP Model Code 1990. Contribution a la 27e session pleniére du CEB, Paris, septembre 1990*. Lausanne. Comité Euro-International du Béton, 1990.

Cha04

Chan, Y.-W.; Chu, S.-H.: *Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete*. In: *Cement and Concrete Research*, 34, 2004, S. 1167–1172.

DAf15

DAfStb - Deutscher Ausschuss für Stahlbeton: *Erläuterungen zur DAfStb-Richtlinie "Stahlfaserbeton"*. 1. Auflage. Berlin. Heft 614. Beuth, 2015.

DAf12

DAfStb - Deutscher Ausschuss für Stahlbeton: *Stahlfaserbeton*. DAfStb - Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, 2012.

Dee14

Deeb, R.; Karihaloo, B. L.; Kulasegaram, S.: *Reorientation of short steel fibres during the flow of self-compacting concrete mix and determination of the fibre orientation factor*, 2014.

Del12

Della Pietra, R.; Tue, N. V.: *Bemessung von modularen Fachwerkkonstruktionen aus UHPC*. TU Graz - Betonkolloquium, 2012.

Deu12

Deuse, T.: *Hochleistungsbeton für Alle: Entwicklung eines nanotechnologisch optimierten, langlebigen, energieeffizienten und insbesondere anwendungsfreundlichen Hochleistungsbeton - OLAF. BMBF Abschlussbericht 03X0066A*, 2012.

DIN11a

DIN - Deutsches Institut für Normung e. V.: *DIN EN 1992-1-1 Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, 2011.

DIN11b

DIN - Deutsches Institut für Normung e. V.: *Nationaler Anhang - Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, 2011.

DIN09a

DIN - Deutsches Institut für Normung e. V.: *DIN EN 12350-5 - Prüfung von Frischbeton – Teil 5: Ausbreitmaß*, 2009.

DIN09b

DIN - Deutsches Institut für Normung e. V.: *DIN EN 12350-8 - Prüfung von Frischbeton – Teil 8: Selbstverdichtender Beton - Setzfließversuch*. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2009.

Eid12

Eide, M. B.; Hisdal, J.-M.: *Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHP-FRC) – State of the art. COIN Project report 44 – 2012*. Oslo, Norwegen, 2012.

Eik15

Eik, M.; Puttonen, J.; Herrmann, H.: *An orthotropic material model for steel fibre reinforced concrete based on the orientation distribution of fibres*, 2015.

Eis14

Eisenbach, P.; Vasudevan, R.; Grohmann, M.; Bollinger, K.; Hauser, S.: *Parapluie – Realisierung einer ultraschlanken Betonschale durch Aktivierung einer Membrantragwirkung*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 109, 2014, S. 53–59.

Eld14

Eldin, H. K. S.; Mohamed, H. A.; Khater, M.; Ahmed, S.: *Mechanical Properties of Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete*. In: International Journal of Engineering and Innovative Technology, 4, 2014, S. 4–10.

Erd02

Erdem, E.: *Probabilistisch basierte Auslegung stahlfasermodifizierter Betonbauteile auf experimenteller Grundlage*. Dissertation. Ruhr-Universität Bochum. Bochum, 2002.

Fan85

Fanella, D. A.; Naaman, A. E.: *Stress-strain properties of fiber reinforced mortar in compression*. In: Journal of the American Concrete Institute, 82, 1985, S. 475–483.

Feh13

Fehling, E.; Schmidt, M.; Walraven, J. C.; Leutbecher, T.; Fröhlich, S.: *Ultrahochfester Beton - UHPC*. In: Konrad Bergmeister, Frank Fingerloos, Johann Dietrich Wörner (Hrsg.): *Beton-Kalender 2013: Lebensdauer und Instandsetzung - Brandschutz*, 2013, S. 118–239.

Feh05

Fehling, E.; Schmidt, M.; Teichmann, T.; Bunje, K.; Bornemann, R.; Middendorf, B.: *Entwicklung, Dauerhaftigkeit und Berechnung Ultrahochfester Betone (UHPC)*. Forschungsbericht DFG FE 497/1-1, 2005.

Fer13

Fernandes, H.; Maldague, X.: *Use of infrared thermography to measure fiber orientation on carbon-fiber reinforced composites*. In: Advances in Signal Processing for Non Destructive Evaluation of Materials, 2013, S. 35–40.

fib13

fib - fédération internationale du béton: *Fib model code for concrete structures 2010*. Lausanne, Switzerland. Ernst & Sohn, a Wiley brand, 2013.

Fis16

Fisker, J.; Hagsten, L. G.: *Mechanical model for the shear capacity of R/C beams without stirrups. A proposal based on limit analysis*. In: Engineering Structures, 115, 2016, S. 220–231.

Fol97

Folliard, K. J.; Berke, N. S.: *Properties of high-performance concrete containing shrinkage-reducing admixture*. In: Cement and Concrete Research, 27, 1997, S. 1357–1364.

Fre11

Frettlöhr, B.: *Bemessung von Bauteilen aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton (UHFFB)*. Dissertation. Universität Stuttgart. Stuttgart, 2011.

Frö12

Fröhlich, S.; Schmidt, M.: *Influences on Repeatability and Reproducibility of Testing Methods for Fresh UHPC*. In: Universität Kassel (Hrsg.): *Ultra-High Performance Concrete and Nanotechnology in Construction: hipermat*, Kassel, 2012, S. 225–232.

Gar12

Garas, V. Y.; Kurtis, K. E.; Kahn, L. F.: *Creep of UHPC in tension and compression. Effect of thermal treatment*. In: Cement and Concrete Composites, 34, 2012, S. 493–502.

Glo09

Glotzbach, C.; Stephan, D.; Amrhein, K.: *Charakterisierung der interpartikulären Wechselwirkungen von Feinstoffleimen*. In: J. Stark (Hrsg.): 17. Internationale Baustofftagung (ibausil) - Tagungsbericht Band 1, Weimar, 2009, S. 319–324.

Gra07

Graybeal, B. A.: *Compressive behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete*. In: ACI Materials Journal, 2007, S. 146–152.

Gra06

Graybeal, B. A.: *Material Property Characterization of Ultra-High Performance Concrete*. FHWA-HRT-06-103. McLean, Virginia, USA, 2006.

Gre06

Greiner, S.: *Zum Tragverhalten von dünnen Bauteilen aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton*. Dissertation. Universität Stuttgart. Stuttgart, 2006.

Gru05

Grunert, J.-P.: *Fertigteile aus selbstverdichtendem Stahlfaserbeton ohne Betonstahlbewehrung*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 100, 2005, S. 81–84.

Grü04

Grünewald, S.: *Performance-based design of self-compacting fibre reinforced concrete*. Dissertation. TU Delft. Delft, Niederlande, 2004.

Gut03

Guttema, T. B.: *Ein Beitrag zur realitätsnahen Modellierung und Analyse von stahlfaserverstärkten Stahlbeton- und Stahlbetonflächentragwerken*. Dissertation. Universität Kassel. Kassel, 2003.

Hai09

Haiden, G.: *Einfluss der Polycarboxylat-Kettenlänge auf die Betoneigenschaften*. In: Zement & Beton, 2009, S. 14–15.

Heg10

Hegger, J.; Karakas, A.; Kerkeni, N.: *Ersatz oder Teilersatz von Versuchen durch Finite Elemente Berechnungen im Beton- und Verbundbau - Anforderungen, Bewertungskriterien und Grenzen*. Bauforschung - Abschlussbericht 3225. Stuttgart. Fraunhofer IRB Verlag, 2010.

Her16a

Hermerschmidt, W.: *Modelle zur Beschreibung der thermomechanischen Materialeigenschaften jungen Betons*. Dissertation. TU Braunschweig. Braunschweig, 2016.

Her12

Hermerschmidt, W.; Nothnagel, R.; Budelmann, H.: *Entwicklung eines teiladiabatischen Betonkalorimeters zur Bestimmung der Wärmefreisetzung von Betonen*, 2012, <http://www.ibmb.tu-braunschweig.de/docpool/reports/KaF-2012-13.pdf>.

Her16b

Herrmann, H.; Pastorelli, E.; Kallonen, A.; Suuronen, J.-P.: *Methods for fibre orientation analysis of X-ray tomography images of steel fibre reinforced concrete (SFRC)*. In: Journal of Materials Science, 51, 2016, S. 3772–3783.

Hil76

Hillerborg, A.; Modéer, M.; Petersson, P.-E.: *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*. In: Cement and Concrete Research, 1976, S. 773–782.

Hol11

Holschemacher, K.; Dehn, F.; Klug, Y.: *Grundlagen des Faserbetons*. In: Konrad Bergmeister, Frank Fingerloos, Johann Dietrich Wörner (Hrsg.): *Betonkalender 2011, Teil 2: Kraftwerke, Faserbeton*, 2011, S. 20–88.

Ill07

Illerhaus, B.: *Eine einfache aber langsame Art die Orientierung von segmentierbaren Fasern in 3D Voxelbildern zu ermitteln*. In: DGZfP-Jahrestagung, 2007.

Jun06

Jungwirth, J.: *Zum Tragverhalten von zugbeanspruchten Bauteilen aus Ultra-Hochleistungs-Faserbeton*. Dissertation. École Polytechnique Fédérale de Lausanne. Lausanne, Switzerland, 2006.

Kan64

Kani, G. N. J.: *The Riddle of Shear Failure and its Solution*. In: Journal of the American Concrete Institute, 61, 1964, S. 441–467.

Klo08

Klotz, S.: *Ultrahochfester Beton unter Teilflächenbelastung*. Dissertation. HTWK Leipzig. Leipzig, 2008.

Kob13

Kobler, M.: *Ein Implantat zur Einleitung konzentrierter Lasten in Bauteile aus ultrahochfestem Beton*. Dissertation. Universität Stuttgart. Stuttgart, 2013.

Koo00

Kooiman, A. G.: *Modelling Steel Fibre Reinforced Concrete for Structural Design*. Dissertation. TU Delft. Delft, Niederlande, 2000.

Küt02

Kützing, L.: *Bruchmechanischer Ansatz zur Tragfähigkeitsanalyse von Stahlfaserbeton*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 97, 2002, S. 140–146.

Küt00

Kützing, L.: *Tragfähigkeitsermittlung stahlfaserverstärkter Betone*. Dissertation. Universität Leipzig. Leipzig, 2000.

Lar10

Laranjeira de Oliveira, F.: *Design-oriented constitutive model for steel fiber reinforced concrete*. Dissertation. Universitat Politècnica de Catalunya. Barcelona, Spanien, 2010.

Led14

Ledderose, L.; Neudecker, S.; Kloft, H.: *Robot-aided rearrangement of steel fibres in UHPFRC via magnetic forces*. In: Brasil, R. M. L. R. F., R. M. O. Pauletti (Hrsg.): *Proceedings of the IASS-SLTE 2014 Symposium „Shells, Membranes and Spatial Structures: Footprints“*, 15.–19.09.2014, Brasilia Brasilien, 2014, 12 S. (published on USB stick).

Leh16

Lehmborg, S.; Ledderose, L.; Wirth, F.; Budelmann, H.; Kloft, H.: *Von der Bauteilfü- gung zu leichten Tragwerken. Trocken gefügte Flächenelemente aus UHPFRC*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 111, 2016, S. 806–815.

Leh14a

Lehmborg, S.; Mainka, J.; Ledderose, L.; Budelmann, H.; Kloft, H.: *Neuartige Verbindungen für geometrisch komplexe Flächen- und Stabwerkelemente aus UHPFRC*. In: Silke Scheerer, Manfred Curbach (Hrsg.): *Leicht Bauen mit Beton: Forschung im Schwerpunktprogramm 1542 - Förderphase 1*, Dresden, 2014, S. 122–139, <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:14-qucosa-171431>.

Leh14b

Lehmborg, S.; Ledderose, L.; Mainka, J.; Budelmann, H.; Kloft, H.: *Non-Standard Joints for lightweight modular Spatial and Shell Structures made from UHPFRC*. In: Brasil, R. M. L. R. F., R. M. O. Pauletti (Hrsg.): *Proceedings of the IASS-SLTE 2014 Symposium „Shells, Membranes and Spatial Structures: Footprints“*, 15.–19.09.2014, Brasilia Brasilien, 2014, 9 S. (published on USB stick).

Leh13

Lehmborg, S.; Budelmann, H.: *Entwicklung von dünnwandigen Stabwerksknoten aus ultrahochfestem faserverstärkten Beton*. In: Rolf Breitenbücher, Peter Mark (Hrsg.): *Beiträge zur 1. DAfStb-Jahrestagung mit 54. Forschungskolloquium in Bochum*, 07.-08.11.2013, Ruhr-Universität Bochum, 2013, S. 47–52.

Leu08

Leutbecher, T.: *Rissbildung und Zugtragverhalten von mit Stabstahl und Fasern be- wehrtem Ultrahochfesten Beton (UHPC)*. Dissertation. Universität Kassel. Kassel, 2008.

Lin96

Lin; Yong-zhi: *Tragverhalten von Stahlfaserbeton*. Dissertation. Universität Karls- ruhe. Karlsruhe, 1996.

Lin02

Linsel, S.; Dehn, F.: *Determination of fibre distribution in self-compacting steel fibre concrete (SCSFC) by computer tomography (CT)*. In: Gert König, Frank Dehn, T. Faust (Hrsg.): *Proceedings - 6. International Symposium on Utilization of High- Strength/High-Performance Concrete*, Leipzig, 2002, S. 1129–1137.

Li91

Li, V. C.; Wang, Y.; Backer, S.: *A micromechanical model of tension-softening and bridging toughening of short random fiber reinforced brittle matrix composites*. In: Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 39, 1991, S. 607–625.

Low13

Lowke, D.: *Sedimentationsverhalten und Robustheit selbstverdichtender Betone. Optimierung auf Basis der Modellierung der interpartikulären Wechselwirkungen in zementbasierten Suspensionen*. Dissertation. TU München. München, 2013.

Lud05

Ludwig, H.-M.: *Bewertung ultrahochfester Betone unter dem Aspekt der Dauerhaftigkeit*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 100, 2005, S. 116–123.

Mai91

Maidl, B.: *Stahlfaserbeton*. Berlin. Ernst & Sohn Verlag, 1991.

Mai16

Mainka, J.; Kloft, H.; Baron, S.; Hoffmeister, H.-W.; Dröder, K.: *Non-Waste-Wachschalungen. Neuartige Präzisionsschalungen aus recycelbaren Industriewachsen*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 111, 2016, S. 784–793.

Mai13

Mainka, J.; Lehmborg, S.; Budelmann, H.; Kloft, H.: *Non-Standard Fügeprinzipien für leichte Bauteile aus UHPFRC*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 108, 2013, S. 763–773.

Ma04

Ma, J.; Dehn, F.; Tue, N. V.; Orgass, M.; Schmidt, D.: *Comparative Investigations on Ultra-High Performance Concrete with and without Coarse Aggregates*. In: Michael Schmidt, Ekkehard Fehling, Carsten Geisenhanslüke (Hrsg.): *Ultra High Performance Concrete (UHPC): Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany September 13-15, 2004*, Kassel, 2004, S. 205–212.

Ma03

Ma, J.; Schneider, H.; Wu, Z.: *Bruchmechanische Kenngrößen von UHFB*. In: Gert König, Klaus Holschemacher (Hrsg.): *Ultrahochfester Beton: Innovationen im Bauwesen: Beiträge aus Praxis und Wissenschaft*, 2003, S. 121–130.

Müh12

Mühlbauer, C.: *Fügen von Bauteilen aus ultrahochfestem Beton (UHPC) durch Verkleben*. Dissertation. TU München. München, 2012.

Mül16

Müller, H. S.; Wiens, U.: *Beton*. In: Konrad Bergmeister, Frank Fingerloos, Johann Dietrich Wörner (Hrsg.): *Beton-Kalender 2016: Beton im Hochbau, Silos und Behälter*, 2016, S. 1–168.

Mül12

Müller, H. S.; Reinhardt, H.-W.; Wiens, U.: *Beton*. In: Konrad Bergmeister, Frank Fingerloos, Johann Dietrich Wörner (Hrsg.): *Beton-Kalender 2012: Infrastrukturbau, Befestigungstechnik, Eurocode 2*, 2012, S. 304–458.

Mül06

Müller, H. S.: *Betonbautechnik - neue Entwicklungen im Überblick*. In: Harald S. Müller, Edgar Bohner (Hrsg.): *Innovationen in der Betonbautechnik: Symposium ; 3. Symposium Baustoffe und Bauwerkserhaltung, Universität Karlsruhe (TH), 15. März*

2006, Karlsruhe, Hannover, Univ.-Verl.; Technische Informationsbibliothek u. Universitätsbibliothek, 2006, S. 1–7.

Mur06

Murr, A.; Hatzl, T.; Böhm, C.; Gehlken, P.-L.; Klengel, H.: *Zerstörungsfreie Strukturanalyse von Baustoffen mittels Computertomografie und intelligenter Bildverarbeitung*. In: Wolfgang Müller (Hrsg.): *Zi-Jahrbuch: Jahrbuch für die Ziegel-, Baukeramik- und Steinzeugröhren-Industrie*, Springer Baumedien, 2006, S. 81–88.

Nev05

Neves, R. D.; Fernandes de Almeida, J. C. O.: *Compressive behaviour of steel fibre reinforced concrete*. In: *Structural Concrete*, 6, 2005, S. 1–8.

Ngu13

Nguyen, D. L.; Kim, D. J.; Ryu, G. S.; Koh, K. T.: *Size effect on flexural behavior of ultra-high-performance hybrid fiber-reinforced concrete*. In: *Composites Part B: Engineering*, 45, 2013, S. 1104–1116.

Nöl10

Nöldgen, M.: *Modellierung von ultrahochfestem Beton (UHPC) unter Impaktbelastung. Auslegung eines Hochhauskerns gegen Flugzeuganprall*. Dissertation. Universität Kassel. Kassel, 2010.

Nun16

Nunes, S.; Pimentel, M.; Carvalho, A.: *Non-destructive assessment of fibre content and orientation in UHPFRC layers based on a magnetic method*. In: *Cement and Concrete Composites*, 72, 2016, S. 66–79.

Oet16

Oettel, V.: *Torsionstragverhalten von stahlfaserbewehrten Beton-, Stahlbeton- und Spannbetonbalken*. Dissertation. TU Braunschweig. Braunschweig, 2016.

Oet15

Oettel, V.; Empelmann, M.: *Zugspannungs-Dehnungs-Beziehung für UHPFRC in Anlehnung an DAfStb-Richtlinie Stahlfaserbeton*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 110, 2015, S. 468–478.

Oet14

Oettel, V.; Rieke, A.; Empelmann, M.: *Herstellen und Prüfen von dünnwandigen UHPFRC-Fertigteilen*. In: *Betonwerk + Fertigteil-Technik (BFT) International*, 2014, S. 64–74.

Oet13

Oettel, V.; Empelmann, M.: *Feinprofilierte UHPFRC-Trockenfugen für Segmentbauteile*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 108, 2013, S. 487–495.

Ozy06

Ozyurt, N.; Mason, T. O.; Shah, S. P.: *Non-destructive monitoring of fiber dispersion in FRCS using AC-impedance spectroscopy*. In: Maria S. Konsta-Gdoutos (Hrsg.): *Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties*, Dordrecht, Niederlande, 2006, S. 285–290.

Pfy03

Pfyl, T.: *Tragverhalten von Stahlfaserbeton*. Dissertation. ETH Zürich. Zürich, 2003.

Pol14

Polónyi, S.: *Zuviel Stahl im Beton?* In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 109, 2014, S. 628–636.

Ran14

Randl, N.; Steiner, T.; Ofner, S.; Baumgartner, E.; Mészöly, T.: *Development of UHPC mixtures from an ecological point of view*. In: *Construction and Building Materials*, 67, 2014, S. 373–378.

Red99

Redon, C.; Chermant, L.; Chermant, J.-L.; Coster, M.: *Automatic image analysis and morphology of fibre reinforced concrete*. In: *Cement and Concrete Composites*, 21, 1999, S. 403–412.

Rem94

Remmel, G.: *Zum Zug- und Schubtragverhalten von Bauteilen aus hochfestem Beton*. Dissertation. TU Darmstadt. Darmstadt, 1994.

Ros04

Rosenbusch, J.: *Einfluß der Faserorientierung auf die Beanspruchbarkeit von Bauteilen aus Stahlfaserbeton*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 99, 2004, S. 372–377.

Ros03

Rosenbusch, J.: *Zur Querkrafttragfähigkeit von Balken aus stahlfaserverstärktem Stahlbeton*. Dissertation. TU Braunschweig. Braunschweig, 2003.

Roy72

Roy, D. M.; Gouda, G. R.; Bobrowsky, A.: *Very high strength cement pastes prepared by hot pressing and other high pressure techniques*. In: *Cement and Concrete Research*, 2, 1972, S. 349–366.

Sch00

Schachinger, I.: *Untersuchungen an Hochleistungs-Feinkorn-Beton*. In: 38. DAfStb-Forschungskolloquium TU-München, 2000, S. 55–66.

Sch13a

Scheydt, J. C.: *Mechanismen der Korrosion bei ultrahochfestem Beton*. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie. Karlsruhe, 2013.

Sch10a

Schmidt, M.; Fröhlich, S.: *Testing of UHPC*. In: The International Federation for Structural Concrete (fib) (Hrsg.): *Proceedings of the third International fib Congress and Exhibition. Incorporating the PCI Annual Convention and Bridge Conference*, Washington D.C., USA, 2010, proceedings disk ID237.

Sch08a

Schmidt, M.; Bunje, K.; Dehn, F.; Droll, K.; Fehling, E.; Greiner, S.; Horvath, J.; Kleen, E.; Müller, C.; Reineck, K.-H.; Schachinger, I.; Teichmann, T.; Teutsch, M.; Thiel, R.; Tue, N. V.: *Sachstandsbericht - Ultrahochfester Beton*. 1. Auflage. Berlin. Beuth Verlag GmbH, 2008.

Sch10b

Schnell, J.; Schladitz, K.; Schuler, F.: *Richtungsanalyse von Fasern in Betonen auf Basis der Computer-Tomographie*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 105, 2010, S. 72–77.

Sch08b

Schnell, J.; Rösch, R.; Ackermann, F. P.; Sych, T.: *Statistical analysis of fibre distribution in ultra high performance concrete using computer tomography*. In: Ekkehard Fehling, Michael Schmidt (Hrsg.): *Ultra High Performance Concrete (UHPC): Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, Kassel, 2008, S. 145–152.

Sch13b

Schöning, J.; Della Pietra, R.; Hegger, J.; Tue, N. V.: *Verbindungen von Fertigteilen aus UHPC*. In: Bautechnik, 2013, S. 304–313.

Sch88

Schönlin, K.: *Ermittlung der Orientierung, Menge und Verteilung der Fasern in faserbewehrtem Beton*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 83, 1988.

Sch13c

Schuler, F.; Breit, W.; Schnell, J.: *Faserbeton - Neue Einblicke dank Computer-Tomographie*. In: Reinhard Nothnagel, Heiko Twelmeier (Hrsg.): *Baustoff und Konstruktion: Festschrift zum 60. Geburtstag von Harald Budelmann*, Springer Verlag Berlin, 2013, S. 137–144.

Sch16

Schultz-Cornelius, M.; Pahn, M.: *Investigations on the Size Effect of thin Structural elements made of UHPC*. In: Ekkehard Fehling, Bernhard Middendorf, Jenny Thiemicke (Hrsg.): *Ultra-High Performance Concrete and High Performance Construction Materials: Proceedings of HiPerMat 2016 4th International Symposium on Ultra-High Performance Concrete and High Performance Materials*, Kassel, 2016, S. 71–72.

Sor90

Soroushian, P.; Lee, C.-D.: *Distribution and Orientation of Fibers in Steel Fiber Reinforced Concrete*. In: ACI Materials Journal, 87, 1990, S. 433–439.

Spe10

Speck, K.; Curbach, M.: *Ein einheitliches dreiaxiales Bruchkriterium für alle Betone*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 105, 2010, S. 233–243.

Spe08

Speck, K.: *Beton unter mehraxialer Beanspruchung. Ein Materialgesetz für Hochleistungsbetone unter Kurzzeitbelastung*. Dissertation. TU Dresden. Dresden, 2008.

Ste14

Steven, G.: *Trag- und Nachbruchverhalten von Stützen aus ultrahochfestem Beton mit hochfester Längsbewehrung*. Dissertation. TU Braunschweig. Braunschweig, 2014.

Str03

Strack, M.; Mark, P.: *Zur Biegebemessung von Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton. Vorgehensweisen und Hilfsmittel.* In: Beton- und Stahlbetonbau, 98, 2003, S. 755–763.

Stü11

Stürwald, S.: *Versuche zum Biegetragverhalten von UHPC mit kombinierter Bewehrung.* Forschungsbericht Fachgebiet Massivbau, Fachbereich Bauingenieurwesen. Universität Kassel, 2011.

Suu13

Suuronen, J.-P.; Kallonen, A.; Eik, M.; Puttonen, J.; Serimaa, R.; Herrmann, H.: *Analysis of short fibres orientation in steel fibre-reinforced concrete (SFRC) by X-ray tomography,* 2013.

Šve14

Švec, O.; Žirgulis, G.; Bolander, J. E.; Stang, H.: *Influence of formwork surface on the orientation of steel fibres within self-compacting concrete and on the mechanical properties of cast structural elements.* In: Cement and Concrete Composites, 50, 2014, S. 60–72.

Tan03

Tanaka, Y.; Musya, H.; Shimoyama, Y.; Kobayashi, T.: *Application technology of ultra high strength fibre reinforced concrete for a 50 m span Sakata Mirai Footbridge.* Singapur, 2003.

Taz99

Tazawa, E.-i.: *Autogenous shrinkage of concrete. Proceedings of the International Workshop, organised by the JCI (Japan Concrete Institute), Hiroshima, June 13 - 14, 1998.* A & FN Spon, 1999.

Taz95

Tazawa, E.-i.; Miyazawa, S.: *Influence of cement and admixture on autogenous shrinkage of cement paste.* In: Cement and Concrete Research, 25, 1995, S. 281–287.

Tej10

Tejchman, J.; Kozicki, J.: *Experimental and theoretical investigations of steel-fibrous concrete.* Berlin. Springer, 2010.

Teu11

Teutsch, M.; Wiens, U.; Alfes, C.: *Erläuterungen zur DAfStb-Richtlinie Stahlfaserbeton.* In: Konrad Bergmeister, Frank Fingerloos, Johann Dietrich Wörner (Hrsg.): *Beton-Kalender 2011: Kraftwerke, Faserbeton,* 2011, S. 141–175.

The15

Theiler, W.; Reicht, O.; Tue, N. V.: *Auswirkungen von Unebenheiten bei trockenen Druckverbindungen von Betonbauteilen.* In: Beton- und Stahlbetonbau, 2015, S. 687–698.

Tru99

Trunk, B. G.: *Einfluß der Bauteilgröße auf die Bruchenergie von Beton.* ETH Zürich. Zürich, 1999.

Tue06

Tue, N.; Ma, J.; Orgass, M.: *Kriechen von Ultrahochfestem Beton (UHFB)*. In: Bautechnik, 83, 2006, S. 119–124.

Tue07

Tue, N. V.; Henze, S.; K uchler, M.; Schenck, G.; Wille, K.: *Ein optoanalytisches Verfahren zur Bestimmung der Faserverteilung und -orientierung in stahlfaserverst rkttem UHFB*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 102, 2007, S. 674–680.

van91

van Mier, Jan G. M.; Nooru-Mohamed, M. B.; Timmers, G.: *An experimental study of shear fracture and aggregate interlock in cementbased composites*. In: Vrouwenfelder, A. C. W. M., R. de Borst, van Mier, Jan G. M., R. Polder, J. Wardenier (Hrsg.): *Heron*, 36. Aufl., Delft, Niederlande, 1991.

Vic14

Vicat: *Datenblatt - B ton Composite Vicat (BCV)*, 2014, http://www.vicat.fr/content/download/30970/289867/file/plaquette_BCV_01_2014.pdf.
Abgerufen am 15.07.2016.

Voo03

Voo, Y. L.; Foster, S. J.: *Variable Engagement Model for the Design of Fibre Reinforced Concrete Structures*. In: Proceedings of Advanced Materials for Construction of Bridges, Buildings, and Other Structures III, 2003.

Wat07

Watanabe, N.; Musha, H.; Yoshinaga, K.: *Design and Performance Tests for Bridge using Ultra High Strength Fiber Reinforced concrete*. In: 23th Japan Bridge Engineering workshop, 2007.

Wic13

Wichmann, H.-J.; Holst, A.; Budelmann, H.: *Ein praxisgerechtes Messverfahren zur Bestimmung der Fasermenge und -orientierung im Stahlfaserbeton*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 108, 2013, S. 822–834.

Wu16

Wu, Z.; Shi, C.; Khayat, K. H.: *Influence of silica fume content on microstructure development and bond to steel fiber in ultra-high strength cement-based materials (UHSC)*. In: Cement and Concrete Composites, 71, 2016, S. 97–109.

Yoo13

Yoo, D.-Y.; Park, J.-J.; Kim, S.-W.; Yoon, Y.-S.: *Early age setting, shrinkage and tensile characteristics of ultra high performance fiber reinforced concrete*. In: Construction and Building Materials, 41, 2013, S. 427–438.

Yul97

Yule, G. U.: *On the theory of correlation*. In: Journal of the Royal Statistical Society, 1897, S. 249–295.

Yu14

Yu, R.; Spiesz, P.; Brouwers, H. J. H.: *Mix design and properties assessment of Ultra-*

High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPRFC). In: Cement and Concrete Research, 56, 2014, S. 29–39.

Zho17

Zhou, B.; Uchida, Y.: *Influence of flowability, casting time and formwork geometry on fiber orientation and mechanical properties of UHPRFC*. In: Cement and Concrete Research, 95, 2017, S. 164–177.

Zim06

Zimmermann, G.: *Membran Beton Gitterschalen Tragwerke. Entwicklung und Vorbemessung*. Dissertation. Universität Kassel. Kassel, 2006.

Zim12

Zimmermann, W.; Sparowitz, L.: *Vorgespannte Fertigteile aus Ultrahochfestem Faserbeton*. In: Beton- und Stahlbetonbau, 107, 2012, S. 192–200.

Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1	Räumlich gekrümmtes stabwerkintegriertes Flächentragwerk [Leh14a]	1
Bild 1.2	Stab- und Flächentragwerke als Kombination von stab- und plattenförmigen Bauteilen mit trockenen Stoßverbindungen.....	5
Bild 1.3	Übersicht über die entwickelten stabförmigen Fügebauteile [Mai13].....	7
Bild 1.4	Fügung von Platten (rote Pfeile: Kraftübertragungsrichtung, blaue Pfeile: Fügerichtung) [Leh16]	7
Bild 2.1	Zusammensetzung von Normalbeton (NC), selbstverdichtendem Beton (SCC) und ultrahochfestem faserverstärkten Feinkornbeton (UHPFRC) [Bud16]	9
Bild 2.2	Ausgangstoffe für die Herstellung von UHPFRC FK1-2,5. Von links oben nach rechts unten: Zement, Quarzsand, Quarzmehl I, Quarzmehl II, Silikastaub, Stahlfasern, Wasser mit Fließmittel und Schwindreduzierer	10
Bild 2.3	Mikrostahldrahtfaser ($l_f / d_f = 11 \text{ mm} / 0,18 \text{ mm}$)	13
Bild 2.4	Zeitliche Entwicklung der Wasser-Bindemittel-Werte von normalfestem (NC), hochfestem (HPC) und ultrahochfestem Beton (UHPC/RPC) [Mül06] 14	
Bild 2.5	Biegezugverhalten von UHPFRC M2Q mit unterschiedlichen Nachbehandlungsarten (Wärmebehandlung (HT), Wasserlagerung (W) und luftdicht in Folie gewickelt (F)) [Sch10a]	19
Bild 2.6	Befüllen der Probekörper von einer Seite und anschließendes Abdecken mit Folie (rechts).....	19
Bild 2.7	Verhältnis von Betondruck- zu Betonzugfestigkeit [Klo08].....	20
Bild 2.8	Druckspannungs-Dehnungs-Verlauf von Betonen mit unterschiedlichen Fasergehalten η_v [Nev05; Ste14; Oet16]	21
Bild 2.9	Maßstabseinfluss der Würfeldruckfestigkeit bei unterschiedlichen Fasergehalten η_v für unterschiedliche Probekörperabmessungen [An08] ..	21
Bild 2.10	Einfluss des Fasergehaltes η_v auf die Druckfestigkeit [Ber12]	22
Bild 2.11	Zweiaxiale Festigkeit von UHPFRC mit unterschiedlichen Fasergehalten η_v [Spe08].....	22
Bild 2.12	Zugtragverhalten für Gebrauchslastbereiche unterteilt für entfestigendes (a) und verfestigendes (b) Verhalten [fib13]	24
Bild 2.13	Bestimmung der einaxialen Zugfestigkeit bei UHPFRC FK1-2,5 mit nicht verdrehbarer Lasteinleitung.....	26
Bild 2.14	Lagerungsbedingungen für Zugfestigkeitsprüfung bei UHPFRC ND-2,5 (gelenkig 3D (links), gelenkig 2D (Mitte) und fest (rechts))	26
Bild 2.15	Zugtragverhalten von UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5 bei unterschiedlichen Lagerungsbedingungen.....	27
Bild 2.16	Fiktives Rissmodell (FCM) [Hil76].....	28
Bild 2.17	Spannungs-Rissöffnungsbeziehung zur Bestimmung der Bruchenergie G_f [Hil76; Tru99]	28

Abbildungsverzeichnis

Bild 2.18	Optisch gemessene Zugspannungs-Rissöffnungsbeziehung bei Zugzylinder aus UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5.....	29
Bild 2.19	Einfluss des Fasergehaltes $\eta\nu$ und der Faserschlantheit bei UHPFRC auf die Zylinderspaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ [Eld14]	31
Bild 2.20	Bestimmung der Spaltzugfestigkeit (links), Rissbild nach dem Versagen (rechts).....	31
Bild 2.21	Bruchmechanisches Modell zur Berechnung der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ [Fre11]	33
Bild 2.22	Spannungsverteilung beim Erreichen der Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ [Feh13]	33
Bild 2.23	Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ in Abhängigkeit des Fasergehaltes $\eta\nu$ und der Faserschlantheit l_f / d_f [Sch10a]	34
Bild 2.24	Einfluss der Probekörperabmessungen (klein: 50 x 50 x 150 mm ³ , mittel: 100 x 100 x 300 mm ³ und groß: 150 x 150 x 450 mm ³) auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ mit unterschiedlichen Fasergehalten [Ngu13]	34
Bild 2.25	Berechnung der Zugspannungs-Dehnungsbeziehung aus Last-Durchbiegungskurven [Oet15]	35
Bild 2.26	Aufbau der Drei-Punkt-Biegezugversuche an Prismen.....	36
Bild 2.27	Einfluss des Fasergehaltes $\eta\nu$ auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ bei Biegeprismen aus UHPFRC ND-2,5.....	37
Bild 2.28	Einfluss der Bauteilhöhe h zum Verhältnis von Biegezugspannung $f_{ct,fl}$ gegenüber der Zugfestigkeit f_{ctm} [Rem94].....	38
Bild 2.29	Hauptspannungen im ungerissenen Stahlbetonbalken und Zusammenhang im Mohr'schen Spannungskreis [Ben09]	38
Bild 2.30	Einfluss des Fasergehaltes $\eta\nu$ auf die Querkrafttragfähigkeit [Ber12]	40
Bild 2.31	Einfluss der Schubschlantheit auf die Schubtragfähigkeit τ_u [Ros03].....	40
Bild 2.32	Einfluss der Schubschlantheit auf die Querkrafttragfähigkeit τ_u [Fis16].....	41
Bild 2.33	Schematischer Prüfaufbau des Querkraftversuchs nach [Baž86] (links) und verwendeter Versuchsaufbau am Prisma (rechts)	42
Bild 2.34	Einfluss der Fasern auf die Querkrafttragfähigkeit an Biegeprismen mit UHPFRC ND-2,5.....	42
Bild 2.35	Druckfestigkeitsentwicklung von UHPFRC ND-2,5.....	43
Bild 2.36	Zugfestigkeitsentwicklung von UHPFRC ND-2,5.....	44
Bild 2.37	Temperaturentwicklung von UHPFRC ND-2,5	44
Bild 2.38	Chemisches und autogenes Schwinden von Beton [Taz99]	45
Bild 2.39	Schwindverhalten von UHPFRC ND-2,5	45
Bild 2.40	Kriechzahl von UHPC [Tue06].....	46
Bild 2.41	Kriechverformungen von UHPFRC ND-2,5 gemessen mit der Temperatur-Spannungs-Prüfmaschine (TSTM).....	47

Bild 2.42	Chloriddiffusionskoeffizient von UHPC im Vergleich zu typischen Betonen anderer Festigkeitsklassen [Lud05].....	47
Bild 2.43	Biegezugspannungs-Wegverläufe von UHPFRC ND-2,5 mit unterschiedlichen Lagerungszeiten in NaCl-Lösung.....	48
Bild 2.44	Bohrkern von einem 580 Tage in NaCl-Lösung gelagerten Prisma aufgenommen mit dem Digitalmikroskop.....	49
Bild 2.45	Frost-Tausalz-Widerstand von UHPC im Vergleich zu typischen Betonen anderer Festigkeitsklassen [Lud05].....	50
Bild 3.1	Faseraktivierung und Faserauszugphase [Jun06].....	51
Bild 3.2	Einfluss von Silikastaub im UHPFRC auf den Faserverbund (links) und Verbundzone aufgenommen im Rasterelektronenmikroskop nach dem Auszug mit 0 und 30 % Silikastaubanteil [Cha04].....	52
Bild 3.3	Verbundzone zwischen UHPC Matrix und Stahlfaser aufgenommen im Rasterelektronenmikroskop [Gar12].....	53
Bild 3.4	Verbundverbesserung durch Hydratation von Feinststoffen an der Kontaktzone nach einem Tag (links) und 28 Tagen (rechts) aufgenommen mit dem Rasterelektronenmikroskop [Wu16].....	53
Bild 3.5	Modellhafte Darstellung der Matrixentfestigung und Faseraktivierung [Leu08].....	54
Bild 3.6	Faserwirksamkeit in Abhängigkeit vom Fasergehalt [Stü11].....	54
Bild 3.7	Einfluss der Faserlänge l_f auf den Orientierungsbeiwert $\eta\theta$ [Grü04].....	56
Bild 3.8	Unterschiedliche Ansätze zur Bestimmung des Faserorientierungsbeiwerts $\eta\theta$ [Leu08].....	57
Bild 3.9	Histogramm der Voxelanzahl über die Graustufenverteilung für einen UHPFRC Querschnitt.....	59
Bild 3.10	Mikro-CT Aufnahme des gemessenen Faserdurchmessers bei UHPFRC ND-2,5 mit $d_f = 0,18$ mm in Abhängigkeit der gewählten Graustufe (ab Graustufe 85 (links) und ab Graustufe 169 (rechts)).....	60
Bild 3.11	Ausgangsbild aus dem Mikro-CT (links) und automatische Fasererkennung mit geometrischer Filterung (rechts).....	60
Bild 3.12	Ablaufschema des entwickelten MATLAB®-Skripts zur automatischen Analyse der Faserparameter.....	61
Bild 3.13	Querschnittsabmessungen der im Mikro-CT untersuchten Prismen.....	61
Bild 3.14	Auswertung des Fasergehaltes $\eta\nu$ im Prismenquerschnitt des versagensrelevanten Bereichs.....	62
Bild 3.15	Auswertung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta\theta$ im Prismenquerschnitt des versagensrelevanten Bereichs.....	63
Bild 3.16	Verwirbelung der Fasern im Prisma nach der Erhärtung.....	64
Bild 3.17	Einfluss der Betonierrichtung auf die Festigkeit [DAf15].....	65
Bild 3.18	Beeinflussung der Faserorientierung $\eta\theta$ mit einem Magnet. Sichtbar gemacht mit Gel und Mikrodrahtfasern [Led14].....	66

Abbildungsverzeichnis

Bild 3.19	Einfluss der Einfüllrichtung auf die Drei-Punkt Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ bei gekerbten UHPFRC-Balken (150 x 150 x 600 mm ³).....	66
Bild 3.20	Strömungsgeschwindigkeit im unerhärteten Beton [Šve14].....	67
Bild 3.21	Faserorientierungsbeiwerte $\eta\theta$ in Abhängigkeit vom Wandabstand mit unterschiedlichen Schalmaterialien und Faserlängen (9 mm / 11 mm).....	68
Bild 3.22	Faserorientierungsbeiwert $\eta\theta$ in Abhängigkeit der Faserlänge l_f und der Querschnittsabmessung [Sor90].....	68
Bild 3.23	Faserorientierungsbeiwert $\eta\theta$ in Abhängigkeit der Querschnittshöhe h [Sor90; Lin96; Ros03].....	69
Bild 3.24	Einfluss der Faserschlankeit auf den Verlauf der Druckfestigkeitskurve [Fan85].....	69
Bild 3.25	Kernbohrungen aus der Seite eines Biegebalkens für quer zur Herstellungsrichtung orientierte Druckzylinderproben.....	70
Bild 3.26	Bruchbild von Zylinderproben ($d / h = 70 \times 140 \text{ mm}^3$) mit gleicher Traglast nach dem Druckversuch. Sprödbruch (links) und duktiles Versagen (rechts).....	70
Bild 3.27	Festigkeit in Abhängigkeit von der Faserausrichtung [van91].....	71
Bild 3.28	Zugtragverhalten in Abhängigkeit von der Faserorientierung $\eta\theta$ [Fre11].....	71
Bild 3.29	Verhältnis der Zugfestigkeit f_{ct} zur Zugfestigkeit von eindimensional faserorientierten Proben in Abhängigkeit des Faserorientierungsbeiwertes $\eta\theta$ [Fre11].....	72
Bild 3.30	Einfluss der Faserlänge l_f auf die Bruchenergie G_f für unterschiedliche Faserausrichtungen [Li91].....	72
Bild 3.31	Bruchenergie G_f und Faserorientierungsbeiwert $\eta\theta$ [Lin96; Fre11].....	74
Bild 3.32	Untersuchung der Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ in Abhängigkeit von der Faserausrichtung [Abr13].....	74
Bild 3.33	Einfluss der Faserausrichtung auf die Biegezugfestigkeit und Duktilität [Ber96].....	75
Bild 3.34	Effekt der Faserorientierung $\eta\theta$ auf die Biegezugfestigkeit f_{ct}, fl [Zho17]..	75
Bild 3.35	Probenherstellung der Prismen für Serie F (links) und Serie N (rechts) zur Untersuchung der Faserausrichtung auf die Festigkeit aus UHPFRC ND-2,576	
Bild 3.36	Biegezugspannungs-Durchbiegungsverlauf der ausgewählten Prismen die mit dem Mikro-CT näher untersucht wurden.....	77
Bild 3.37	Auswertung der Medianwerte von Fasergehalt $\eta\nu$ und Orientierungsbeiwert $\eta\theta$ in der Zugzone bezogen auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ des Prismas.....	78
Bild 3.38	Nachrissbiegezugfestigkeit in Abhängigkeit von der mittleren linearen Abweichung vom Medianwert des Fasergehaltes $\eta\nu, lok$ und des Orientierungsbeiwertes $\eta\theta, lok$	79
Bild 3.39	Querkrafttragfähigkeit von allen im Mikro-CT untersuchten Prismen.....	80

Bild 3.40	Medianwert vom Fasergehalt ηv und Faserorientierungsbeiwert $\eta\theta$ gegenüber der auf die Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} bezogenen Querkrafttragfähigkeit tu 81
Bild 3.41	Mittlere lineare Abweichung vom Medianwert des Fasergehaltes $\eta v, lok$ und Faserorientierungsbeiwert $\eta\theta, lok$ gegenüber der auf die Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} bezogenen Querkrafttragfähigkeit tu 81
Bild 4.1	Beton unter mehrachsiger Beanspruchung [Mül16] nach Ottosen-Model im [CEB93]..... 83
Bild 4.2	Kraftumlenkung von Rohr ($d_{au\ddot{a}} / d_{inne} = 100 \text{ mm} / 70 \text{ mm}$) zu Vollquerschnitt [Mai13]..... 85
Bild 4.3	Parameterstudie zur Ausbildung eines Köchers zur Übertragung der auftretenden Biegemomente aus einem dünnwandigen Rohr 85
Bild 4.4	Zugspannungen im nicht optimierten Knotenmodell mit linear elastischem Materialmodell zur Veranschaulichung der Rissbildung..... 86
Bild 4.5	Zugspannungen im optimierten Knotenmodell mit größeren Ausrundungen und dickerem Kragen (oben links) mit reduzierter Rissbildung..... 86
Bild 4.6	Entwicklungsschritte für einen leichten, dünnwandigen Stabwerksknoten zur Übertragung der Stabkräfte [Mai13] 87
Bild 4.7	Versuchsaufbau mit Messtechnik und aufgesprühten Muster für die optische Verformungsmessung ($d / h = 100 / 415 \text{ mm}$) 88
Bild 4.8	Einfluss von Fasergehalt und Gesteinskorn auf die Druckfestigkeit von dünnwandigen Rohrquerschnitten 89
Bild 4.9	Versuchsaufbau für Rohre mit integrierter Lastumlenkung und aufgesprühtem Muster für die optische Verformungsmessung ($d / h = 100 / 173 \text{ mm}$) 89
Bild 4.10	Radiale Verschiebung der Kraftumlenkungsbereiche beim Erreichen der Traglast. Im Versuch optisch gemessen mit der Verschiebung in mm (innen) und numerische Lösung (außen)..... 90
Bild 4.11	Untersuchte Stoßbereiche von Stabwerken. (von links nach rechts: Stoßtyp A, B und C) [Mai13] 91
Bild 4.12	Versagensbilder der untersuchten Stoßbereiche. (von links nach rechts: Stoßtyp A, B und C)..... 92
Bild 4.13	Herstellung des Stabwerksknotens mit zweiseitiger Industrierwachsschalung und innenliegender Polystyrolschalung mit Gewindestangen für die nachträgliche Vorspannung [Mai13] 92
Bild 4.14	Versuchsaufbau für die Prüfung der Stabwerksknoten 93
Bild 4.15	Rissbildung im Knoten 2 kurz vor Erreichen der Höchstlast (blaue Bereiche ohne Zugdehnungen) 93
Bild 4.16	Prüfmaschinenkraft F gegenüber der Winkelverdrehung α zweier Knotenschenkel..... 94
Bild 4.17	Übersicht der untersuchten Zahnleistenverbindungen für flächige Fügebauteile [Leh16] 94

Abbildungsverzeichnis

Bild 4.18	Fügung einer Trockenstoßverbindung.....	95
Bild 4.19	Überprüfung der Schädigung und der Faserorientierung im Bereich der Zahnleistenverbindung mittels Mikro-CT [Leh14a].....	95
Bild 4.20	Fügung der UHPFRC-Passstücke mithilfe eines Kunststoffhammers [Leh16]	96
Bild 4.21	Versuchsaufbau Plattendruckprüfung.....	96
Bild 4.22	Versagensbild einer Zahnleistenverbindung mit abgeschrägten Zähnen (Fase ist rot eingekreist).....	97
Bild 4.23	Veränderter Versagensmechanismus durch unterschiedliche Belastungsrichtungen bei Zahnleistenverbindungen (links: Plattenversagen, Mitte und rechts: Scherbruch; blau: keine Zugdehnungen) [Leh16]	98
Bild 4.24	Schubtragfähigkeit von Zahnleistenverbindungen [Leh16].....	98
Bild 4.25	Versuchsaufbau zu Biegezugprüfung von Platten mit Zahnleistenverbindungen [Leh14b]	99
Bild 4.26	Weiterentwicklung der Zahnleistenverbindung zur Verbesserung der Biegetragfähigkeit a) als flacher Fügestoß, b) als aufgeweitete Verbindung mit Zug- und Druckzone (Stoßtyp B2.2) und c) als fügungsoptimierte Verbindung mit zusätzlichen UHPFRC-Passstücken (Stoßtyp B2.4) [Leh16]	99
Bild 4.27	Füguungskonzept für modulare Plattenbalkentragwerke [Leh16]	101
Bild 4.28	Schalung eines Balkenelements des Plattenbalkens [Leh16]	101
Bild 4.29	Versuchsaufbau für die Prüfung von modularen Plattenbalken.....	102
Bild 4.30	Belastung F und Vorspannkraft bezogen auf die Durchbiegung im Vier-Punkt-Biegeversuch an modularen, dünnwandigen Balken und Plattenbalken (Vorspanngrad in %)	102
Bild 4.31	Optisch gemessene Zugverformungen im Steg von Plattenbalken 1 (PB1) [Leh16]	103
Bild 4.32	Versagen der Wandung im Steg ohne Fasern.....	103
Bild 4.33	CT-Aufnahme eines Bohrkerns aus der Mitte des Steges im Bereich des Querkraftversagensrisses (Beton ist grau dargestellt)	104
Bild 4.34	Riss quer durch die Zugzone des Balkens auf der Innenseite des Untergurtes von PB2 nach dem Versuch	104
Bild 5.1	Rechnerische und experimentelle Ergebnisse der Drei-Punkt-Biegeversuche an Prismen (Angabe sind der Probenname sowie der Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$)	108
Bild 5.2	Kräfteaufteilung bei Biegung im Plattenbalkenquerschnitt	109
Bild 5.3	Rechnerische und experimentelle Ergebnisse der Plattenbalkenversuche	110
Bild 5.4	Gegenüberstellung der rechnerischen und experimentellen Ergebnisse der Querkraftversuche an gekerbten Prismen. Angegeben sind der Probenname sowie der Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$	112
Bild 5.5	Einhüllende der Druck-Schubspannungsbeziehung zur Bestimmung der Querkrafttragfähigkeit von Trockenstoßverbindungen	113

Bild A.1	Faserorientierungsbeiwerte $\eta\theta$ im Prismaquerschnitt bei Holzschalung. Ungeschalte Seite bei der Breite 40 mm.....	143
Bild A.2	Faserorientierungsbeiwerte $\eta\theta$ im Prismaquerschnitt bei Metallschalung. Ungeschalte Seite bei der Höhe 0 mm.....	143
Bild A.3	Faserorientierungsbeiwerte $\eta\theta$ im Prismaquerschnitt bei Polystyrolschalung. Ungeschalte Seite bei der Höhe 0 mm.....	143
Bild A.4	Allseitig geschalter (stehend betoniert) Prisma mit Acrylglasschalung. Einfluss der Wandung auf den Faserorientierungsbeiwert $\eta\theta$	144
Bild B.1	Untersuchte Einfüllgeometrien.....	145
Bild B.2	Einfüllgeometrien des Typs 1 mit 6, 9 und 12 mm Querschnittshöhe.....	145
Bild B.3	Einfüllgeometrien des Typs 2 und 3 mit 12 mm Querschnittshöhe.....	146
Bild B.4	Einfüllgeometrien des Typs 4 mit 9 und 12 mm Querschnittshöhe.....	146
Bild C.1	Einfluss der Faserorientierung auf die Druckfestigkeit mit UHPFRC ND-2,5 (Zylinderproben $D = 80 \text{ mm} / h = 160 \text{ mm}$).....	147
Bild C.2	Medianwerte des Fasergehaltes $\eta\nu$ im duktil versagten Zylinderquerschnitt.....	148
Bild C.3	Medianwerte des Faserorientierungsbeiwertes $\eta\theta$ im duktil versagten Zylinderquerschnitt.....	148
Bild C.4	Medianwerte des Fasergehaltes $\eta\nu$ im spröde versagten Zylinderquerschnitt.....	149
Bild C.5	Medianwerte des Faserorientierungsbeiwertes $\eta\theta$ im spröde versagten Zylinderquerschnitt.....	149
Bild D.1	Schnittplan für Proben der Serie F.....	150
Bild D.2	Schnittplan der Proben von Serie N.....	150
Bild D.3	Ergebnisse der Biegezugprüfungen für alle Prismen mit längs orientierten Fasern.....	150
Bild D.4	Ergebnisse der Biegezugprüfungen für alle Prismen mit quer orientierten Fasern.....	151
Bild D.5	Optisch gemessene Zugdehnungen und Risshöhe beim Erreichen der Biegezugfestigkeit bei Prisma N 2/4 mit der höchsten Traglast.....	151
Bild D.6	Optisch gemessene Zugdehnungen und Risshöhe beim Erreichen der Biegezugfestigkeit bei Prisma F 3/1 mit der geringsten Traglast.....	151
Bild E.1	Ergebnisse der Querkraftuntersuchungen für alle Prismen mit längs orientierten Fasern.....	153
Bild E.2	Ergebnisse der Querkraftuntersuchungen für alle Prismen mit quer orientierten Fasern.....	153
Bild E.3	Optisch gemessene Zugdehnungen beim Erreichen der Querkrafttragfähigkeit bei Prisma N 2/14 mit der höchsten Traglast.....	154
Bild E.4	Optisch gemessene Zugdehnungen beim Erreichen der Querkrafttragfähigkeit bei Prisma F 3/1 mit der geringsten Traglast.....	154

Abbildungsverzeichnis

Bild F.1	Bruchbilder stumpfer Stoß.....	156
Bild F.2	Bruchbilder von Stoßtyp A2.....	156
Bild F.3	Bruchbilder von Stoßtyp B1.....	156
Bild F.4	Bruchbilder von Stoßtyp B2.....	157
Bild F.5	Bruchbilder von Stoßtyp B3.....	157
Bild F.6	Bruchbilder von Stoßtyp C2.....	157
Bild F.7	Bruchbilder von Stoßtyp D2.....	158
Bild G.1	Aufbau, Lagerungsbedingungen und Vorspannkräfte des geprüften UHPFRC-Knotens 1 [Leh14b].....	159
Bild G.2	Knoten 1 Vorderansicht mit DMS Nummerierung.....	159
Bild G.3	Knoten 1 Hinteransicht mit DMS Nummerierung.....	160
Bild G.4	Knoten 1 DMS 1 und 2.....	160
Bild G.5	Knoten 1 DMS 3 und 4.....	160
Bild G.6	Knoten 1 DMS 5 und 6.....	161
Bild G.7	Knoten 1 DMS 7 und 8.....	161
Bild G.8	Knoten 1 DMS 9 und 10.....	161
Bild G.9	Knoten 1 DMS 11 und 12.....	161
Bild G.10	Knoten 1 DMS 13 und 14.....	162
Bild G.11	Knoten 1 DMS 15 und 16.....	162
Bild G.12	Knoten 1 DMS 17 und 18.....	162
Bild G.13	Knoten 1 DMS 19 und 20.....	162
Bild G.14	Aufbau, Lagerungsbedingungen und Vorspannkräfte des geprüften UHPFRC-Knotens 2 [Leh14b].....	163
Bild G.15	Knoten 2 Vorderansicht mit DMS Nummerierung.....	163
Bild G.16	Knoten 2 Hinteransicht mit DMS Nummerierung.....	164
Bild G.17	Knoten 2 DMS 1 und 2.....	164
Bild G.18	Knoten 2 DMS 3 und 4.....	164
Bild G.19	Knoten 2 DMS 5 und 6.....	165
Bild G.20	Knoten 2 DMS 7 und 8.....	165
Bild G.21	Knoten 2 DMS 9 und 10.....	165
Bild G.22	Knoten 2 DMS 11 und 12.....	165
Bild G.23	Knoten 2 DMS 13 und 14.....	166
Bild G.24	Knoten 2 DMS 15 und 16.....	166
Bild G.25	Knoten 2 DMS 17 und 18.....	166
Bild G.26	Knoten 2 DMS 19 und 20.....	166
Bild G.27	Kraft-Maschinenweg-Diagramm der Knotenprüfung.....	167

Bild H.1	Verknüpfung vom gemessenen Fasergehalt $\eta f, v$ und Faserorientierungsbeiwert $\eta f, \theta$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor.....	168
Bild H.2	Verknüpfung der gemessenen Abweichung des Fasergehaltes $\eta f, v, lok$ und der Abweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta f, \theta, lok$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor.....	168
Bild J.1	Verknüpfung vom gemessenen Fasergehalt $\eta f, v$ und Faserorientierungsbeiwert $\eta f, \theta$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor.....	172
Bild J.2	Verknüpfung der gemessenen Abweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta f, \theta, lok$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor	172

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1	Typische Feinststoffe im UHPFRC [Klo08]	11
Tabelle 2.2	Materialeigenschaften der verwendeten Mikrostahtdrahtfaser	13
Tabelle 2.3	Zusammensetzungen selbst verwendeter und kommerziell erhältlicher Betonrezepturen [Gra06; Cam12; Deu12; Feh13]	15
Tabelle 2.4	Mischungsanweisung für UHPFRC FK1-2,5 und ND-2,5	18
Tabelle 2.5	Zylinderdruckfestigkeit in Abhängigkeit des Fasergehaltes η_v bei UHPFRC ND-2,5	23
Tabelle 2.6	Einfluss der Probekörpergeometrie auf die Druckfestigkeit bei UHPFRC FK1-2,5	23
Tabelle 2.7	Vergleich der gemessenen und rechnerischen Elastizitätsmoduln E_c	24
Tabelle 2.8	Gemessene und rechnerisch ermittelte Zugfestigkeit f_{ctm}	27
Tabelle 2.9	Bruchmechanische Parameter für UHPC und UHPFRC [Ma03; Nöl10]	30
Tabelle 2.10	Umrechnungsfaktor zur Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ctm} aus der Spaltzugfestigkeit $f_{ctm,sp}$ für die untersuchten Betone	32
Tabelle 2.11	Umrechnungsfaktoren Biegezugfestigkeit $f_{ctm,\beta}$ in zentrische Zugfestigkeit f_{ctm} in Abhängigkeit der Prüfkörpergeometrie [Gre06]	35
Tabelle 2.12	Bestimmung der Zugfestigkeit f_{ct} anhand von Vier-Punkt-Biegeversuchen mit Biegebalken ($150 \times 150 \times 700 \text{ mm}^3$) [Oet15]	36
Tabelle 2.13	Umrechnungsfaktoren Biegezugfestigkeit $f_{ctm,\beta}$ in zentrische Zugfestigkeit f_{ctm} in Abhängigkeit der Prüfkörpergeometrie	37
Tabelle 2.14	Querkraftmodelle für Bauteile ohne Querkraftbewehrung [Ben09]	39
Tabelle 2.15	Kriechzahlen für UHPC mit unterschiedlichem Belastungsalter [AFG13]	46
Tabelle 2.16	Chlorideindringwiderstand von UHPFRC ND-2,5	48
Tabelle 2.17	Einfluss der Lagerungsdauer von Prismen in NaCl-Lösung auf die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$	49
Tabelle 3.1	Mittelwerte für die Faserwirksamkeit im Vergleich mit der Erstrisslast für UHPFRC mit unterschiedlichen Fasergehalten [Leu08]	55
Tabelle 3.2	Gegenüberstellung der rechnerischen Faserwirksamkeit $\sigma_{cf0,calc}$ und der gemessenen Zugfestigkeit f_{ctm}	55
Tabelle 3.3	Faserorientierungsbeiwerte η_θ aus der Literatur [Leu08]	57
Tabelle 3.4	Abminderungsfaktoren der Festigkeit für stehend (<i>fstehend</i>) und liegend (<i>fliegend</i>) betonierte Probekörper [Feh05; Feh13]	65
Tabelle 3.5	Bruchenergie in Abhängigkeit von der Herstellungsrichtung und der Probengeometrie [Feh05; Feh13]	73
Tabelle 3.6	Bezogene Biegezugfestigkeit und Standardabweichung der untersuchten Proben	77
Tabelle 3.7	Bezogene Querkrafttragfähigkeit und Standardabweichung der untersuchten Proben	80

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1	Bezogene Druckfestigkeit f_{cfcm} der dünnwandigen Rohre aus UHPFRC FK1-2,5	88
Tabelle 4.2	Experimentelle und numerische Druckfestigkeit von Rohrübergängen	90
Tabelle 4.3	Bezogene Druckfestigkeit f_{cfcm} der untersuchten Stoßbereiche.....	91
Tabelle 4.4	Bezogene Druckfestigkeit f_{cfcm} der Zahnleistenverbindung	97
Tabelle 4.5	Bezogene Biegezugfestigkeit f_{ct}, f_{lfctm} der Zahnleistenverbindungen....	100
Tabelle 5.1	Ergebnisse des rechnerischen Nachweises der Biegebalken.....	109
Tabelle 5.2	Ergebnisse des rechnerischen Querkraftnachweises der Balken	112
Tabelle 5.3	Ergebnisse des rechnerischen Querkraftnachweises für die Plattenbalken	113
Tabelle C.1	Auswertung Faserparameter für die Druckzylinder in Bild 3.26	148
Tabelle D.1	Einzelwerte der mit dem Mikro-CT ausgewerteten Prismen	152
Tabelle E.1	Einzelwerte der mit dem Mikro-CT ausgewerteten Prismen	155
Tabelle H.1	Berechnung der Prismenbiegezugfestigkeit mit dem Fasereffektivitätsfaktor k_f, eff	169
Tabelle H.2	Berechnung der Balkenbiegezugfestigkeit mit dem Fasereffektivitätsfaktor k_f, eff	169
Tabelle I.1	Berechnung der Biegetragfähigkeit der Plattenbalkenversuche mit dem Fasereffektivitätsfaktor k_f, eff	171
Tabelle J.1	Berechnung der Prismenquerkrafttragfähigkeit mit dem Fasereffektivitätsfaktor k_f, eff	173
Tabelle K.1	Berechnung der Querkrafttragfähigkeit der Plattenbalkenversuche mit dem Fasereffektivitätsfaktor k_f, eff	175

Anhang A: Einfluss der Schalung auf den Faserorientierungsbeiwert

In Untersuchungen des Einflusses der Schalung auf die Faserorientierung wurden die folgenden Ergebnisse erzielt, siehe Bild A.1 bis Bild A.4. Die jeweils ungeschaltete Prismenseite wird in der Bildunterschrift beschrieben. Bei allen untersuchten Schalungsarten wurden die Oberflächen mit einem dünnen Film Schalöl bestrichen. Es zeigte sich bei den liegend hergestellten Prismen ($4 \times 4 \times 16 \text{ cm}^3$), dass der Faserorientierungsbeiwert η_θ auf der Einfüllseite deutlich höher ist. Dies geschieht aufgrund des Faserabsinkens an der freien Oberfläche, wodurch sich die Fasern zweidimensional orientieren.

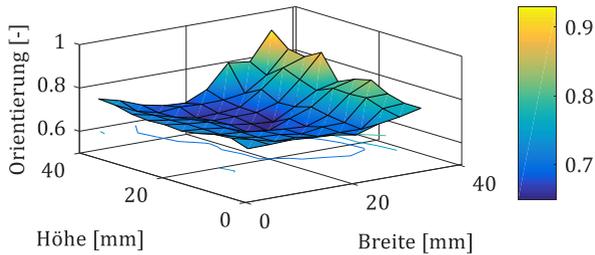


Bild A.1 Faserorientierungsbeiwerte η_θ im Prismaquerschnitt bei Holzschalung. Ungeschaltete Seite bei der Breite 40 mm

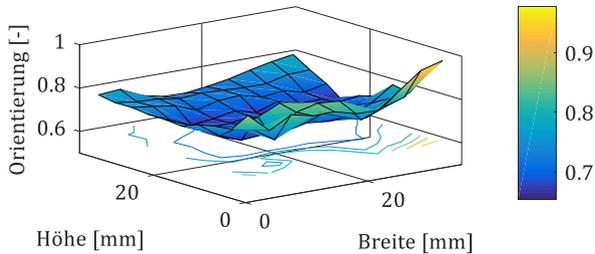


Bild A.2 Faserorientierungsbeiwerte η_θ im Prismaquerschnitt bei Metallschalung. Ungeschaltete Seite bei der Höhe 0 mm

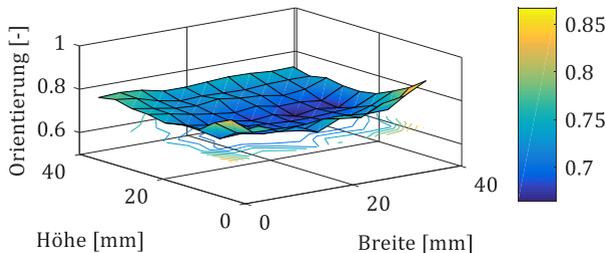


Bild A.3 Faserorientierungsbeiwerte η_θ im Prismaquerschnitt bei Polystyrolschalung. Ungeschaltete Seite bei der Höhe 0 mm

Anhang A: Einfluss der Schalung auf den Faserorientierungsbeiwert

Die Acrylglasschalung wurde allseitig geschalt und stehend befüllt, siehe Bild A.4. Es ist zu erkennen, dass aufgrund der stehenden Betonage eine homogenere Verteilung des Faserorientierungsbeiwertes η_θ gegenüber der liegend geschalteten Prismen erreicht wurde. Der Einfluss der Wandung ist aber auch hier zu sehen.

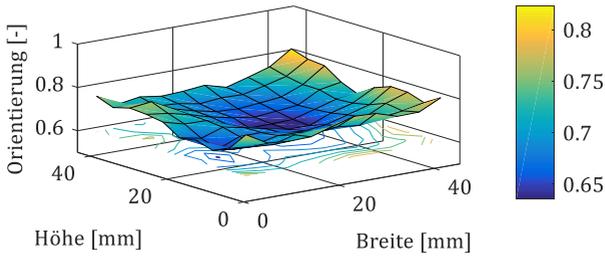


Bild A.4 Allseitig geschalter (stehend betoniert) Prisma mit Acrylglasschalung. Einfluss der Wandung auf den Faserorientierungsbeiwert η_θ

Anhang B: Einfluss der Querschnittsabmessungen auf die Betonierbarkeit und die Faserorientierung

Für die Untersuchung der Betonierbarkeit von dünnwandigen Profilen wurde eine Versuchsserie mit dünnen Plattenstreifen mit einer Querschnittshöhe von 6, 9 und 12 mm und unterschiedlichen Hinterschnitten mit UHPFRC FK1-2,5 hergestellt, siehe Bild B.1. Es wurden dabei auch unterschiedliche Hinterschnitte auf ihre Verfüllbarkeit hin untersucht. Die nach links offene Schalung wurde von der rechten Seite befüllt. Die Schalung wurde während des Befüllens um 45° geneigt.

Es wurde festgestellt, dass ab einer Querschnittshöhe h kleiner der Faserlänge l_f ein Füllen der Schalung nur mit sehr niedriger Viskosität direkt nach dem Mischen möglich ist. Bei höherer Viskosität kommt es zu einer Ansammlung von Fasern an der Einfüllöffnung die zu einer Verstopfung der Schalung führt. Schalungen mit einer Dicke von größer $1,3 \cdot l_f$ konnten immer betoniert werden.

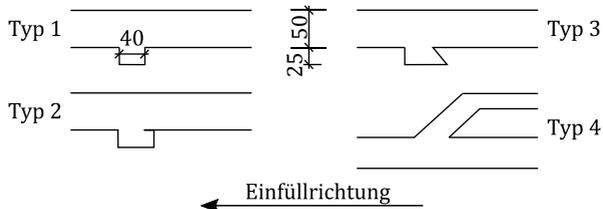


Bild B.1 Untersuchte Einfüllgeometrien

Bei einer niedrigen Viskosität kann sogar eine Platte mit 6 mm Höhe befüllt werden, dies ist aber nur bei sehr frischem UHPFRC möglich, siehe Bild B.2.

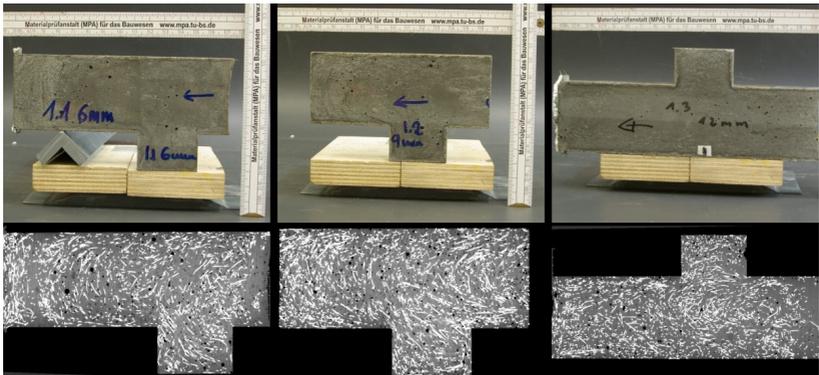


Bild B.2 Einfüllgeometrien des Typs 1 mit 6, 9 und 12 mm Querschnittshöhe

Anhang B: Einfluss der Querschnittsabmessungen auf die Betonierbarkeit und die Faserorientierung

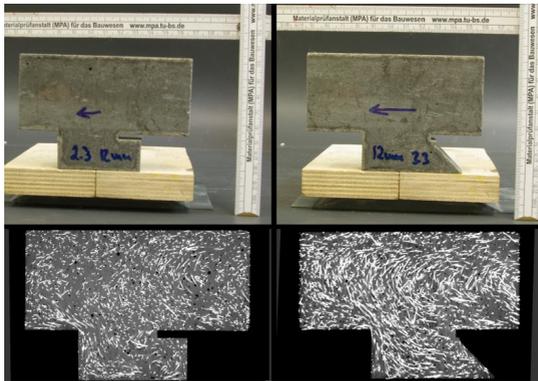


Bild B.3 Einfüllgeometrien des Typs 2 und 3 mit 12 mm Querschnittshöhe

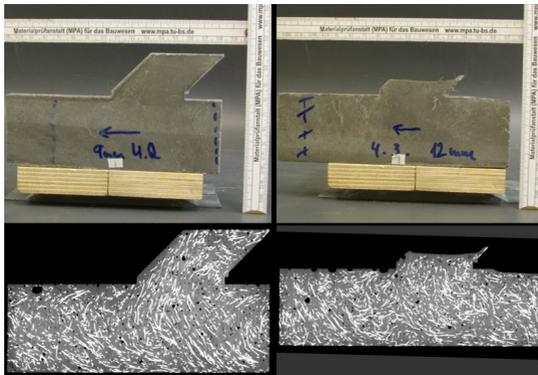


Bild B.4 Einfüllgeometrien des Typs 4 mit 9 und 12 mm Querschnittshöhe

Anhang C: Druckzylinderversuche

Nachfolgend in Bild C.1 sind die Ergebnisse der Druckzylinderprüfung an längs und quer zur Herstellungsrichtung entnommenen Bohrkernen (siehe Bild 3.25) dargestellt. Für die untersuchten Proben konnte keine Abhängigkeit der Druckfestigkeit gegenüber der Faserorientierung festgestellt werden. Auch der Fasergehalt hat für die untersuchten Rezepturen keinen Einfluss, siehe Tabelle 2.5.

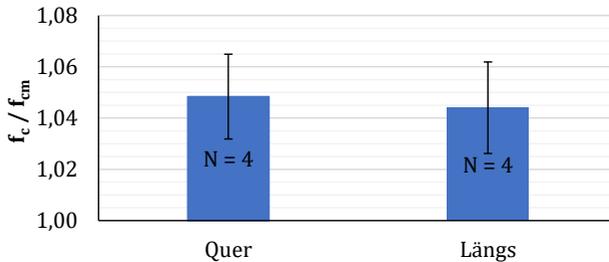


Bild C.1 Einfluss der Faserorientierung auf die Druckfestigkeit mit UHPFRC ND-2,5 (Zylinderproben $D = 80 \text{ mm} / h = 160 \text{ mm}$)

Zur Auswertung der Faserparameter von zwei Druckzylindern, die mit einem spröden und einem duktilen Bruch versagt haben, wurden diese im Mikro-CT genauer analysiert, siehe Tabelle C.1. Ein sprödes Versagen tritt dabei auf, wenn es keine Versagensankündigung gibt und die Last nach dem Überschreiten der Festigkeit schlagartig abfällt, demgegenüber liegt ein duktiler Bruchverhalten vor, wenn die Last nach dem Erreichen der Materialfestigkeit nur langsam und gleichmäßig abfällt. Es wurde festgestellt, dass sich abhängig von der mittleren linearen Medianwertabweichung des Fasergehaltes, also infolge der Faserverteilung im Querschnitt, die Versagensform geändert hat. Die Faserorientierungsbeiwerte η_θ in den aus Balken gewonnenen Zylindern sind hier mit 0,59 und 0,60, wie bereits in Kapitel 3.5.3 gezeigt wurde, geringer als bei dünnwandigen Bauteilen, siehe Bild 3.23. Das bedeutet, dass sich bei Biegebalken mit einer Querschnittshöhe von 150 mm eine eher dreidimensionale Faserausrichtung einstellt, siehe Tabelle 3.3.

Tabelle C.1 Auswertung Faserparameter für die Druckzylinder in Bild 3.26

	Versagensart	
	duktil	spröde
f_c/f_{cm} [-]	1,06	1,03
Median Faserorientierungsbeiwert η_θ [-]	0,59	0,60
Medianabweichung Faserorientierungsbeiwert η_θ [-]	0,03	0,03
Median Fasergehalt η_v [Vol.-%]	2,83	3,10
Medianabweichung Fasergehalt η_v [Vol.-%]	0,39	0,50

Nachfolgend sind die mit MATLAB® ausgewerteten Faserparameter im Zylinderquerschnitt dargestellt. Die Faserverteilung im duktil versagten Zylinder ist etwas homogener, daher konnte sich kein breiter Riss im Querschnitt bilden, siehe Bild C.2.

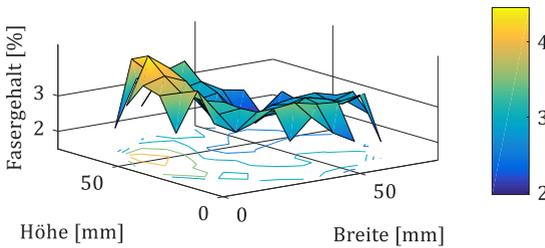


Bild C.2 Medianwerte des Fasergehaltes η_v im duktil versagten Zylinderquerschnitt

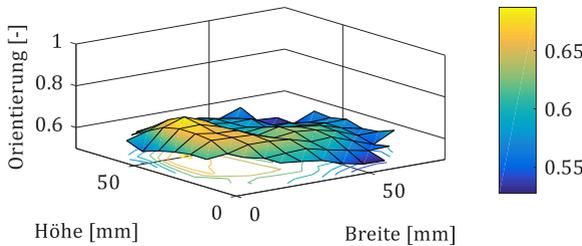


Bild C.3 Medianwerte des Faserorientierungsbeiwertes η_θ im duktil versagten Zylinderquerschnitt

Es ist zu sehen, dass bei dem spröde versagten Zylinder der Fasergehalt im Querschnitt deutlicher schwankt, siehe Bild C.4.

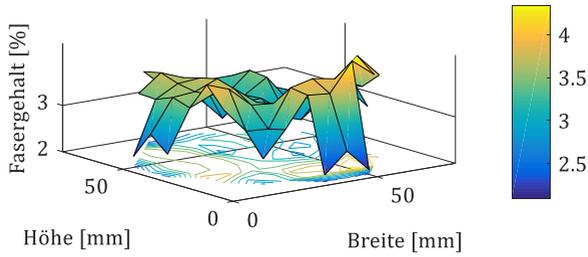


Bild C.4 Medianwerte des Fasergehaltes η_v im spröde versagten Zylinderquerschnitt

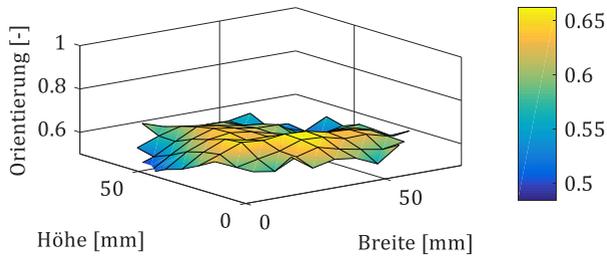


Bild C.5 Medianwerte des Faserorientierungsbeiwertes η_θ im spröde versagten Zylinderquerschnitt

Anhang D: Biegeprismenversuche

Die Schnittpläne für die untersuchten Prismen sind in Bild D.1 und Bild D.2 dargestellt.

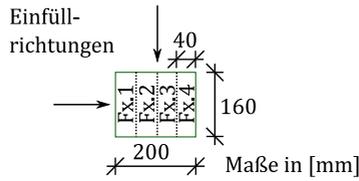


Bild D.1 Schnittplan für Proben der Serie F

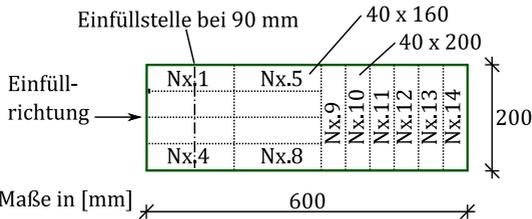


Bild D.2 Schnittplan der Proben von Serie N

Die bezogenen Biegezugspannungen aller gewonnenen Proben gegenüber der Durchbiegung sind in Bild D.3 und Bild D.4 dargestellt. Auffällig ist, dass die Festigkeiten nicht mit der Einfüllrichtung korreliert, was auf einen geringen Einfluss der Fließrichtung auf die Faserorientierung hinweist. Um die im Mikro-CT untersuchten Proben gut analysieren zu können, wurde die Probe nur bis zum Erreichen der maximalen Last belastet. Dieser Punkt wurde meist bei einer Durchbiegung von 0,5 mm erreicht.

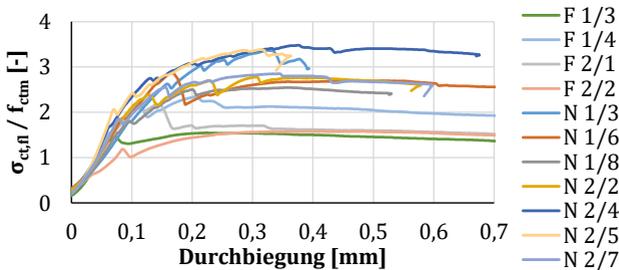


Bild D.3 Ergebnisse der Biegezugprüfungen für alle Prismen mit längs orientierten Fasern

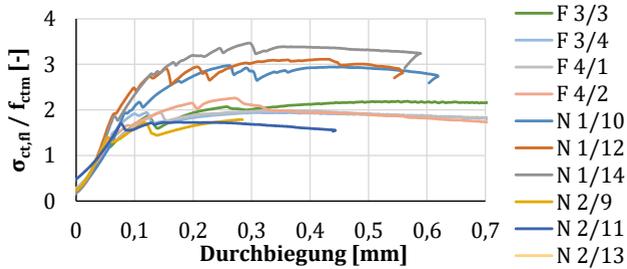


Bild D.4 Ergebnisse der Biegezugprüfungen für alle Prismen mit quer orientierten Fasern

Für die mit dem Mikro-CT untersuchten Prismen mit der höchsten und niedrigsten Traglast ist die Höhe der optisch gemessenen Zugzone jeweils eingetragen, siehe Bild D.5 und Bild D.6. Diese passt gut zur gewählten Annahme einer Druckzonenhöhe von $0,1 \cdot h = 0,1 \cdot 40 \text{ mm} = 4 \text{ mm}$ für Biegeprismen [DAf15].

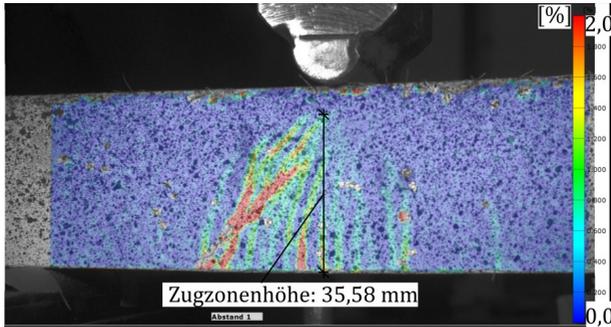


Bild D.5 Optisch gemessene Zugdehnungen und Risshöhe beim Erreichen der Biegezugfestigkeit bei Prisma N 2/4 mit der höchsten Traglast

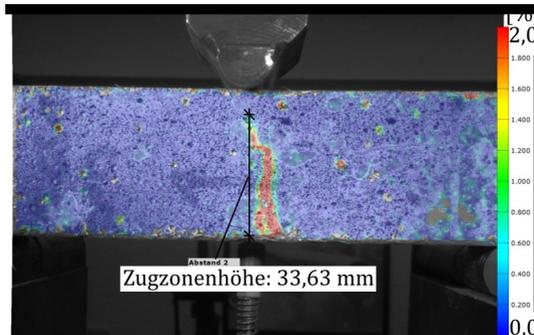


Bild D.6 Optisch gemessene Zugdehnungen und Risshöhe beim Erreichen der Biegezugfestigkeit bei Prisma F 3/1 mit der geringsten Traglast

In der nachfolgenden Tabelle D.1 sind die Ergebnisse der Auswertung mit dem Mikro-CT für die Biegeprismen dargestellt.

Tabelle D.1 Einzelwerte der mit dem Mikro-CT ausgewerteten Prismen

Prisma	f_{ctm} [MPa]	$f_{ct,fl}$ [MPa]	$\frac{f_{ct,fl}}{f_{ctm}}$ [-]	Median Fasergehalt η_v [Vol.-%]	Median Faserorien- tierung η_θ [-]	Median- abweichung Fasergehalt $\eta_{v,lok}$ [Vol.-%]	Median- abweichung Faserorien- tierung $\eta_{\theta,lok}$ [-]
F1/3	8	12,40	1,55	2,09	0,66	1,05	0,042
F1/4	8	18,80	2,35	2,36	0,70	0,77	0,023
F3/3	8	17,50	2,19	2,43	0,66	0,81	0,050
N1/6	8	24,70	3,09	2,41	0,67	0,45	0,030
N2/4	8	27,80	3,48	2,50	0,72	0,66	0,023
N1/10	8	23,80	2,98	2,38	0,67	0,74	0,039
N2/11	8	13,85	1,73	2,01	0,63	0,76	0,067
Magnet	9,3	42,23	4,54	2,29	0,86	0,60	0,018
Prisma	9,3	24,13	2,59	2,71	0,73	0,90	0,057
Prisma 2	8	28,17	3,52	2,74	0,73	0,61	0,018

Anhang E: Querkraftprismenversuche

Die Schnittpläne der Querkraftprismen sind in Bild D.1 und Bild D.2 dargestellt.

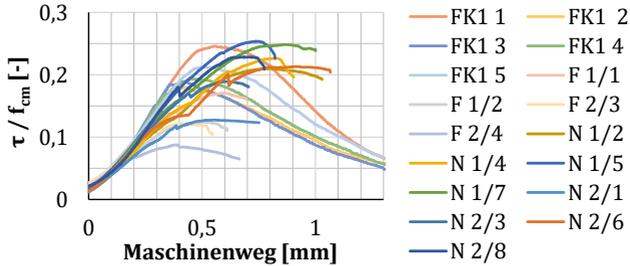


Bild E.1 Ergebnisse der Querkraftuntersuchungen für alle Prismen mit längs orientierten Fasern

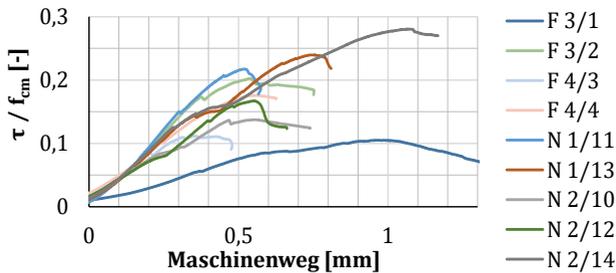


Bild E.2 Ergebnisse der Querkraftuntersuchungen für alle Prismen mit quer orientierten Fasern

In Bild E.3 und Bild E.4 sind die optisch gemessenen Zugdehnungen für den Prisma mit der höchsten und der niedrigsten Querkrafttragfähigkeit dargestellt. Dabei ist deutlich der Unterschied in der Rissbildung zu sehen, der aufgrund der schlechten Faserparameter bei Prisma F 3/1 nur zur Ausbildung eines großen Risses geführt hat.

Anhang E: Querkraftprismenversuche

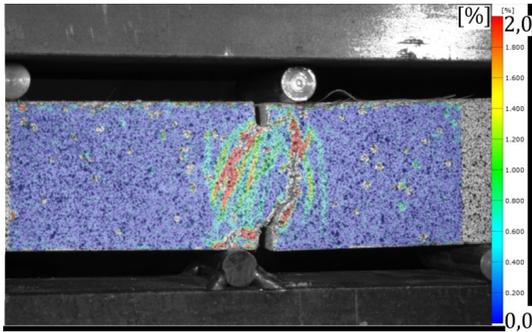


Bild E.3 Optisch gemessene Zugdehnungen beim Erreichen der Querkrafttragfähigkeit bei Prisma N 2/14 mit der höchsten Traglast

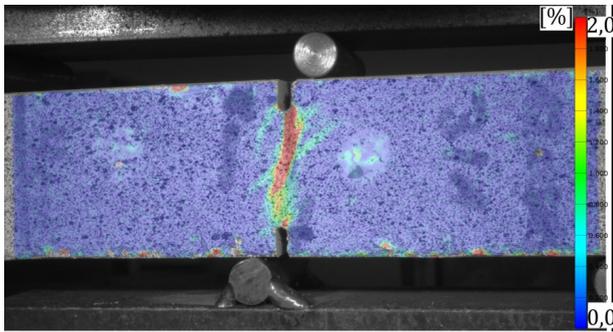


Bild E.4 Optisch gemessene Zugdehnungen beim Erreichen der Querkrafttragfähigkeit bei Prisma F 3/1 mit der geringsten Traglast

In der nachfolgenden Tabelle E.1 sind die Ergebnisse der Auswertung mit dem Mikro-CT für die Querkraftprismen dargestellt.

Tabelle E.1 Einzelwerte der mit dem Mikro-CT ausgewerteten Prismen

Prisma	$\frac{\tau_u}{f_{cm}}$ [-]	Median Fasergehalt η_v [Vol.-%]	Median Faserorien- tierung η_θ [-]	Median- abweichung Fasergehalt $\eta_{v,lok}$ [Vol.-%]	Median- abweichung Faserorien- tierung $\eta_{\theta,lok}$ [-]
F1/1	0,17	2,38	0,73	1,01	0,033
F2/3	0,12	2,02	0,68	0,91	0,064
F2/4	0,09	2,19	0,65	0,69	0,045
F3/1	0,11	1,94	0,69	0,56	0,067
F3/2	0,2	2,77	0,72	0,72	0,043
F4/3	0,11	2,24	0,70	1,44	0,097
N1/2	0,21	2,59	0,74	0,55	0,025
N2/8	0,23	2,62	0,72	0,60	0,029
N2/10	0,14	2,09	0,62	0,33	0,032
N2/14	0,28	2,48	0,76	0,59	0,014

Anhang F: Druckprüfung von Zahnleistenverbindungen

Im Folgenden sind die Bruchbilder der geprüften Plattenstöße dargestellt.



Bild F.1 Bruchbilder stumpfer Stoß



Bild F.2 Bruchbilder von Stoßtyp A2



Bild F.3 Bruchbilder von Stoßtyp B1



Bild F.4 Bruchbilder von Stoßtyp B2



Bild F.5 Bruchbilder von Stoßtyp B3



Bild F.6 Bruchbilder von Stoßtyp C2

Anhang F: Druckprüfung von Zahnleistenverbindungen

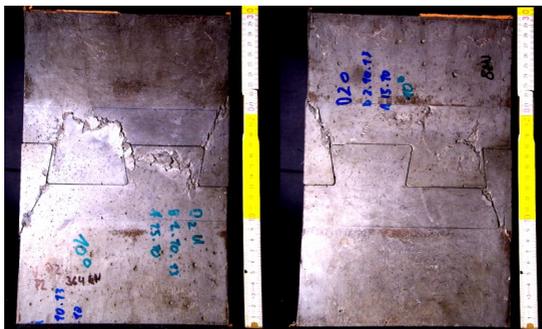


Bild F.7 Bruchbilder von Stoßtyp D2

Anhang G: Stabwerksknotenprüfung

Die Lagerungsbedingungen und die Kräfte der Vorspannung für Knoten 1 sind im Bild G.1 dargestellt.

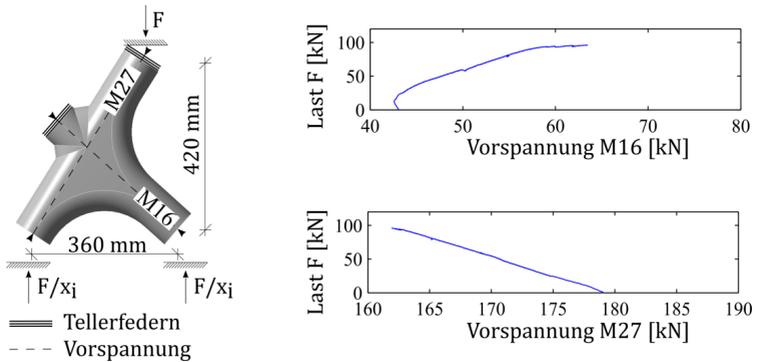


Bild G.1 Aufbau, Lagerungsbedingungen und Vorspannkräfte des geprüften UHPFRC-Knotens 1 [Leh14b]

Der Knoten 1 nach der Prüfung sowie die Messstellen für die Dehnmessstreifen (DMS) sind in Bild G.2 und Bild G.3 dargestellt.



Bild G.2 Knoten 1 Vorderansicht mit DMS Nummerierung

Anhang G: Stabwerksknotenprüfung



Bild G.3 Knoten 1 Hinteransicht mit DMS Nummerierung

Nachfolgend in Bild G.4 bis Bild G.13 sind die Dehnungen der DMS innerhalb der Materialgrenzdehnungen von -3 bis $+0,15$ mm/m im Belastungsversuch dargestellt. Der Knoten wurde vor dem Versuch mit der Gewindestange M16 und anschließend M27 vorgespannt.

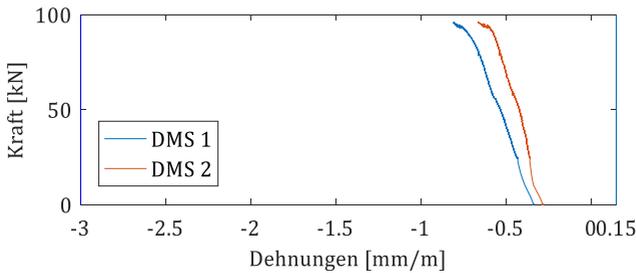


Bild G.4 Knoten 1 DMS 1 und 2

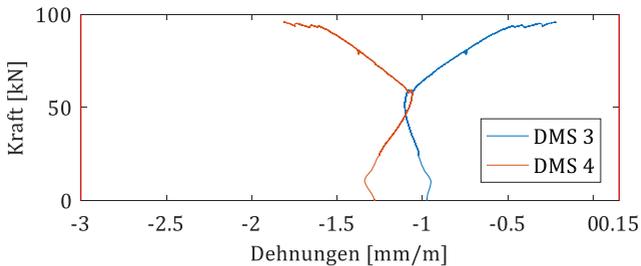


Bild G.5 Knoten 1 DMS 3 und 4

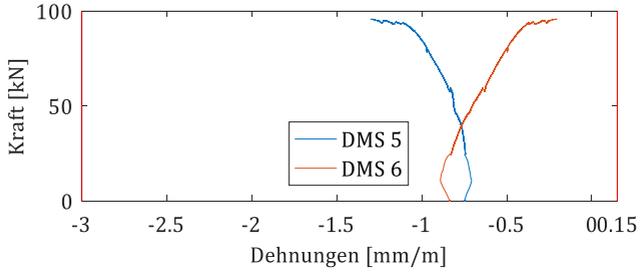


Bild G.6 Knoten 1 DMS 5 und 6

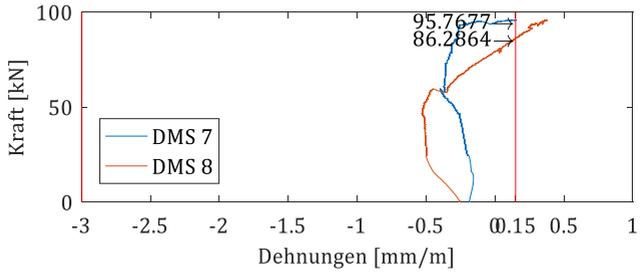


Bild G.7 Knoten 1 DMS 7 und 8

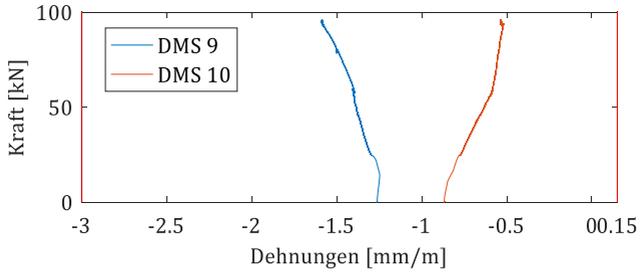


Bild G.8 Knoten 1 DMS 9 und 10

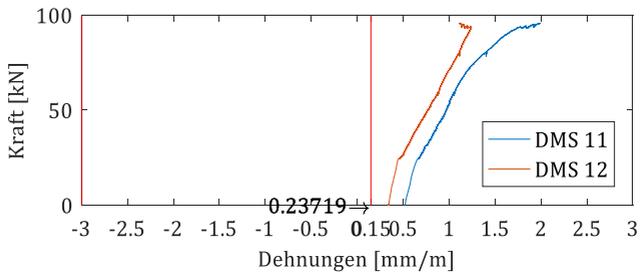


Bild G.9 Knoten 1 DMS 11 und 12

Anhang G: Stabwerksknotenprüfung

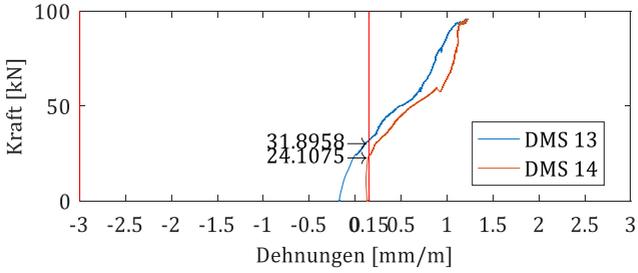


Bild G.10 Knoten 1 DMS 13 und 14

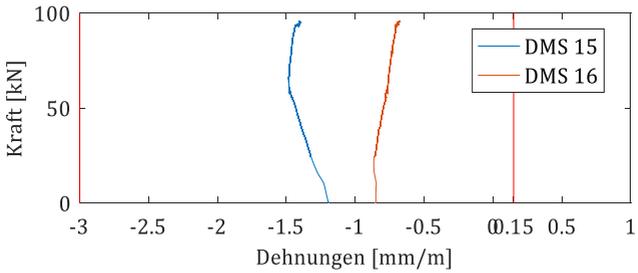


Bild G.11 Knoten 1 DMS 15 und 16

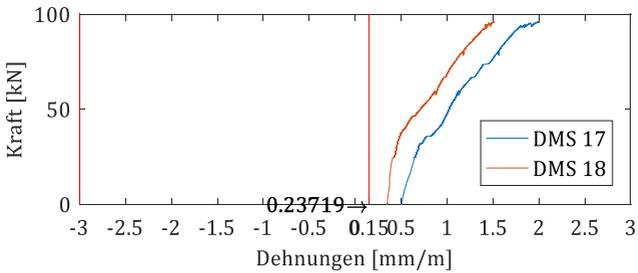


Bild G.12 Knoten 1 DMS 17 und 18

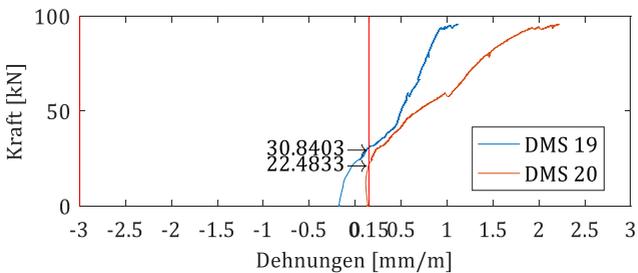


Bild G.13 Knoten 1 DMS 19 und 20

Die Lagerungsbedingungen und die Kräfte der Vorspannung für Knoten 2 sind im Bild G.14 dargestellt.

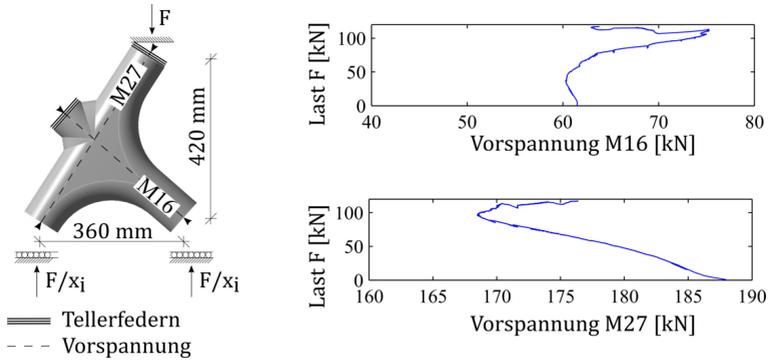


Bild G.14 Aufbau, Lagerungsbedingungen und Vorspannkräfte des geprüften UHPFRC-Knotens 2 [Leh14b]

Der Knoten 2 nach der Prüfung sowie die Messstellen für die DMS sind in Bild G.15 und Bild G.16 dargestellt.

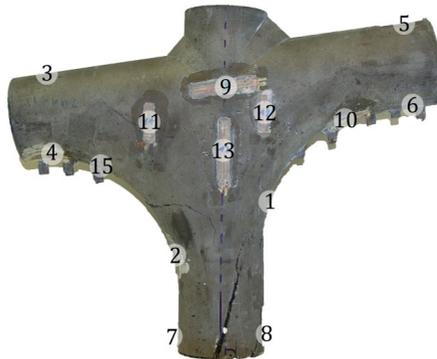


Bild G.15 Knoten 2 Vorderansicht mit DMS Nummerierung

Anhang G: Stabwerksknotenprüfung

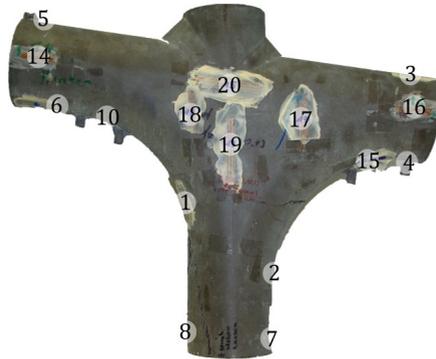


Bild G.16 Knoten 2 Hinteransicht mit DMS Nummerierung

Nachfolgend in Bild G.17 bis Bild G.26 sind die Dehnungen der DMS innerhalb der Materialgrenzdehnungen von -3 bis $+0,15$ mm/m im Belastungsversuch dargestellt. Der Knoten wurde vor dem Versuch mit der Gewindestange M16 und anschließend M27 vorgespannt.

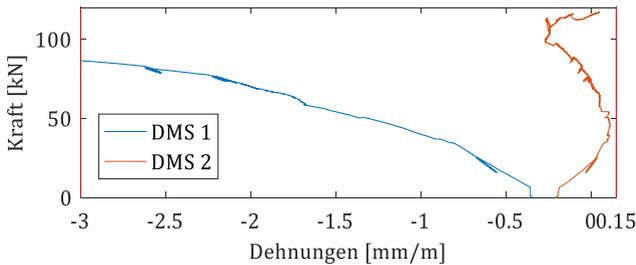


Bild G.17 Knoten 2 DMS 1 und 2

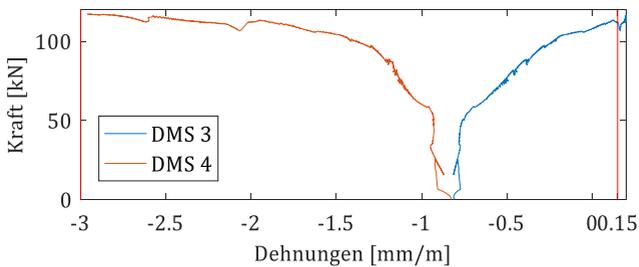


Bild G.18 Knoten 2 DMS 3 und 4

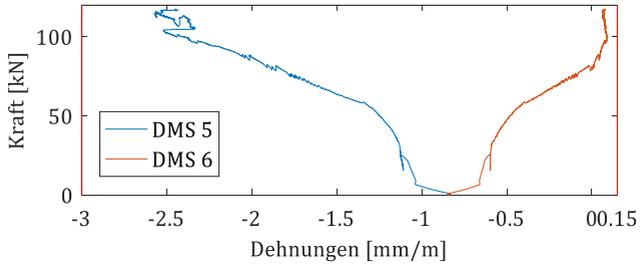


Bild G.19 Knoten 2 DMS 5 und 6

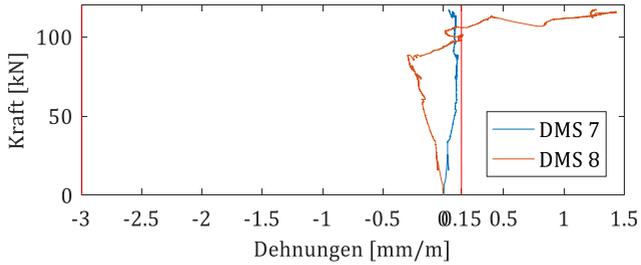


Bild G.20 Knoten 2 DMS 7 und 8

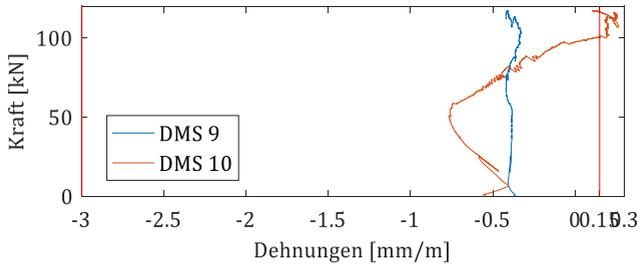


Bild G.21 Knoten 2 DMS 9 und 10

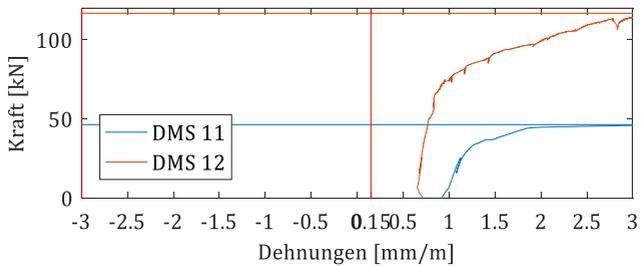


Bild G.22 Knoten 2 DMS 11 und 12

Anhang G: Stabwerksknotenprüfung

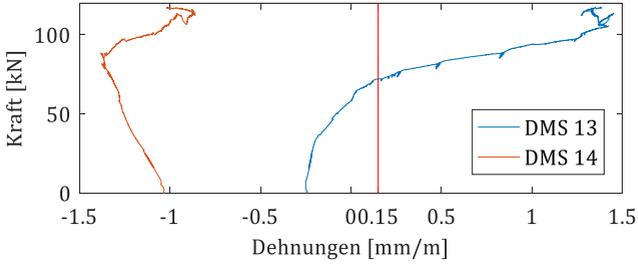


Bild G.23 Knoten 2 DMS 13 und 14

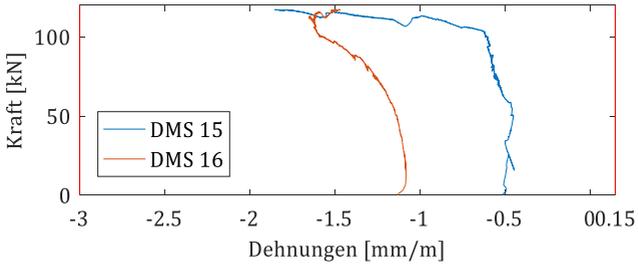


Bild G.24 Knoten 2 DMS 15 und 16

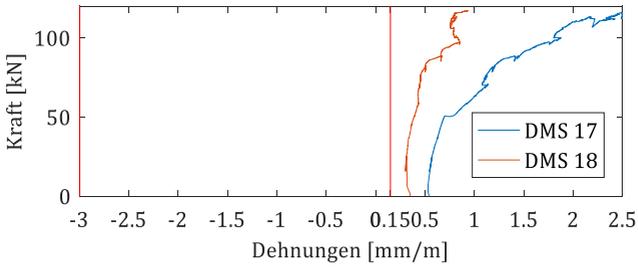


Bild G.25 Knoten 2 DMS 17 und 18

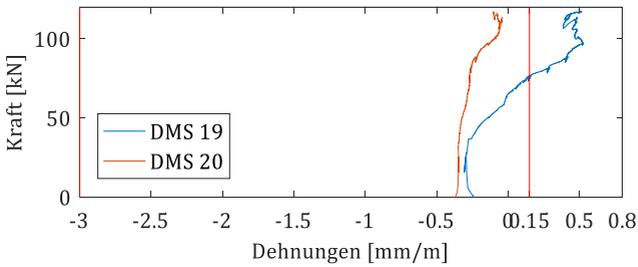


Bild G.26 Knoten 2 DMS 19 und 20

In Bild G.27 ist für die Knoten 1 und 2 die Kraft gegenüber dem Maschinenweg dargestellt.

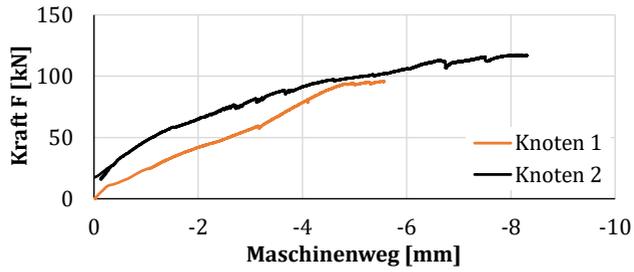


Bild G.27 Kraft-Maschinenweg-Diagramm der Knotenprüfung

Anhang H: Biegezugsnachweis der Prismen und Balken

Nachfolgend sind die über eine Parameterstudie entwickelten Fasereffektivitätsfaktoren gegenüber der gemessenen Faserparametern für den Fasergehalt $\eta_{f,v}$, Faserorientierungsbeiwert $\eta_{f,\theta}$, siehe Bild H.1, sowie die Abweichung des Fasergehaltes $\eta_{f,v,lok}$ und der Abweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{f,\theta,lok}$, siehe Bild H.2, dargestellt.

Die für die Auswertung verwendeten Faserparameter sind in Tabelle D.1 dargestellt.

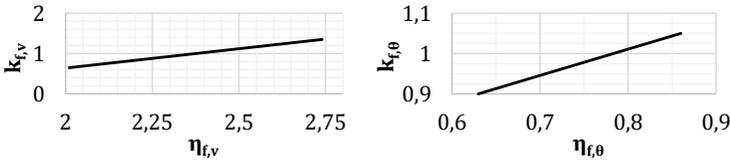


Bild H.1 Verknüpfung vom gemessenen Fasergehalt $\eta_{f,v}$ und Faserorientierungsbeiwert $\eta_{f,\theta}$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor

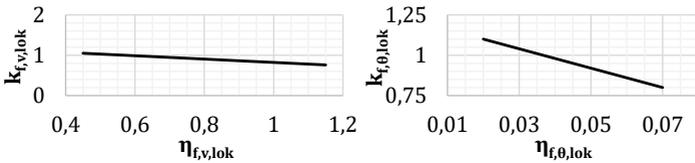


Bild H.2 Verknüpfung der gemessenen Abweichung des Fasergehaltes $\eta_{f,v,lok}$ und der Abweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{f,\theta,lok}$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor

In Tabelle H.1 sind die Einzelergebnisse der Traglastberechnung der untersuchten Biegeprismen unter Berücksichtigung des Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$ dargestellt. Im Mittel wird für die Prismen ein Fasereffektivitätsfaktor von $k_{f,eff} = 0,92$ erreicht.

In Tabelle H.2 sind die Einzelergebnisse der Traglastberechnung der untersuchten Biegebalken mit unterschiedlichen Einfüllrichtungen unter Berücksichtigung des Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$ aufgeführt.

Tabelle H.1 Berechnung der Prismenbiegezugfestigkeit mit dem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$

	Höhe h [mm]	Breite b [mm]	Druckzonen- höhe x [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ctm} [MPa]	F_c [kN]	$k_{f,v}$ [-]	$k_{f,\theta}$ [-]	$k_{f,v,lok}$ [-]	$k_{f,\theta,lok}$ [-]	$k_{f,eff}$ [-]	F_f [kN]	$M_{R,calc}$ [kNm]	$M_{E,exp}$ [kNm]	$\frac{M_{R,calc}}{M_{E,exp}}$ [-]
F1/3	40,9	41,5	1,9	136	8	5,5	0,73	0,92	0,80	0,97	0,52	5,2	0,12	0,14	0,87
F1/4	41,2	41,7	3,3	136	8	9,5	0,99	0,94	0,92	1,08	0,93	9,3	0,22	0,22	0,99
F3/3	40,8	43,6	2,9	136	8	8,5	1,05	0,92	0,90	0,92	0,80	8,5	0,19	0,21	0,92
N1/6	40,1	40,8	3,6	136	8	10,0	1,03	0,92	1,05	1,04	1,04	9,9	0,22	0,25	0,89
N2/4	44,5	42,7	4,3	136	8	12,4	1,12	0,96	0,96	1,08	1,12	12,4	0,31	0,39	0,79
N1/10	40,4	40,2	3,0	136	8	8,3	1,00	0,92	0,93	0,99	0,85	8,1	0,19	0,26	0,72
N2/11	41,5	41,3	1,7	136	8	4,7	0,65	0,90	0,92	0,82	0,44	4,4	0,11	0,16	0,66
Magnet*	40,2	40	3,8	151	9,3	11,6	0,92	1,05	0,99	1,11	1,06	11,5	0,43	0,46	0,94
Prisma1	38,7	40	3,4	151	9,3	10,3	1,32	0,97	0,87	0,88	0,97	10,2	0,22	0,23	0,97
Prisma2	40,5	40,5	4,9	136	8	13,4	1,35	0,96	0,98	1,12	1,43	13,7	0,31	0,31	0,98

* Prisma Magnet mit modifiziertem Hebelarm nach Gl. (5.8)

Tabelle H.2 Berechnung der Balkenbiegezugfestigkeit mit dem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$

	Höhe h [mm]	Breite b [mm]	Druckzonen- höhe x [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ctm} [MPa]	F_c [kN]	F_f [kN]	$M_{R,calc}$ [kNm]	$M_{E,exp}$ [kNm]	$\frac{M_{R,calc}}{M_{E,exp}}$ [-]
Balken (Einfüllrichtung von einer Seite)	125	150	10,8	151	9,3	122,6	122,6	8,60	8,60	1,00
Balken (Einfüllrichtung von zwei Seiten)	125	150	4,9	151	9,3	55,6	55,6	3,84	3,91	0,98

Anhang I: Biegezugnachweis der Plattenbalken

Der bei den Biegezugversuchen im Mittel erreichte Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff} = 0,92$ wird für die Berechnung der Biegetragfähigkeit der Plattenbalken in Tabelle I.1 angenommen.

Tabelle I.1 Berechnung der Biegetragfähigkeit der Plattenbalkenversuche mit dem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$

	Höhe h [mm]	Höhe des Zug- gurtes h_{gurt} [mm]	Druck- zonen- höhe x [mm]	Breite des Zug- gurtes [mm]	Effektive Druck- zonen- breite b_{eff} [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ctm} [MPa]	F_c [kN]	N_E [kN]	$k_{f,eff}$ [-]	F_f [kN]	$M_{R,calc}$ [kNm]	$M_{E,exp}$ [kNm]	$\frac{M_{R,calc}}{M_{E,exp}}$ [-]
PB1	350	15	31,3	330	400	136	8	814,1	-814,1	0,92	36,4	141,1	139,5	1,01
PB2	350	15	31,2	330	400	136	8	812,6	-812,6	0,92	36,4	140,9	145,9	0,97
PB3	350	15	34,8	330	400	136	8	909,7	-909,7	0,92	36,4	155,8	156,7	0,99
Balken	350	15	34,1	330	330	136	8	728,5	-728,5	0,92	36,4	126,4	98,8	1,28

Anhang J: Querkraftnachweis der Prismen und Balken

Nachfolgend sind die über eine Parameterstudie entwickelten Fasereffektivitätsfaktoren gegenüber der gemessenen Faserparametern für den Fasergehalt $\eta_{f,v}$, Faserorientierungsbeiwert $\eta_{f,\theta}$, siehe Bild J.1, sowie der Abweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{f,\theta,lok}$, siehe Bild J.2, dargestellt. Aufgrund des fehlenden Einflusses der Abweichung des Fasergehaltes $\eta_{f,v,lok}$, siehe Bild 3.41, wird dieser Parameter nicht zur Auswertung herangezogen.

Die für die Auswertung verwendeten Faserparameter sind in Tabelle E.1 dargestellt.

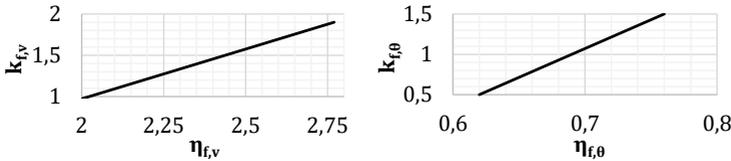


Bild J.1 Verknüpfung vom gemessenen Fasergehalt $\eta_{f,v}$ und Faserorientierungsbeiwert $\eta_{f,\theta}$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor

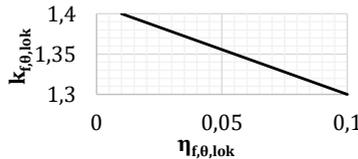


Bild J.2 Verknüpfung der gemessenen Abweichung des Faserorientierungsbeiwertes $\eta_{f,\theta,lok}$ mit dem entsprechenden Fasereffektivitätsfaktor

In Tabelle J.1 sind die Einzelergebnisse der Traglastberechnung der untersuchten Prismen unter Berücksichtigung des Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$ dargestellt. Im Mittel wird für die Prismen ein Fasereffektivitätsfaktor von $k_{f,eff} = 0,92$ erreicht.

Tabelle J.1 Berechnung der Prismenquerkrafttragfähigkeit mit dem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$

	Höhe h [mm]	Höhe zwischen Kerben bzw. d [mm]	Breite b [mm]	f_{cm} [MPa]	k	v_{min} [MPa]	k_1	$V_{R,c}$ [kN]	f_{ctm} [MPa]	$k_{f,v}$	$k_{f,\theta}$	$k_{f,\theta,lok}$	$k_{f,eff}$	V_f [kN]	$V_{R,calc}$ [kN]	$V_{E,exp}$ [kN]	$\frac{M_{R,calc}}{M_{E,exp}}$ [-]
F 1/1	41,7	27,7	42	136	2,0	1,15	0,12	1,3	8	1,43	1,26	1,37	2,48	23,1	24,4	27	0,91
F2/3	40,6	26,6	43,6	136	2,0	1,15	0,12	1,3	8	1,00	0,91	1,34	1,21	11,3	12,6	19,68	0,64
F2/4	40,4	26,4	43,8	136	2,0	1,15	0,12	1,3	8	1,20	0,68	1,36	1,12	10,3	11,7	13,8	0,84
F3/1	39,2	25,2	44,7	136	2,0	1,15	0,12	1,3	8	0,89	1,03	1,34	1,23	11,1	12,4	16,1	0,77
F3/2	41,2	27,2	44,2	136	2,0	1,15	0,12	1,4	8	1,91	1,18	1,36	3,06	29,5	30,8	33,1	0,93
F4/3	40,7	26,7	39	136	2,0	1,15	0,12	1,2	8	1,26	1,07	1,30	1,76	14,7	15,9	15,81	1,00
N1/2	40,1	26,1	40,6	136	2,0	1,15	0,12	1,2	8	1,68	1,35	1,38	3,15	26,7	27,9	30,26	0,92
N2/8	42,9	28,9	39,8	136	2,0	1,15	0,12	1,3	8	1,72	1,24	1,38	2,94	27,1	28,4	35,72	0,79
N2/10	40,4	26,4	41,7	136	2,0	1,15	0,12	1,3	8	1,08	0,53	1,38	0,78	6,9	8,1	19,43	0,42
N2/14	40,7	26,7	39,7	136	2,0	1,15	0,12	1,2	8	1,55	1,51	1,40	3,25	27,6	28,8	40,44	0,71
ohne Fasern	40,2	26,2	39,8	136	2,0	1,15	0,12	1,2	8	-	-	-	0,75	6,3	7,5	7,5	0,99

Anhang K: Querkraftnachweis der Plattenbalken

Der bei den Querkraftversuchen im Mittel erreichte Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff} = 2,1$ wird für die Berechnung der Querkrafttragfähigkeit der Plattenbalken in Tabelle K.1 angenommen. Es wird hier nur der Plattenbalken 1 (PB1) aufgrund des Faserabsinkens im Steg betrachtet, da die Querkrafttragfähigkeit nicht maßgebend für die anderen Versuche war.

Tabelle K.1 Berechnung der Querkrafttragfähigkeit der Plattenbalkenversuche mit dem Fasereffektivitätsfaktor $k_{f,eff}$

	Höhe h [mm]	Breite b [mm]	f_{cm} [MPa]	k [-]	v_{min} [MPa]	k_I [-]	σ_{cp} [MPa]	$V_{R,c}$ [kN]	f_{ctm} [MPa]	$k_{f,v}$ [-]	$k_{f,\theta}$ [-]	$k_{f,\theta,lok}$ [-]	$k_{f,eff}$ [-]	V_f [kN]	$V_{R,calc}$ [kN]	$V_{E,exp}$ [kN]	$\frac{M_{R,calc}}{M_{E,exp}}$ [-]
PB1	350	30	136	1,8	0,95	0,12	27,13	44,2	8	-	-	-	0,75	63,0	107,2	108,4*	0,99

* Aufgehen des Querkrafttrisses bei 108,4 kN

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 1439-3875)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54
Fax (05 31) 3 91-5900
E-Mail o.dienelt@tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

Kosten:
Je nach Umfang zwischen € 7 und € 30
(zuzüglich Versandkosten)

Das aktuelle Verzeichnis unter:
www.ibmb.tu-bs.de (→Bibliothek)

Vergriffene Hefte können als Kopien gegen Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öliger Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspanverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreisförmigen Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächentragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämmschichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafla, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongütekörpern und -bohrproben. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung: Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberg, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungs-korrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametriges, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Riß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-017-4

Heft 54:

Ranisch, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nachdruck der Ausgabe 1982. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederichs, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nötling, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton : Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbaustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Reiß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Reißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichsmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Rißbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangrißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spann-betonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Einschluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schlanker Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zweiachsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten", 14.-15. November 1991 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-068-9

Heft 95:

Qualitätssicherung im Bauwesen, VMPA-Tagung 1992, 25.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungsseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thienel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abschalelementen.

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Vergußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen.

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:

Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:

Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:

Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorge-spannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

Heft 119:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:

Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Heft 121:

Schütte, J.; Teutsch, M.; Falkner, H.: Fugenlose Betonbodenplatten, Forschungsbericht, 1996, ISBN 3-89288-100-6

Heft 122:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 24./25.09.1996 in Braunschweig, Kurzreferate, 1996, ISBN 3-89288-101-4

Heft 123:

Droese, S.; Riese, A.: Belastungsversuche an zwei Durchlauf-Plattenstreifen aus Elementplatten mit Aufbeton aus Stahlfaserbeton, 1996, ISBN 3-89288-102-4

Heft 124:

Hankers, C.: Zum Verbundtragverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-103-0

Heft 125:

Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-104-9

Heft 126:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Ingenieurbauwerke mit neuen Konzepten: 14./15.11.1996, Braunschweiger Bauseminar 1996, ISBN 3-89288-105-7

Heft 127:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1990 - 1993, 1996, ISBN 3-89288-106-5

Heft 128:

Festschrift zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy: Baustoffe in Praxis, Lehre und Forschung, 1997, ISBN 3-89288-107-3

Heft 129:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1995, 1997, ISBN 3-89288-109-X

Heft 131:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Klinkert H.: Trag- und Verformungsverhalten dynamisch beanspruchter Fahrbahnen aus Beton- und Stahlfaserbeton, Forschungsbericht, 1997, ISBN 3-89288-110-3

Heft 132:

Schütte, J.: Einfluß der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten, 1997
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-111-1

Heft 133:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1997: 7. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 01.-02.10.1997, Kurzreferate, ISBN 3-89288-112-X

Heft 134:

Ameler, J.: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur, 1997

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-113-8

Heft 135:

Tagung Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk: 06./07.11.1997 in Braunschweig, ISBN 3-89288-114-6

Heft 136:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Innovatives Bauen: 13./14.11.1997, Braunschweiger Bauseminar 1997, ISBN 3-89288-115-4

Heft 137:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1996 - 1997. 1998.
ISBN 3-89288-116-2

Heft 138:

Scheibe, M.: Vorhersage des Zeitstandverhaltens unidirektionaler Aramidfaserverbundstäbe in alkalischer Umgebung. 1998.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1998.
ISBN 3-89288-117-0

Heft 139:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29./30.9.1998 in Braunschweig ; Kurzreferate. 1998.
ISBN 3-89288-118-9

Heft 140:

Gutsch, A.: Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 3-89288-119-7

Heft 141:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Beton auf neuen Wegen : 12.-13.11.1998 ; Braunschweiger Bauseminar 1998.
ISBN 3-89288-120-0

Heft 142:

Betonbau - Forschung, Entwicklung und Anwendung : Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Horst Falkner am 20.4.1999. 1999.
ISBN 3-89288-121-9

Heft 143:

Teutsch, M ; Klinkert, H.
Leistungsklassen von Stahlfaserbeton. 1999.
ISBN 3-89288-122-7

Heft 144:

Forschungsarbeiten 1995 - 1999. 1999.
ISBN 3-89288-123-5

Heft 145:

Braunschweiger Brandschutztage 1999: 8. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis ; 4.-5. Oktober 1999 in Braunschweig., Kurzreferate. 1999.
ISBN 3-89288-124-3

Heft 146:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im nächsten Jahrtausend : 11.11.-12.11.1999 ; Braunschweiger Bauseminar 1999.
ISBN 3-89288-125-1

Heft 147:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 28./29.3.2000 in Braunschweig; Kurzreferate, 2000.
ISBN 3-89288-126-X

Heft 148:

Hariri, K.: Bruchmechanisches Verhalten jungen Betons - Laser-Speckle-Interferometrie und Modellierung der Ribprozeßzone. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-127-8

Heft 149:

Wigger, H.: Rissbildung in historischem Natursteinmauerwerk : Beobachtung, Versuche und Berechnungsmodelle. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-128-6

Heft 150:

Neubauer, U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser - Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen. 2000
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-129-4.

Heft 151:

Brandschutz in Chemikalienlagern. 2000.
ISBN 3-89288-130-8

Heft 152:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Trends und Entwicklungen im Bauwesen : 9.-10.11.2000 ; Braunschweiger Bauseminar 2000.
ISBN 3-89288-131-6

Heft 153:

Rostásy, F.S. ; Budelmann, H. [Hrsg.]
Rissbeherrschung massiger Betonbauteile : Bauwerk, Werkstoff, Simulation ; Braunschweig, 20.3.2001.
ISBN 3-89288-132-4

Heft 154:

Krauß, M. ; Hariri, K. ; Rostásy, F.S.
Hydratationsgrad, Ultraschall-Technik zur Beschreibung der Erhärtung, bruchmechanisches Verhalten jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-135-9.

Heft 155:

Gutsch, A. ; Rostásy, F.S.
Spannungs-Dehnungslinie, viskoelastisches Verhalten und autogenes Schwinden jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-136-7

Heft 156:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Spannungsberechnung und Risskriterien für
jungen Beton – Methoden des iBMB : Be-
richt ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-137-5

Heft 157:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Früher Zwang in massigen Sohlplatten :
Bericht ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 4-89288-138-3

Heft 158:

Braunschweiger Brandschutztag 2001: 9.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 1.-2. Oktober 2001 in Braun-
schweig., Kurzreferate. 2001.
ISBN 3-89288-139-1

Heft 159:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im Wandel der Zeit : 8.-9.11.2001 ;
Braunschweiger Bauseminar 2001. 2001.
ISBN 3-89288-140-5.

Heft 160:

Beiträge zum 40. Forschungskolloquium
des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton :
11.-12.10.2001 in Braunschweig. 2001.
ISBN 3-89288-141-3

Heft 161:

Dora, B.: Hydraulisch erhärtende Baustoffe
aus Betonbrechsand – Phasenveränderun-
gen durch Temperaturbehandlung und Ein-
satzmöglichkeiten.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2001.
ISBN 3-89288-142-1.

Heft 162:

RO 70 : 50 Jahre Forschung und 25 Disser-
tationen ; Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h.
Rostásy, zum 70 Geburtstag gewidmet.
2002.
ISBN 3-89288-143-X.

Heft 163:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbau-
ten : 1. und 2. Oktober 2002 in Braun-
schweig ; Kurzreferate.
2002.
ISBN 3-89288-144-8

Heft 164:

Stahlfaserbeton : Ein unberechenbares Ma-
terial? ; 14.-15. November - Braunschwei-
ger Bauseminar 2002.
ISBN 3-89288-145-6

Heft 165:

Niemann, P.
Gebrauchverhalten von Bodenplatten aus
Beton unter Einwirkungen infolge Last und
Zwang. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.,
2002.
ISBN 3-89288-146-4

Heft 166:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 25. März 2003.
ISBN 3-89288-147-2

H. 167:

Blume, G.W.: Ingenieurmodell zur brand-
schutztechnischen Bemessung von Bautei-
len auf der Basis von experimentell ermit-
telten Verbrennungseffektivitäten. 2003.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2002.
ISBN 3-89288-148-0

H. 168:

Braunschweiger Brandschutztag 2003: 10.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 30.9. - 1.10.2003 in Braunschweig.,
Kurzreferate. 2003.
ISBN 3-89288-149-9

H. 169:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauforschung und –praxis in schwierigen
Zeiten : 13. und 14. November ; Braun-
schweiger Bauseminar 2003.
ISBN 3-89288-150-2

H 170:

Hemmy, O.: Zum Gebrauchs- und Tragverhalten von Tunnelschalen aus Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003. ISBN 3-89288-151-0

H. 171:

Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. 2003. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003. ISBN 3-89288-153-7

H. 172:

Paliga, K.: Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. 2003. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003. ISBN 3-89288-154-5

Heft 173:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser : Brandschutz und mehr... 2003. ISBN 3-89288-152-9

Heft 174:

Timm, M.: Verbundwirkung des Betons im Bereich von STREMAFORM - Abschalelementen : Untersuchungsbericht ; Okt. 2000. 2004. ISBN 3-89288-156-1

Heft 175:

Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-155-3

Heft 176:

Nause, P.: Berechnungsgrundlagen für das Brandverhalten von Druckgliedern aus hochfestem Beton. 2004. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-157-X

Nicht in der Schriftenreihe erschienen.

Heft 177:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.] Bauen im Bestand : 23. März 2004. ISBN 3-89288-158-8

H. 178:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29. – 30.9.2004 in Braunschweig ; Kurzreferate. 2004. ISBN 3-89288-159-6

H. 179:

Krauß, M.: Probabilistischer Nachweis der Wirksamkeit von Maßnahmen gegen frühe Trennrisse in massigen Betonbauteilen. 2004. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-160-X.

H. 180:

Weiske, R. Durchleitung hoher Stützlasten bei Stahlbetonflachdecken. 2004. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-161-8.

H. 181:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.] Qualität im Bauwesen : 11. und 12. Nov. ; Braunschweiger Bauseminar 2004. ISBN 3-89288-162-6

H. 182:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Großkurth : Struktur und Anwendung der Baustoffe. 2005. ISBN 3-89288-163-4

H. 183:

Budelmann, H. ; Laube, M. ; Hinrichs, W. [Hrsg.] Bauen im Bestand : 23. Februar 2005. ISBN 3-89288-164-2

H. 184:

Hinrichs, W.

Charakterisierung einer einheitlichen Messmethodik und Validierung ausgewählter Verfahren für die Bestimmung der Maschenweiten von Stahldrahtgeweben : Das Forschungsvorhaben wurde von der Stiftung Stahlanwendungsforschung im Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft e.V. gefördert (Az: A 182/S24/10036/02. 2005). ISBN 3-89288-166-9.

H. 185:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '05 : 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 28. und 29. Sept. 2005 in Braunschweig, Tagungsbericht. ISBN 3-89288-167-7.

H. 186:

Will, J.: Entwicklung eines sauerstoffkalorimetrischen Verfahrens zur Bestimmung von Brandparametern bei unterschiedlich ventilerten Bränden. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-168-5.

H. 187:

Rigo, E.M.: Ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden und treibenden Angriff. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-169-3.

H. 188:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.] Bauen im Bestand : Beton in der Abwassertechnik ; 6. Sept. 2005. ISBN 3-89288-170-7.

H. 189:

Gerritzen, D.P.
Zur Frage der Nutzbarkeit verbundlos vorgespannter Stahlbetondecken nach Brandeinwirkung. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-171-5.

H. 190:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.] Bewe(ä)rteter Betonbau : 10. und 11. November ; Braunschweiger Bauseminar 2005. ISBN 3-89288-172-3

H. 191:

Kurzberichte aus der Forschung 2005. 2006. ISBN 3-89288-173-1

H. 192:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 26.-27. Sept. 2006 ; Kurzreferate. ISBN-10: 3-89288-174-X
ISBN-13: 978-3-89288-174-2.

H. 193:

Sperling, D.
Eine Methode zur automatisierten Überwachung von Spannbetonfahrwegträgern. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-175-8
ISBN-13: 978-3-89288-175-9.

H. 194:

Grunert, J.P.
Zum Tragverhalten von Spannbetonfertigteilm Balken aus Stahlfaserbeton ohne Betonstahlbewehrung. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-176-6
ISBN-13: 978-3-89288-176-6.

H. 195:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.] Bau Symposium Braunschweig (BSB 2007) : Stand und Entwicklung des Trockenbaus ; 8. März. 2007. ISBN 978-3-89288-177-3.

H. 196:

Bruder, S.
Adaptive Modellierung der Dauerhaftigkeit im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. 2007. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1996. ISBN 978-3-89288-178-0.

H. 197:
Holst, A.
Korrosionsmonitoring und Bruchortung
vorgespannter Zugglieder in Bauwerken.
2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-179-7.

H. 198:
Forell, B.
A Methodology to assess Species Yields of
Compartment Fires by means of an extend-
ed Global Equivalence Ratio Concept.
2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-180-3.

H. 199:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '07 : 21.
Fachseminar Brandschutz – Forschung und
Praxis, 26. und 27. Sept. 2007 in Braun-
schweig, Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-181-0.

H. 200:
Nothnagel, R.
Hydratations- und Strukturmodell für Ze-
mentstein. 2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-182-7

H. 201:
Riese, O.
Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-183-4

H. 202:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '08 : 22.
Fachtagung ; Brandschutz bei Sonderbauten
, 30.9. – 1.10.2008 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-185-8

H. 203:
Klinzmann, C.
Methodik zur computergestützten, probabi-
listischen Bauwerksbewertung unter Einbe-
ziehung von Bauwerksmonitoring. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-186-5.

H. 204:
Schnetgöke, R.
Zuverlässigkeitsorientierte Systembewer-
tung von Massivbauwerken als Grundlage
für die Bauwerksüberwachung. 2008.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-187-2.

H. 205:
Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bau Symposium Braunschweig (BSB
2008): Konstruktiver Holzbau ; 4. Novem-
ber 2008.
ISBN 978-3-89288-188-9.

H. 206:
Kampmeier, B.
Risikogerechte Brandschutzlösungen für
den mehrgeschossigen Holzbau. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2008.
ISBN 978-3-89288-189-6.

H. 207:
Husemann, U.
Erhöhung der Verbundtragfähigkeit von
nachträglich aufgeklebten Lamellen durch
Bügelumschließungen.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.
ISBN 978-3-89288-190-2

H. 208:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '09 : 23.
Fachtagung Brandschutz – Forschung und
Praxis, 29.9.2008 – 30.9.2009 ; Tagungs-
band.
ISBN 978-3-89288-191-9

H. 209:
Sperbeck, S.T.
Seismic Risk Assessment of Masonry Walls
and Risk Reduction by Means of Prestress-
ing. 2009.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.
ISBN 978-3-89288-192-6

- H. 210:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2010 : :
24. Fachtagung ; Brandschutz bei Sonderbauten , 21. und 22.9.2010 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-194-0
- H. 211:
Hohm, V.
Wärmetransportmodell für gekoppelte Prozesse in der Brandsimulation. 2010.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-195-7.
- H. 212:
Kruse, D.
Entwicklung von Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen zum Entzündungsschutz von Holz unter Vollbrandbedingungen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-196-4.
- H. 213:
Twelmeier, H.
Dauerhaftigkeitsprognose der Verfügu ng von gipshaltigem historischem Mauerwerk. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-197-1.
- H. 214:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2011 : :
25. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis, 27. und 28.9.2011 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-198-8
- H. 215:
Hollmann, D.W.
Grundlagen und Ingenieurmodell für den Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2011.
ISBN 978-3-89288-199-5
- H. 216:
Rostásy, F.S.
Assessment of Mechanical Properties of Structural Materials for Cryogenic Application (June 1988). 2011.
ISBN 978-3-89288-200-8
- H. 217:
Albrecht, C.
A risk-informed and performance-based life safety concept in case of fire. 2012.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2012.
ISBN 978-3-89288-202-2.
- H. 218:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2012 : :
26. Fachtagung Brandschutz bei Sonderbauten, 19. und 20.9.2012 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-203-9.
- H. 219:
Wichers, M.
Bemessung von bewehrten Betonbauteilen bei Teilflächenbelastung unter Berücksichtigung der Rissbildung. 2013.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. 2013.
ISBN 978-3-89288-204-6.
- H. 220:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2013 : :
27. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis ; 25. und 26.9.2013 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-205-3
- H. 221:
Krakowski, W..
Rissverhalten von Flächentragwerken aus Stahlbeton mit schiefwinkliger Bewehrung. 2013.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. 2013.
ISBN 978-3-89288-206-0
- H. 222:
Krauss, H.-W.
Zur Auswirkung hochfeiner inerter Zusatzstoffe auf die Hydrationskinetik und die Mikrostruktur von Zementstein. 2013.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. 2013.
ISBN 978-3-89288-207-7
- H. 223:
Steven, G.
Trag- und Nachbruchverhalten von Stützen aus ultrahochfestem Beton mit hochfester Längsbewehrung. 2014.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2014.
ISBN 978-3-89288-208-4

H. 224:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2014 : :
28. Fachtagung Brandschutz bei Sonderbauten ; 16. und 17.9.2014 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-209-1.

H. 225:
Heumann; G.
Zuverlässigkeitsorientierte Bewertung bestehender Bauwerke aus Stahlbeton und Spannbeton. 2014.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2014.
ISBN 978-3-89288-210-7

H. 226:
Leusmann, T.
Das Verbundtragverhalten geklebter Kohlefaserkunststoffe auf Beton unter schwingender Beanspruchung. 2015.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2015.
ISBN 978-3-89288-211-4

H. 227:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2015 : :
29. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis ; 15. und 16.9.2015 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-212-1

H. 228:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2016 : :
30. Fachtagung Brandschutz bei Sonderbauten ; 21. und 22.9.2016 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-213-8

H. 229:
Oettel, V.V.
Torsionstragverhalten von stahlfaserbewehrten Beton-, Stahlbeton- und Spannbetonbalken. 2016.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2016.
ISBN 978-3-89288-214-5

H. 230:
Hermerschmidt, W.
Modelle zur Beschreibung der thermomechanischen Materialeigenschaften jungen Betons. 2016.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2016.
ISBN 978-3-89288-215-2

H. 231:
Siemon, M.
Ein Pyrolysemodell zur Prognose der Brandausbreitung. 2016.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2016.
ISBN 978-3-89288-216-9.

H. 232:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2017 : :
31. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis ; 13. und 14. September 2017 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-217-6

H. 233:
Lehmberg, S.
Herstellung und Eigenschaften von dünnwandigen, trocken gefügten Bauteilen aus ultrahochfestem faserverstärkten Feinkornbeton. 2018. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2017.
ISBN 978-3-89288-218-3