

# Einfluss von Kurzfasern auf die Frisch- und Festbetoneigenschaften sowie das Tragverhalten von Textilbeton

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Marcus Hinzen

aus

Köln

Berichter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Brameshuber

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Viktor Mechtcherine

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dr.-Ing. E.h. Hans-Wolf Reinhardt

Tag der mündlichen Prüfung: 02.06.2014

# AACHENER BEITRÄGE ZUR BAUFORSCHUNG DES IBAC

Herausgeber:

Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac)  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. W. Brameshuber  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. M. Raupach

## **Bibliografische Information der Deutschen Bibliothek**

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

Aachener Beiträge zur Bauforschung des IBAC ; Bd.20  
ISBN 3-86073-938-7

0101 deutsche buecherei  
© 2014 Marcus Hinzen

Wissenschaftsverlag Mainz in Aachen  
Süsterfelderstr. 83, 52072 Aachen  
Telefon: 02 41 / 87 34 34  
[www.verlag-mainz.de](http://www.verlag-mainz.de)

Herstellung:  
Druckerei Mainz GmbH  
Süsterfelderstr. 83, 52072 Aachen  
Telefon: 02 41 / 87 34 34

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2014)

Gedruckt auf chlorfrei gebleichtem Papier

Meinen Eltern





# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Wesentlichen im Zeitraum zwischen 2011 und 2014 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Bauforschung der RWTH Aachen. Einen Großteil der Versuchsergebnisse habe ich im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 532 „Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“ im Zeitraum zwischen 2005 und 2011 erarbeitet. Für die langjährige Förderung möchte ich der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) danken, die die Voraussetzungen für die umfangreichen experimentellen Untersuchungen geschaffen hat. An dieser Stelle möchte ich allen Personen, die mich bei dieser Arbeit unterstützt haben, meinen Dank aussprechen.

Ich danke den Gutachtern Prof. Wolfgang Brameshuber, Prof. Viktor Mechtcherine und Prof. Hans-Wolf Reinhardt für die konstruktive Beurteilung dieser Arbeit. Prof. Brameshuber gilt darüber hinaus ein besonderer Dank für die Förderung und Betreuung während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter sowie die hilfreichen Hinweise, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Ein ebenso großes Dankeschön gilt meiner Familie. Allen voran meiner Frau, deren Verständnis und Geduld in den letzten Jahren, trotz der Geburt unseres Sohnes nicht in Worte zu fassen ist. Bei meinem Sohn Emilian möchte ich mich für den überwiegenden Anteil an Wochenenden ohne Vater in den ersten 3 Lebensjahren entschuldigen. Meinen Eltern danke ich dafür, mich auf diesen Weg gebracht zu haben sowie für die langjährige Unterstützung.

Darüber hinaus gilt mein Dank den folgenden Personen, die mich in verschiedenster Weise bei der Fertigstellung der Arbeit unterstützt haben:

- meinen Kollegen Christian Neunzig und Rebecca Mott aus meiner Arbeitsgruppe, die mir über einen längeren Zeitraum, den Rücken freigehalten haben
- den Mitarbeitern im Betonlabor, denen ich umständliche Herstellverfahren mit Textilien sowie neuartige und aufwändige Prüfungen zugemutet habe: Thomas Apweiler, Günter Wiwianka, Hans Streb und Frank Engelmann
- den Korrekturlesern meiner Arbeit: Rebecca Mott, Dr. Holger Nebel, Dr. Patricia Verheugd, meiner Schwester Meike, sowie meiner Mutter für die Neusetzung und Umsetzung sämtlicher Kommas.
- den Bachelor-, Master- und Diplomarbeitern im Rahmen des SFB 532: Simon Cleven, Carla Driessen, Alexander Hatting, Thomas Heiermann, Andre Langeborg, Karin Reißer, Anne Tillkorn, Arne Wietholt und Juliane Wintz
- meinen studentischen Hilfskräften: Maike Bröskamp, Maria Hölscher und Ester Karl
- und natürlich allen hier nicht genannten Freunden und Kollegen

Aachen, im August 2014



---

# Inhaltsverzeichnis

---

<b>INHALTSVERZEICHNIS .....</b>	<b>I</b>
<b>SYMBOLVERZEICHNIS.....</b>	<b>VII</b>
<b>1 EINLEITUNG.....</b>	<b>1</b>
<b>1.1 Ziele der Arbeit.....</b>	<b>2</b>
<b>1.2 Arbeitsprogramm.....</b>	<b>4</b>
<b>2 GRUNDLAGEN .....</b>	<b>7</b>
<b>2.1 Feinbeton .....</b>	<b>7</b>
2.1.1 Anforderungen an Feinbetone für Textilbeton.....	7
2.1.2 Unterschiede zu Normalbeton .....	8
2.1.3 Trocknungsempfindlichkeit.....	9
2.1.4 Bruchmechanisches Verhalten .....	11
2.1.4.1 Fictitious Crack Model.....	11
2.1.4.2 Kerbempfindlichkeit.....	12
2.1.4.3 Entfestigungsverhalten von Feinbetonen .....	14
<b>2.2 Textilbeton.....</b>	<b>15</b>
2.2.1 Textile Bewehrungsformen .....	15
2.2.2 Tragverhalten.....	17
2.2.2.1 Allgemeines.....	17
2.2.2.2 Zustand I.....	19
2.2.2.3 Erstrissspannung.....	19
2.2.2.4 Mehrfachrissbildung (Zustand IIa).....	21
2.2.2.5 Abgeschlossene Rissbildung (Zustand IIb).....	25
2.2.2.6 Bruchzustand .....	27
<b>2.3 Faserbeton .....</b>	<b>27</b>
2.3.1 Allgemeines.....	27
2.3.2 Kurzfasern .....	29
2.3.3 Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Kurzfasern.....	31
2.3.4 Steigerung der Zugfestigkeit der Matrix durch Kurzfasern .....	34
2.3.4.1 Allgemeines.....	34
2.3.4.2 Versuchsergebnisse aus der Literatur.....	35
2.3.4.3 Theoretische Ansätze .....	37

2.3.5	Rissöffnungsverhalten.....	38
2.3.6	Hybride Faserbewehrung .....	41
<b>2.4</b>	<b>Kombination von Längs- und Kurzfaserbewehrung.....</b>	<b>43</b>
2.4.1	Kombination von Stabstahl und Stahlfasern.....	43
2.4.2	Kombination von Stabstahl und Kunststofffasern .....	45
2.4.3	Erkenntnisse zur Kombination von Textil und Kurzfasern .....	45
<b>3</b>	<b>VERWENDETE TEXTILIEN UND KURZFASERN .....</b>	<b>53</b>
<b>3.1</b>	<b>Textilien.....</b>	<b>53</b>
<b>3.2</b>	<b>Kurzfasern .....</b>	<b>54</b>
<b>4</b>	<b>VERARBEITBARKEIT VON FASERBETONEN -</b>	
	<b>EINFLUSS DER BETONMATRIX .....</b>	<b>59</b>
<b>4.1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>59</b>
<b>4.2</b>	<b>Zusammensetzung der Betonmatrix .....</b>	<b>60</b>
4.2.1	Allgemeines.....	60
4.2.2	Einflussgrößen.....	60
4.2.2.1	Gesamtsieblinie der Feststoffpartikel .....	60
4.2.2.2	Kornform.....	61
4.2.2.3	Wassergehalt .....	63
4.2.2.4	Bindemittelgehalt .....	63
4.2.3	Prüfmatrix und Ausgangsstoffe.....	63
4.2.4	Frischbetonprüfungen.....	65
4.2.5	Ergebnisse .....	66
4.2.5.1	Kornabstufung und Größtkorn der Sieblinie.....	67
4.2.5.2	Kornform.....	69
4.2.5.3	Wassergehalt .....	70
4.2.5.4	Bindemittelgehalt .....	72
<b>4.3</b>	<b>Entwurf einer Grundmischung für Feinbetone mit Mikrofasern .....</b>	<b>73</b>
<b>4.4</b>	<b>Zusammenfassung und Empfehlungen .....</b>	<b>74</b>
<b>5</b>	<b>VERARBEITBARKEIT VON FASERBETONEN -</b>	
	<b>EINFLUSS DER KURZFASERN .....</b>	<b>77</b>
<b>5.1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>77</b>
<b>5.2</b>	<b>Ausgangsstoffe und Versuchsdurchführung .....</b>	<b>77</b>
<b>5.3</b>	<b>Ergebnisübersicht.....</b>	<b>78</b>
<b>5.4</b>	<b>Allgemeine Beschreibung der Verarbeitbarkeit .....</b>	<b>79</b>
<b>5.5</b>	<b>Zusammenfassung.....</b>	<b>83</b>

<b>6</b>	<b>EINFLUSS VON KURZFASERN AUF DIE FEINBETON- EIGENSCHAFTEN .....</b>	<b>85</b>
<b>6.1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>85</b>
<b>6.2</b>	<b>Tastversuche zur Druck- und Biegezugfestigkeit.....</b>	<b>85</b>
6.2.1	Übersicht.....	85
6.2.2	Einfluss von Fasermaterial, -gehalt und -länge auf die Druckfestigkeit .....	86
6.2.3	Einfluss von Fasermaterial, -gehalt und -länge auf die Biegezugfestigkeit .....	87
6.2.4	Synergieeffekte bei der Biegezugfestigkeit.....	89
6.2.5	Zusammenfassung .....	91
<b>6.3</b>	<b>Tastversuche zur Rissüberbrückung bei Biegebelastung.....</b>	<b>92</b>
6.3.1	Allgemeines .....	92
6.3.2	Ergebnisse.....	93
6.3.3	Diskussion .....	94
<b>6.4</b>	<b>Zentrische Zugfestigkeit .....</b>	<b>96</b>
6.4.1	Allgemeines .....	96
6.4.2	Einfluss der Vorlagerung bei Feinbetonen.....	96
6.4.3	Einfluss von Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit von permanent feuchtgelagerten Feinbetonen.....	100
6.4.4	Einfluss von Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit von trockenen Feinbetonen nach ausreichender Wasserzufuhr .....	103
6.4.5	Einfluss von Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit von trockenen Feinbetonen nach unterbrochener Wasserzufuhr .....	104
6.4.5.1	Allgemeines.....	104
6.4.5.2	Einfluss der äußeren Austrocknung .....	105
6.4.5.3	Synergieeffekte bei der Zugfestigkeit hybrider Faserbetone .....	107
6.4.5.4	Allgemeine Faserkenngrößen zur Beschreibung der Faserwirksamkeit .....	108
6.4.6	Zusammenfassung .....	115
<b>6.5</b>	<b>Bruchmechanische Eigenschaften.....</b>	<b>118</b>
6.5.1	Grundmischung FIL-05-10.....	118
6.5.2	Ausgewählte Faserbetone .....	122
6.5.2.1	Allgemeines.....	122
6.5.2.2	Kerbempfindlichkeit der Faserbetone .....	122
6.5.2.3	Entfestigungsverhalten .....	123
6.5.2.4	Bruchmechanische Kennwerte und Vergleich mit Werten aus der Literatur .....	126

<b>7</b>	<b>EINFLUSS VON KURZFASERN AUF DAS TRAGVERHALTEN VON TEXTILBETON.....</b>	<b>127</b>
<b>7.1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>127</b>
<b>7.2</b>	<b>Erstrissspannung.....</b>	<b>127</b>
7.2.1	Allgemeines.....	127
7.2.2	Einfluss von Textilien auf die Erstrissspannung.....	128
7.2.3	Interaktion von Kurzfasern- und Textilbewehrung.....	130
7.2.3.1	Allgemeines .....	130
7.2.3.2	Wassergelagerte Feinbetone (Vorlagerung 28dW).....	131
7.2.3.3	Trockene Feinbetone (Vorlagerungen 7dTr und 27dTr) .....	133
7.2.4	Untersuchungen zu Trocknungseinflüssen .....	135
7.2.5	Beschreibung der Erstrissspannung mit allgemeinen Kurzfaserkennwerten .....	142
7.2.6	Zusammenfassung.....	147
<b>7.3</b>	<b>Übertragung der Zugkräfte von der Betonmatrix auf die textile Bewehrung bei Rissbildung .....</b>	<b>149</b>
7.3.1	Einleitung und Problemstellung.....	149
7.3.2	Rissöffnungsverhalten von Textilbeton .....	151
7.3.2.1	Versuchsaufbau.....	151
7.3.2.2	Auswertung der Messdaten.....	152
7.3.2.3	Ergebnisse .....	153
7.3.3	Ansatz zur gezielten Reduktion des Bewehrungsdefizits .....	156
7.3.4	Risstraganteile von Textilien.....	161
7.3.5	Risstraganteile von Kurzfasern .....	164
7.3.6	Rechen- und Anwendungsbeispiel.....	168
7.3.7	Zusammenfassung.....	172
<b>7.4</b>	<b>Textilbeton mit Kurzfasern im gerissenen Zustand .....</b>	<b>174</b>
7.4.1	Allgemeines.....	174
7.4.2	Versuchsprogramm .....	174
7.4.3	Darstellung und Auswertung der Ergebnisse.....	175
7.4.4	Beschreibung der Rissbildung.....	179
7.4.4.1	Bewertung der krafteinleitenden Wirkung von Kurzfasern.....	179
7.4.4.2	Spannungsbereich und Mechanismus der Rissbildung.....	186
7.4.4.3	Risshäufigkeit.....	192
7.4.4.4	Wechsel der Rissart.....	196
7.4.5	Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie.....	197
7.4.6	Zugspannungsniveau.....	202
7.4.7	Lokale Steifigkeiten der Zugspannungs-Dehnungslinie .....	203
7.4.7.1	Allgemeines .....	203
7.4.7.2	Bereich FIIa.....	206

7.4.7.3	Bereiche FI Ib und FI Ic .....	209
7.4.8	Bruchdehnung und Bruchspannung .....	212
7.4.9	Zusammenfassung und Anwendungsempfehlungen .....	214
<b>8</b>	<b>SCHLUSSFOLGERUNGEN UND ANWENDUNGSEMPFEHLUNGEN</b> .....	<b>221</b>
<b>9</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS</b> .....	<b>227</b>
<b>ANHANG</b> .....		<b>241</b>
<b>A1</b>	<b>Ergänzende Tabellen</b> .....	<b>241</b>
A1.1	Ausgangsstoffe für Feinbetone und Partikeleigenschaften .....	241
A1.2	Volumenanteile der Ausgangsstoffe der in Kapitel 4 untersuchten Matrixzusammensetzungen .....	242
A1.3	Zusammensetzung und Eigenschaften der untersuchten Feinbetone .....	247
<b>A2</b>	<b>Ergänzende Bilder und Diagramme</b> .....	<b>249</b>
A2.1	Sieblinien der verwendeten Ausgangsstoffe .....	249
A2.2	Einfluss des Fasergehalts auf das Penetrationsverhalten von Faserbetonen .....	250
A2.3	Bewehrungsdefizite von Feinbetonen mit Mikrohohlkugeln .....	250
A2.4	Zugspannungs-Verformungskurven der durchgeführten Zugversuche an gekerbten Prüfkörpern .....	251
A2.5	Spannungs-Dehnungslinien aller durchgeführten Zugversuche an Textilbetonen mit Kurzfasern .....	254
A2.6	Charakteristische Bereiche der Spannungs-Dehnungslinien eines exemplarischen Verlaufs je Serie .....	262
A2.7	Verteilung der Risshäufigkeiten der Serien mit drei Lagen Textil sowie 2 Lagen Textil und 0,5 Vol.-% Kurzfasern .....	268
<b>A3</b>	<b>Kurzbeschreibung von Prüfverfahren</b> .....	<b>269</b>
A3.1	Zentrischer Zugversuch an taillierten Streifenproben .....	269
A3.1.1	Geometrie der Dehnkörper .....	269
A3.1.2	Herstellung .....	269
A3.1.3	Lagerung und Vorbereitung .....	270
A3.1.4	Prüfung .....	271
A3.2	Rissöffnungsversuch für Textilbetone .....	272
A3.3	Rissöffnungsversuch für Feinbetone .....	275
A3.4	Rissöffnungs- und Zugversuch für Faserbetone .....	277
A3.4.1	Herstellung und Vorbereitung .....	277
A3.4.2	Prüfaufbau und Versuchsdurchführung .....	278
A3.5	Messung der trocknungsinduzierten Verkrümmung an Dehnkörpern .....	279





---

# Symbolverzeichnis

---

## Lateinische Buchstaben

a	Kerbtiefe
$A_c$	Kreisfläche (circularity ratio)
$A_s$	Projektionsfläche eines Partikels (circularity ratio)
B	Breite
C	Circularity ratio
d	Dicke
$d_{50}$	Partikelgröße, die größer ist als 50 Vol.-% aller Partikel
$d_f$	Durchmesser der Kurzfasern
$d_{max}$	maximaler Durchmesser der Gesteinskörnung
D	Partikelgröße (Funk & Dinger)
$D_L$	maximale Partikelgröße (Funk & Dinger)
$D_S$	kleinste Partikelgröße (Funk & Dinger)
E	E-Modul
$E_t$	E-Modul des Textils
$E_m$	E-Modul der Betonmatrix
$E_f$	E-Modul der Kurzfasern
$E_c$	E-Modul des Verbundwerkstoffs (composite)
$E_0$	Tangentenmodul bei Erstbelastung
$f_{cft}$	Zugfestigkeit des Faserbetons
$f_{ct}$	Zugfestigkeit der Betonmatrix
$f_{cm}$	mittlere Betondruckfestigkeit
$f_t$	Zugfestigkeit
$f_{t,net}$	Nettozugfestigkeit
$f_{tn}$	Nettozugfestigkeit
F	Zugkraft
$F_f$	Faserfaktor
$G_f$	Bruchenergie
H	Höhe
k	Kerbfaktor
l, L	Länge
$l_b, l_{bf}$	Reibverbundlänge der Kurzfasern

$l_{ch}$	charakteristische Länge
$l_f$	Länge der Kurzfaser
$l_{fb}$	Verbundlänge der Kurzfasern
$m_t$	Zuwachsrate der Zugfestigkeit des Faserbetons oder Textilbetons
$N$	Normalkraft
$n$	Verteilungsexponent (Funk & Dinger)
$n_\varphi$	Faserorientierungsfaktor
$O_{f,s}$	spezifische Oberfläche der Kurzfasern
$P$	Siebdurchgang in Vol.-% (Funk & Dinger)
$s$	mittlerer Faserabstand
$u$	Rissöffnung, Verformung
$u_{cr}$	Verformung bei Rissbildung
$u_z$	Auszugslänge der Kurzfaser
$U_s$	Umfang der Projektionsfläche eines Partikels (circularity ratio)
$U_c$	Kreisumfang (circularity ratio)
$V_f$	Volumenanteil bzw. Faservolumen der Kurzfasern
$V_m$	Volumenanteil der Betonmatrix
$V_t$	Volumenanteil des Textils
$w$	Rissöffnung
$w_c, w_{cr}$	kritische Rissöffnung

**Griechische Buchstaben**

$\alpha$	Faserorientierungsfaktor
$\gamma$	Korrekturfaktor
$\varepsilon$	Dehnung
$\varepsilon_c$	Dehnung des Verbundwerkstoffs
$\varepsilon_{cc}$	Erstrissdehnung des Faserbetons
$\varepsilon_{c,cr,1}$	Erstrissdehnung des Verbundwerkstoffs
$\varepsilon_{pc}$	Dehnung bei maximaler Nachrissspannung des Faserbetons
$\varepsilon_{sm}$	mittlere Betonstahldehnung
$\varepsilon_t$	Textildehnung
$\sigma$	Spannung
$\sigma_c$	Spannung im Beton- / Verbundquerschnitt
$\sigma_{cc}$	Erstrissspannung des Faserbetons
$\sigma_{cr}, \sigma_{ct,cr}$	Rissspannung
$\sigma_{ct}$	Kompositzugspannung
$\sigma_{ct,cr1}$	Erstrissspannung
$\sigma_{ct,crN}$	Rissspannung des letzten Risses
$\sigma_{ct,cr1,T}$	Erstrissspannung von Textilbeton
$\sigma_{ct,cr1,TF}$	Erstrissspannung von Textilbeton mit Kurzfasern
$\sigma_{ct,C}$	Zugspannung des Verbundwerkstoffs
$\sigma_{ct,T}$	auf den Verbundquerschnitt bezogene Zugkraft des Textils
$\sigma_{ct,F}$	auf den Verbundquerschnitt bezogene Zugkraft der Kurzfasern
$\sigma_{ct,M}$	auf den Verbundquerschnitt bezogene Zugkraft der Matrix
$\sigma_{ctu}$	Zugbruchspannung
$\sigma_{f,m}$	mittlere Zugspannung der Kurzfasern
$\sigma_m$	Spannung der Betonmatrix
$\sigma_{mu}$	maximale Zugspannung der Betonmatrix
$\sigma_{mt1}$	normierte Zugspannung der Betonmatrix
$\sigma_{pc}$	maximale Nachrissspannung des Faserbetons
$\sigma_s$	Stahlzugspannung
$\sigma_t$	Zugspannung
$\tau_{mf}$	mittlere Verbundspannung zwischen Kurzfaser und Matrix
$\tau_{ba}$	Haftverbundspannung
$\tau_{bf}$	Reibverbundspannung
$\tau_b$	Verbundspannung



---

# Kapitel 1

## Einleitung

---

Textilbeton ist ein neuartiger Verbundwerkstoff, der aus speziellen feinkörnigen Betonen und mehraxialen technischen Textilien aus Glas oder Carbon, die als Bewehrung eingesetzt werden, besteht. Die Motivation zur Entwicklung eines derartigen Werkstoffs war der Wunsch nach einer immer dünnwandigeren und leichteren Bauweise sowie nach architektonisch ansprechenden Sichtbetonqualitäten. Sowohl die Ausgangsstoffe als auch die einzelnen Materialeigenschaften und das Tragverhalten des Verbundwerkstoffs weichen von den Erfahrungen und wissenschaftlichen Erkenntnissen im Stahlbetonbau teilweise erheblich ab. Zwischen den Jahren 1999 und 2011 beschäftigten sich daher zwei Sonderforschungsbereiche der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) an den Forschungsstandorten Aachen und Dresden mit grundlegenden Untersuchungen zu den genannten Eigenschaften /z. B. Jes04, Or104, Bro05, Vos08, But09/. In einem State of the Art Report /Bra06/ wurden wichtige Erkenntnisse bereits 2006 gemeinsam veröffentlicht. In den vergangenen Jahren konnten zahlreiche Prototypen realisiert und auch konkrete Anwendungen in der Praxis umgesetzt werden:

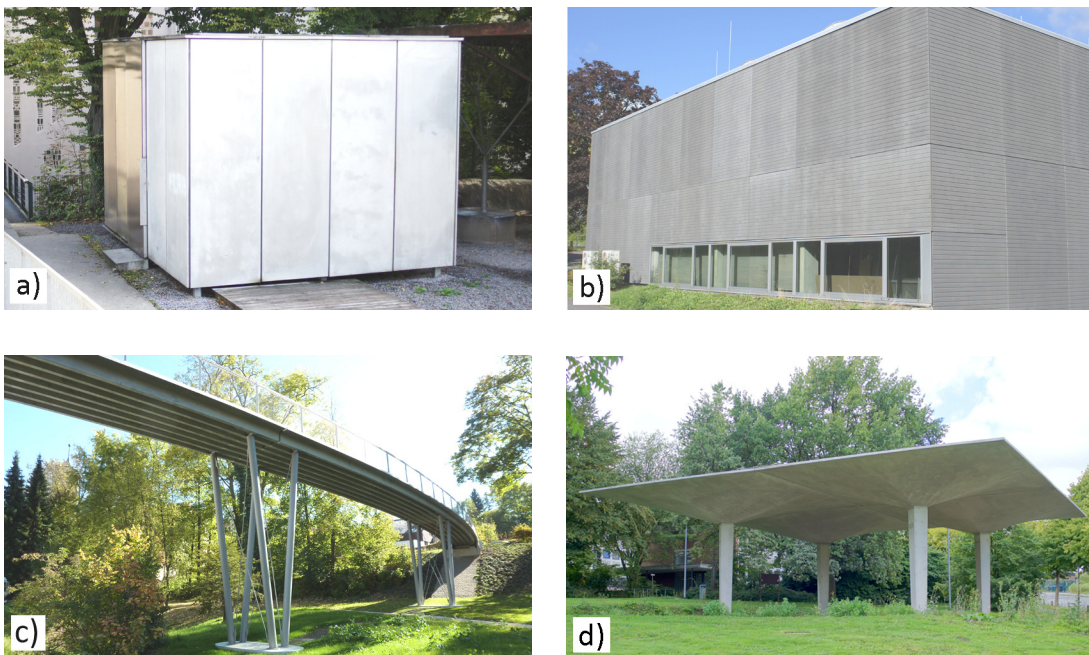


Foto: Sebastian Wochner GmbH & Co.KG

Bild 1: Textilbeton in der Praxis. Pavillon aus Sandwichelementen (a), Fassade am Institut für Massivbau der RWTH-Aachen University (b), Fußgängerbrücke in Lautlingen (c), Schlanke Dachkonstruktion aus Textilbetonschalen (d)

Das Zugtragverhalten von Textilbeton ähnelt dem Spannungs-Dehnungsverlauf von Stahlbeton (siehe Bild 2). Nach einem größtenteils linear-elastischen Bereich im ungerissenen Zustand des Betons (Zustand I) setzt ein Bereich der Mehrfachrissbildung mit stark reduzierter Steifigkeit des Verbundwerkstoffs ein (Zustand IIa), die bei Textilbeton unter ungünstigen Bedingungen auch zu einem annähernd horizontalen Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie führen kann. Nach der vollständigen Ablösung der Textilbewehrung von der Betonmatrix können so lange weitere Zugkräfte aufgenommen werden bis das Textil versagt (Zustand IIb).

Die gezeigten Anwendungen in Bild 1 haben alle gemeinsam, dass sie im Gebrauchszustand mit entsprechender Sicherheit ungerissen bleiben müssen. Da die Tragfähigkeit von Textilbeton in der Regel deutlich oberhalb der Erstrissspannung der Betonmatrix liegt, bleibt der Ausnutzungsgrad des Verbundwerkstoffs vergleichsweise gering. Eigene Vorversuche /Hin07/ haben gezeigt, dass die Zugabe von Kurzfasern, die der speziellen feinkörnigen Betonmatrix angepasst sind, das Tragverhalten in vielerlei Hinsicht verbessern kann. Eine Hybridbewehrung aus technischen Textilien und Kurzfasern wirkt gleichermaßen auf der Mikro- und der Makroebene des Materials. Da die vorgesehenen Kurzfasergehalte alleine nicht in der Lage wären, einen Riss zu überbrücken, können sie vor allem in Kombination mit dem dehnungsverfestigenden Textil ihre Wirkung entfalten. Die meisten Berichte zur Kombination von Textilbeton und Kurzfasern beschränken sich bisher auf die phänomenologische Beschreibung des Tragverhaltens. Noch unklar sind die genauen Mechanismen, die eine gezielte Beeinflussung des Tragverhaltens von Textilbeton ermöglichen und deren Untersuchung daher Gegenstand dieser Arbeit ist.

## 1.1 Ziele der Arbeit

Das übergeordnete Ziel der Arbeit ist die differenzierte Beschreibung der Einflüsse von verschiedensten Kurzfasertypen auf die Eigenschaften von Textilbeton. Ein Schwerpunkt liegt dabei auf der Beeinflussung der verschiedenen Bereiche der Zugspannungs-Dehnungslinie. Ganz bewusst sind die geometrischen Eigenschaften und die Materialeigenschaften der Kurzfasern breit gestreut, um daraus Hinweise zu den maßgebenden Einflussfaktoren und zur Faserauswahl ableiten zu können. Die gewonnenen Erkenntnisse sollen Tragwerksplanern Möglichkeiten zur Verbesserung des Tragverhaltens aufzeigen. Die Zielvorstellungen können am Beispiel einer typischen Zugspannungs-Dehnungslinie von reinem Textilbeton (Bild 2) verdeutlicht werden.

Im Rahmen der Vorversuche wurde ein mehr oder weniger stark ausgeprägter Einfluss der Kurzfasern auf die Erstrissspannung des Textilbetons sichtbar. Eine Anhebung ist wünschenswert, da dadurch der Gebrauchslastbereich vergrößert werden kann oder die Bauteile noch dünner und damit leichter produziert werden können. Bild 2 verdeutlicht den Zugewinn durch die höhere Rissspannung mit dem Bereich F1. Infolge der

Mehrfachrissbildung wird die Gesamtsteifigkeit des reinen Textilbetons zunächst deutlich reduziert und steigt schließlich wieder zur Steifigkeit der Textilbewehrung an. Wenn die lokale Steifigkeit durch die Zugabe von Kurzfasern vor allem im Anfangsbereich der Rissbildung angehoben werden kann, können die Verformungen gegenüber reinem Textilbeton weiter reduziert werden. Der Bereich der Rissbildung ist in Bild 2 mit F2 bezeichnet. Eine wichtige Voraussetzung für eine Anhebung der Steifigkeiten ist, dass die Kurzfasern die Rissweiten trotz des höheren Rissspannungsniveaus klein halten. Diesbezüglich sind Kriterien für eine entsprechende Faserauswahl und -dosierung festzulegen. Abschließend soll die Duktilität des Baustoffs möglichst erhalten bleiben. Hier zeigte sich bei den Tastversuchen noch ein uneinheitliches Verhalten zwischen den Kurzfasern, welches erklärt werden muss.

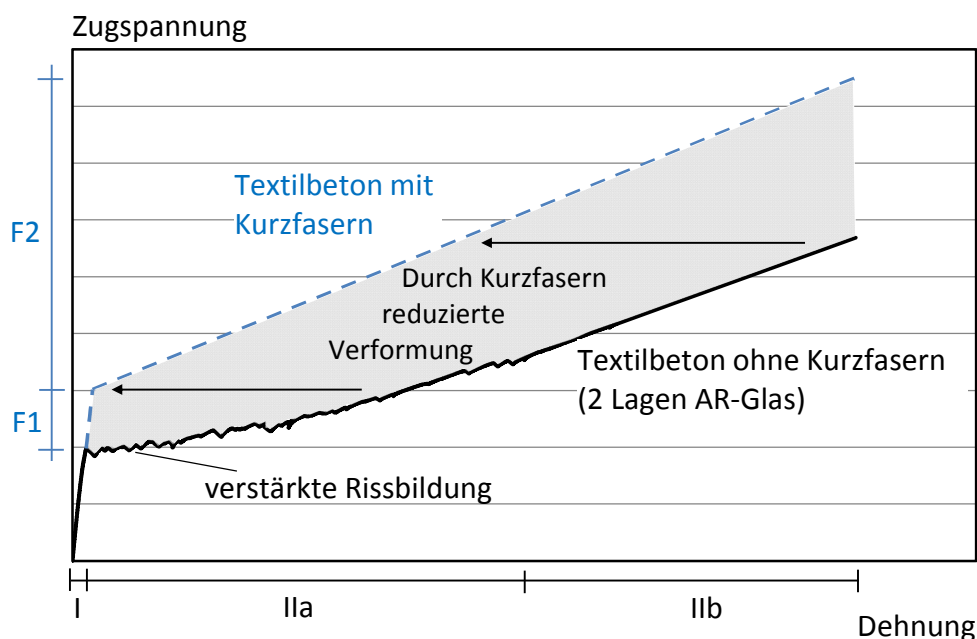


Bild 2: Spannungs-Dehnungsverhalten von Textilbeton mit deutlich höherer globaler Steifigkeit durch die Zugabe von Kurzfasern

Schließlich limitiert die je nach Herstellverfahren erforderliche Konsistenz des Faserbetons die Fasergehalte. Es sind daher sowohl Kenntnisse zum Einfluss der Kurzfasern als auch zum Einfluss der Matrixbeschaffenheit erforderlich. Insgesamt ergeben sich bei gemeinsamer Verwendung von Textilbeton mit Kurzfasern Fragestellungen zu Frisch- und Festbetoneigenschaften, die im Folgenden aufgeführt sind:

- Mit welchen Kurzfasereigenschaften können die Rissspannungen der Betonmatrix gezielt beeinflusst werden? Können diese mit einem allgemeingültigen Ansatz abgeschätzt werden?
- Wie interagiert die Wirkung der Kurzfasern mit den Einflüssen aus verschiedenen Vorlagerungsvarianten hinsichtlich der erreichbaren Rissspannungen?

- Können Synergieeffekte zwischen Textilien und Kurzfasern oder zwischen verschiedenen Kurzfasertypen genutzt werden?
- Welche Anforderungen stellen höhere Rissspannungen des Textilbetons an die rissüberbrückenden Kurzfasern?
- Wie werden die Rissentwicklung und die Rissabstände des Textilbetons von den Kurzfasern beeinflusst?
- In welche charakteristischen Bereiche kann die Zugspannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern eingeteilt werden?
- Wodurch lassen sich die lokalen Steifigkeiten der Spannungs-Dehnungslinie, insbesondere zu Beginn der Rissbildung, gezielt beeinflussen?
- Wovon hängen die erreichbaren Bruchdehnungen des Textilbetons mit Kurzfasern ab?
- Sind die zur Erreichung der Ziele erforderlichen Kurzfasergehalte in einer Feinbetonmatrix verarbeitbar? Wie kann dies abgeschätzt werden?
- Kann bereits seitens der Betonzusammensetzung die Verarbeitbarkeit verbessert werden? Was sind die wichtigsten Einflussfaktoren?

## 1.2 Arbeitsprogramm

Zunächst werden ausgewählte Forschungsergebnisse aus der Literatur zu den jeweiligen Verbundwerkstoffen Textilbeton und Faserbeton sowie die vorhandenen Erkenntnisse zur Kombination von Längs- und Kurzfaserbewehrung in Kapitel 2 vorgestellt. Die im Rahmen der Arbeit verwendeten Textilien und die sehr unterschiedlichen Kurzfasertypen sind in Kapitel 3 dargestellt. Zur Klärung der aufgeführten Fragestellungen ist die vorliegende Arbeit in drei wesentliche Teilbereiche unterteilt, die sich vorwiegend mit der Versuchstechnik zur Gewinnung experimenteller Daten sowie deren Auswertung und Interpretation beschäftigen (siehe Bild 3). Da zur Durchführung der Untersuchungen am Textil- und Faserbeton eine Feinbetonrezeptur entworfen werden soll, die auch bei höheren Fasergehalten eine noch gute Frischbetonverarbeitbarkeit ermöglicht, enthält der erste Teilbereich, der in den Kapiteln 4 und 5 behandelt wird, zunächst Untersuchungen zum Einfluss der Matrixzusammensetzung und zum Einfluss verschiedener Kurzfasergehalte und -geometrien auf die Verarbeitbarkeit.



## Frischbetonverarbeitbarkeit (Kap. 4 + 5)

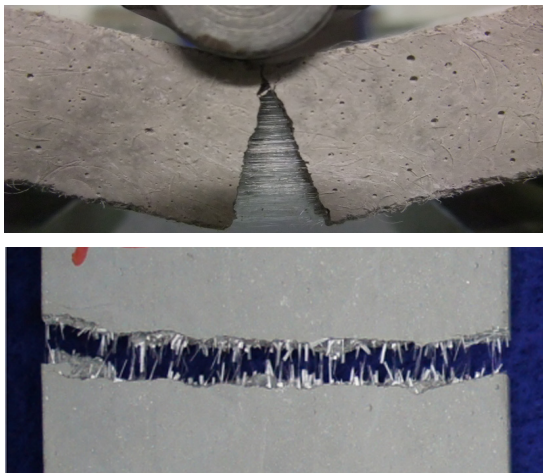


Einfluss von betontechnologischen Entwurfsparametern auf die Verarbeitbarkeit von Faserbetonen

Entwicklung einer Feinbetonmatrix für Faserbetone mit Mikrofasern

Verarbeitbarkeit von Mikrofaserbetonen mit unterschiedlichen geometrischen und stofflichen Fasereigenschaften

## Betoneigenschaften (Kap. 6)

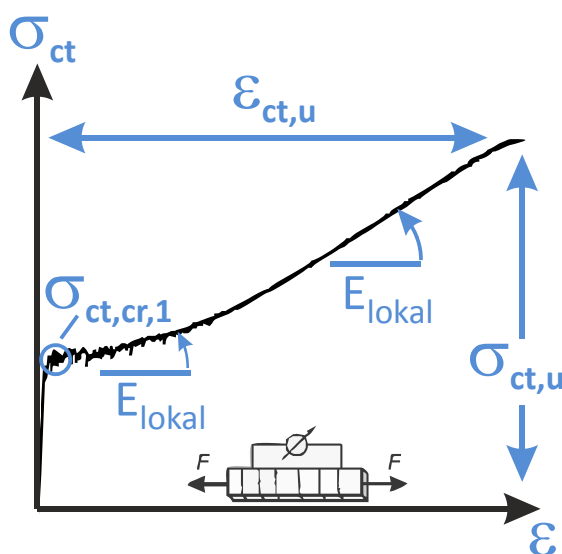


Einfluss von Kurzfasern auf die Druck- und Biegezugfestigkeit von Feinbetonen

Einfluss von Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit von Feinbetonen in Abhängigkeit der Vorlagerung

Bruchmechanische Eigenschaften der Faserbetone

## Tragverhalten (Kap. 7)



Einfluss von Kurzfasern auf die Erstrissspannung von Textilbeton

Lastübertragung von der Betonmatrix über die Kurzfasern auf die Textilbewehrung

Verlauf der Zugspannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern im Zustand II

Bild 3: Hauptkapitel der vorliegenden Arbeit

Im folgenden Kapitel 6 werden in erster Linie die Einflüsse der verschiedenen Kurzfasertypen auf die Eigenschaften des Feinbetons behandelt. Die Vielzahl an marktverfügbaren Kurzfasern, die hinsichtlich ihrer geometrischen Eigenschaften für Feinbetone geeignet wären, wird in Druck- und Biegezugversuchen in einem ersten Schritt sondiert. Die Untersuchungen bilden auch eine Grundlage für die weitere Faserauswahl. Schließlich wird die zentrische Zugfestigkeit der Faserbetone, die einen wichtigen Parameter im Hinblick auf die Kombination von Textilbeton und Kurzfasern darstellt, untersucht. Dabei wird vor allem zwischen verschiedenen Vorlagerungsbedingungen unterschieden, die einen erheblichen Einfluss haben können. Abschließend werden bruchmechanische Kennwerte der neu entwickelten Feinbetonmischung sowie exemplarischer Faserbetone bestimmt und mit denen herkömmlicher Betone bzw. Faserbetone verglichen.

In Kapitel 7 werden die Einflüsse der Kurzfasern auf das Tragverhalten von Textilbeton beschrieben. Die Unterkapitel orientieren sich dabei an den wesentlichen Übergangspunkten und Bereichen der Zugspannungs-Dehnungslinie. In Abschnitt 7.2 wird zunächst die Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse zur Zugfestigkeit der Faserbetone auf die Erstrissspannung des Textilbetons mit Kurzfasern bewertet. Neben dem Einfluss der reinen Textilbewehrung liegt der Schwerpunkt vor allem auf der Interaktion von Textilien und Kurzfasern in Abhängigkeit der Vorlagerung. Abschließend wird versucht, das festigkeitssteigernde Potenzial der Kurzfasern mit allgemeinen Faserkenngrößen zu beschreiben. Die erhöhten Rissspannungen der Betonmatrix stellen zusätzliche Anforderungen an die rissüberbrückenden Eigenschaften der Kurzfasern, die in Abschnitt 7.3 erörtert werden. Die separate Betrachtung der Risstraganteile der einzelnen Komponenten des Verbundwerkstoffs soll eine gezielte Faserdosierung zur Unterstützung des Textils im Riss ermöglichen. Eine dazu vorgeschlagene Vorgehensweise wird anhand eines Beispiels demonstriert. Im letzten Abschnitt 7.4 werden die Rissbildung und die lokalen Steifigkeiten der Spannungs-Dehnungslinie in Abhängigkeit der Kurzfaserdosierung beschrieben. Neben der Bewertung der abgeschlossenen Rissbilder werden auch die Entwicklung der Risse während der Belastung sowie die Risshäufigkeit und die Rissart betrachtet. Nach der Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie in charakteristische Bereiche werden die Einflüsse der Kurzfasern sowohl auf die lokalen Steifigkeiten als auch auf die Bruchdehnung herausgearbeitet.

---

# Kapitel 2

## Grundlagen

---

### 2.1 Feinbeton

#### 2.1.1 Anforderungen an Feinbetone für Textilbeton

Für die Herstellung und Anwendung tragender textilbewehrter Elemente werden keine herkömmlichen Betone verwendet. Aufgrund ihrer Zusammensetzung lassen sich die für Textilbeton verwendeten Rezepturen weder normenkonformen Mörteln noch Betonen zuordnen. Andererseits bieten sie in vielerlei Hinsicht die Eigenschaften eines Hochleistungsbetons und werden als Konstruktionsbaustoff eingesetzt. Daher hat sich der Begriff „Feinbeton“ für diese Art von Betonen durchgesetzt.

Die Feinbetonmatrizes, die für Textilbeton verwendet werden, müssen Anforderungen hinsichtlich des Produktionsprozesses von Textilbetonbauteilen, der mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffes und der Dauerhaftigkeit des Bewehrungsmaterials genügen /Bro01/. Bezüglich der Betonzusammensetzung gibt es bereits seit vielen Jahren Erfahrungen aus dem sogenannten Glasfaserbeton (GFRC), einem ebenfalls sehr feinkörnigen Gemisch, bei dem geschnittene Glasfasern zum Einsatz kommen. Für Textilbeton müssen allerdings noch weitere Anforderungen erfüllt werden. Ein wesentlicher Aspekt dabei ist die vollständige Durchdringung der eingesetzten Textilien, die teilweise nur Maschenweiten von wenigen Millimetern aufweisen. Dies ist wichtig, um gute Verbundeigenschaften und damit ein ausreichendes Tragverhalten von Textilbeton sicherzustellen. Die Konsistenz des Feinbetons muss dafür den Eigenschaften des Textils, der Geometrie der Prüfkörper und dem Produktionsprozess angepasst werden. Beim Gießverfahren wird eine sehr fließfähige Konsistenz entsprechend selbstverdichtender Betone angestrebt. Andere Produktionstechniken wie Laminieren oder Spritzen erlauben auch steifere Betonkonsistenzen, Extrudieren erfordert sogar ein plastisches Frischbetonverhalten.

Die reduzierte Beständigkeit von unbeschichteten AR-Glasrovings in Beton führt über längere Zeiträume zu einem Abfall der Zugfestigkeit und einer Verringerung der Verformungsfähigkeit des Bauteils /Bij83/. Die Dauerhaftigkeit derartiger textiler Bewehrungen kann aber bereits bei der Mischungszusammensetzung durch eine Reduktion der Alkaliionenkonzentration der Porenlösung sowie des Calciumhydroxidgehaltes berücksichtigt werden. Die Anforderungen an den Feinbeton, die sich daraus ergeben, wurden zu Beginn der 2000er Jahre von Brameshuber und Raupach /Rau02/ untersucht. Im Zuge der immer häufigeren Verwendung von

beschichteten Textilien rückt der Dauerhaftigkeitsaspekt bei der Betonzusammensetzung zunehmend in den Hintergrund. Bild 4 fasst die von Brockmann /Bro01/ definierten Anforderungen an Feinbetone für Textilbeton zusammen.

Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften wie Zug- und Druckfestigkeit und Verformungsverhalten hängen von der geplanten Anwendung ab. Diese können bei Feinbetonen ebenso wie bei Normalbetonen beeinflusst werden.

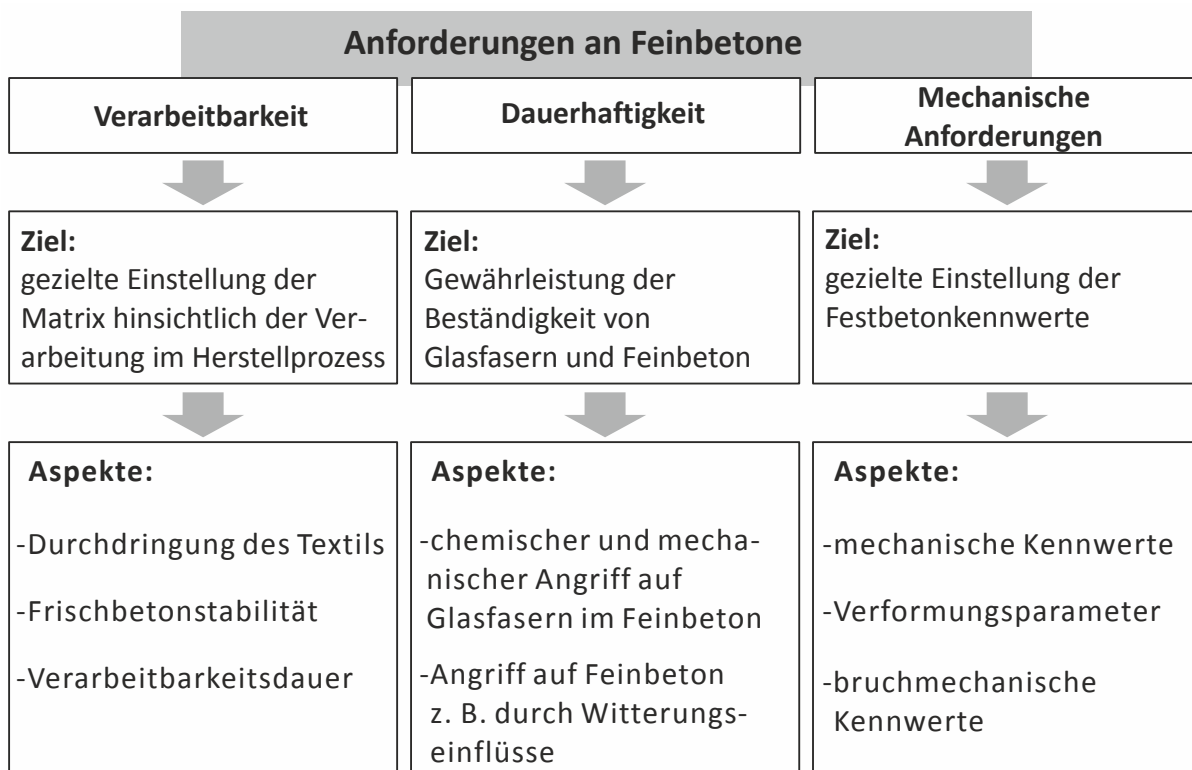


Bild 4: Anforderungen an Feinbetone für Textilbeton in Anlehnung an /Bro01/

### 2.1.2 Unterschiede zu Normalbeton

Aufgrund der speziellen Anforderungen weicht die Zusammensetzung von Feinbetonen teilweise erheblich von der normaler Betone ab. Durch die Zugabe von natürlichen oder künstlichen Puzzolanen, wie z. B. Steinkohlenflugasche und Silikastaub, kann der  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -Gehalt reduziert und dem Dauerhaftigkeitsverlust unbeschichteter AR-Glasbewehrung zumindest entgegengewirkt werden /Bro01/. Aber auch wegen der verbesserten Frischbetonverarbeitbarkeit und Festigkeit der Feinbetone werden diese Zusatzstoffe gerne eingesetzt. Die Bindemittelgehalte der Feinbetone können mit bis zu ca.  $1000 \text{ kg/m}^3$  deutlich über denen von Normalbeton liegen. Dies ist der hohen Fließfähigkeit bei gleichzeitiger Frischbetonstabilität geschuldet. Die Gesteinskörnung der Feinbetone, die im Bereich der Forschung verwendet werden, weist ein maximales Größtkorn von nur ca. 1 mm auf. Bei diversen bisher durchgeführten Anwendungsprojekten wurde auch Gesteinskörnung mit bis zu

5 mm Korngröße eingesetzt, dann aber unter Verwendung von Textilien mit einem größeren Gitterabstand. Größere Korngrößen sind aufgrund der Durchdringung der Textilien und des Verbundverhaltens zwischen Textil und Beton nicht empfehlenswert.

Aus Gründen der Frischbetonstabilität und zur besseren Abstufung der Sieblinien werden häufig auch Gesteinsmehle wie z. B. Quarzmehl oder Kalksteinmehl verwendet. Die äquivalenten w/z-Werte liegen meist im Bereich normaler Betone (0,45 - 0,50). Mit solchen Feinbetonen wird, meist aufgrund des Mehrkornanteils, der genormte Bereich in Deutschland verlassen, weshalb diese Betone nur im Rahmen von Zustimmungen im Einzelfall oder allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen eingesetzt werden können.

Bei Feinbetonen, die üblicherweise im Gießverfahren eingesetzt werden, hat man es in der Regel mit sehr fließfähigen, eher niedrigviskosen Betonen zu tun. Obwohl Feinbetone für Textilbeton planmäßig gerüttelt werden, weisen sie meist selbstverdichtende Eigenschaften auf. Entsprechend gut sind die Entlüftungseigenschaften. Gängige Luftgehalte liegen unter 1 Vol.-%. Bezüglich der Bandbreite der Frischbetonverarbeitbarkeit gelten in der Regel keine grundsätzlich anderen Grenzen als bei Normalbetonen. So kann mit modernen Fließmitteln auf Polycarboxylatetherbasis nahezu jede Konsistenz und Verarbeitungsdauer eingestellt werden. Meist sind aber aufgrund des besonders hohen Wasseranspruchs bei feinkörnigen Gemischen vergleichsweise hohe Gehalte an Fließmittel notwendig. Durch die besonders gute Frischbetonstabilität sind die sehr fließfähigen Feinbetone häufig noch rüttelstabil. Sedimentations- oder Bluterscheinungen treten selten auf.

Die mechanischen Eigenschaften der Feinbetone unterscheiden sich in einigen Fällen deutlich von Normalbetonen oder herkömmlichen hochfesten Betonen. Grundsätzlich besteht bei Feinbetonen aufgrund der höheren Bindemittelgehalte das Problem, dass erhöhte Kriech- und Schwindverformungen auftreten können. Aus dem gleichen Grund ist auch der statische E-Modul der Feinbetone gegenüber Normalbeton geringer.

Grundsätzliche Frisch- und Festbetoneigenschaften von Feinbetonen wurden ausführlich von Brockmann im Rahmen des SFB 532 erarbeitet und sind in /Bro05/ dargestellt.

### **2.1.3 Trocknungsempfindlichkeit**

Über die Trocknungsempfindlichkeit der für Textilbeton verwendeten Feinbetone wird in der Literatur wenig berichtet. Jesse /Jes04/ arbeitete mit Feinbetonen für Textilbeton und berichtet, dass die zentrische Zugfestigkeit an unbewehrten Dehnkörpern nicht ermittelt werden konnte, da diese aufgrund des autogenen Schwindens noch in der Form Risse bekamen. Ferner ergaben wassergelagerte Prüfkörper eine etwa doppelt so

hohe Zugfestigkeit wie trocken gelagerte. Ebenso wiesen Dehnkörper mit einer Länge von 500 mm nach der Vorlagerung eine Verkrümmung mit einem Stich von bis zu 1,5 mm auf, was die Ermittlung der Erstrissspannung erheblich erschwerte. Dieser Effekt wird auf die einseitige Austrocknung von liegend hergestellten Prüfkörpern zurückgeführt und wurde auch bei den eigenen Versuchen beobachtet. Von vielen Forschern /Ohn90, Rei01, Xu91/ wurde daher die durchgehende Wasserlagerung bis zur Prüfung bevorzugt.

Darüber hinaus gibt es aber auch aus dem Betonbereich Erkenntnisse, die für Feinbetone relevant sein können. Wiens et al. /Wie07/ untersuchten u. a. den Einfluss von Silikastaub auf das autogene Schwinden von Hochleistungsbeton mit geringen w/z-Werten. Die Ergebnisse zeigten eine Zunahme des autogenen Schwindens durch eine verstärkte Selbstaustrocknung bei Betonen mit Silikastaub. Bekannt ist auch, dass hohe Zementsteingehalte die Gesamtschwindverformung erhöhen /Wes93/. Meyer /Mey63/ stellte anhand von Biegezugversuchen fest, dass beim Austrocknen von Betonprüfkörpern Schwindzugspannungen in der Betonrandzone auftreten, die sich mit den Biegezugspannungen im Versuch überlagern. Mit fortschreitender Trocknung wird der Feuchtegradient wieder abgebaut und die Festigkeit steigt wieder an. Man kann annehmen, dass diese Effekte bei Feinbetonen verstärkt eine Rolle spielen, da diese aufgrund ihrer Zusammensetzung grundsätzlich ungünstige Voraussetzungen im Hinblick auf die Trocknungsempfindlichkeit mitbringen. Problematisch sind einerseits die erhöhten autogenen Schwindverformungen, die zu Mikrorissbildung oder Eigen- und Zwangsspannungen oberhalb der Betonzugfestigkeit führen können. Andererseits führt das erhöhte feuchteabhängige Verformungsverhalten besonders bei dünnen Bauteilen wie Textilbeton zu vergleichsweise frühen und erhöhten Verformungen.

Abweichend von diesen Beobachtungen wurden von Mechtcherine und Schulze /Mec05/ an einem speziellen Feinbeton mit Kurzfasern (ECC) etwas geringere Erstrissspannungen bei Wasserlagerung gegenüber Prüfkörpern mit Trockenlagerung gefunden.

Insgesamt deuten die bisherigen Erfahrungen zumindest bei unbewehrten Feinbetonen auf eine vergleichsweise hohe Trocknungsempfindlichkeit hin. Gezielte Untersuchungen zum Einfluss von Kurzfasern auf die beschriebenen Einflüsse sind nicht bekannt.

## 2.1.4 Bruchmechanisches Verhalten

### 2.1.4.1 Fictitious Crack Model

Um das Bruchverhalten von Beton realitätsnah beschreiben zu können, wurden nichtlineare, bruchmechanische Ansätze erarbeitet. Eines der wichtigsten Konzepte ist das „Fictitious Crack Model“ von Hillerborg /Hil83/. Danach werden die gesamten Verformungen in der Bruchprozesszone in einem diskreten Riss lokalisiert. Die Rissöffnung  $w$  ergibt sich aus der Gesamtverformung abzüglich der elastischen und plastischen Verformung des Messbereichs, welcher den Riss enthält (siehe Bild 5). Für eine detaillierte Beschreibung zur Ermittlung von Spannungs-Rissöffnungsverläufen aus zentrischen Zugversuchen sei auf /Hil83/ verwiesen.

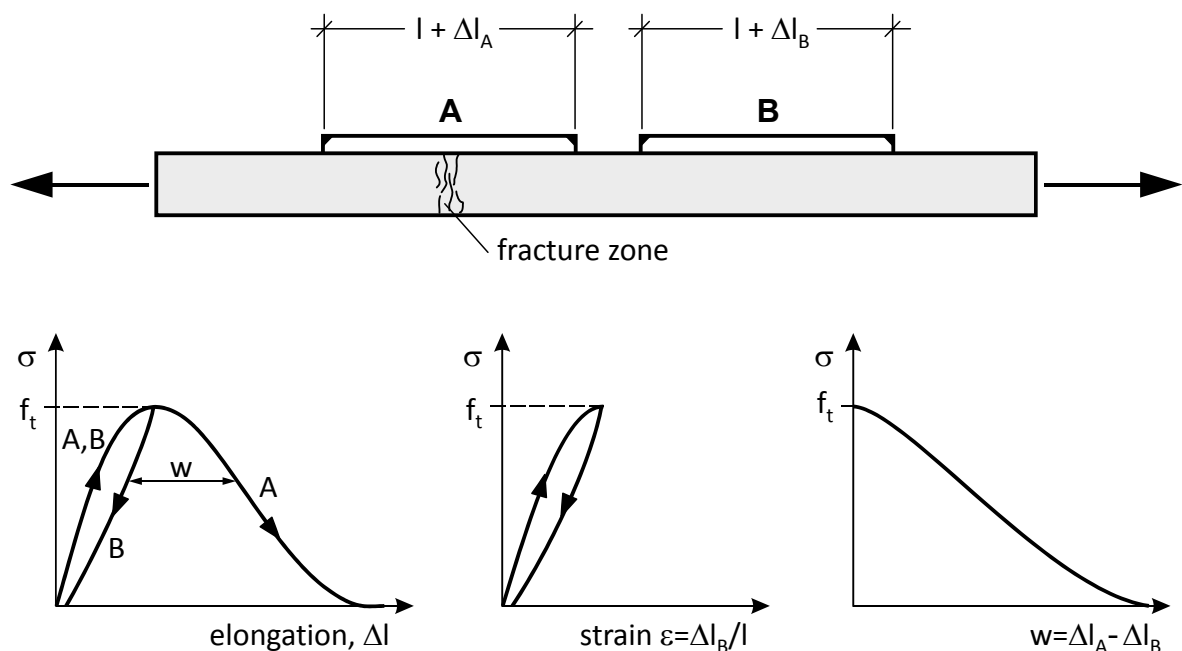


Bild 5: Fictitious Crack Model von Hillerborg /Hil83/

Die Bruchenergie stellt die zur vollständigen Materialtrennung einer Flächeneinheit erforderliche Energie dar und wird als Bruchenergie  $G_f$  bezeichnet. Sie kann in Abhängigkeit der kritischen Rissöffnung  $w_c$ , ab der keine Spannung mehr übertragen wird und der Zugspannung  $\sigma_t$  wie folgt berechnet werden:

$$G_f = \int_0^{w_c} \sigma_t(w) dw \quad \text{Gl. 1}$$

Anschaulich betrachtet handelt es sich dabei um die Fläche unterhalb der Zugspannungs-Rissöffnungskurve. Die Bruchenergie wird von der Zugfestigkeit beeinflusst. Für einen Vergleich der Sprödigkeit eines Materials eignet sich daher die von Petersson /Pet81/ vorgeschlagene charakteristische Länge  $l_{ch}$  besser, die den

E-Modul sowie die Zugfestigkeit des Materials mit einbezieht und bei spröderen Werkstoffen kleiner wird:

$$l_{\text{ch}} = \frac{E G_f}{f_t^2} \quad \text{Gl. 2}$$

#### 2.1.4.2 Kerbempfindlichkeit

Das Spannungsfeld bei spröden, elastischen Materialien, wie z. B. Beton, wird durch Kerben beeinflusst. Das Auftreten von Spannungsspitzen im Bereich der Kerben kann zu einer geringeren Zugfestigkeit des Nettoquerschnitts führen. Untersuchungen dazu wurden im Wesentlichen seit Anfang der 1970er Jahre /z. B. Sha71b und Gjo77/ durchgeführt. Duktilere Materialien, wie z. B. Faserbetone, weisen eine geringe Kerbempfindlichkeit auf, da Spannungsspitzen im Bereich von Kerben bei einer frühen Lastübernahme durch die Kurzfasern abgebaut werden können. Als Maß für die Kerbempfindlichkeit wird das Verhältnis von Nettozugfestigkeit zur Zugfestigkeit betrachtet:

$$k = \frac{f_{t,\text{net}}}{f_t} \quad \text{Gl. 3}$$

Da die für Textilbeton verwendeten Feinbetone, wie zuvor beschrieben, eine erhöhte Sprödheit aufweisen, sind sie kerbempfindlicher als Normalbetone. Brockmann /Bro05/ untersuchte die Kerbempfindlichkeit von verschiedenen Feinbetonen bei Variation von Kerbtiefe und Prüfkörpergröße und bestätigte die bereits in früheren Untersuchungen /Bra88, Zie80/ gefundenen Abhängigkeiten von der Sprödheit des Baustoffs und auch der Prüfkörpergröße. Entsprechend wurden für die Feinbetone hohe Kerbempfindlichkeiten ermittelt, die zwischen herkömmlichen Mörteln und Zementstein liegen und sich aufgrund diverser Einflussfaktoren nur schwer mit Angaben aus der Literatur vergleichen lassen. Tabelle 1 stellt die von Brockmann ermittelten Kerbempfindlichkeiten der Feinbetone exemplarisch denen von Gjorv et al. /Gjo77/ an Zementstein, Mörtel und Beton ermittelten gegenüber. Die Prüfkörpergröße bei Gjorv betrug  $50 \times 50 \times 500 \text{ mm}^3$  und ist in etwa mit den beiden größeren Abmessungen aus /Bro05/ vergleichbar.



Tabelle 1: Kerbempfindlichkeit des Feinbetons PZ-0899-01 im Vergleich zu Werten aus der Literatur

Prüfkörper- abmessungen in mm (B x H x L)	Kerbtiefe (a/d) <sup>1)</sup>	Kerbempfindlichkeit k			
		Feinbeton PZ-0899-01 /Bro05/	Beton d <sub>max</sub> = 16 mm /Gjo77/	Mörtel d <sub>max</sub> = 4 mm /Gjo77/	Zementstein /Gjo77/
10 x 10 x 60	0,25	0,91	-		
20 x 20 x 120		0,70			
40 x 40 x 240		0,62	0,78	0,85	0,39
40 x 80 x 480		0,49			

<sup>1)</sup> Verhältnis von Ligamentfläche zu Querschnittsfläche

Nach Angabe von Mechtcherine /Mec00/ „führt der an den Kerbspitzen vorherrschende mehrachsige Spannungszustand zu einer Unterschätzung der  $G_F$ -Werte im Vergleich zum theoretischen, numerisch nachvollziehbaren Fall der Bestimmung der Bruchenergie an ungekerbten Zugproben“. Betrachtet man die Spannungs-Rissöffnungskurve ( $\sigma$ -w-Kurve) von Beton in Bild 6, so wird deutlich, dass die durch die Kerbe abgeminderte Zugfestigkeit gleichzeitig eine Verringerung der Bruchenergie zur Folge hat. Dies ist allerdings im Gegensatz zu der Darstellung in Bild 6 nur unter der Voraussetzung plastischer Verformungsanteile im Zugtragverhalten gültig, was im Allgemeinen bei Betonen aber der Fall ist. Wie experimentelle und numerische Untersuchungen gezeigt haben, beeinflusst die Kerbe dann hauptsächlich den ersten, steil abfallenden Abschnitt der  $\sigma$ -w-Kurve. Aus diesem Grund schlägt Mechtcherine /Mec00/ vor, diesen Abschnitt so zu skalieren, dass das Material die tatsächliche Zugfestigkeit erreicht. Dies kann durch Division des Entfestigungsverhaltens durch den Kerbfaktor erfolgen.

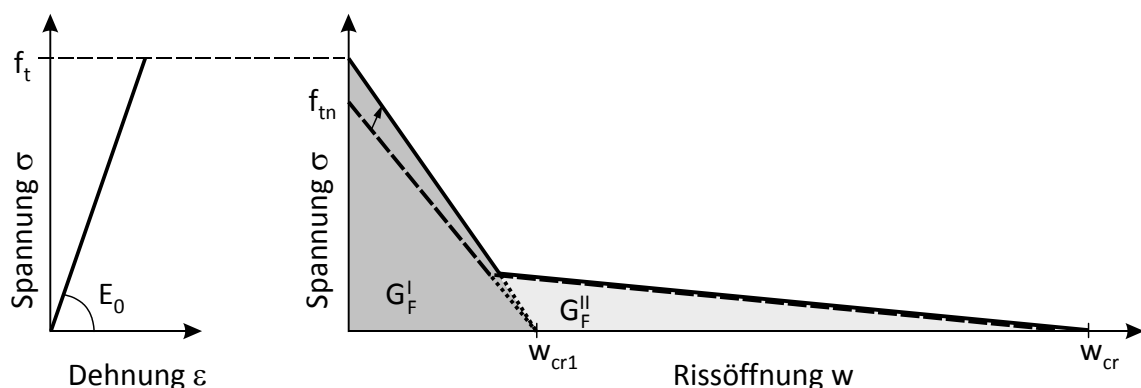


Bild 6: Skalierung des Entfestigungsverlaufs des Betons zur Korrektur des Kerbeinflusses nach /Mec00/.

### 2.1.4.3 Entfestigungsverhalten von Feinbetonen

Das Rissöffnungsverhalten von Feinbetonen wurde von Brockmann /Bro05/ eingehend untersucht und dem eines Normalbetons gegenübergestellt. Anstelle der aufwendigen zentrischen Zugversuche wurden 3-Punkt-Biegezugversuche an gekerbten prismenförmigen Prüfkörpern durchgeführt. Diese wurden mittels inverser Analyse in einem iterativen Prozess, der in /Han06/ näher beschrieben ist, und anhand eines analytischen Modells in Zugspannungs-Rissöffnungsbeziehungen umgerechnet. Bei den Untersuchungen hat sich gezeigt, dass sich sowohl der Verlauf der Spannungs-Rissöffnungskurve als auch die bruchmechanischen Eigenschaften von Feinbeton grundsätzlich von Normalbeton unterscheiden.

Bild 7 zeigt Spannungs-Rissöffnungskurven von drei Feinbetonen, die im Rahmen des SFB 532 an der RWTH-Aachen entwickelt wurden, im Vergleich zu einem herkömmlichen, hochfesten Beton. Obwohl bereits hochfeste Betone ein spröderes Bruchverhalten als Normalbetone aufweisen, verläuft der Entlastungspfad der Feinbetone deutlich steiler.

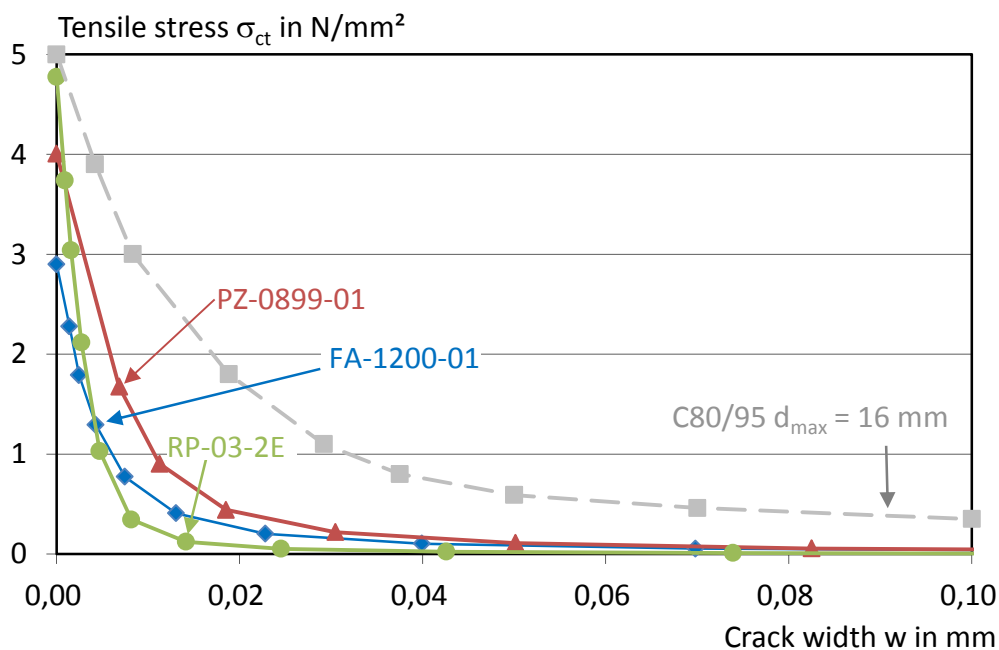


Bild 7: Spannungs-Rissöffnungskurven von Feinbetonen im Vergleich zu hochfesten Normalbetonen /Bro05/

In /Ma03/ wurde das Entfestigungsverhalten von hochfesten Mörteln mit einem Größtkorn von 2 mm mit Feinmörteln mit einem Größtkorn von nur 0,8 mm verglichen. Während das Entfestigungsverhalten der größeren Mörtel aufgrund der mitwirkenden Kornverzahnung noch mit einem bi-linearen Ansatz abgebildet wurde, war die Entfestigung bei den Feinmörteln so steil, dass eine lineare Abbildung von den Autoren vorgeschlagen wird. Mit Blick auf die in Bild 7 ermittelten Ergebnisse von Brockmann wäre dies auch für die Feinbetone für Textilbeton eine ausreichend genaue

Beschreibung. Die Unterschiede zu Normalbeton werden auf die bessere Homogenität und geringe Größe der Gesteinskörnung zurückgeführt /Jun06/, die zu einer nur geringen Ausdehnung der Rissprozesszone mit schnellem Voranschreiten des Risswachstums führt. Die hohen Bindemittelgehalte der Feinbetone führen zusätzlich zu einem geringeren Anteil an Gesteinskörnung, was die mechanische Verzahnung der Körner weiter reduziert.

Von Brockmann wurden auch die Bruchenergie und die charakteristische Länge bestimmt (Tabelle 2). Zur Einordnung der Ergebnisse sind zusätzlich Angaben aus der Literatur und nach Berechnungen gemäß fib Model Code 2010 /FIB12/ enthalten. Der Vergleich bestätigt die geringere Bruchenergie bei vergleichbarer Druckfestigkeit und die höhere Sprödheit gegenüber Normalbeton. Die bruchmechanischen Kennwerte des Feinbetons sind erwartungsgemäß am ehesten mit Mörteln zu vergleichen.

Tabelle 2: Bruchmechanische Eigenschaften des Feinbetons PZ-0899-01 im Vergleich zu Angaben aus der Literatur

	Zugfestigkeit	Bruchenergie	charakteristische	Quelle
	$f_{ct}$ N/mm <sup>2</sup>	$G_f$ N/m	Länge $l_{ch}$ mm	
Feinbeton PZ-0899-01	4	43	86	/Bro05/
Beton C60/75 $f_{cm}$ vergleichbar mit PZ-0899-01	4,4	156	313	/FIB12/
Zementstein	5,5	9,3	7	/Mod79/
Mörtel	3,5	59,5	142	
Normalbeton	3,5	108	257	

## 2.2 Textilbeton

### 2.2.1 Textile Bewehrungsformen

Bei Textilbeton können zwei- und dreidimensionale Textilien zum Einsatz kommen. Bei den zweidimensionalen textilen Gelegen kann der Lastabtrag je nach Ausrichtung der Rovings in alle Richtungen einer Ebene erfolgen. Unterschieden werden dabei bi- und multiaxiale Fasergelege. Die Herstellung von zweidimensionalen Textilien erfolgt mit der sogenannten Kettenwirktechnologie mit Schusseintrag. Dabei werden gestreckte Faserlagen übereinanderliegend angeordnet und miteinander verbunden. So bestehen z. B. bi-axiale Gelege aus Kettfäden (Haupt- oder 0°-Richtung) und Schussfäden (Quer- oder 90°-Richtung), die an den Kreuzungspunkten durch einen Wirkfaden verbunden sind. Die Erfahrungen haben gezeigt, dass eine möglichst offene Struktur und eine Verschiebefestigkeit der Rovings günstig sind /Gri11/.

Der Wirkfaden wird entlang der Kettfäden geführt und bestimmt durch die Art der textilen Bindungstechnik die Querschnittsform des Kettfadens. So ergibt z. B. die

Bindung „Trikot“ einen flachen, bändchenförmigen Querschnitt und der Bindungstyp „Franse“ einen kompakteren, runden Querschnitt (vgl. Bild 8). Geht man von demselben Bewehrungsgehalt aus, so besteht der Vorteil der Trikotbindung gegenüber der Fransebindung in einer durch die größere Kontaktfläche zum Beton höheren Verbundtragfähigkeit, obwohl ein größerer Teil der Rovingoberfläche durch den Wirkfaden abgedeckt wird. Bei der Fransebindung kann allerdings durch die Kompaktheit der Rovings ein offenmaschigeres Textil erzeugt werden. Detaillierte Untersuchungen zum Einfluss der Bindungsart auf das Tragverhalten von Textilbeton wurden von Voss /Vos08/ durchgeführt.

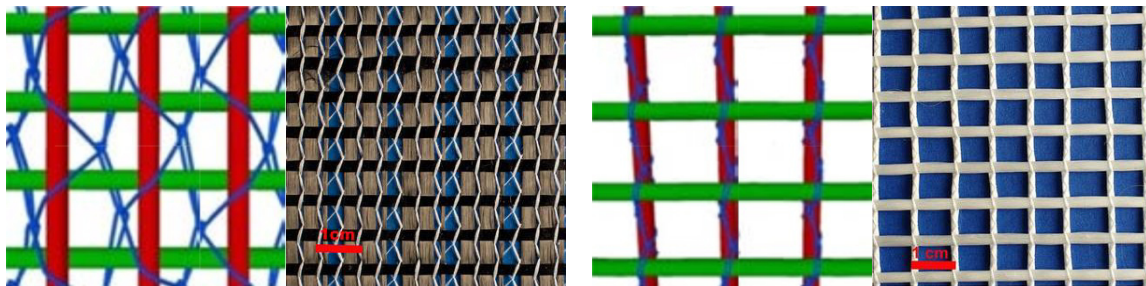


Bild 8: Bindungsarten für textile Gelege aus /Gri11/, Trikot-Bindung (links), Franse-Bindung (rechts)

Die Maschenweiten der Textilien orientieren sich an dem Größtkorn der Gesteinskörnung. Mit einem Rovingabstand von mindestens dem dreifachen Größtkorndurchmesser wurden bisher gute Erfahrungen gemacht. Textilien, die im Rahmen des SFB 532 verwendet wurden, wiesen Maschenweiten zwischen ca. 8 mm und 12 mm auf.

Das Material, aus dem textile Gelege erstellt werden, sollte einen höheren E-Modul als Beton haben, möglichst alkalibeständig sein, im Verbundwerkstoff einen guten Verbund mit der Betonmatrix eingehen und sich für die Verarbeitung zum Textil eignen. Diese Anforderungen werden von AR-Glas und Carbon erfüllt. Alternative Materialien wie z. B. Aramid sind verarbeitbar, für Anwendungen in der Praxis haben sie sich bisher jedoch nicht durchgesetzt.

Neben den textilen Gelegen sind zur Bewehrung von Betonbauteilen auch 3D-Abstandsgewirke denkbar. Diese ermöglichen eine räumliche Anordnung der Verstärkungsfasern ohne nachfolgende Umformungsschritte. Im Rahmen des SFB 532 wurden erste endkonturnahe 3D-Textilien mit Dickensprüngen in der Fläche und an den Rändern realisiert (siehe Bild 9). Derartige Strukturen erscheinen vor allem für Rippenplatten aus Textilbeton sehr interessant, haben sich jedoch noch nicht etabliert.

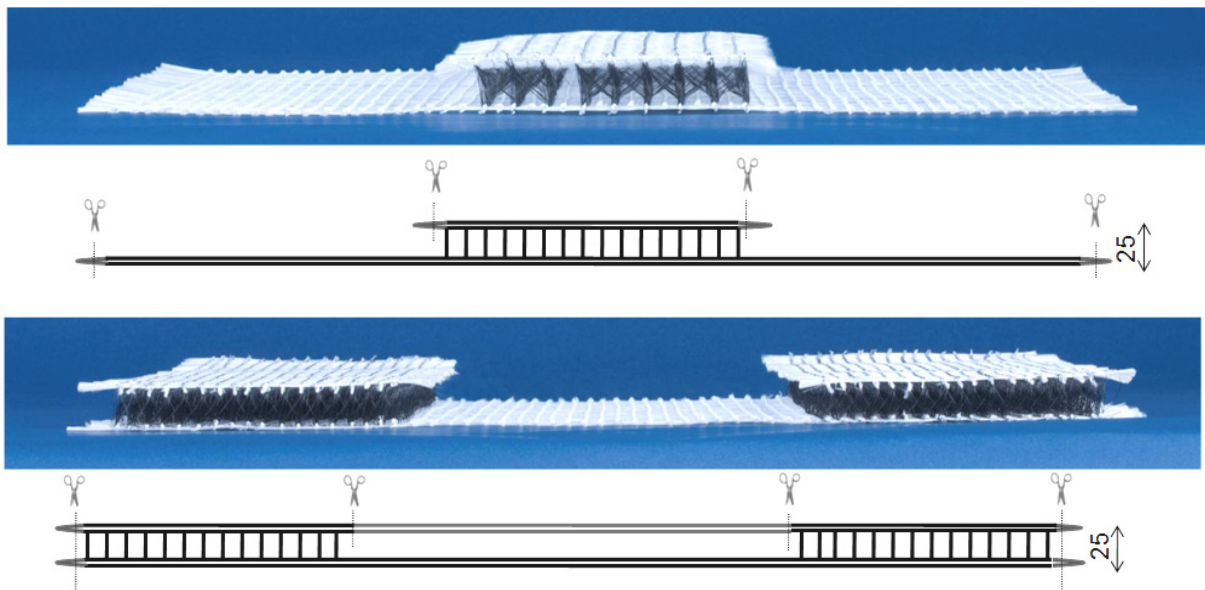


Bild 9: Endkonturnahe 3D-Textilien aus /Gri12/

Durch eine Beschichtung der Textilien kann die Struktur fixiert, dem Textil eine Form gegeben und die Formstabilität erhöht werden. Zusätzlich kann durch die Aktivierung der inneren Filamente der Rovings auch die Zugfestigkeit erhöht werden. Bei Textilien aus AR-Glas wird durch die Beschichtung vor allem die Dauerhaftigkeit im alkalischen Milieu des Betons verbessert /Büt12/. Sowohl im SFB 532 als auch im SFB 528 kamen Beschichtungen auf Epoxidharz- und Polyvinylesterbasis sowie Polyacrylate, Polychloroprene und Polyurethane zum Einsatz. Die Beschichtung erfolgt in einem separaten Prozess nach der Herstellung des Textils.

## 2.2.2 Tragverhalten

### 2.2.2.1 Allgemeines

Das Verständnis des Tragverhaltens von Textilbeton ist eine Voraussetzung für die Beschreibung der Einflüsse, die sich durch den zusätzlichen Einsatz von Kurzfasern ergeben. Ohne die von mehreren Forschern erarbeiteten Erkenntnisse sind Rückschlüsse auf den Einfluss von Kurzfasern bei Betrachtung des Gesamttragverhaltens nicht möglich. Das Tragverhalten von Feinbeton mit längs ausgerichteten Endlosfasern oder Textilien war eine wesentliche Fragestellung in den beiden Sonderforschungsbereichen 528 in Dresden und 532 in Aachen. Die bedeutendsten Erkenntnisse zur Beschreibung des globalen Tragverhaltens von Textilbeton wurden in den Arbeiten von Jesse /Jes04/, Molter /Mol05/, Bruckermann /Bru07/ und Voss /Vos08/ erarbeitet und teilweise kontrovers diskutiert. Einen allgemeinen Überblick, auch über internationale Arbeiten, bietet der 2006 im Rahmen eines RILEM technischen Komitees entstandene Sachstandsbericht /Bra06/.

Das Tragverhalten von Betonen mit Endlosfasern ist qualitativ in Bild 10 dargestellt. Im Wesentlichen gehen daraus drei Bereiche mit unterschiedlichen Traganteilen der

Komponenten des Verbundwerkstoffs hervor. Entsprechend der sehr unterschiedlichen lokalen Steifigkeiten wird das Tragverhalten multilinear mit den Übergangspunkten A - D beschrieben.

- Der Zustand I (A - B) beschreibt den ungerissenen Zustand des Betons. Die Gesamtsteifigkeit ergibt sich aus einem Zusammenspiel von Steifigkeit und Gehalt der Komponenten des Verbundwerkstoffs.
- Das Versagen der Matrix an der schwächsten Stelle leitet den Übergang zum Zustand IIa ein. Der Zustand IIa stellt den Bereich der Rissbildung mit hohen Verformungen bei nur leicht zunehmenden Zugspannungen dar. Die Rissbildung erfolgt so lange, bis sich die Einleitungslängen der Bewehrung überlappen. Die Dehnung des Verbundwerkstoffs erreicht nach Abschluss der Rissbildung nicht die Dehnung der reinen Bewehrung. Die sogenannte Zugversteifung (engl.: tension stiffening) entsteht durch die Dehnungsbehinderung der Endlosfasern durch die mittragende Wirkung der Matrix in den Bereichen zwischen den Rissen.
- Der Zustand IIb definiert einen Bereich, in dem das Tragverhalten nur noch von der Bewehrung bestimmt wird. Mit dem Erreichen der maximalen Bruchdehnung der Bewehrung versagt schließlich der Verbundwerkstoff.

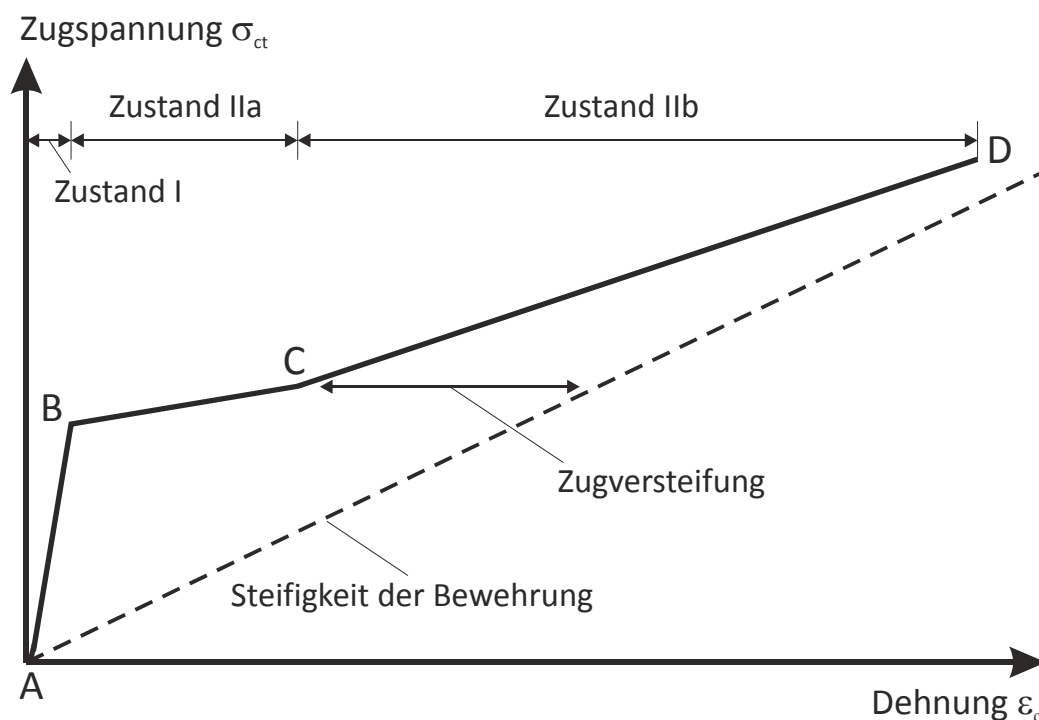


Bild 10: Tragverhalten von Beton mit Endlosfasern in Anlehnung an /Ave71/

Gegenüber dieser sehr groben Beschreibung des Tragverhaltens, die schon von Aveston, Cooper und Kelly /Ave71/ Anfang der 1970er Jahre für Bewehrungen mit Endlosfasern erfolgte, gibt es eine Reihe weiterer Einflussgrößen, die insbesondere bei

der Verwendung von textilen Gelegen ins Gewicht fallen. Da experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungsverläufe sehr unterschiedlich ausfallen können und sich viele Aspekte mit der vereinfachten Darstellung nicht beschreiben lassen, entstanden darauf aufbauend detailliertere Beschreibungen durch die o. g. Forscher. Diese haben sich mit dem makroskopischen Tragverhalten in den einzelnen Bereichen und den Besonderheiten des Textilbetons beschäftigt. Im Folgenden werden die wichtigsten Erkenntnisse für die jeweiligen Bereiche zusammenfassend dargestellt.

### 2.2.2.2 Zustand I

Die Steifigkeit und die Spannungen im Zustand I ergeben sich für den Verbundwerkstoff entsprechend der Elastizitätstheorie zu:

$$E_c = E_t V_t + E_m V_m \quad \text{Gl. 4}$$

und

$$\sigma_c = \sigma_t V_t + \sigma_m V_m \quad \text{Gl. 5}$$

Der Index „t“ beschreibt das Textil, „m“ die Matrix und „c“ den Verbundwerkstoff. „V“ beschreibt die jeweiligen Volumenanteile. Legt man übliche Werte für Feinbeton ( $E_m = 33.000 \text{ N/mm}^2$ ) und Textil ( $E_t = 70.000 \text{ N/mm}^2$ ) bei einem Fasergehalt von 1,5 Vol.-% zu Grunde, würde sich beim Textilbeton eine gegenüber dem reinen Beton um ca. 1,7 % erhöhte Steifigkeit ergeben. Der Einfluss wäre also relativ gering.

Jesse /Jes04/ beobachtete hingegen bei seinen Versuchen um bis zu 20 % geringere Steifigkeiten des Verbundwerkstoffs. Dies ließ sich nicht alleine auf mögliche geometrische Querschnittsschwächungen durch die Querrovings zurückführen, so dass Jesse auch Veränderungen der umgebenden Matrix betrachtete. Zhu und Bartos /Zhu97/ stellten z. B. anhand von Mikrohärtemessungen fest, dass die Matrix unmittelbar um den Roving eine geringere Festigkeit aufweist. Auch Schorn et al. /Sch01/ hielten eine Schwächung der umgebenden Matrix durch den Einsatz von wasserlöslichen Schichten für möglich. Voss /Vos08/ stellte bei seinen Versuchen keinen Unterschied zwischen Glas- und Carbond Textilien hinsichtlich ihres Einflusses auf die Steifigkeit des Verbundwerkstoffs im Zustand I fest, so dass man davon ausgehen kann, dass die Steifigkeit des Bewehrungsmaterials keinen über die Versuchsstreuung hinausgehenden Einfluss ausübt.

### 2.2.2.3 Erstrissspannung

Wenn an der schwächsten Stelle der Matrix der erste Riss entsteht, geht Textilbeton vom ungerissenen Zustand I in den Zustand II über. Die Beeinflussung der

Erstrissspannung durch Endlosfasern oder Textilien wird in der Literatur kontrovers diskutiert.

Bruchmechanische Arbeiten von Romualdi, Batson und Mandel in den 1960er Jahren /Rom63, Rom64/ führten zu der Erkenntnis, dass kleine Abstände von längs ausgerichteten Stahldrähten zu einer Erhöhung der Bruchdehnung führen. Als Grund wurde eine Behinderung überproportional großer Dehnungen durch die Bewehrung in der Nähe von Matrixdefekten genannt. Shah und Rangan /Sha71a/ sowie Aveston et al. /Ave75/ und Hannant et al. /Han84/ fanden auch für Fasermaterial eine Erhöhung der Zugfestigkeit des Betons, die jedoch geringer ausfällt und an bestimmte Randbedingungen geknüpft ist. In /Ave75/ wird beispielsweise ein Mindestbewehrungsgehalt und in /Han84/ ein maximaler Bewehrungsabstand als notwendiges Kriterium genannt. Andere Forscher wie Allen /All71/, später auch Majumdar und Laws /Maj91/, sahen weniger die rissunterdrückende Wirkung von Endlosfasern aus Glas. Letztere vermuteten, dass sich die Matrixporosität in der Umgebung der Fasern erhöht und dadurch der Verbund gestört werden könnte.

Bei Textilbeton werden in der Regel bi-axiale Gelege verwendet, die zusätzliche Querrovings enthalten. Da Endlosfasern keine Tragfähigkeit orthogonal zur Tragrichtung aufweisen, wäre eine Beeinflussung der o. g. Zusammenhänge schon alleine wegen der Querschnittsschwächung der Matrix zu erwarten. Dies wurde erstmalig von Peled et al. /Pel94/ im Rahmen von Biegeversuchen mit niedermoduligen Drehergeweben aus Polypropylen bestätigt.

Jesse /Jes04/ hatte die Möglichkeit, den Einfluss der Querrovings bei Textilien durch einen direkten Vergleich mit gleichartigen Endlosfasern zu beschreiben und stellte in Zugversuchen ebenfalls eine festigkeitsreduzierende Wirkung der Querrovings fest. Gegenüber seinen Referenzprüfkörpern ohne Textil mit einer zentrischen Zugfestigkeit von ca.  $5,5 \text{ N/mm}^2$  erreichten die textilbewehrten Dehnkörper nur Erstrissspannungen von ca. 3 bis  $5 \text{ N/mm}^2$ . Ein geringerer Abstand der Querrovings führte auch zu einer geringeren Erstrissspannung während mit zunehmender Lagenanzahl keine weitere Festigkeitsreduzierung einherging. Jesse vermutete als Grund eine höhere Fehlstellenwahrscheinlichkeit bei kleineren Abständen der Querrovings. Ein höherer Bewehrungsgehalt hingegen führt gleichzeitig zu einer stärkeren Rissunterdrückung, die die Einflüsse der Querschnittsschwächung ausgleichen kann. Aus den Versuchen an Endlosfasern leitete Jesse ab, dass der Faserverbund der Bewehrung zur Matrix gegenüber dem Fasergehalt eine eher untergeordnete Rolle spielt. Hinsichtlich des Bindungstyps der Textilien konnte Jesse keine Unterschiede feststellen.

Spätere Untersuchungen von Voss /Vos08/ mit Glas- und Carbontextilien ergaben bei Textilien mit Trikot- und Fransebindung eine Zunahme der Erstrissspannung mit steigendem Bewehrungsgehalt. Die bei Textilien mit Trikotbindung etwas höher ausfallende Festigkeitssteigerung begründete Voss, abweichend von Jesse, mit der offeneren Rovingstruktur und einem entsprechend besseren Verbund. Auch eine



Steigerung der Erstrissspannung mit zunehmender Länge des Stichfadens bei Trikottextilien begründet Voss mit besseren Verbundeigenschaften. Der Einfluss der Querschnittsschwächung durch die Querrovings wird von Voss nicht bestätigt. Eine Erklärung für die unterschiedlichen Ergebnisse von Jesse und Voss bei vergleichbarem Bewehrungsgehalt ist nicht ersichtlich.

Generell gestaltet sich die Ermittlung der Erstrissspannung an textilbewehrten Dehnkörpern schwierig. Als Hauptursache sind trocknungsinduzierte Beeinträchtigungen wie z. B. die Verkrümmung von Dehnkörpern infolge einer ungleichmäßigen Austrocknung von Schal- und Einfüllseite zu nennen (vgl. Abschnitt 2.1.3). Jesse beschreibt, dass die Ermittlung der tatsächlichen Erstrissspannung des Materials an Dehnkörpern nicht möglich ist, da es häufig zu verfrühten, nicht materialbedingten Erstrissen kommt. Er schätzt daher die Erstrissspannung aus dem Schnittpunkt der linearisierten Bereiche I und IIa ab (siehe Bild 11).

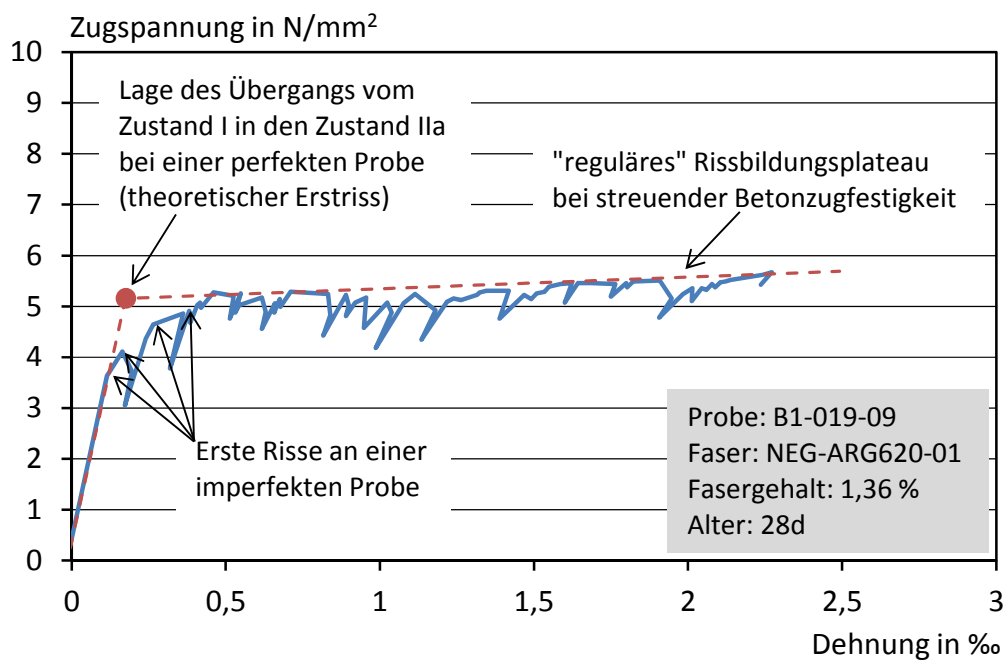


Bild 11: Abschätzung der Erstrissspannung bei Dehnkörpern mit Längsbewehrung nach Jesse /Jes04/

Die eigenen Untersuchungen in Abschnitt 6.4.2 werden zeigen, dass die Vorlagerung der Prüfkörper bei Feinbeton einen besonders großen Einfluss auf die Höhe der Rissfestigkeit der Matrix ausübt. Soweit ermittelbar, beziehen sich alle hier beschriebenen Einflüsse auf Prüfkörper, die eine mehrtätige trockene Lagerung vor der Prüfung erfahren haben.

#### 2.2.2.4 Mehrfachrissbildung (Zustand IIa)

Der Zustand IIa beschreibt die Mehrfachrissbildung des Textilbetons, bei der die Mitwirkung der Matrix sukzessive abgebaut wird. Durch die multiple Rissbildung

erfährt der Textilbeton in der Regel hohe Dehnungen, verbunden mit einem geringen Anstieg an Festigkeit. Durch die Mitwirkung der Matrix zwischen den Rissen erreicht die Dehnung des Verbundwerkstoffs auch nach Abschluss der Rissbildung nicht die Dehnung des reinen Bewehrungsmaterials (vgl. Bild 10). Bruckermann /Bru07/ führte zudem an, dass die Rissweiten in der Regel deutlich kleiner als die Gesteinskörnung des Feinbetons sind und dass daher von einer zusätzlichen Kornverzahnung auszugehen ist, die die Zugversteifung erhöhen kann.

Entsprechend den theoretischen Modellen (z. B. /Ave71/) zeigte sich bei den Versuchen von Jesse /Jes04/, dass die Dehnungen im Bereich IIa mit steigendem Bewehrungsgehalt kleiner ausfallen. Er begründet dies mit der zunehmenden Mitwirkung der Matrix zwischen den Rissen bei höherem Bewehrungsgehalt. Bruckermann /Bru07/ bestätigte anhand einer Parameterstudie mit einem eigens entwickelten Modell, dass die Rissfestigkeit der Matrix einen Einfluss auf die Rissbildung hat. Mit zunehmender Rissfestigkeit erhöht sich bei gleichbleibender Verbundqualität des Textils die Einleitungslänge zur Erzeugung weiterer Risse, also auch der Rissabstand und die Rissweite. Durch die Erhöhung der Matrixfestigkeit wird das Spannungsniveau im Bereich der Rissbildung nach oben verschoben.

Der Bereich der Rissbildung von Textilbeton kann sehr unterschiedlich ausgeprägt sein, wenn sich eine Vielzahl an Einflussgrößen überlagern. Jesse /Jes04/ demonstrierte die vielfältigen Varianten anhand einer Auswahl seiner Versuche. Er unterschied zwischen einer abgeschlossenen (Bild 12, oben) und einer diffusen (Bild 12, unten) Rissbildung. Die abgeschlossene Rissbildung entspricht am ehesten der klassischen Modellvorstellung gemäß Bild 10 und lässt sich an einem linearen, kontinuierlichen Anstieg im Bereich IIb erkennen. Sie wurde von Jesse vorwiegend bei Versuchen mit Endlosfasern beobachtet und wird von der Streuung der Betonzugfestigkeit dominiert. Diese kann mit dem Verhältnis aus der Rissspannung am Ende der Rissbildung und der Erstrissspannung beschrieben werden.

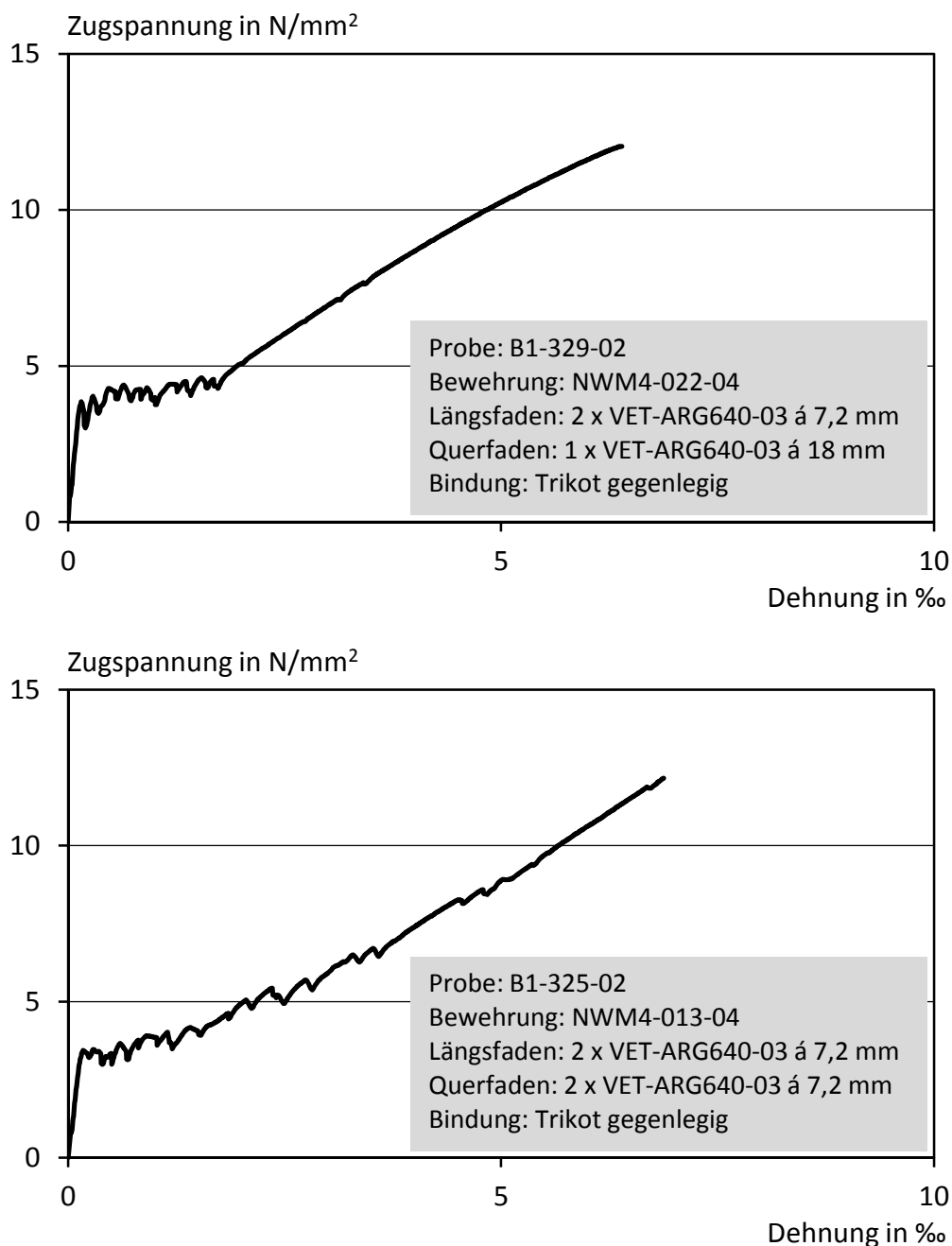


Bild 12: Abgeschlossene (oben) und diffuse (unten) Rissbildung nach Beobachtungen von Jesse /Jes04/

Im fib Model Code 2010 /FIB12/ wird für den Spannungsbereich der Mehrfachrissbildung bei Stahlbeton ein Verhältniswert von 1,3 angegeben, also eine Materialstreuung des Betons von etwa 30 % angenommen. Bei den Versuchen von Jesse mit Endlosfasern /Jes04/ zeigte sich, dass der Streubereich mit zunehmendem Fasergehalt stärker wächst. Bei kleineren Fasergehalten ergaben sich Verhältniswerte zwischen 1,1 und 1,2. Bei größeren Fasergehalten wurden Verhältniswerte bis 1,4 erreicht. Als Grund hierfür führt Jesse eine Abnahme der Betonfestigkeit mit zunehmender Belastungsdauer an. Bei kleinen Fasergehalten ergeben sich während des Rissbildungsbereichs größere Dehnungen und eine daraus resultierende langsamere

Spannungszunahme. Diese länger andauernde Belastung reduziert nach Ansicht von Jesse die Betonzugfestigkeit, weswegen die Streubereiche kleiner ausfallen. Bei höheren Fasergehalten ergibt sich ein entgegengesetztes Verhalten mit schneller wachsenden Spannungen.

Die diffuse Rissbildung zeichnet sich durch eine kontinuierliche Zunahme der Rissanzahl bis zum Versagen des Verbundwerkstoffs aus und wurde verstärkt bei der Bewehrung mit Textilien beobachtet. Als Grund nannte Jesse daher die Verteilung der Querrovings in Längsrichtung und eine daraus resultierende zweistufige Rissbildung. Bereiche, in denen sich Querrovings überlagern, versagen zuerst und auf einem geringeren Lastniveau. Risse in den Bereichen ohne Querrovings entstehen auf höherem Lastniveau. Eine Korrelation mit bestimmten Textilmerkmalen konnte in den Untersuchungen nicht gefunden werden.

Eine diffuse Rissbildung wurde von Bruckermann /Bru07/ und Voss /Vos08/ in nahezu allen Versuchen mit Bewehrungstextilien beobachtet. Jedoch konnte die von Jesse /Jes04/ beschriebene Abhängigkeit von der Position der Querrovings in Längsrichtung nicht bestätigt werden. Vielmehr geht Bruckermann /Bru07/ von einem ausgeprägten „Ohno/Hannant-Effekt“ (OH-Effekt) /Ohn94/ aus, der in Bild 13 schematisch dargestellt ist. Ohno und Hannant entwickelten die Vorstellung, dass in einem Rovingquerschnitt zwei Filamentgruppen mit unterschiedlichen Verbundeigenschaften wirken. Die äußeren „Randfilamente“ haben Kontakt und Verbund zur Matrix. Die inneren „Kernfilamente“ haben lediglich einen schwächeren Verbund zu den Randfilamenten. Nach Bruckermann wirken die inneren Filamente nahezu unabhängig von der Matrix, wie ein Bewehrungsglied, welches mit zunehmender Dehnung einen Spannungszuwachs erfährt (Bild 13, Bereich B-C). Durch die Randfilamente kann es auch nach der Überschneidung der Einleitungslängen der inneren Filamente zu weiterer Rissbildung auf hohem Spannungsniveau kommen.

Voss /Vos08/ stellte beim Vergleich von Textilien mit Trikot- und Fransebindung fest, dass es vor allem bei Trikotbindung zu einem weniger ausgeprägten Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb kommt. Er begründet dies mit den besseren Verbundeigenschaften der Trikottextilien, die zu einem ausgeprägteren Rissbildungsbereich führen und daher bis weit in den Bereich IIb hineinreichen. Dies wurde auch von Bruckermann /Bru07/ in Modellrechnungen gefunden. Allerdings erscheint dies als Begründung für die Risse bei besonders hohen Zugspannungen im Bereich von beispielsweise  $10 \text{ N/mm}^2$  nicht plausibel.

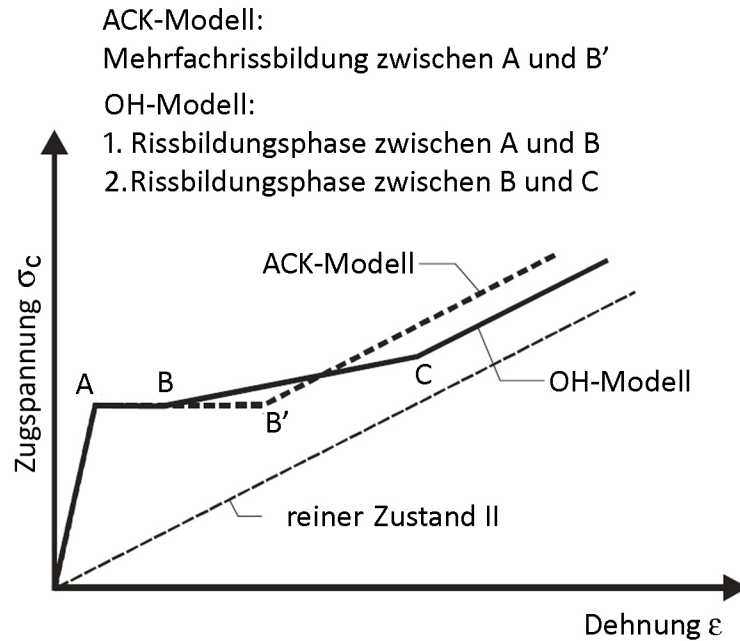


Bild 13: Modellvorstellung von Ohno und Hannant /Ohn94/ zum Tragverhalten von Endlosfasern mit Kern- und Randfilamenten aus /Bru07/

Zusammenfassend lässt sich aus den Untersuchungen feststellen, dass sich im Zustand IIa die Festigkeitsstreuung der Matrix, die Verbundeigenschaften des Textils und der OH-Effekt überlagern, was zu einer Verschmelzung der idealisierten Bereiche IIa und IIb gemäß Bild 10 führen kann. In der Literatur wird der Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb daher meist an dem Übergangspunkt zu einer konstanten Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie festgemacht.

### 2.2.2.5 Abgeschlossene Rissbildung (Zustand IIb)

Der Verlauf der Zugspannungs-Dehnungslinie im Zustand IIb wird gemäß diverser Modellvorstellungen von der Steifigkeit des vollständig abgelösten Textils geprägt und daher als linear angenommen. Der Verlauf ist zudem gegenüber der reinen Materialsteifigkeit der Bewehrung je nach Zugversteifung nach links versetzt (vgl. Bild 10). Im Folgenden werden die bisherigen Erkenntnisse zu beiden Aspekten zusammengefasst.

#### Zugversteifung

Jesse /Jes04/ stellte im Rahmen seiner Versuche an Endlosfasern fest, dass die Zugversteifung bei geringen Fasergehalten größer ausfällt, da die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen bei sinkendem Bewehrungsanteil einen immer größeren Anteil einnimmt. Eine mögliche Welligkeit der Längsbewehrung in Textilien würde durch das Geradeziehen der Filamente während des Versuchs der Zugversteifung entgegenwirken.

Analog dazu wurde auch ein Einfluss der Verbundqualität der Bewehrung von verschiedenen Forschern beobachtet. Jesse ermittelte bei Textilien eine geringere

Zugversteifung als bei Endlosfasern und führt dies auf die höhere Kompaktheit der Rovingquerschnitte bei Textilien zurück. Auch Bruckermann /Bru07/ zeigte anhand seiner Modellrechnungen, dass Textilien mit Trikotbindung aufgrund der offeneren Struktur eine höhere Zugversteifung als Textilien mit Fransebindung erreichen. Trotz höherer Rissanzahl bei gutem Verbund, die der Zugversteifung entgegenwirkt, überwiegt laut Bruckermann der Einfluss der Verbundqualität.

Aus den Erkenntnissen lassen sich Vor- und Nachteile der Zugversteifung ableiten. Einerseits hat die Zugversteifung einen positiven Effekt, weil größere Spannungen bei gleicher Dehnung übertragen werden können. Andererseits nimmt die Duktilität von Textilbeton bei höherer Zugversteifung ab, da die Bruchdehnung der Textilbewehrung bei größerem Rissabstand aufgrund der Mehrbelastung der Randfilamente sinkt.

### **Lokale Steifigkeit im Zustand IIb**

Die Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie im Zustand IIb ist kleiner als die reine Materialsteifigkeit der Bewehrung (vgl. Bild 10). Hierfür werden von verschiedenen Forschern sehr unterschiedliche Gründe genannt.

Als erster stellte Ohno 1990 /Ohn90/ bei Zugversuchen mit fibrillierten Polypropylenfasern eine gegenüber der reinen Materialsteifigkeit geringere lokale Steifigkeit im Zustand IIb fest. Er ging davon aus, dass die Randfilamente am Übergang zum Zustand IIb so hoch belastet sein müssten, dass sie versagen. Er begründete die geringeren Steifigkeiten mit einem daraus resultierenden reduzierten Bewehrungsquerschnitt.

Jesse /Jes04/ stellte bei seinen Versuchen ebenfalls geringere Steifigkeiten fest. Trotz weiterer Erklärungsversuche hält auch Jesse schließlich am Randfilamentversagen fest. Argumente gegen das Randfilamentversagen wurden von Bruckermann /Bru07/ angeführt. Er bezweifelt, dass die in den Versuchen beobachtete Rissbildung ohne intakte Randfilamente möglich sei.

Später wies Voss /Vos08/ anhand einer Modellrechnung nach, dass es ohne intakte Randfilamente zu einer deutlichen Reduktion der Rissanzahl kommen würde. Bruckermann ging in erster Linie von einer sukzessiven Reduktion der Zugversteifung durch abnehmende Verbundspannungen beim Ablösen der Bewehrung von der Matrix sowie durch eine abnehmende Kornverzahnung mit zunehmender Rissöffnung aus. Voss führt die in seinen Versuchen beobachtete diffuse Rissbildung bis zum Versagen des Textils als Hauptgrund für die verminderte lokale Steifigkeit an. Dies passt zur Argumentation von Bruckermann, da auch durch vermehrte Rissbildung die Zugversteifung reduziert wird. Beim Vergleich von Trikot- und Fransebindung ergab sich eine leicht abnehmende Steifigkeit von der kompaktierenden Fransebindung zur lockeren Trikotbindung, was Voss auf die höhere Rissanzahl bei Dehnkörpern mit Trikotbewehrung zurückführt. Dies würde die vermutete Rissbildung als Ursache für die geringere Steifigkeit bestätigen.

### 2.2.2.6 Bruchzustand

Im Bruchzustand von Textilbeton sind die Bruchspannungen von den erreichten Bruchdehnungen abhängig. Die Erkenntnisse dazu in der Literatur sind einheitlich. Jesse /Jes04/ beobachtete, dass Textilien zu einer geringeren Bruchspannung des Verbundwerkstoffs führen als Endlosfasern. Gleichzeitig erzielten Dehnkörper mit Trikottextilien höhere Endfestigkeiten als solche mit Franstextilien. Beide Sachverhalte geben einen Hinweis auf die Verbundfläche als maßgebenden Parameter. Vor allem bei Textilien mit Fransebindung wird der Längsroving mit einem Nähfaden stark kompaktiert. Molter /Mol05/ bestätigte dies mit seinen Versuchsergebnissen, die eine um 50 % verringerte Endfestigkeit bei einer Verdopplung der Garnfeinheit zeigen.

Auch Voss /Vos08/ beobachtete in Dehnkörperversuchen mit Carbonbewehrung eine mit zunehmendem Bewehrungsgrad steigende Textilbruchspannung. Als Erklärung führt er die mit steigender Rissanzahl zunehmende Bruchdehnung an.

Bruckermann /Bru07/ bestätigt mit seinen Modellrechnungen, dass größere Rissabstände zu größeren Rissweiten führen. Bei größeren Rissweiten vergrößern sich auch die Belastungen der Randfilamente, was zu einem Versagen bei kleineren Gesamtdehnungen führen kann.

## 2.3 Faserbeton

### 2.3.1 Allgemeines

Gegenüber längs ausgerichteter Bewehrung besteht der wesentliche Unterschied bei Kurzfaserbewehrung in einer begrenzten Faserlänge, einer von vielen Faktoren abhängigen Faserorientierung und einer damit verbundenen Reduzierung der Faserwirksamkeit.

Ein Hauptteil der Forschungsarbeiten zum Faserbeton entstand ab dem Beginn der 1980er Jahre. Die folgenden Forscher haben über Jahrzehnte die Entwicklung vorangetrieben. Shah und seine Forschergruppe beschäftigten sich mit nahezu allen Aspekten des Faserbetons, aber im Wesentlichen mit den Bruchmechanismen /Sta96/. Naaman beschäftigte sich in den 1980er und 1990er Jahren vorwiegend mit Stahlfaserbetonen, insbesondere mit dem slurry-infiltrierten Stahlfaserbeton SIFCON®, mit dem er zentrische Zugfestigkeiten von bis zu 35 MPa erzielte /z. B. Naa89/. Anschließend trug er in den 2000er Jahren zusammen mit Reinhardt maßgeblich dazu bei, das Tragverhalten der verschiedensten Arten von Faserbeton zu klassifizieren /z. B. Naa06/. Banthia untersuchte in den 1990er Jahren mit seiner Forschergruppe hauptsächlich Carbon- und Stahlfaserbetone im Hinblick auf deren Nachrissverhalten und Bruchzähigkeit und versuchte diese zu quantifizieren /z. B. Ban94/. In den 2000er Jahren konzentrierten sich seine Arbeiten auch auf neuere Fasermaterialien. So untersuchte er, ebenso wie zuvor auch schon Bentur, das Zusammenspiel von verschiedenen, gleichzeitig im Beton wirkenden Kurzfasern

/z. B. Ban05, Ben90/. Ende der 1990er Jahre erfanden Li und seine Forschergruppe einen neuartigen PVA-Faserbeton (Engineered Cementitious Composites, ECC) mit geringerer Matrixfestigkeit und enorm hoher Bruchdehnung von bis zu 5 % /z. B. Li03/, der bis heute Gegenstand intensiver Forschung ist.

Faserbetone unterscheiden sich in erster Linie in ihrer Versagensart. Herkömmliche Faserbetone (FRC) versagen unter Ausbildung eines Risses, d. h. sie können nach der Rissbildung keine zusätzliche Last mehr aufnehmen. Dieses Verhalten ist in Bild 14 (a) dargestellt. Hier lässt sich weiter unterscheiden, ob der Querschnitt unmittelbar nach Rissbildung vollständig versagt (Bereich I) oder ob es zu einem ausgeprägten entfestigenden Verhalten mit entsprechender Versagensankündigung kommt (Bereich III). Der erste Fall tritt nur bei unzureichendem Fasergehalt oder zu kurzer Faserlänge ein und sollte grundsätzlich vermieden werden. Bei einer kontinuierlichen Dehnungsentfestigung werden die Kurzfasern hingegen langsam aus dem Beton herausgezogen. Das Arbeitsvermögen des Faserbetons wird gesteigert und ermöglicht in statisch unbestimmten Systemen eine Lastumverteilung, die die Versagenslasten deutlich anheben kann.

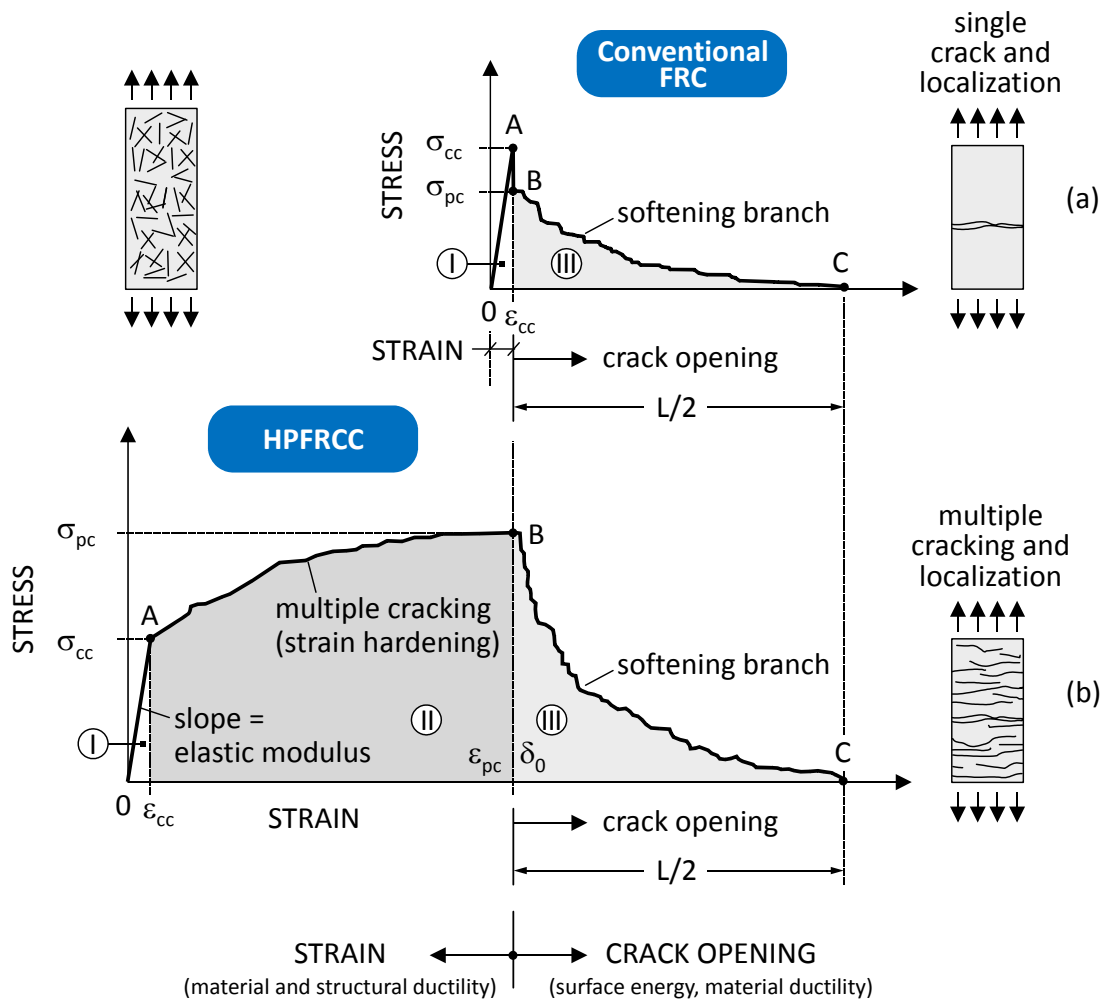


Bild 14: Tragverhalten von Faserbeton mit Dehnungsentfestigung und Dehnungsverfestigung nach Naaman /Naa03/



Gegenstand neuerer Entwicklungen sind jedoch die so genannten dehnungsverfestigenden Faserbetone (HPFRCC), deren Tragverhalten in Bild 14 (b) dargestellt ist. Sie unterscheiden sich durch einen zusätzlichen Bereich der Mehrfachrissbildung zwischen dem Erstriss der Matrix und dem dehnungsentfestigenden Verhalten (Bereich II). Dadurch kann eine hohe Duktilität und Energieabsorption erreicht werden. Entscheidendes Merkmal dieser Betone ist, dass die rissüberbrückenden Kurzfasern eine höhere Versagenslast aufweisen als die Matrix.

Nach Mihashi et al. /Mih04/ können dabei zwei mögliche Designkonzepte unterschieden werden. Das low initial bond design besagt, dass die beim Riss frei werdende Energie durch möglichst geringe Matrixzugfestigkeiten klein gehalten wird (z. B. ECC). Dies reduziert die Anforderungen an die Kurzfasern. Beim high initial bond design sind möglichst hohe Matrixzugfestigkeiten gewünscht, die jedoch in der Praxis kaum realisierbare Anforderungen an die Kurzfasern stellen.

Im Hinblick auf die in vorliegender Arbeit untersuchte Kombination von Kurzfasern und textiler Bewehrung wird davon ausgegangen, dass das dehnungsverfestigende Materialverhalten durch das Textil sichergestellt wird und dass die Kurzfasern selbst kein verfestigendes Verhalten zeigen müssen. Die Kombination ermöglicht daher die Umsetzung des high initial bond designs, mit dem der Anspruch an hohe Rissfestigkeiten, wie sie bei Textilbetonen gewünscht sind, erfüllt werden kann. Die in der Literatur vorhandenen Erkenntnisse zum dehnungsverfestigenden Verhalten von Faserbetonen sind für die vorliegende Arbeit daher nicht relevant. Stattdessen stehen die Aspekte der Erstrissspannung und des Rissöffnungsverhaltens von Faserbetonen im Vordergrund.

### 2.3.2 Kurzfasern

Kurzfasern sind in unterschiedlichsten Geometrien und Materialien erhältlich. Praxisrelevanz haben bisher lediglich Stahl- und Polypropylenfasern für Normalbeton erlangt. Grundsätzlich werden metallische, keramische und synthetische Fasern aus anorganischen, natürlichen oder künstlich hergestellten organischen Rohstoffen sowie pflanzliche oder mineralische Naturfasern unterschieden. Die Verbundeigenschaften der Kurzfasern sowie die Verarbeitbarkeit des Frischbetons werden hauptsächlich durch die Fasergeometrie und die Oberflächenbeschaffenheit bestimmt. Es werden wasserdispersible und integrale Kurzfasern unterschieden. Während wasserdispersible Kurzfasern im Beton vollständig dispergieren und damit eine sehr große Verbundfläche zum Beton aufweisen, bleiben integrale Glasfasern als Filamentbündel im Beton bestehen und weisen nur über die Randfilamente Kontakt zum Beton auf. Eine Auswahl der bisher in Beton untersuchten Kurzfasern wird im Folgenden kurz vorgestellt. Die mechanischen Eigenschaften werden uneinheitlich und in weiten Bereichen angegeben. Tabelle 3 liefert einen groben Überblick.

### **Stahlfasern**

Stahlfasern besitzen eine hohe Steifigkeit und sind in einer Vielzahl verschiedener Geometrien erhältlich. Meist werden Stahldrahtfasern verwendet, die zur Verbesserung des Ausziehverhaltens eine Endverankerung aufweisen. In hochfesten Stahlfaserbetonen (UHPC) werden häufig hochfeste, sehr dünne Mikrodrahtfasern ohne Endverankerung eingesetzt. Für Textilbetonbauteile kommen Stahlfasern aufgrund des Korrosionsrisikos jedoch nicht in Frage. Sie dienen im Rahmen dieser Arbeit jedoch an einigen Stellen als Vergleichsgröße. Einen vollständigen Überblick über Stahlfasern enthält /Wie10/.

### **Glasfasern**

Glasfasern weisen einen mittleren E-Modul und eine mittlere Zugfestigkeit auf. Sie sind allerdings spröde und daher nur sehr begrenzt biegsam. Wegen der hohen Alkalität des Betons gibt es neben dem klassischen E-Glas auch alkali-resistente (AR-) Glasfasern. Die Beständigkeit von AR-Glas in Beton ist jedoch stark von den Witterungsbedingungen abhängig und Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten. Glasfasern werden aus Gründen der Frischbetonverarbeitbarkeit meist als integrale Fasern eingesetzt. Dispersible Kurzfasern kommen nur bei Spezialanwendungen zum Einsatz. Glasfasern werden in /ACI02/ detailliert beschrieben.

### **Carbonfasern**

Carbonfasern sind synthetische Fasern aus künstlich hergestellten organischen Stoffen. Anhand der Ausgangsmaterialien und des Herstellungsprozesses werden bei den Carbonfasern zwei Fasertypen unterschieden. Carbonfasern auf Polyacrylnitril-Basis (PAN-based) zeichnen sich durch einen hohen E-Modul und eine hohe Zugfestigkeit aus, während die günstigeren Carbonfasern aus Petroleum und Steinkohlenteerpech (pitch-based) einen niedrigeren E-Modul, eine geringere Zugfestigkeit sowie eine höhere Bruchdehnung aufweisen. PAN-basierte Carbonfasern sind nur als dispersible Kurzfasern mit sehr hoher spezifischer Oberfläche erhältlich, was den Einsatz in Beton oder Mörteln stark einschränkt. Weitere Informationen sind in /ACI02/ enthalten.

### **Polypropylenfasern (PP-Fasern)**

Polypropylenfasern werden neben Stahl- und Glasfasern am häufigsten in Beton eingesetzt. Sie weisen jedoch generell einen sehr niedrigen E-Modul und vergleichsweise niedrige Zugfestigkeiten auf. PP-Fasern werden daher meist ergänzend zur Rissweitenbeschränkung eingesetzt. Neuere Entwicklungen von Makrofasern mit ähnlichen Abmessungen wie Stahlfasern können auch als statisch wirksame Fasern in Normalbeton eingesetzt werden. Ergänzende Informationen enthält /ACI02/.

### Polyvinylalkoholfasern (PVA-Fasern)

PVA-Fasern sind synthetische Kurzfasern aus einer organischen Verbindung. Der E-Modul liegt im Bereich von Betonen, die Zugfestigkeit ist vergleichbar mit der von Glasfasern. Es sind Ausführungen als dispersible Mikro- und Makrofaser erhältlich. Eine Besonderheit der PVA-Faser ist ihre Hydrophilie und der dadurch sehr gute Verbund zur Matrix. Sie werden vorwiegend in Reparaturmörteln eingesetzt. Detaillierte Informationen liefert /Oga06/.

### Polyethylenfasern (PE-Fasern)

PE-Fasern sind ebenfalls in verschiedenen Ausführungen mit sehr unterschiedlichen Eigenschaften erhältlich. Herkömmliche PE-Fasern weisen vergleichbare mechanische Eigenschaften wie Polypropylen auf. Hochmodulige PE-Fasern weisen hingegen hervorragende mechanische Eigenschaften auf. Aufgrund des hohen Preises finden diese Kurzfasern keine Anwendung in Beton. Im Gegensatz zu PVA-Fasern sind sie hydrophob und erreichen nur eine vergleichsweise geringe Verbundqualität in Beton. Weitere Informationen sind in /ACI02/ angegeben.

Tabelle 3: Kurzfasermaterialien und typische Eigenschaften

Fasermaterial	Quelle	Durchmesser	Dichte	Elastizitätsmodul	Zugfestigkeit	Bruchdehnung
		µm	g/cm <sup>3</sup>	GPa	MPa	%
Stahl	/Hol06/	150 - 1200	7,85	160 - 210	1.000 - 2.000	1,0 - 10,0
AR-Glas	/Ban12/	12 - 20	2,68 <sup>1)</sup>	72	1.700	2
Polypropylen	/Hol06/	18 - 22	0,91	4 - 18	320 - 560	8 - 20,0
Aramid	/Ben90/	10	1,45	65 - 133	3.600	2,1 - 4,0
Carbon	/Hol06/	5 - 10	1,75 - 2,0	200 - 450	2.000 - 5.000	0,4 - 2,0
Nylon	/Ben90/	k. A.	1,10	4	900	13 - 15
Polyethylen (high-modulus)	/Hol06/	38	0,97	87 - 170	2.500 - 3.100	2,7 - 3,5
Polyacrylnitril	/Hol06/	18 - 104	1,18	15 - 20	330 - 530	6 - 10
Asbest	/Hol06/	0,02 - 30	2,60 - 3,40	160 - 200	1.000 - 4.500	2 - 3

<sup>1)</sup> Eigene Angabe

### 2.3.3 Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Kurzfasern

Kurzfasern haben einen erheblichen Einfluss auf die Verarbeitbarkeit von Beton. Dies bringt einerseits praktische Probleme bei der Verfüllung von Schalungen mit sich, da die Fließfähigkeit und die Verdichtbarkeit herabgesetzt werden können. Gleichzeitig wurde von vielen Forschern berichtet (z. B. /Naa03/), dass die Verarbeitbarkeit auch die mechanischen Eigenschaften des Faserbetons durch zusätzlichen Lufteintrag oder

durch die Ausrichtung der Fasern beeinflussen kann. Faserbetone, die für Textilbeton eingesetzt werden können, sind bei Verwendung von Mikrofasern in besonderem Maße von einer Beeinflussung der Verarbeitbarkeit betroffen. In der Literatur finden sich jedoch nur wenige Untersuchungen zu Mörteln oder Zementleimen in Kombination mit Mikrofasern.

Banfill et al. /Ban06/ führten rheologische Untersuchungen an einem Feinmörtel mit verschiedenen Carbon-Mikrofasern durch. Sowohl Fließgrenze als auch Viskosität stiegen kontinuierlich mit zunehmendem Fasergehalt, zunehmender Faserlänge und abnehmendem w/z-Wert an. Die Viskosität war von den genannten Faktoren stärker beeinflusst als die Fließgrenze. Vergleichbare Abhängigkeiten wurden auch von Tardy und Romero /Tar08/ mit einem Feinmörtel und integralen Glasfasern gefunden.

Ando et al. /And89/ berichteten von Versuchen mit Carbon-Mikrofasern in einem Feinmörtel. Die Kurzfasern hatten nur einen Durchmesser von wenigen  $\mu\text{m}$  und eine Länge von 6 mm bis 18 mm. Sie stellten abweichend von Banfill fest, dass sich mit zunehmender Faseranzahl bei gleichem Fasergehalt, also bei kürzerer Faserlänge, die Fließgrenze erhöht. Interessant ist der Hinweis, dass die beste Korrelation zwischen der spezifischen Faseroberfläche und der Fließfähigkeit gefunden wurde. Der Faserfaktor wurde nicht untersucht.

Im Allgemeinen, aber vor allem bei Stahlfaserbetonen, wird zur Beschreibung der Verarbeitbarkeit der Faserfaktor herangezogen, der nach /Hug76/ wie folgt definiert ist:

$$V_f \frac{l_f}{d_f} \quad \text{Gl. 6}$$

mit:

$V_f$  = Volumenanteil der Kurzfasern

$l_f$  = Länge der Kurzfasern

$d_f$  = Durchmesser der Kurzfasern

Der Faserfaktor kombiniert die in der Literatur bisher am häufigsten erwähnten Einflussfaktoren Fasergehalt und Faserschlankheit auf die Verarbeitbarkeit. Er beeinflusst nach Meinung diverser Autoren sowohl die Fließgrenze des Betons /z. B. Stä08, Kha08/ als auch die Viskosität /z. B. Edg78, Kha08/. Die Faserschlankheit  $l/d$  interagiert mit der Korngröße der Gesteinskörnung. Längere Kurzfasern mit meist höherer Schlankheit können sich gegenseitig behindern und Fasernester im Beton bilden.

Bei normalen Stahlfaserbetonen werden Faustregeln angewandt, nach denen die Reduktion der Verarbeitbarkeit seitens der Mischungszusammensetzung mit einem erhöhten Mehlkorn- bzw. Leimanteil und höheren Fließmittelgehalten ausgeglichen werden kann. Die im Rahmen der Arbeit betrachteten Feinbetone würden demnach

sehr gute Voraussetzungen für die Zugabe von Kurzfasern mitbringen. Allerdings können zur Erzielung einer hohen Wirksamkeit bei Textilbeton auch sehr hohe Fasergehalte von z. B. 2 Vol.-% (entspricht  $157 \text{ kg/m}^3$  bei normalem Stahlfaserbeton) eingesetzt werden. Zudem haben einige Mikrofasern, vor allem wenn es sich um dispersible Kurzfasern aus Glas, Kunststoff oder Carbon handelt, Durchmesser von nur wenigen Mikrometern, die in der Größenordnung der Feinstbestandteile der Matrix liegen. Marktübliche Stahlfasern bei Normalbeton liegen in der Größenordnung der Sande und beeinflussen daher das Leimsystem weniger. Die Partikelgrößen bei Feinbeton sind im Verhältnis zu den Kurzfaserdurchmessern also größer als bei Normalbetonen.

Swamy und Mangat /Swa74/ stellen im Zusammenhang mit selbstverdichtenden Betonen fest, dass große Korngrößen, aber auch ein hoher Anteil gröberer Gesteinskörnung den verarbeitbaren Kurzfasergehalt reduzieren. Andere Forscher beschreiben den gleichen Zusammenhang mit einer Abhängigkeit vom Verhältnis des Sandes zur groben Gesteinskörnung /Grü04, Yar08, Nar82/. Daraus lässt sich für Feinbetone ein besonders hoher Bedarf an feinen Bestandteilen ableiten. Der Leimgehalt ist aber aus betontechnologischen Gründen nicht beliebig steigerbar.

Modelle und Strategien zum Mischungsentwurf wurden nur im Bereich der selbstverdichtenden Stahlfaserbetone erarbeitet. Diese basieren z. B. auf dem Leimschichtmodell oder der dichtesten Packung /Ros90, Mar06, Mar10/. Nakamura et al. /Nak04/ beschreiben die Möglichkeit, das von Markovic /Mar06/ vorgestellte Leimschichtkonzept auch bei wasserlöslich verklebten PVA-Mikrofasern und Makrofasern anwenden zu können. Vor der Bestimmung der Packungsdichte wurden die Kurzfasern trocken gemischt. Der Versuch ist nach eigener Meinung kritisch zu hinterfragen, da die untersuchten Kurzfasern in trockenem Zustand nicht vollständig dispergieren. Eigene Versuche, die Kurzfasern in trockenem Zustand zu trennen, blieben erfolglos. Grünwald /Grü04/ beschreibt zudem, dass die meisten Modelle und Erfahrungen auf starren Kurzfasern beruhen. Es ist bisher nicht geklärt, wie sich weiche, flexible Kurzfasern verhalten, die das Korngerüst weniger beeinflussen. Die Übertragbarkeit solcher Ansätze auf Feinbetone mit meist sehr schlanken Mikrofasern wird daher als wenig erfolgversprechend angesehen.

Einen alternativen Vorschlag machen Ferrara et al. /Fer07/. Sie sehen als Grundvoraussetzung für eine gute Verarbeitbarkeit die Einstellung von Idealsieblinien nach Funk und Dinger /Fun94/ und berücksichtigen die Kurzfasern in der Sieblinie mit einem äquivalenten Kugeldurchmesser. Der Leimgehalt wird auf Basis von Erfahrungswerten ermittelt. Die Erfahrungen zum Einfluss der Faserschlankheit sprechen jedoch gegen die Formulierung eines äquivalenten Kugeldurchmessers.

Aus der Literatursichtung ergibt sich, dass allgemeine Beschreibungen der Verarbeitbarkeit nur für herkömmliche Stahlfaserbetone existieren und deren Übertragbarkeit auf einen Feinbeton mit Mikrofasern bereits auf versuchstechnische Probleme stößt.

Ebenso liegen für vergleichbare Mörtel oder Zementleime nur phänomenologische Beschreibungen zu Fließgrenze und Viskosität vor. Textilbetonspezifische Fragestellungen wie die Penetrationsfähigkeit eines Faserbetons durch ein Textil wurden bisher nicht behandelt.

### **2.3.4 Steigerung der Zugfestigkeit der Matrix durch Kurzfasern**

#### **2.3.4.1 Allgemeines**

Einige Aspekte zur Steigerung der Zugfestigkeit der Matrix wurden bereits im Zusammenhang mit Endlosfasern in Abschnitt 2.2.2.3 behandelt. Einigkeit herrscht darüber, dass auch mit Kurzfasern die Zugfestigkeit der Matrix unter bestimmten Randbedingungen erhöht werden kann. So kann die im Beton während der Belastung voranschreitende Mikrorissbildung insbesondere von hochfesten und sehr steifen Kurzfasern hinausgezögert werden /Ban05/. Mikrorisse sind grundsätzlich in jedem Beton vorhanden. Ein Grund hierfür können z. B. trocknungsinduzierte Eigenspannungen sein. Man geht davon aus, dass bis zu einer Zugbeanspruchung von 70 % der Betonzugfestigkeit keine Aufweitung dieser Mikrorisse erfolgt. Bei weiterer Belastung entstehen an den Fehlstellen Rissprozesszonen, die aus vielen, sehr feinen Mikrorissen bestehen. In einem nächsten Schritt wachsen die Mikrorisse zusammen und bilden einen Makroriss aus, der zunächst noch wegen der Kornverzahnung Kräfte übertragen kann. Die übertragbaren Zugspannungen nehmen also von der Rissprozesszone bis zum offenen Makroriss kontinuierlich ab (siehe Bild 15, links). Laut Reinhardt /Rei05/ ist bei Normalbeton ab einer Rissöffnung von 0,15 mm keine Beteiligung der Gesteinskörnung mehr zu erwarten. Ma et al. /Ma03/ geben für einen Feinkornbeton mit einem Größtkorn von 0,8 mm eine Rissöffnung mit Kornverzahnung von weniger als 14  $\mu\text{m}$  an. Werden dem Beton Kurzfasern zugegeben, leisten diese in der Rissprozesszone den Beitrag, Mikrorisse vollständig zu überbrücken und so das Zusammenwachsen zu einem Makroriss zu verzögern (siehe Bild 15, rechts). Die Mikrorissbildung selbst kann nach /Law03/ von den Mikrofasern nicht verhindert werden. Lediglich deren Aufweitung kann eingeschränkt werden.

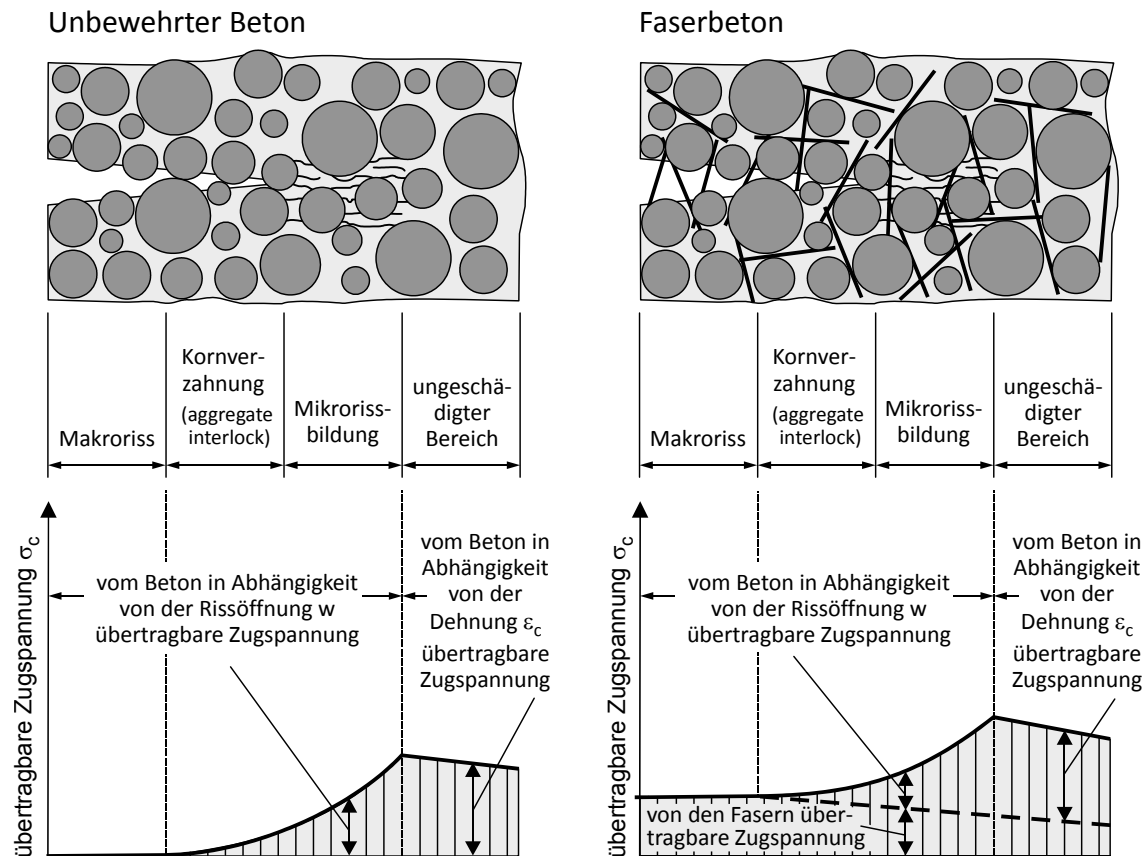


Bild 15: Übergang von der Mikro- zur Makrorissbildung aus /Hol06/

### 2.3.4.2 Versuchsergebnisse aus der Literatur

Eine Auswertung der experimentellen Ergebnisse diverser Forscher ergab in den meisten Fällen eine Verbesserung der Zugfestigkeit des Betons durch Kurzfaserausgabe. Die Vielzahl an unterschiedlichen Randbedingungen macht pauschale Rückschlüsse jedoch schwierig, da bei dehnungsverfestigenden Faserbetonen nicht immer die Erstrissspannung angegeben wird und die Vorlagerungsbedingungen meist nicht genau bekannt sind. Auch werden häufig nur Biegezugversuche durchgeführt. Im Folgenden werden einige Forschungsarbeiten vorgestellt, die Ergebnisse von Zug- oder Spaltzugversuchen mit eindeutiger Ermittlung der Erstrissspannung enthalten.

- Mobasher und Li /Mob96/ führten Zugversuche mit Carbon- und Aluminium-Silikatfasern durch. Die Kurzfasern hatten eine Länge von weniger als einem Millimeter. Durch eine spezielle Mischtechnik konnten ungewöhnlich hohe Fasergehalte von bis zu 16 Vol.-% verarbeitet werden. In den Versuchen konnte damit die Erstrissspannung des eingesetzten Mörtels um bis zu 140 % gesteigert werden. Mit den Aluminium-Silikatfasern wurde sogar eine deutliche Erhöhung des E-Moduls festgestellt. Allerdings erreichte der unbewehrte Mörtel mit einem  $w/z$ -Wert von 0,3 nur eine Zugfestigkeit von  $2,5 \text{ N/mm}^2$ .
- Tavakoli /Tav94/ ermittelte die Zugfestigkeit von Faserbetonen mit Glas-, Polypropylen- und Stahlfasern anhand von Spaltzugversuchen. Für alle Faser-

arten nahm die Spaltzugfestigkeit bis zu einem bestimmten Fasergehalt kontinuierlich zu. Bei höheren Fasergehalten ab ca. 2 Vol.-% kehrte sich dieser Trend, vermutlich aufgrund schlechterer Frischbetonverarbeitbarkeit, wieder um. Mit Stahlfasern wurde eine Steigerung der Zugfestigkeit von bis zu 84 %, mit Glasfasern eine Steigerung von bis zu 54 % und mit Polypropylenfasern eine Steigerung von bis zu 73 % erzielt. Für die Polypropylenfasern wird allerdings ein ungewöhnlich hoher E-Modul von  $25.000 \text{ N/mm}^2$  angegeben, der nicht plausibel erscheint.

- Rudzinski et al. /Rud94/ untersuchten Stahl- und Polypropylenfasern hinsichtlich deren Einflusses auf die Zugfestigkeit und die Bruchzähigkeit. Die Stahlfasern hatten eine Länge von 23 mm und einen Durchmesser von 0,5 mm. Die fibrillierten Polypropylenfasern hatten eine Länge von 30 mm. Die Zugfestigkeit des Feinmörtels ( $d_{\max} = 2 \text{ mm}$ ) konnte mit 1 Vol.-% Stahlfasern um 82 % und mit der gleichen Menge PP-Fasern um 70 % gesteigert werden. Auch hier fällt die Zugfestigkeit des unbewehrten Referenzmörtels mit nur  $1,7 \text{ N/mm}^2$  nach 7 Tagen sehr gering aus. Nach Angabe des Autors wurden die Prüfkörper die gesamten 7 Tage nachbehandelt.
- Im Gegensatz dazu fanden Stroeve et al. /Str01/ in Spaltzugversuchen nur einen Einfluss von Stahlfasern. Mit Polypropylenfasern konnte kein Einfluss auf die Zugfestigkeit des Betons nachgewiesen werden.
- Song et al. /Son05/ verglichen in Ihren Untersuchungen Polypropylenfasern mit Nylonfasern hinsichtlich ihres Einflusses auf die Spaltzugfestigkeit von Normalbeton. Es wurden vergleichsweise kleine Steigerungen der Spaltzugfestigkeit von 9,7 % (PP) und 17,1 % (Nylon) bei einer Faserdosierung von  $0,6 \text{ kg/m}^3$  festgestellt.
- Markovic /Mar06/ untersuchte verschiedene Stahlfasern in zentrischen Zugversuchen. Es kamen kurze Mikrodrahtfasern mit einer Länge von 13 mm und herkömmliche Stahlfasern mit Längen zwischen 40 und 60 mm in einem hochfesten Feinbeton ( $d_{\max} = 1 \text{ mm}$ ) zum Einsatz. Die Fasergehalte wurden zwischen 1 und 2 Vol.-% variiert. Mit den feinen Mikrodrahtfasern wurde die Erstrissspannung etwa verdoppelt, während sich mit den längeren Makrofasern keine Veränderung ergab. Die Zugfestigkeit des Ausgangsbetons lag mit  $5 \text{ N/mm}^2$  im normalen Bereich.

Die dargestellten Ergebnisse zeigen erwartungsgemäß kein eindeutiges Bild. Dennoch zeichnet sich die Tendenz ab, dass Kurzfasern mit hohem E-Modul und geringen Abmessungen günstig hinsichtlich einer Steigerung der Rissfestigkeit sind. Bei den hier nicht aufgeführten Untersuchungen zur Biegezugfestigkeit zeigte sich ein vergleichbares Bild. Nicht überprüfbar sind die genauen Vorlagerungsbedingungen, die zu erheblichen Unterschieden bei der Bewertung der Rissfestigkeit führen können. Der Einfluss der Vorlagerung wird ausführlich in Abschnitt 6.4.2 behandelt.



### 2.3.4.3 Theoretische Ansätze

Theoretische Ansätze zur Beschreibung der Zugfestigkeit von Faserbeton sind von verschiedenen Forschern erarbeitet worden, erlauben jedoch keine exakte rechnerische Bestimmung der Zugfestigkeit von Faserbeton. Einige dieser Ansätze werden im Folgenden kurz vorgestellt. Die einfachste Art, den Beitrag der Kurzfasern bei der Rissfestigkeit der Matrix zu berücksichtigen, sind Mischregeln, die die verschiedenen Festigkeiten eines Verbundwerkstoffs entsprechend ihrer Volumenanteile gewichten. Bei Kurzfasern wird zusätzlich ein Orientierungsfaktor ergänzt. Gleichung 7 stellt die Formulierung von Krenchel /Kre64/ dar.

$$\sigma_{cr} = \sigma_{mu} \left[ 1 + V_f \left( n_\varphi \frac{E_f}{E_m} - 1 \right) \right] \quad \text{Gl. 7}$$

mit:

- $\sigma_{cr}$  = Rissspannung des Faserbetons
- $\sigma_{mu}$  = maximale Zugspannung der Betonmatrix
- $V_f$  = Volumenanteil der Kurzfasern
- $n_\varphi$  = Faserorientierungsfaktor
- $E_f$  = E-Modul der Kurzfasern
- $E_m$  = E-Modul der Betonmatrix

Einfache geometrische Mischregeln erwiesen sich jedoch in den meisten Forschungsarbeiten als zu konservativ, da sie die rissverzögernde Wirkung der Kurzfasern nicht erfassen.

Im Zuge der Beschreibung des Tragverhaltens von Faserbetonen unterschieden Naaman et al. /Naa73/ Anfang der 1970er Jahre zwischen der Erstrissspannung der Matrix ( $\sigma_{cc}$ ) und der maximalen Nachrissspannung ( $\sigma_{pc}$ ). Für  $\sigma_{cc}$  gibt Naaman die folgende Formel an:

$$\sigma_{cc} = \sigma_{mu} (1 - V_f) + \alpha \tau_{mf} V_f \frac{l_f}{d_f} \quad \text{Gl. 8}$$

mit:

- $\alpha$  = Faktor zur Berücksichtigung der Faserorientierung
- $\tau_{mf}$  = mittlere Verbundspannung zwischen Kurzfaser und Matrix
- $l_f/d_f$  = Schlankheit der Kurzfaser

Der Ansatz berücksichtigt anteilig die Rissfestigkeit der Betonmatrix und die Verbundspannungen zwischen Kurzfasern und Betonmatrix beim Bruchvorgang. Mit der Faserschlankeit  $l_f/d_f$  in Kombination mit dem Faservolumengehalt berücksichtigt Naaman den Faserfaktor und damit die positive Wirkung kleiner Faserabmessungen und größerer Faseroberflächen.

Romualdi und Batson /Rom63/ stellten 1963 einen bruchmechanischen Ansatz vor, nach dem die Rissfestigkeit von Beton mit Endlosfasern umgekehrt proportional zur Wurzel des Faserabstandes ist. Ein Jahr später erweiterten Romualdi und Mandel /Rom64/ den vorgeschlagenen Ansatz um das sogenannte „spacing concept“, welches durch Berücksichtigung der Faserorientierung eine Anwendung bei Kurzfaserbetonen ermöglicht. Unter deren Annahme, dass bei dreidimensionaler Ausrichtung 41 % der Kurzfasern in Beanspruchungsrichtung liegen, ergibt sich der mittlere Faserabstand wie folgt:

$$s = 13,8 d_f \sqrt{\frac{1}{V_f}} \quad \text{Gl. 9}$$

mit:

$s$  = mittlerer Faserabstand

$d_f$  = Durchmesser der Kurzfaser

$V_f$  = Faservolumen in %

### 2.3.5 Rissöffnungsverhalten

Das Verhalten einer Kurzfaser in Beton kann wie folgt beschrieben werden. Jede Kurzfaser hat eine maximale Einbindetiefe von der halben Faserlänge. Im Zustand I verformt sich jede Kurzfaser im Haftverbund gemeinsam mit der umgebenden Matrix. Nach Rissinitiierung beginnt sich der Haftverbund am Rissufer mit zunehmender Rissaufweitung zu lösen (Bild 16, links) und geht in einen Reibverbund über. Die Faserspannung resultiert dann aus einem Teil Reibverbund und einem Teil Haftverbund. Wenn der Maximalwert überschritten wird, wird die Faser aus dem Beton herausgezogen (Bild 16, Mitte). Bei zufällig verteilter Lage und Orientierung (Bild 16, rechts) der Kurzfasern überlagern sich die Ausziehmechanismen der Einzelfasern. Zur Beschreibung des Rissöffnungsverhaltens müssen die Orientierungs- und Faserwirksamkeitsbeiwerte bekannt sein.

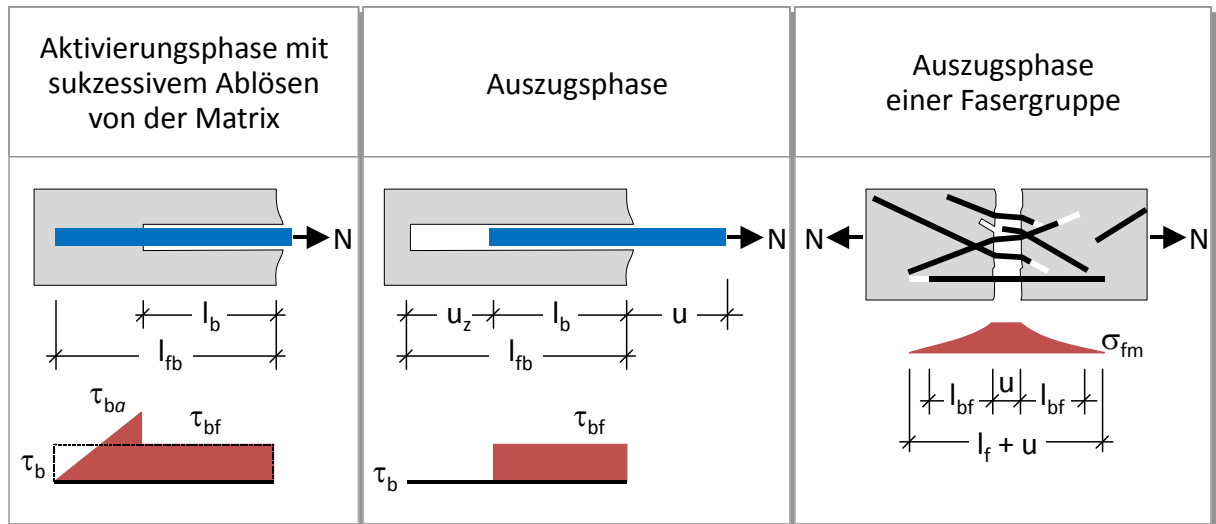


Bild 16: Kurzfaserablösung (links) und -auszug (Mitte), verschmiertes Verhalten (rechts) aus /Jun06/

Entsprechend der Definition in Bild 15 beginnt das Rissöffnungsverhalten, wenn eine der Rissprozesszonen einen Makroriss entwickelt. Es entsteht bei Faserbeton grundsätzlich aus der Überlagerung des Entfestigungsverhaltens der Matrix und der Aktivierung der Kurzfasern. Bei den meisten Faserbetonen erfordert die Faseraktivierung eine größere Rissöffnung als die Matrixentfestigung, so dass sich insgesamt ein dehnungsentfestigendes Verhalten des Faserbetons bei Rissöffnung ergibt. Je nachdem, ob die Verzahnung der Gesteinskörnung stark oder schwach ausgebildet ist, kommt es bei weggeregelter Zugprüfung zu einem langsamen oder abrupten Abfall der Zugspannung. Bild 17 zeigt dies beispielhaft für eine ausgeprägte Kornverzahnung und eine langsame Faseraktivierung /Van02/.

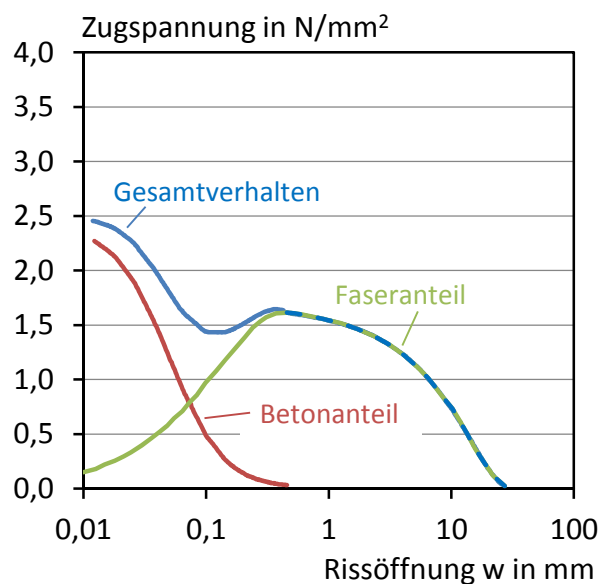


Bild 17: Überlagerung von Betonentfestigung und Faseraktivierung im aufgehenden Riss aus /Van02/

Bei den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Feinbetonen mit einem Größtkorn unter einem Millimeter und Mikrofasern mit hoher spezifischer Oberfläche wäre von einem spröderen Betonversagen, gleichzeitig aber auch von einer schnellen Faseraktivierung auszugehen, so dass das Zusammenspiel beider Faktoren nicht absehbar ist. Analytische Modellierungsansätze für die Aktivierungsphase und den Faserauszug wurden vorwiegend für Stahlfaserbetone von diversen Forschern (z. B. /Pfy03, Jun06/) vorgestellt. Sie betrachten das Verhalten des Faserbetons als kumuliertes Verhalten der Einzelfasern. Die Ansätze erfordern zudem die Kenntnis diverser Einflussfaktoren zur Beschreibung der Orientierung und der Wirksamkeit. Ein Modell zur Beschreibung des dehnungsverfestigenden Verhaltens eines Feinbetons mit PVA-Fasern wurde von Jun /Jun11/ auf Basis von Versuchsergebnissen vorgestellt. Das Nachrissverhalten von Faserbetonen fällt gegenüber dem des reinen Betons grundsätzlich duktiler aus. Besonderheiten einiger Fasermaterialien sind im Folgenden kurz zusammengefasst.

Stahlfasern erzielen aufgrund ihrer hohen Zugfestigkeit und Steifigkeit eine sehr gute Wirksamkeit im aufgehenden Betonriss. Für den Einsatz in Textilbeton stehen prinzipiell Mikrodrahtfasern mit sehr geringen Abmessungen zur Verfügung. Aufgrund des vergleichsweise geringen Schlankheitsverhältnisses dieser Kurzfasern können hohe Fasergehalte eingesetzt werden, mit denen auch ein dehnungsverfestigendes Verhalten erreicht werden kann. Zudem sind Stahlfasern wegen ihrer hohen Duktilität auch bei schiefwinkliger Beanspruchung sehr wirksam. Detaillierte Untersuchungen zum Nachrissverhalten von Stahlfaserbetonen wurden in /Pfy03, Jun06, Ban95/ vorgestellt.

Glasfasern werden wegen des erhöhten Leimanspruchs hauptsächlich in Mörteln eingesetzt. Bei üblichen Fasergehalten wird in der Regel kein dehnungsverfestigendes Verhalten mit Mehrfachrissbildung erwartet. Die Faserlänge ist in Abhängigkeit des Faser-Matrixverbundes so abzustimmen, dass es nicht zum Faserbruch kommt. Ein Nachteil ist das spröde Verhalten der Glasfasern. Stucke et al. /Stu76/ stellten anhand von SEM-Bruchbildern fest, dass Faserbrüche verstärkt an den Bruchflächen stattfinden und führt dies auf eine Biegebelastung der Fasern beim Bruchvorgang zurück. Hinsichtlich der Langzeitbeständigkeit in Beton ist zu beachten, dass das Nachrissverhalten über größere Zeiträume beeinträchtigt sein kann. Wesentliche Erkenntnisse wurden von /Maj91/ zusammengetragen.

Kurzfasern aus Carbonfilamenten treten im Zusammenhang mit dem Nachrissverhalten von Faserbeton weniger in Erscheinung. Aufgrund ihres geringen Scherwiderstandes /Wei01/ erscheinen sie zur Rissüberbrückung eher weniger geeignet.

Im Bereich der Kunststofffasern sind in der Literatur Untersuchungen zu Polypropylenfasern (PP), Polyvinylalkoholfasern (PVA) und Polyethylenfasern (PE) dokumentiert. PP-Fasern werden meist in Kombination mit Stahlfasern erwähnt. Grundsätzlich weisen PP-Fasern, sowohl als Mikrofasern wie auch als Makrofasern gute rissüberbrückende Eigenschaften auf. Wegen ihres sehr niedrigen E-Moduls ist jedoch

mit größeren Rissweiten zu rechnen. Die höhermoduligen PVA- und PE-Fasern wurden verstärkt von /Li02/ untersucht. Aufgrund des besonders hydrophoben Charakters der PE-Fasern kommt es zu einer schnellen Faserablösung. Da jedoch die Oberfläche der Fasern im Ausziehprozess angeraut wird, ergibt sich eine ausgeprägte Faserauszugsverfestigung, was den Reibverbund zunächst erhöht. Im Gegensatz dazu geht PVA ohne spezielle Oberflächenbehandlung einen starken chemischen Verbund zur Matrix ein, was den Ablösevorgang zunächst verzögert. Beim durch Reibung geprägten Faserauszug wurde beobachtet, dass sich durch die zunehmende Rauigkeit der Oberfläche der Reibungswiderstand erhöht und den Faserquerschnitt stetig reduziert, bis die Faser schließlich reißt. Neuere Entwicklungen dieses Kurzfasermaterials führten daher zu einer Oberflächenmodifikation, die den vollständigen Faserauszug ermöglicht. Fasern dieses Typs werden in Engineered Cementitious Composites (ECCs) eingesetzt und wurden auch im Rahmen dieser Arbeit verwendet. Aramidfasern wurden wegen ihrer Unbeständigkeit gegenüber Alkalien kaum untersucht.

### 2.3.6 Hybride Faserbewehrung

Hybride Fasersysteme werden bereits seit Mitte der 1970er Jahre erforscht /Wal75/. Grundlage für die gleichzeitige Verwendung von mehreren Kurzfasertypen ist die Erkenntnis, dass sich die Wirkungen verschiedener Kurzfasertypen in zementgebundenen Baustoffen ergänzen. Beeinflussen sich die Kurzfasertypen gegenseitig, kann es zusätzlich zu Synergieeffekten bezüglich einer bestimmten Betoneigenschaft kommen.

Bentur und Mindess /Ben90/ formulierten bereits Anfang der 1990er Jahre drei mögliche Varianten für die Kombination von verschiedenen Kurzfasertypen:

1. Steife und duktile Kurzfasern

In einem Fasercocktail, bestehend aus steifen und duktilen Kurzfasern, würde die steife und zugfeste Kurzfaser eher die Zugfestigkeit des Betons anheben und die duktile Kurzfaser vor allem die Bruchzähigkeit des Betons verbessern.

2. Kleine und große Kurzfasern

Bei der Kombination von kleinen und großen Kurzfasern würde der kleinen Kurzfaser durch ihre größere Anzahl und bessere Verteilung eher die Aufgabe der Überbrückung von Mikrorissen zukommen, was zu einer Steigerung der Erstrissspannung führen kann. Die große Faser wäre in der Lage, Makrorisse zu überbrücken und so das Nachrissverhalten zu verbessern.

3. Dauerhafte und nicht dauerhafte Kurzfasern

Mit Kurzfasern, die im alkalischen Milieu des Betons nicht dauerhaft sind, könnte die Frühfestigkeit des Betons, z. B. für den Transport und den Aufbau

von Bauteilen, gesteigert werden. Die dauerhafte Kurzfasern würde langfristig Festigkeit und Duktilität sicherstellen.

Die ersten beiden Varianten können sinnvollerweise gemeinsam betrachtet werden. Demnach sind kleine Mikrofasern mit hoher Steifigkeit am ehesten zur Überbrückung der Mikrorissbildung geeignet, während größere Makrofasern mit duktilen Eigenschaften komplette Trennrisse überbrücken können.

Lawler et al. /Law03/ führten Untersuchungen mit entsprechenden Faserkombinationen durch und beobachteten die Rissbildung mit einem optischen Messverfahren. Sie fassten Ihre Erkenntnisse in der in Bild 18 dargestellten Grafik zusammen. Analog zu Bild 15 sind die Kurzfasern im linearen Bereich der Spannungs-Dehnungslinie noch nicht aktiv. Im Bereich II beginnen die fein verteilten Mikrofasern das Wachstum der Mikrorisse zu verzögern. Mit dem optischen Verfahren konnte eine Stabilisierung von 1,3  $\mu\text{m}$  - 10  $\mu\text{m}$  breiten Mikrorissen durch Kurzfasern nachgewiesen werden. Makrofasern können an dieser Stelle nur einen vernachlässigbaren Beitrag leisten. Wachsen die Mikrorisse zu einem Makroriss zusammen (Bereich III), können in erster Linie die langen Makrofasern das Aufweiten der Rissufer verzögern.

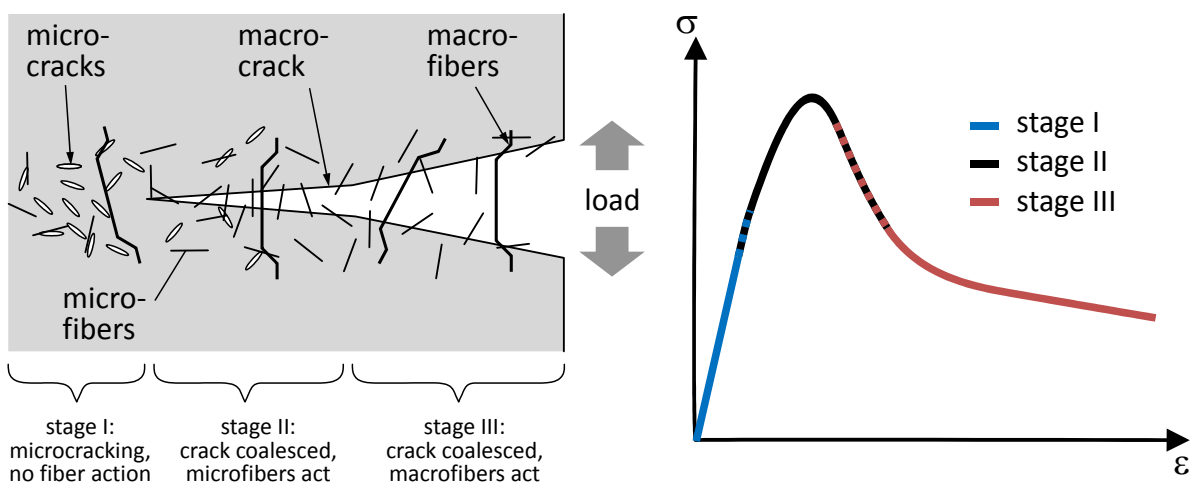


Bild 18: Bereiche der Rissüberbrückung durch Mikro- und Makrofasern im Riss (links) und im Spannungs-Dehnungsdiagramm (rechts) /Law03/

In den vergangenen 20 Jahren wurden zahlreiche Untersuchungen zur Kombination von Kurzfasertypen veröffentlicht. In den meisten Fällen wurde das Nachrissverhalten anhand von Biegezugversuchen dokumentiert. Kucharska et al. /Kuc02/ gingen der Frage nach, ob es bei Kombination von Kurzfasern überhaupt zu einer Überlagerung der Eigenschaften kommt. Sie werteten die vorhandene Literatur aus und führten eigene Versuche durch. Bis auf wenige Ausnahmen konnte die Superponierbarkeit der Faserwirksamkeiten bestätigt werden.

In vielen Untersuchungen wurden aufgrund der praktischen Relevanz herkömmliche Stahlfasern zur Makrorissüberbrückung mit synthetischen Kurzfasern kombiniert und

Betoneigenschaften entsprechend der jeweiligen Faseranteile gefunden /Ban90, Trt97, Rud94, Qia99, Neh04/. In /Sun01/ wird berichtet, dass die Kombination von Kurzfasern umso effektiver ist, je unterschiedlicher die Fasern sind.

Kombinationen von verschiedenen Stahlfasern wurden von den Forschergruppen um Walraven und van Mier /z. B. Mar04, Stä04/ untersucht. Es wurden bei hybriden Faserbetonen mehr feine Risse als bei Monofaserbetonen festgestellt. Lange Fasern hatten nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Festigkeit, während die Zugabe von kurzen Fasern schon bei kleinen Gehalten deutliche Festigkeitssteigerungen zur Folge hatte. Schließlich wurde gezeigt, dass drei Faserarten besser als zwei und zwei besser als nur eine Faserart sind. Die Ergebnisse bestätigen, dass sich die gleichzeitige Bedienung mehrerer Rissebenen positiv auswirkt.

Eine interessante Beobachtung wurde von Stroeven et al. /Str01/ gemacht. Die Kombination von Stahl- und Carbonfasern verbesserte das Ausziehverhalten der verankerten Stahlfasern deutlich. Erklärt wurde dies mit einer Verstärkung der Betonmatrix durch hochfeste Mikrofasern in der Umgebung der Stahlfaser, durch die ein möglicher Bruch der Matrix verhindert wird.

Insgesamt kann die positive Wirkung von Faserkombinationen, die von fast allen Forschern berichtet wird, festgehalten werden. Vergleiche untereinander und die Beurteilung von Synergieeffekten fallen jedoch schwer, da die eingesetzten Betone und Mörtel stark schwankten und die Fasergehalte häufig nicht konstant gehalten wurden.

## **2.4 Kombination von Längs- und Kurzfaserbewehrung**

Zur Kombination einer Längsbewehrung mit Kurzfasern liegen bereits vereinzelte Untersuchungen vor. Beide Bewehrungsarten wirken auf unterschiedlichen Rissebenen, können sich gegenseitig positiv beeinflussen und Defizite ausgleichen. Bisher dokumentiert sind Kombinationen von Stabstahl mit Stahlfasern, Stabstahl mit Kunststofffasern sowie Textilbeton mit Glasfasern. Im Wesentlichen wurden reduzierte Verformungen im Gebrauchszustand, ein gesteigertes Tragverhalten sowie ein verbessertes Rissbild durch die Zugabe von Kurzfasern festgestellt. Eigene Untersuchungen zur Kombination von Textilbeton mit verschiedenen Kurzfasertypen (z. B. /Hin12/) decken sich mit diesen Beobachtungen. Im Folgenden werden allgemeine Erkenntnisse zur kombinierten Wirkungsweise von Längs- und Kurzfaserbewehrung sowie der Stand der Forschung bei kurzfaserbewehrtem Textilbeton vorgestellt.

### **2.4.1 Kombination von Stabstahl und Stahlfasern**

Leutbecher /Leu07/ untersuchte das Zusammenspiel von Stabstahl und Stahlfasern, führte eigene Untersuchungen durch und entwickelte ein mechanisches Modell. Er

verwendete Dehnkörper mit vier Bewehrungsstäben und einen Feinkorn-UHPC mit Stahlfasern. Exemplarisch sind in Bild 19, links, die auf den Stabstahlquerschnitt bezogenen Zugkräfte über den Dehnungen von Zugprüfkörpern mit einer konstanten Stabstahlbewehrung und drei verschiedenen Fasergehalten aufgetragen (experimentell und nachgerechnet). Es ergibt sich durch die Kurzfasern ein vom Fasergehalt abhängiger Parallelversatz der Spannungs-Dehnungslinie. Zudem stellte Leutbecher fest, dass die Erstrissspannung von den Kurzfasern angehoben wird. Bild 19, rechts, zeigt die Differenzkurven zwischen den links im Bild gezeigten Versuchen mit Kombibewehrung und dem Verformungsverhalten des reinen Stahls. Die Differenzkurven beschreiben den Mitwirkungsanteil der Faserbetone.

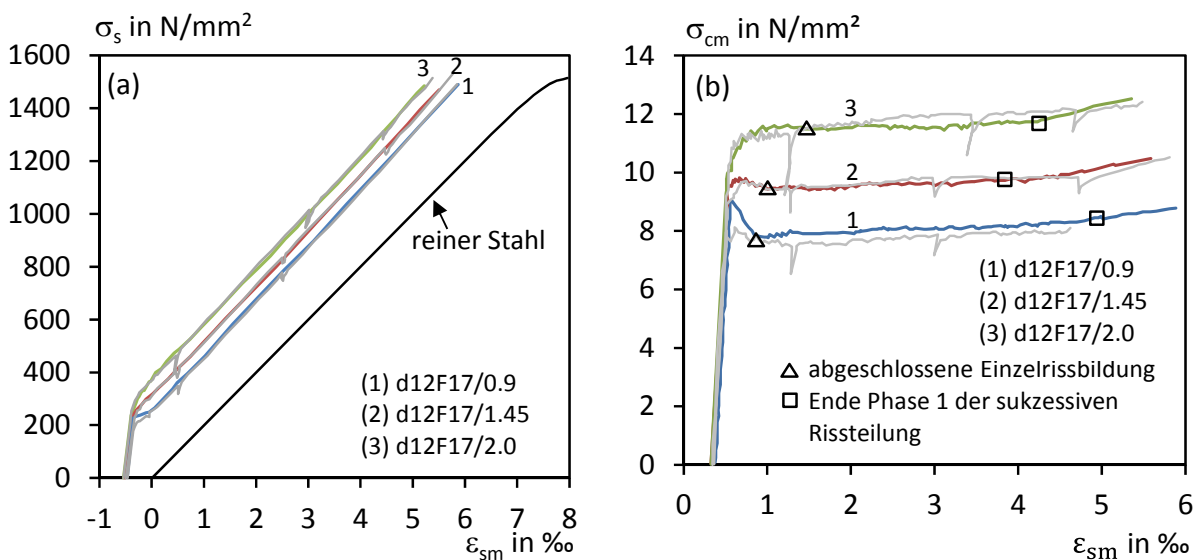


Bild 19: Kombination von Stabstahl ( $d_s = 12 \text{ mm}$ ) und Stahlfasern ( $l_f = 17 \text{ mm}$ ) aus /Leu07/. Stahlspannungs-Dehnungsbeziehung (links), Mitwirkungsanteil der Kurzfasern (rechts)

Es werden zwei Rissbildungsphasen unterschieden. Die „Einzelrisbildung“ ist abgeschlossen, sobald überall Dehnungsunterschiede zwischen Stabstahl und Matrix vorhanden sind. Bei faserbewehrtem Stahlbeton können jedoch noch weitere Risse durch „sukzessive Risteilung“ entstehen, solange sich die Kurzfasern noch in der Aktivierungsphase befinden. Dies ist nach Leutbecher auch dann möglich, wenn der Faserbeton selbst keine dehnungsverfestigenden Eigenschaften aufweist. Bild 19, rechts, zeigt anhand der Markierungen den Abschluss der jeweiligen Rissbildungsphase. Die Rissbildung selbst wird vom Fasergehalt nur wenig beeinflusst. Leutbecher führt dies darauf zurück, dass sich bei einer Erhöhung der Erstrissspannung der Matrix durch die Kurzfasern auch die Einleitungslänge zur Erzeugung weiterer Risse erhöht. Die Untersuchungen liefern interessante Hinweise, die im Rahmen dieser Arbeit bezüglich der Übertragbarkeit auf Textilbeton überprüft werden. Auch die Erkenntnisse anderer Forscher zur Kombination von Stabstahl und Stahlfasern werden in /Leu07/ vorgestellt.



### 2.4.2 Kombination von Stabstahl und Kunststofffasern

Lárusson et al. /Lár12/ kombinierten Stabstahl mit einem hochduktilen, dehnungsverfestigenden Feinbeton mit PVA-Fasern (ECC, heute SHCC). Es wurden ebenfalls zentrische Zugversuche an Dehnkörpern mit jeweils vier innenliegenden Bewehrungsstäben durchgeführt. Das Tragverhalten von Stahlbeton mit einem dehnungsverfestigenden Faserbeton im Vergleich zu herkömmlichem Stahlbeton wird von den Autoren wie folgt schematisch dargestellt.

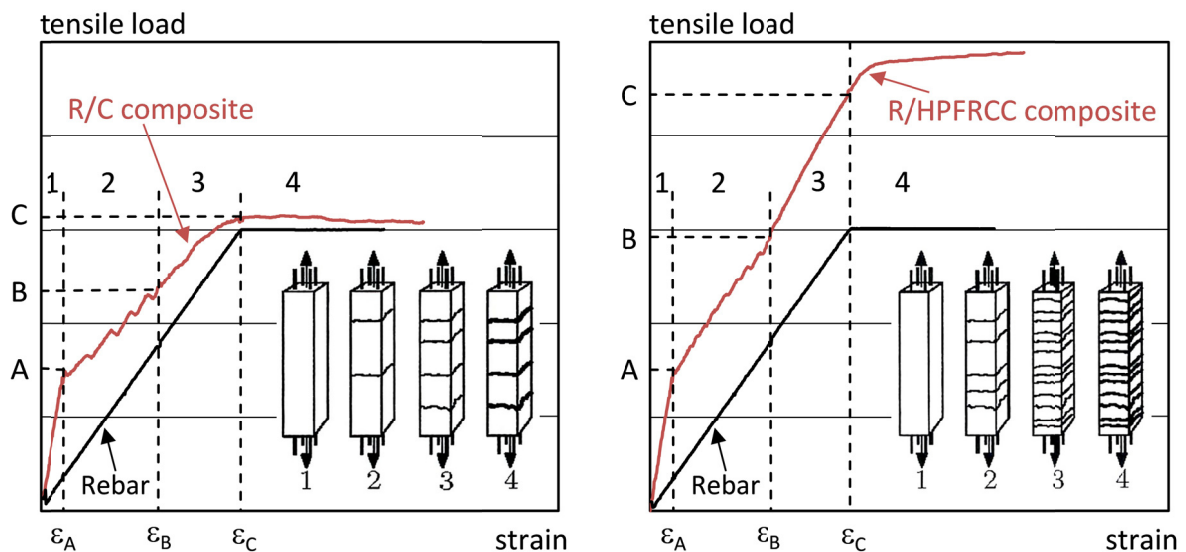


Bild 20: Schematische Darstellung von Zugversteifung und Rissbildung aus /Lár12/. Stahlbeton (links), Stahlbeton mit PVA-Faserbeton (rechts)

Während beim Stahlbeton die Zugversteifung durch die Rissbildung nahezu vollständig abgebaut wird (Bild 20, links), geschieht dies bei Stahlbeton mit Kurzfasern aufgrund der dehnungsverfestigenden Eigenschaft des ECCs nicht (Bereich 2 in Bild 20, rechts). Die Versuche zeigen auch, dass es nach Abschluss der Rissbildung zu einer Steifigkeitszunahme in Bereich 3 kommen kann, sofern die Fasern noch in ihrer Aktivierungsphase sind. Die Rissbildung konnte durch die zusätzliche Kurzfaserbewehrung stark verfeinert werden. Über eine sukzessive Risteilung wird nicht explizit berichtet.

### 2.4.3 Erkenntnisse zur Kombination von Textil und Kurzfasern

Über die Kombination von Textilbeton mit Kurzfasern hinsichtlich des Gesamttragverhaltens wurde bisher neben den eigenen Veröffentlichungen nur von Korb /Kor10b/, Barhum /Bar12a/, Butler et al. /But06/ und De Andrade Silva et al. /Sil11/ berichtet. In der Arbeit von Korb geht es weniger um die Ergänzung des Textilbetons mit Kurzfasern als vielmehr um die Verstärkung von hochduktilen Faserbetonen (SHCC) durch geringe Textilgehalte zur Verbesserung des Dauerstandverhaltens und zur Reduktion der Fasergehalte. Die Mengenverhältnisse von Textilbeton und

Kurzfasern weichen daher teilweise stark von der hier betrachteten Materialkombination ab. Darüber hinaus ist der eingesetzte PVA-Faserbeton bereits dehnungsverfestigend. Insgesamt wurden PVA-Kurzfasergehalte von 1,5 - 2,25 Vol.-% und bis zu drei Lagen Textil verwendet. Bild 21, links, zeigt exemplarisch die Spannungs-Dehnungslinien eines Textilbetons, eines Faserbetons und einer Kombination von beiden /Kor10a/. Es wurden Textilien eingesetzt, die alleine im Beton auch bei einem Gehalt von drei Lagen ein nur schwach dehnungsverfestigendes Verhalten erzeugten. Der Faserbeton weist die bereits erwähnte Dehnungsverfestigung bei sehr großen Verformungen auf und wird von Korb als Hauptbewehrung betrachtet.

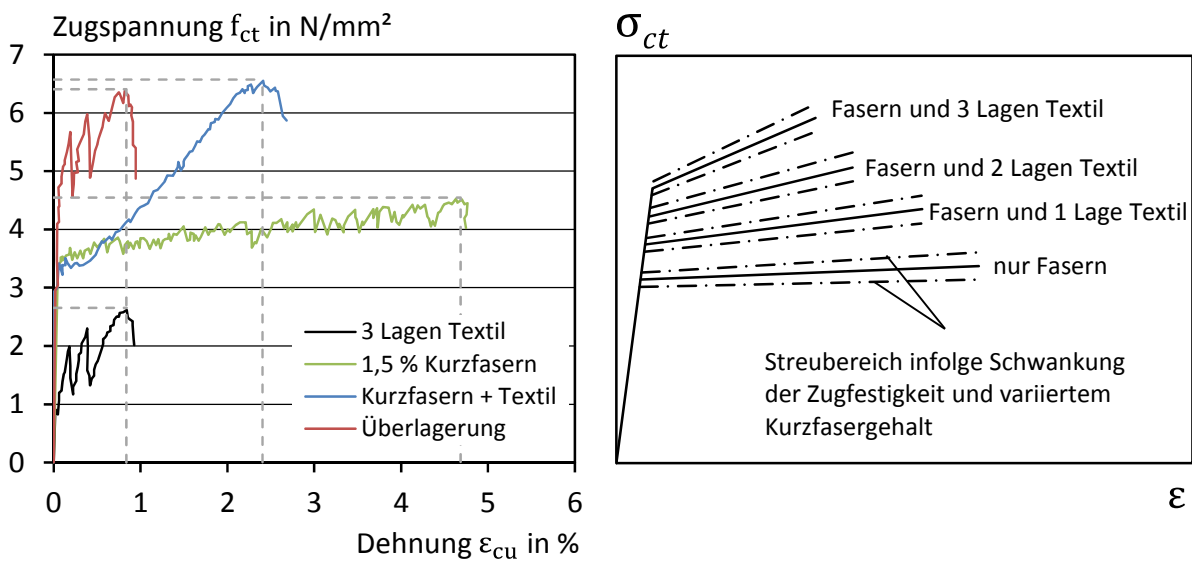


Bild 21: Rechnerische Überlagerung der Spannungs-Dehnungslinien von Textil- und Faserbetonen im Vergleich zu einer kombiniert bewehrten Probe (links), Vereinfachte schematische Darstellung von Spannungs-Dehnungslinien bei ansteigendem Textilbewehrungsgrad (rechts), jeweils nach /Kor10b/

Die Gegenüberstellung von Korb deutet an, dass sich bei der Kombination der verwendeten Bewehrungen keine Veränderung der Erstrissspannung ergibt. Der Einfluss der Kurzfasern auf die lokale Steifigkeit im Zustand IIb kann aufgrund des unterbewehrten Verhaltens des Textilbetons zunächst nicht beurteilt werden.

In /Kor10b/ wird zusammenfassend festgestellt, dass die Kurzfasern nur einen sehr geringen Einfluss auf das Tragverhalten von Textilbeton haben und im Rahmen der Versuchsstreuungen kaum nachweisbar sind. Eine Beeinflussung des Tragverhaltens ergibt sich demnach nur aus der Variation des Textilgehaltes (vgl. Bild 21, rechts). Hier wird ein Einfluss auf die Erstrissspannung und auf die lokale Steifigkeit im Zustand IIb angenommen. Weiterhin wurden insgesamt eine Steigerung der Maximalspannung sowie eine Abnahme der Bruchdehnung mit zunehmendem Textilgehalt festgestellt. Das bereits sehr feine Rissbild des ECC konnte durch zusätzliche Textilien nicht weiter verfeinert werden. Aufgrund der umgekehrten Zuordnung als Haupt- und Zusatzbewehrung können die genannten Erkenntnisse nur

eingeschränkt auf herkömmlichen Textilbeton mit zusätzlicher Kurzfaserbewehrung übertragen werden.

In Untersuchungen von Butler et al. /But06/ wurde das Zusammenspiel von Textilbewehrung und Kurzfasern anhand von Kraft-Rissöffnungsbeziehungen von gekerbten Dehnkörpern betrachtet, die mit 6 und 12 mm langen Kurzfasern und Endlosfasern aus Glas sowie einer Kombination aus beidem bewehrt waren. Die Glasfasern wirkten besonders bei kleinen Rissöffnungen, während das Textil erst bei größeren Rissöffnungen Zugkräfte übernehmen konnte. Bild 22 deutet anhand einer ausgewählten Bewehrungskonfiguration an, dass die Risstraganteile von Kurzfaserbewehrung und Endlosfaserbewehrung addiert werden können. Insbesondere das durch die Kombination erhöhte Arbeitsvermögen des Materials wurde herausgestellt. Weitere Materialkombinationen oder mögliche Synergieeffekte wurden nicht diskutiert.

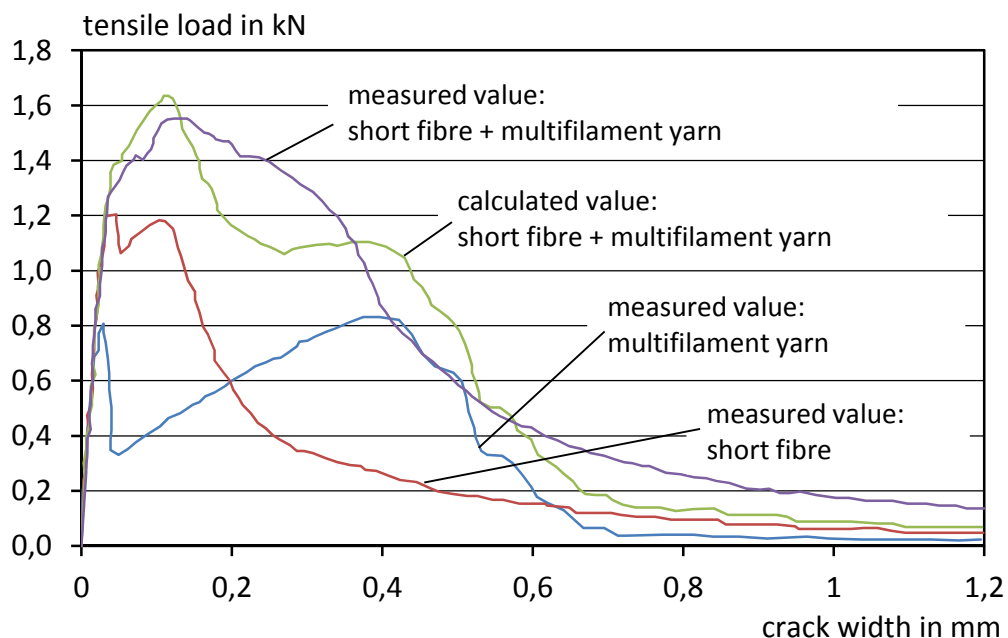


Bild 22: Kraft-Rissöffnungsverhalten von Dehnkörpern mit Längs- und Kurzfasern aus Glas sowie einer Kombination beider Bewehrungsarten nach /But06/.

In /Sil11/ wurden Glastextilien mit 0,5 Vol.-% wasserdispersiblen Glasfasern kombiniert und im Zugversuch mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten geprüft. Bild 23 fasst links die Spannungs-Dehnungslinien ohne Kurzfasern und rechts die mit Kurzfasern zusammen. In Abhängigkeit der Belastungsgeschwindigkeit ergaben sich bis zu 40 % höhere Erstrissspannungen beim Textilbeton mit Kurzfasern gegenüber reinem Textilbeton. Die Höchstfestigkeit konnte durch die Faserzugabe leicht gesteigert werden, während die Bruchenergie etwas reduziert wurde. Der faserbewehrte Textilbeton zeigte auch eine geringere Bruchdehnung, was auf zwei mögliche Gründe zurückgeführt wurde. Da die Kurzfasern aufgrund ihrer ungleichmäßigen Verteilung nicht in jedem Riss die gleiche Faserwirksamkeit aufweisen können, beschränkt sich die Risslokalisierung auf die schwachen Risse, die

schließlich nur noch vom Textil überbrückt werden. Dies führt zu frühzeitigem Versagen. Als weiterer Grund wird ein durch die Kurzfasern besseres Verbundverhalten des Textils zur Matrix aufgeführt, was zu einer Verkürzung der freien Länge des rissüberbrückenden Textils führt. Eigene Versuche mit verschiedenen Kurzfasertypen /Hin07, Hin12/ haben jedoch gezeigt, dass es bei einigen Fasertypen auch zu einer deutlichen Vergrößerung der Bruchdehnungen kommen kann. Die Gründe hierfür sind bislang nicht geklärt.

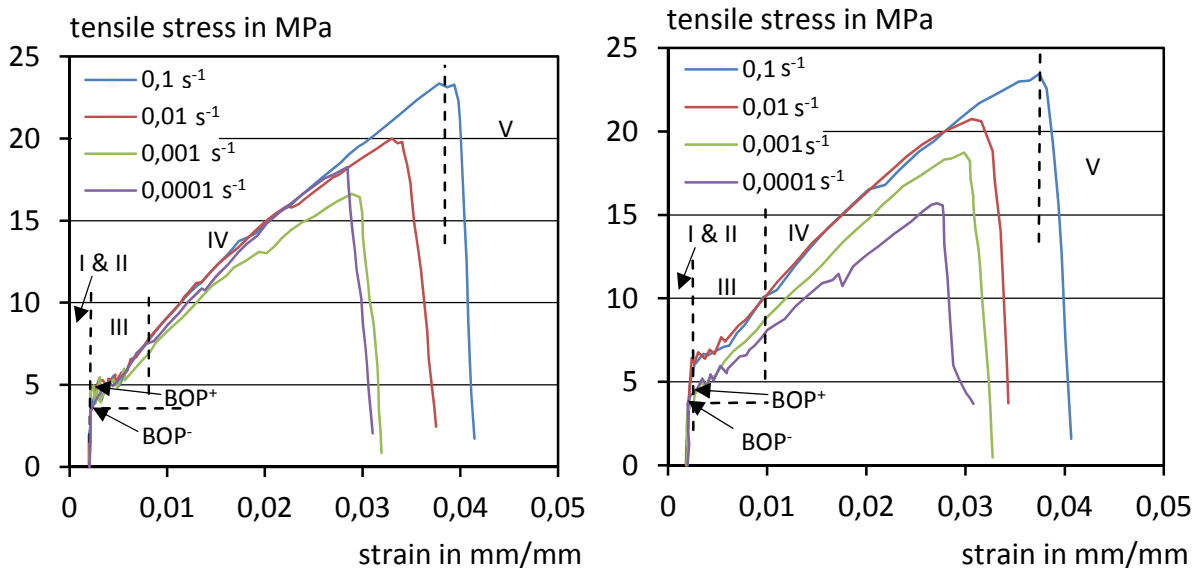


Bild 23: Einfluss der Dehnrates auf das Zugspannungs-Dehnungsverhalten von Textilbeton ohne Glasfasern (links) und mit Glasfasern (rechts) nach /Sil11/.

Jüngste Untersuchungen zur Kombination von Textilbeton mit Kurzfasern wurden von Barhum und Mechtcherine vorgestellt /Bar11, Bar12a, Bar12b, Bar13/. Sie betrachteten zwei Lagen einer Textilsorte in Kombination mit integralen und dispersiblen Glasfasern sowie dispersiblen Carbonfasern in zwei verschiedenen Betonmatrizes. Barhum untersuchte detailliert das Verbundverhalten zwischen Glasfaserrovings, Kurzfasern und Betonmatrix sowie den Spannungs-Dehnungsverlauf von Textilbeton mit Kurzfasern. Dazu wurden Faser- und Filament-Ausziehversuche und zentrische Zugversuche am Verbundwerkstoff durchgeführt. Bild 24 zeigt eine Auswahl der experimentellen Versuchsdaten. Die gewonnenen Erkenntnisse werden im Folgenden zusammengefasst.

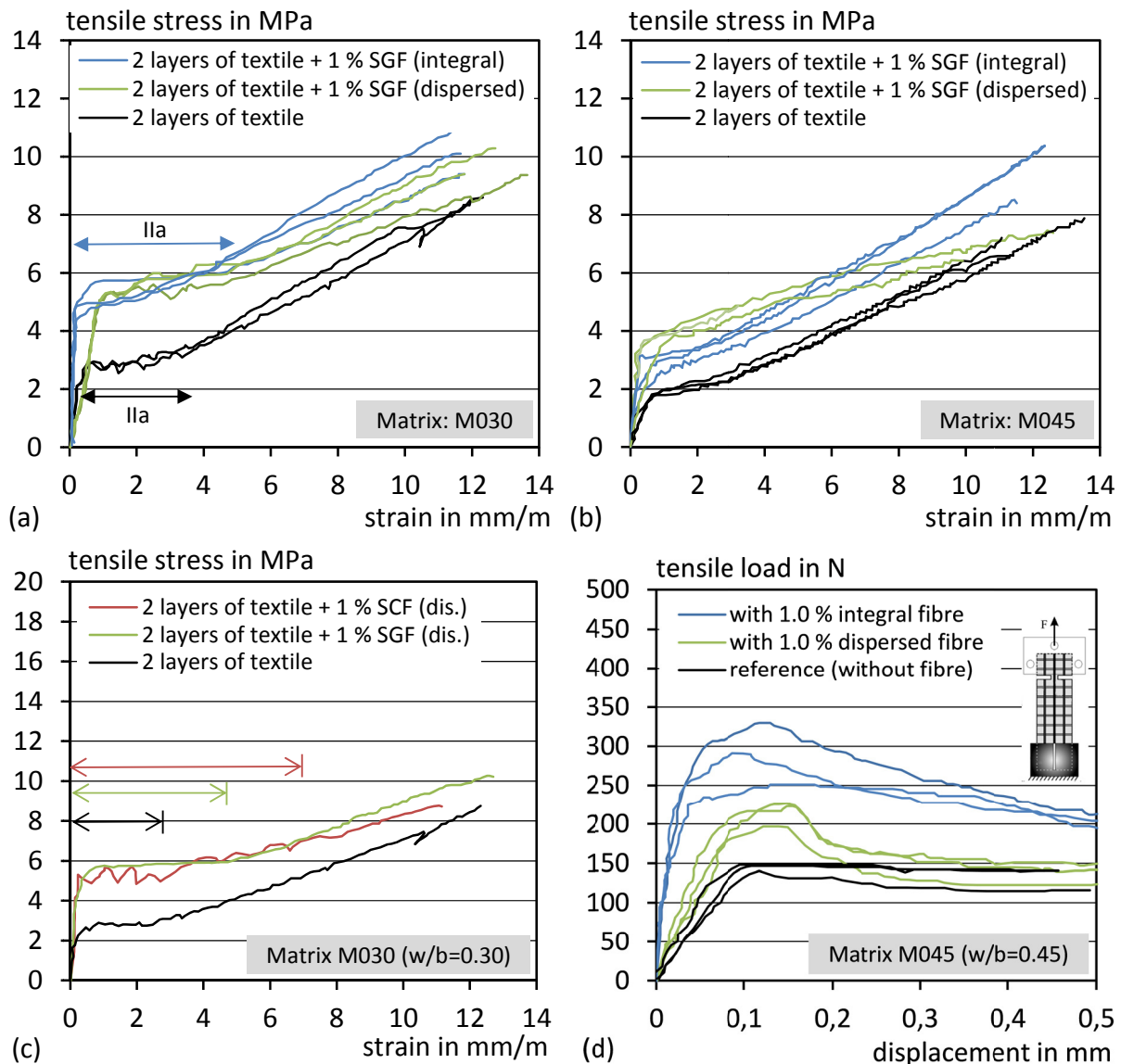


Bild 24: Spannungs-Dehnungsverhalten von Textilbetonen mit und ohne dispersible und integrale Glasfasern in einer hochfesten Betonmatrix (a) und einer normalfesten Betonmatrix (b) aus /Bar13/, Spannungs-Dehnungsverhalten von Textilbetonen mit Carbonfasern in einer hochfesten Betonmatrix (c) aus /Bar12b/, Einfluss von Kurzfasern auf das Ausziehverhalten von Endlosfasern aus einer Betonmatrix (d) aus /Bar13/

### Verbundverhalten

Bei doppelseitigen Ausziehversuchen von Endlosfasern aus Glas aus einer Betonmatrix mit und ohne Kurzfasern ergaben sich vor allem bei kleineren Verformungen größere Ausziehkräfte bei den Faserbetonen (vgl. Bild 24d). Zur Vermeidung einer Mitwirkung der Kurzfasern im Riss wurden die Enden der gekerbten Prüfkörper nach dem Riss der Betonmatrix leicht verdreht, um die Mitwirkung der Kurzfasern möglichst zu reduzieren. Es ist allerdings zu hinterfragen, ob die Faserwirkung so tatsächlich eliminiert werden konnte. So zeigte sich bei größeren Verformungen wieder eine Reduktion der Ausziehkräfte auf das Niveau des

reinen Feinbetons. Allerdings wurde aus mikroskopischen Aufnahmen abgeleitet, dass sich durch die zufällig verteilten Kurzfasern zusätzliche Haftpunkte an die umgebende Betonmatrix ergeben könnten.

Die Versuche an Einzelfilamenten aus Glas ergaben bereits bei einer Einbindetiefe von nur 3 mm Abrisse beim höherfesten Feinbeton ( $w/b = 0,3$ ). Dies konnte anhand von abgerissenen Faserstücken, die in ESEM-Aufnahmen erkannt wurden, bestätigt werden. Die integralen Glasfasern blieben hingegen intakt. Insgesamt lässt sich daraus eine vergleichsweise hohe Brüchigkeit der Einzelfilamente aus Glas ableiten.

### Erstrissspannung bei Textilbetonen mit Kurzfasern

Die Versuche zeigen eine klare Anhebung der Erstrissspannung des Verbundwerkstoffs um den Faktor zwei bis drei durch die Zugabe von 1 Vol.-% Kurzfasern (vgl. Bild 24a/c). Begründet wird dies mit den Eigenschaften der Kurzfasern, Mikrorisse zu überbrücken und trocknungsinduzierte Schädigungen zu reduzieren. Mit dispersiblen Carbonfasern wurde die größte und mit den anderen Kurzfasertypen eine etwas geringere Wirkung erzielt. Als Grund hierfür wird die bei den dispersiblen Kurzfasern höhere Faseranzahl und gleichmäßigere Verteilung in Kombination mit dem hohen E-Modul des Carbons gesehen.

Der reine Textilbeton fällt jedoch durch eine besonders niedrige Erstrissspannung auf, was Barhum auf die hohe Schlankheit der Dehnkörper und mögliche Schwindeffekte zurückführt. Die eigenen Untersuchungen werden diese Problematik in den Abschnitten 6.4.2 und 7.2.4 ausführlich behandeln.

Bei reinen Faserbetonen ergaben sich im Gegensatz zu den textilbewehrten Feinbetonen die höchsten Rissfestigkeiten mit integralen Glasfasern. Barhum führt dies auf eine frühzeitig einsetzende Mikrorissbildung bei Faserbetonen mit dispersiblen Glasfasern aufgrund vermehrten Luftenstrags und auf die größere Robustheit der integralen Glasfasern bei schiefwinkliger Beanspruchung zurück. Entsprechend würden die brüchigen dispersiblen Glasfasern in Kombination mit einer Textilbewehrung und dem Laminierverfahren günstig ausgerichtet und könnten dann erst ihre Vorteile ausspielen.

### Tragverhalten im gerissenen Zustand

Die Untersuchungen von Barhum deuten eine Vergrößerung des Dehnungsbereichs der Rissbildung (Zustand IIa) durch Kurzfasierzugabe an. Der stärkste Zuwachs wurde bei Textilbetonen mit Carbonfasern gefunden (Bild 24c). Grundsätzlich wird die mit der Kurzfaserdosierung einhergehende Vermehrung der Rissanzahl als Grund dafür genannt. In eigenen Untersuchungen mit Carbonfasern /Hin07/ wurde ebenfalls ein stark vergrößerter Dehnungsbereich der Rissbildung festgestellt, der jedoch vorwiegend auf eine starke Zunahme der Rissweiten zurückgeführt wurde. Interessant ist ein Hinweis auf den Grund für die vermehrte Rissbildung bei Textilbetonen mit

Kurzfasern. Neben einem höheren Gehalt an krafteinleitender Bewehrung wird auch die erhöhte Erstrissspannung als Grund angeführt. So würden sich noch vor dem ersten Makroriss verstärkt Mikrorisse im Dehnkörper ausbilden, die bei der anschließenden Mehrfachrissbildung zusätzliche Makrorisse auslösen könnten.

Hinsichtlich der lokalen Steifigkeit während der Rissbildungsphase zeigten die Textilbetone mit dispersiblen Kurzfasern eine mit zunehmenden Dehnungen abfallende Steifigkeit (z. B. Bild 24b). Dies wird mit einem sukzessiven Versagen der dispersiblen Glasfasern begründet und wurde bei integralen Glasfasern nicht beobachtet. Die erreichten Bruchdehnungen fielen tendenziell etwas geringer aus als bei den reinen Textilbetonen. Grundsätzlich wurde aber in allen Versuchen mit zusätzlicher Kurzfaserbewehrung eine deutliche Steigerung der dissipierten Energie bis zum Versagen des Textils erreicht.

Die Erkenntnisse von Barhum decken sich größtenteils mit den eigenen Untersuchungen /Hin07, Hin08, Hin09, Hin12/, liefern aber zusätzliche interessante Hinweise, die im Rahmen dieser Arbeit berücksichtigt werden.





---

# Kapitel 3

## Verwendete Textilien und Kurzfasern

---

### 3.1 Textilien

Textilien, die für Textilbetone verwendet werden, haben ausgeprägte rissüberbrückende Eigenschaften und stellen als Hauptbewehrung die Mehrfachrissbildung sicher. Sie behalten auch bei zusätzlicher Verwendung von Kurzfasern einen dominanten Einfluss auf das Tragverhalten. Die vielfältigen Einflussgrößen wurden sehr detailliert in den Arbeiten von Jesse /Jes04/ und Voss /Vos08/ beschrieben. Deren Variation steht nicht im Fokus dieser Arbeit, da das Textil meist als Durchläufer betrachtet wird.

Zur Beschreibung der Interaktion zwischen Textil und Kurzfasern werden jedoch die Einflüsse von zwei Textiltypen auf das Tragverhalten untersucht. Es kommen Textilien aus AR-Glas zum Einsatz, die sich durch Garnfeinheit und Bindungstyp grundlegend unterscheiden. Sie wurden im Rahmen des SFB 532 vom Institut für Textiltechnik der RWTH-Aachen entwickelt und auf einer Kettenwirkmaschine mit Parallelschusseintrag hergestellt. Beide Textilien sind unbeschichtet und weisen den gleichen Schussfadenabstand auf.

Das Textil mit einer Garnfeinheit von 1200 tex und Trikotbindung wird mit „2D-16-08“ bezeichnet, fällt sehr flach aus und erreicht unter den unbeschichteten Textilien gute Verbundkennwerte. Es wurde im Rahmen des SFB 532 vorwiegend bei Bauteilen verwendet, die wie auch alle Dehnkörper im Rahmen dieser Arbeit im Laminierverfahren hergestellt wurden. Das Textil wird daher als Referenztextil bezeichnet.

Ein weiteres Textil mit einer Garnfeinheit von 2400 tex und Fransebindung wird im Folgenden mit „MAG-07-03“ bezeichnet und bildete das Referenztextil im SFB 532. Durch die Fransebindung mit erhöhter Wirkfadenspannung weist es stärker kompaktierte Rovingquerschnitte auf, die sich nach einheitlicher Meinung /Jes04, Vos08/ negativ auf die Verbundqualität auswirken. Dieses Textil wurde bei einigen Versuchsreihen zusätzlich untersucht, um die Auswirkungen der Textileigenschaften auf die Interaktionsmechanismen zwischen Textilien und Kurzfasern zu erfassen. Die Kenndaten der Textilien sind in Tabelle 4 zusammengefasst. Bild 25 zeigt jeweils die Bewehrungsstruktur.

Tabelle 4: Charakterisierung der verwendeten Textilien

Textil	Bindungs- typ	Garn- feinheit	Stich- länge	Einzug	Bewehrungsquerschnitt	
					0 °	90 °
-	-	tex	mm	-	mm <sup>2</sup> /m	
2D-16-08	Trikot	1200	4,2	2 voll / 1 leer	70	50
MAG-07-03	Franse	2400	2,1	1 voll / 1 leer	105	105

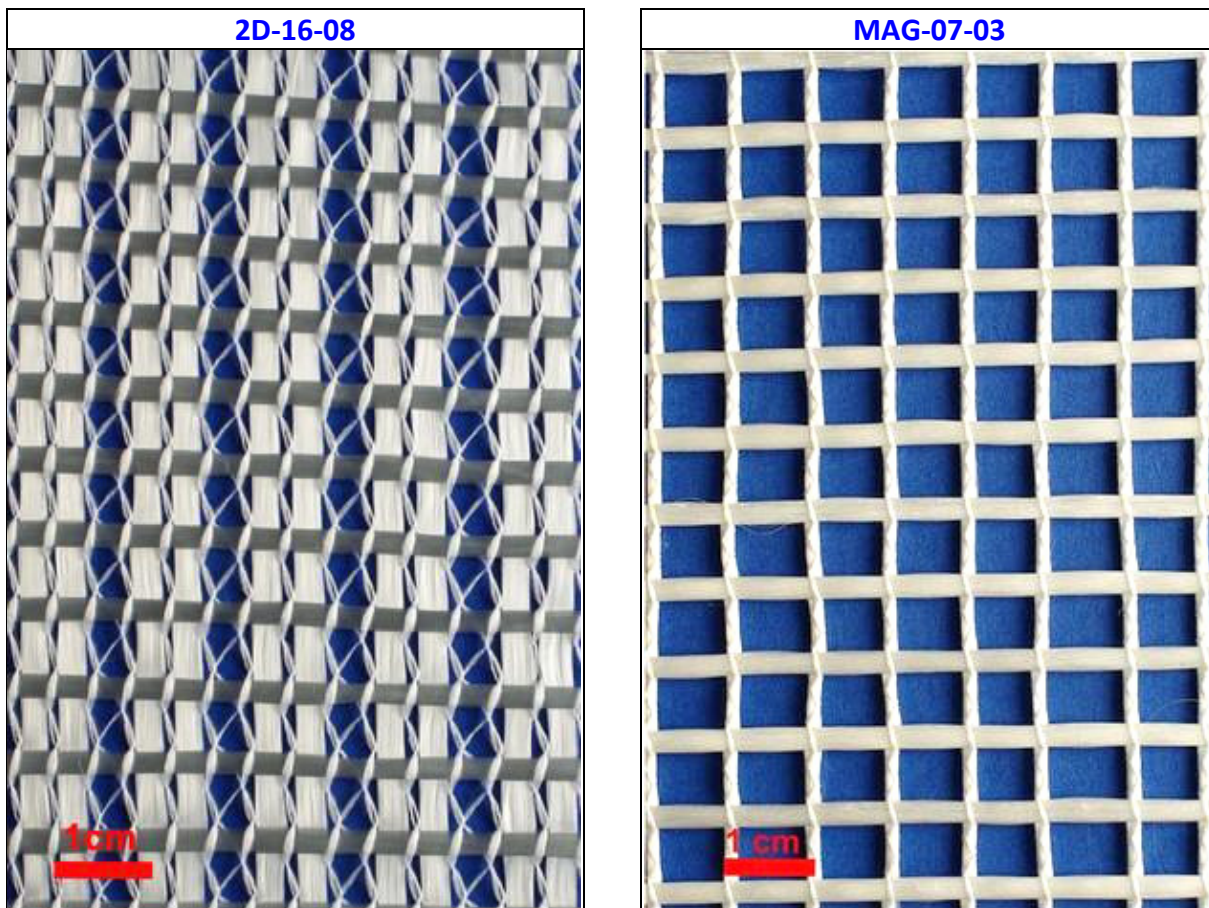


Bild 25: Verwendete Textilien, 2D-16-08 (links), MAG-07-03 (rechts)

### 3.2 Kurzfasern

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchzuführenden Untersuchungen sind vor allem unterschiedliche Kurzfasern interessant, die mit ihren geometrischen und mechanischen Eigenschaften einen möglichst großen Bereich abdecken. Es werden daher viele der in Tabelle 3 vorgestellten Fasermaterialien in Betracht gezogen und damit sowohl sehr steife (Stahl / Carbon) als auch sehr weiche (Polypropylen) Kurzfasern berücksichtigt. Tabelle 5 gibt einen Überblick über die verwendeten Kurzfasertypen.

Tabelle 5: Verwendete Kurzfasertypen, Geometrie und Eigenschaften

Kürzel	Material	Abmessungen		Klassifizierung	E-Modul	Zugfestigkeit	Rohdichte	
		$l_f$	$\varnothing$ <sup>1)</sup>					
		mm	$\mu\text{m}$					
S1-6	Stahl 1 (rund, gerade)	6	175	Makro	210.000	2.200	7,85	
S1-12		12,7						
S2-5	Stahl 2 (Streifenform)	5	H: 24 B: 1000		210.000	1.400	7,20	
S2-15		15						
S3-16	Stahl 3 (rund, gewellt)	16	500		k. A.			
G1-6	Glas, integral	6	146 <sup>2)</sup>		Mikro	72.000	1.700	2,68
G1-12		12						
G2-3	Glas, dispersibel	3	22,5			72.000	1.700	2,68
G2-6		6						
G2-9		9						
C-3	Carbon	3	7,6	238.000		3.950	1,79	
C-6		6						
C-12		12						
P1-20	Aramid	20	348	Makro		73.000	3.400	1,39
P2-6	Aramid	6	12					
P3-6	Polyvinylalkohol 1 <sup>3)</sup>	6	29	Mikro	39.000	1.600	1,30	
P4-8	Polyvinylalkohol 1 <sup>3)</sup>	8	45		42.000	1.600	1,30	
P5-12	Polyvinylalkohol 2 <sup>3)</sup>	12	125	Makro	29.000	1.200	1,30	
P6-15	Polypropylen <sup>4)</sup>	15	36	Mikro	3.500	550 - 770	0,90	
P7-6	Polyethylen <sup>5)</sup>	6	21,5		110.000	3.500	0,97	
P7-10		10						

<sup>1)</sup> Eigene Messung, außer Stahlfasern

<sup>2)</sup> Rechnerisch bestimmt (45 tex Faserbündel)

<sup>3)</sup> Abk.: PVA

<sup>4)</sup> Abk.: PP

<sup>5)</sup> Abk.: PE

Da die Durchmesser der Filamente einen großen Einfluss auf die spezifische Oberfläche der Fasern haben und diese im weiteren Verlauf der Arbeit als Kennwert herangezogen werden, wurden die Durchmesser aller verwendeten Kurzfasern mit einem Lichtmikroskop eigens bestimmt. Bild 26 zeigt die Kurzfasern im Vergleich.



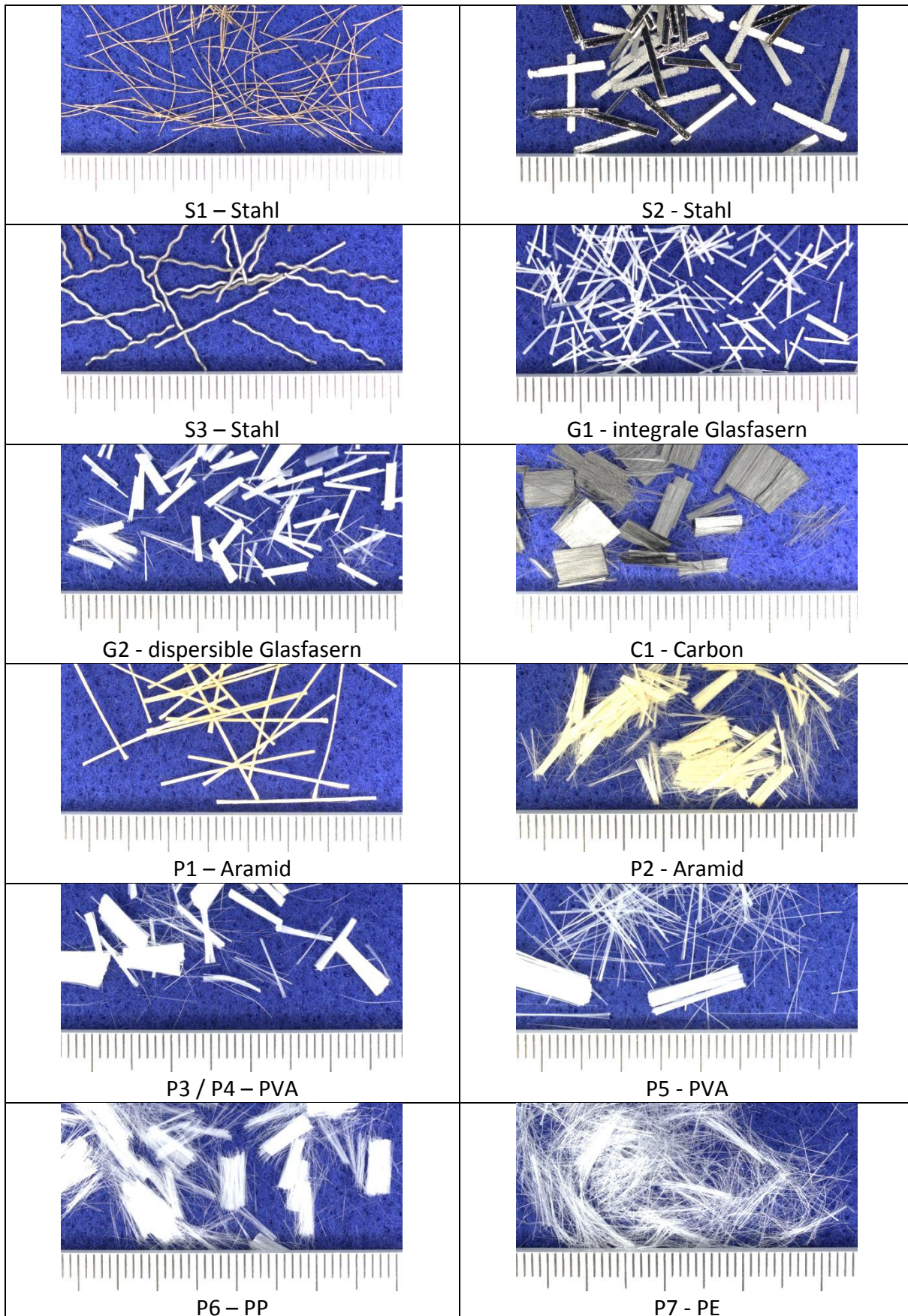


Bild 26: Verwendete Kurzfasertypen

Die Unterscheidung von Mikro- und Makrofasern ist in der Literatur nicht eindeutig definiert. In der Regel geht man bei größeren Kurzfasern, die einen Durchmesser von mehreren hundert Mikrometern haben (z. B. Stahlfasern für Normalbeton), davon aus, dass diese Fasern nur Makrorisse beeinflussen. Als Mikrofasern werden meist Kurzfasern bezeichnet, die Filamentdurchmesser von wenigen Mikrometern aufweisen und vollständig dispergieren. Aufgrund der geringeren Größenordnung aller Ausgangsstoffe bei Feinbetonen werden im Rahmen dieser Arbeit bereits die Kurzfasern als Makrofasern bezeichnet, die einen Durchmesser ab 100  $\mu\text{m}$  aufweisen. Dies betrifft die Stahlfasern, die integralen Glas- und Aramidfasern sowie die PVA-Fasern P5.

Mit Ausnahme der Glasfasern G1 und der Aramidfasern P1 handelt es sich bei allen Kurzfasertypen um sogenannte wasserdispersible Kurzfasern. Diese Fasern sind in den meisten Fällen zu Faserbündeln verklebt, um Transport und Dosierung zu vereinfachen, dispergieren aber bei Kontakt mit Wasser vollständig, so dass sich die einzelnen Filamente während des Mischvorgangs im Beton verteilen. Die Kurzfasern G1 und P1 liegen in integraler Form vor. Die Filamente sind mit einer wasserunlöslichen Schichte zu Faserbündeln verklebt, die auch während des Mischvorgangs nicht dispergieren.

Stahlfasern spielen bei Textilbeton aufgrund des Korrosionsrisikos und einer damit verbundenen optischen Beeinträchtigung der Sichtbetonflächen nur eine untergeordnete Rolle. Dennoch wurden sie berücksichtigt, um die Einflüsse von hochfesten und sehr steifen Kurzfasern erfassen zu können. Die Kurzfasern wurden nach Möglichkeit in verschiedenen Durchmessern und Längen beschafft.



---

# Kapitel 4

## Verarbeitbarkeit von Faserbetonen - Einfluss der Betonmatrix

---

### 4.1 Einleitung

Allgemeine Anforderungen an Feinbetone für Textilbeton sowie deren Eigenschaften im Vergleich zu Normalbetonen wurden von Brockmann /Bro01, Bro05/ erarbeitet und in Abschnitt 2.1 kurz zusammengefasst. Neben Anforderungen hinsichtlich der Dauerhaftigkeit von unbeschichteten Glastextilien und der Betonmatrix selbst sowie der mechanischen Eigenschaften werden von Brockmann auch Anforderungen hinsichtlich der Frischbetonverarbeitbarkeit angegeben, die sich vorwiegend auf die Durchdringung von Textilien und die Stabilität der sehr fließfähigen Mischungen konzentrieren. Aus diesen Überlegungen heraus wurde von Brockmann der Referenzbeton des SFB 532 mit der Bezeichnung PZ-0899-01 entwickelt, der auch im Rahmen dieser Arbeit als Vergleichsgröße verwendet wird und in Anhang A1.3 dargestellt ist. Es handelt sich dabei um einen sehr fließfähigen Feinbeton, der für das Gießverfahren optimiert wurde. Anforderungen, die sich aus einer Kurzfasernzugabe ergeben, wurden noch nicht berücksichtigt. Als Grundmischung für Feinbetone mit dispersiblen Mikrofasern ist der Referenzbeton aufgrund der sehr hohen spezifischen Oberfläche der meisten Kurzfasertypen also weniger geeignet, da die Frischbetonverarbeitbarkeit dann schon bei kleineren Fasergehalten stark beeinträchtigt wird.

Nach allgemeinen Erkenntnissen kann dem Problem, wie auch bei herkömmlichem Stahlfaserbeton, mit höheren Bindemittelgehalten entgegengewirkt werden (vgl. Abschnitt 0). Einige Vorversuche im Rahmen dieser Arbeit wurden daher mit einem weiteren Feinbeton (RP-03-2E) von Brockmann, der einen besonders hohen Bindemittelgehalt von  $1.400 \text{ kg/m}^3$  aufweist, durchgeführt. In einem ersten eigenen Entwicklungsschritt zu einer Grundmischung für Faserbetone entstand der Feinbeton FC, der ähnliche Proportionen wie RP-03-2E aufweist, aber zur Verbesserung der betontechnologischen Eigenschaften einen geringeren Gesamtbindemittelgehalt hat. Die Zusammensetzungen und Eigenschaften der genannten Feinbetone sind in Anhang A1.3 dargestellt. Die generell hohen Bindemittelanteile dieser Feinbetone bringen jedoch betontechnologische Nachteile wie hohe Schwind- und Kriechverformungen oder niedrige Elastizitätsmoduln mit sich.

Da die Verwendung von hochwirksamen Faserbetonen in Kombination mit Textilbeton in der Praxis häufig noch an der eingeschränkten Frischbetonverarbeitbarkeit scheitert und der Bindemittelanteil bei praxistauglichen Feinbetonen

nicht beliebig gesteigert werden kann, sollen im Rahmen dieses Kapitels alternative Einflussgrößen gefunden werden, die die Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Kurzfasern verbessern können. Es werden die Sieblinienabstufung, das Größtkorn und die Kornform der Partikel sowie der Wasser- bzw. Fließmittelgehalt näher betrachtet. Ziel dabei ist es, schon bei der Mischungszusammensetzung möglichst die Voraussetzungen für eine gute Verarbeitbarkeit zu schaffen und den Bindemittelgehalt möglichst gering zu halten. Im weiteren Verlauf wird daraus eine neue Grundmischung für Feinbetone mit Mikrofasern abgeleitet, die die Referenzmischung im Rahmen dieser Arbeit bildet und für die meisten Frisch- und Festbetonuntersuchungen verwendet wird.

## **4.2 Zusammensetzung der Betonmatrix**

### **4.2.1 Allgemeines**

Untersuchungen zu rheologischen Fragestellungen erfolgen häufig im Zusammenhang mit selbstverdichtenden Betonen. Dabei spielen die Viskosität und die Fließgrenze eine entscheidende Rolle. Da sich in Vorversuchen andeutete, dass diese Parameter die Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit hohen Gehalten an Mikrofasern aufgrund deren sehr hoher spezifischer Faseroberfläche nicht vordergründig beeinflussen, können die gewonnenen Erkenntnisse nicht grundsätzlich auf das hier zu untersuchende Faser/Matrix-System übertragen werden.

In einem umfangreichen Versuchsprogramm wurden die Kornabstufung sowie das Größtkorn der Gesamtsieblinie, die mittlere Kornform der Feststoffpartikel, der Wassergehalt und der Bindemittelgehalt von Faserbetonen systematisch im Hinblick auf eine Verbesserung der Verarbeitbarkeit untersucht. Von den genannten Einflussgrößen, die im Folgenden vorgestellt werden, wurde grundsätzlich nur einer gleichzeitig variiert.

### **4.2.2 Einflussgrößen**

#### **4.2.2.1 Gesamtsieblinie der Feststoffpartikel**

Die Gesamtsieblinie der Feststoffpartikel wird als ein wesentlicher Parameter betrachtet, da aus der Literatur und aus eigenen Vorversuchen hervorgeht, dass ein höherer Feinanteil, z. B. durch Erhöhung des Zementgehaltes, die Verarbeitbarkeit von Faserbetonen begünstigt. Zudem wurden im Rahmen dieser Untersuchung entsprechend dem Vorschlag von Ferrara et al. /Fer07/ nur Idealsieblinien verwendet, damit den Feinbetonen grundsätzlich ein möglichst hoher Anteil an freiem Wasser zur Verfügung steht. Die positive Wirkung von Idealsieblinien wurde bereits in zahlreichen Untersuchungen zur dichtesten Packung, z. B. /Ful07, Fun94, Pun92, Mar10/, nachgewiesen. Als Idealsieblinie wurde die Sieblinie von Funk und Dinger /Fun94/ gewählt, die für den gesamten Korngrößenbereich der Feststoffe berechnet wurde. Die



in Gleichung 10 angegebene Formel zur Berechnung der Siebdurchgänge erfordert die Festlegung des Kleinst- und Größtkornes sowie des Verteilungsexponenten  $n$ , mit dem die Kornabstufung beschrieben wird.

$$\frac{P}{100} = \frac{D^n - D_s^n}{D_L^n - D_s^n} \quad \text{Gl. 10}$$

mit:

$P$  = Siebdurchgang in Vol.-%

$D$  = Partikelgröße

$D_s$  = kleinste Partikelgröße

$D_L$  = maximale Partikelgröße

$n$  = Verteilungsexponent

Um den Einfluss der Kornabstufung zu untersuchen, wurde der Verteilungsexponent  $n$  im Bereich zwischen 0,2 und 0,6 variiert. Ein kleiner Exponent beschreibt eine Sieblinie mit einem hohen Anteil an Feinbestandteilen, während ein großer Exponent zu einer gröberen Sieblinie führt. In Vorversuchen zeigte sich allerdings, dass Sieblinien mit einem Exponenten größer als 0,4 nicht immer stabil sind und zu starken Sedimentationen neigen können. Die Sieblinien wurden daher nicht mehr berücksichtigt. Grundsätzlich wurden Sieblinien bis in den Feinstbereich betrachtet, weshalb das Kleinstkorn auf einen Wert von 0,1  $\mu\text{m}$  festgelegt wurde.

In Ergänzung zur Kornabstufung wurde auch das Größtkorn der Sieblinie bei einem konstant gehaltenen Verteilungsexponenten von 0,3 (Referenzwert) variiert. Das Größtkorn wurde zwischen 0,2 mm und 1 mm variiert.

#### 4.2.2.2 Kornform

Die Kornform der Feststoffpartikel und ihr Einfluss auf das Fließverhalten von Zementleimen und Betonen war bereits Gegenstand mehrerer Forschungsarbeiten /z. B. Gei08/. Noch weitgehend ungeklärt ist die Frage, ob eine möglichst runde Kornform auch positive Auswirkungen auf die Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Mikrofasern hat. In einer weiteren Versuchsserie wurde daher ein mittlerer Kornformfaktor des Feststoffgemischs gezielt variiert.

Zunächst wurden die Ausgangsstoffe mit einem Partikelformanalysator charakterisiert. Bei dieser Methode werden einzelne Partikel in einem bestimmten Korngrößenbereich fotografiert und mit einer Bildanalysesoftware ausgewertet. So können für alle Partikel ab einer Größe von 2  $\mu\text{m}$  Formfaktoren berechnet werden. Allerdings wurden im Rahmen dieser Arbeit nur Partikelgrößen ab 10  $\mu\text{m}$  berücksichtigt, um Fehlinterpretationen aufgrund von unscharfen Aufnahmen entgegenzuwirken. Bild 27, links, zeigt beispielhaft eine Aufnahme von Zementpartikeln, die für die Bildauswertung geeignet ist. Die bildanalytische Auswertung erlaubt die Berechnung von verschie-

denen Kornformfaktoren. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die „Circularity Ratio“ als ein geeigneter Parameter betrachtet. Sie ist definiert als das Verhältnis der Partikelfläche zur Fläche eines Kreises mit gleichem Umfang.

$$C = \frac{A_s}{A_c}, \text{ wenn } U_s = U_c \quad \text{Gl. 11}$$

mit:

- C = Circularity ratio
- $A_s$  = Projektionsfläche eines Partikels
- $A_c$  = Kreisfläche
- $U_s$  = Umfang der Projektionsfläche eines Partikels
- $U_c$  = Kreisumfang

Gemäß dieser Definition hat ein idealrundes Partikel eine Circularity Ratio von 1,0. Dieser Formfaktor ist deshalb gut geeignet, weil er einerseits die Gesamtform berücksichtigt, andererseits aber auch die Rauigkeit der Oberfläche mit einget. Je Ausgangsstoff wurden mehrere hundert Partikel aufnahmen gemacht (siehe Bild 27, rechts) und daraus ein mittlerer Kornformfaktor errechnet. Sande wurden nach dem gleichen Prinzip mit Hilfe eines optischen Mikroskops ausgewertet. Aus den mittleren Kornformfaktoren der jeweiligen Ausgangsstoffe wurde schließlich ein Kornformfaktor für das gesamte Feststoffgemisch einer Mischung berechnet.

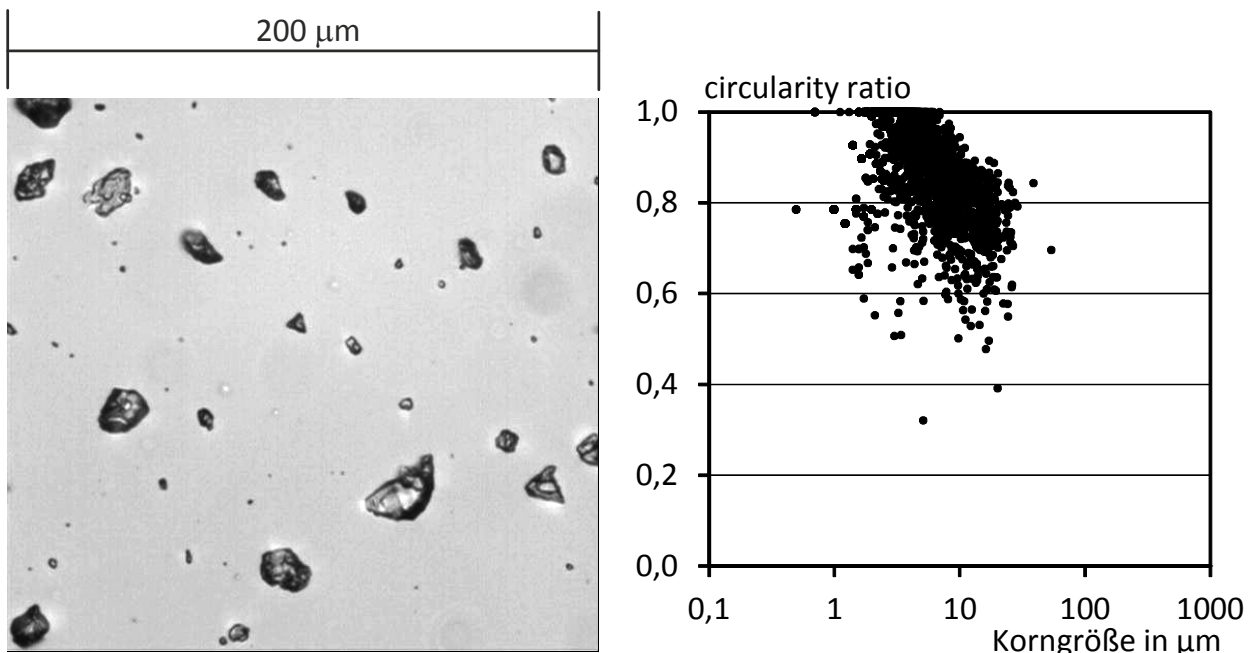


Bild 27: Beispielhafte Aufnahme von Zementpartikeln für die Partikelformanalyse (links), Circularity ratio von verschiedenen Partikeln eines Ausgangsstoffs (rechts)

Dabei wurden die mittleren Kornformfaktoren der Ausgangsstoffe über deren Oberflächenanteile gewichtet. Dieses Vorgehen wurde einer Gewichtung über die Volumenanteile vorgezogen, da die Kornform die interpartikuläre Reibung der Partikel beeinflusst /Kre85/ und diese mit zunehmender Oberfläche der Partikel stärker ins Gewicht fällt.

Um den Einfluss der Kornform auf die Verarbeitbarkeit von Mikrofaserbeton bewerten zu können, wurden Feinbetone mit mittleren Kornformfaktoren zwischen 0,75 und 0,87 eingestellt. Innerhalb dieses Bereiches konnten noch betontechnologisch sinnvolle Mischungszusammensetzungen erzielt werden.

#### **4.2.2.3 Wassergehalt**

Der Wassergehalt von Mikrofaserbetonen bei gleichen Feststoffanteilen wurde variiert, um Einflüsse aus unterschiedlichen Wasserfilmdicken zu erfassen. Es sollte überprüft werden, inwieweit unterschiedliche Wasserfilmdicken das Fließverhalten von Mikrofaserbetonen beeinflussen. Im Rahmen dieser Prüfreihe wurden Wassergehalte von 22,5 Vol.-% bis 32,5 Vol.-% eingestellt. Diese konnten nicht in eine Wasserfilmdicke umgerechnet werden, da die Packungsdichte des Feststoffgemischs mit gleichmäßig dispergierten Mikrofasern nicht mit dem Verfahren nach Punkte /Pun92/ bestimmt werden konnte. Da Faser- und Feststoffzusammensetzung jedoch konstant blieben, konnte von einer mit steigendem Wassergehalt kontinuierlich zunehmenden Wasserfilmdicke ausgegangen werden.

#### **4.2.2.4 Bindemittelgehalt**

Dass Betone mit hohem Bindemittelgehalt zu einer besseren Verarbeitbarkeit von Faserbetonen führen, ist nicht zwangsläufig auf das Bindemittel selbst oder den Zementleim zurückzuführen. Vielmehr kann davon ausgegangen werden, dass im Wesentlichen die damit einhergehende Erhöhung des Feinkornanteils verantwortlich ist. In diesem Falle könnte auch der Anteil an inerten Zusatzstoffen erhöht werden und so ungewollte Schwind- und Kriechverformungen reduziert werden. Um diesen Sachverhalt zu bestätigen, wurden verschiedene Bindemittelgehalte bei gleichbleibender Gesamtsieblinie, also gleichem Feinstoffanteil eingestellt. Das Verhältnis von Zement, Flugasche und Silikastaub wurde dabei nicht verändert. Die Bindemittelgehalte wurden zwischen 15 Vol.-% und 35 Vol.-% variiert.

#### **4.2.3 Prüfmatrix und Ausgangsstoffe**

Zusammenfassend wird in Tabelle 6 die vollständige Prüfmatrix der Versuchsreihe angegeben. Die variierten Parameter sind jeweils mit ihren Variationsgrenzen grau hinterlegt aufgeführt.

Tabelle 6: Prüfmatrix für die Variation der Matrixzusammensetzung

Variation Kornabstufung	Verteilungsexponent				
	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40
Größtkorn in mm	0,6				
mittlerer Kornformfaktor	0,846	0,839	0,840	0,839	0,832
Wassergehalt in Vol.-%	28				
Bindemittelgehalt in Vol.-%	28,4	28,0	28,4	28,0	27,1
Variation Größtkorn	Korngröße in mm				
	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
Kornabstufung	0,3				
mittlerer Kornformfaktor	0,842	0,840	0,839	0,839	0,838
Wassergehalt in Vol.-%	28				
Bindemittelgehalt in Vol.-%	28,4				
Variation mittlerer Kornformfaktor	Circularity Ratio				
	0,865	0,855	0,839	0,815	0,755
Kornabstufung	0,3				
Größtkorn in mm	0,6				
Wassergehalt in Vol.-%	28				
Bindemittelgehalt in Vol.-%	28,3				
Variation Wassergehalt	Wassergehalt in Vol.-%				
	22,5	25,0	27,5	30,0	32,5
Kornabstufung	0,3				
Größtkorn in mm	0,6				
mittlerer Kornformfaktor	0,840				
Bindemittelgehalt in Vol.-%	28,4				
Variation Bindemittelgehalt	Bindemittelgehalt in Vol.-%				
	15	20	25	30	35
Kornabstufung	0,3				
Größtkorn in mm	0,6				
mittlerer Kornformfaktor	0,838				
Wassergehalt in Vol.-%	28				

Bei der Zusammenstellung der Mischungen wurde wie folgt vorgegangen: Zunächst wurden alle gewünschten Parameter entsprechend der Prüfmatrix in Tabelle 6 festgelegt. Zusätzlich wurden betontechnologische Randbedingungen wie z. B. der w/z-Wert berücksichtigt. Die Idealsieblinien wurden dann mit einer großen Auswahl

an Ausgangsstoffen (siehe Anhang A1.1) in einem iterativen Prozess möglichst genau zusammengestellt. Innerhalb einer Prüfreihe wurde versucht, die anderen Parameter jeweils konstant zu halten. In einigen Fällen waren leichte Abweichungen aufgrund der vorgegebenen Randbedingungen nicht auszuschließen.

Bei der Auswahl der Ausgangsstoffe wurde berücksichtigt, dass Feinbetone für Textilbeton in der Regel Flugasche, Silikastaub und inerte Füllstoffe enthalten. Daher wurde für jeden Bereich eine Auswahl an verschiedenen Produkten mit möglichst großer Sieblinienstrebene bereitet, um die hohe Anzahl an Randbedingungen beim Zusammenstellen der Modellsieblinien erfüllen zu können. Insgesamt wurden drei verschiedene Zemente, sechs Flugaschen, drei inerte Füller und vier Sande bereitgestellt. Silikastaub wurde in Form einer Suspension mit einem Feststoffgehalt von 50 M.-% verwendet. Als Verflüssiger wurde ein Hochleistungsfließmittel auf Polycarboxylatetherbasis eingesetzt. Um den Einfluss der Mischungszusammensetzung auf die Verarbeitbarkeit von Mikrofaserbeton beurteilen zu können, wurden im Rahmen dieser Versuchsserien Mikrofasern aus Glas mit einer Länge von 6 mm und einem Durchmesser von ca. 20  $\mu\text{m}$  eingesetzt. Als Dosierung erwiesen sich 0,4 Vol.-% als günstig.

Von allen Feststoffen wurde die Sieblinie im Bereich 0,1  $\mu\text{m}$  bis 1000  $\mu\text{m}$  mittels Lasergranulometrie, Luftstrahlsiebung und Handsiebung bestimmt. Weiterhin wurden die Kornrohichte, die spezifische Oberfläche nach Blaine sowie Kornform- und Sieblinienkennwerte ermittelt. Eine Übersicht über alle Feststoffe und deren Eigenschaften liefert Anhang A1.1. Die Sieblinien der Ausgangsstoffe sind in Anhang A2.1 dargestellt.

#### 4.2.4 Frischbetonprüfungen

Die verschieden zusammengesetzten Feinbetone wurden mit Fließmittel vor der Faserzugabe auf ein konstantes Setzfließmaß von ca. 290 mm eingestellt. Anschließend wurde die Auslaufzeit im Mörteltrichter gemäß DAFStb-Richtlinie „Selbstverdichtender Beton“ /DAF03/ gemessen. Ergänzend dazu wurden auch die Scherwiderstände mit einem Rotationsviskosimeter ermittelt. Dies diente zur Abschätzung der Viskosität des Feinbetons und um später eine mögliche Korrelation mit der Verarbeitbarkeit des Faserbetons untersuchen zu können. Im Anschluss daran wurden die Kurzfasern zugegeben. Am Faserbeton wurden das Ausbreitmaß gemäß DIN EN 1015-3:2007-05 /DIN07/ sowie das Penetrationsverhalten bestimmt. Das Penetrationsverhalten wurde als eine zusätzliche Kenngröße zur Beurteilung der Verarbeitbarkeit verwendet, da Feinbetone für Textilbeton häufig, vor allem aber beim Gießverfahren, die Maschen der textilen Gelege durchdringen müssen. Erwartungsgemäß wird diese Anforderung von Faserbetonen nur sehr schlecht oder gar nicht erfüllt. Beim eigens entwickelten Siebttest, bei dem die Lochweite mit 8 mm ungefähr der üblichen Maschenweite von Textilien entspricht, wird eine definierte Menge

Faserbeton auf das Sieb gegeben und zwei Minuten verdichtet. Anschließend wird der Rückstand auf dem Sieb gemessen. Je größer dieser ausfällt, desto schlechter ist das Penetrationsverhalten. Der Ablauf der Frischbetonprüfungen ist in Bild 28 zusammengefasst.

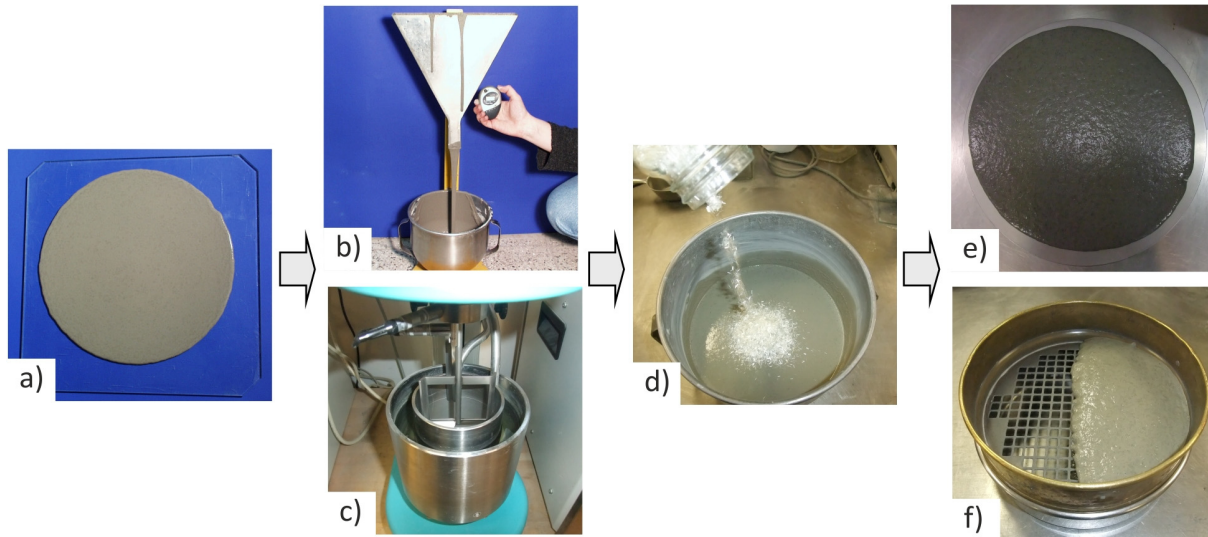


Bild 28: Ablauf der Frischbetonprüfungen: Setzfließmaß (a); Trichterauslaufzeit (b); Scherwiderstand im Viskomat (c); Zugabe von Kurzfasern (d); Ausbreitmaß (e); Penetrationsverhalten (f)

Das Einstellen auf ein konstantes Setzfließmaß vor Faserzugabe kompensiert zunächst die teilweise starken Einflüsse der in Tabelle 6 vorgestellten Mischungsparameter auf den Feinbeton. Die Kombination der Mischungsparameter mit einem bestimmten Fließmittelgehalt entspricht zum einen der Vorgehensweise in der Praxis, zum anderen können die Einflüsse der Mischungsparameter auf den Faserbeton bei gleicher Konsistenz der Grundmischung besser beurteilt werden. Die Untersuchungen am Faserbeton sollen also zeigen, welche Mischungsparameter gewählt werden müssen, um nach Einstellung einer bestimmten Feinbetonkonsistenz eine bestmögliche Verarbeitbarkeit des Faserbetons zu erhalten. Die Verarbeitungseigenschaften der Faserbetone sind daher nicht alleine auf die Variation des jeweiligen Parameters, sondern auch auf den jeweils zugehörigen Fließmittelgehalt zurückzuführen.

#### 4.2.5 Ergebnisse

In den folgenden Abschnitten werden die Einflüsse der in Abschnitt 4.2.2 vorgestellten Parameter auf den Fließmittelanspruch und die Viskosität des Feinbetons vor Faserzugabe sowie auf das Ausbreitmaß und das Penetrationsverhalten des Betons nach Faserzugabe beschrieben.

#### 4.2.5.1 Kornabstufung und Größtkorn der Sieblinie

Erwartungsgemäß sinkt der Fließmittelanpruch zur Einstellung eines konstanten Setzfließmaßes von ca. 290 mm mit zunehmendem Verteilungsexponenten, also mit gröber werdender Sieblinie (vgl. Bild 29, links). Dies liegt an der damit einhergehenden Verkleinerung der spezifischen Oberfläche des Feststoffgemisches und ist in analoger Weise auch bei der Variation des Größtkorns der Sieblinie zu erkennen (vgl. Bild 30, links). Die relative Viskosität, also die mittlere Steigung einer Fließkurve, zeigt hingegen bei der Variation von Verteilungsexponent und Größtkorn ein gegenläufiges Verhalten. Mit gröber werdender Sieblinie steigt auch die relative Viskosität an (vgl. Bild 29, links), was nicht den an Feinstoffleimen gewonnenen Erkenntnissen von Geisenhanslüke /Gei08/ entspricht und auch nicht bei der Variation des Größtkorns (vgl. Bild 30, links) bestätigt wurde. Hierfür kommen zwei mögliche Erklärungsansätze in Betracht. Einerseits könnte der konstant gehaltene Kornformfaktor die maßgebenden Einflüsse aus der Partikelform nicht vollständig abdecken, zumal die Kornform der sehr kleinen Partikel ( $< 10 \mu\text{m}$ ) nicht bei der Berechnung des Kornformfaktors berücksichtigt werden konnte. Andererseits könnten stoffliche Aspekte oder Oberflächeneffekte von sehr kleinen Partikeln nicht berücksichtigt worden sein, die innerhalb der Variation des Verteilungsexponenten nicht von anderen Faktoren überlagert werden und daher sichtbar sind. Dies kann im Rahmen der Arbeit nicht abschließend geklärt werden.

Die Frischbetoneigenschaften Ausbreitmaß und Penetrationsverhalten des Faserbetons zeigen bei der Variation von Kornabstufung und Größtkorn ein einheitliches Verhalten (Bilder 29 und 30, rechts). Bei der Variation der Kornabstufung führen Verteilungsexponenten zwischen 0,2 und 0,3 zu ähnlichen Ausbreitmaßen. Bei gröberen Sieblinien nimmt dieses dann trotz gleicher Setzfließmaße des Feinbetons vor Faserzugabe deutlich ab. Mit Zunahme des Größtkorns nimmt das Ausbreitmaß kontinuierlich ab. Die gleichen Erkenntnisse zeigten sich auch beim Penetrationsverhalten. Sowohl bei der Variation der Kornabstufung als auch des Größtkorns steigt der Siebrückstand mit gröber werdender Sieblinie kontinuierlich an.

Die Einflussgrößen Kornabstufung und Größtkorn sind zunächst unabhängig voneinander. Praktisch betrachtet beeinflussen jedoch beide Größen den Anteil der Feinstoffe und damit die Sieblinie. Das führt zu der Erkenntnis, dass die Verarbeitbarkeit von Mikrofaserbetonen direkt von der Feinheit der Sieblinie beeinflusst wird und sich mit zunehmender Feinheit verbessert. Bei den Untersuchungen wurde zudem festgestellt, dass sich entsprechende Defizite bei gröberen Sieblinien aus Gründen der Frischbetonstabilität nicht mehr durch weitere Fließmittelzugabe kompensieren lassen. Gleichzeitig kann aufgrund des gegenläufigen Verhaltens der relativen Viskositäten der Schluss gezogen werden, dass die relative Viskosität einer Grundmischung ohne Kurzfasern keinen direkten Einfluss auf die Verarbeitbarkeit des Faserbetons hat. Die Sieblinienfeinheit wird jedoch durch einen überproportional zunehmenden Fließmittel-

gehalten begrenzt. Verteilungsexponenten unter 0,2 werden daher als nicht praktikabel angesehen.

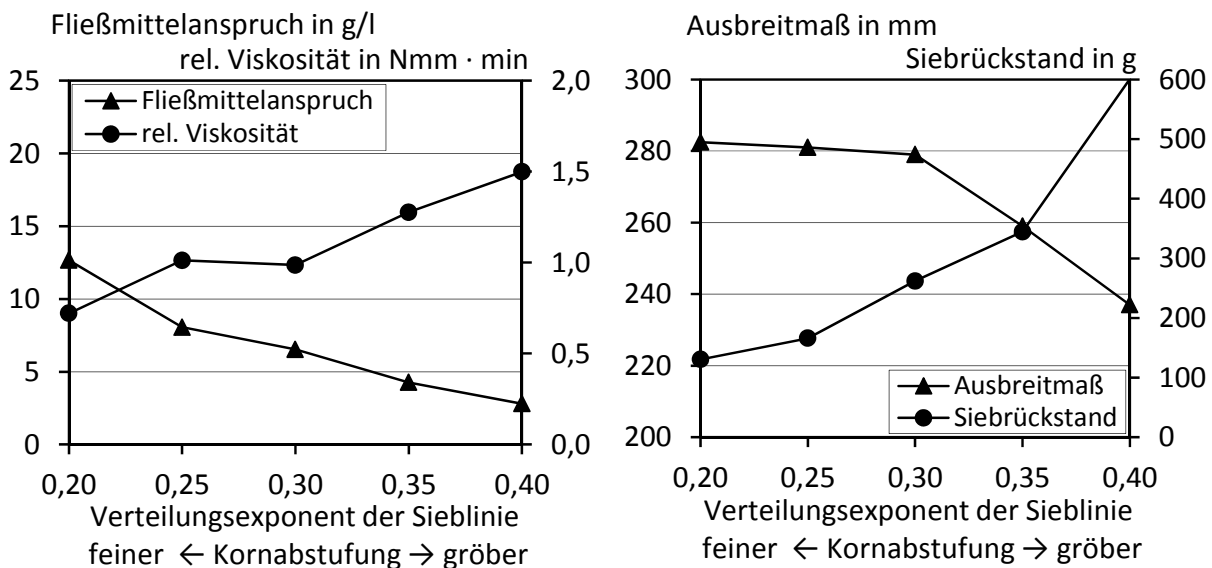


Bild 29: Einfluss des Verteilungsexponenten der Sieblinie auf Fließmittelanspruch und rel. Viskosität des Feinbetons ohne Kurzfasern (links), Ausbreitmaß und Siebrückstand des Feinbetons mit Kurzfasern (rechts)

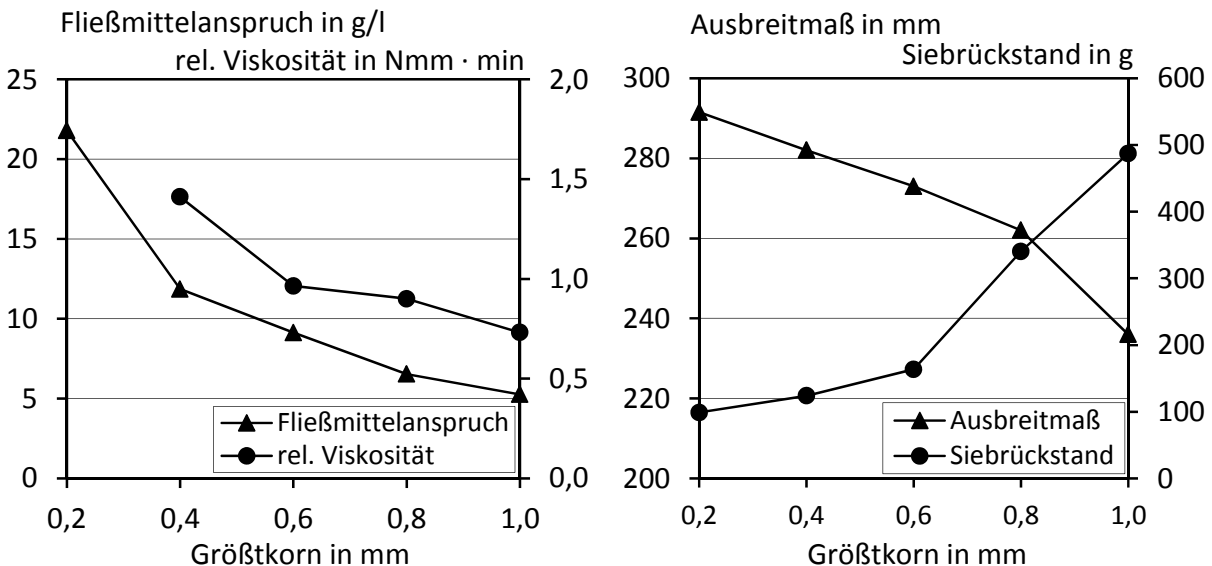


Bild 30: Einfluss des Größtkorns der Sieblinie auf Fließmittelanspruch und rel. Viskosität des Feinbetons ohne Kurzfasern (links), Ausbreitmaß und Siebrückstand des Feinbetons mit Kurzfasern (rechts)

Im Rahmen der Untersuchungen fiel auch auf, dass ein hoher Anteil an feinen Partikeln in einem Feststoffgemisch einen größeren Einfluss auf die Verarbeitbarkeit des Faserbetons hat als die exakte Abbildung der Idealsieblinien. Dies erleichtert die Umsetzung in der Praxis. Auch die Packungsdichten der Feststoffgemische ohne



Kurzfasern hatten keinen signifikanten Einfluss auf die Verarbeitbarkeit. Die Ermittlung des Wasseranspruchs verschiedener Sieblinien erfolgte nach dem Verfahren von Puntke /Pun92/. Das Ergebnis ist in Bild 31 dargestellt. Wie auch in diversen Packungsmodellen angenommen, z. B. /Ful07/, nimmt die Packungsdichte bei Verwendung von Idealsieblinien mit steigender Korngröße zu. Beim Feinbeton vor Faserzugabe ergibt sich daraus eine entsprechende Verbesserung der Verarbeitbarkeit, was indirekt durch den abnehmenden Fließmittelanspruch bestätigt wird. Bei der Betrachtung der Faserbetone fällt jedoch auf, dass gerade die Feststoffgemische mit geringer Packungsdichte zu den besseren Verarbeitungseigenschaften führen. Von einer direkten Abhängigkeit kann jedoch nicht ausgegangen werden. Vielmehr zeigen die Ergebnisse, dass die Vorteile, die sich aus hohen Packungsdichten ergeben, zumindest bei Verwendung von Mikrofasern mit besonders hoher spezifischer Oberfläche von den positiven Einflüssen einer feineren Kornzusammensetzung überlagert werden.

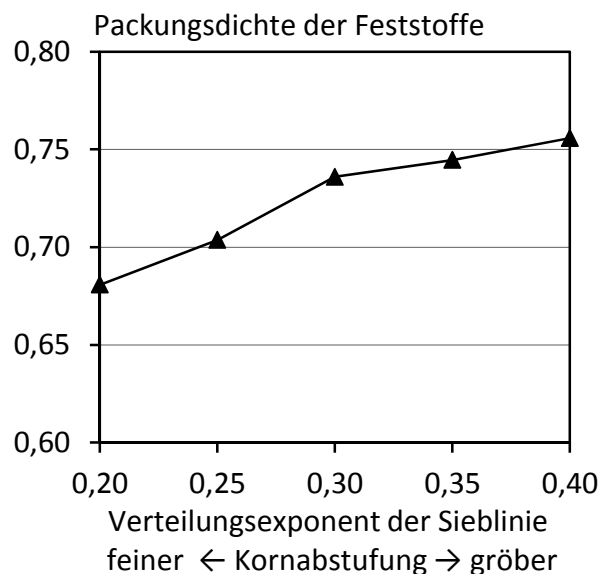


Bild 31: Einfluss der Kornabstufung der Sieblinie auf die Packungsdichte

#### 4.2.5.2 Kornform

Die Ergebnisse bestätigen zunächst beim Feinbeton ohne Kurzfasern die aus der Literatur bekannten Zusammenhänge. Eine rundere Kornform führt zu einer geringeren Partikelreibung und zu einer höheren Packungsdichte des Feststoffgemischs, die den Gehalt an freiem Wasser erhöht /Kwa01/. Aus diesen Gründen nimmt der Fließmittelanspruch alleine aufgrund der zunehmend runderen Kornform leicht ab. Die relative Viskosität wird entsprechend mit zunehmender Rundheit der Partikel deutlich reduziert (vgl. Bild 32, links). Das Ausbreitmaß nach Faserzugabe nimmt mit Zunahme der runden Partikel im Feststoffgemisch kontinuierlich zu, obwohl das Setzfließmaß der Feinbetone vor Faserzugabe angeglichen wurde. (vgl.

Bild 32, rechts). Da das Korngerüst und damit auch die Packungsdichte des Feststoffgemischs durch die Faserzugabe wieder beeinträchtigt werden können, ist die bessere Verarbeitbarkeit des Faserbetons möglicherweise eher auf die reduzierte interpartikuläre Reibung der Partikel zurückzuführen. Dieser Effekt kommt offensichtlich nicht beim Penetrationsverhalten der Faserbetone zum Tragen. Die Siebrückstände bleiben trotz zunehmender Rundheit der Feststoffpartikel nahezu konstant. Die reduzierte Partikelreibung führt also etwas überraschend nicht zu einer verbesserten Durchdringung von Textilien. Dies unterstreicht den maßgebenden Einfluss der Sieblinienfeinheit, die hier konstant gehalten wurde.

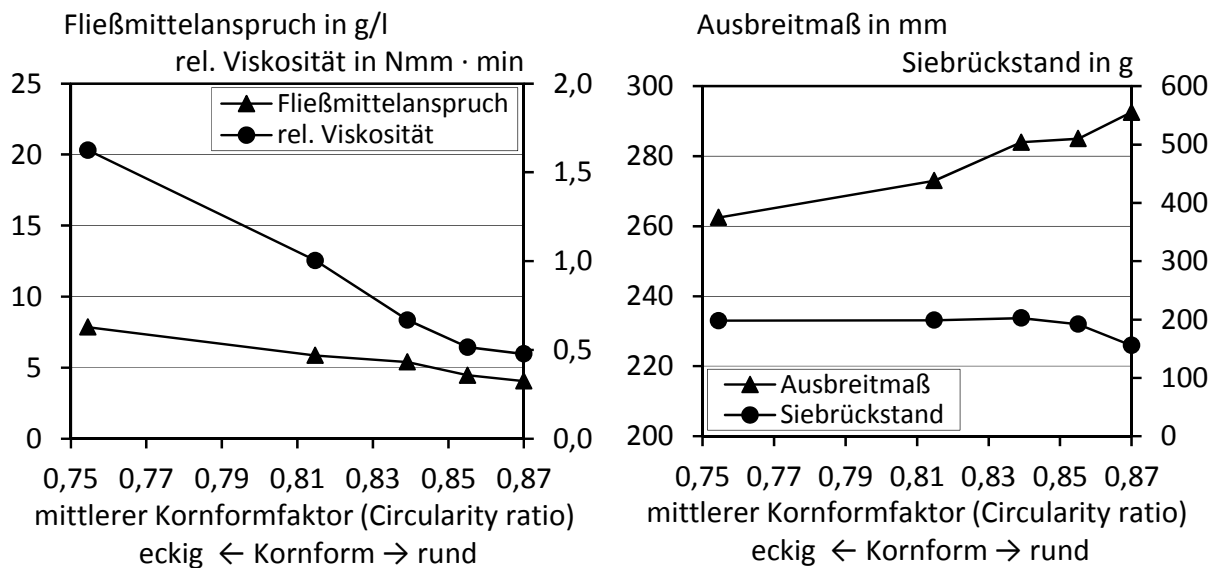


Bild 32: Einfluss der Kornform auf Fließmittelanspruch und rel. Viskosität des Feinbetons ohne Kurzfasern (links), Ausbreitmaß und Siebrückstand des Feinbetons mit Kurzfasern (rechts)

#### 4.2.5.3 Wassergehalt

Die Ergebnisse zum Einfluss des Wassergehaltes sind in Bild 33 dargestellt. Erwartungsgemäß sinkt der Fließmittelanspruch mit zunehmendem Wassergehalt. Dies gilt auch für die Viskosität des Betons, die maßgeblich vom Wassergehalt beeinflusst wird /Gei08/, und die hier indirekt mit der Trichterauslaufzeit beschrieben wird, da die niedrigen Wassergehalte zu sehr hohen Scherwiderständen im Rotationsviskosimeter und somit zum Abbruch der Messungen führten.

Obwohl der variierende Wassergehalt beim Feinbeton mit Fließmittel kompensiert wurde, führt ein höherer Wassergehalt beim Faserbeton zu einer besseren allgemeinen Verarbeitbarkeit. Das Ausbreitmaß steigt deutlich an. Dies muss auf die größeren Wasserfilmdicken zwischen den Partikeln zurückzuführen sein. Der durch die Kurzfasern gestörten Packungsdichte der Feststoffpartikel und dem damit einhergehenden Verlust an freiem Wasser wird mit zusätzlichem Wasser entgegen gewirkt.

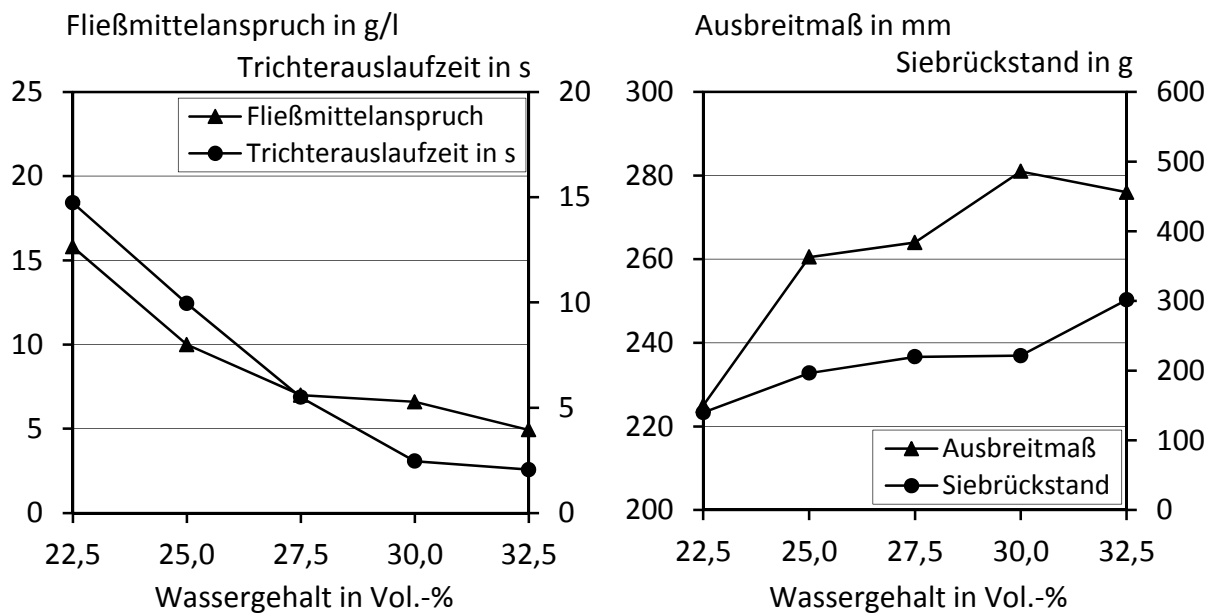


Bild 33: Einfluss des Wassergehaltes auf Fließmittelanspruch und rel. Viskosität des Feinbetons ohne Kurzfasern (links), Ausbreitmaß und Siebrückstand des Feinbetons mit Kurzfasern (rechts)

Beim Penetrationsverhalten zeigt sich jedoch ein anderes Bild. Mit zunehmendem Wassergehalt und abnehmendem Fließmittelgehalt nimmt das Penetrationsvermögen des Faserbetons ab. Aufgrund der durch die steigenden Wasserfilmdicken reduzierten Partikelreibung erscheint dieses Verhalten unerwartet. Ob bei Betrachtung aller Prüfserien ein übergeordneter Zusammenhang zwischen den Wasserfilmdicken und den Siebrückständen besteht, kann nicht direkt geklärt werden, da die Packungsdichten der Faserbetone aufgrund der mangelnden Dispergierbarkeit der Mikrofasern im trockenen Feststoffgemisch nicht bestimmt werden können.

Falls die Faserbetone mit geringer Wasserfilmdicke nur deshalb ein besseres Penetrationsverhalten aufweisen, weil der Fließmittelgehalt entsprechend höher ist, müsste sich dies auch bei den Versuchsserien mit variierender Sieblinie (Größtkorn und Verteilungsexponent) zeigen, da die Wasserfilmdicke und der Fließmittelgehalt aufgrund der unterschiedlichen Kornzusammensetzungen variieren müssen. Trägt man die Siebrückstände aller betrachteten Mischungen über den jeweils enthaltenen Fließmittelgehalt auf, ergibt sich der in Bild 34 gezeigte Trend, der auf einen übergeordneten Zusammenhang zwischen dem Fließmittelgehalt und dem Penetrationsverhalten des Faserbetons hindeutet. Möglicherweise rücken die Partikel der Faserbetone durch eine Entwässerung im Siebttest wieder näher aneinander und sind dann auf die dispergierende Wirkung von Fließmitteln angewiesen. Es lässt sich daher schlussfolgern, dass größere Wasserfilmdicken nur aufgrund der damit einhergehenden Reduktion des Fließmittelbedarfs zu einer schlechteren Durchdringung von Textilien führen und ein höherer Fließmittelgehalt generell die Penetrationsfähigkeit fördert. Gleichzeitig verbessern größere Wassergehalte jedoch die allgemeine Verarbeitbarkeit sowie das Ausbreitmaß der Faserbetone.

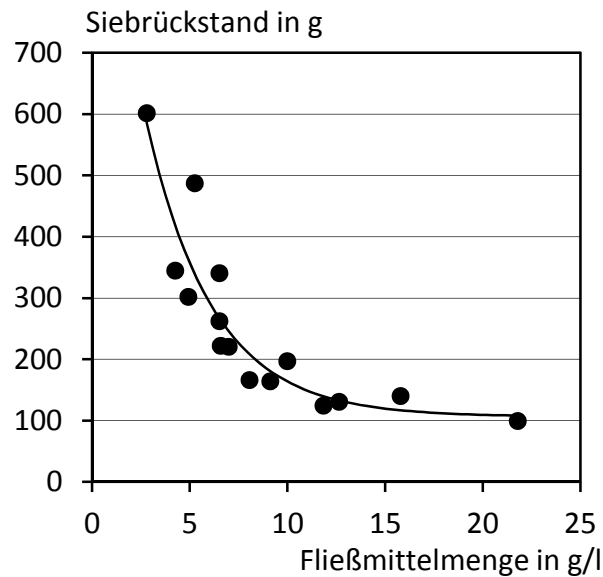


Bild 34: Einfluss des Fließmittelgehaltes auf das Penetrationsverhalten

#### 4.2.5.4 Bindemittelgehalt

Die Ergebnisse dieser Versuchsserie bestätigen grundsätzlich die Hypothese, dass nicht ein erhöhter Bindemittelgehalt selbst, sondern lediglich die damit einhergehende Verfeinerung der Gesamtsieblinie für eine bessere Verarbeitbarkeit von Mikrofaserbetonen verantwortlich ist. Entsprechend wird erwartet, dass der Bindemittelgehalt nur einen geringen Einfluss auf den Faserbeton hat, wenn die Gesamtsieblinie konstant gehalten wird. Zwar sinkt der Fließmittelanpruch bei höheren Bindemittelgehalten leicht, die Viskosität des Feinbetons ohne Kurzfasern bleibt davon jedoch unbeeinflusst (vgl. Bild 35, links), da diese im Wesentlichen von der Wasserfilmdicke der Partikel beeinflusst wird und alle weiteren Einflussgrößen konstant gehalten wurden.

Die Ausbreitmaße der Feinbetone nach Faserzugabe nehmen nur leicht und nicht kontinuierlich zu, möglicherweise, weil bei höherem Bindemittelgehalt mehr Partikel vom Fließmittel beeinflusst werden können. Entsprechend Bild 35, rechts, ergibt sich eine optimale Verarbeitbarkeit bei einem Bindemittelgehalt von ca. 25 - 30 Vol.-%. Das Penetrationsverhalten ist nahezu konstant und damit ebenfalls unabhängig vom Bindemittelgehalt. Insgesamt betrachtet hat der Bindemittelgehalt den geringsten Einfluss auf die Verarbeitbarkeit der Faserbetone. Diese Erkenntnis ist vor allem vor dem Hintergrund zunehmender Schwind- und Kriechverformungen interessant, da sehr feine Gesamtsieblinien alternativ auch mit betontechnologisch günstigeren Gesteinsmehlen erreicht werden können.

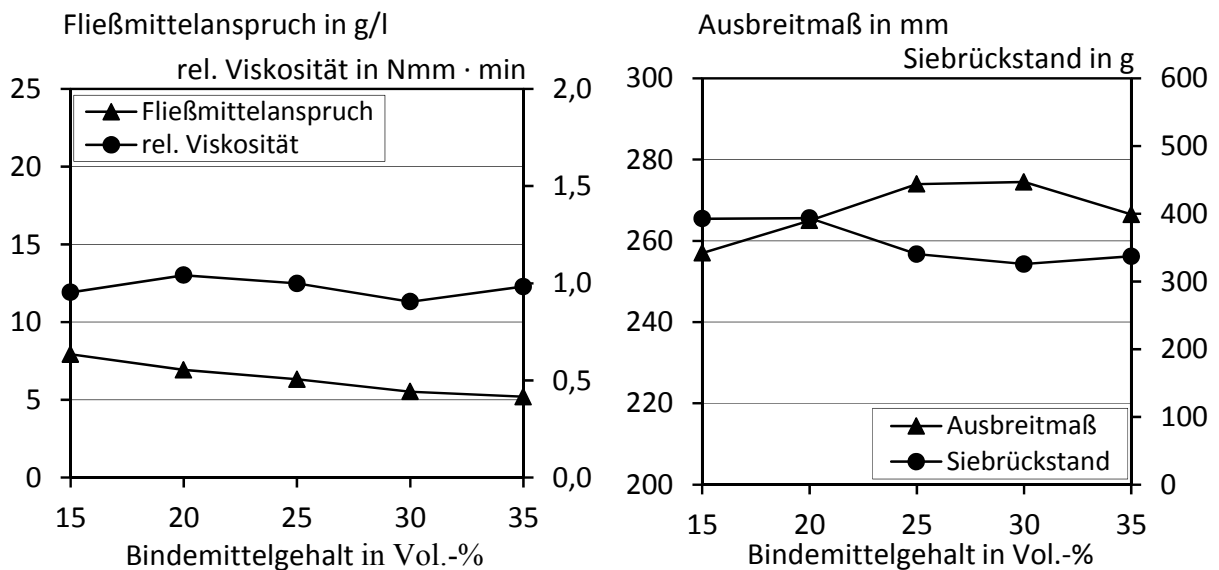


Bild 35: Einfluss des Bindemittelgehaltes auf Fließmittelanspruch und rel. Viskosität des Feinbetons ohne Kurzfasern (links), Ausbreitmaß und Siebrückstand des Feinbetons mit Kurzfasern (rechts)

### 4.3 Entwurf einer Grundmischung für Feinbetone mit Mikrofasern

Auf Grundlage der oben vorgestellten Untersuchungen wurde eine neue Fasergrundmischung entwickelt, die möglichst gute Verarbeitungseigenschaften nach Kurzfasierzugabe aufweist sowie betontechnologisch sinnvoller und praxistgerechter ist als die Feinbetone FC und RP-03-2E. Diese sind zwar für hohe Fasergehalte geeignet, weisen aber eine hohe Klebneigung sowie hohe Schwindverformungen auf.

Für die neue Fasergrundmischung wurde ein Verteilungsexponent der Sieblinie von 0,2 gewählt, um ein gutes Penetrationsverhalten zu erzielen. Unter Berücksichtigung der verbesserten mechanischen Verzahnung beim Bruchvorgang und des sich gleichzeitig verschlechternden Penetrationsverhaltens erschien ein Größtkorn von 0,6 mm sinnvoll. Bei der Festlegung der Kornform und des Wasser- bzw. Bindemittelgehaltes ergaben sich Beschränkungen hinsichtlich eines sinnvollen w/z-Wertes und der Abbildung der Sollsieblinie. Immerhin konnte noch ein mittlerer Kornformfaktor von 0,82 realisiert werden. Der Wassergehalt wurde auf 31 Vol.-% und der Bindemittelgehalt auf 39 Vol.-% festgelegt. Die Proportionen der Ausgangsstoffe ähneln dem im SFB 532 verwendeten Feinbeton PZ-0899-01. Allerdings ergeben sich durch die Verfeinerung und Optimierung der Gesamtsieblinie und der runderen mittleren Kornform eine bessere Frischbetonverarbeitbarkeit bei höheren Fasergehalten und ungewöhnlich hohe mittlere zentrische Zugfestigkeiten von bis zu  $7 \text{ N/mm}^2$ . Die neu formulierte Feinbetonmischung FIL-05-10 für Faserbetone sowie die wesentlichen Eigenschaften sind in Tabelle 7 zusammengefasst. Im Vergleich z. B. zur vorherigen Rezeptur FC (Anhang A1.3) ergeben sich um knapp 50 % verringerte Frühschwindverformungen und um knapp 40 % verringerte Schwindmaße nach 365 Tagen.

Tabelle 7: Zusammensetzung und Eigenschaften des Feinbetons FIL-05-10

Zusammensetzung			Eigenschaften		
Ausgangsstoff	Einheit	Gehalt	Frischbeton	Einheit	Wert
Zement CEM I 52,5 N	kg/m <sup>3</sup>	506	Rohdichte	kg/m <sup>3</sup>	2.175
Flugasche		181	Luftgehalt	Vol.-%	1
Silikastaub		63	Fließmaß nach Mischende	mm	280
Kalksteinmehl		281	Fließmaß nach 30 Minuten		260
Sand 0,2 - 0,6		373			
Sand 0,063 - 0,180		457			
Wasser		307			
Fließmittel		11,5			
Bindemittelgehalt	kg/m <sup>3</sup>	750			
w/z-Wert <sub>eq</sub> (k=0,4)	-	0,48			
			Festbeton	Einheit	Wert
			Biegezugfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>	N/mm <sup>2</sup>	13,2
			Druckfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>		87,4
			Zugfestigkeit nach 28d <sup>2)</sup>		3,9
			Zugfestigkeit nach 28d <sup>3)</sup>		7,0
			E-Modul nach 28d <sup>4)</sup>		31.300
			Schwindmaß 28d - 365d <sup>5)</sup>	mm/m	0,7
			Frühschwinden 1d bis 28d	mm/m	1,16

1) Lagerung nach DIN EN 196-1:2005-05

2) Wasserlagerung bis 1 Tag vor Prüfung, dann (20 °C / 65 %) → Trocknungsbedingte Eigenspannungen bei der Prüfung möglich

3) Durchgängige Wasserlagerung (Abschnitt 6.4)

4) Lagerung nach DIN 1048-5:1991-06

5) Versiegelt vorgelagert, dann Normklima (20 °C / 65 %)

#### 4.4 Zusammenfassung und Empfehlungen

In der dargestellten Versuchsreihe wurden die Einflüsse der Zusammensetzung der Matrix auf die Verarbeitbarkeit von Fein- und Faserbetonen untersucht. Als wesentliche Einflussgrößen wurden die Kornabstufung von Idealsieblinien nach Funk & Dinger, das Größtkorn, die Kornform sowie der Wasser- und der Bindemittelgehalt variiert. Bei den untersuchten Frischbetonen wurde jeweils nur einer der genannten Mischungsparameter gleichzeitig variiert. Die Erkenntnisse beziehen sich auf eine mit Fließmittel konstant gehaltene Konsistenz der Feinbetongrundmischung vor Faserzugabe und lassen sich wie folgt zusammenfassen. Tabelle 8 zeigt abschließend eine Gewichtung der Mischungsparameter.

- Die Sieblinie, die über die Kornabstufung der Partikel und das Größtkorn beschrieben wird, hat einen maßgebenden Einfluss auf das Ausbreitmaß und das Penetrationsverhalten des Faserbetons. Feinere Sieblinien verbessern die Verarbeitbarkeit deutlich. Ein Verteilungsexponent nach Funk & Dinger zwischen 0,25 und 0,30 bei einem Größtkorn von maximal 0,6 mm stellte sich als günstige Kombination heraus und kann empfohlen werden.

- Mit der Packungsdichte des Partikelgemischs lässt sich die Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Mikrofasern nicht direkt beeinflussen. Entsprechend der Erkenntnisse aus der Literatur verbesserte sich die Packungsdichte des Partikelgemischs bei gröberen Idealsieblinien, wodurch sich auch der Fließmittelanspruch verringerte. Beim Faserbeton ergibt sich daraus jedoch kein Vorteil, da andere Einflussgrößen, wie z. B. die Sieblinienfeinheit, den Vorteil der dichtesten Packung deutlich überlagern. Zudem ist davon auszugehen, dass das Partikelgerüst durch eine Faserzugabe ohnehin gestört wird.
- Eine runde Kornform der Partikel verringert in starkem Maße die Viskosität des Feinbetons vor Faserzugabe und erhöht gleichzeitig das Ausbreitmaß des Faserbetons. Die Penetrationsfähigkeit des Faserbetons wird von der Kornform allerdings nicht beeinflusst.
- Mit steigendem Wassergehalt und entsprechend größeren Wasserfilmdicken wächst auch das Ausbreitmaß des Faserbetons bei abnehmender Viskosität des Feinbetons. Dagegen verschlechtert sich die Penetrationsfähigkeit des Faserbetons mit zunehmendem Wassergehalt. Als Grund wird eine Entwässerung des freien Wassers und der durch den steigenden Wassergehalt geringere erforderliche Fließmittelgehalt der Mischungen vermutet.
- Der Fließmittelgehalt des Faserbetons korreliert unabhängig von anderen Einflussgrößen mit der Penetrationsfähigkeit des Faserbetons. Die dispergierende Wirkung des Fließmittels ist also insbesondere bei der Durchdringung von engen Maschenweiten von Bedeutung.
- Der Bindemittelgehalt hat nur einen geringen Einfluss auf die Verarbeitbarkeit von Faserbetonen. Die beobachteten Vorteile bei höherem Bindemittelgehalt sind lediglich auf eine Verfeinerung der Sieblinie zurückzuführen.

Tastversuche haben zudem gezeigt, dass die Feinheit der Sieblinie einen größeren Einfluss hat als eine perfekte Abbildung von Idealsieblinien. Weiterhin war kein Einfluss der Fließmittelart festzustellen.

Tabelle 8: Einfluss von Mischungsparametern auf die Verarbeitbarkeit von Faserbetonen bei gleicher Ausgangskonsistenz des Feinbetons

Einfluss		Ausbreitmaß Faserbeton	Penetrations- fähigkeit Faserbeton
kleinerer Verteilungsexponent n	höhere Kornfeinheit	<b>0</b> (n<0,3)	+++
kleineres Größtkorn		+++ (n>0,3)	
rundere Kornform		+	<b>0</b>
höherer Wassergehalt		+++	--
höherer Bindemittelgehalt		<b>0</b>	<b>0</b>





---

# Kapitel 5

## Verarbeitbarkeit von Faserbetonen - Einfluss der Kurzfasern

---

### 5.1 Einleitung

Nach den Untersuchungen zum Einfluss der Matrixzusammensetzung auf die Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Mikrofasern wird hier der Einfluss der Kurzfasern direkt betrachtet. Dazu wird die Betonrezeptur konstant gehalten und die Geometrie der Kurzfasern variiert.

Es hat sich bei Untersuchungen anderer Forscher, zumeist an Stahlfaserbeton, gezeigt, dass sowohl der Fasergehalt als auch die Faserschlankeheit einen maßgeblichen Einfluss auf die Verarbeitbarkeit haben. In Untersuchungen zu selbstverdichtendem Stahlfaserbeton oder ultrahochfestem Beton mit Stahlfasern wird die Verarbeitbarkeit daher üblicherweise über den Faserfaktor ( $V_f \cdot l_f / d_f$ ) beschrieben, in den sowohl der Volumengehalt der Kurzfasern als auch die Schlankheit eingehen /Grü04/.

Die für Textilbeton verwendeten Betonrezepturen und Kurzfasern unterscheiden sich jedoch grundlegend von den meisten durchgeführten Untersuchungen zur Rheologie von Faserbetonen. Die hier durchgeführten Untersuchungen beziehen sich daher vor allem auf Mikrofasern, die sich hinsichtlich Material, Geometrie und Fasergehalt unterscheiden. Die Ergebnisse werden mit Blick auf möglichst allgemeingültige Zusammenhänge, die eine Abschätzung der zu erwartenden Verarbeitbarkeit des Feinbetons erlauben, ausgewertet.

### 5.2 Ausgangsstoffe und Versuchsdurchführung

Alle Untersuchungen zur Verarbeitbarkeit wurden an dem neuen, im vorherigen Abschnitt vorgestellten Feinbeton FIL-05-10 durchgeführt. Als Kurzfasern wurden zunächst nur sogenannte dispersible Mikrofasern, also Kurzfasern, die im Beton vollständig dispergieren, betrachtet. Integrale Kurzfasern, die aus Faserbündeln geschnitten werden, die im Beton nicht dispergieren, wurden hier nicht berücksichtigt, da allgemeingültige Aussagen in Abhängigkeit der Fasergeometrie gefunden werden sollen und diese im Gegensatz zu den Einzelfilamenten bei Integralfasern nicht eindeutig beschrieben werden kann.

Um die Geometrie der Fasern breit zu fächern, wurden fünf verschiedene Fasertypen aus den Materialien Glas, Carbon, Aramid, Polyethylen und Polyvinylalkohol untersucht, von denen zwei in unterschiedlichen Längen vorlagen. Pro Kurzfaser wurden

jeweils fünf Volumengehalte untersucht. Aufgrund der sehr unterschiedlichen spezifischen Oberflächen der Fasertypen konnte der Variationsbereich der Fasergehalte nicht konstant gehalten werden. So mussten für die besonders dünnen Filamente aus Carbon und Aramid kleinere Fasergehalte gewählt werden, um praktikable Frischbetonkonsistenzen zu erhalten. Eine Übersicht über die verwendeten Kurzfasern sowie deren wesentliche Eigenschaften liefert Tabelle 9. Da Abweichungen im Faserdurchmesser einen großen Einfluss auf die Faseroberfläche haben, wurden nicht die Herstellerangaben herangezogen, sondern die Faserdurchmesser für alle Fasern unter dem Lichtmikroskop vermessen.

Tabelle 9: Verwendete Kurzfasern und deren Eigenschaften

Material		Länge	Durchmesser	E-Modul	Zugfestigkeit	Rohdichte	Fasergehalt
		mm	µm	N/mm <sup>2</sup>		g/cm <sup>3</sup>	Vol.-%
Glas	G2-3	3	22,5	72.000	1.700	2,68	0,25 - 1,25
Glas	G2-6	6	22,5	72.000	1.700	2,68	0,25 - 1,25
Carbon	C-3	3	7,6	238.000	3.950	1,79	0,10 - 0,50
Carbon	C-6	6	7,6	238.000	3.950	1,79	0,10 - 0,50
Aramid	P2-6	6	12,0	73.000	3.400	1,39	0,10 - 0,50
PE <sup>1)</sup>	P7-6	6	21,5	110.000	3.500	0,97	0,25 - 1,25
PVA <sup>2)</sup>	P4-8	8	45,0	42.000	1.600	1,30	0,25 - 1,25

<sup>1)</sup> Hochmoduliges Polyethylen

<sup>2)</sup> Polyvinylalkohol

Die Durchführung der Versuche erfolgte analog zu den Ausführungen in Bild 28. Vor der Faserzugabe wurde ein konstantes Setzfließmaß des Betons von ca. 290 mm mit Hilfe von Fließmittel eingestellt. Im Anschluss daran wurden die Kurzfasern zugegeben und 1 Minute eingemischt. Die Konsistenz des Faserbetons wurde dann anhand des Ausbreitmaßes beurteilt. Zusätzlich wurde das Penetrationsverhalten untersucht.

### 5.3 Ergebnisübersicht

Bild 36 stellt die Ausbreitmaße von Faserbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten gegenüber. Es bestätigt sich bei allen Kurzfasertypen die Erwartung, dass die Verarbeitbarkeit der Faserbetone mit zunehmendem Fasergehalt kontinuierlich abnimmt. Dennoch sind große Unterschiede zu erkennen, die im Wesentlichen in den sehr stark voneinander abweichenden spezifischen Oberflächen der Kurzfasern begründet sind. Die Carbon- und Aramidfasern mit Filamentdurchmessern zwischen 7,6 µm und 12 µm führen schon bei Fasergehalten ab 0,3 Vol.-% zu Konsistenzen, die unter normalen Bedingungen in der Praxis kaum verarbeitbar wären. Im Gegensatz dazu zeigen die Glas-, PVA- und PE-Fasern ein deutlich gutmütigeres Verhalten. Ausgehend von einem Mindestausbreitmaß von 200 mm können mit diesen Fasertypen Gehalte von bis zu ca. 1 Vol.-% verarbeitet werden.

Das Ergebnis zeigt weiterhin, dass die Faserlänge bei den hier untersuchten Fasertypen einen geringeren Einfluss hat als in der Literatur beschrieben. Carbonfasern mit einer Länge von 3 mm und 6 mm unterschieden sich gar nicht, während die Glasfasern nur einen leichten Versatz aufweisen. Dies widerspricht der bei herkömmlichem Stahlfaserbeton etablierten Erkenntnis, dass sich längere Kurzfasern ungünstig auf die Verarbeitbarkeit auswirken. Zudem sind die Schlankheitsverhältnisse  $l/d$  bei den vorliegenden dispersiblen Kurzfasern sogar bei den kurzen Fasern größer als bei konventionellen Stahlfasern. Die PVA-Fasern führen aufgrund ihres vergleichsweise großen Faserdurchmessers zu den geringsten Beeinträchtigungen der Verarbeitbarkeit. Insgesamt deutet sich bei den Feinbetonen mit dispersiblen Mikrofasern eine direkte Abhängigkeit der Verarbeitbarkeit vom Fasergehalt und von der spezifischen Oberfläche an.

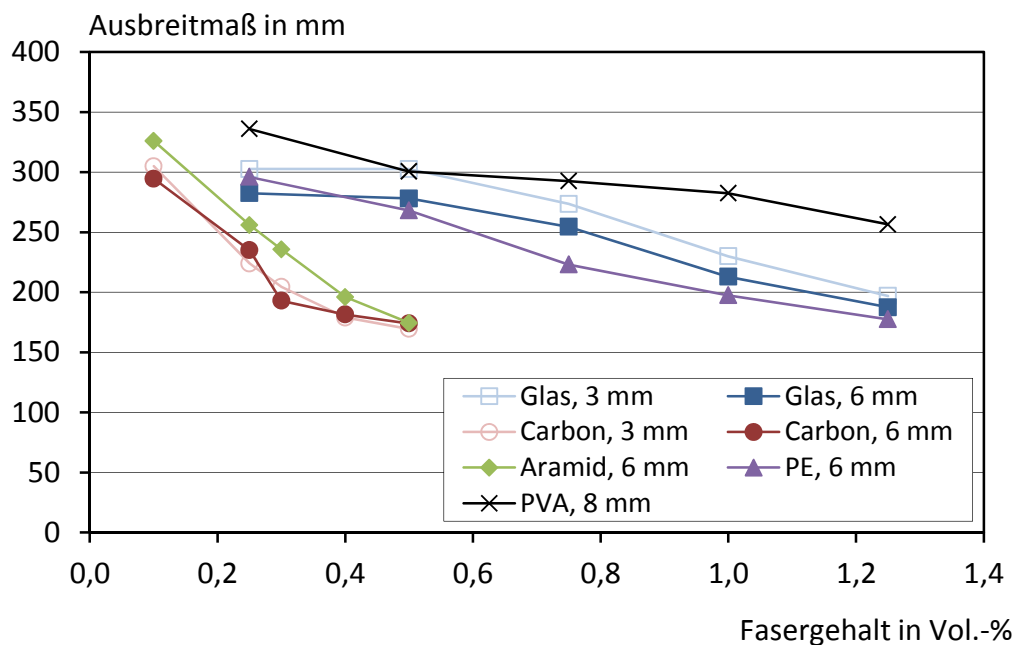


Bild 36: Einfluss von Fasertyp und Fasergehalt auf das Ausbreitmaß von Faserbeton

## 5.4 Allgemeine Beschreibung der Verarbeitbarkeit

Bei dem in der Literatur häufig verwendeten Faserfaktor zur Beschreibung der Frischbetonverarbeitbarkeit wird davon ausgegangen, dass sowohl Fasergehalt als auch Faserlänge und Faserdurchmesser einen linearen Einfluss auf die Verarbeitbarkeit haben. Die Gültigkeit dieser Annahme soll zunächst für die hier verwendeten Kurzfasertypen überprüft werden. Trägt man die Ausbreitmaße aller untersuchten Faserbetone über den zugehörigen Faserfaktoren auf, ergibt sich der in Bild 37 gezeigte Zusammenhang.

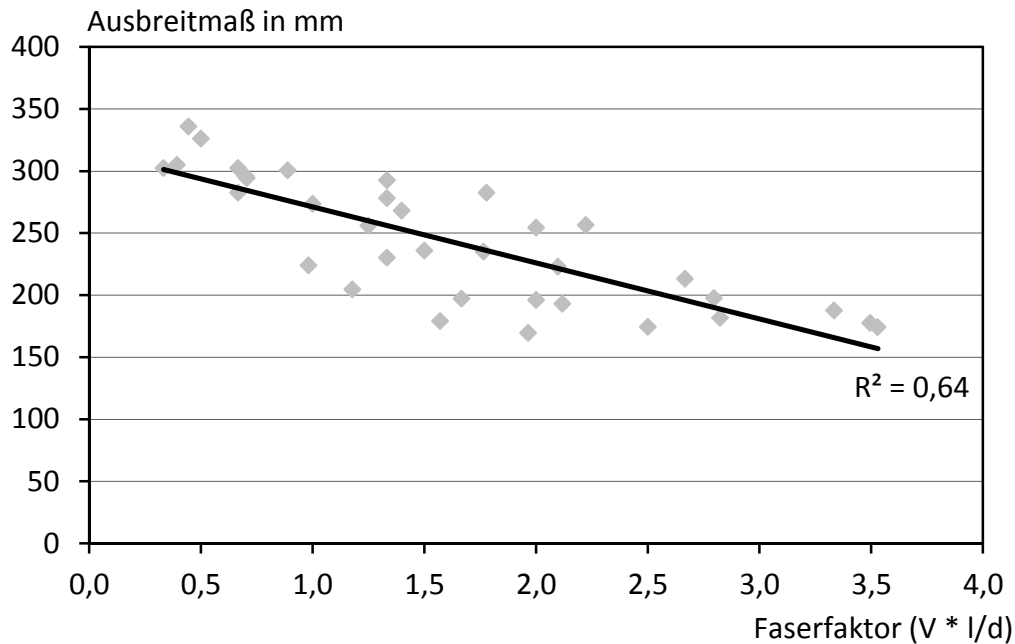


Bild 37: Ausbreitmaß in Abhängigkeit des Faserfaktors

Grundsätzlich ist der Trend klar zu erkennen. Die Ausgleichsgerade kann aber nur mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,64 erstellt werden. Dies kann wie folgt erklärt werden. Bei der Berechnung des Faserfaktors geht zusätzlich zum Faservolumen nochmal die Faserlänge linear ein. Damit hat die Faserlänge insgesamt einen quadratischen Einfluss. In Bild 36 ist jedoch deutlich zu erkennen, dass sich bei den Carbonfasern mit unterschiedlicher Länge kein und bei den Glasfasern nur ein sehr geringer Unterschied in der Verarbeitbarkeit ergibt. Diese geringe Abhängigkeit von der Faserlänge kann mit dem Faserfaktor nicht berücksichtigt werden. Bild 38 verdeutlicht den Sachverhalt. Dargestellt sind die gleichen Daten wie in Bild 37, allerdings sind die Verläufe der 3 mm und 6 mm langen Carbonfasern hervorgehoben. Bei der Berechnung der Faserfaktoren ergeben sich bei den 6 mm langen Carbonfasern doppelt so große Faserfaktoren, obwohl deren Verarbeitbarkeit gleich bleibt. Der dadurch entstehende Versatz beider Verläufe wird durch die gestrichelten Pfeile verdeutlicht. Ein ähnlicher Sachverhalt ergibt sich auch bei den Glasfasern.

Betrachtet man gedanklich nur die Kurzfasern mit einer Länge von 6 mm, rückt das Feld deutlich näher zusammen. Der in der Literatur oft zitierte Faserfaktor ist für die Beschreibung der Verarbeitbarkeit von Feinbeton mit dispersiblen Mikrofasern also weniger geeignet, weil die Einflüsse der Faserlänge, zumindest in dem hier betrachteten Bereich, offensichtlich weniger stark ausgeprägt sind als bei herkömmlichen Stahlfasern, die zwar eine deutlich größere absolute Länge, gleichzeitig aber eine im Verhältnis zum Größtkorn kleinere Länge aufweisen.

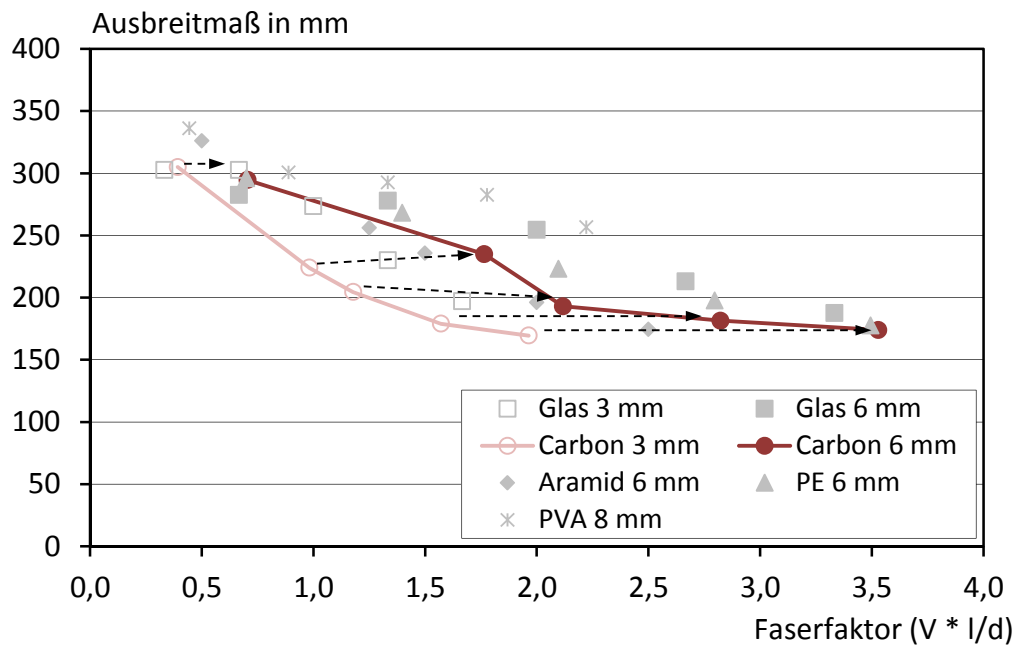


Bild 38: Demonstration des überschätzten Längeneinflusses der Kurzfasern bei der Darstellung über den Faserfaktor

Geht man davon aus, dass die Faserlänge bei den hier untersuchten Mikrofasern von untergeordneter Bedeutung ist, wäre eine Beschreibung nur über das Faservolumen und den Faserdurchmesser geeigneter. Dies wäre mit der spezifischen Faseroberfläche gegeben, die sich aus Gleichung 12 ergibt. Die Faserlänge geht hier über das Volumen nur linear ein.

$$O_{f,s} = \frac{4 V_f}{d_f} \quad \text{Gl. 12}$$

mit:

$O_{f,s}$  = spezifische Oberfläche der Kurzfasern in  $\text{m}^2 / \text{dm}^3$

$V_f$  = Volumenanteil der Kurzfasern

$d_f$  = Durchmesser der Kurzfasern in mm

Berechnet man für alle Faserbetone die spezifischen Faseroberflächen, hier bezogen auf einen Liter Beton, und trägt darüber die Ausbreitmaße auf, erhält man den in Bild 39, links, dargestellten Zusammenhang. Durch die Vernachlässigung der Faserlänge ergibt sich jetzt eine deutlich bessere Korrelation.

Um diesen Sachverhalt zu bestätigen, wurde eine ältere Versuchsreihe zur Verarbeitbarkeit, bei der neben Glas- und Carbonfasern auch Mikrostauffasern eingesetzt wurden, in gleicher Weise ausgewertet. Bei dieser Versuchsreihe wurde zudem der Beton FC verwendet. Die Ergebnisse sind in Bild 39, rechts, dargestellt. Hier zeigt sich ebenso ein linearer Zusammenhang zwischen Ausbreitmaß und spezifischer Faseroberfläche. Auffällig ist jedoch die veränderte Steigung der Ausgleichsgeraden

und in Anbetracht der größeren Faseroberfläche die insgesamt etwas bessere Verarbeitbarkeit beim Beton FC. Der Grund hierfür liegt in der Zusammensetzung der Feinbetonmischung und der Fließmitteldosierung. Die reinen Feinbetone mit der Fließmitteldosierung der hier gezeigten Faserbetone sind nicht mehr sedimentationsstabil. Sie müssen mit geringeren Fließmittelgehalten hergestellt werden und passen daher nicht zu den hier gezeigten Zusammenhängen.

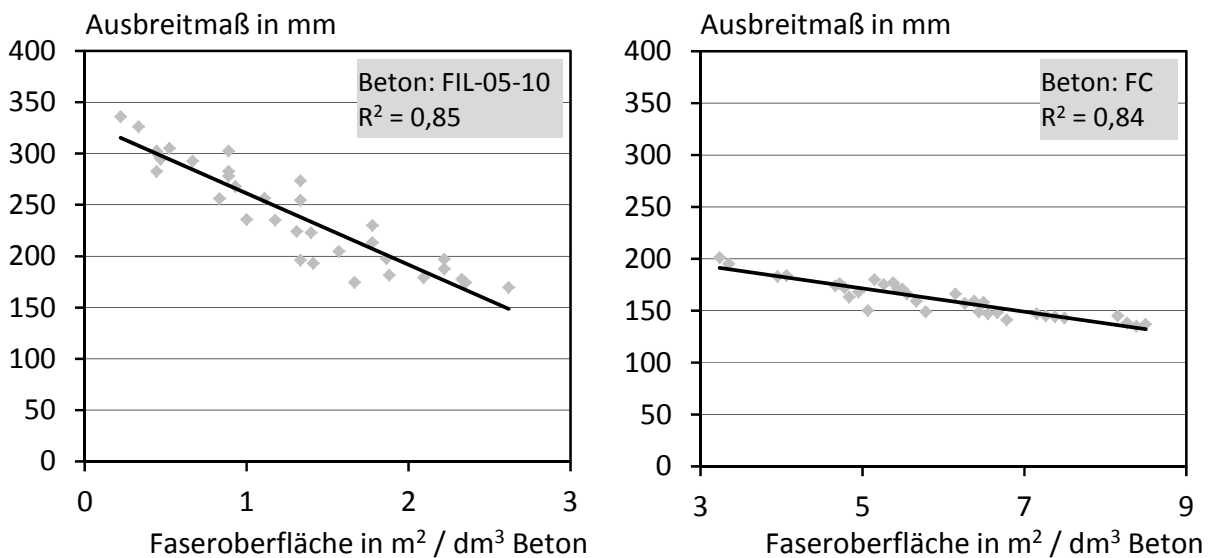


Bild 39: Korrelation zwischen Ausbreitmaß und spezifischer Faseroberfläche für den Feinbeton FIL-05-10 (links) und FC (rechts)

Der gezeigte lineare Zusammenhang kann die Vorhersage der Verarbeitbarkeit bei Verwendung von Mikrofasern erleichtern. Bei neuen Feinbetonen könnte man sich auf die punktuelle Bestimmung der Verarbeitbarkeit bei besonders hohen und niedrigen Fasergehalten beschränken und damit zur Abschätzung einer Geradengleichung kommen.

Die Untersuchungen zum Penetrationsverhalten wurden mit Maschenweiten, die immer 2 mm größer als die jeweilige Faserlänge waren, durchgeführt, um den Einfluss des Faserdurchmessers in den Vordergrund zu stellen. Es deutet sich eine mit steigender Kurzfasernzahl pro Volumeneinheit abnehmende Penetrationsfähigkeit der Faserbetone an. Kürzere und dünnere Kurzfasern schnitten daher tendenziell schlechter ab als längere und dickere Kurzfasern. Auch zeigten sich Vorteile bei den flexibleren synthetischen Kurzfasern. Die Ergebnisse zum Penetrationsverhalten sind in Anhang A2.2 zusammengefasst. Ebenfalls wurde der Luftgehalt der Faserbetone ermittelt. Dieser nahm erwartungsgemäß mit zunehmendem Fasergehalt kontinuierlich zu. Allerdings stellten sich bei den verschiedenen Kurzfasertypen auch sehr unterschiedliche Luftgehalte, mit einer Differenz von bis zu 12 % bei gleichem Fasergehalt, ein. Ein offensichtliches Zusammenspiel zwischen dem Fasermaterial und der Fließmittelzusammensetzung konnte innerhalb dieser Arbeit nicht weiter verfolgt

werden. In Vorversuchen wurde jedoch beobachtet, dass verschiedene Fließmittel, die beim Feinbeton ohne Fasern zu vergleichbaren Eigenschaften führten, einen sehr unterschiedlichen Lufteintrag bei Verwendung von Mikrofasern verursachen. Es empfiehlt sich also grundsätzlich, das Fließmittel auf die zu verwendenden Kurzfasern abzustimmen.

## 5.5 Zusammenfassung

Bei konstanter Zusammensetzung und Konsistenz der Feinbetonmatrix wurden verschiedene Kurzfasertypen mit unterschiedlichen Eigenschaften und Abmessungen eingesetzt und deren Einfluss auf die Verarbeitbarkeit beschrieben. Folgende Erkenntnisse konnten daraus abgeleitet werden:

- Erwartungsgemäß zeigt die Verarbeitbarkeit eine große Abhängigkeit vom Fasergehalt und von den Faserabmessungen. Die besonders dünnen Carbon- und Aramidfasern sind kaum verarbeitbar und auch für Feinbetone nicht geeignet.
- Im Gegensatz zu Stahlfaserbetonen hat die Länge der Kurzfasern einen geringeren Einfluss, obwohl die Schlankheitsverhältnisse  $l_f/d_f$  generell deutlich größer als bei herkömmlichen Stahlfasern sind.
- Der aus der Literatur bekannte Faserfaktor ( $V_f \cdot l_f/d_f$ ) berücksichtigt die Faserlänge in gleichem Maße wie den Gehalt und den Durchmesser und ist daher zur Beschreibung der Verarbeitbarkeit von Feinbeton mit dispersiblen Kurzfasern weniger gut geeignet.
- Die maßgebenden Einflussgrößen Faservolumen und Faserdurchmesser lassen sich mit der spezifischen Faseroberfläche beschreiben. Die spezifische Faseroberfläche weist einen linearen Zusammenhang mit dem Ausbreitmaß des Faserbetons auf und ist daher als faserunabhängiger Kennwert zur Abschätzung der Verarbeitbarkeit am besten geeignet.
- Der lineare Zusammenhang lässt sich mit einer Ausgleichsgeraden beschreiben, deren Steigung von der Zusammensetzung der Feinbetonmischung und dem Fließmittelgehalt abhängig ist.
- Das Penetrationsverhalten von Textilien wird vor allem von der Faseranzahl pro Volumeneinheit Beton beeinflusst. Zusätzlich verhalten sich flexible Kurzfasern gutmütiger.
- Der Luftgehalt, der auch die Verarbeitbarkeit der Faserbetone beeinflusst, zeigte eine starke Abhängigkeit vom Fließmittel. Die genauen Zusammenhänge konnten im Rahmen der Arbeit nicht abgeleitet werden.





---

# Kapitel 6

## Einfluss von Kurzfasern auf die Feinbetoneigenschaften

---

### 6.1 Einleitung

Mikrofasern haben neben den in Kapitel 5 erläuterten Einflüssen auf die Frischbetoneigenschaften auch einen maßgeblichen Einfluss auf die Festbetoneigenschaften von Feinbetonen. Entsprechend werden zunächst positive und negative Einflüsse der hier verwendeten, teilweise sehr speziellen Mikrofasern auf die wichtigsten Betonkennwerte herausgestellt. Als wesentliche Betoneigenschaften, die auch im Hinblick auf das Tragverhalten von Textilbeton von Bedeutung sind, werden in den folgenden Abschnitten die zentrische Zugfestigkeit, das bruchmechanische Verhalten sowie die Empfindlichkeit gegenüber möglichen trocknungsinduzierten Schädigungen betrachtet. In Voruntersuchungen werden die Druck- und Biegezugfestigkeit sowie die rissüberbrückenden Eigenschaften von Kurzfasern zu Vergleichszwecken ermittelt. Bei weiteren Betoneigenschaften wie z. B. dem statischen E-Modul oder dem Kriechverhalten wird von einer nur geringen Abhängigkeit von einer Kurzfasernzugabe ausgegangen. Ebenso stehen Fragen zur Dauerhaftigkeit des Betons oder der Bewehrung, die nur unter Berücksichtigung der jeweils vorliegenden Expositionen beantwortet werden können, und daher einer Einzelbetrachtung bedürfen, nicht im Vordergrund.

### 6.2 Tastversuche zur Druck- und Biegezugfestigkeit

#### 6.2.1 Übersicht

Zur Ermittlung der Einflüsse von Kurzfasern auf die Druck- und Biegezugfestigkeit von Feinbetonen wurden Parameterstudien zu Fasermaterial, Fasergehalt, Faserlänge und Faserbeschaffenheit durchgeführt. Als Kurzfasern wurde eine erste Auswahl der in Tabelle 5 dargestellten Stahl-, Glas-, Carbon- sowie Kunststofffasern verwendet. Alle Fasertypen wurden mit einem Gehalt von 1 Vol.-% und 3 Vol.-% untersucht, um eine klare Abgrenzung zu erzielen. Der Längeneinfluss wurde anhand einiger in verschiedenen Längen vorhandenen Kurzfasertypen bewertet. Als „kurz“ bezeichnete Fasern weisen eine Länge von höchstens 6 mm und als „lang“ bezeichnete eine Länge von mindestens 12 mm auf. Eine Beschreibung der Kurzfasern erfolgte in Abschnitt 2.3.2. Die geometrischen und mechanischen Eigenschaften der Kurzfasern sind ebenfalls in Tabelle 5 aufgeführt.

Für die im Folgenden beschriebenen Versuchsserien wurde der in Kapitel 4.1 bereits beschriebene Feinbeton RP-03-2E (vgl. Anhang A1.3) mit hohem Bindemittelanteil verwendet, um die Verarbeitbarkeit trotz der teilweise sehr großen spezifischen Oberflächen der Kurzfasern noch zu gewährleisten. Die Druck- und Biegezugfestigkeiten der Faserbetone wurden gemäß DIN EN 196-1:2005-05 /DIN05/ an Normprismen mit den Abmessungen  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$  bestimmt. Die Prüfung erfolgte nach 7 Tagen Wasserlagerung.

### 6.2.2 Einfluss von Fasermaterial, -gehalt und -länge auf die Druckfestigkeit

Die Druckfestigkeit der Prismen ohne Kurzfasern beträgt nach 7 Tagen  $99 \text{ N/mm}^2$ . Bild 40 zeigt für jeden Fasertyp zunächst den Einfluss des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit. Einen deutlichen Beitrag zu einer höheren Druckfestigkeit leisten nur die hochfesten Stahlfasern S1. Moderate Zuwächse werden mit den meisten übrigen Stahlfasern, den dispersiblen Glasfasern sowie den hochmoduligen Polyethylenfasern erzielt. Alle weiteren Fasertypen haben keinen oder einen negativen Einfluss auf die Betondruckfestigkeit.

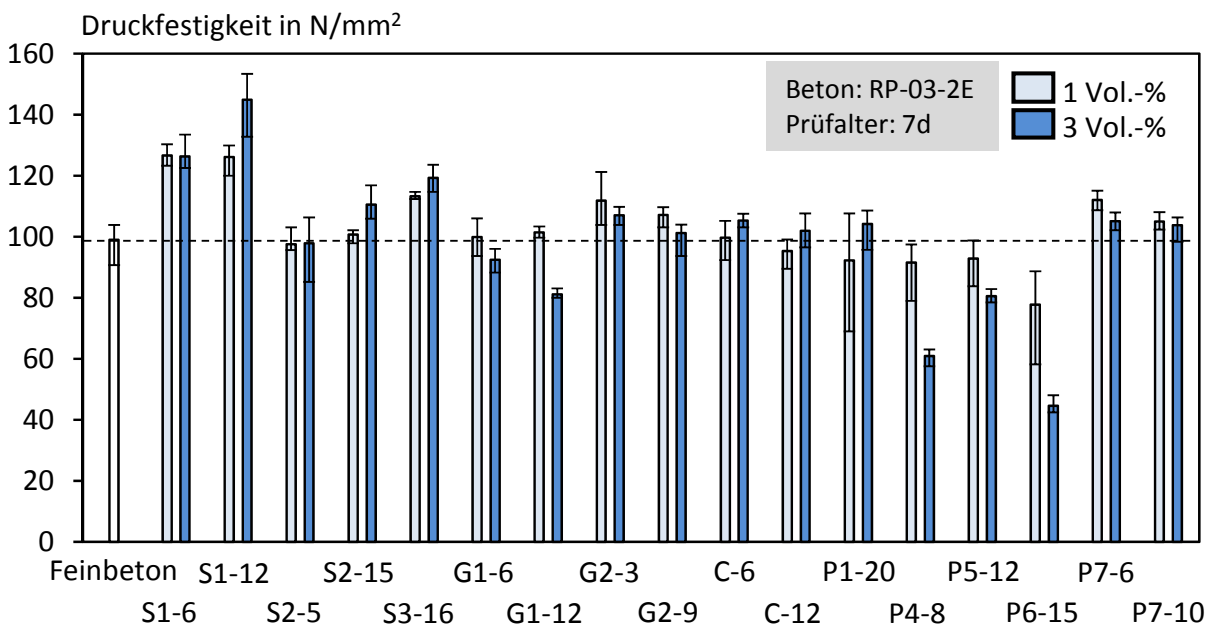


Bild 40: Einfluss des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit von Normprismen

Aus den Beobachtungen ergeben sich drei mögliche Szenarien für den Einfluss des Fasergehaltes auf die Druckfestigkeit:

- Die Druckfestigkeit sinkt mit zunehmendem Fasergehalt. Dieses Verhalten zeigt sich, wenn der E-Modul der Kurzfasern den des Betons unterschreitet. Bei Druckbelastungen schwächen die Kurzfasern den Querschnitt dann ähnlich wie Luftporen. Zugverformungen in Querrichtung können zudem nicht begrenzt werden. Dieses Verhalten zeigt sich ansatzweise bei den PVA-Fasern (P4 und P5) und vor allem bei den sehr weichen Polypropylenfasern (P6).

- Die Druckfestigkeit steigt mit zunehmendem Fasergehalt. E-Modul, Faserverbund und Zugfestigkeit sind groß genug, um das Mikrorisswachstum zu verzögern. Der durch die Kurzfasern eingenommene Raum stellt eine Verstärkung des Querschnitts dar. Gleichzeitig wird die Querdehnung behindert. Dieses Verhalten wurde nur bei den langen Stahlfasern beobachtet.
- Die Kurzfasern verhalten sich neutral oder haben nur eine sehr geringe Wirkung.

Grundsätzlich bestätigt sich auch für Feinbeton, dass lediglich sehr steife Kurzfasern mit gutem Verbund zu einer Erhöhung der Druckfestigkeit führen können. Der Einfluss der Faserlänge auf die Druckfestigkeit ist in Bild 41 dargestellt. Lediglich bei den Stahlfasern S1 und S2 mit einem Gehalt von jeweils 3 Vol.-% kam es zu einer Steigerung der Druckfestigkeit bei größerer Faserlänge. Alle anderen Kurzfasertypen zeigten keinen nennenswerten Einfluss oder es ergaben sich etwas geringere Druckfestigkeiten bei größerer Faserlänge. Letzteres wird auf eine geringe kritische Faserlänge zurückgeführt.

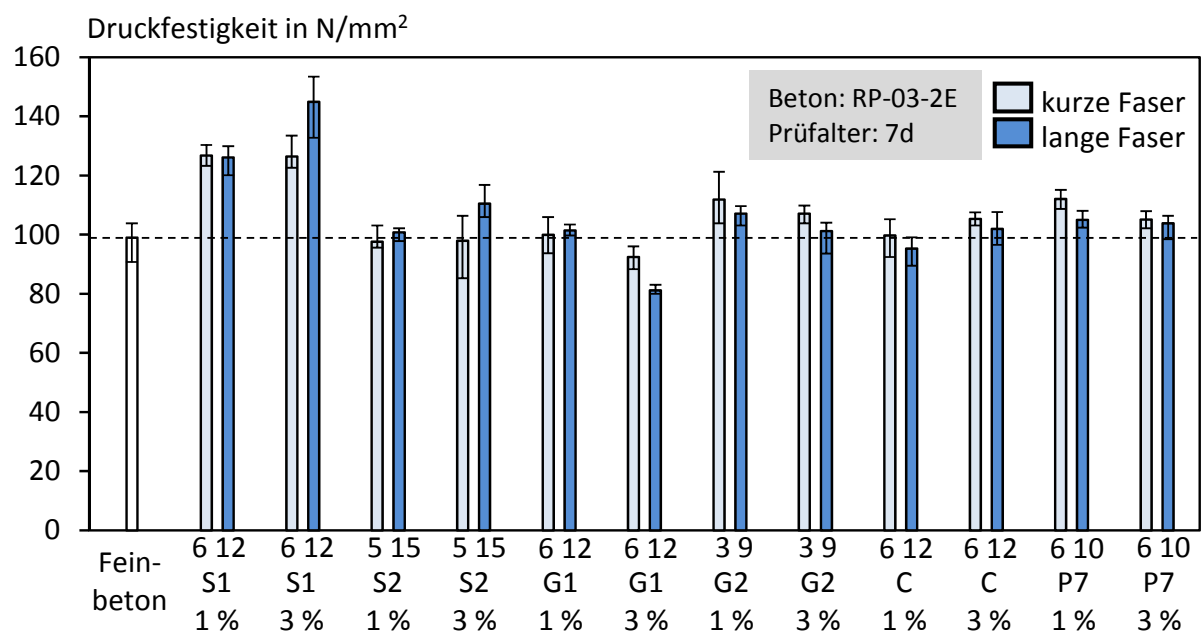


Bild 41: Einfluss der Faserlänge auf die Druckfestigkeit von Normprismen

### 6.2.3 Einfluss von Fasermaterial, -gehalt und -länge auf die Biegezugfestigkeit

Bild 42 zeigt den Einfluss des Fasergehalts auf die Biegezugfestigkeit des Betons. Diese beträgt für den Referenzbeton ohne Kurzfasern im Mittel  $13 \text{ N/mm}^2$ . Mit Ausnahme der sehr weichen PP-Fasern P6-15 kann im Gegensatz zum Einfluss auf die Druckfestigkeit grundsätzlich mit der höheren Faserdosierung eine Erhöhung der Biegezugfestigkeit erzielt werden. Allerdings fällt diese sehr unterschiedlich aus. Auch sind die Festigkeitssteigerungen nicht immer proportional zum Fasergehalt. Bei einigen Fasertypen (z. B. S2-5, S3-16, P4-8 und P5-12) zeigt sich sowohl bei dem kleineren als auch bei dem größeren Fasergehalt kein signifikanter Einfluss auf die

Biegezugfestigkeit. Dies kann bei den kurzen Stahlfasern auf eine unzureichende Verankerungslänge und bei den PVA-Fasern auf eine für eine Mikrorissverzögerung zu geringe Steifigkeit zurückgeführt werden. Bei den verbleibenden Fasertypen kommt es insbesondere bei höherem Fasergehalt zu einer teilweise deutlichen Erhöhung der Biegezugfestigkeit. Bei einigen Fasertypen (z. B. bei den Glasfasern G1 und G2) ergeben sich Festigkeitssteigerungen nur beim höheren Fasergehalt, was auf einen Mindestfasergehalt schließen lässt. Dies liegt möglicherweise daran, dass sich ab einem bestimmten Fasergehalt ein überbewehrtes Verhalten einstellt, welches aufgrund der kraftgeregelten Prüfung nicht direkt ersichtlich ist. Die Fasertypen, die zu einer mit dem Fasergehalt wachsenden Biegezugfestigkeit führen, weisen eine sehr hohe Steifigkeit auf. Hier ist aufgrund der kontinuierlichen Steigerung eine Erhöhung der Rissfestigkeit der Matrix denkbar.

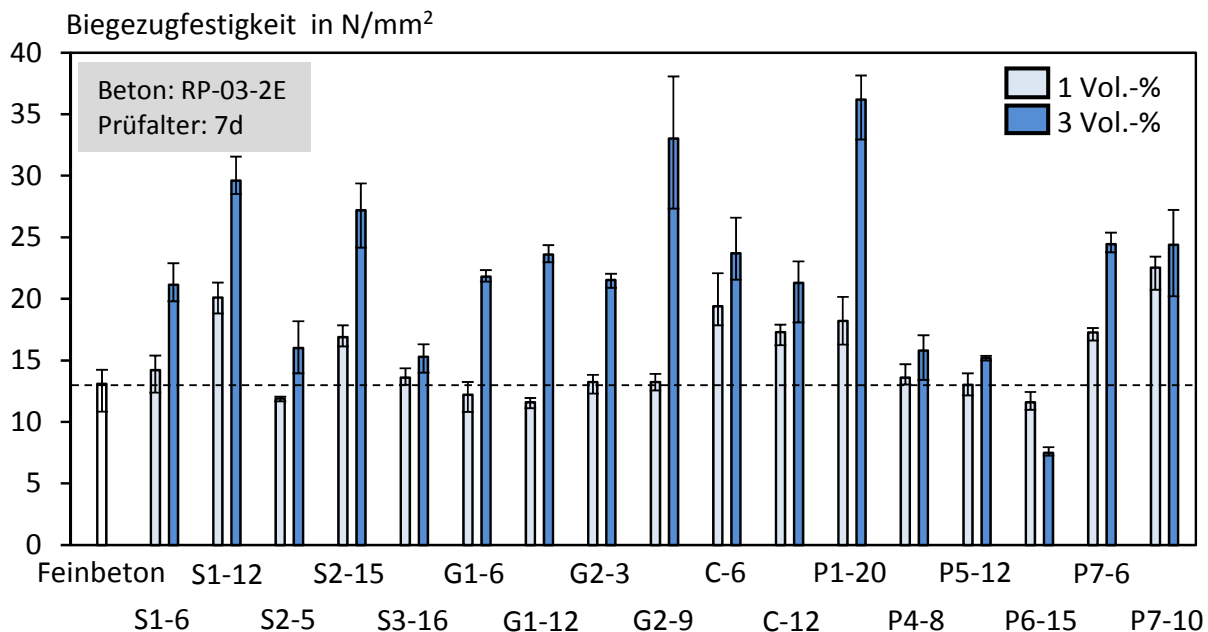


Bild 42: Einfluss des Fasergehalts auf die Biegezugfestigkeit von Normprismen

Wie bei den Untersuchungen zur Druckfestigkeit konnte vor allem bei den Stahlfasern ein Einfluss der Faserlänge auf die Biegezugfestigkeit festgestellt werden (vgl. Bild 43). Als Grund ist hier ebenfalls die größere kritische Faserlänge anzuführen, die eine vollständige Aktivierung der Mantelfläche der Kurzfasern bei gleichzeitig hoher Zugfestigkeit und hohem E-Modul ermöglicht. Bei den übrigen Fasertypen zeigte sich ein Einfluss der Faserlänge nur bei einem hohen Gehalt an Glasfasern G2 und bei dem kleinen Gehalt an PE-Fasern P7.

Bei den Glas- und Carbonfasern fallen die kritischen Faserlängen in der Regel kleiner aus, d. h. die Kurzfasern reißen während des Versuchs eher und können die zusätzlich vorhandene Faserlänge nicht mehr nutzen. Da sich mit längeren Fasern bei gleichem Faservolumen die Anzahl der Kurzfasern verringert, sind kaum Festigkeitssteigerungen zu erwarten. Dies wird auch durch die Bruchflächen der Normprismen

bestätigt. Stahlfasern wurden herausgezogen während bei den Carbonfasern und den langen Glasfasern glatte Bruchflächen beobachtet wurden. Die ungewöhnlich starke Längenabhängigkeit nur beim hohen Gehalt der Glasfasern G2-9 kann daher nicht erklärt werden.

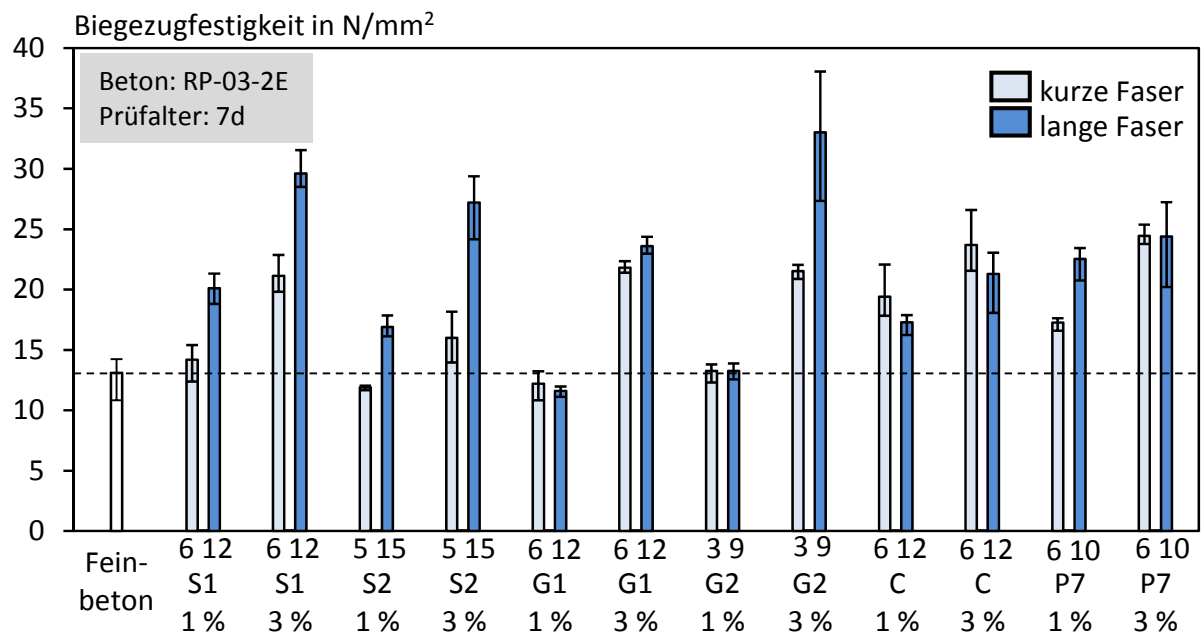


Bild 43: Einfluss der Faserlänge auf die Biegezugfestigkeit von Normprismen

#### 6.2.4 Synergieeffekte bei der Biegezugfestigkeit

Im Rahmen der Untersuchungen zur Biegetragfähigkeit wurden auch verschiedene Kurzfasertypen kombiniert (Fasercocktails), um mögliche Synergieeffekte zu untersuchen. In dieser Arbeit werden Synergieeffekte dann als solche bezeichnet, wenn die Festigkeitssteigerung durch den Fasercocktail größer ausfällt als die Summe der Festigkeitssteigerungen durch die jeweiligen Einzelfasern. Entsprechend den Hinweisen aus der Literatur bzgl. der Wirkungsweise von Kurzfasern auf verschiedenen Rissebenen wurde dabei bevorzugt eine Makrofaser (meist Stahl) mit einer Mikrofasern kombiniert.

Synergieeffekte nach obiger Definition wurden bei den meisten Faserkombinationen nicht gefunden. Hier kommt es entweder nur zu einer Addition der Festigkeitssteigerungen oder sogar zu Festigkeitsverlusten. Letzteres ist häufig bei insgesamt sehr hohen Fasergehalten der Fall, da hier der Lufteintrag durch eine immer schlechter werdende Verarbeitbarkeit des Frischbetons zunimmt. Dennoch können sich unter bestimmten Randbedingungen Synergieeffekte ergeben.

Sind die eingesetzten Kurzfasern hochfest und weisen zusätzlich einen guten Verbund zum Beton auf, können sich unebene und damit vergrößerte Bruchflächen wie in Bild 44, links, schematisch dargestellt, ergeben, die die starken Makrofasern umlaufen.

Dadurch werden mehr Mikrofasern in der Bruchfläche aktiviert. Auch ein kegelförmiges Ausbrechen der Matrix, wie z. B. bei den gewellten Stahlfasern S3 beobachtet (Bild 44, rechts), kann durch Mikrofaserbewehrung hinausgezögert werden. Beide Varianten haben gemeinsam, dass die Bruchfläche vergrößert wird und mehr Mikrofasern am Bruch beteiligt werden.

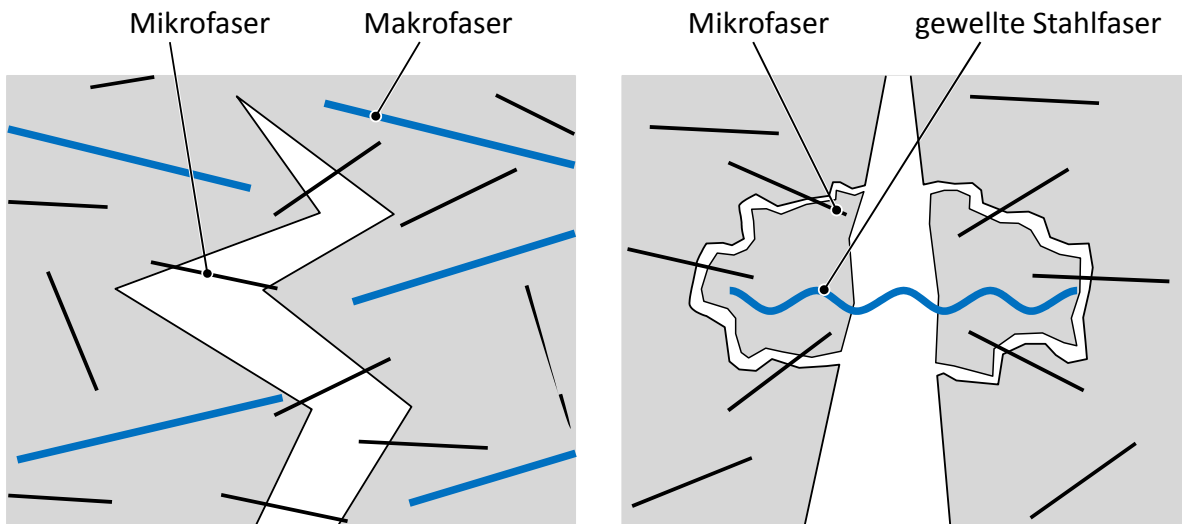


Bild 44: Bruchflächen von Normprismen mit Synergieeffekten

Im Folgenden werden hierzu einige ausgewählte Beispiele vorgestellt. Die Stahlfasern S2, die einen rechteckigen Querschnitt aufweisen, führen zu sehr zerklüfteten Bruchflächen (siehe Bild 45).

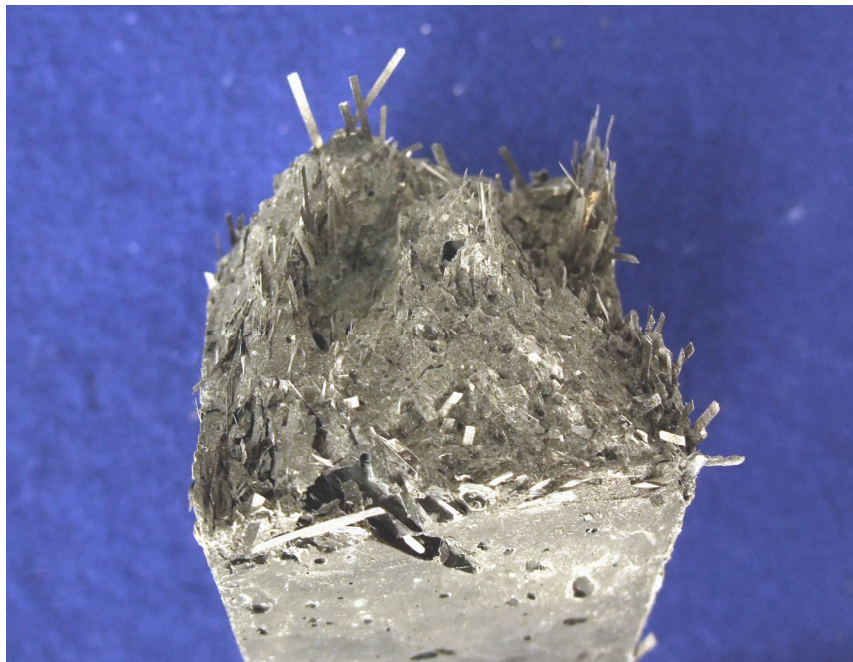


Bild 45: Stark zerklüftete Bruchfläche eines Normprismas



3 Vol.-% dieses Stahlfasertyps wurden mit jeweils 1 Vol.-% Polypropylen-, Glas- und Carbonfasern kombiniert. Bild 46 zeigt jeweils links die Festigkeitszuwächse, die sich mit den jeweiligen Kurzfasertypen ergeben und rechts daneben die Festigkeitszuwächse des Fasercocktails. Der angegebene Prozentsatz beschreibt die Differenz, also den Festigkeitszuwachs nur durch Synergieeffekte. Beispielsweise erhöhen die Stahlfasern die Festigkeit um  $14,16 \text{ N/mm}^2$ . Polypropylenfasern reduzierten die Festigkeit um  $1,37 \text{ N/mm}^2$ . In der Kombination ergibt sich ein Zuwachs von  $17,95 \text{ N/mm}^2$  (+40 %). Synergieeffekte können sich also insbesondere bei der Kombination von Stahl- und Mikrofasern ergeben. Dabei scheint die Steifigkeit der Mikrofasern nicht vordergründig zu sein.

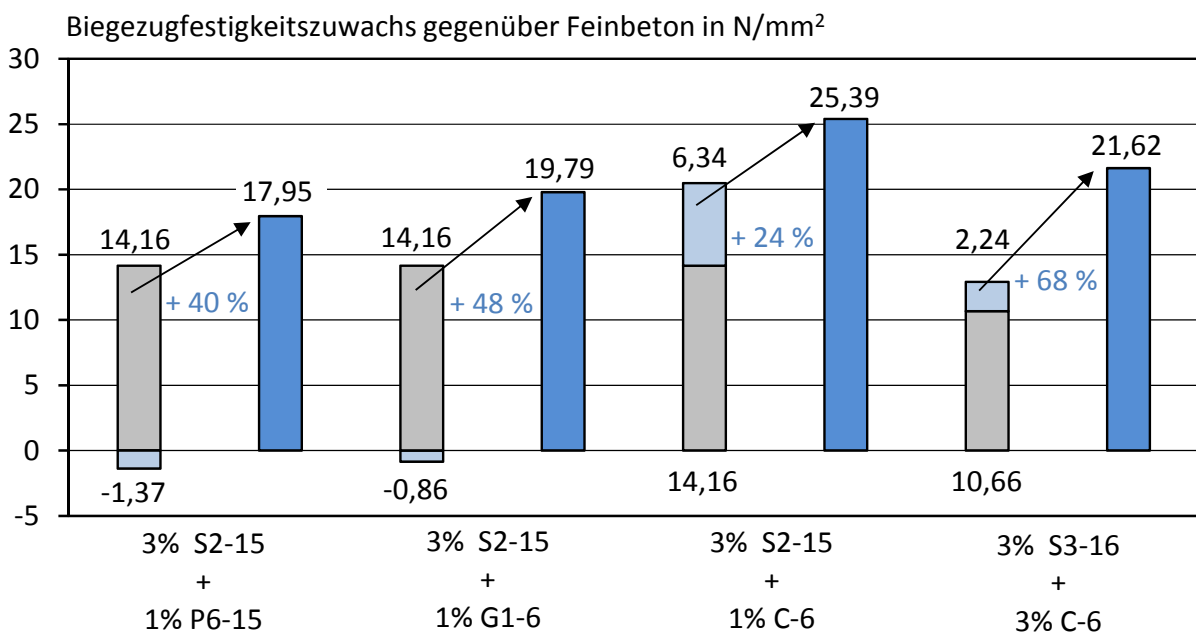


Bild 46: Ausgewählte Beispiele für Synergieeffekte bei Kombination von zwei Kurzfasertypen

### 6.2.5 Zusammenfassung

Die Sondierungsuntersuchungen dienen dazu, das Verhalten der untersuchten marktverfügbaren Kurzfasern in Feinbetonen miteinander zu vergleichen und materialtypische Unterschiede aufzuzeigen. So können Kurzfasertypen für die weiteren Untersuchungen gezielter ausgewählt werden.

Es zeigt sich, dass allgemeine Aussagen zum Fasermaterial nicht immer möglich sind. Zu groß sind die Einflüsse aus der Fasergeometrie. Generell zeigen die Untersuchungen, dass glatte, hochfeste Stahlfasern mit rundem Querschnitt zu den höchsten Faserbetonfestigkeiten führen. Kleine Gehalte an integralen Glasfasern verhalten sich neutral, während hohe Gehalte die Betondruckfestigkeit reduzieren und die Biegezugfestigkeit erhöhen. Die dispersible Variante der Glasfasern ist bei gleichem Volumengehalt wirksamer, lässt sich aber schlechter verarbeiten. Vergleichbar gute

Ergebnisse werden auch mit Carbonfasern erzielt. Vor allem kleinere Fasergehalte wirken sich positiv auf die Biegezugfestigkeit aus. Allerdings wird die Verarbeitbarkeit des Frischbetons erheblich erschwert. Dispersible Kunststofffasern können die Druck- oder Biegezugfestigkeit des Betons nur dann positiv beeinflussen, wenn hochfeste und hochmodulige Materialien vorliegen. Dies war nur bei den langen integralen Aramidfasern und den Polyethylenfasern der Fall.

Die Faserlänge stellte sich außer bei den Stahlfasern als untergeordnete Größe dar, da die kritischen Faserlängen vor allem bei den dispersiblen Kurzfasern schnell überschritten werden. Höhere Fasergehalte erhöhten die Festigkeiten mehr als längere Kurzfasern. Synergieeffekte bei der Steigerung der Biegezugfestigkeit wurden nur bei Bruchbildern mit vergrößerten Bruchflächen gefunden, da hier eine höhere Anzahl an Mikrofasern im Riss aktiviert werden kann. Dies war bei streifenförmigen und gewellten Stahlfasern in Kombination mit Mikrofasern der Fall. Bei Biegezugbelastungen eignen sich Carbonfasern am besten für die Kombination mit einer Makrofaser, da sie selbst bereits einen festigkeitssteigernden Beitrag leisten. Sie erfordern jedoch eine sehr feinkörnige Rezeptur.

## **6.3 Tastversuche zur Rissüberbrückung bei Biegebelastung**

### **6.3.1 Allgemeines**

Neben den Einflüssen auf die Druck- und Biegezugfestigkeit von Feinbetonen wurde auch das Nachrissverhalten mit den sehr unterschiedlichen Kurzfasertypen untersucht. Die Untersuchungen zeigen die rissüberbrückenden Eigenschaften der Kurzfasern und erfolgten mit Blick auf die spätere Kombination von Kurzfasern mit textiler Bewehrung, da Textilbetonbauteile bei Zugbeanspruchung eine ausgeprägte Mehrfachrissbildung aufweisen.

Eine wichtige Voraussetzung bei der späteren Verwendung in Textilbeton ist, dass die Kurzfasern nach vollständiger Aktivierung aus dem Beton ausgezogen werden, also eine unterkritische Faserlänge besitzen, um eine gleichmäßige Zugkraftübertragung vom Beton auf das Textil zu gewährleisten. Grundsätzlich erscheinen für Makrorisse längere Fasern geeigneter. Aber auch dispersible Mikrofasern können insbesondere bei sehr kleinen Rissöffnungen rissüberbrückende Eigenschaften aufweisen. Um die verschiedenen, in der Literatur teilweise nur selten behandelten Kurzfasertypen entsprechend den genannten Anforderungen bewerten zu können, wurden 3-Punkt-Biegezuguntersuchungen an Flachprismen mit den Abmessungen 40 x 20 x 160 mm<sup>3</sup> bei einer Stützweite von 100 mm durchgeführt. In den weggeregelten Versuchen wurden die Biegezugspannungs-Durchbiegungskurven von Faserbetonen mit einem Fasergehalt von jeweils 2 Vol.-% aufgezeichnet. Als Feinbeton wurde der Beton FC (siehe Anhang A1.3) eingesetzt. Das Prüfalter betrug ebenfalls 7 Tage.



### 6.3.2 Ergebnisse

Neben den vergleichsweise langen und hier als Makrofasern eingestuften Stahlfasern (S1-12 und S2-15), Aramidfasern (P1-20) und integralen Glasfasern (G1-12), sind auch die dispersiblen Mikrofasern aus Carbon (C-6), Glas (G2-6) und PVA (P4-8) in Bild 47 gegenübergestellt. Zum Vergleich ist die Biegezugfestigkeit des unbewehrten Betons als gestrichelte Linie dargestellt. Die Durchbiegungen wurden aufgrund der großen Verformungen vereinfachend dem Traversenweg gleichgesetzt. Wegen der daraus teilweise entstandenen Ungenauigkeiten bei sehr kleinen Anfahrwegen sind die Verläufe zum besseren Vergleich erst ab einer Biegezugfestigkeit von  $4 \text{ N/mm}^2$  dargestellt.

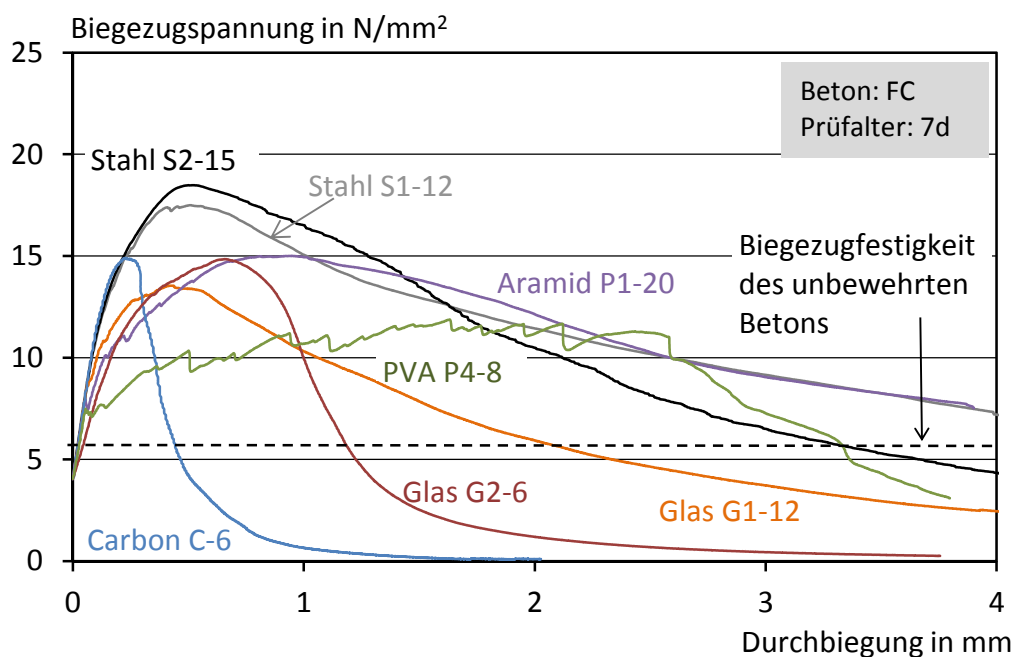


Bild 47: Spannungs-Durchbiegungsverläufe von Flachprismen aus Faserbetonen

Die Feinbetone mit Carbonfasern weisen aufgrund der besonders hohen Fasersteifigkeit und der sehr hohen spezifischen Faseroberfläche eine deutlich erhöhte Biegezugfestigkeit und nur geringe Durchbiegungen bis zum Erreichen der Maximalspannung auf. Es zeigt sich allerdings auch ein vergleichsweise abruptes Entfestigungsverhalten, welches möglicherweise auf den geringen Scherwiderstand von Carbonfasern und damit zusammenhängende Faserbrüche zurückzuführen ist. Entsprechend wurden an den Bruchflächen kaum herausstehende Kurzfasern beobachtet. Ähnlich hohe Biegezugfestigkeiten können auch mit wasserdispersiblen Glasfasern erzielt werden. Jedoch ergeben sich bis zum Erreichen der Maximalspannung im Zuge eines verfestigenden Verhaltens deutlich größere Verformungen als mit den Carbonfasern, während das Entfestigungsverhalten von einem ähnlich abrupten Spannungsabfall geprägt ist. Im Gegensatz dazu ergeben sich bei den PVA-Fasern nach dem Riss der Betonmatrix deutlich größere Verformungen auf einem

insgesamt niedrigeren Spannungsniveau. Das Nachrissverhalten ist jedoch äußerst duktil. Die Biegezugspannungen werden bis zu einer Durchbiegung von nahezu 3 mm aufrecht gehalten. Anschließend folgt eine moderate Entfestigung.

Die Makrofasern mit einer Länge von mindestens 12 mm zeigen ein ausgeprägteres Nachrissverhalten. Beide Stahlfaservarianten verhalten sich aufgrund ihrer hohen Steifigkeit und dem gleichzeitig guten Verbund zur Matrix ähnlich. Sie führen zu den insgesamt höchsten Biegezugspannungen bei nur langsamer Entfestigung. Dieser Sachverhalt zeigt sich etwas schwächer ausgeprägt auch bei den Aramidfasern, die die größten Abmessungen aufweisen. Bei vergleichbarem Entfestigungsverhalten führen sie zu etwas geringeren Biegezugfestigkeiten. Die integralen Glasfasern zeigten ein mit den Aramidfasern vergleichbares Festigkeitsniveau bei etwas schnellerer Entfestigung.

### 6.3.3 Diskussion

Insgesamt ergeben sich Vorteile bei den längeren Makrofasern, da die hier untersuchten Varianten eine unterkritische Faserlänge und eine ausreichende Zugfestigkeit besitzen. Die Makrofasern sind im Vergleich zu den hier untersuchten Mikrofasern aus Glas und Carbon eher zur Rissüberbrückung geeignet. Damit werden die bisherigen Hinweise aus der Literatur bestätigt. Allerdings muss neben dem reinen Längeneinfluss auch beachtet werden, dass die Einzelfilamente sehr empfindlich auf Querbeanspruchung reagieren und daher anfälliger sind. Dies ist bei den PVA-Fasern nicht der Fall. Aufgrund des zähen Nachrissverhaltens sind PVA-Fasern trotz ihrer begrenzten Materialsteifigkeit besonders im Hinblick auf eine Rissüberbrückung in Kombination mit dem Textil sehr interessant.

Um mögliche Interaktionen zwischen zwei verschiedenen Kurzfasertypen auch hinsichtlich des Nachrissverhaltens zu untersuchen, wurden Mikrofasern mit Makrofasern bei gleichem Versuchsaufbau kombiniert. Es wurden 0,5 Vol.-% Carbonfasern zur Festigkeitssteigerung und jeweils 2 Vol.-% Stahl- oder Aramidfasern zur Rissüberbrückung eingesetzt. In beiden Fällen erwies sich die Faserkombination als vorteilhaft. Die Kombination von Aramid- und Carbonfasern führte jedoch zu besonders ausgeprägten Synergieeffekten hinsichtlich Biegezugfestigkeit und Duktilität. Die Spannungs-Durchbiegungskurven der Einzelfasern und der Faserkombination sind exemplarisch in Bild 48 gegenübergestellt.

Zunächst fällt auf, dass die Steifigkeit der Betonmatrix im Bereich bis zur Höchstfestigkeit durch die Carbonzugabe länger aufrecht gehalten wird. Der genaue Zeitpunkt der Erstrissbildung lässt sich aber bei der Faserkombination anhand der Verläufe nicht mehr eindeutig bestimmen. Es ist von einem durchbiegungsverfestigenden Verhalten mit Mehrfachrissbildung auszugehen. Zudem können in der Rissprozesszone bei noch sehr kleinen Rissöffnungen Widerstände aus Kornverzahnung und Mikrofaserbewehrung gleichzeitig wirken.

Die Biegezugfestigkeit (MOR) wird durch die Erhöhung des Bewehrungsgrades deutlich gesteigert. Synergieeffekte ergeben sich diesbezüglich aber nicht. Das Nachrissverhalten kann jedoch über den gesamten Bereich der Durchbiegung verbessert werden, obwohl die Carbonfasern alleine bei größeren Durchbiegungen keine Kräfte mehr übertragen können. Dies erfordert eine Mehrfachrissbildung, die augenscheinlich an den Prismen auch festgestellt wurde.

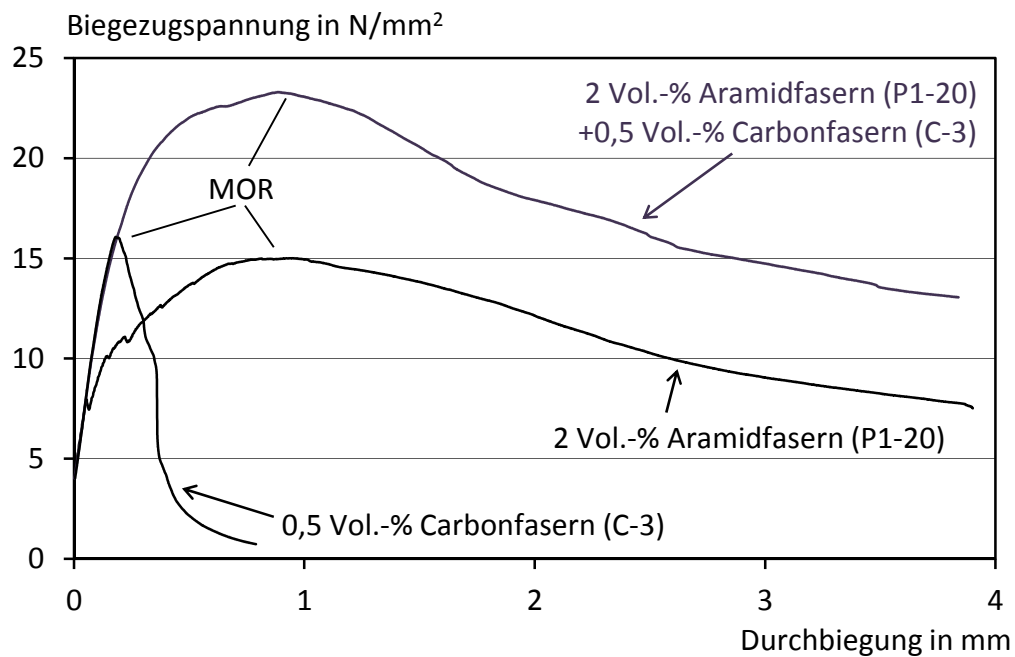


Bild 48: Spannungs-Durchbiegungsverläufe von Faserbetonen mit je einem Kurzfasertyp im Vergleich zum Feinbeton mit beiden Kurzfasertypen

Die Versuchsserie verdeutlicht somit einen interessanten Aspekt, der sich auch auf das Zusammenspiel von Textil- und Kurzfasern übertragen lässt. Dies wird in Kapitel 7 gezeigt. Die Mikrofasern beschränkt sich auf die Erhöhung der Rissfestigkeit der Betonmatrix und führt selbst nicht zu einer Mehrfachrissbildung. Gleichzeitig kommt es zu einer schnellen Entfestigung. Die rissüberbrückende Makrofaser initiiert jedoch eine Mehrfachrissbildung und ermöglicht dadurch der Mikrofasern auch in den folgenden Rissen bei größeren Durchbiegungen eine Wirkung. Aus diesem Grund addieren sich nicht nur die Verläufe der Einzelfasern, sondern es ergeben sich deutliche Synergieeffekte beim Nachbruchverhalten. Eine derartige Situation liegt auch bei der Kombination von Textilien mit Kurzfasern vor. Damit werden bereits ein wesentlicher Wirkungsmechanismus der Kurzfasern bei Textilbeton und damit auch die Vorteile einer Kombination beider Bewehrungsformen deutlich.

## 6.4 Zentrische Zugfestigkeit

### 6.4.1 Allgemeines

Der zentrischen Zugfestigkeit des Feinbetons kommt in filigranen Textilbetonbauteilen eine wichtige Bedeutung zu, da diese in der Regel für die Aufnahme von Zugkräften ausgelegt sind. Im gerissenen Zustand II kommt es jedoch abhängig vom Textilbewehrungsgrad zu einer gegenüber Stahlbeton stark reduzierten Steifigkeit, die den Nachweis der Gebrauchstauglichkeit bei der Bemessung erschwert. Eine höhere Zugfestigkeit des Fein- oder Faserbetons verschafft bei planmäßig ungerissenen Bauteilen einen größeren Bemessungsspielraum. Die Auswirkungen einer Kurzfaserezugabe auf die zentrische Zugfestigkeit des Betons sind daher vor allem auch im Hinblick auf eine höhere Erstrissspannung des textildbewehrten Betons (siehe Abschnitt 7.2) von Bedeutung.

Trocknungseinflüsse hingegen können insbesondere bei hohem Bindemittelgehalt zu einer Beeinträchtigung der Zugfestigkeit führen. Aus diesem Grund wird im Vorfeld der Untersuchungen zur Zugfestigkeit der Faserbetone die Trocknungsempfindlichkeit der hier verwendeten Feinbetone untersucht. Entsprechend werden die ermittelten Zugfestigkeiten im weiteren Verlauf dieses Kapitels stets unter Berücksichtigung der jeweiligen Feuchtezustände der Betonprobekörper bewertet. Schließlich wird auch der Frage nachgegangen, inwieweit sich bei Feinbetonen trocknungsinduzierte Beeinträchtigungen der Zugfestigkeit durch die Zugabe von Kurzfasern reduzieren lassen.

Die Ermittlung der zentrischen Zugfestigkeiten erfolgte grundsätzlich an laminierten Dehnkörpern. Geometrie, Herstellverfahren und Prüfung sind in Anhang A3.1 beschrieben.

### 6.4.2 Einfluss der Vorlagerung bei Feinbetonen

Feinbetone, die für den Einsatz in Textilbeton entsprechend der in Abschnitt 2.1.1 beschriebenen Anforderungen entwickelt wurden, weisen erhöhte Bindemittelgehalte und geringere Gesteinskörnungsanteile auf. Solche Feinbetone haben ein verstärktes Schwindpotential bei gleichzeitig schneller Austrocknung der oft sehr dünnen Bauteile. Dies kann, wie von Jesse /Jes04/ beobachtet, bereits in der Schalung zu Zwangsspannungen führen oder, wie bei Meyer /Mey63/, Eigenspannungen hervorrufen, die alleine oder in Kombination mit einer äußeren Beanspruchung zu Schädigungen im Beton führen. Auch im Rahmen der eigenen Versuche deutete sich bereits zu Beginn eine starke Abhängigkeit der Betonzugfestigkeiten vom Feuchtezustand an. Dabei wiesen die feuchten Feinbetone immer eine tendenziell höhere Zugfestigkeit als getrocknete Prüfkörper auf. Zur Beurteilung der Zugfestigkeiten von Fein- und Faserbetonen war es daher erforderlich, verschiedene Vorlagerungsvarianten im Hinblick auf eine mögliche trocknungsinduzierte Schädigung zu untersuchen. Die wesentlichen Vorlagerungsvarianten, die im Rahmen

dieser Arbeit betrachtet werden, beziehen sich alle auf ein Prüfalter von 28 Tagen und sind in Tabelle 10 dargestellt.

Tabelle 10: Definition der gewählten Vorlagerungsbedingungen

Vorlagerung		Kürzel
1 Tag im Feuchtraum (20 °C / 95 % r. F.)	27 Tage im Wasser (20 °C)	„28dW“ → „feuchte Prüfkörper“
1 Tag im Feuchtraum (20 °C / 95 % r. F.)	20 Tage im Wasser (20 °C)	„7dTr“ → „trockene Prüfkörper“
7 Tage im Normklima (20 °C / 65 % r. F.)		
1 Tag im Feuchtraum (20 °C / 95 % r. F.)	27 Tage im Normklima (20 °C / 65 % r. F.)	„27dTr“
1 Tag im Feuchtraum (20 °C / 95 % r. F.)	26 Tage im Wasser (20 °C)	„1dTr“
1 Tag im Normklima (20 °C / 65 % r. F.)		
1 Tag im Feuchtraum (20 °C / 95 % r. F.)	27 Tage im Wasser (20 °C)	„1hTr“
1 Stunde im Normklima (20 °C / 65 % r. F.)		
1 Tag im Feuchtraum (20 °C / 95 % r. F.)	27 Tage versiegelt (20 °C)	„27dV“

Die Kürzel sind so definiert, dass sie immer die Vorlagerungsbedingungen vor der Prüfung beschreiben. Davor werden die Prüfkörper feucht gelagert. Die Vorlagerungen 28dW und 7dTr bilden die Hauptvorlagerungsvarianten. Die zugehörigen Prüfkörper werden auch als „feuchte Prüfkörper“ bzw. als „trockene Prüfkörper“ bezeichnet.

Von Normalbeton ist bekannt, dass die Druckfestigkeit wassergesättigter Betone geringer ausfällt und die Zugfestigkeit weitestgehend unbeeinflusst vom Feuchtezustand bleibt. Bei den im Rahmen des SFB 532 untersuchten Feinbetonen deutete sich jedoch aufgrund teilweise stark streuender Zugfestigkeiten eine erhöhte Trocknungsempfindlichkeit an. Es zeigte sich z. B., dass Nachlässigkeiten bei der Feuchthaltung von Prüfkörpern von nur wenigen Minuten, ähnlich wie bei reinem Zementstein, einen Einfluss auf die spätere Zugfestigkeit haben. In Bild 49 sind die zentrischen Zugfestigkeiten von Dehnkörpern (vgl. Bild A3-4) mit verschiedenen Vorlagerungsszenarien gegenübergestellt. Jeweils wurden zwischen drei und 15 Dehnkörper geprüft. Zunächst zeigt sich, dass die konsequente Wasserlagerung bis zur Prüfung im Gegensatz zu dem beschriebenen Sachverhalt bei Normalbetonen zur höchsten Zugfestigkeit von knapp  $7 \text{ N/mm}^2$  führt. Diese Zugfestigkeit des Feinbetons Fil-05-10 liegt oberhalb von eigenen früher angeführten Werten, da die Prüfkörper mit zunehmender Kenntnis zu der starken Trocknungsempfindlichkeit immer konsequenter vorgelagert wurden. Der hier angegebene Mittelwert basiert auf insgesamt 18 Einzelergebnissen konsequent feucht gehaltener Dehnkörper mit einem

Variationskoeffizienten von 12 %. Er bildet eine wichtige Referenz für die spätere Beurteilung der Zugfestigkeiten von Faserbetonen.

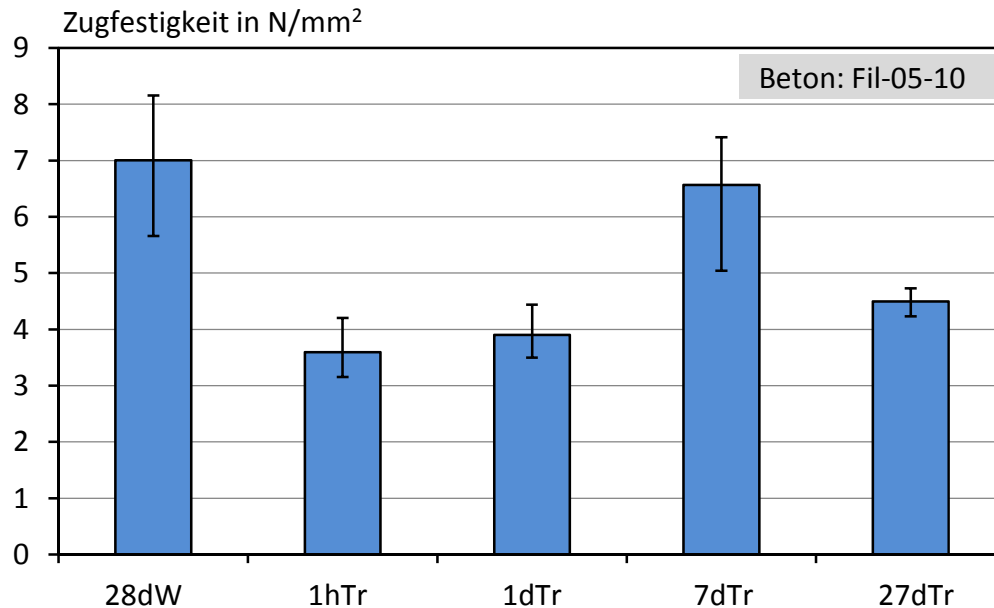


Bild 49: Einfluss der Vorlagerung auf die zentrische Zugfestigkeit des Feinbetons FIL-05-10

Lässt man die gleichen wassergelagerten Dehnkörper 1 Stunde vor der Prüfung trocknen, wie es z. B. für verschiedene Prüfvorbereitungen erforderlich sein könnte, kann es zu einer Halbierung der Zugfestigkeit kommen (1hTr). Das gleiche Verhalten zeigt sich auch noch bei einer Trocknungsdauer von einem Tag vor der Prüfung (1dTr). Aufgrund dieser Ergebnisse wäre zunächst von einer starken trocknungsinduzierten Schädigung der Dehnkörper auszugehen. Ein Vergleich mit Dehnkörpern, die für 7 Tage vor der Prüfung im Normklima lagerten (7dTr), zeigt jedoch, dass dies nicht der Fall sein kann. Die mittleren Zugfestigkeiten dieser Dehnkörper liegen mit knapp  $6,6 \text{ N/mm}^2$  nur geringfügig unterhalb der wassergelagerten Dehnkörper. Daraus ergibt sich die für die Praxis wichtige Erkenntnis, dass auch Feinbetonbauteile keine signifikante Reduzierung der Zugfestigkeit durch Trocknung erfahren, wenn eine ausreichend lange Wasserversorgung in jungem Alter gegeben ist.

Die beobachteten Effekte werden daher auf eine Überlagerung von trocknungsbedingten Eigenspannungen und der mechanischen Belastung bei der Prüfung zurückgeführt. Ein ähnlicher Effekt wurde bereits von /Mey63/ im Rahmen von Biegezuguntersuchungen festgestellt. Es ist naheliegend, dass dieser Effekt, unterstützt von erhöhten Bindemittelgehalten, besonders bei den meist sehr dünnen Textilbetonbauteilen auftreten kann. Die bereits nach wenigen Minuten entstehenden Eigenspannungen im Bauteil bauen sich jedoch im Laufe fortschreitender Trocknungsdauer wieder ab, so dass nach 7-tägiger Trocknung wieder das ursprüngliche Festigkeitsniveau erreicht wird. Diese starke Zeitabhängigkeit könnte

der Grund dafür sein, warum Mechtcherine und Schulze /Mec05/ von wasser-gelagerten Prüfkörpern berichten, die eine deutlich geringere Zugfestigkeit als trocken gelagerte Prüfkörper aufweisen, sofern die Prüfkörper vor der Prüfung kurz an-trocknen konnten. Möglicherweise reichen schon wenige Minuten im Raumklima aus, um hohe Eigenspannungen aufzubauen.

Wird die Wasserversorgung wie im Falle einer 27-tägigen Lagerung im Normklima nach dem Ausschalen frühzeitig abgebrochen, ergeben sich geringere Zugfestigkeiten von ca.  $4,5 \text{ N/mm}^2$ . Da bei der Prüfung vorhandene Eigenspannungen im Dehnkörper durch die lange Trocknungsdauer ausgeschlossen werden können, wird diese Festigkeitsreduktion auf eine frühzeitig unterbrochene Hydratation zurückgeführt, die zusätzlich von einer Mikroschädigung des noch jungen Betons begleitet werden kann. Dieser Grenzfall, aber auch bisherige Erfahrungen in der Praxis, zeigen deutlich den stark erhöhten Nachbehandlungsbedarf von Feinbetonen. Praxisübliche Kriterien wie das Erreichen von 50 % der Betondruckfestigkeit reichen nach den bisherigen Erfahrungen nicht grundsätzlich aus.

Neben einer zu früh eingestellten Wasserversorgung bei der Nachbehandlung deuteten sich auch bei kurzzeitigem Antrocknen der Dehnkörper Auswirkungen auf die Zugfestigkeit an. Dehnkörper, die beispielsweise während des Ausschalens im Alter von ein oder zwei Tagen einer nur 1-stündigen Lagerung im Normklima ausgesetzt waren, und anschließend bis zum 21. Tag wieder im Wasser gelagert wurden, zeigten ebenfalls eine tendenziell geringere Zugfestigkeit nach 28 Tagen. Der Vergleich ist in Bild 50, links, dargestellt. Diese nachgestellten Untersuchungen wurden jeweils nur anhand einer Prüfserie, bestehend aus je drei Dehnkörpern, durchgeführt und sind daher lediglich als ein Hinweis anzusehen.

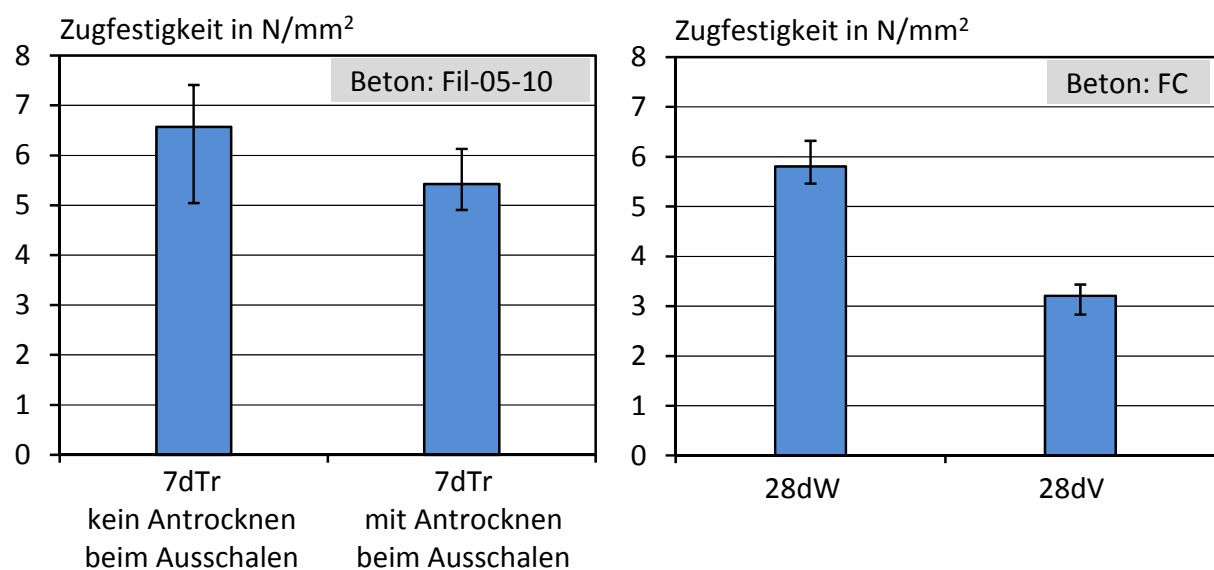


Bild 50: Einfluss kurzzeitiger Austrocknung beim Ausschalen (links) und versiegelter Vorlagerung (rechts) auf die zentrische Zugfestigkeit der Feinbetone FIL-05-10 und FC

In Ergänzung zum Einfluss der Wasserversorgung in jungem Alter wurden anhand des älteren Feinbetons FC (siehe Anhang A1.3) auch die Zugfestigkeiten 28 Tage wassergelagerter und versiegelter Dehnkörper miteinander verglichen. Die versiegelte Lagerung ist eine Vorlagerungsvariante mit neutralem Feuchtehaushalt und wurde im Rahmen verschiedener Forschungsprojekte (u. a. auch in /Bro05/) angewandt. Bild 50, rechts, zeigt, dass es auch bei versiegelter Vorlagerung zu einer deutlichen Festigkeitsreduktion kommen kann. Das Ergebnis überrascht, da im Allgemeinen bei versiegelter Lagerung von einem ausreichenden Feuchtedepot im Beton ausgegangen wird. Das lässt den Schluss zu, dass bei sehr bindemittelreichen Feinbetonen nicht nur die Austrocknung in jungem Alter unterbunden, sondern zusätzliches Wasser zugeführt werden muss, um eine Festigkeitsreduktion zu vermeiden. Auch Jesse /Jes04/ stellte fest, dass sich trotz anfänglicher Wasserlagerung die zentrische Zugfestigkeit nochmals steigern lässt, wenn die Prüfkörper vollständig unter Wasser gelagert werden.

Es muss jedoch auch angemerkt werden, dass der Feinbeton FC einen gegenüber dem Beton Fil-05-10 noch etwas höheren Bindemittelgehalt aufweist, was möglicherweise eine Festigkeitsreduktion begünstigt. Bei versiegelter Lagerung von Feinbetonen kann eine innere Austrocknung mit resultierender Mikrorissbildung jedoch nicht ausgeschlossen werden. Auch Einflüsse aus einem durch die Versiegelung etwas verzögerten Hydratationsfortschritt können eine Rolle spielen.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass eine Austrocknung nach ausreichender und konsequenter Wasserversorgung (hier 21 Tage) trotz erhöhter Trocknungsempfindlichkeit bei den Feinbetonen nur geringe Festigkeitseinbußen erwarten lässt. Eine bereits kurzzeitige Austrocknung in jungem Alter kann hingegen zu höheren Festigkeitsreduktionen führen. Für hohe Zugfestigkeiten bei bindemittelreichen Feinbetonen ist zudem nicht nur die Austrocknung zu vermeiden, sondern eine zusätzliche Wasserzufuhr in jungem Alter zu empfehlen.

#### **6.4.3 Einfluss von Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit von permanent feuchtgelagerten Feinbetonen**

Eine konsequente Feuchthaltung der Prüfkörper bis zur Prüfung führt, wie zuvor gezeigt, zu vergleichsweise hohen Zugfestigkeiten beim unbewehrten Feinbeton im Bereich von ca. 6 - 8 N/mm<sup>2</sup>. Um zunächst die von Trocknungseffekten unbeeinflusste Wirkung der Kurzfasern auf die Zugfestigkeit von Feinbeton zu untersuchen, wurden entsprechende Prüfserien mit wassergelagerten Dehnkörpern durchgeführt. Damit soll der Frage nachgegangen werden, ob es bei diesen Prüfkörpern mit bereits hoher zentrischer Zugfestigkeit zu einer weiteren Festigkeitssteigerung durch Kurzfasern im Sinne einer Verzögerung des lastinduzierten Mikrorisswachstums kommen kann. Die Dehnkörper wurden während des Ausschalens und bis unmittelbar vor Prüfbeginn feucht gehalten. Mit diesem Vorgehen werden die im vorangegangenen Abschnitt



gezeigten Trocknungseinflüsse weitestgehend ausgeschlossen. Dies erlaubt eine bessere Beurteilung der direkten Einflüsse der Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit.

Nach Bentur und Mindess /Ben90/ wird insbesondere den Kurzfasern eine hohe Wirksamkeit hinsichtlich einer Steigerung der Betonzugfestigkeit zugeschrieben, die geringe Abmessungen und eine hohe Steifigkeit aufweisen. Dies trifft vor allem auf die wasserdispersiblen Kurzfasern zu, die im Beton als Einzelfilamente vorliegen. Um die Zugfestigkeit beeinflussende Faserparameter identifizieren zu können, wurden daher vorzugsweise wasserdispersible Kurzfasern mit verschiedenen Materialeigenschaften und Gehalten in einer Parameterstudie untersucht. Die wasserdispersiblen Kurzfasern bieten zusätzlich den Vorteil, dass man die geometrischen Parameter wie z. B. den Faserdurchmesser direkt ermitteln kann und keine äquivalenten Faserdurchmesser wie bei integralen Kurzfasern in Form von Faserbündeln heranziehen muss.

Als Kurzfasern wurden die bereits in Abschnitt 6.3 untersuchten wasserdispersiblen Carbon- und Glasfasern sowie zusätzlich sehr dünne PVA-Fasern (P3-6) und PE-Fasern (P7-6) untersucht. Zum Vergleich wurden praxisübliche integrale Glasfasern (G1-6) ergänzt. Die Faserlängen betragen 6 mm. Die Fasergehalte konnten jedoch nicht bei allen Fasertypen einheitlich abgestuft werden, da die Verarbeitbarkeiten der Faserbetone sehr unterschiedlich ausfielen. Die Dosierungen wurden daher jeweils im Hinblick auf praxistaugliche Konsistenzen ausgewählt. Die Ergebnisse sind in Bild 51 gegenübergestellt. Dargestellt sind die mittleren Zugfestigkeiten der Faserbetone in Abhängigkeit des jeweiligen Fasergehaltes sowie die mittlere Zugfestigkeit des Feinbetons. Insgesamt waren die Versuche an den unbewehrten Feinbetonen mit erhöhten Streuungen behaftet, die bei den meisten Faserbetonen kleiner ausfielen.

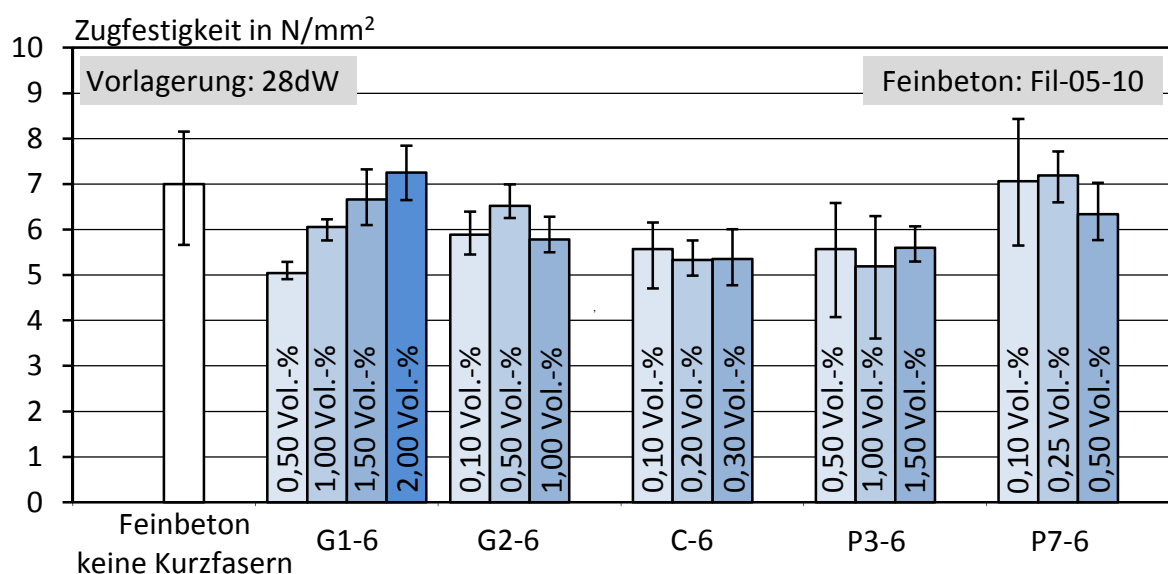


Bild 51: Zentrische Zugfestigkeit von Faserbetonen nach durchgängiger Wasserlagerung

Betrachtet man die Zugfestigkeiten der Faserbetone, stellt man fest, dass es bei den untersuchten Fasertypen und -gehalten trotz der durch den Laminierprozess erreichten zweidimensionalen und damit günstigen Ausrichtung der Kurzfasern zu keiner signifikanten Steigerung der Betonzugfestigkeit kommt. Ein festigkeitssteigernder Trend lässt sich lediglich bei den integralen Glasfasern G1-6 erkennen. Bei den übrigen Fasertypen stagniert der Festigkeitszuwachs mit steigendem Gehalt oder die Zugfestigkeit sinkt wieder. Dies ist vor allem bei höheren Fasergehalten auch auf einen erhöhten Eintrag von Luftporen zurückzuführen.

Bei den integralen Glasfasern G1-6 wird vergleichsweise wenig zusätzliche Luft in den Beton eingetragen, weshalb die Zugfestigkeiten kontinuierlich ansteigen können. Höhere Fasergehalte lassen sich jedoch nicht mehr in noch vertretbarer Weise verarbeiten. Es ist zu erwarten, dass eine signifikante Festigkeitssteigerung gegenüber dem Referenzbeton auch bei den integralen Glasfasern ohne zusätzliche Entlüftungsmaßnahmen kaum möglich ist.

Bei den dispersiblen Kurzfasern werden die Nachteile durch den zusätzlichen Lufteintrag bereits bei insgesamt kleineren Fasergehalten deutlich. Die Zugfestigkeiten werden mit steigendem Fasergehalt nicht weiter erhöht, sondern teilweise sogar reduziert. Dies wird besonders bei den verarbeitungskritischen Carbonfasern deutlich.

Punktuelle Untersuchungen an verdichteten Dehnkörpern aus Faserbeton haben gezeigt, dass sich die Zugfestigkeiten bei teilweiser Entlüftung um 1 - 2 N/mm<sup>2</sup> steigern lassen. Die Verdichtung der Prüfkörper erfolgte unmittelbar nach der Herstellung. Hierfür wurden diese für ca. 30 Sek. mit starker Verdichtungsenergie entlüftet. Die Entlüftung von Faserbetonen gestaltet sich grundsätzlich sehr schwierig, da die Kurzfasern den Frischbeton bei höheren Fasergehalten zusammenhalten, so dass Luftporen kaum entweichen können. Die Tastversuche bestätigten aber die zumindest anteilige festigkeitsmindernde Wirkung eines höheren Lufteintrages durch Kurzfasern. Der Festigkeitsanstieg durch Entlüftung fiel bei den wasserdispersiblen Glasfasern und den Polyethylenfasern etwas geringer aus. Hier kam es auch augenscheinlich zu einer schlechteren Entlüftung während der Verdichtung. Allerdings wurde durch die PE-Fasern ohnehin weniger Luft in den Beton eingetragen.

Insgesamt betrachtet lässt sich eine signifikante Steigerung der Zugfestigkeit des Feinbetons durch Kurzfasern aufgrund des Einflusses der von den Kurzfasern zusätzlich in den Beton eingetragenen Luftporen bei vollständig wassergelagerten Feinbetonen nicht nachweisen. Bei kleinen Fasergehalten können die festigkeitsmindernden Einflüsse gegenüber der festigkeitssteigernden Wirkung sogar überwiegen.

#### **6.4.4 Einfluss von Kurzfasern auf die zentrische Zugfestigkeit von trockenen Feinbetonen nach ausreichender Wasserzufuhr**

Die Eigenschaften von Beton mit der zuvor beschriebenen ununterbrochenen Wassergelagerung haben nur wenig Bezug zur praktischen Anwendung, da es bei der Errichtung von Bauwerken grundsätzlich zu Austrocknungserscheinungen kommt. Abschnitt 6.4.2 hat gezeigt, dass die Austrocknung von Feinbeton zu keinen wesentlichen Festigkeitsverlusten führt, sofern eine ausreichende und ununterbrochene Wasserzufuhr zumindest im jungen Betonalter erfolgt. Entsprechend wird für den 21 Tage im Wasser und anschließend trocken gelagerten Feinbeton Fil-05-10 nur eine geringfügig reduzierte mittlere Zugfestigkeit von ca.  $6,5 \text{ N/mm}^2$  erreicht.

Zur Beurteilung des Einflusses von Kurzfasern auf die Zugfestigkeit eines derart vorgelagerten Feinbetons sind in Bild 52, links, exemplarisch Faserbetone mit integralen Glasfasern (G1-6) und verschiedenen Fasergehalten dem unbewehrten Feinbeton gegenübergestellt. Analog zu Bild 51 zeigt sich, dass die Zugfestigkeit des Feinbetons nur in geringem Maße durch Kurzfasern gesteigert werden kann. Wie beim permanent wassergelagerten Beton wird die Zugfestigkeit bei kleinen Fasergehalten zunächst etwas reduziert und bei höheren Fasergehalten erreicht bzw. nur leicht überschritten. Auch hier wird also ein zunächst rissinitiierender bzw. querschnittsverringender Einfluss der Kurzfasern durch die Zugabe größerer Fasermengen kompensiert. Es deutet sich aber an, dass verarbeitbare Kurzfasergehalte auch bei trockenem Feinbeton keine signifikante Festigkeitssteigerung erzielen, wenn der verwendete Feinbeton durch eine optimale Nachbehandlung keine trocknungsinduzierte Schädigung aufweist und selbst bereits hohe Zugfestigkeiten erreicht. Trotz der gegenüber dem Feinbeton leicht erhöhten Zugfestigkeiten einiger Faserbetone wird die Zugfestigkeit des wassergelagerten Feinbetons (vgl. Bild 51) nicht überschritten.

Wenn, wie in Abschnitt 6.4.2 angedeutet, Beeinträchtigungen der Festigkeitsentwicklung durch Austrocknung in jungem Alter entstehen, können Kurzfasern jedoch zu einer deutlicheren Festigkeitssteigerung beitragen. Bild 52, rechts, zeigt, dass eine durch kurzzeitige Austrocknung während des Ausschalvorgangs entstandene Festigkeitsreduktion des Feinbetons von ca. 20 % (vgl. Abschnitt 6.4.2) durch die Zugabe von Kurzfasern nahezu ausgeglichen werden kann. Der Vergleich deutet an, dass Kurzfasern vor allem bei Feinbetonen mit trocknungsinduzierten Festigkeitsverlusten wirksam werden. Im gezeigten Beispiel sind die Zugfestigkeiten der Faserbetone mit und ohne Austrocknung in jungem Alter nahezu identisch.

Da die Wirkung der Kurzfasern offensichtlich dann zum Tragen kommt, wenn Feinbetone mit unterbrochener oder generell unzureichender Wasserzufuhr vorliegen und derartige Feinbetone zudem am ehesten praxisrelevant sind, wird im folgenden Abschnitt detaillierter darauf eingegangen.

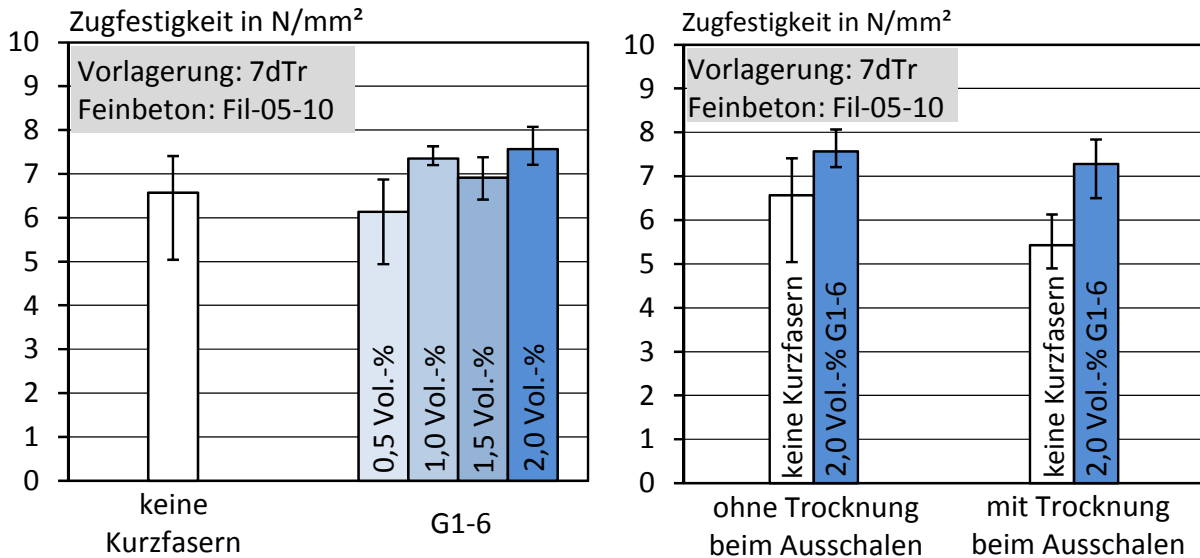


Bild 52: Zentrale Zugfestigkeit von Faserbetonen mit steigendem Fasergehalt nach trockener Lagerung (links), Einfluss von Kurzfasern auf trocknungsinduzierte Festigkeitsreduktionen durch Austrocknen beim Ausschalen (rechts)

#### 6.4.5 Einfluss von Kurzfasern auf die zentrale Zugfestigkeit von trockenen Feinbetonen nach unterbrochener Wasserzufuhr

##### 6.4.5.1 Allgemeines

Die bisher beschriebenen Vorlagerungsvarianten, die eine ausreichende Wasserversorgung und somit optimale Hydratationsbedingungen des Feinbetons ohne trocknungsinduzierte Schädigung sicherstellen, tragen vor allem zum Materialverständnis bei. In der Praxis sind sie aus eigener Sicht kaum umsetzbar. Die üblichen Ausschallfristen von wenigen Stunden bis hin zu einem Tag können nach den hier vorgestellten Ergebnissen, je nach Zusammensetzung des Feinbetons, zu trocknungsbedingten Festigkeitsreduktionen führen, die durch Kurzfasern gut kompensiert werden können. Eine frühzeitig unterbrochene Wasserzufuhr bildet daher nicht nur die Verhältnisse in der Praxis besser ab, sondern ermöglicht auch systematische Untersuchungen zu unterschiedlichen Wirkungsweisen von Kurzfasern in Feinbeton.

Im folgenden Abschnitt wird zunächst der Einfluss von Kurzfasern auf die Zugfestigkeit von Feinbetonen nach trockener (27dTr) und versiegelter Lagerung (27dV) analog zu den anderen Vorlagerungsvarianten dargestellt. Die anschließenden Untersuchungen zu Synergieeffekten sowie die Beschreibung der Zugfestigkeit mit allgemeinen Faserkenngrößen erfolgen an versiegelt gelagerten Dehnkörpern, da diese ein ausreichendes Potential zur Festigkeitssteigerung und gleichzeitig sehr definierte Randbedingungen aufweisen.

### 6.4.5.2 Einfluss der äußeren Austrocknung

Die Untersuchungen in Abschnitt 6.4.2 haben für die Vorlagerungsvariante 27dTr einen hohen Festigkeitsverlust des reinen Feinbetons von ca. 35 % ergeben, was auch auf eine Unterbrechung des Hydratationsfortschritts durch die frühe Austrocknung zurückgeführt werden kann. Die Zugfestigkeiten von gleichermaßen vorgelagerten Faserbetonen mit integralen Glasfasern sind in Bild 53 dargestellt. Während die in Bild 52, rechts, dargestellte kurzfristige Austrocknung während des Ausschalens noch mit Kurzfasern vollständig kompensiert werden konnte, scheint dies bei andauernder Austrocknung nicht mehr möglich zu sein. Die Zugfestigkeiten der Faserbetone liegen im Mittel nur unwesentlich über der Zugfestigkeit des unbewehrten Feinbetons. Dies zeigt, dass bei der Bewertung der Faserwirksamkeit auch zwischen den verschiedenen Gründen für eine Festigkeitsreduktion unterschieden werden muss. Die frühe und andauernde Austrocknung führt vor allem im Randbereich der Dehnkörper zu einer frühen Unterbrechung der Hydratation. Diese direkt vom Hydratationsfortschritt bestimmte Zugfestigkeit, scheint für Faserbetone ebenfalls eine Obergrenze hinsichtlich praxisrelevanter Festigkeitssteigerungen darzustellen. Die Situation ist mit der bei wassergelagerten Prüfkörpern vergleichbar, allerdings auf geringerem Festigkeitsniveau, und deutet darauf hin, dass vorwiegend die durch Mikrorisse erzeugten Festigkeitsreduktionen durch Kurzfasern kompensiert werden können.

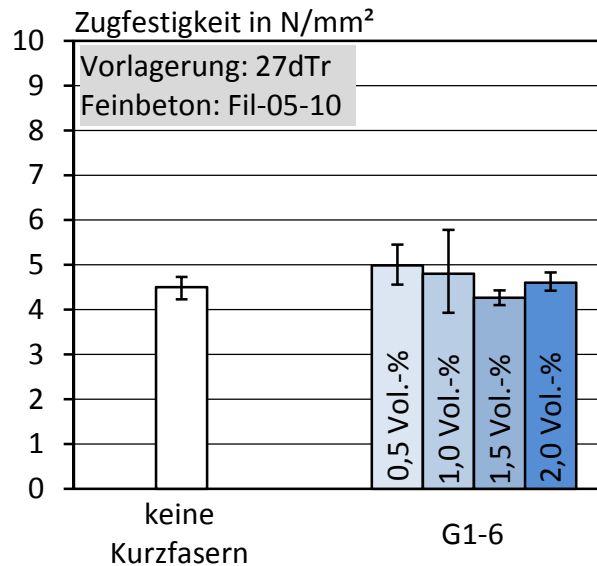


Bild 53: Zentrische Zugfestigkeit von Faserbetonen mit steigendem Fasergehalt nach durchgängiger Austrocknung

In Ergänzung zur frühen Austrocknung im Normklima soll auch der Einfluss der in der Forschung üblichen versiegelten Lagerung (27dV) untersucht werden. Dazu liegen ältere Prüferien vor, bei denen noch der etwas bindemittelreichere Feinbeton FC zum Einsatz kam. Es wäre zu erwarten, dass trocknungsinduzierte Einflüsse hier verstärkt auftreten, weshalb die Ergebnisse quantitativ nicht direkt mit den vorherigen ver-

gleichbar sind. Im Hinblick auf eine Beurteilung hybrider Faserbetone mit unterschiedlichen Fasertypen wurden bei dieser Versuchsserie aufgrund der in Abschnitt 6.2.4 gefundenen Synergieeffekte Stahl- mit dispersiblen Glas- und Carbonfasern kombiniert.

Grundlage für die Untersuchung des Fasereinflusses bei versiegelter Lagerung sind die in Bild 50, rechts, dargestellten Zugfestigkeiten des versiegelt und in Wasser gelagerten Feinbetons FC ohne Kurzfasern. Diese sind auch in Bild 54 zusammen mit Zugfestigkeiten versiegelt gelagerter Faserbetone dargestellt. Die Zugfestigkeit des wassergelagerten Feinbetons FC ist nur zu Vergleichszwecken aufgeführt und wegen der abweichenden Vorlagerungsart gestrichelt dargestellt.

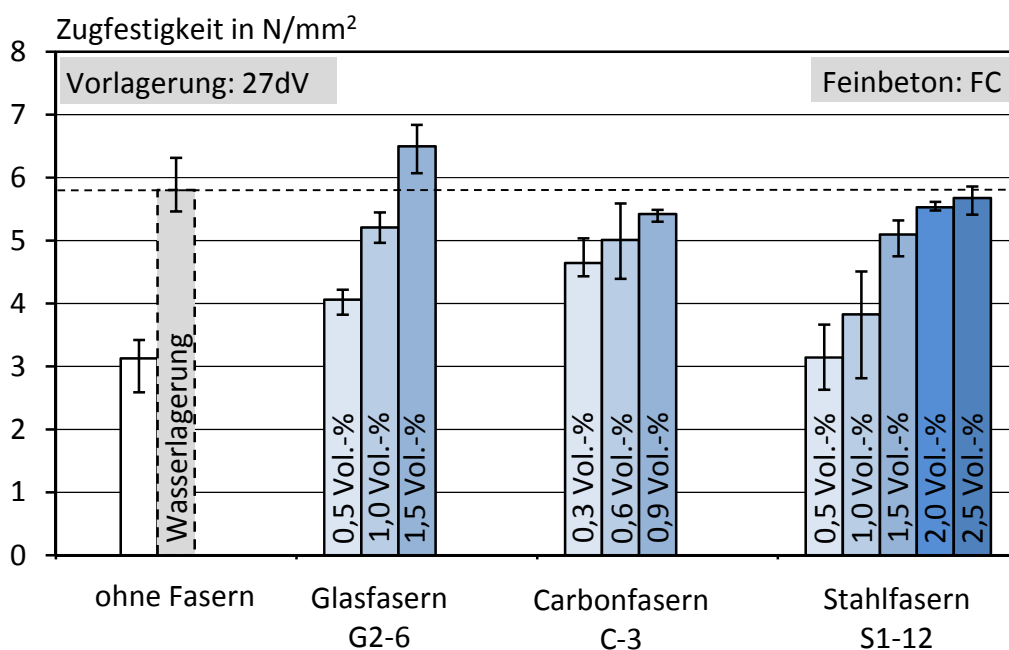


Bild 54: Zentrische Zugfestigkeit von Faserbetonen mit steigendem Fasergehalt nach versiegelter Lagerung

Bei allen Fasertypen ist bei versiegelter Vorlagerung eine kontinuierliche Steigerung der Zugfestigkeit mit zunehmendem Fasergehalt erkennbar. Diese fällt bei den Glasfasern größer aus als bei den Carbonfasern. Je Steigerung des Fasergehaltes um 0,5 Vol.-% wird die Zugfestigkeit um ca. 1 N/mm<sup>2</sup> vergrößert. Die Zugfestigkeit des Faserbetons mit 0,3 Vol.-% Carbonfasern steigt gegenüber der Zugfestigkeit des unbewehrten Feinbetons um fast 50 % an. Bei weiterer Steigerung des Carbonfasergehaltes auf 0,6 Vol.-% bzw. 0,9 Vol.-% kann die Festigkeit nur noch leicht um jeweils ca. 8 % weiter gesteigert werden. Dies ist wahrscheinlich, wie schon bei den feuchten Dehnkörpern beobachtet, auf die Verschlechterung der Verarbeitbarkeit des Faserbetons und dem damit verbundenen erhöhten Lufteintrag zurückzuführen. Zwar fällt die Erhöhung der Zugfestigkeit durch eine Bewehrung mit 0,5 Vol.-% Glasfasern kleiner aus als mit 0,3 Vol.-% Carbonfasern, die Verarbeitbarkeit wird jedoch bei

steigenden Fasergehalten durch die Glasfasern nicht in gleichem Maße eingeschränkt wie bei den Carbonfasern. Aus dem Vergleich der Glas- und Carbonfasern lassen sich zwei Schlussfolgerungen ziehen. Einerseits zeigt sich, dass die Wirksamkeit von Kurzfasern stark von einer noch guten Verarbeitbarkeit profitiert, andererseits zeigt der sehr hohe Festigkeitszuwachs schon beim kleinsten Carbonfasergehalt, dass die aus den Faserabmessungen resultierende Anzahl an Kurzfasern und damit auch der mittlere Faserabstand eine entscheidende Rolle spielen. Beide Aspekte interagieren. Bei den Stahlfasern sind entsprechend ihrer Abmessungen höhere Fasergehalte zur Steigerung der Zugfestigkeit erforderlich.

Legt man die deutlich höhere Zugfestigkeit des wassergelagerten Feinbetons FC zu Grunde, wird ersichtlich, dass diese wie in Abschnitt 6.4.3 nicht signifikant von den Kurzfaserbetonen überschritten wird. Die hohe Wirksamkeit der Kurzfasern auch bei versiegeltem Beton lässt sich so erklären, dass durch die verhinderte Austrocknung keine Unterbrechung der Hydratation erfolgt, sondern eher von einer Mikrorissbildung infolge innerer Austrocknung auszugehen ist. Diese kann, lokal betrachtet, als Folge einer Verformungsbehinderung durch die Gesteinskörnung entstehen.

Die Gesamtheit der Untersuchungen zur Vorlagerung zeigt, dass die Wirksamkeit von Kurzfasern hinsichtlich einer Erhöhung der Zugfestigkeit des Betons das Vorhandensein von (trocknungsinduzierten) Mikrorissen voraussetzt. Eine uneingeschränkte Hydratation beim reinen Feinbeton führt zu einer Zugfestigkeit, die mit Kurzfasern unter Praxisbedingungen nicht signifikant überschritten werden kann.

#### **6.4.5.3 Synergieeffekte bei der Zugfestigkeit hybrider Faserbetone**

Bei den Untersuchungen zum Einfluss von Glas-, Carbon- und Stahlfasern auf die zentrische Zugfestigkeit wurden auch verschiedene Kombinationen an Fasergehalten und Fasertypen im Hinblick auf mögliche Synergieeffekte betrachtet. Insgesamt wurden so 64 Prüfkörperserien mit verschiedenen Faserkombinationen untersucht. Zur Beurteilung möglicher Synergieeffekte wurden die Festigkeitszuwächse durch die Hybridfaserbewehrung mit der Summe der Festigkeitszuwächse durch die jeweiligen Einzelfaserbewehrungen verglichen. Die Festigkeitszuwächse beziehen sich dabei auf die Zugfestigkeit des Feinbetons ohne Kurzfasern. Tabelle 11 beschreibt die prozentualen Unterschiede. Ein positiver Wert von z. B. +17% bedeutet, dass die Wirkung der Hybridfaserbewehrung aufgrund von Synergieeffekten 17 % besser ist als die Summe der Einzelfaserbewehrungen. Die Übersicht zeigt, dass nur bei 11 von 64 Faserkombinationen solche Synergieeffekte in Erscheinung treten. Sieben dieser elf Faserkombinationen wurden aus nur zwei Kurzfasertypen gebildet. In allen Fällen sind Stahlfasern, meist in geringer Dosierung von 0,5 Vol.-%, beteiligt. Es wird deutlich, dass die Faserkombination mit zunehmendem Glasfasergehalt kontinuierlich ungünstiger wirkt, weshalb sich Synergieeffekte in Kombination mit den Stahlfasern nur bei

den kleinen Glasfasergehalten nachweisen lassen. Bei den Carbonfasern ist das Zusammenspiel mit den Stahlfasern weniger vom Fasergehalt abhängig.

Tabelle 11: Prozentuale Differenzen zwischen summierten Festigkeitszuwächsen von Einzelfaserbetonen und dem Festigkeitszuwachs des jeweiligen Hybridfaserbetons

S1-12	C-3				G2-6
	0 Vol.-%	0,3 Vol.-%	0,6 Vol.-%	0,9 Vol.-%	
0 Vol.-%					0,0 Vol.-%
		-21 %	- 8 %	- 9 %	0,5 Vol.-%
		- 38 %	- 22 %	- 32 %	1,0 Vol.-%
		- 22 %	- 54 %	- 60 %	1,5 Vol.-%
0,5 Vol.-%		+ 17 %	+ 21 %	+ 10 %	0,0 Vol.-%
	+ 21 %	+ 8 %	+ 10 %	- 28 %	0,5 Vol.-%
	+ 19 %	- 28 %	- 28 %	+ 6 %	1,0 Vol.-%
	- 3 %	- 42 %	- 53 %	- 56 %	1,5 Vol.-%
1,0 Vol.-%		- 3 %	- 23 %	+ 3 %	0,0 Vol.-%
	+ 22 %	- 6 %	+ 6 %	- 33 %	0,5 Vol.-%
	- 23 %	- 27 %	- 34 %	- 43 %	1,0 Vol.-%
	- 17 %	- 45 %	- 44 %	- 58 %	1,5 Vol.-%
1,5 Vol.-%		- 44 %	- 25 %	- 22 %	0,0 Vol.-%
	- 45 %	- 55 %	- 34 %	- 55 %	0,5 Vol.-%
	- 39 %	- 49 %	- 53 %	- 42 %	1,0 Vol.-%
	- 55 %	- 63 %	- 56 %	- 55 %	1,5 Vol.-%

Die Beobachtungen lassen den Schluss zu, dass sich mit Kurzfasergehalten, die auch als Einzelfaserbewehrung schon zu einer hohen Zugfestigkeit führen (vgl. Bild 54), Synergieeffekte schwieriger nachweisen lassen. Im Gegenzug haben z. B. kleine Stahlfasergehalte nur einen geringen Einfluss auf die Zugfestigkeit und bieten daher mehr Spielraum für weitere Festigkeitssteigerungen, wenn man davon ausgeht, dass die Zugfestigkeit der Faserbetone die von permanent mit Wasser versorgtem Feinbeton nicht signifikant überschreiten kann.

#### 6.4.5.4 Allgemeine Faserkenngrößen zur Beschreibung der Faserwirksamkeit

In der Literatur wurden bereits verschiedene Ansätze zur Beschreibung der Rissfestigkeit von Faserbetonen (Abschnitt 2.3.4) vorgestellt. Der Focus lag dabei auf verschiedenen Arten und Gehalten an Stahlfasern. Aus der zuvor vorgestellten Parameterstudie stehen hier jedoch Zugfestigkeiten von Faserbetonen mit drei sehr unterschiedlichen Kurzfasertypen zur Verfügung. Zudem würden in Textilbeton kaum



Stahlfasern, sondern vielmehr alternative Kurzfasergeometrien und -materialien zum Einsatz kommen. Anhand der vorliegenden Versuchsergebnisse soll daher beurteilt werden, ob sich auch derart unterschiedliche Kurzfasertypen bei Verwendung in Feinbetonen mit allgemeinen Faserkennwerten beschreiben lassen. Auf eine Betrachtung der in der Literatur häufig erwähnten Verbundwerkstoffansätze (vgl. z. B. Gleichung 7) wird hier allerdings verzichtet, da es sich dabei um einfache Mischregeln handelt und diese weder die Fasergeometrie noch eine rissunterdrückende Wirkung von Kurzfasern berücksichtigen.

### **Faserabstand**

Nach dem von Romualdi und Batson /Rom63/ vorgeschlagenen bruchmechanischen Ansatz (vgl. Abschnitt 2.3.4.3) wird die Rissfestigkeit von Beton mit längs ausgerichteter Bewehrung vom mittleren Faserabstand bestimmt. Der später von Romualdi und Mandel /Rom64/ vorgestellten Erweiterung dieses Ansatzes zur Berechnung des mittleren Faserabstandes von dreidimensional ausgerichteten Kurzfasern liegt der Quotient aus Faserdurchmesser und der Wurzel des Faser-volumenanteils sowie ein Orientierungsbeiwert zu Grunde (Gleichung 9). Bild 55 zeigt für die in Bild 54 dargestellten Einzelfaserbetone die Rissfestigkeit in Abhängigkeit vom mittleren Faserabstand, berechnet nach dem in Gleichung 9 dargestellten Ansatz. Die hybriden Faserbetone können hier nicht betrachtet werden, da unterschiedliche Kurzfasertypen bei der Berechnung des mittleren Faserabstandes nach Gleichung 9 nicht vorgesehen sind.

Alle drei Fasertypen deuten, zunächst separat betrachtet, die von Romualdi und Mandel /Rom64/ beschriebene Abhängigkeit der Rissfestigkeit vom mittleren Faserabstand an. Mit kleiner werdendem Faserabstand steigen die Rissfestigkeiten in zunehmendem Maße an. Auch die Steigerungsraten fallen für die Carbon-, Glas- und Stahlfasern entsprechend ihres mittleren Faserabstandes sehr unterschiedlich aus. Je Fasertyp kann die reziprok proportionale Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Wurzel des mittleren Faserabstandes gemäß der These von Romualdi und Batson /Rom63/ demonstriert werden. Es fällt jedoch auf, dass sich bei gemeinsamer Betrachtung der drei Kurzfasertypen kein zusammenhängender Verlauf einstellt. Für eine vom Fasertyp unabhängige Beschreibung der Zugfestigkeit, alleine über den Faserabstand, müssten mit den Glas- und Carbonfasern entweder deutlich höhere oder mit den Stahlfasern geringere Zugfestigkeiten erzielt werden. Die Gründe hierfür können vielfältig sein. Romualdi und Batson /Rom63/ gingen von einem perfekten Haftverbund der Bewehrung über die gesamte Faserlänge aus. Vor allem bei Kurzfasern mit Längen von nur wenigen Millimetern ergeben sich entsprechende Unsicherheiten. Am naheliegendsten wären jedoch die hier vernachlässigten Einflüsse der Materialparameter wie die Fasersteifigkeit oder die Verbundqualität. So ist der E-Modul des Glases z. B. deutlich geringer als bei den Carbon- oder Stahlfasern. Auch

ein höherer Lufteintrag bei steigenden Fasergehalten, wie besonders bei den Carbonfasern beobachtet, wird nicht berücksichtigt.

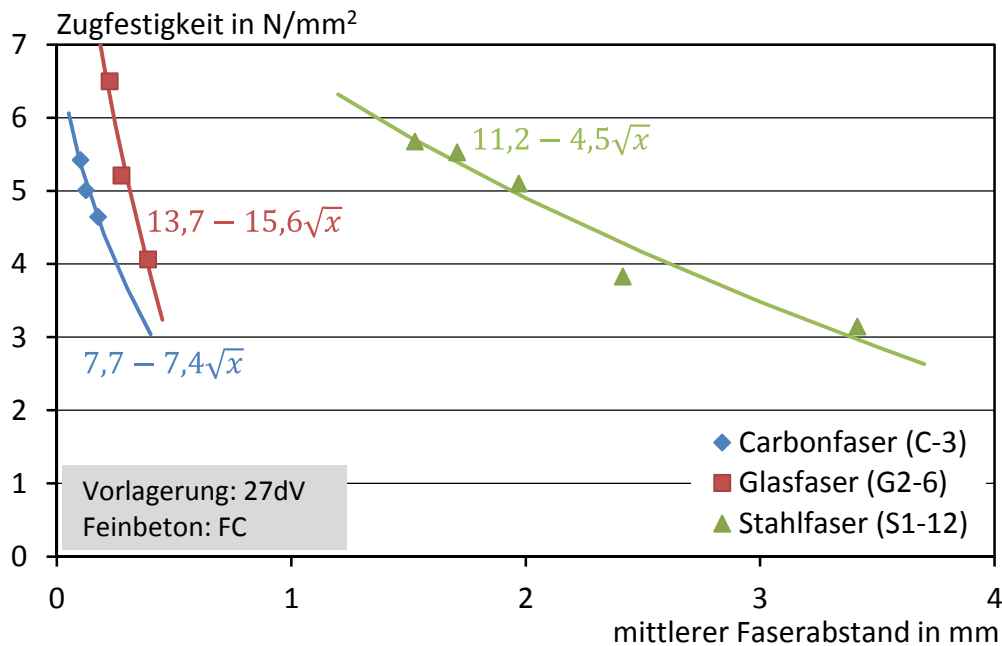


Bild 55: Zentrische Zugfestigkeit von Faserbetonen mit variierendem Fasergehalt in Abhängigkeit vom Faserabstand nach Gleichung 9

Dies bestätigt die Erwartung, dass eine allgemeine Beschreibung der Rissfestigkeit nur über den mittleren Faserabstand nicht unabhängig von den mechanischen Eigenschaften der teilweise sehr unterschiedlichen Kurzfasertypen erfolgen kann. Die für reine Stahlfaserbetone gefundene Abhängigkeit der Zugfestigkeit vom mittleren Faserabstand /z. B. in Kle81/ ist daher nicht auf Kurzfasertypen mit unterschiedlichen Eigenschaften übertragbar.

### Faserfaktor und spezifische Faseroberfläche

Alternativ zum mittleren Faserabstand kommen auch die zur Beschreibung der Frischbetonverarbeitbarkeit gelegentlich verwendeten Faserkennwerte Faserfaktor und spezifische Faseroberfläche zur Beschreibung der Zugfestigkeit in Betracht. Diese haben den Vorteil, dass sie auch für hybride Faserbetone bestimmt werden können. Die spezifische Faseroberfläche in einem definierten Frischbetonvolumen ergibt sich zu:

$$O_{f,s} = \frac{4 V_f}{d_f} \quad \text{Gl. 13}$$

mit:

- $O_{f,s}$  = spezifische Oberfläche der Kurzfasern in  $\text{m}^2 / \text{dm}^3$
- $V_f$  = Faservolumen in  $\text{dm}^3$  je  $\text{dm}^3$  Frischbeton
- $d_f$  = Faserdurchmesser in mm

Die spezifische Faseroberfläche unterscheidet sich lediglich dadurch vom mittleren Faserabstand, dass das Faservolumen linear in die Berechnung eingeht. In Bild 56, links, sind die Zugfestigkeiten aller untersuchten Faserbetone über der spezifischen Faseroberfläche aufgetragen. Schaut man sich lediglich die farblich hervorgehobenen Einzelfaserbetone an, erkennt man jeweils eine nahezu lineare Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der spezifischen Oberfläche, aber analog zu Bild 55 auch eine klare Abgrenzung der Verläufe.

Der Faserfaktor, der auch von Naaman /Naa03/ zur Beschreibung der Rissfestigkeit von Faserbeton verwendet wird (vgl. Gleichung 8), berücksichtigt im Gegensatz zur spezifischen Faseroberfläche zusätzlich die Faserlänge, die linear in die Berechnung eingeht:

$$F_f = V_f \frac{l_f}{d_f} \quad \text{Gl. 14}$$

mit:

$F_f$  = Faserfaktor

$V_f$  = Volumenanteil der Kurzfasern

$l_f$  = Länge der Kurzfasern in mm

$d_f$  = Durchmesser der Kurzfasern in mm

Die über den Faserfaktor aufgetragenen Zugfestigkeiten der Faserbetone sind in Bild 56, rechts, dargestellt. Im Vergleich zur spezifischen Faseroberfläche rücken die Verläufe der Einzelfaserbetone etwas näher zusammen, was zunächst darauf hindeutet, dass der Faserfaktor zur Beschreibung der Zugfestigkeit verschiedener Fasertypen etwas besser geeignet ist.

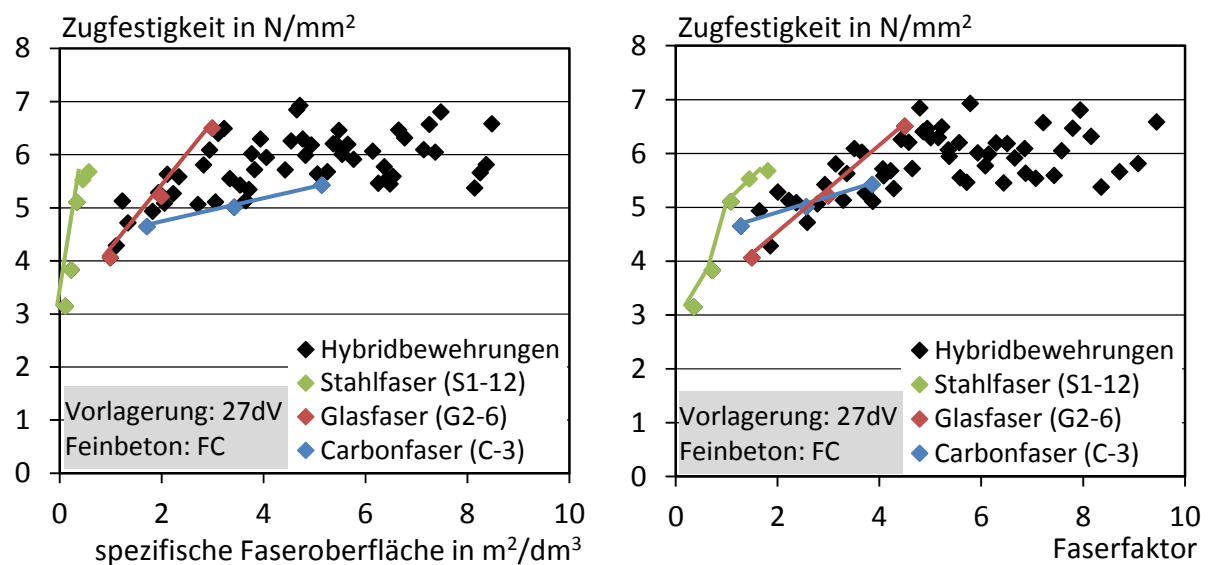


Bild 56: Zentrische Zugfestigkeit von Faserbetonen mit variierendem Fasergehalt über der spezifischen Faseroberfläche (links) und dem Faserfaktor (rechts)

Ein direkter Einfluss der Faserlänge auf die Zugfestigkeit lässt sich daraus jedoch nicht ableiten. Bei den hier verwendeten Kurzfasertypen liegen die Faserschlankheiten lediglich näher beisammen als die Faserdurchmesser, weshalb sich die Daten weniger stark aufspreizen als bei der Beschreibung über die Faseroberfläche.

Die schwarz dargestellten hybriden Faserbetone führen ab einer Oberfläche von ca.  $4 \text{ m}^2/\text{dm}^3$  nicht mehr zu einer signifikanten Steigerung der Zugfestigkeit. Dieser degressive Verlauf der Zugfestigkeiten untermauert die Beobachtung in Abschnitt 6.4.5.2, dass die Zugfestigkeit des wassergelagerten Feinbetons eine Obergrenze darstellt. Eine Prognose der Zugfestigkeit mittels spezifischer Faseroberfläche oder dem Faserfaktor ist dann ohnehin nicht mehr möglich. Aber auch bei geringeren Fasergehalten kann die Zugfestigkeit aufgrund der nicht berücksichtigten Material- und Verbundeigenschaften der Kurzfasern nur sehr grob abgeschätzt werden.

### Eigener Ansatz

Aufgrund der Defizite von Faserkennwerten, die nur die geometrischen Eigenschaften berücksichtigen, wird im Folgenden eine Vorgehensweise zur Abschätzung der Rissfestigkeit von Faserbeton vorgestellt, die auch die Fasersteifigkeit berücksichtigt. Die meisten im Rahmen dieser Serie geprüften Faserbetone sind Hybridfaserbetone mit bis zu drei verschiedenen Fasertypen. Da insbesondere diese Faserbetone von zusätzlichen Einflüssen wie z. B. Lufteintrag beeinflusst werden, werden sie hier außen vor gelassen. Betrachtet werden nur die Faserbetone mit einem Fasertyp. Bild 57 zeigt für jeden Fasertyp die mittleren Zugfestigkeiten in Abhängigkeit des Fasergehaltes. Ausgangspunkt ist die reduzierte Zugfestigkeit des versiegelten Feinbetons FC (vgl. Bild 50).

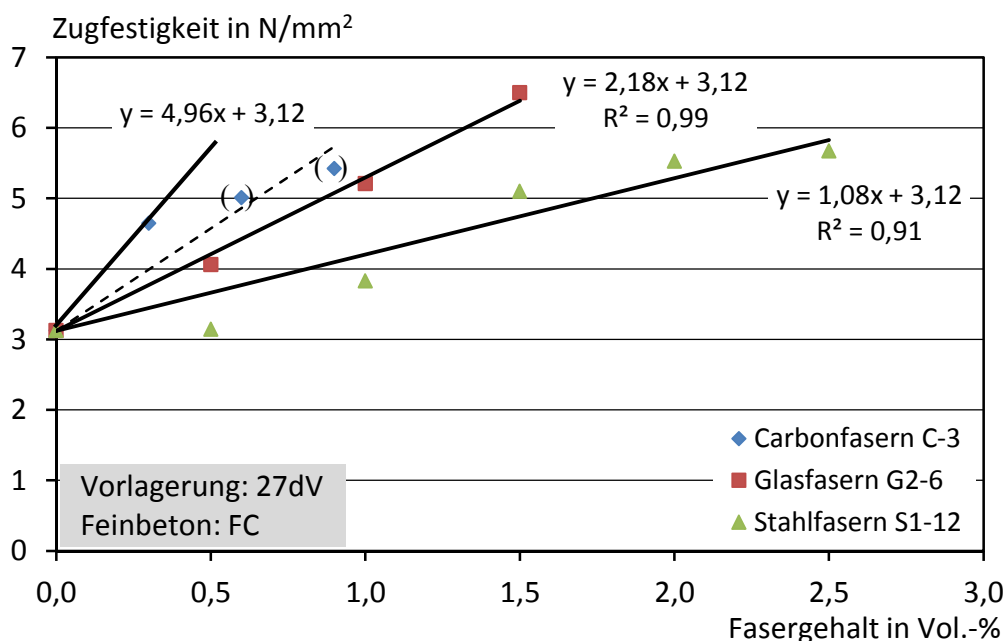


Bild 57: Zentrische Zugfestigkeit von Faserbetonen in Abhängigkeit des Fasergehalts

Bei den Glasfasern und bei den Stahlfasern lassen sich die Zugfestigkeiten noch gut durch eine lineare Trendlinie mit der Steigung (Zuwachsrate)  $m_t$  beschreiben.

$$m_t = \frac{\Delta f_{\text{cft}}}{V_f} \quad \text{Gl. 15}$$

mit:

$m_t$  = Zuwachsrate der Zugfestigkeit des Faserbetons

$\Delta f_{\text{cft}}$  = Steigerung der Zugfestigkeit des Feinbetons durch Kurzfasern in  $\text{N/mm}^2$

$V_f$  = Steigerung des Fasergehalts in Vol.-%

Bei den Carbonfasern zeigt die gestrichelt dargestellte Trendlinie, ausgehend von der Zugfestigkeit des Feinbetons, eine weniger gute Übereinstimmung mit den Messdaten. Die Carbonfasern weisen zwar die höchste Zuwachsrate auf, was aufgrund der geringen Abmessungen in Kombination mit der sehr hohen Materialsteifigkeit zu erwarten ist. Auffällig ist aber, dass die Festigkeitssteigerung mit 0,3 Vol.-% Carbonfasern bereits hoch ausfällt und sich dann eher ein degressiver weiterer Verlauf andeutet. Untersuchungen außerhalb dieser Prüfreihe ergaben schon bei einem Carbonfasergehalt von 0,3 Vol.-% Luftgehalte von über 5 Vol.-% und damit deutlich höhere als bei anderen Fasertypen. Führt man den in Bild 57 dargestellten Rückgang der Festigkeitssteigerung bei 0,6 und 0,9 Vol.-% auf einen übermäßig stark zunehmenden Luftgehalt aufgrund beeinträchtigter Frischbetonverarbeitbarkeiten zurück, wäre bei Vernachlässigung dieses Einflusses eine noch größere Zuwachsrate möglich, die mit der durchgezogenen Trendlinie angedeutet, aber mit den vorhandenen Messdaten noch nicht belegt werden kann.

Unter der vereinfachenden Annahme einer mit dem Fasergehalt linear zunehmenden Zugfestigkeit können unterschiedliche Zuwachsraten für die verschiedenen Kurzfasertypen festgelegt werden. Die Zuwachsrate ist dann ein von der Faserdosierung unabhängiger Kennwert, der sich aus den Material- und Verbundeigenschaften sowie der Geometrie der Kurzfasern ergibt. Durch die Zuwachsrate kann die Wirksamkeit eines Kurzfasertyps hinsichtlich der Zugfestigkeit bereits gut bewertet werden.

Eine gegenüber Carbon geringere Zuwachsrate wird mit den dispersiblen Glasfasern erreicht, die die Verarbeitbarkeit weitaus weniger beeinflussen und daher bei den untersuchten Fasergehalten einen annähernd linearen Festigkeitszuwachs zeigen. Der geringste Festigkeitszuwachs wird mit den Stahlfasern erzielt, die gegenüber den Glas- und Carbonfilamenten vergleichsweise große Faserabmessungen aufweisen.

Die Zuwachsrate als faserspezifischer Kennwert kann jedoch nicht nur von den geometrischen Eigenschaften der Kurzfasern, sondern auch von der Materialsteifigkeit abhängen /Ban05/. Im Folgenden wird daher der Quotient aus Faserdurchmesser  $d_f$  und Fasersteifigkeit  $E_f$  näher betrachtet. Trägt man die durch die Trendlinien in

Bild 57 beschriebenen Zuwachsraten  $m_t$  über dem Verhältniswert  $d_f / E_f$  des jeweiligen Fasertyps auf, ergibt sich die in Bild 58, links, dargestellte Abhängigkeit.

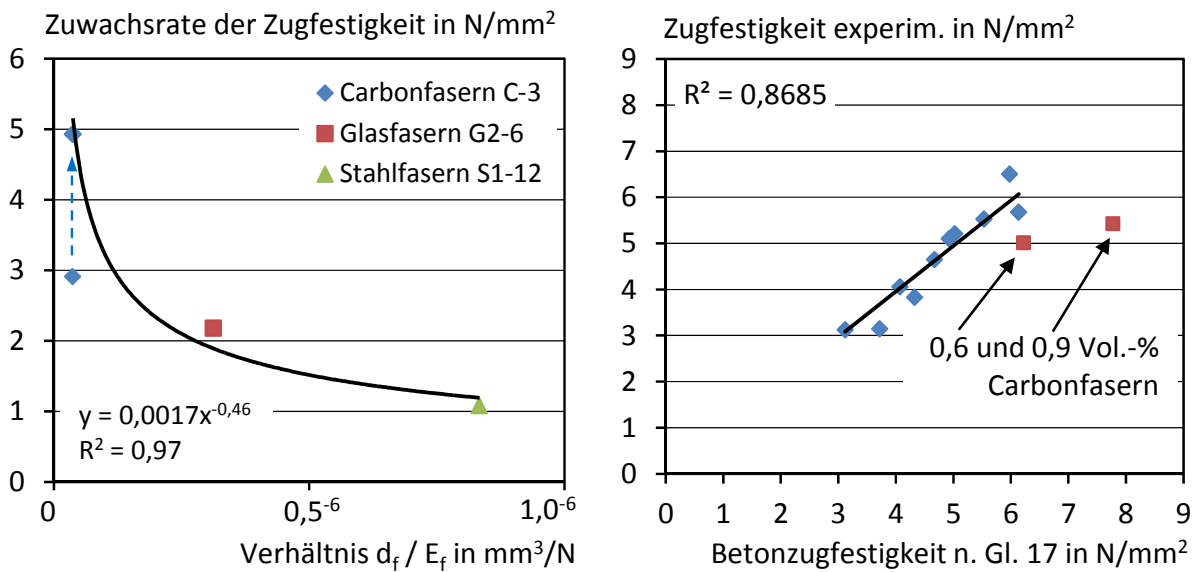


Bild 58: Abhängigkeit der Zuwachsraten der Zugfestigkeit vom Verhältniswert  $d_f / E_f$  (links), Korrelation zwischen experimentell und rechnerisch nach Gleichung 17 ermittelten Zugfestigkeiten (rechts)

Im Folgenden wird die Zuwachsraten  $m_t$  allgemein beschrieben. Vernachlässigt man den Einfluss der Verarbeitbarkeit und setzt die bei den Carbonfasern angenommene höhere Zuwachsraten (durchgängige Trendlinie in Bild 57) zunächst voraus, können die Zuwachsraten am besten mit einer Potenzfunktion beschrieben werden:

$$m_t = a \left( \frac{d_f}{E_f} \right)^b \quad \text{Gl. 16}$$

mit:

$m_t$  = Zuwachsraten der Erstrissspannungen bei Textilbetonen mit Kurzfasern

$a, b$  = Parameter zur Berücksichtigung von beton- und kurzfaserspezifischen Verbundeigenschaften (hier:  $a = 0,0017$ ,  $b = -0,46$ )

$d_f$  = Durchmesser der Kurzfaser in mm

$E_f$  = E-Modul der Kurzfaser in  $N/mm^2$

Die hier getroffene Annahme der höheren Zuwachsraten bei den Carbonfasern und die daraus resultierende nichtlineare Abhängigkeit zwischen der Zuwachsraten  $m_t$  und dem Verhältniswert  $d_f / E_f$  wird in Kapitel 7 nochmals aufgegriffen und bestätigt. Schließlich kann die Zugfestigkeit des Faserbetons gemäß Bild 57 wie folgt abgeschätzt werden:

$$f_{\text{cft}} = f_{\text{ct}} + m_t V_f = f_{\text{ct}} + a \left( \frac{d_f}{E_f} \right)^b V_f \quad \text{Gl. 17}$$

mit:

$f_{\text{cft}}$  = Zugfestigkeit des Faserbetons in  $\text{N/mm}^2$

$f_{\text{ct}}$  = Zugfestigkeit der Betonmatrix in  $\text{N/mm}^2$

$V_f$  = Faservolumengehalt in %

Damit ergibt sich die Zugfestigkeit des Faserbetons in Abhängigkeit des Faserdurchmessers, der Fasersteifigkeit, des Faservolumengehaltes sowie zweier Materialkonstanten. Vergleicht man die experimentellen Zugfestigkeiten mit den so abgeschätzten, ergibt sich die in Bild 58, rechts, in blau dargestellte gute Korrelation. Die Faserbetone mit den höheren Carbonfasergehalten von 0,6 Vol.-% und 0,9 Vol.-%, die bei der Herleitung von Gleichung 16 außer Acht gelassen wurden, sind rot markiert und weichen von dem gezeigten Zusammenhang ab.

Eine Beschreibung der hybriden Faserbetone mit diesem Ansatz erscheint nicht zielführend. Tabelle 11 hat gezeigt, dass die Festigkeitsbeiträge der jeweiligen Fasertypen in den meisten Fällen nicht addierbar sind und sich bei einigen Kombinationen auch Synergieeffekte ergeben können. Diese sind mit dem vorgestellten Ansatz nicht darstellbar.

Mit der gezeigten Vorgehensweise könnte für einen bestimmten Feinbeton und entsprechenden betonspezifischen Konstanten eine allgemeine Beschreibung der Zugfestigkeit von Faserbetonen, auch bei sehr unterschiedlichen Fasermaterialien und -geometrien, erfolgen. Die individuellen Verbundeigenschaften der Kurzfasern konnten mit den vorhandenen Daten jedoch noch nicht aufgelöst werden und müssen ebenfalls über die Materialparameter  $a$  und  $b$  erfasst werden. Bei Verwendung von neuen Fasertypen oder anderen Feinbetonen wird daher eine Anpassung dieser Materialkonstanten empfohlen. Der Ansatz wird in Kapitel 7 bei der Beschreibung von Textilbetonen mit Kurzfasern erneut aufgegriffen.

#### 6.4.6 Zusammenfassung

##### Trocknungsempfindlichkeit von Feinbetonen


Die Versuche haben einerseits gezeigt, dass bei gleichzeitiger Zugbelastung und Austrocknung trocknungsbedingte Eigenspannungen die zentrische Zugfestigkeit von Feinbetonen erheblich absenken können. Andererseits konnte gezeigt werden, dass die Austrocknung von Feinbetonen keine nennenswerten Festigkeitsverluste mit sich bringt, wenn sie in einem ausreichenden Zeitabstand vor der Belastung erfolgt und eine zusätzliche Wasserversorgung vor allem in jungem Alter (hier 21 Tage) gegeben ist. Permanent trocken oder versiegelt gelagerte Feinbetone wiesen entsprechend

reduzierte Zugfestigkeiten auf. Auch eine 1-stündige Unterbrechung der Wasserversorgung in sehr jungem Alter kann möglicherweise bereits zu Festigkeitsverlusten führen. Die Erkenntnisse zeigen die erhöhte Trocknungsempfindlichkeit von Feinbetonen, deren Berücksichtigung bei der Bewertung der Faserwirksamkeit unbedingt erforderlich ist.

#### Festigkeitssteigerung durch Kurzfasern bei verschiedenen Vorlagerungsbedingungen

Aufgrund der verstärkten Trocknungsempfindlichkeit des Feinbetons wurden vier Vorlagerungsvarianten bei den Untersuchungen unterschieden. Feinbetone, die bis unmittelbar vor der Prüfung konsequent feucht gehalten werden, weisen die höchst mögliche zentrische Zugfestigkeit auf. Diese Zugfestigkeit wird von ebenfalls wassergelagerten Faserbetonen nicht wesentlich überschritten. Festigkeitssteigerungen im Sinne der Verbundwerkstofftheorie oder einer risshemmenden Wirkung waren nicht nachweisbar und werden bei höheren Fasergehalten von einer immer schlechter werdenden Verarbeitbarkeit und erhöhtem Lufteintrag überdeckt. Die wirksamsten Fasertypen sind wasserdispersible Glasfasern G2-6 und hochmodulige PE-Fasern P7. Auch bei trockenen Faserbetonen mit zuvor ausreichender Wasserversorgung kommt es nicht zu einer signifikanten Überschreitung der Zugfestigkeit des trockenen Feinbetons (siehe Tabelle 12).

Tabelle 12: Zugfestigkeit von Fein- und Faserbetonen nach Wasserversorgung in jungem Alter


Material	Wasserversorgung in jungem Alter	
	Wasserlagerung (28dW)	20 Tage Wasser, 7 Tage Laborklima (7dTr)
Feinbeton	keine Reduktion höchste Zugfestigkeit	geringe Reduktion möglich
		
Faserbeton	weitere Steigerung durch Kurzfasern kaum möglich	nur geringe Steigerung durch Kurzfasern möglich

Bei Feinbetonen mit kurzzeitig unterbrochener Wasserversorgung oder versiegelten Feinbetonen können die Verluste an Zugfestigkeit durch Kurzfasernzugabe nahezu vollständig kompensiert werden. Durch innere Austrocknung kann es zwar je nach Betonzusammensetzung zu einer festigkeitsreduzierenden Mikrorissbildung kommen. Diesen Betonen steht jedoch das gesamte freie Wasser weiterhin für die Hydratation



zur Verfügung, was eine Voraussetzung für hohe Zugfestigkeiten darstellt. Dies ist nicht der Fall, wenn die Feinbetone nach dem Ausschalen dauerhaft austrocknen können und dadurch die Hydratation abgebrochen wird. Derartige Festigkeitsverluste können durch Kurzfasern nicht mehr kompensiert werden. Tabelle 13 fasst die Erkenntnisse zur Auswirkung einer unterbrochenen Vorlagerung zusammen:

Tabelle 13: Zugfestigkeit von Fein- und Faserbetonen nach Wasserunterbrechung in jungem Alter

Material	Wasserunterbrechung in jungem Alter	
	Antrocknen beim Ausschalen (1h), sonst 7dTr oder 27 Tage versiegelt (27dV)	27 Tage trocken (27dTr)
Feinbeton	moderate bis starke Reduktion möglich, je nach Zusammensetzung des Feinbetons	starke Reduktion durch Hydratationsstopp
		
Faserbeton	vollständige Kompensation durch Kurzfasern möglich, wenn Hydratation nicht beeinträchtigt wird	Kompensation durch Kurzfasern kaum möglich

#### Synergieeffekte bei hybriden Faserbetonen

Durch Kombination von bis zu drei Fasertypen wurden 64 Faserbetonvarianten erzeugt, die hinsichtlich möglicher Synergieeffekte untersucht wurden. Es bestätigt sich die Beobachtung, dass die Kombination von Kurzfasern im Wesentlichen nur dann vorteilhaft ist, wenn Stahlfasern mit Mikrofasern bei ausreichend geringen Fasergehalten kombiniert werden. Entsprechend ergaben sich nur bei 11 von 64 Faserkombinationen positive Synergieeffekte. Zurückzuführen ist dies auf zunehmende Lufteinträge bei steigendem Fasergehalt, die zu einer Obergrenze der unter Praxisbedingungen erreichbaren Zugfestigkeit führen. Diese Obergrenze wird bei Kombination zweier starker Fasertypen dann schnell erreicht, was den Spielraum für Synergieeffekte einschränkt.

### Allgemeine Beschreibung der Zugfestigkeit von Faserbetonen

Die versiegelt vorgelagerten Dehnkörper wurden hinsichtlich einer allgemeinen Beschreibbarkeit der Zugfestigkeit durch Faserkennwerte untersucht. Die in der Literatur beschriebene Abhängigkeit der Zugfestigkeit des Betons von der Wurzel des mittleren Faserabstandes lässt sich für die einzelnen Fasertypen nachweisen. Es zeigte sich jedoch, dass diese Abhängigkeit nicht mehr gilt, wenn Kurzfasertypen mit sehr unterschiedlichen geometrischen und materiellen Eigenschaften gemeinsam betrachtet werden.

Die spezifische Faseroberfläche und der Faserfaktor sind dem mittleren Faserabstand im mathematischen Sinne ähnlich, können aber auch für hybride Faserbetone leicht berechnet werden. Auch hier ergibt sich bei gemeinsamer Betrachtung der Kurzfasern keine gute Korrelation zwischen Zugfestigkeit und Faserkennwert. Die Faserschlankheit, die in den Faserfaktor eingeht, ist jedoch robuster als der Durchmesser alleine und beschreibt daher die geometrischen Einflüsse der Kurzfasern auf die Zugfestigkeit etwas besser.

Um auch mechanische Einflüsse wie die Fasersteifigkeit zu berücksichtigen, wurde ein neuer Ansatz hergeleitet. Unter der Voraussetzung, dass die Zugfestigkeiten der Faserbetone linear mit dem Fasergehalt steigen, kann die Festigkeitszunahme je Fasertyp mit einer Zuwachsrates beschrieben werden. Es deutete sich bereits an, dass die Zuwachsrates mit dem Quotienten aus dem Faserdurchmesser und der Fasersteifigkeit korrelieren und sich mit einer Potenzfunktion beschreiben lassen. Dies wird in Kapitel 7 bestätigt. Unter Berücksichtigung des Faservolumengehalts, der Fasersteifigkeit und des Faserdurchmessers kann dann auch die Zugfestigkeit von Faserbetonen mit sehr unterschiedlichen Eigenschaften gut abgeschätzt werden.

## **6.5 Bruchmechanische Eigenschaften**

### **6.5.1 Grundmischung FIL-05-10**

Zur Bewertung des Einflusses diverser Kurzfasertypen auf das Arbeitsvermögen von Feinbeton wird zunächst das Entfestigungsverhalten des Feinbetons Fil-05-10 ohne Kurzfasern beschrieben. Die von Brockmann /Bro05/ durchgeführten Untersuchungen zum Entfestigungsverhalten des Feinbetons PZ-0899-01 erfolgten anhand von 3-Punkt-Biegezugversuchen an mittig gekerbten Prismen und anschließender inverser Analyse (vgl. Abschnitt 2.1.4.3). Aufgrund der stabileren Versuchsdurchführung wurde derselbe Prüfaufbau zunächst auch für die Untersuchungen am Feinbeton FIL-05-10 verwendet. Allerdings konnten damit keine verwertbaren Ergebnisse erzielt werden. Die mit der inversen Analyse errechneten Zugspannungs-Rissöffnungsverläufe wiesen sowohl einen abweichenden E-Modul als auch eine zu geringe zentrische Zugfestigkeit von nur ca.  $2,5 \text{ N/mm}^2$  auf. Im vorangegangenen Abschnitt 6.4 wurde gezeigt, dass sich derart geringe Zugfestigkeiten auch bei ungünstigen

Vorlagerungsbedingungen nicht ergeben. Die Suche nach möglichen Ursachen ergab, dass bereits die im Versuch gemessenen Kraft-Durchbiegungskurven nicht im Einklang mit dem tatsächlichen E-Modul des Feinbetons verliefen. Zudem wurde auch festgestellt, dass bei dem gewählten Versuchsaufbau Lagerstellungen nicht immer richtig erfasst werden, weshalb die Vorgehensweise nicht weiter verfolgt wurde.

Alternativ wurde daher trotz schwierigerer Versuchsdurchführung versucht, das Entfestigungsverhalten des Feinbetons FIL-05-10 in zentrischen Zugversuchen direkt zu bestimmen. Hierfür wurde ein Prüfaufbau mit gekerbten Zug-Prüfkörpern von Alfes /Alf93/ übernommen. Prüfkörperform und -abmessungen sowie der Ablauf der Prüfung sind in Anhang A3.3 näher erläutert. Als Vorlagerungsvariante wurde die 7-tägige Trockenlagerung (7dTr) gewählt. Die mittige Einkerbung führte zu einer Halbierung des Querschnitts, so dass Spannungskonzentrationen an den Kerbspitzen zu erwarten waren.

Die häufig beobachtete Problematik eines instabilen Lastabfalls während der Betonentfestigung wurde auch bei den hier durchgeführten Zugversuchen beobachtet. Aufgrund des sehr kleinen Größtkorns und den erhöhten Bindemittelgehalten kommt die Kornverzahnung bei Feinbetonen kaum zum Tragen. Von sechs Prüfkörpern mussten zwei aufgrund eines unkontrollierten Spannungsabfalls verworfen werden. Die übrigen Prüfkörper lieferten vollständige oder teilweise vollständige Zugspannungs-Verformungskurven. Die Ermittlung der Spannungs-Rissöffnungsverläufe erfolgte entsprechend dem Fictitious Crack Model nach Hillerborg (vgl. Abschnitt 2.1.4.1). Die so ermittelten Entfestigungsverläufe des Feinbetons FIL-05-10 sind in Bild 59 dargestellt. Trotz teilweise fehlender Datenpunkte in instabilen Bereichen kann das Entfestigungsverhalten aus dem Gesamtbild gut abgelesen werden.

Im weiteren Verlauf der Arbeit ist vorgesehen, die Risstraganteile der jeweiligen Einzelkomponenten von Faser- und Textilbetonen separat zu betrachten und miteinander zu verrechnen. Für den Beton soll ein Einheits-Entfestigungsverlauf zur Verfügung stehen, der mit entsprechenden Zugfestigkeiten multipliziert werden kann. In Anlehnung an den Vorschlag von Mechtcherine /Mec00/, den steil abfallenden Teil des Entfestigungsverlaufs zu skalieren, um die Zugfestigkeit anzupassen (vgl. Bild 6), wird das experimentell ermittelte Entfestigungsverhalten des Feinbetons FIL-05-10 normiert. Vereinfachend wird im Rahmen dieser Arbeit jedoch stets der gesamte Verlauf skaliert, wie es z. B. auch von Reinhardt et. al /Rei86/ bei der Modellierung des Entfestigungsverhaltens von Beton vorgeschlagen wird. Der normierte Verlauf, der ebenfalls in Bild 59 dargestellt ist, kann zudem für eine spätere Verrechnung am besten mit einer Exponentialfunktion beschrieben werden:

$$\sigma_{mt1} = A1 e^{-\left(\frac{w}{t1}\right)} + A2 e^{-\left(\frac{w}{t2}\right)} + y_0 \quad \text{Gl. 18}$$

mit:

$\sigma_{mt1}$	=	normierte Zugspannung der Matrix	
A1	=	0,361	Für den Feinbeton Fil-05-10 ermittelte Parameter
t1	=	0,024	
A2	=	0,627	
t2	=	0,007	
y0	=	0,012	

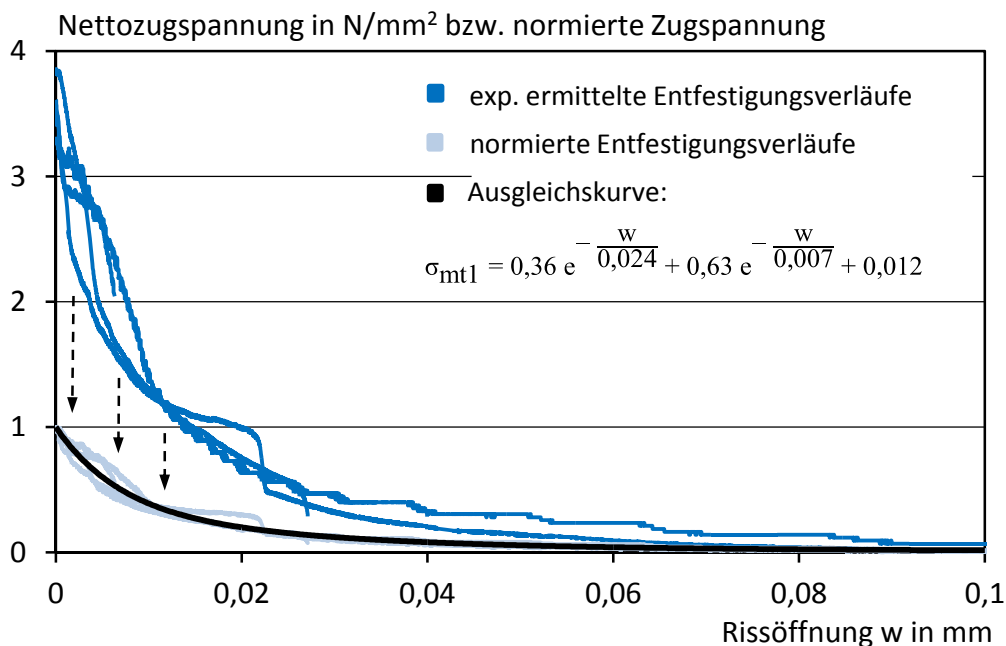


Bild 59: Mittlerer normierter Entfestigungsverlauf des Feinbetons FIL-05-10 auf Basis experimenteller Daten

Die hier gemessene mittlere Nettozugfestigkeit von  $3,6 \text{ N/mm}^2$  ist gegenüber den Ergebnissen aus Abschnitt 6.4.2 trotz identischer Vorlagerungsbedingungen deutlich reduziert. Allerdings mussten zwei Einzelversuche mit höherer Nettozugfestigkeit aufgrund eines instabilen Entfestigungsverhaltens verworfen werden. Würden diese nur bei der Betrachtung der Nettozugfestigkeit mitberücksichtigt, ergäbe sich für den gekerbten Feinbeton FIL-05-10 eine etwas höhere mittlere Nettozugfestigkeit von  $4,2 \text{ N/mm}^2$ . In Anbetracht der in Abschnitt 6.4.2 erreichten  $6,6 \text{ N/mm}^2$  würde dies dennoch einem recht hohen Kerbeinfluss mit einem Kerbfaktor von 0,64 entsprechen, der aber noch in der Größenordnung der von Brockmann /Bro05/ bestimmten Werte in Tabelle 1 liegt. Mittels der in Gleichung 18 angegebenen Einheits-Entfestigungskurve kann das Entfestigungsverhalten des Feinbetons FIL-05-10 durch Multiplikation mit der zuvor ermittelten Zugfestigkeit von  $6,6 \text{ N/mm}^2$  vereinfachend abgeschätzt werden. Bei dieser Vorgehensweise wird grundsätzlich der Fehler toleriert, dass das bei

höherfesten Feinbetonen steilere Entfestigungsverhalten bei einer Skalierung nicht abgebildet wird.

Zur Bewertung des Entfestigungsverhaltens des Feinbetons FIL-05-10 erfolgt in Bild 60 ein Vergleich mit einem hochfesten Beton ( $d_{\max} = 16 \text{ mm}$ ) mit vergleichbarer Druckfestigkeit. Trotz der hohen zentrischen Zugfestigkeit des Feinbetons FIL-05-10 ergibt sich gegenüber dem grobkörnigen Beton eine geringere Bruchenergie (vgl. Tabelle 15). Entsprechend zeigt sich trotz der Skalierung eine etwas steilere Entfestigung als beim herkömmlichen hochfesten Beton. Bild 60 enthält zusätzlich das von Brockmann ermittelte Entfestigungsverhalten für den Feinbeton PZ-0899-01. Ein Vergleich gestaltet sich jedoch schwierig, da für diesen eine deutlich geringere Zugfestigkeit angegeben wird. Da die Feinbetone von Brockmann versiegelt gelagert wurden, kann nicht ausgeschlossen werden, dass diese ebenso Festigkeitsverluste infolge innerer Austrocknung aufwiesen, wie sie auch für den Feinbeton FIL-05-10 in Abschnitt 6.4.2 gefunden wurden. In eigenen Zugversuchen an optimal vorgelagerten Feinbetonen PZ-0899-01 (28dW) wurden zumindest Zugfestigkeiten über  $5,1 \text{ N/mm}^2$  ermittelt. Stellt man ersatzweise das Entfestigungsverhalten des gekerbten Betons FIL-05-10 mit einer Nettozugfestigkeit von  $3,59 \text{ N/mm}^2$  dem von Brockmann angegebenen Stoffgesetz gegenüber, zeigt sich qualitativ eine gute Übereinstimmung beider Feinbetone. Insgesamt lassen die Gegenüberstellungen den Schluss zu, dass das am Feinbeton FIL-05-10 gemessene Entfestigungsverhalten dem anderer Feinbetone entspricht und dass die angewandte Methode der Skalierung von Entfestigungsverläufen trotz der getroffenen Vereinfachungen nicht im Widerspruch zu anderen hochfesten Betonen und Feinbetonen steht.

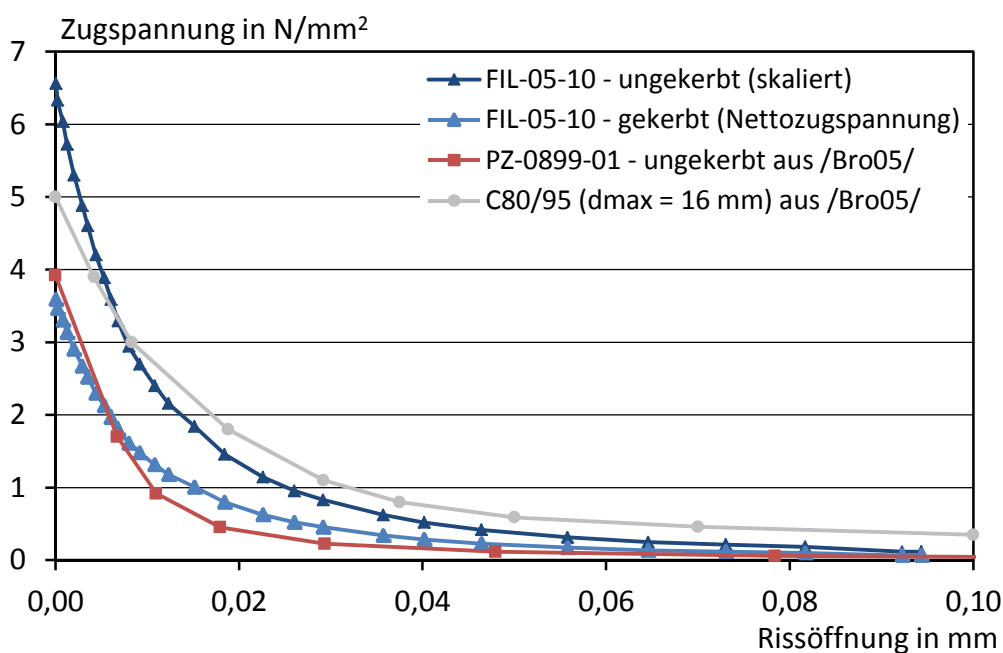


Bild 60: Entfestigungsverläufe des Feinbetons FIL-05-10 im Vergleich zum Feinbeton PZ-0899-01 und einem hochfesten Beton

## 6.5.2 Ausgewählte Faserbetone

### 6.5.2.1 Allgemeines

Zur Beurteilung der Kerbempfindlichkeit und des Entfestigungsverhaltens des Feinbetons FIL-05-10 mit ausgewählten Kurzfasertypen wurde eine Versuchsserie mit drei verschiedenen Kurzfasertypen und jeweils zwei Fasergehalten durchgeführt. Die zentrischen Zugversuche erfolgten an gekerbten und ungekerbten Prüfkörpern mit gegenüber Abschnitt 6.5.1 leicht modifizierten Abmessungen. Die Prüfkörper wiesen eine etwas größere Länge und die gekerbten eine geringere Kerbtiefe von nur 8 mm pro Seite auf, um den Bruchquerschnitt mit Blick auf die Faserverteilung etwas zu vergrößern. Die Geometrie der Prüfkörper und der Prüfaufbau sind detailliert in Anhang A3.4 dargestellt. Alle Prüfkörper wurden entsprechend der Referenzlagerung 7dTr trocken geprüft.

### 6.5.2.2 Kerbempfindlichkeit der Faserbetone

Zur Beurteilung der Kerbempfindlichkeit der Faserbetone wurden die Zugfestigkeiten der ungekerbten und die Nettozugfestigkeiten der vergleichbaren gekerbten Prüfkörper verglichen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 14 zusammengefasst.

Tabelle 14: Kerbeinfluss von Faserbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten

Fasertyp	Fasergehalt	Nettozugfestigkeit (gekerbt)				Zugfestigkeit (ungekerbt)				Kerbfaktor
		1	2	3	MW	1	2	3	MW	
	Vol.-%	N/mm <sup>2</sup>								-
integrale Glasfaser G1-6	0,5	- <sup>1)</sup>	4,3	5,0	4,6	3,8	5,1	3,1	4,0	<b>1,15</b>
	1,5	6,5	6,8	- <sup>1)</sup>	6,6	5,8	6,3	5,9	6,0	<b>1,10</b>
dispersible Glasfaser G2-6	0,5	5,2	5,5	4,8	5,2	5,4	5,4	5,5	5,4	<b>0,95</b>
	1,5	8,6	7,5	7,1	7,7	7,3	8,2	7,5	7,7	<b>1,01</b>
PVA-Faser P4-8	0,5	3,2	2,8	3,8	3,3	- <sup>1)</sup>	4,0	4,0	4,0	<b>0,83</b>
	1,5	4,0	3,8	3,4	3,7	4,0	4,3	4,4	4,2	<b>0,88</b>

<sup>1)</sup> Messfehler - Ergebnisse wurden verworfen

Die Untersuchungen bestätigen die allgemeine Annahme, dass Faserbetone weniger kerbempfindlich sind. Bei dispersiblen Glasfasern fallen Zug- und Nettozugfestigkeit ungefähr gleich aus und bei integralen Glasfasern wurden sogar höhere Nettozugfestigkeiten gemessen. Lediglich bei den Feinbetonen mit PVA-Fasern war eine geringe Kerbempfindlichkeit nachweisbar.

Kerbfaktoren größer eins sind nach der Definition von Gleichung 3 nicht vorgesehen, wurden aber im Zusammenhang mit ähnlichen Faserbetonen bereits in der Literatur

erwähnt /Mec05, Jun11/. Als Grund hierfür wird die Überlagerung verschiedener Einflussfaktoren gesehen. Der aufgrund der Kerbe vorherrschende mehraxiale Spannungszustand führt zu einer Erhöhung der Rissfestigkeit, während erhöhte Zugspannungen am Kerbgrund die Zugfestigkeit des Materials lokal überschreiten können und so einen verfrühten Riss einleiten. Durch Kurzfasern können diese Spannungsspitzen jedoch wieder reduziert werden. Zusätzlich ist denkbar, dass sich durch die Vorgabe des Rissquerschnitts bei gekerbten Prüfkörpern eine verringerte Fehlstellenwahrscheinlichkeit ergibt, die ebenfalls festigkeitssteigernd wirkt.

Bei den integralen Glasfasern ist der erhöhte Kerbfaktor von 1,15 aufgrund der Streuung nur bedingt aussagekräftig. Dennoch ist davon auszugehen, dass nur geringe oder keine Kerbeinflüsse vorhanden sind und die festigkeitssteigernden Einflüsse überwiegen. Dispersible Glasfasern, die als Einzelfilament im Beton vorliegen, führen zu den höchsten Zugfestigkeiten, sind brüchiger und möglicherweise weniger zum Abbau von Spannungsspitzen durch plastische Verformung geeignet. Die Einflüsse heben sich dann auf. Dass bei den hochduktilen PVA-Fasern ein Kerbeinfluss nachweisbar ist, erscheint überraschend. Mechtcherine und Schulze /Mec05/ verwendeten in ihren Untersuchungen ebenfalls PVA-Fasern und stellten keine Kerbempfindlichkeit fest. Die Rissfestigkeit des verwendeten Feinbetons lag mit ca.  $2,5 \text{ N/mm}^2$  jedoch deutlich unter den hier ermittelten Zugfestigkeiten. Offenbar ist die Wirksamkeit der vergleichsweise weichen PVA-Fasern hinsichtlich eines plastifizierenden Materialverhaltens auf höherem Spannungsniveau begrenzt.

### 6.5.2.3 Entfestigungsverhalten

Das Entfestigungsverhalten von Faserbetonen wurde ebenfalls gemäß Abschnitt 2.1.4.1 anhand von Zugspannungs-Verformungsbeziehungen gekerbter Faserbetonprüfkörper ermittelt. Diese sind in Anhang A2.4 dargestellt. Die maximale Zugspannung wird im Rahmen dieser Arbeit als Beginn der Rissöffnung definiert. Für eine detaillierte Beschreibung wird auf Abschnitt 7.3.2.2 verwiesen.

Aufgrund der schnellen Lastübernahme der Mikrofaserbewehrung ergaben sich bei den Zugprüfungen an Faserbeton keine instabilen Lastabfälle. Die zuvor ermittelten Kerbeinflüsse bei der Prüfung gekerbter Prüfkörper erschweren jedoch einen direkten Vergleich der Stoffgesetze untereinander und sollten daher korrigiert werden. Die im Zusammenhang mit der Grundmischung FIL-05-10 vorgeschlagene Skalierung des gesamten Entfestigungsverlaufs erscheint jedoch bei Faserbetonen nicht sinnvoll. Das Entfestigungsverhalten von Faserbeton setzt sich aus dem Entfestigungsverhalten des Betons (Bild 61, Nr. 2) und dem Risstraganteil der Kurzfasern (Bild 61, Nr. 3) zusammen. Da der Risstraganteil der Kurzfasern von der Zugfestigkeit des Betons aber unbeeinflusst ist, muss die Skalierung mit den in Tabelle 14 angegebenen Kerbfaktoren auf das Entfestigungsverhalten des Betons beschränkt werden.

Hierfür wird das folgende Vorgehen vorgeschlagen, welches in Bild 61 schematisch veranschaulicht ist:

- Aus dem gemessenen Entfestigungsverhalten des Faserbetons wird der Risstraganteil der Kurzfasern extrahiert, indem das Entfestigungsverhalten des Betons vom Entfestigungsverhalten des Faserbetons subtrahiert wird (Kurve 1 - Kurve 2 = Kurve 3).
- Das Entfestigungsverhalten des Betons (Kurve 2) ergibt sich aus dem in Bild 59 dargestellten Einheits-Entfestigungsverlauf, multipliziert mit der Nettozugfestigkeit des Faserbetons.
- Für das Stoffgesetz des Faserbetons (Kurve 5) wird der Einheits-Entfestigungsverlauf mit der Zugfestigkeit des Faserbetons multipliziert (Kurve 4) und zum Risstraganteil der Kurzfasern (Kurve 3) addiert.

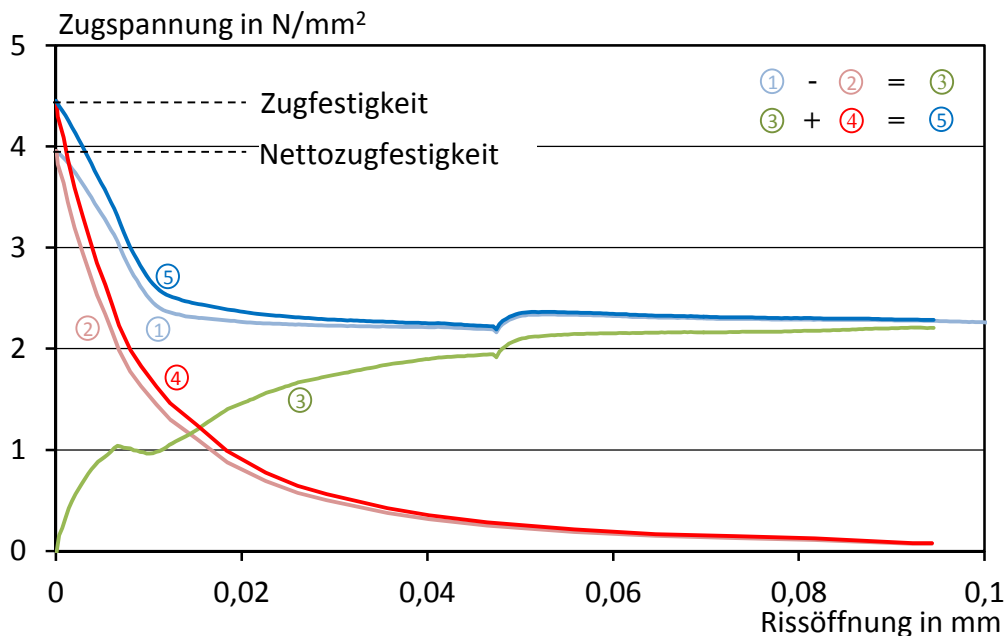


Bild 61: Beispielhafte Darstellung der Vorgehensweise zur Ermittlung der Stoffgesetze aus gekerbten Prüfkörpern mit Kurzfasern

Bild 62 stellt die so ermittelten Stoffgesetze aller sechs Faserbetone sowie des Feinbetons FIL-05-10 gegenüber. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Verläufe nur bis zu einer Rissöffnung von 0,35 mm dargestellt. Vor allem bei den PVA Fasern wurden jedoch im Rissöffnungsversuch deutlich größere Rissöffnungen von mehreren Millimetern erreicht. Der Vergleich zeigt die sehr unterschiedliche Charakteristik der Rissöffnungsverhalten der verschiedenen Faserbetone. Auffällig ist, dass der für einen Fasertyp charakteristische Verlauf unabhängig vom Fasergehalt beibehalten wird.

Die Faserbetone mit dispersiblen Glasfasern (G2-6) erreichen die höchsten Zugfestigkeiten. Sie zeigen unmittelbar zu Beginn der Rissöffnung gute rissüberbrückende Eigenschaften, die aber schon bei einer Rissöffnung von ca. 0,005 mm deutlich



nachlassen und einen vergleichsweise steilen Spannungsabfall zur Folge haben. Ab einem Zugspannungsniveau des Betons von ca.  $1,5 \text{ N/mm}^2$  je 1 Vol.-% Kurzfasern verlaufen die Entfestigungskurven wieder deutlich flacher. Zur Rissüberbrückung sind diese Kurzfasern daher weniger geeignet.

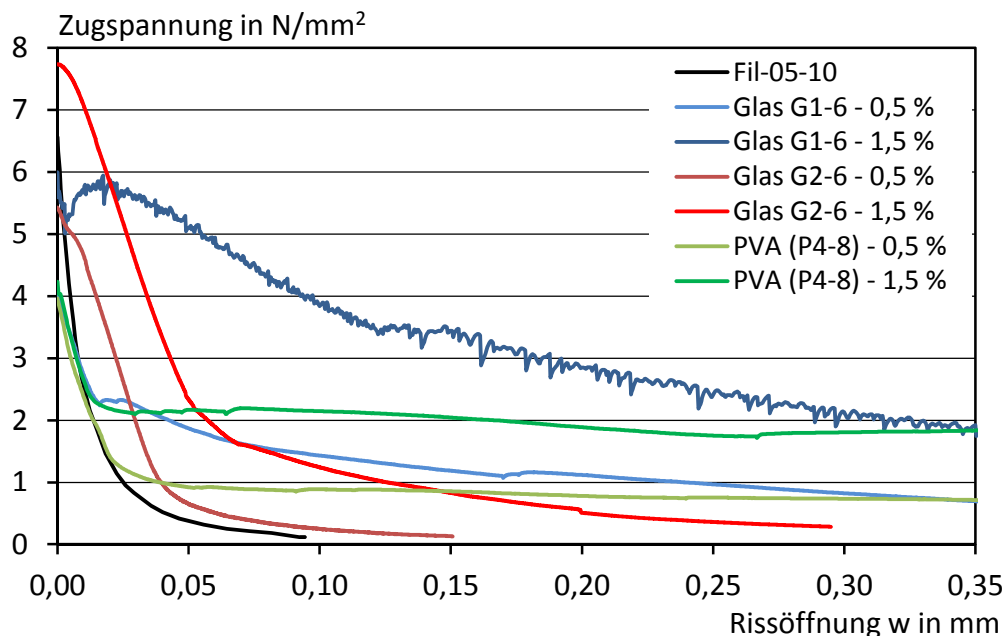


Bild 62: Vergleich der Zugspannungs-Rissöffnungsverläufe von Faserbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten

Die Feinbetone mit integralen Glasfasern G1-6 zeichnen sich durch einen kontinuierlicheren Entfestigungsverlauf bei etwas geringeren Zugfestigkeiten aus. Bei höherem Fasergehalt ergeben sich bis zu einer Rissöffnung von ca.  $0,35 \text{ mm}$  deutliche Vorteile bei der Rissüberbrückung gegenüber den anderen Fasertypen. Das Verhalten wird als günstig eingestuft, da die Kurzfasern bei einer späteren Kombination mit Textilbeton einerseits in dem Rissöffnungsbereich aktiv sein müssen, in dem das Textil noch keine oder nur sehr wenige Zugkräfte übernimmt und andererseits die Zugkräfte möglichst gleichmäßig wieder abgeben muss.

Schließlich bestätigt sich bei den PVA-Fasern das aus den Untersuchungen zum ECC /Li03/ bekannte hochduktile Verhalten mit Rissöffnungen bis zu einem Millimeter ohne größeren Spannungsabfall. Damit sind die PVA-Fasern vor allem bei größeren Rissweiten besonders wirksam. Allerdings kommt es wie bei den dispersiblen Glasfasern zu einer schnellen anfänglichen Entfestigung.

#### 6.5.2.4 Bruchmechanische Kennwerte und Vergleich mit Werten aus der Literatur

Zur Bewertung der bruchmechanischen Kennwerte der Faserbetone untereinander und im Vergleich zu einem Glasfaserbeton aus der Literatur sind diese in Tabelle 15 gegenübergestellt. Ebenso sind die bruchmechanischen Kennwerte der Feinbetone FIL-05-10 und PZ-0899-01 sowie eines herkömmlichen Vergleichsbetons C80/95 ( $d_{\max} = 16 \text{ mm}$ ) aufgeführt. Die Bruchenergien wurden auf Basis der in den Bildern 60 und 62 dargestellten Stoffgesetze ermittelt.

Die in Bild 62 ersichtlichen Unterschiede zwischen den Kurzfasertypen spiegeln sich auch in der Bruchenergie und der charakteristischen Länge wider. Der vergleichsweise spröde Charakter des Feinbetons mit dispersiblen Kurzfasern G2-6 zeigt sich in der sehr geringen charakteristischen Länge, die noch in der Größenordnung eines unbewehrten hochfesten Betons mit grober Gesteinskörnung liegt. Mit den PVA-Fasern werden charakteristische Längen erreicht, die fast dem 80-fachen Wert der Ausgangsmischung entsprechen. Die Feinbetone mit Glasfasern sind deutlich weniger duktil.

Tabelle 15: Bruchmechanische Eigenschaften von Feinbetonen mit und ohne Kurzfasern im Vergleich zu Angaben aus der Literatur

Mischung	Faser- gehalt	Bruch- energie	Zugfestig- keit	E- Modul	charak- teristische Länge	Quelle		
	Vol.-%	N/m	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	mm			
FIL-05-10 <sup>1)</sup>	-	91	6,6	31.200	66	-		
PZ-0899-01 <sup>2)</sup>	-	43	4,0	32.400	86	/Bro05/		
C80/95	-	163	4,8	44.400	314	/FIB12/		
FIL-05-10 + G1-6 <sup>1)</sup>	0,5	660	4,0	31.200	1.345	-		
	1,5	1.844	6,0		1.611			
FIL-05-10 + G2-6 <sup>1)</sup>	0,5	182	5,4		195			
	1,5	499	7,7		258			
FIL-05-10 + P3-8 <sup>1)</sup>	0,5	1.303	4,0		2.518			
	1,5	2.951	4,2		5.148			
GFRC <sup>3)</sup>	k. A.	1.912	4,4		25.000		2.470	/Bar94/

<sup>1)</sup> Vorlagerung: 7dTr

<sup>2)</sup> Vorlagerung: 27dV (versiegelt)

<sup>3)</sup> Glass Fibre Reinforced Concrete

---

# Kapitel 7

## Einfluss von Kurzfasern auf das Tragverhalten von Textilbeton

---

### 7.1 Einleitung

Während im vorangegangenen Kapitel die Einflüsse von Kurzfasern auf die Eigenschaften der Feinbetonmatrix beschrieben wurden, beschäftigt sich das folgende Kapitel mit dem Zusammenspiel des Faserbetons mit der textilen Bewehrung. Die Hauptgliederung orientiert sich an den einzelnen Bereichen der Zugspannungs-Dehnungslinie von Textilbeton, wie sie in Bild 2 skizziert wurden. Zunächst wird die Erstrissspannung des Verbundwerkstoffs, also die von Kurzfasern und Textil gemeinsam beeinflusste Rissfestigkeit der Matrix betrachtet. Im zweiten Abschnitt wird der Übergang der Zugkräfte vom Feinbeton über die Kurzfasern in die Textilbewehrung beschrieben. Abschließend wird im letzten Abschnitt der Einfluss von Kurzfasern auf die Rissbildung und das Tragverhalten von Textilbeton im Zustand II betrachtet.

Grundlage für die Auswertungen bilden über 80 zentrische Zugversuche an Dehnkörpern, größtenteils mit einer Kombination von Textilbewehrung und Kurzfasern. Ein Teil wurde zusätzlich mit einem optischen Messsystem zur Erfassung der Rissentwicklung ausgewertet. Die Auswirkungen von Textilien auf das Tragverhalten sind bereits eingehend in Kapitel 2.2 beschrieben worden. Daher wird lediglich das Tragverhalten der hier verwendeten Textilien charakterisiert und diese im weiteren Verlauf als Durchläufer betrachtet. Es wurden meist zwei Lagen des 1200 tex Trikottextils 2D-16-08 (vgl. Bild 25, links) verwendet. Ein Großteil der Prüfungen erfolgte an Dehnkörpern, die eine Mehrfachrissbildung zulassen. Die Herstellung und das Prüfverfahren sind in Anhang A3.1 dargestellt.

### 7.2 Erstrissspannung

#### 7.2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird die Rissfestigkeit der Textilbetonmatrix beschrieben. Da Textilbetone dehnungsverfestigende Eigenschaften mit einer Mehrfachrissbildung aufweisen, wird im weiteren Verlauf von der Erstrissspannung des Materials gesprochen, die mit der Zugfestigkeit des Fein- oder unterbewehrten Faserbetons vergleichbar ist.

Neben den Kurzfasern und trocknungsinduzierten Mechanismen kann auch die textile Bewehrung selbst die Rissfestigkeit der Matrix beeinflussen. Da alle Einflussgrößen

interagieren, lassen sich die in Kapitel 6 gewonnenen Erkenntnisse zur Matrixzugfestigkeit nicht ohne Weiteres auf die Erstrissspannung von Textilbeton übertragen.

Es werden zunächst die Einflüsse der verwendeten Textilien auf die Erstrissspannung in Abhängigkeit von der Vorlagerung dargestellt. Anschließend wird für die verschiedenen Vorlagerungsvarianten die Superponierbarkeit der Einflüsse von Kurzfasern und Textilien geklärt. In Ergänzung zu Abschnitt 6.4.2 werden schließlich textilspezifische Trocknungseffekte beschrieben und Erklärungsansätze geliefert. Abschließend werden die Einflüsse verschiedener Kurzfasertypen und -gehalte auf die Erstrissspannung von Textilbeton dargestellt. Es wird weiterhin ein Vorgehen vorgestellt, wie die Erstrissspannung von Textilbetonen mit Kurzfasern mit einem allgemeingültigen Zusammenhang prognostiziert werden kann.

### 7.2.2 Einfluss von Textilien auf die Erstrissspannung

Der Einfluss von Längsbewehrung auf eine Anhebung der Rissfestigkeit der Matrix wurde in der Vergangenheit nicht immer einheitlich dargestellt (vgl. Abschnitt 2.2.2.3). So wurde entweder die Querschnittsschwächung durch die Querrovings des Textils /Jes04/ oder die risshemmende Wirkung von Textilien mit guten Verbundeigenschaften /Vos08/ als dominierend bewertet. Ein direkter Vergleich ist jedoch schwierig, da eine möglicherweise vorhandene hohe Trocknungsempfindlichkeit der verwendeten Feinbetone nicht detailliert beschrieben ist, die Textilien unterschiedliche Verbundeigenschaften aufweisen und nicht zuletzt auch unterschiedliche Verkrümmungen der Dehnkörper eine Rolle spielen können. Da zur Bewertung des Einflusses der Kurzfasern im Rahmen dieser Arbeit auch eine möglichst genaue Beschreibung des Textileinflusses erforderlich ist, wurden ausgewählte Versuchsreihen zum Textileinfluss unter konstanten Vorlagerungsbedingungen durchgeführt. Hierbei wird aufgrund der Erkenntnisse zur Trocknungsempfindlichkeit zwischen wassergelagerten (28dW) und trockenen (7dTr) Dehnkörpern unterschieden. Alle Dehnkörper wurden mit ausgerichteten Textilien nach dem in Anhang A3.1 erläuterten Verfahren hergestellt und geprüft.

Unter Berücksichtigung einer ununterbrochenen Feuchthaltung der Dehnkörperoberfläche bis zur Prüfung (28dW) kann beim Feinbeton eine mittlere zentrische Zugfestigkeit von ca.  $7 \text{ N/mm}^2$  im Dehnkörperversuch (vgl. Bild 49) erreicht werden. Bild 63 zeigt den Einfluss der Textilbewehrungen auf die Erstrissspannung für das 1200 tex Trikottexil 2D-16-08 und das 2400 tex Franstextil MAG-07-03 bei verschiedenen Bewehrungsgraden. Es zeigt sich ein ähnlicher Sachverhalt wie bei den Kurzfasern (vgl. Bild 51). Die Rissfestigkeit des Feinbetons wird bei kleineren Bewehrungsgraden nicht erreicht und bei größeren nur vereinzelt leicht überschritten.

Wassergelagerte Dehnkörper sind weitestgehend frei von Verkrümmungen oder anderen trocknungsinduzierten Schädigungen. Eine Festigkeitssteigerung über die Zugfestigkeit des Feinbetons hinaus kann mit Textilien analog zu den Faserbetonen

also nicht erreicht werden, wenn man die unbeeinflusste Zugfestigkeit des Feinbetons zugrunde legt.

Etwas überraschend ist die Tatsache, dass mit dem 2400 tex Fransetextil mit seinen kompaktierten Rovings keine geringeren, sondern sogar leicht höhere Rissfestigkeiten erzielt werden. Dies würde dafür sprechen, dass die Verbundqualität der Bewehrung nur einen untergeordneten Einfluss auf die Rissfestigkeit des Betons hat, da das 1200 tex Trikottextil eine geöffnete und flache Rovingstruktur mit guter Matrixanbindung aufweist. Insgesamt wird deutlich, dass bei der Referenzbewehrung mit zwei Lagen des 1200 tex Textils nahezu keine Reduktion der Rissfestigkeit durch das Textil zu erwarten ist, wenn der Beton permanent mit Wasser versorgt wird. Die Untersuchungen an wassergesättigten Dehnkörpern belegen, dass die von Jesse /Jes04/ vermutete Querschnittsschwächung des Betons durch die Querrovings für die Festigkeitsreduktion nicht ursächlich sein kann, da sich bei beiden Textilsorten mit steigendem Bewehrungsgrad höhere Rissfestigkeiten einstellen. Es wird daher davon ausgegangen, dass zunächst durch das Textil eingetragene Kerbspitzen überwiegen und die resultierenden Festigkeitsverluste bei höheren Bewehrungsgraden durch die risshemmende Wirkung wieder ausgeglichen werden.

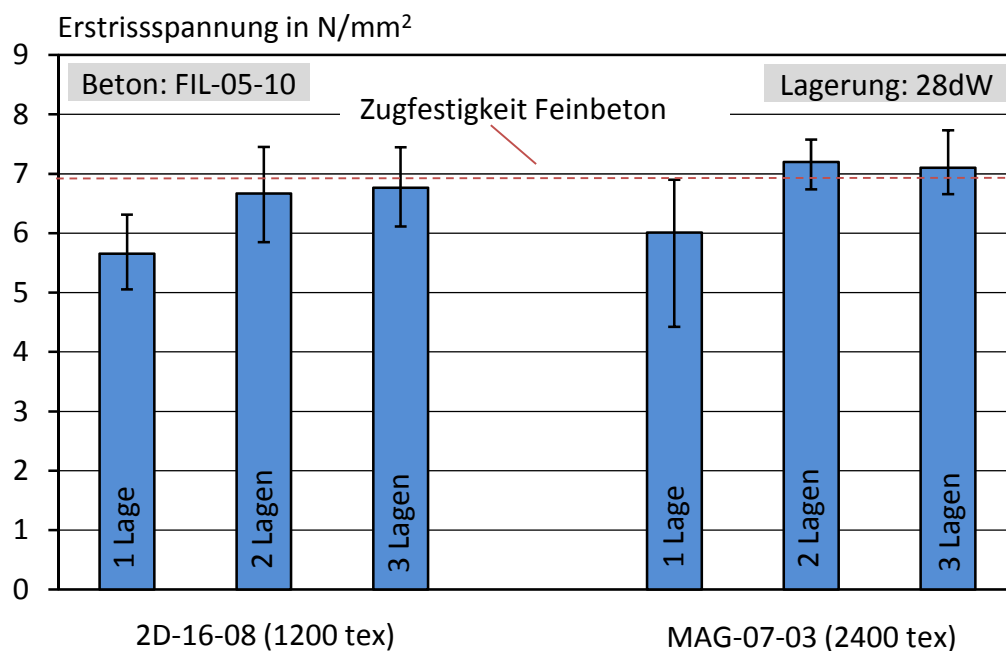


Bild 63: Einfluss von Textilart und Bewehrungsgrad auf die Erstrissspannung von Textilbeton nach durchgängiger Wasserlagerung

Die Versuche mit dem Referenztextil 2D-16-08 wurden mit zwei- und dreilagiger Bewehrung auch an trockenen Dehnkörpern (7dTr) durchgeführt, die in Bild 64, Mitte und rechts, dargestellt sind. Bei dieser Vorlagerung erreicht der Feinbeton ohne Bewehrung eine gegenüber wassergelagertem Beton nur etwas geringere Zugfestigkeit von ca.  $6,6 \text{ N/mm}^2$ . Die Erstrissspannungen der trockenen Textilbetone in Bild 64

fallen jedoch deutlich gegenüber denen der wassergelagerten Textilbetone ab. Es muss daher angenommen werden, dass die Anwesenheit von unbeschichtetem Glastextil zusätzliche Festigkeitsverluste der Betonmatrix, die im Zusammenhang mit der Austrocknung stehen, mit sich bringen kann. Der beobachtete Sachverhalt kann auch aus den Ergebnissen von Korb /Kor10b/ abgelesen werden. Ein Zusammenhang mit dem Trocknungsverhalten der Prüfkörper wurde jedoch nicht diskutiert. Zur Abklärung einer möglichen Austrocknung durch das Textil wurden Dehnkörper mit gleicher Vorlagerungsart, aber einer Lage beschichtetem Textil untersucht. Die mittlere Erstrissspannung, die nahezu der des unbewehrten Feinbetons entspricht, ist in Bild 64, links, dargestellt. Dies würde den Verdacht einer Austrocknung durch die Filamentbündel bestätigen. Auf diesen speziellen Trocknungseinfluss bei Verwendung von unbeschichtetem Textil wird in Abschnitt 7.2.4 weiter eingegangen.

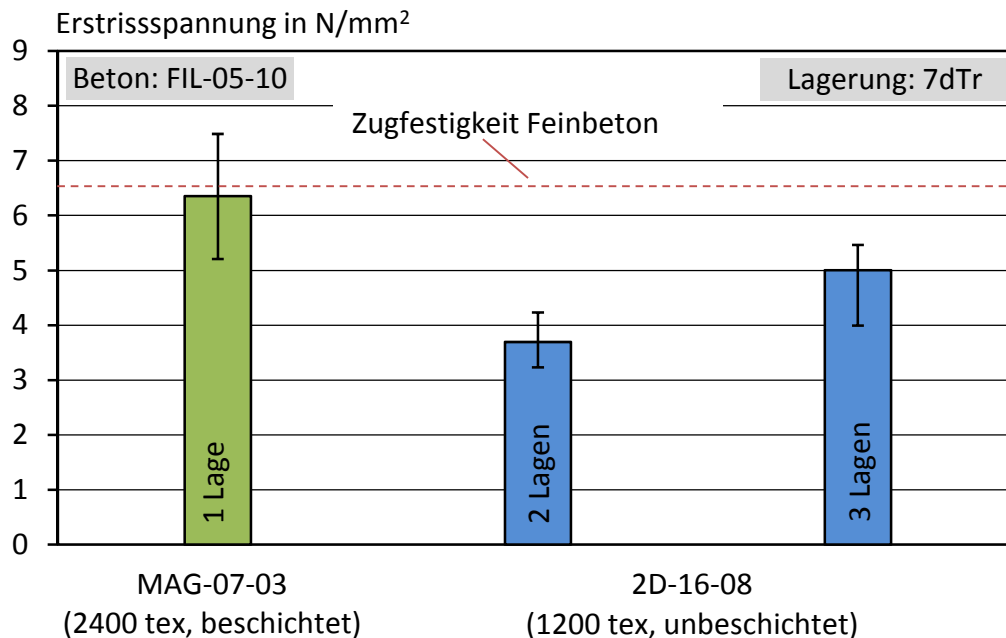


Bild 64: Einfluss von Textilart und Bewehrungsgrad auf die Erstrissspannung von trockenen Textilbetonen (7dTr)

## 7.2.3 Interaktion von Kurzfasern- und Textilbewehrung

### 7.2.3.1 Allgemeines

Neben der Frage nach einer Erhöhung der Rissfestigkeit von Feinbeton durch Kurzfasern (Abschnitt 6.4) und Textilien (Abschnitt 7.2.2) ist vor allem das Zusammenspiel von Kurzfasern und Textilien von Interesse. Hinsichtlich möglicher Synergieeffekte bei der Erstrissspannung ergaben sich in eigenen früheren Untersuchungen /Bra11, Hin12/ nicht immer einheitliche Zusammenhänge. Neue Erkenntnisse zur Abhängigkeit der Betonzugfestigkeit von der Vorlagerung führten bei immer konsequenteren Lagerungsbedingungen zu immer höheren Zugfestigkeiten und damit

zu einer Verschiebung der Verhältnisse. Alle im Rahmen dieser Arbeit herangezogenen Versuchsdaten wurden daher hinsichtlich der Vorgehensweise bei der Vorlagerung überprüft. Zudem wurde die Datenbasis mit zusätzlichen Untersuchungen weiter vergrößert. Die bisherige Unterscheidung der Vorlagerungsarten Wasser (28dW) und trocken (7dTr) bleibt aufgrund der großen Unterschiede erhalten.

### 7.2.3.2 Wassergelagerte Feinbetone (Vorlagerung 28dW)

In den vorangegangenen Untersuchungen wurde gezeigt, dass die bereits sehr hohe Zugfestigkeit des wassergelagerten Feinbetons nur von vereinzelt Faserbetonen mit hohen Fasergehalten leicht überschritten werden kann (vgl. Bild 51). Auch mit reiner Textilbewehrung erscheint eine Steigerung der Rissfestigkeit der Matrix nicht über die natürliche Streubreite hinaus möglich (vgl. Bild 63). Hinsichtlich der Kombination beider Bewehrungsformen ergibt sich daher die Frage, ob es durch die Interaktion zu einer Steigerung oder gar zu einer Verringerung der Rissfestigkeit kommt.

Die vorhandenen Versuchsdaten ermöglichen es, diese Fragestellung für drei Faserbetonvarianten exemplarisch zu betrachten. Je Faserbetonvariante werden die Zugfestigkeiten des unbewehrten Betons und des Faserbetons sowie die Erstrissspannungen des reinen Textilbetons und eines Betons mit beiden Bewehrungsarten gegenübergestellt. Für den Vergleich wurden Faserbetone mit 1 Vol.-% dispersiblen Glasfasern (G2-6) sowie mit 1,5 Vol.-% und 2 Vol.-% integralen Glasfasern (G1-6) ausgewählt. Bild 65 stellt die Ergebnisse gegenüber.

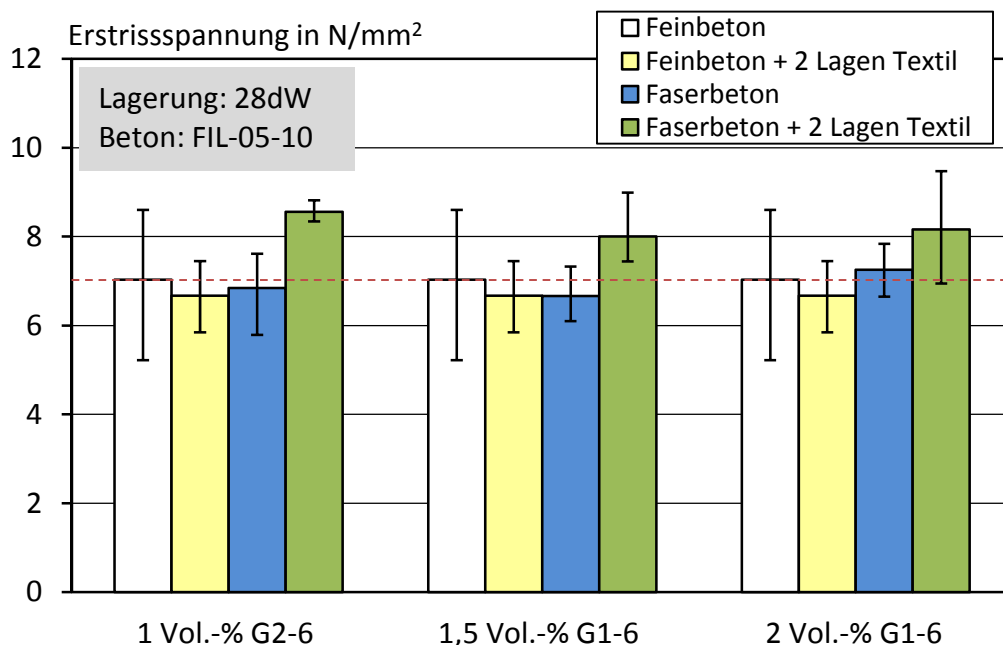


Bild 65: Interaktion von Textil- und Kurzfaserbewehrung hinsichtlich der Erstrissspannung von Textilbetonen nach durchgängiger Wasserlagerung für exemplarische Faserdosierungen

Auf den ersten Blick zeigt sich bei allen Faserbetonen ein prinzipiell ähnliches Bild. Die Rissfestigkeiten von unbewehrtem Feinbeton und vom Textilbeton mit zwei Lagen Textil sind bei allen drei Vergleichen identisch. Die Werte der Faserbetone schwanken, wie zuvor festgestellt, um die Rissfestigkeit des Feinbetons (rote Linie). Die Rissfestigkeiten der Dehnkörper mit kombinierter Bewehrung liegen jedoch im Mittel deutlich über dem reinen Feinbeton. Ein signifikanter Unterschied zwischen den sehr feinen dispersiblen Glasfasern und den gröberen integralen Glasfasern ist wie auch zwischen den Fasergehalten nicht erkennbar.

Die typischerweise hohen Streuungen bei Zugversuchen erschweren die Bewertung der Ergebnisse, zumal sich die Streubereiche teilweise überlagern. Dennoch lassen die Vergleiche den Schluss zu, dass mit der Kombination von Textilbeton und Kurzfasern im Gegensatz zu den Einzelbewehrungen eine Steigerung der Erstrissspannung des Betons erzielt werden kann. Möglich wäre z. B., dass sich im Falle der Kombibewehrung ein geringerer Lufteintrag als bei reinen Faserbetonen mit gleichem Bewehrungsgrad ergibt. Da die Rissfestigkeiten der reinen Textilbetone und der reinen Faserbetone mit einem Gehalt kleiner 2 Vol.-% im Mittel unter der des reinen Feinbetons liegen, also eher einen festigkeitsmindernden Einfluss haben, könnte man aus den erhöhten Erstrissspannungen bei kombinierter Bewehrung Synergieeffekte ableiten.

Dies bedeutet jedoch nicht, dass die Kombination von Textilien und Kurzfasern grundsätzlich höhere Festigkeiten liefert als die jeweiligen Einzelbewehrungen mit gleichem Bewehrungsgrad. So liegt beim Feinbeton mit 1,5 Vol.-% integralen Glasfasern (G1-6) in Kombination mit dem Textil ein Gesamtbewehrungsgehalt von 3 Vol.-% vor, da zwei Lagen Textil alleine ebenfalls einem Bewehrungsgehalt von 1,5 Vol.-% entsprechen. Ein Vergleich mit 3 Vol.-% der jeweiligen Einzelbewehrung würde eine direkte Bewertung ermöglichen. Diese Gehalte sind jedoch praktisch kaum zu realisieren.

Um dennoch ein Beispiel aufzeigen zu können, kann aus den Versuchsdaten ein Vergleich mit gleichen Bewehrungsgraden konstruiert werden. Als Kombinationsbewehrung wird eine Lage Textil mit 1,5 Vol.-% Kurzfasern (G1-6) gewählt. Der Gesamtbewehrungsgehalt beträgt 2,25 Vol.-%. Die erreichte Erstrissspannung kann direkt mit der von Dehnkörpern mit einer dreilagigen Textilbewehrung ohne Kurzfasern (ebenfalls 2,25 Vol.-%) und einer Kurzfaserbewehrung von 2,25 Vol.-% ohne Textil verglichen werden. Die Zugfestigkeit des Faserbetons mit 2,25 Vol.-% Kurzfasern muss hierfür aus dem in Bild 51 dargestellten linearen Zusammenhang zwischen Fasergehalt und Zugfestigkeit abgeschätzt werden. Der Vergleich der verschiedenen Bewehrungsvarianten bei gleichem Bewehrungsgrad ist in Bild 66 dargestellt.



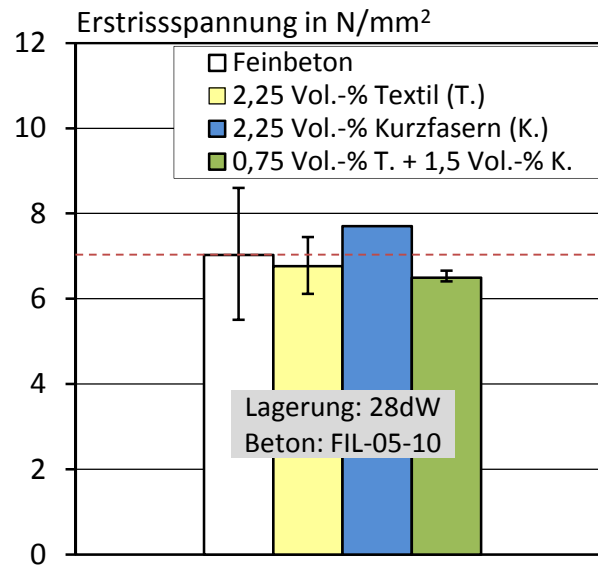


Bild 66: Interaktion von Textil- und Kurzfaserbewehrung hinsichtlich der Erstrissspannung von Textilbetonen nach durchgängiger Wasserlagerung bei gleichen Bewehrungsgehalten

Es zeigt sich, dass die Kombination der Bewehrungen bei gleichen Bewehrungsgraden nicht immer vorteilhaft ist. Bei der Kombibewehrung hat z. B. eine Lage Textil einen festigkeitsmindernden Einfluss (vgl. Bild 63), der von den Kurzfasern erst kompensiert werden muss. Entsprechend fällt die Kombination in diesem konkreten Fall nicht günstig aus. Bei der Anwendung in der Praxis ergibt sich jedoch ein davon unabhängiger und entscheidender Vorteil bei der Kombination beider Bewehrungsformen. Hohe Kurzfasergehalte von mehr als 2 Vol.-% sind schwierig zu verarbeiten und für praktische Anwendungen nicht geeignet. Bei reiner Textilbewehrung würde eine Verdopplung der Lagenanzahl einen erheblichen Mehraufwand bei der Verlegung bedeuten, die zudem immer lagegenauer erfolgen müsste. Die Kombination von einer moderaten Kurzfasermenge mit einem moderaten Textilgehalt lässt sich produktionstechnisch viel leichter umsetzen und führt dabei zu gleichen oder höheren Rissfestigkeiten. Bei der praktischen Umsetzung steht also weniger die auf den Bewehrungsgrad bezogene Erstrissspannung als vielmehr eine wirtschaftlich und technisch sinnvolle Umsetzung im Vordergrund. Hier bietet die Zugabe von Kurzfasern große Vorteile.

### 7.2.3.3 Trockene Feinbetone (Vorlagerungen 7dTr und 27dTr)

Bei den trocken gelagerten Feinbetonen erfolgt ebenso wie bei den wassergelagerten Feinbetonen eine Gegenüberstellung der vier Bewehrungsvarianten. Hierzu werden zunächst für die Vorlagerungsvariante 7dTr die nur geringfügig abgeminderte Zugfestigkeit des reinen Feinbetons von  $6,6 \text{ N/mm}^2$  und die deutlich abgeminderte Erstrissspannung des reinen Textilbetons von ca.  $3,7 \text{ N/mm}^2$  übernommen. Die Zugfestigkeiten der reinen Faserbetone liegen im Mittel im Bereich der trockenen und

wassergelagerten unbewehrten Feinbetone. Bild 67 zeigt links die mittleren Rissfestigkeiten der Feinbetone mit 1,5 Vol.-% und rechts mit 2 Vol.-% integralen Glasfasern (G1-6).

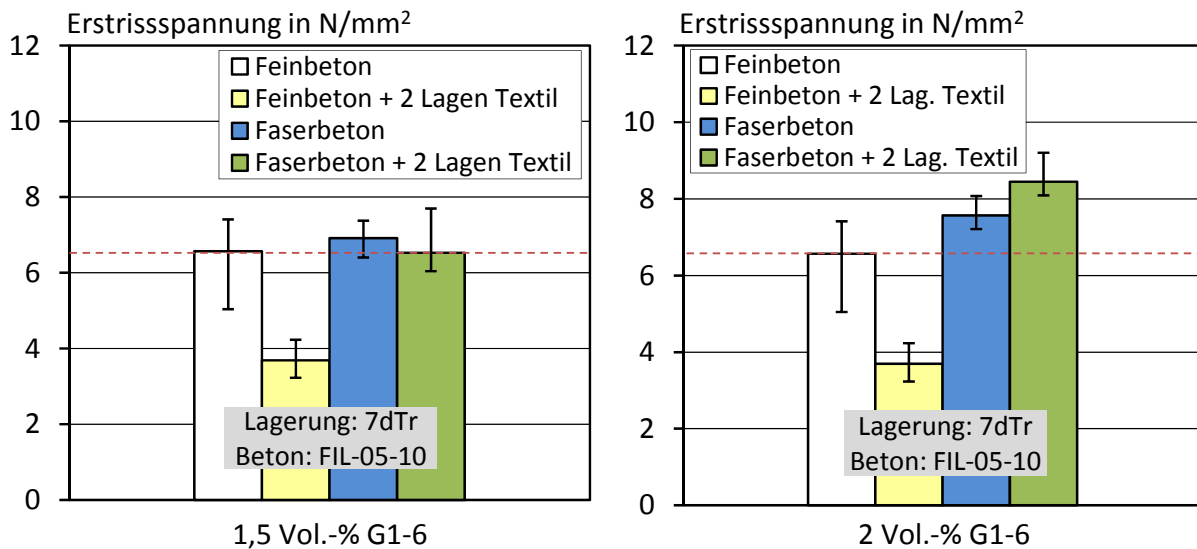


Bild 67: Interaktion von Textil- und Kurzfaserbewehrung hinsichtlich der Erstrissspannung von vor der Prüfung trocken gelagerten Textilbetonen mit exemplarischen Faserdosierungen

Zunächst ist erkennbar, dass die starke Abminderung der Rissfestigkeit des Betons durch die textile Bewehrung mit Kurzfasern vollständig kompensiert und dass die Rissfestigkeit bei höheren Fasergehalten sogar weiter gesteigert werden kann. Im direkten Vergleich mit den wassergelagerten Dehnkörpern in Bild 65 wird zudem ersichtlich, dass der festigkeitsmindernde Einfluss des Textils bei dem kleineren Kurzfasergehalt noch einen Einfluss ausübt, während mit 2 Vol.-% Kurzfasern die gleichen Erstrissspannungen, ganz unabhängig von der Vorlagerung erreicht werden. Es ist also davon auszugehen, dass die festigkeitsmindernde Wirkung des Textils mit steigenden Kurzfasergehalten sukzessive reduziert und darüber hinaus auch die Differenz zwischen den trockenen und wassergelagerten Feinbetonen kompensiert werden kann. Während bei den wassergelagerten Serien noch die Frage nach Synergieeffekten betrachtet wurde, ergibt sich bei trockener Lagerung eher die Notwendigkeit einer Kurzfaserzugabe, wenn man das Festigkeitspotential des Materials ausschöpfen möchte. Bedenkt man, dass Textilbetone bisher vorwiegend im ungerissenen Zustand eingesetzt werden und die Bemessungsfestigkeiten dann nochmal deutlich unter der Erstrissspannung liegen, ist die Faserzugabe insbesondere bei derart trocknungsempfindlichen Feinbetonen zu empfehlen.

Um festzustellen, bis zu welchem Grad Trocknungseinflüsse durch Kurzfaserzugabe ausgeglichen werden können, wurde die Serie mit 1,5 Vol.-% integralen Glasfasern zusätzlich mit der Vorlagerungsvariante 27dTr durchgeführt. Die Dehnkörper wurden

nach dem Ausschalen für 27 Tage im Laborklima gelagert. Die Ergebnisse sind in Bild 68 zusammengefasst.

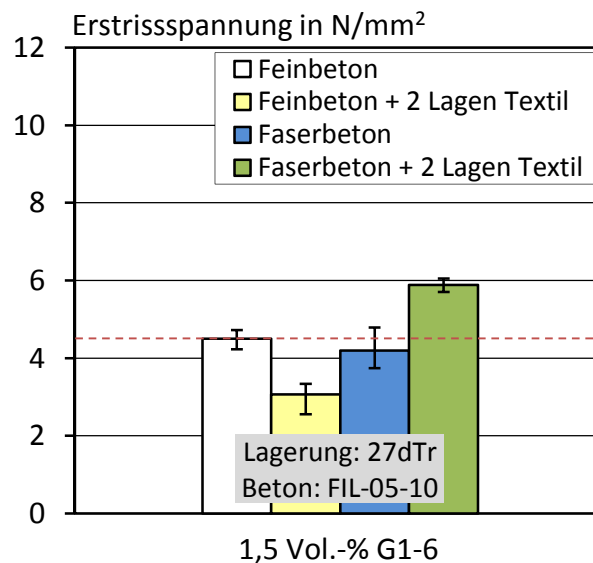


Bild 68: Interaktion von Textil- und Kurzfaserbewehrung hinsichtlich der Erstrissspannung von Textilbetonen nach durchgängiger Trockenlagerung

Aufgrund der fehlenden Wasserzufuhr in jungem Alter sinkt die Zugfestigkeit des Feinbetons auf  $4,5 \text{ N/mm}^2$  (vgl. Bild 49). Beim Textilbeton ergeben sich nochmals kleinere Rissfestigkeiten von nur  $3,1 \text{ N/mm}^2$ . Die Festigkeitsreduktion beim Feinbeton wird auf eine frühzeitig unterbrochene Hydratation in den oberflächennahen Bereichen und auf eine Mikrorissbildung infolge Eigenspannungen zurückgeführt. Die zusätzliche Festigkeitsminderung beim Textilbeton deutet darauf hin, dass die oben beschriebenen textilspezifischen Trocknungseinflüsse verstärkt vorliegen. Bei den Faserbetonen mit und ohne Textil zeigt sich ein qualitativ ähnliches Verhalten wie bei den anderen Vorlagerungsvarianten, allerdings auf geringerem Festigkeitsniveau. Auch hier zeigen sich klare Vorteile durch die kombinierte Bewehrung. Trotz eingeschränkter Hydratationsbedingungen und einer textilspezifischen Festigkeitsreduktion werden mit dem Textilbeton mit Kurzfasern nahezu die gleichen Rissfestigkeiten wie bei der Vorlagerung 7dTr erreicht. Die Zugabe von Kurzfasern ist bei fehlender Nachbehandlung also noch effektiver als bei trockenen Textilbetonen mit guter Nachbehandlung. Dies ist in erster Linie für ausführende Herstellwerke interessant, die auf sehr kurze Nachbehandlungszeiten angewiesen sind.

#### 7.2.4 Untersuchungen zu Trocknungseinflüssen

Die Ursachen für den festigkeitsmindernden Einfluss des unbeschichteten Textils auf die Erstrissspannung von Textilbeton sind nicht eindeutig geklärt. Daher wurde eine Reihe von Tastversuchen gemäß dem in Bild 69 dargestellten Schema durchgeführt, aus dem sich die folgenden Fragestellungen ergeben:

- Weisen Feinbetone mit Textilbewehrung ein erhöhtes Trocknungsverhalten auf?
- Verkrümmen sich Feinbetone mit Textilbewehrung stärker als Fein- oder Faserbetone?
- Weisen Feinbetone mit Textilbewehrung eine verstärkte Mikrorissbildung auf?
- Korreliert die Mikrorissbildung mit der Austrocknung oder der Verkrümmung?
- Wie interagieren Mikrorissbildung und Kurzfaserwirkung hinsichtlich der Zugfestigkeit?

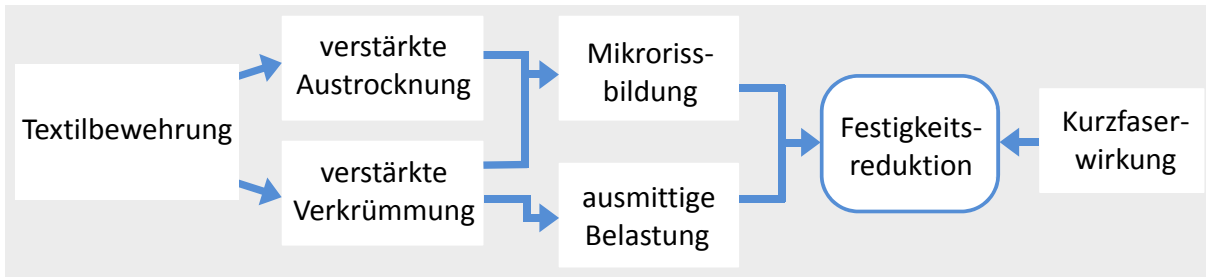


Bild 69: Untersuchungsschema zu trockenungsinduzierten Einflüssen

Für die Untersuchungen wurden Dehnkörperserien verwendet, die aus dem reinen Feinbeton, einem Feinbeton mit 1,5 Vol.-% Glasfasern (G1-6), einem Textilbeton mit zwei Lagen Textil (2D-16-08) sowie einem Feinbeton mit einer Kombination aus beiden Bewehrungsarten bestanden. Die Messungen wurden während der 7-tägigen Trockenlagerung im Rahmen der Vorlagerungsvariante 7dTr durchgeführt. Zuvor lagerten die Dehnkörper 21 Tage im Wasser.

Zur Überprüfung eines verstärkten Wasseraustritts beim Textilbeton wurden zunächst die Masseverluste aller Bewehrungsvarianten während der Trocknungsphase ermittelt. Diese sind in Bild 70 dargestellt.

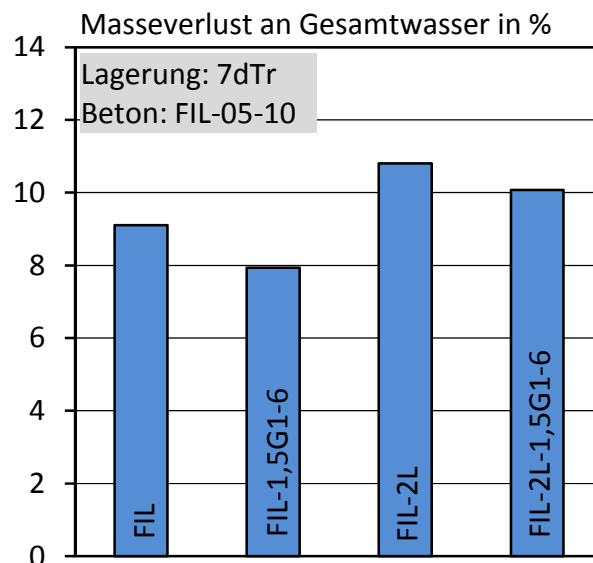


Bild 70: Masseverlust von Dehnkörpern in Abhängigkeit von der Bewehrungsart

Die Verkrümmung wurde exemplarisch an einem Dehnkörper der Serie gemessen. Dazu wurde ein eigens gebautes Messgestell mit einem induktiven Wegaufnehmer verwendet. Damit ist es möglich, in Prüfkörpermitte den Abstand der Betonoberfläche von einer Bezugsgeraden, also den Bogenstich, kontinuierlich zu messen. Der Prüfaufbau ist in Anhang A3.5 dargestellt. Die Entwicklung des jeweiligen Bogenstichs über die gesamte Trocknungsdauer ist in Bild 71 dargestellt. Positive Verformungen bedeuten eine Verkürzung des laminierten Dehnkörpers auf der Einfüllseite.

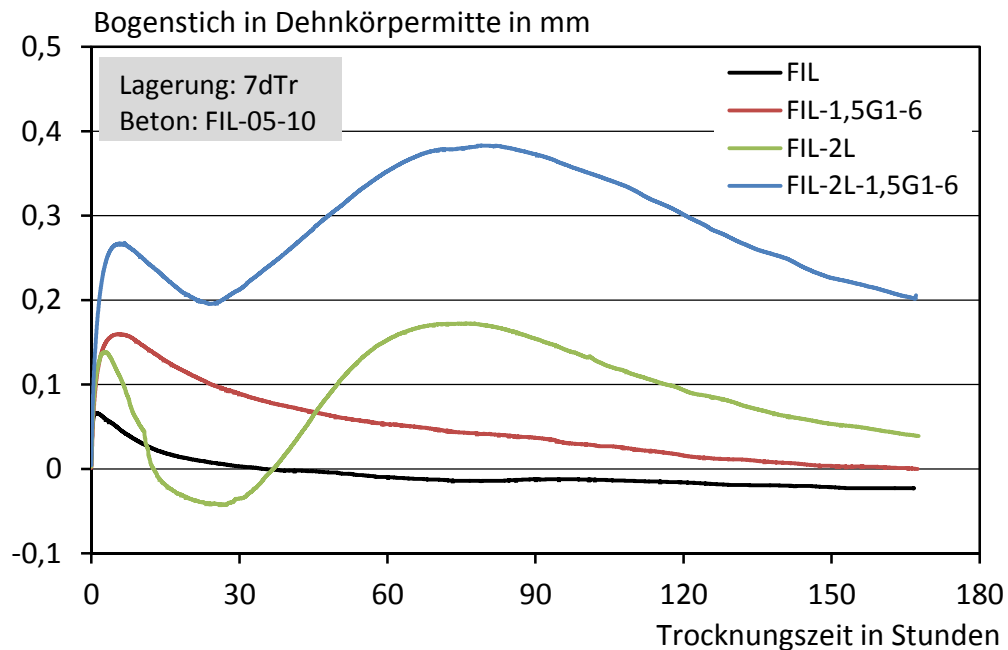


Bild 71: Trocknungsinduzierte Verkrümmung von Dehnkörpern in Abhängigkeit von der Bewehrungsart

Schließlich wurde an jeweils einem weiteren Dehnkörper jeder Bewehrungsvariante versucht, die Mikrorissentwicklung mittels einer Schallemissionsanalyse (SEA) zu erfassen und zu vergleichen. Diese erfolgte in einer vereinfachten Variante, ohne die Möglichkeit einer Lokalisierung der Schallereignisse. Es war daher ausreichend, lediglich einen piezoelektrischen Beschleunigungssensor in der Mitte des Dehnkörpers zu befestigen. Als Ankopplungsmedium wurde Heißklebstoff verwendet. Bild 72 zeigt den Versuchsaufbau. Für eine detaillierte Beschreibung des Messprinzips sei auf /Köp02/ verwiesen. Da kein klimatisierter Ruheraum zur Verfügung stand, war die Messung potentiell von Nebengeräuschen beeinflusst. In diversen Vorversuchen wurde daher die Empfindlichkeit der Sensoren so lange herabgesetzt, bis die Nebengeräusche keine Schallereignisse mehr verursachten, gleichzeitig aber noch unmittelbar auftretende Mikrorisse registriert werden konnten. Zur Vermeidung von Übertragungen durch Körperschall wurden die zu messenden Prüfkörper auf einem weichen Untergrund gelagert. Die Einstellung der Messempfindlichkeit erfolgte an einem emissionsfreien Stahlblock. Da die Messungen immer freitags gestartet wurden,

war zudem von nur sehr wenigen Störgeräuschen in den ersten drei Tagen auszugehen, in denen die meisten Mikrorisse erwartet wurden.

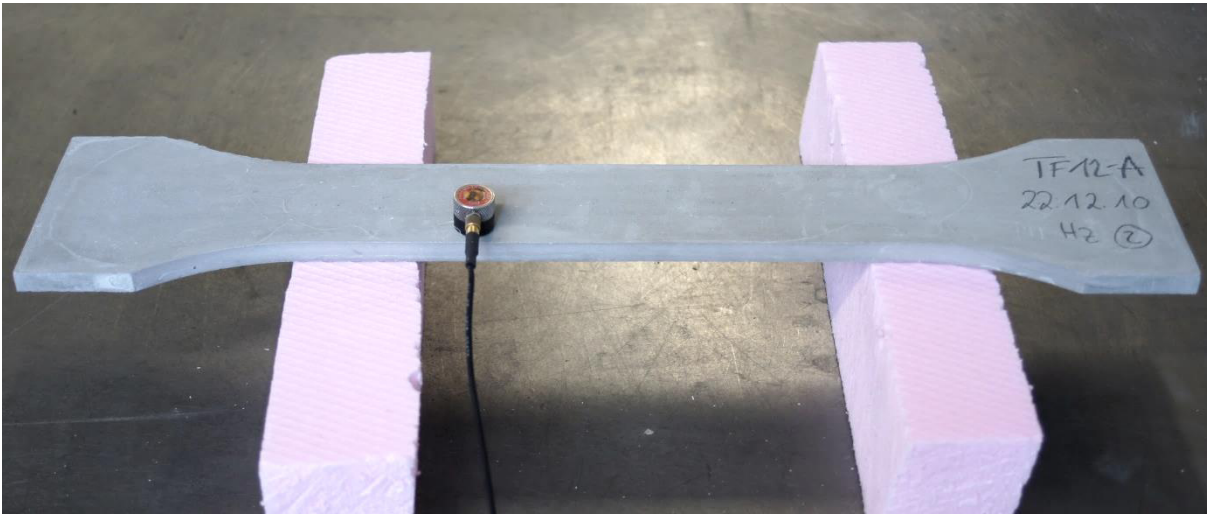


Bild 72: Prüfaufbau zur Messung der Schallereignisse

Bild 73 zeigt für jede Bewehrungsvariante die kumulierten Schallereignisse über den gesamten Zeitraum der Austrocknung. Um diese eindeutig der Austrocknung zuschreiben zu können, wurde ein identischer Dehnkörpersatz zeitgleich auch unter Wasser im gleichen Raum gemessen. Zum Vergleich sind die Schallereignisse der ersten 24 Stunden eines Dehnkörpers mit zwei Lagen Textil ebenfalls exemplarisch in Bild 73 eingetragen.

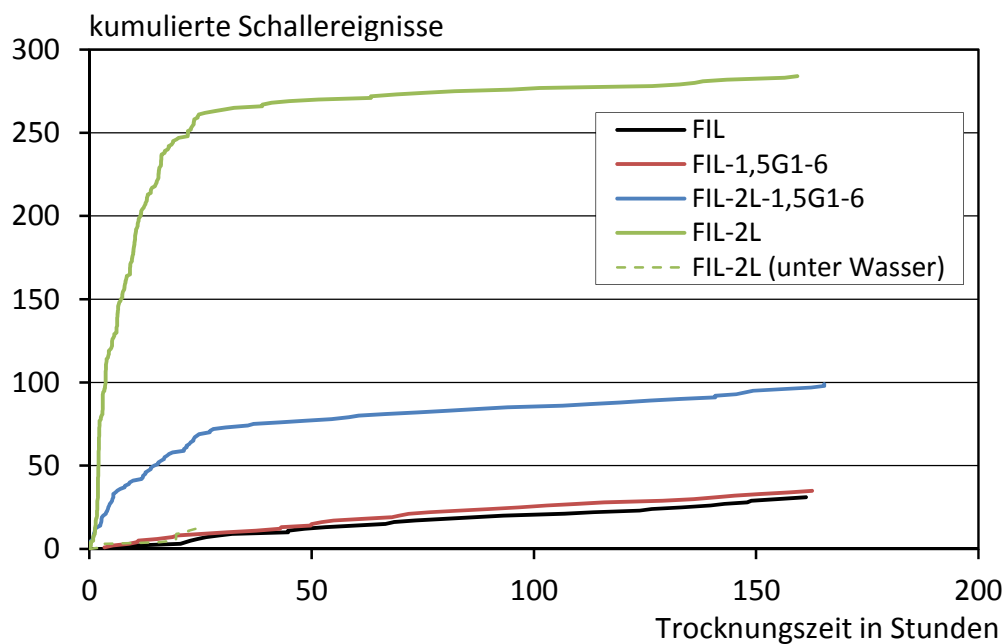


Bild 73: Schallereignisse in Dehnkörpern mit unterschiedlichen Bewehrungsarten während einer 7-tägigen Trocknung

Die vorgestellten Tastversuche zum Einfluss der Bewehrung auf das Trocknungs-, Verformungs- und Rissverhalten des Feinbetons liefern Erklärungsansätze für die Mechanismen, die zu trockenungsbedingten Festigkeitsverlusten führen. Diese werden im Folgenden diskutiert:

Jesse /Jes04/ stellte bei seinen Dehnkörpern einen Bogenstich von bis zu 1 mm fest und leitete daraus rechnerisch eine entsprechende Reduktion der Rissspannung ab. Beim Vergleich von trockenen Fein- und Textilbetonen wäre es zunächst naheliegend, die Festigkeitsdifferenzen ebenfalls auf eine unterschiedlich ausgeprägte Verkrümmung zurückzuführen. Dann müsste allerdings der trockene Feinbeton mit seiner deutlich höheren Zugfestigkeit gegenüber dem reinen Textilbeton weniger verkrümmt sein. Dies geht aus den in Bild 71 gezeigten Verläufen zumindest nach Erreichen der 28 Tage jedoch nicht hervor. Überhaupt fallen die Verkrümmungen nach 7-tägiger Trocknung mit einem Bogenstich von maximal 0,2 mm sehr gering aus, was auf eine geringe Sedimentationsneigung aufgrund der optimalen Kornabstufung zurückgeführt wird. Der Textilbeton mit der geringsten Rissfestigkeit weist sogar nur einen minimalen Bogenstich von 0,04 mm auf. Die kontinuierliche Messung führt darüber hinaus zu der Erkenntnis, dass sich die Dehnkörper nach einer anfänglichen Verkrümmung mit der Zeit wieder gerade ausrichten, was auf eine zeitversetzte Austrocknung der unterschiedlich beschaffenen Oberflächen zurückgeführt wird. Ausmittige Belastungen bei der Zugprüfung scheinen daher nicht ursächlich für die Festigkeitsverluste zu sein.

Sehr auffällig ist der doppelte Krümmungswechsel bei den beiden Varianten mit Textilbewehrung. Nach einer anfänglichen Verkrümmung setzt bei allen Bewehrungsvarianten nach ca. zwei - drei Stunden eine Rückverformung ein. Die Feinbetone mit unbeschichteter Textilbewehrung verformen sich jedoch nach ca. 24 Stunden zunächst wieder in die andere Richtung und erst nach 70 - 80 Stunden wieder zurück. Eine direkte Erklärung hierfür ist aus den vorhandenen Versuchsdaten nicht abzuleiten.

Durch einen Vergleich mit den Schallereignissen kann festgestellt werden, ob die Verformungen direkt zu einer Mikrorissbildung führen. Bild 73 zeigt, dass beim Feinbeton und beim Faserbeton, jeweils ohne Textil, mit der gewählten Messempfindlichkeit nahezu keine Schallereignisse erfasst werden. Im Gegenzug weisen beide Varianten mit Textilbewehrung sichtbar mehr Schallereignisse auf, die vorwiegend in den ersten 24 Stunden aufgenommen werden. Beim Verkrümmungsgrad zeigt sich ein derartiger Bewehrungseinfluss jedoch nicht. Zudem scheinen weniger die Textilbewehrung, sondern eher die Kurzfasern den Verkrümmungsgrad zu verstärken. Auffällig ist auch, dass das Nachlassen der Schallereignisse nach ca. 24 Stunden genau mit dem zweiten Umkehrpunkt der Verkrümmung der Feinbetone mit Textilbewehrung korreliert (vgl. Bilder 71 und 73). Es ist offensichtlich, dass die erste Hin- und Rückverformung, die bei allen Bewehrungsvarianten auftritt, nur in Anwesenheit von Textil zu einer verstärkten Mikrorissbildung führt. Ein direkter

Zusammenhang zwischen Verkrümmung und Mikrorisswachstum scheint daher ebenfalls nicht gegeben.

Die in Bild 70 dargestellten, leicht höheren Masseverluste der Feinbetone mit Textilbewehrung nach 7-tägiger Trocknung haben nur eine begrenzte Aussagekraft. Dennoch zeigt sich, dass der reine Faserbeton zur geringsten Austrocknung führt, tendenziell also den Wasserverlust gegenüber dem Feinbeton reduziert, obwohl die Faserbetone eher zur Verkrümmung neigten. Der reine Textilbeton zeigt dagegen die stärkste Austrocknung und beide Varianten mit Textil haben einen in gleichem Maße höheren Masseverlust als die beiden Varianten ohne Textil. Das spricht für einen verstärkten Wasseraustritt alleine durch die Textilbewehrung. Dies erscheint bei den unbeschichteten Glasrovings durchaus denkbar, wenn die Textilien als zusätzliche Verdunstungskanäle angesehen würden. Schließlich bildet das Textil ein engmaschiges Netz mit sehr guten Transportmöglichkeiten und kann gleichzeitig dem Beton Wasser über die Kapillarwirkung der Rovings entziehen. Auch Jesse /Jes04/ fand bei Textilbetonen eine reduzierte Erstrissspannung, jedoch nicht bei reiner Längsbewehrung aus Glasfasern. Da er die Dehnkörper aus Platten aussägte, würden insbesondere die Querrovings einen direkten Transportweg nach außen bieten, während die Rovings der Längsbewehrung nur über die Stirnflächen Wasser abgeben können. Dies würde die Vermutung einer verstärkten Austrocknung durch die Textilkonäle bestärken.

Da die vermehrte Mikrorissbildung bei den Feinbetonen mit Textil innerhalb der ersten 24 Stunden nicht direkt auf die Verkrümmung zurückgeführt werden kann, muss sie wie die doppelte Hin- und Rückverformung im Zusammenhang mit der verstärkten Austrocknung durch die Textilkonäle stehen. Möglicherweise kommt es bei den Feinbetonen mit Textil zu einer überlagerten oder zeitlich versetzten Austrocknung über die Seitenflächen und die Verdunstungskanäle, die aufgrund der Inhomogenität des Betons auch zu einer doppelten Hin- und Rückverformung führt. Zur weiteren Klärung wurde auch ein Dehnkörper der Serie mit beschichtetem Textil (vgl. Bild 64) einer kontinuierlichen Verkrümmungsmessung unterzogen. Dieser ist in Bild 74 dem Dehnkörper mit unbeschichtetem Textil gegenübergestellt und zeigt keinen zweifachen Verkrümmungszyklus. Es kommt wie bei den Feinbetonen ohne Textil nur zu einem Verkrümmungszyklus mit stärkerer Anfangsverkrümmung und gleicher Endverkrümmung. Dies spricht ebenfalls für eine zeitliche Überlagerung beider Trocknungsprozesse bei Dehnkörpern mit unbeschichteten Textilien. Zudem weisen Dehnkörper mit beschichtetem Textil auch höhere Erstrissspannungen auf. Insgesamt gesehen können die Schallereignisse nur mit einer zusätzlichen Austrocknung durch die Rovings, die wie ein Verdunstungskanal wirken, erklärt werden.



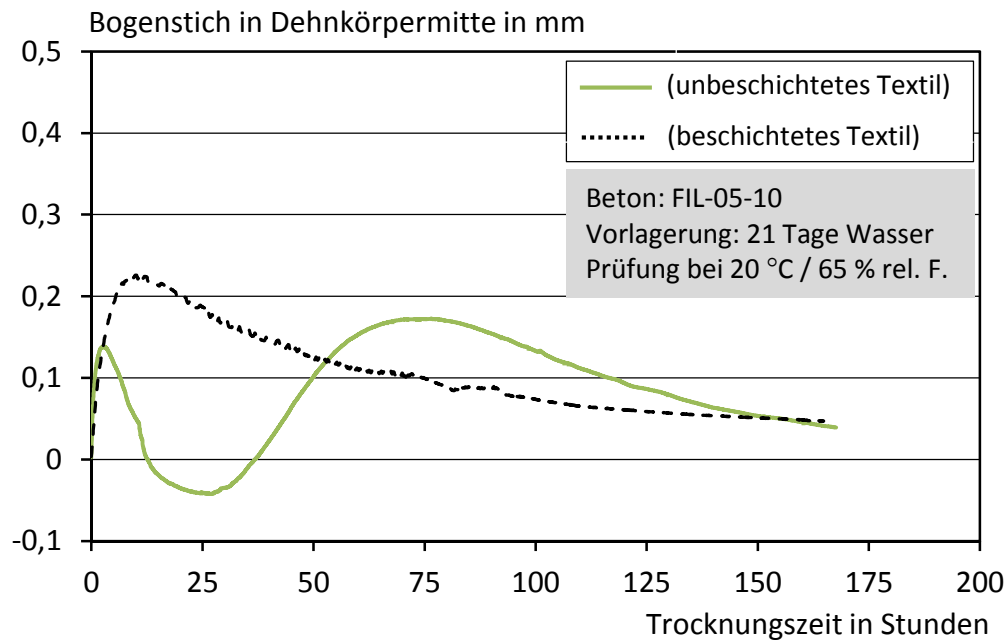


Bild 74: Einfluss der Beschichtung von Textilien auf die trocknungsinduzierte Verkrümmung von Dehnkörpern

Hinsichtlich einer Korrelation zwischen Mikrorissbildung und Erstrissspannung der Matrix weist der Textilbeton mit der höchsten Anzahl an Schallereignissen auch die geringste Rissfestigkeit aus. Demgegenüber steht der Textilbeton mit Kurzfasern, der ebenfalls mehr Schallereignisse als die Feinbetone ohne Textil aufweist, jedoch die höchste Rissfestigkeit erzielt. Dies kann nur mit der risshemmenden und rissvermindernden Wirkung der Kurzfasern während der Zugprüfung erklärt werden. Auch beim Textilbeton mit Kurzfasern entstehen zwar zunächst noch Mikrorisse, diese führen aber aufgrund der Wirkung der Kurzfasern nicht zu einem frühzeitigen Makroriss, sondern im Zusammenspiel mit dem Textil zu den höchsten Rissfestigkeiten. Trotz bestehender Unsicherheiten bei der Beschreibung der verschiedenen, interagierenden Mechanismen werden für die einzelnen Bewehrungsvarianten die folgenden Schlussfolgerungen am Beispiel des Feinbetons FIL-05-10 mit der Vorlagerungsvariante 7dTr gezogen:

#### Feinbeton:

Es kommt zu einer moderaten Anfangsverkrümmung von dünnen Bauteilen, aber nicht zu Mikrorissen und daher auch nicht zu einer Festigkeitsreduktion. Die Bauteilverformungen bleiben gering.

#### Faserbeton:

Austrocknung und Verkrümmung werden nicht wesentlich gegenüber Feinbeton beeinflusst. Es tritt keine verstärkte Mikrorissbildung auf. Die Zugfestigkeiten entsprechen ungefähr denen der reinen Feinbetone.

### Textilbeton:

Bedingt durch das unbeschichtete Textil kann es, möglicherweise durch eine beschleunigte oder zweistufige Austrocknung, zu einer verstärkten Mikrorissbildung kommen, die auch eine doppelte Hin- und Rückverformung der Prüfkörper zur Folge hat. Bei Belastung weiten sich die Risse ohne Kurzfasern schnell auf. Die Festigkeit wird deutlich herabgesetzt.

### Textilbeton mit Kurzfasern:

Das Verhalten entspricht dem des Textilbetons. Durch die Kurzfasern wird jedoch die frühzeitige Aufweitung der trocknungsinduzierten Mikrorisse verzögert. Im Zusammenspiel mit der ebenfalls rissüberbrückenden Wirkung der Textilbewehrung können sich hohe Rissfestigkeiten ergeben.

## **7.2.5 Beschreibung der Erstrissspannung mit allgemeinen Kurzfaserkennwerten**

Der Abschnitt knüpft direkt an die Erkenntnisse aus Abschnitt 6.4.5.4 an, in dem zur allgemeinen Beschreibung der Zugfestigkeit von Faserbeton eine Beziehung in Abhängigkeit des Durchmessers, des E-Moduls sowie des Volumengehaltes der Kurzfasern vorgestellt wurde. Es deutete sich in den Untersuchungen an, dass die Zugfestigkeiten von noch gut verarbeitbaren Faserbetonen linear vom Fasergehalt abhängen und dass sich die je nach Fasertyp unterschiedlichen Zuwachsraten über das Verhältnis des Faserdurchmessers  $d_f$  zum E-Modul der Kurzfasern  $E_f$  beschreiben lassen. Aufgrund der begrenzten Versuchsanzahl und der teilweise schlechteren Verarbeitbarkeit der Feinbetone musste zunächst die Annahme getroffen werden, dass sich der Zusammenhang zwischen den Zuwachsraten und den Verhältniswerten  $d_f/E_f$  mit einer Potenzfunktion beschreiben lässt (vgl. Bild 58). Der vorgestellte Ansatz soll daher anhand einer weiteren Prüfreihe mit einem anderen Feinbeton und weiteren Kurzfasertypen, bei der auch auf eine gute Verarbeitbarkeit geachtet wurde, nochmals angewandt und überprüft werden.

Da grundsätzlich Textilbeton untersucht wird, besteht ein Unterschied zu Abschnitt 6.4.5.4 darin, dass nicht die Zugfestigkeit des Faserbetons, sondern die Erstrissspannung des Textilbetons mit Kurzfasern betrachtet wird. In Abschnitt 7.2.4 wurde gezeigt, dass das Textil die Rissfestigkeit der trockenen Feinbetonmatrix in erheblichem Maße beeinträchtigt und nur eine mittlere Erstrissspannung von  $3,7 \text{ N/mm}^2$  erreicht wird. Da die Textilbewehrung aber in allen hier untersuchten Dehnkörpern gleich angeordnet ist, die Vorlagerungsbedingungen konstant sind und auch hier eine Vorschädigung infolge Mikrorissbildung anzunehmen ist, wird davon ausgegangen, dass der in Abschnitt 6.4.5.4 vorgestellte Ansatz für die Beschreibung der Erstrissspannung des Textilbetons anwendbar ist.

Für die Auswertung wurden alle vorhandenen Dehnkörperversuche mit vergleichbaren Randbedingungen herangezogen. Die Erstrissspannungen wurden aus den jeweiligen Spannungs-Dehnungslinien nach dem von Jesse /Jes04/ vorgeschlagenen Verfahren (vgl. Bild 11) abgelesen und gemittelt. Die Variationskoeffizienten liegen nur bei zwei Varianten knapp über 10 % und sonst in einem für zentrische Zugversuche sehr guten Bereich. Tabelle 16 gibt einen Überblick über die zur Verfügung stehenden Kurzfaservarianten, die Dehnkörperanzahl der entsprechenden Serie und die zugehörige mittlere Erstrissspannung.

Tabelle 16: Mittlere Erstrissspannungen in Abhängigkeit des Fasergehaltes und entsprechende Zuwachsraten der untersuchten Textilbetone mit Kurzfasern

Kurzfaserbewehrung <sup>1)</sup>	Fasergehalt	Anzahl n	mittlere Erstrissspannung	Variationskoeffizient	Zuwachsrate Erstrissspannung
	Vol.-%	-	N/mm <sup>2</sup>	%	N/mm <sup>2</sup> / Vol.-%
-	0	17	3,7	8,3	-
G1-6 (Glas)	0,5	6	4,9	2,3	2,22
	1,0	3	6,3	0,8	
	1,5	6	6,5	5,6	
	2,0	15	8,5	4,2	
G2-6 (Glas)	0,5	3	5,5	1,6	3,28
	1,5	3	8,7	3,3	
P4-8 (PVA)	0,5	3	5,3	6,7	2,24
	0,75	3	5,5	6,8	
	1,5	6	6,9	11,8	
P6-15 (PP)	0,5	3	4,6	4,4	1,47
	1,5	3	5,9	12,2	
S1-12 (Stahl)	0,5	3	5,9	4,4	3,29
	0,75	3	6,3	6,5	
	1,5	6	8,5	9,1	

<sup>1)</sup> Textilbewehrung in allen Dehnkörpern: zwei Lagen 2D-16-08

Bild 75 stellt die in Abhängigkeit der Fasergehalte erreichten mittleren Erstrissspannungen der Textilbetone für alle fünf Fasertypen grafisch dar. Auf Basis der durch das Textil reduzierten Erstrissspannung von 3,7 N/mm<sup>2</sup> ergibt sich eine lineare Steigerung der Erstrissspannung mit zunehmendem Fasergehalt. Aufgrund der insgesamt guten Frischbetonverarbeitbarkeiten werden die linearen Abhängigkeiten noch nicht durch erhöhten Lufteintrag beeinträchtigt. Wegen der unterschiedlichen geometrischen und mechanischen Eigenschaften der fünf Kurzfasertypen werden hier auch die sich daraus ergebenden unterschiedlichen Zuwachsraten sehr deutlich. Zur Quantifizierung können die Steigungen der in Bild 75 eingezeichneten Ausgleichsgeraden herangezogen werden. Diese sind ebenfalls in Tabelle 16 aufgeführt.

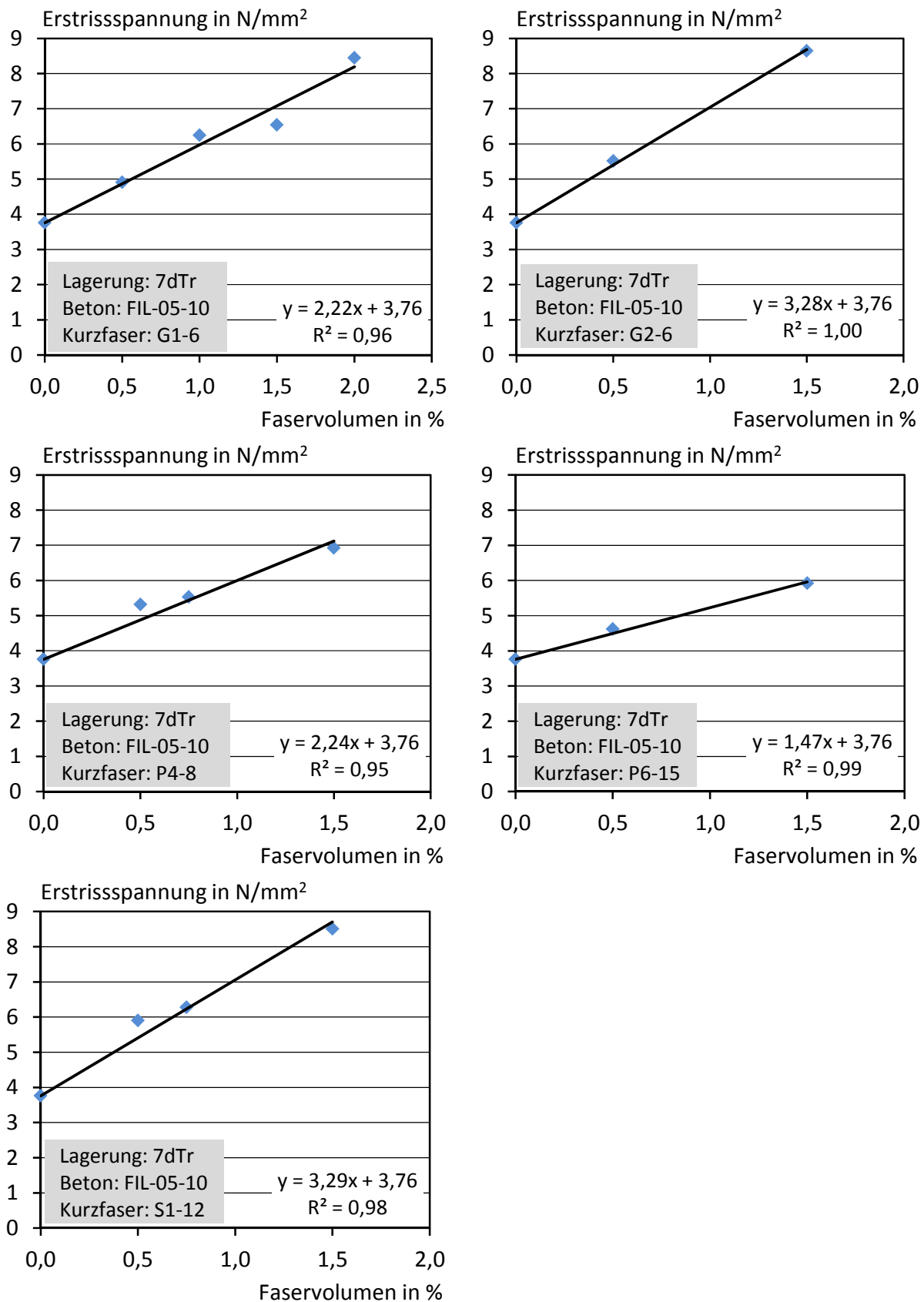


Bild 75: Erststissspannungen von Textilbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten

Bereits die Betrachtung der Zuwachsraten lässt eine Abhängigkeit von der Fasersteifigkeit und dem Faserdurchmesser vermuten. Erwartungsgemäß wird mit den sehr weichen Polypropylenfasern die geringste Wirksamkeit erzielt. Bei den integralen Glasfasern G1-6 und bei den PVA-Fasern P4-8 ergeben sich sehr ähnliche Zuwachsraten. Ein Blick auf die Fasereigenschaften macht deutlich, dass der höhere E-Modul bei den Glasfasern und der geringere Durchmesser bei den PVA-Fasern zu sehr ähnlichen Verhältniswerten  $d_f/E_f$  führen. Bei den dispersiblen Glasfasern und bei den Stahlfasern ergeben sich nochmal deutlich höhere Zuwachsraten, die entsprechend durch einen sehr hohen E-Modul auf der einen Seite und einen sehr kleinen Filamentdurchmesser auf der anderen Seite begründet werden können. Damit wird der in Abschnitt 6.4.5.4 vorgeschlagene Ansatz zur Beschreibung der Zugfestigkeit bzw. der Erstrissspannung bestätigt.

In Bild 76, links, sind die Zuwachsraten in gleicher Weise wie in Abschnitt 6.4.5.4 über den Verhältniswert  $d_f/E_f$  aufgetragen. Mit zunehmender Fasersteifigkeit und abnehmendem Faserdurchmesser wachsen die Zuwachsraten  $m_i$  und damit auch die Zugfestigkeit bei gleichem Faservolumen immer stärker an. Die Ergebnisse lassen sich, wie bereits zuvor angedeutet, am besten mit einer Potenzfunktion ausgleichen. Zum Vergleich mit dem in Abschnitt 6.4.5.4 gewonnenen Zusammenhang für einen anderen Feinbeton ist dieser ebenfalls in Bild 76, links, in grau dargestellt.

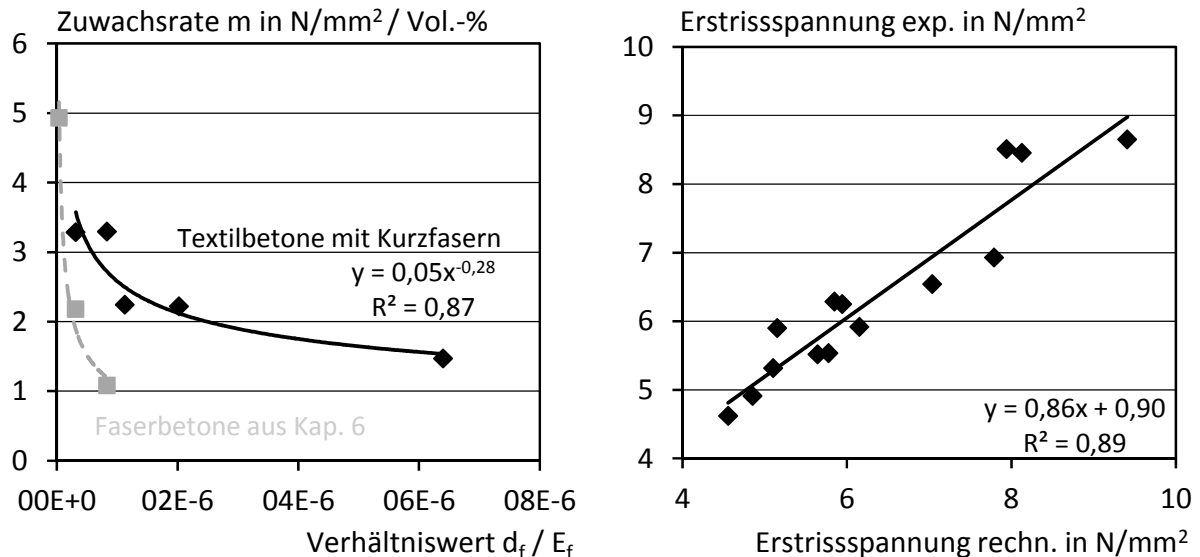


Bild 76: Abhängigkeit der Zuwachsraten der Erstrissspannung vom Verhältniswert  $d_f/E_f$  (links), Korrelation zwischen experimentell und rechnerisch nach Gleichung 19 ermittelten Rissspannungen (rechts)

Beschreibt man die Zuwachsrate  $m_t$  analog zu Abschnitt 6.4.5.4 mit einer Potenzfunktion und die Erstrissspannungen mit einer Geradengleichung der Steigung  $m_t$ , ergibt sich für Textilbetone mit Kurzfasern:

$$\sigma_{ct,cr1,TF} = \sigma_{ct,cr1,T} + m_t \cdot V_f = \sigma_{ct,cr1,T} + a \left( \frac{d_f}{E_f} \right)^b \cdot V_f \quad \text{Gl. 19}$$

mit:

$\sigma_{ct,cr1,TF}$  = Erstrissspannung des Textilbetons mit Kurzfasern in  $\text{N/mm}^2$

$\sigma_{ct,cr1,T}$  = Erstrissspannung des Textilbetons in  $\text{N/mm}^2$

$a, b$  = Parameter zur Berücksichtigung von beton- und kurzfaserspezifischen Verbundeigenschaften (hier:  $a = 0,05$ ,  $b = -0,28$ )

$d_f$  = Durchmesser der Kurzfaser in mm

$E_f$  = E-Modul der Kurzfaser in  $\text{N/mm}^2$

$V_f$  = Faservolumengehalt in %

Die Parameter  $a$  und  $b$  wurden empirisch bestimmt und berücksichtigen die beton- und kurzfaserspezifischen Verbundeigenschaften. Sie weichen daher von denen in Abschnitt 6.4.5.4 ab. Alternativ könnte man sich anstelle des E-Moduls der Kurzfasern auch einen effektiven E-Modul vorstellen, der bereits die Verbundeigenschaften berücksichtigt. Die Verläufe der beiden Feinbetone würden dann möglicherweise näher zusammenrücken.

Die nach Gleichung 19 berechneten Erstrissspannungen sind in Bild 76, rechts, den mittleren experimentell ermittelten Erstrissspannungen gegenübergestellt. Es zeigt sich erneut eine sehr gute Übereinstimmung, obwohl nur der Faserdurchmesser und die Fasersteifigkeit als Faserkenngrößen berücksichtigt wurden. Man kann daher annehmen, dass sich die nicht berücksichtigten Verbundqualitäten bei den Kurzfasern in einer ähnlichen Größenordnung bewegen.

Mit dem dargestellten Zusammenhang lässt sich also auch die Erstrissspannung von Textilbeton mit Kurzfasern abschätzen, sofern diese linear vom Fasergehalt abhängt und noch nicht zu stark von der Verarbeitbarkeit beeinträchtigt ist. Von einer linearen Abhängigkeit kann nach den Erkenntnissen in dieser Arbeit ausgegangen werden, wenn Kurzfasern einem Beton mit trocknungsinduzierter Festigkeitsreduktion zugegeben werden. Die Abschätzung der Erstrissspannung ist mit Gleichung 19 dann besser möglich als mit vorhandenen Ansätzen aus der Literatur.

Für den Fall, dass der Beton keine trocknungsinduzierte Vorschädigung erfährt, kann vereinfachend davon ausgegangen werden, dass sich keine weitere Steigerung durch die Kurzfasern ergibt.

### 7.2.6 Zusammenfassung

#### Einfluss der Textilbewehrung auf die Erstrissspannung

Die Untersuchungen zum Einfluss von Textilbewehrung auf die Erstrissspannung haben gezeigt, dass der Vorlagerungseinfluss bei Textilbetonen noch stärker ausgeprägt ist als bei Faserbetonen. Wassergesättigte Textilbetone weisen bei kleinem Bewehrungsgrad zunächst eine leichte Reduktion der Rissfestigkeit auf, die sich mit steigendem Bewehrungsgrad wieder abbaut. Mit der Standardbewehrung von zwei Lagen Textil wurden praktisch keine Festigkeitseinbußen festgestellt. Die Ergebnisse sprechen gegen bisherige Meinungen einer mit steigendem Bewehrungsgrad zunehmenden Querschnittsschwächung durch das Textil. Vielmehr deutet sich an, dass bei kleinen Bewehrungsgraden die durch das Textil hervorgerufenen Kerbspitzen überwiegen und diese bei zunehmendem Bewehrungsgrad durch rissüberbrückende Eigenschaften wieder ausgeglichen werden. Dies wurde so auch bei den Faserbetonen beobachtet. Der Unterschied zwischen der Bindungsart der Textilien fiel dabei gering aus.

Ganz anders verhalten sich trockene, aber sehr gut nachbehandelte Textilbetone mit der Vorlagerung 7dTr. Die Dehnkörper weisen eine über 40 % verringerte Erstrissspannung gegenüber einem ebenso vorgelagerten Feinbeton ohne Textil auf. Dies lässt auf eine kombinierte Wirkung von Textileinflüssen und Austrocknung schließen. Bei der Bewertung der Erstrissspannung von Textilbeton ist daher unbedingt auf die Trocknungsempfindlichkeit und die Zugfestigkeit des Ausgangsbetons zu achten.

#### Interaktion zwischen Textil und Kurzfasern

Die gemeinsame Verwendung von Textilien und Kurzfasern führt bei wassergelagerten Prüfkörpern zu einer Erhöhung der Erstrissspannung des Textilbetons um ca. 15 - 20 %. Dies gelingt nicht, wenn entweder nur Kurzfasern oder nur Textilien in praktikablen Mengen eingesetzt werden. Derartige Synergieeffekte werden jedoch nur bei bestimmten Bewehrungskonfigurationen sichtbar. Bei trocken gelagerten Prüfkörpern ergeben sich ebenfalls nur bei der Bewehrungskombination Steigerungen der Rissspannung. Dies ist jedoch bemerkenswerter, da mit Textilbewehrung alleine eine signifikante Reduktion der Rissspannung eintritt. Diese kann durch Kurzfaserzugabe vollständig kompensiert werden. Dadurch ergeben sich bei trockenen Textilbetonen durchaus Synergieeffekte, die insbesondere bei planmäßig ungerissenen Bauteilen genutzt werden können.

#### Einfluss der Austrocknung auf Verkrümmung und Mikrorissbildung

Die weitergehenden Untersuchungen zu Trocknungseinflüssen konzentrierten sich vor allem auf die Frage, wie der starke Festigkeitsverlust bei trockenen Textilbetonen zu erklären ist. Die Verkrümmungen der Dehnkörper fielen bei Textilbetonen nicht stärker aus als bei Fein- oder Faserbetonen, so dass die durch die Verkrümmung verursachte ausmittige Belastung als alleiniger Grund ausgeschlossen werden kann.

Textilbetone verkrümmten sich jedoch zweimal in beide Richtungen und damit auffällig anders als Fein- und Faserbetone. Dies wird auf eine zeitlich versetzte Austrocknung durch das Textil und die Betonoberflächen zurückgeführt. Bei den Textilbetonen wurden während der ersten Verkrümmungsphase Schallereignisse registriert, die auf eine Mikrorissbildung zurückgeführt werden. Dies war bei Fein- und Faserbetonen mit teilweise stärkerer Verkrümmung nicht der Fall, so dass auch ein direkter Zusammenhang zwischen dem Verkrümmungsgrad und der Mikrorissbildung fraglich ist. Die Schallereignisse werden daher auf eine verstärkte Austrocknung durch die Verdunstungskanäle des Textils zurückgeführt. Unterstützt wird dies durch die Beobachtung, dass Textilbetone mit beschichteten Textilien keine Festigkeitsverluste aufweisen.

#### Beschreibung der Erstrissspannung mit allgemeinen Kurzfaserkennwerten

Auf Basis der deutlich reduzierten Erstrissspannung des trockenen Textilbetons wurde der Einfluss von verschiedenen Kurzfasern untersucht. Die lineare Abhängigkeit der Erstrissspannung vom Faservolumengehalt konnte für alle fünf untersuchten Fasertypen bestätigt werden. Die unterschiedlichen Eigenschaften der Kurzfasern, ebenso wie ihr Verbundverhalten zur Matrix, kommen in unterschiedlichen Zuwachsraten zum Ausdruck. Diese wachsen mit kleiner werdenden Faserdurchmessern und steigenden E-Moduln der Kurzfasern und können daher mit dem Quotienten aus Faserdurchmesser und Fasersteifigkeit beschrieben werden. Es bestätigte sich auch, dass dieser Zusammenhang am besten mit einem Potenzansatz abgebildet werden kann, dessen Parameter vom verwendeten Feinbeton und den Verbundeigenschaften der Kurzfasern abhängen. Mit dem resultierenden Ansatz kann unter der Voraussetzung einer linearen Abhängigkeit vom Fasergehalt sowohl die Zugfestigkeit von Faserbetonen (Kapitel 6) als auch die Erstrissspannung von Textilbetonen mit Kurzfasern auch bei sehr unterschiedlichen Fasertypen abgeschätzt werden. Die Notwendigkeit einer Berücksichtigung der Fasersteifigkeit wird damit bestätigt.



## 7.3 Übertragung der Zugkräfte von der Betonmatrix auf die textile Bewehrung bei Rissbildung

### 7.3.1 Einleitung und Problemstellung

Der folgende Abschnitt beschäftigt sich mit der Zugkraftübertragung der in der Betonmatrix vorhandenen Zugkräfte auf die textile Bewehrung bei der Mehrfachrissbildung. Es wird zunächst die Problemstellung anhand eines typischen Verlaufs einer Zugspannungs-Dehnungslinie von Textilbeton erläutert. Zur Verbesserung der Zugkraftübertragung von der Betonmatrix auf die textile Bewehrung erscheint der Einsatz von Kurzfasern naheliegend. Es wird daher ein Konzept zur gezielten Unterstützung des Textils durch Kurzfasern bei der Rissüberbrückung vorgeschlagen und die Anwendbarkeit experimentell nachgewiesen. Da das Tragverhalten von Textilbeton in der Phase der Mehrfachrissbildung sehr komplex und nicht reproduzierbar ist, wird die mechanische Fragestellung in weiten Teilen auf die Situation in einem Riss reduziert und bei den Untersuchungen das Rissöffnungsverhalten von Feinbetonen mit Textil- oder Faserbewehrung sowie einer Kombination aus beidem betrachtet.

Unter Zugbeanspruchung kommt es bei Textilbetonen nach der Erstrissbildung des Betons zu einer Rissbildungsphase mit erhöhten Dehnungen und nur geringer Laststeigerung. Die Problematik ist in Bild 77 dargestellt.

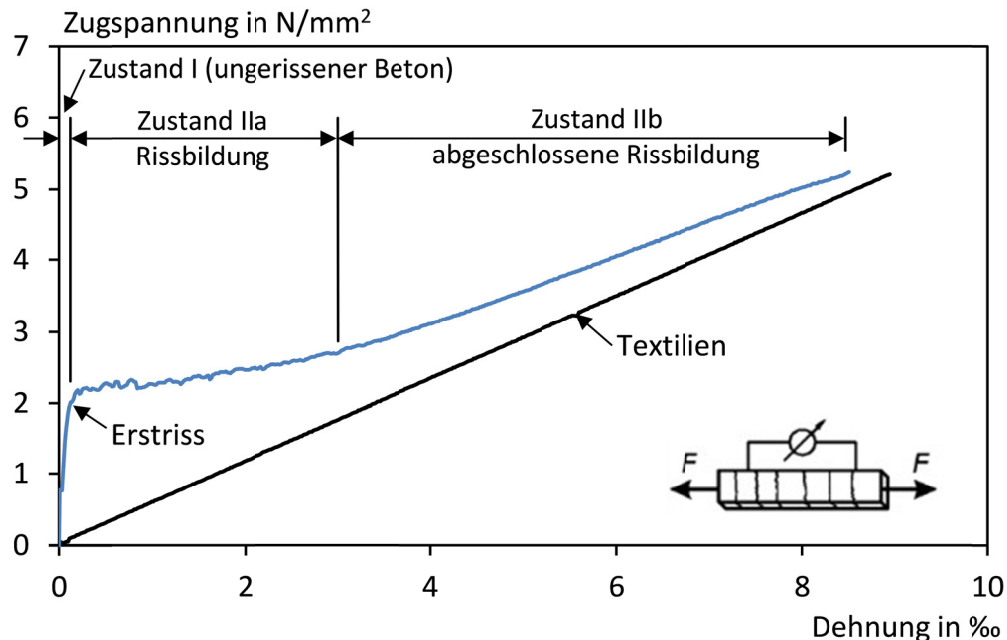


Bild 77: Spannungs-Dehnungslinie von textilbewehrtem Beton unter einaxialer Zugbeanspruchung aus /Heg04/

In den meist weggeregelteten Zugversuchen an Dehnkörpern kommt es unmittelbar nach Rissinitiierung zu abrupten Abfällen der Zugkraft, die insgesamt zu einer stark reduzierten lokalen Steifigkeit führen. Der Hauptgrund hierfür ist, dass die textile

Bewehrung erst nach Erreichen einer bestimmten Rissöffnung in der Lage ist, Zugkräfte zu übernehmen, da in der Nähe der Rissufer der Haftverbund aufgelöst wird und Zugkräfte über Reibverbund eingeleitet werden. Dies führt zu einer wachsenden freien Länge der Textilbewehrung mit entsprechenden Dehnungen. Der Vorgang wird in erster Linie von der Verbundqualität zwischen Textil und Matrix beeinflusst.

Nach der Zugkraftübertragung steigt die Steifigkeit des Verbundwerkstoffs wieder an. Dieser kann solange neue Zugkräfte aufnehmen, bis der nächste Riss gebildet wird. Der grundsätzlich hohe Verlust an lokaler Steifigkeit führt zu entsprechend hohen Verformungen von Bauteilen. Dieses für Textilbeton typische Tragverhalten ist besonders stark ausgeprägt, wenn ein geringer Textilbewehrungsgrad vorliegt. Für den Tragwerksplaner ist bei der Bemessung von Textilbetonbauteilen in der Regel der ungerissene Zustand I maßgebend, da aufgrund der hohen Verformungen im Zustand II der Nachweis der Gebrauchstauglichkeit kaum zu erbringen ist.

Die Vermeidung oder Reduzierung der Gesamtverformungen bei Rissbildung stellt daher einen wichtigen Schritt bei der Verbesserung des Tragverhaltens dar. Da die Rissbildungsphase von Textilbeton kaum reproduzierbar ist, erfordert die systematische Untersuchung der mechanischen Fragestellungen definierte Randbedingungen. Diese sollen durch Betrachtung nur eines aufgehenden Risses geschaffen werden. Bild 78 zeigt schematisch den Zugkraft-Verformungsverlauf bei Rissbildung in einem Textilbetonbauteil mit anfänglichem Lastabfall. Erst bei einer bestimmten Rissöffnung erreicht die Zugkraft wieder ihr Ausgangsniveau. Der schraffierte Bereich wird im Rahmen dieser Arbeit als Bewehrungsdefizit bezeichnet. Der Begriff wird deshalb so gewählt, weil dem Textilbeton bei sehr kleinen Rissöffnungen mindestens die Bewehrung fehlt, die im schraffierten Bereich wirken würde.

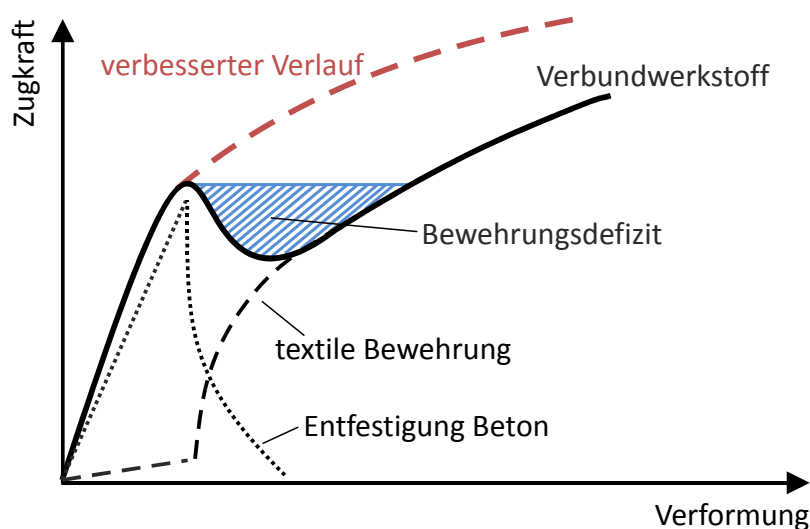


Bild 78: Kraft-Verformungskurve von Textilbeton, Bewehrungsdefizit und angestrebter Verlauf, jeweils vereinfacht schematisch dargestellt

Zur Auffüllung des Bewehrungsdefizits bieten sich Kurzfasern in besonderem Maße an, da sie eine erheblich größere spezifische Oberfläche besitzen als Textilbewehrung und somit die Einleitungslängen je nach Verbundqualität verkürzt werden können. Einzelne Spannungs-Dehnungslinien von Textilbetonen mit vorwiegend höheren Gehalten an Glasfasern haben bereits gezeigt, dass eine kontinuierliche Spannungszunahme trotz Rissbildung prinzipiell erreicht werden kann (Anhang A2.5, 2 Vol.-% G1-6). Es fehlen jedoch Kenntnisse zu den genauen Materialanforderungen und der Ermittlung von Minimalgehalten der Kurzfasern, die eine gezielte Einstellung ermöglichen.

Im Folgenden wird ein Versuchsaufbau vorgestellt, welcher es ermöglicht, das Rissöffnungsverhalten von Textilbeton zu untersuchen. In einem erzwungenen Riss soll so die Zugkraftübertragung vom Beton über die Kurzfasern auf das Textil eingehend untersucht werden.

### **7.3.2 Rissöffnungsverhalten von Textilbeton**

#### **7.3.2.1 Versuchsaufbau**

Das Rissöffnungsverhalten von Beton wird in der Regel an gekerbten Prüfkörpern ermittelt. Eine Reduzierung des Betonquerschnitts um mindestens 10 % reicht aus, um den Riss auf den gekerbten Bereich zu konzentrieren. Beim Rissöffnungsverhalten von Textilbeton ergeben sich jedoch zwei Besonderheiten. Zum einen wird die Kerbtiefe durch die durchlaufende Textilbewehrung, die nicht beschädigt werden darf, beschränkt. Zum Anderen kann es sowohl zu mehrfachen Rissen innerhalb des Kerbbereichs als auch zu weiteren Rissen innerhalb der Messlänge kommen, wodurch eine saubere Ermittlung der Rissöffnungsbeziehung beeinträchtigt wird.

Aus diesen Gründen wird der Bereich um die Kerbe im Rahmen dieser Arbeit so verstärkt, dass nur Risse im Kerbbereich entstehen können. Hierzu wurden beidseitig Lochbleche aus Stahl auf den Dehnkörper geklebt. Die Kerbbreite sowie auch der Abstand der Stahlbleche im Kerbbereich betragen jeweils 1 mm. Eine Schemazeichnung des vorbereiteten Dehnkörpers ist in Bild 83, oben links, dargestellt. Die Unterstützung des Querschnitts durch Stahlbleche erhöht den E-Modul des Verbundwerkstoffs in diesem Bereich. Dadurch ergeben sich bei den aufgetragenen Zugspannungen kleinere Dehnungen als im Kerbbereich, was die Wahrscheinlichkeit einer Rissbildung im Kerbbereich stark erhöht. Da bei Rissbildung die Zugkraft abfällt, kann das gesamte Bewehrungsdefizit ohne Bildung eines weiteren Risses betrachtet werden. Erst bei weiterer Laststeigerung, über die Rissfestigkeit hinaus, könnten weitere Risse entstehen. Die Versuche wurden jedoch nach dem erneuten Erreichen der Erstrissspannung in der Regel abgebrochen und nur in Einzelfällen darüber hinaus fortgeführt.

An den unbeklebten Seitenflächen der Dehnkörper wurden nach jedem Versuch mögliche weitere Risse durch Anfeuchten der Dehnkörper gesucht. Vereinzelt mussten Versuche verworfen werden, wenn z. B. eine unsaubere Klebung zu einem weiteren Riss innerhalb der Messlänge geführt hatte.

Die in den Versuchen gemessenen Verformungen setzen sich nach Rissinitiierung aus der Rissöffnung im Kerbbereich und den elastischen und plastischen Verformungen des Verbundquerschnitts innerhalb der Messlänge zusammen. Bild 79 zeigt den Versuchsaufbau zur Messung der Rissöffnung. Eine genauere Beschreibung des Versuchs ist in Anhang A3.2 gegeben.

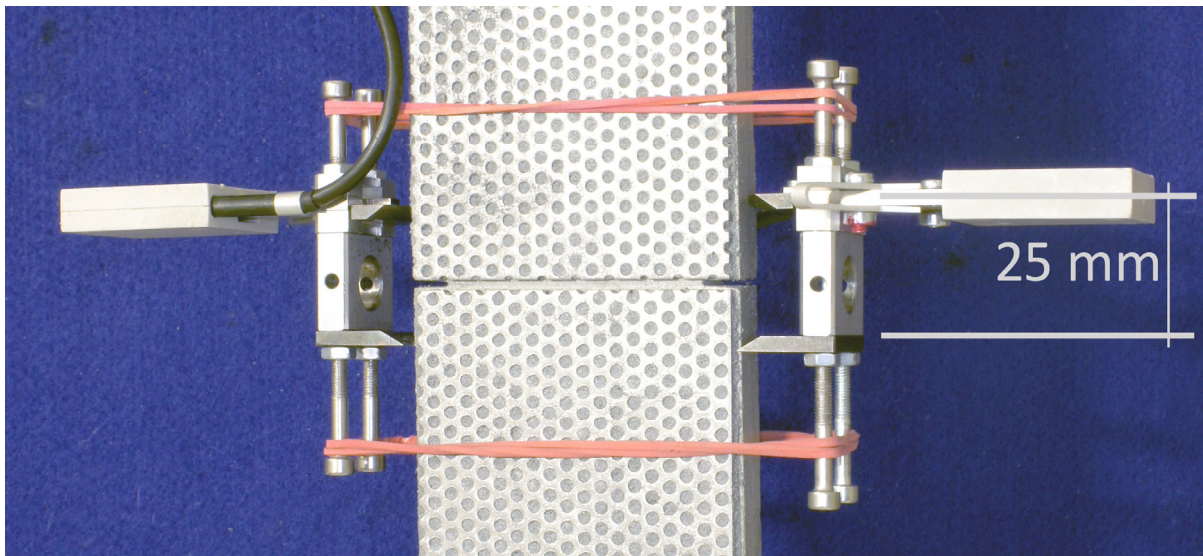


Bild 79: Versuchsaufbau zur Messung der Rissöffnung an Dehnkörpern

### 7.3.2.2 Auswertung der Messdaten

Zur Darstellung der Spannungs-Rissöffnungsbeziehungen werden die gemessenen Zugkräfte und Verformungen ausgewertet. Dies erfolgt auf Grundlage des Fiktiven Rissmodells von Hillerborg (siehe 2.1.4.1). Die innerhalb der Messlänge entstehenden elastischen und plastischen Verformungen werden im Spannungs-Verformungsdiagramm mit einem Entlastungspfad abgebildet, der eine Steigung entsprechend der Belastungskurve bei einer Spannung von  $1 \text{ N/mm}^2$  aufweist und durch den Punkt mit der maximalen Spannung vor der Rissbildung verläuft (vgl. Bild 80, links). Die Rissöffnung  $w$  entspricht dann der Differenz zwischen der gemessenen Verformung  $u$  und den elastischen und plastischen Anteilen. Bei Textilbeton kommt es aber nach dem Spannungsabfall aufgrund des dehnungsverfestigenden Verhaltens wieder zu einer Spannungszunahme über das ursprüngliche Rissniveau hinaus. Auch in diesem Bereich können je nach Verbundqualität des Textils weitere elastische Verformungen der Betonmatrix im Messbereich entstehen. Vereinfachend werden diese durch eine Verlängerung des Entlastungspfades berücksichtigt (vgl. Bild 80, Mitte).

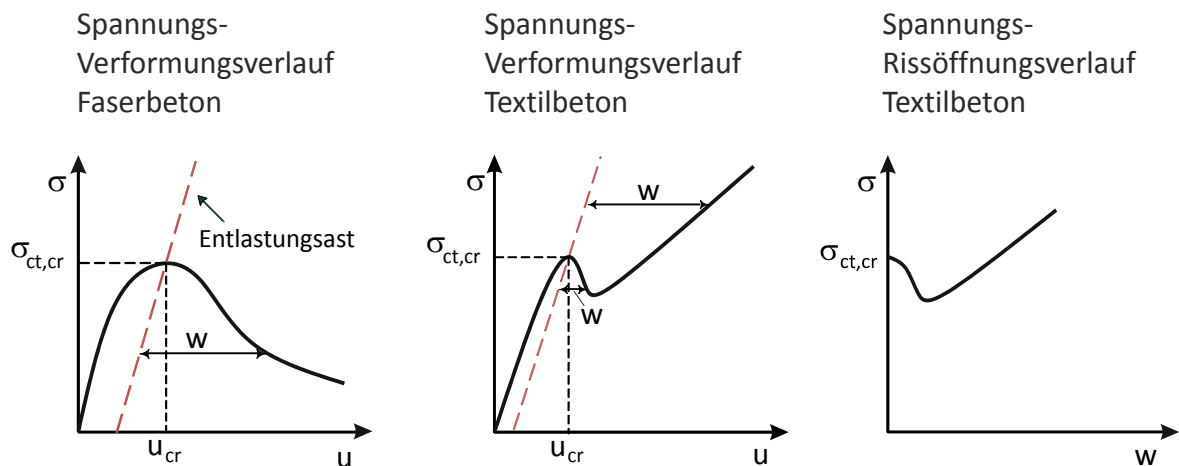


Bild 80: Schematische Darstellung zur Bestimmung der Rissöffnung von Faserbetonen (links) und Textilbetonen (Mitte) in Anlehnung an /Hil83/, Spannungs-Rissöffnungsverlauf von Textilbeton (rechts)

Für die Berechnung der Spannung-Rissöffnungsbeziehungen bei Textilbeton bedeutet dies dann, dass der elastische Verformungsanteil auch bei weiterer Spannungszunahme von den gemessenen Gesamtverformungen subtrahiert werden muss. Im Ergebnis erhält man Spannungs-Rissöffnungskurven wie in Bild 80, rechts, skizziert.

Bei den Faserbetonen wurde angenommen, dass der Beginn der Rissöffnung mit dem Erreichen der Maximalspannung zusammenfällt. Die Faserbetone zeigten zwar vor Erreichen der Maximalspannung ein mehr oder weniger stark ausgeprägtes nicht-lineares Verhalten. Dieses wird jedoch einer vermehrten Mikrorissbildung vor der Lokalisierung eines Makrorisses zugeschrieben und daher nicht als Beginn der Rissöffnung betrachtet. Theoretisch könnte es sich bei dem nicht-linearen Bereich vor der Maximalspannung, wie auch von Leutbecher /Leu07/ im Zusammenhang mit stahlfaserbewehrtem UHPC beschrieben, um eine gemeinsame Wirkung von Kornverzahnung und Kurzfaserverstärkung handeln, aus der sich ein dehnungsverfestigendes Verhalten ergibt („pseudo strain hardening“). Dann müsste dieser Bereich der Rissöffnung zugeschrieben werden. Allerdings ist bei den verwendeten Kurzfasermaterialien und -gehalten, der hohen Zugfestigkeit der Betonmatrix und dem geringen Größtkorn von nur 0,6 mm, auch bei gemeinsamer Wirkung, nicht von einem überbewehrten Verhalten auszugehen.

### 7.3.2.3 Ergebnisse

#### Einfluss der Verbundqualität zwischen Matrix und Textil

Im Rahmen der Untersuchungen wurden sowohl das 1200 tex Textil mit Trikotbindung mit einem flachen und offenen Rovingquerschnitt in Längsrichtung (2D-16-08) als auch das 2400 tex Textil mit einer kompaktierenden Fransebindung

(MAG-07-03) verwendet. Beide Textilvarianten werden zunächst ohne Ausrichtung (händische Vorspannung) betrachtet.

Zur Beurteilung der Bewehrungsdefizite bei den einzelnen Textilvarianten wurden die zuvor beschriebenen Rissöffnungsversuche an Textilbetondehnkörpern mit grundsätzlich zwei Lagen Textil durchgeführt. Daraus ergibt sich auch ein gleicher geometrischer Bewehrungsgrad. Je Serie wurden mindestens drei Dehnkörper hergestellt. Aufgrund der aufwändigen Prüfkörpervorbereitung und der anspruchsvollen Versuchssteuerung konnte nicht an allen Dehnkörpern ein Bewehrungsdefizit ermittelt werden. In einigen Fällen ergaben sich instabile Kraftabfälle unmittelbar nach der Rissbildung oder der gekerbte Querschnitt der Dehnkörper wurde während der Vorbereitung beschädigt, so dass die Nettorissfestigkeit des Betons stark reduziert war. Die betroffenen Dehnkörper wurden daher aussortiert. Kurze instabile Bereiche wurden jedoch toleriert, wenn sich im Anschluss ein stabiler Verlauf fortsetzte. Die Querrovings der Textilien wurden im Kerbbereich entfernt, um ein konstantes Verhältnis zwischen Matrix- und Bewehrungsanteil im Bruchquerschnitt sicherzustellen.

Bild 81 enthält für beide Textilvarianten die entsprechenden Spannungs-Rissöffnungsverläufe. Blau und grün dargestellt sind die Dehnkörper mit zwei verschiedenen Chargen des 2400 tex Textils MAG-07-03. Die Versuche mit dem 1200 tex Textil 2D-16-08 sind rot dargestellt. Es bestätigt sich in allen Fällen das erwartete Verhalten. Unmittelbar nach Rissinitiierung gibt die Betonmatrix schneller Zugkraft ab, als das Textil aufnehmen kann. Durch die Überlagerung beider Anteile kommt es zu einem Spannungsabfall, der sehr unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Mit zunehmender Rissöffnung steigt die Zugspannung wieder an. Die Versuche wurden aus Zeitgründen meist nach dem erneuten Erreichen der Erstrissspannung abgebrochen, so dass es zu keiner Bildung eines zweiten Risses kommen konnte.

Der unterschiedliche Bindungstyp beider Textilien und die damit einhergehende Verbundqualität zur Betonmatrix kommen in dem Vergleich klar zum Ausdruck. Bei gleichem Bewehrungsgrad ergeben sich beim kompaktierten 2400 tex Textil nach vollständiger Zugkraftübertragung im Mittel knapp fünfmal größere Rissöffnungen als bei dem geöffneteren 1200 tex Textil. Der Anfangsbereich der Mehrfachrissbildung im Spannungs-Dehnungsdiagramm ist dadurch bei Textilien mit schlechter Verbundqualität von besonders geringer lokaler Steifigkeit geprägt.



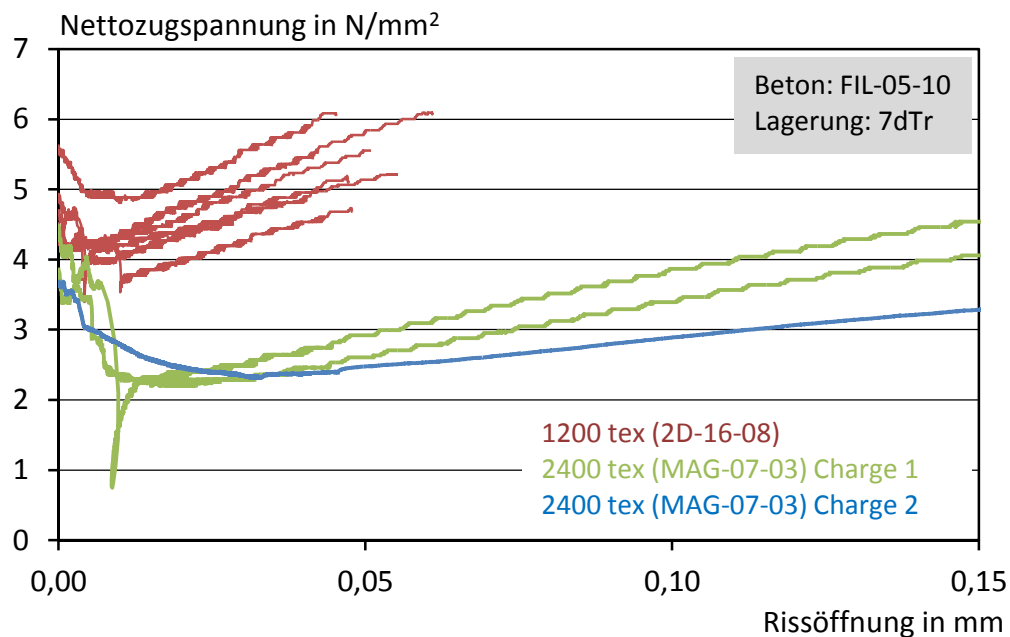


Bild 81: Experimentell ermittelte Bewehrungsdefizite für verschiedene Textilsorten

### **Einfluss der Erstrissspannung**

Neben der Verbundqualität des Textils hat auch die Rissspannung des Textilbetons einen direkten Einfluss auf das Bewehrungsdefizit. Steigt die Rissspannung der Matrix an, muss bei Rissbildung eine größere Rissenergie vom Textil aufgenommen werden. Folglich muss das Bewehrungsdefizit bzw. die zum Überschreiten der Rissspannung erforderliche Rissöffnung größer ausfallen. Bild 82 stellt die Erstrissspannungen der in Bild 81 dargestellten Verläufe den erforderlichen Rissöffnungen gegenüber.

Zur Verbreiterung der Datenbasis wurde mit der zweiten Charge des 2400 tex Textils MAG-07-03 eine kleine Versuchsreihe ergänzt. Ausgehend von der Feinbetonrezeptur FIL-05-10 wurden zwei verschiedene Gehalte an Mikrohohlkugeln (15 bzw. 30 kg/m<sup>3</sup>) zugegeben, um die Zugfestigkeit gezielt zu reduzieren und um gleichzeitig die Verbundcharakteristik des Betons nur wenig zu beeinflussen.

Bild 82 bestätigt die Abhängigkeit der Größe des Bewehrungsdefizits von der Rissspannung. Je Textilvariante ergeben sich mit steigender Rissspannung größere erforderliche Rissöffnungen, die überproportional zunehmen. Da die Betonmatrix nach Rissbildung bei erneutem Erreichen der Rissspannung meist nur noch einen sehr geringen Traganteil besitzt, wird die Rissspannung nahezu vollständig vom Textil übernommen. Entsprechend kommen die gezeigten Abhängigkeiten Spannungs-Ausziehkurven aus doppelseitigen Textil-Ausziehversuchen gleich. Mittlere Ausziehkurven der jeweiligen Textilien, die in Abschnitt 7.3.4 berechnet werden, sind für einen Vergleich ebenfalls in Bild 82 eingetragen.

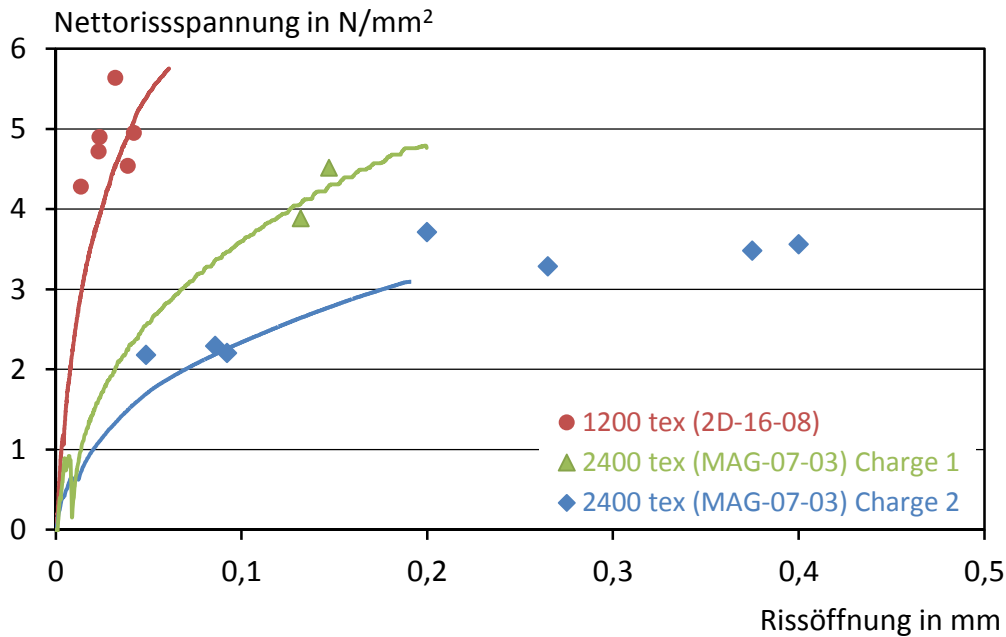


Bild 82: Benötigte Rissöffnungen zur Aufnahme verschiedener Rissspannungen der Betonmatrix in Abhängigkeit der Textilqualität

Hinsichtlich der bereits erwähnten Unterschiede in der Verbundqualität beider Textilsorten zeigt sich, dass das 1200 tex Textil 2D-16-08 in dem für Beton relevanten Rissspannungsbereich schon ab einer Rissöffnung von 0,05 mm Zugkräfte übernehmen kann, während sich insbesondere bei der schlechteren Charge des 2400 tex Textils MAG-07-03 extrem große Rissöffnungen bis zu 0,5 mm einstellen können. Mit zunehmender Rissfestigkeit der Matrix sollte also entweder die Verbundqualität der eingesetzten Textilbewehrung oder der Bewehrungsgehalt entsprechend erhöht werden, um hohe Verformungen in der Rissbildungsphase des Textilbetons zu vermeiden. Alternativ wird jedoch der Einsatz von Kurzfasern empfohlen, der im Folgenden behandelt wird.

### 7.3.3 Ansatz zur gezielten Reduktion des Bewehrungsdefizits

Textilqualität und Textilgehalt können das Bewehrungsdefizit reduzieren. Die vergleichsweise geringe spezifische Oberfläche der Glas- oder Carbonfaserrovings reicht aber nicht aus, um Spannungsabfälle bei Rissbildung vollständig zu vermeiden. Im Gegensatz dazu können Kurzfasern mit ihrer deutlich größeren spezifischen Oberfläche höhere Zugkräfte bei kleineren Rissöffnungen übertragen und so eine Verbesserung herbeiführen. Allerdings heben die Kurzfasern in vielen Fällen auch die Rissspannungen der Betonmatrix weiter an, was einer Verkleinerung des Bewehrungsdefizits entgegenwirkt. Wünschenswert wäre, den Kurzfasertyp und -gehalt unter Berücksichtigung sich verändernder Rissspannungen gemäß den jeweiligen Anforderungen gezielt auswählen zu können. Im Folgenden wird eine Vorgehensweise



dazu vorgeschlagen, für die die Traganteile der einzelnen Materialkomponenten im Riss (Risstraganteile) benötigt werden.

Bei der Rissöffnung von Textilbeton überlagern sich die Entfestigung der Betonmatrix sowie der Risstraganteil des Textils. Der Risstraganteil des Textils beschreibt die Kraft oder die auf den Betonquerschnitt bezogene Spannung, die bei einer bestimmten Rissöffnung vom Textil übertragen wird. Er kann entweder direkt aus Ausziehversuchen an herauspräparierten Rovings /Lor11/ oder indirekt aus Spannungs-Rissöffnungsversuchen am Verbundwerkstoff bestimmt werden. Werden zusätzlich Kurzfasern eingesetzt, wird auch der Risstraganteil der Kurzfasern benötigt. Dieser kann einerseits aus der Superponierung von Einzelfaser-Ausziehversuchen unter Berücksichtigung von Orientierungs- und Verteilungsfaktoren aufwändig bestimmt werden. Andererseits kann der verschmierte Risstraganteil der Kurzfasern ebenfalls indirekt aus Spannungs-Rissöffnungsversuchen an Faserbeton bestimmt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit werden alle Risstraganteile indirekt aus Zugversuchen am gekerbten Verbundwerkstoff ermittelt. Die Darstellung in Bild 83 veranschaulicht die Vorgehensweise und zeigt die dazu erforderlichen Versuche. Ausgehend von Rissöffnungsbeziehungen des Textilbetons, die das Bewehrungsdefizit veranschaulichen, wie beispielsweise in Bild 81 dargestellt, kann durch Subtraktion des Entfestigungsverhaltens der Betonmatrix der Risstraganteil der Textilbewehrung ermittelt werden (Bild 83, linke Seite). Der Versuchsaufbau zur Bestimmung der Rissöffnungsbeziehung am Textilbeton-Dehnkörper wurde in Abschnitt 7.3.2.1 vorgestellt und ist in Anhang A3.2 detaillierter beschrieben. Der resultierende Risstraganteil des Textils kann für eine einfachere Verwendung als Rechengröße auf eine Lage Textil bezogen und je nach Bedarf mit der Lagenanzahl multipliziert werden. Die Ergebnisse werden in Abschnitt 7.3.4 dargestellt.

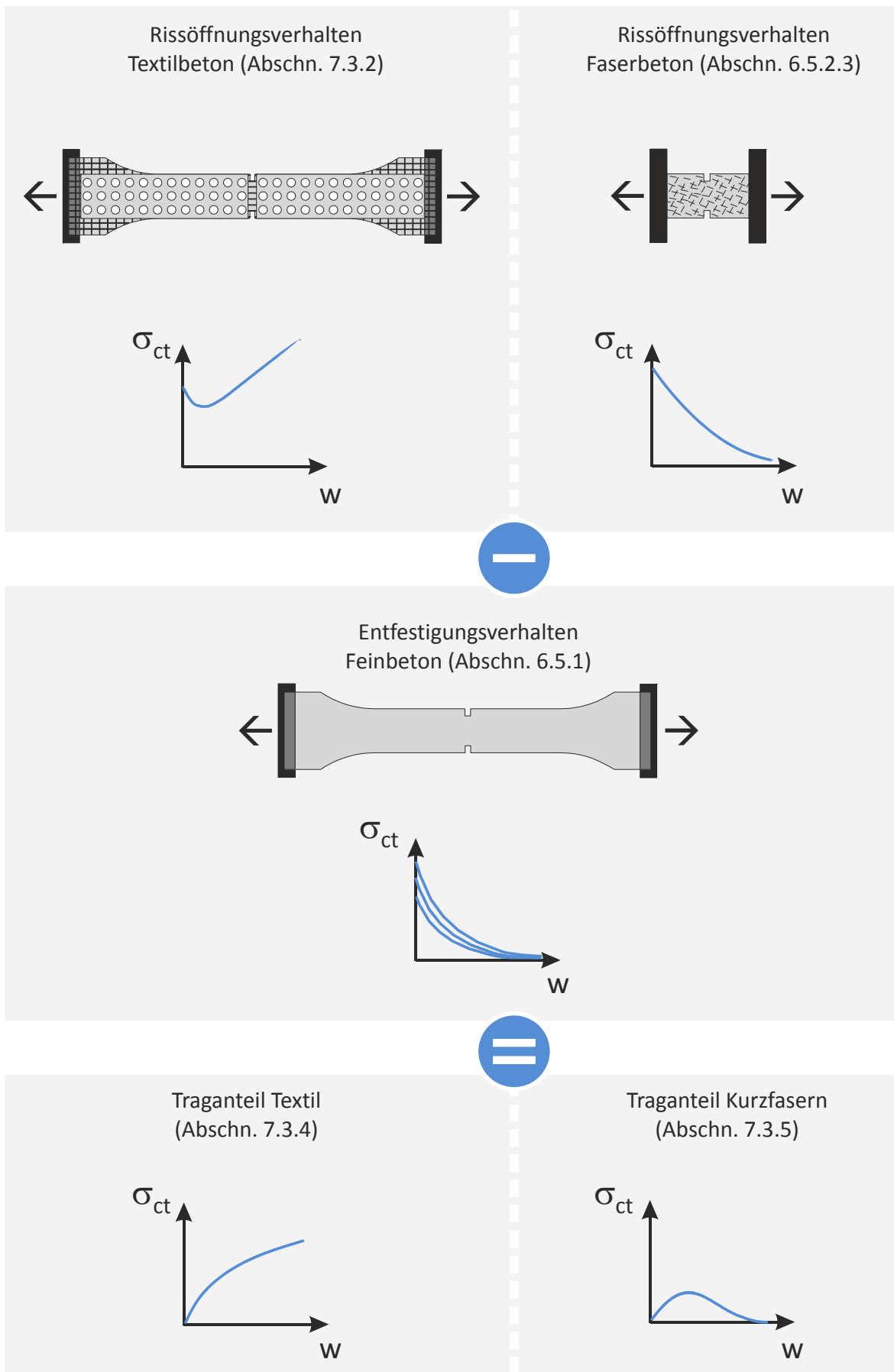


Bild 83: Schematische Darstellung der Vorgehensweise zur Ermittlung der Risstraganteile von Textilien und Kurzfasern

Gleichermaßen kann ein verschmierter Risstraganteil der Kurzfasern aus Rissöffnungsversuchen an Faserbeton bestimmt werden (vgl. Bild 83, rechte Seite). Der Prüfaufbau ist in Anhang A3.4 beschrieben. Auch der Risstraganteil der Kurzfasern kann zur besseren Handhabung auf einen Einheitsfasergehalt von 1 Vol.-% bezogen werden. Kraft-Rissöffnungsbeziehungen wurden für drei ausgewählte Kurzfasertypen bereits in Abschnitt 6.5 vorgestellt. Die daraus ermittelten Risstraganteile werden in Abschnitt 7.3.5 dargestellt.

Zur Subtraktion der Entfestigungsverläufe des Betons müssen diese für beliebige Zugfestigkeiten vorliegen. Hier kann unmittelbar auf den in Abschnitt 6.5.1 vorgestellten funktionalen Zusammenhang für das ebenfalls normierte Entfestigungsverhalten des Feinbetons FIL-05-10, der aus experimentell ermittelten Entfestigungsverläufen abgeleitet wurde, zurückgegriffen werden. Dieser kann auf die gewünschten Zugfestigkeiten hochskaliert werden.

Zur Abschätzung der Bewehrungsgehalte, die zu einer kontinuierlichen Spannungszunahme nach Rissbildung führen, können die Risstraganteile der Einheitsgehalte der Bewehrungen sowie des Betons entsprechend skaliert und superponiert werden. Folgendes Vorgehen wird hierzu vorgeschlagen:

1. Der zum Nachweis der Tragfähigkeit des Textilbetons erforderliche Textilgehalt wird festgelegt. Der Risstraganteil ergibt sich durch Multiplikation des Risstraganteils einer Lage Textil mit der entsprechenden Anzahl an Textillagen.
2. In einem iterativen Schritt wird ein erster Kurzfasergehalt festgelegt. Der Risstraganteil ergibt sich durch Multiplikation des Risstraganteils des Einheitsfasergehaltes mit dem gewählten Faservolumengehalt.
3. Mit den gewählten Bewehrungsgehalten wird die Rissfestigkeit des Verbundwerkstoffs abgeschätzt. Dazu kann für die hier verwendete Bewehrungskonfiguration beispielsweise der in Abschnitt 7.2.5, Gleichung 19, dargestellte Zusammenhang genutzt werden.
4. Entsprechend der prognostizierten Rissfestigkeit des Verbundwerkstoffs wird das Entfestigungsverhalten der Betonmatrix durch Skalierung des normierten Entfestigungsverlaufs (siehe Abschnitt 6.5.1) ermittelt.
5. Die Superponierung aller drei Risstraganteile führt zum rechnerischen Rissöffnungsverhalten des Verbundwerkstoffs. Bild 84 zeigt links zunächst das sich einstellende Bewehrungsdefizit bei der Überlagerung von Beton und Textiltraganteil. Eine teilweise Auffüllung des Bewehrungsdefizits, wie in Bild 84, rechts, gezeigt, verringert im weggeregelten Zugversuch den Abfall der Zugkraft. Hinsichtlich der Steifigkeit des Textilbetonbauteils ergeben sich jedoch erst Vorteile, wenn ein kontinuierlicher Anstieg der Zugspannung nach Rissbildung erreicht wird. Dies ist schematisch in Bild 84, rechts, mit dem gestrichelten Verlauf angedeutet. Hierzu muss ggf. der Kurzfasergehalt weiter erhöht werden (Wdh. ab Schritt 2). Für einen Nutzen in der Praxis muss daher

mindestens die Bedingung in Gleichung 20 für alle Rissöffnungen erfüllt sein. Dauerhafte Vorteile einer geringeren Gesamtverformung ergeben sich, wenn die Kurzfasern bis zum Textilversagen aktiviert bleiben.

$$\sigma_{ct,T}(w) + \sigma_{ct,F}(w) + \sigma_{ct,M}(w) > \sigma_{ct,cr} \quad \text{Gl. 20}$$

mit:

$w$  = Rissöffnung

$\sigma_{ct,T}$  = auf den Verbundquerschnitt bezogene Zugkraft des Textils in  $\text{N/mm}^2$

$\sigma_{ct,F}$  = auf den Verbundquerschnitt bezogene Zugkraft der Kurzfasern in  $\text{N/mm}^2$

$\sigma_{ct,M}$  = auf den Verbundquerschnitt bezogene Zugkraft der Matrix in  $\text{N/mm}^2$

$\sigma_{ct,cr}$  = Rissspannung des Verbundwerkstoffs in  $\text{N/mm}^2$

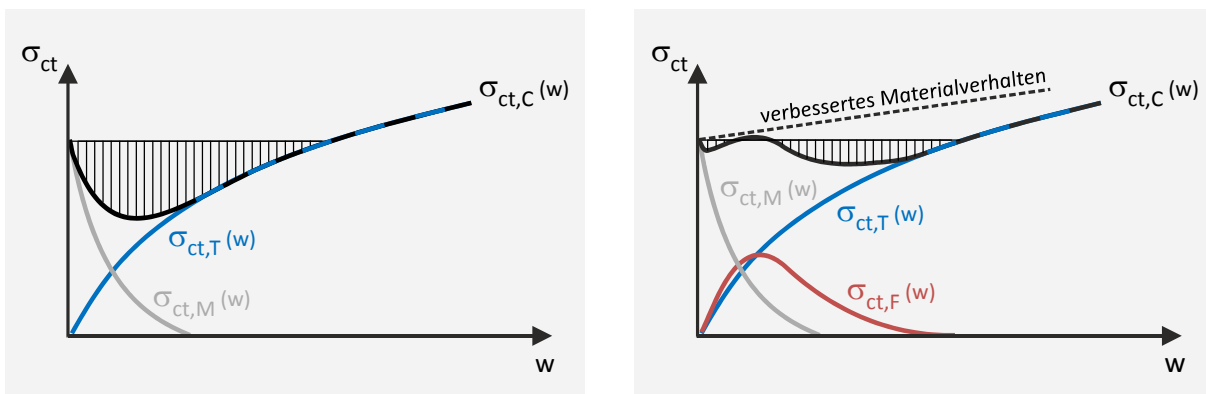


Bild 84: Bewehrungsdefizit bei reinem Textilbeton (links), unzureichend aufgefülltes Bewehrungsdefizit bei zusätzlicher Kurzfaserbewehrung (rechts)

Zu dem beschriebenen Vorgehen seien folgende Punkte angemerkt:

- Beim Risstraganteil des Textils handelt es sich aufgrund der definierten Anzahl an Längsrovings um ein Kraft-Weg-Gesetz, welches auf den Verbundquerschnitt der hier verwendeten Dehnkörper bezogen wurde. Das dargestellte Spannungs-Weg-Gesetz zur Beschreibung des Textiltraganteils gilt daher nur für den hier verwendeten geometrischen Bewehrungsgrad und muss andernfalls umgerechnet werden.
- Der Abschätzung der zu erwartenden Erstrissspannung des Textilbetons mit Kurzfasern kommt eine besondere Bedeutung zu. Bei gleichzeitiger Verwendung von Textilien und Kurzfasern kann es zu positiven Synergien hinsichtlich der Erstrissspannung kommen, die ohne experimentelle Basis nicht berechnet werden können. Es besteht also grundsätzlich die Gefahr, dass die tatsächliche Erstrissspannung größer ausfällt als angenommen. Dies würde zu einem größeren Bewehrungsdefizit führen. Bei Verwendung der in Abschnitt 7.2.5 hergeleiteten Beziehung kann dieses Problem umgangen werden, da die

abgeleiteten Zuwachsraten der Erstrissspannung bereits auf der Kombination von Textilien und Kurzfasern basieren.

- Die Rissöffnungsbeziehungen von Textil- und Kurzfaserbetonen werden anhand gekerbter Prüfkörper experimentell ermittelt und unterliegen einem potenziellen Kerbeinfluss. Dieser wird vereinfachend durch Subtraktion des skalierbaren Betontrageanteils eliminiert. Auch die prognostizierten Erstrissspannungen, die sich aus Gleichung 19 ergeben, basieren auf ungekerbten Dehnkörpern. Bei der Superponierung der Traganteile gemäß der vorgestellten Vorgehensweise müssen daher keine Kerbeinflüsse mehr berücksichtigt werden. Damit geht der potenzielle Fehler, den skalierte Entfestigungsverläufe von Beton enthalten, in die Berechnungen ein. Unter Berücksichtigung der ohnehin streuenden Materialeigenschaften erscheint aber ein solcher Fehler für eine Abschätzung des erforderlichen Kurzfasergehaltes durchaus vertretbar.

### 7.3.4 Risstraganteile von Textilien

Für die Ermittlung der Risstraganteile der verschiedenen Textilsorten wurden alle auswertbaren Spannungs-Rissöffnungsversuche mit dem Feinbeton FIL-05-10 herangezogen. Im Wesentlichen wurden hier die in Bild 82 dargestellten Versuche ausgewertet. Insgesamt sind in Bild 85 vier verschiedene Textilsorten bzw. Bewehrungsvarianten mit einem einheitlichen geometrischen Bewehrungsgrad gegenübergestellt. Die Risstraganteile sind in Spannungen, die sich auf den Dehnkörperquerschnitt von  $600 \text{ mm}^2$  beziehen, angegeben. Der geometrische Bewehrungsgrad beträgt 1,5 % (hier zwei Lagen Textil). Bei anderen Bewehrungsgraden müssen die Verläufe entsprechend umgerechnet werden.

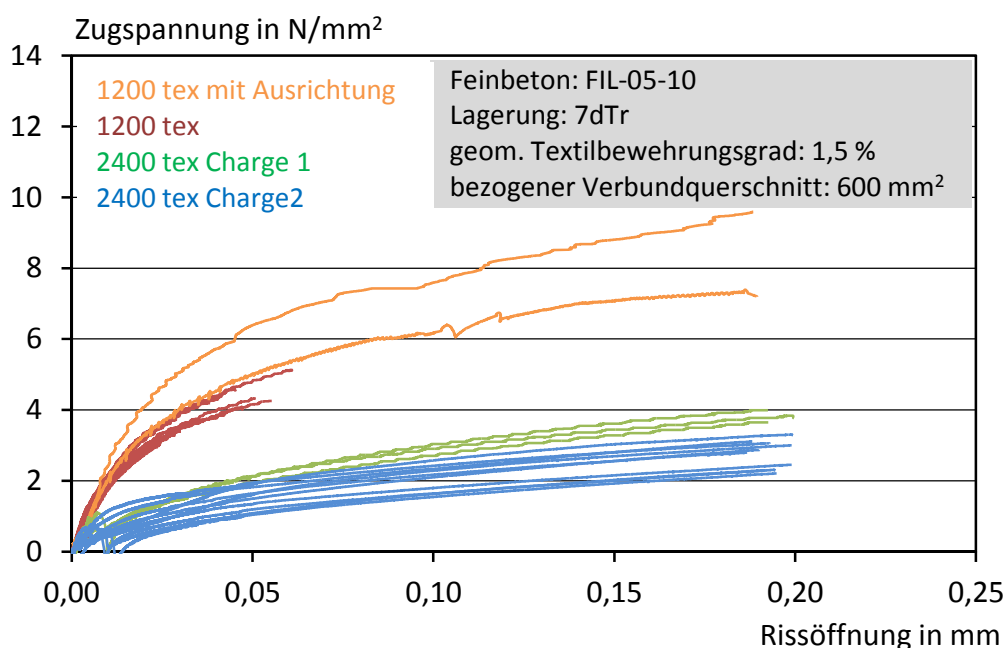


Bild 85: Risstraganteile von Textilien mit unterschiedlicher Verbundqualität

Mit dem 1200 tex Textil (2D-16-08) wurden zunächst Versuche ohne händische Vorspannung der Textillagen durchgeführt. Die zugehörigen Risstraganteile sind in Bild 85 rot dargestellt. Diese Versuche wurden früher abgebrochen, weshalb die Verläufe bei einer Rissöffnung von ca. 0,05 mm enden. In einer späteren kleineren Versuchsserie wurden gleiche Textilien auch händisch vorgespannt, um eine bessere Aktivierung der Filamente zu erzielen. Aus dieser Serie konnten nur zwei Versuche, die in Bild 85 orange dargestellt sind, ausgewertet werden. Hier zeigt sich aufgrund der Ausrichtung der Längsrovings eine Tendenz zu einem noch besseren Verbundverhalten. Dies war nicht sicher zu erwarten, da der Rovingquerschnitt durch die leichte Streckung wieder stärker kompaktiert wird, was zu einem reduzierten Verbundverhalten führen kann. Insgesamt scheinen sich leichte Vorteile durch die Ausrichtung der Textilien zu ergeben.

Das 2400 tex Textil (MAG-07-03) musste in zwei Chargen verwendet werden, die sich geringfügig, aber ebenfalls sichtbar voneinander unterscheiden. Ein größerer Unterschied zeigt sich zwischen den 1200 tex und den 2400 tex Textilien. Mit den 1200 tex Textilien kann trotz vergleichbarem Bewehrungsgrad bei gleicher Rissöffnung mehr als die doppelte Zugkraft im Riss übertragen werden. Dieses schwächere Verbundverhalten der kompaktierten 2400 tex Längsrovings ging bereits indirekt aus den Bewehrungsdefiziten in Bild 81 hervor und wurde auch von anderen Autoren, z. B. /Vos08/, beschrieben.

Die Verläufe der Risstraganteile der Textilien weisen eine augenscheinliche Wurzelabhängigkeit auf. Tatsächlich löst sich der Haftverbund zwischen Matrix und Textilbewehrung bei zunehmender Belastung immer weiter auf. Dies führt zu einer wachsenden freien Länge der Textilbewehrung. Unter der stark vereinfachten Annahme eines monolithischen Bewehrungsquerschnitts ergibt sich bei linearer Spannungszunahme eine quadratische Zunahme der Längenänderung bzw. der Rissöffnung. Würde das Rissöffnungsverhalten dieser Idealvorstellung folgen, müssten die gemessenen Verläufe mit der in Gleichung 21 dargestellten einfachen Wurzelfunktion beschreibbar sein.

$$\sigma_{ct,T}(w) = a \sqrt{w} \quad \text{Gl. 21}$$

In Bild 86 wurden die einzelnen Rissöffnungsverläufe aller vier Bewehrungsvarianten auf jeweils eine Mittelwertkurve reduziert und mit der vorgestellten Wurzelfunktion ausgeglichen. Tatsächlich lassen sich die jeweiligen Verläufe bei kleinen Rissöffnungen mit nur einem Parameter  $a$  und einer quadratischen Wurzel sehr gut beschreiben. Bei größeren Rissöffnungen, ab ca. 0,05 mm, zeigt sich beim ausgerichteten 1200 tex Textil eine größere Abweichung mit langsamerer Spannungszunahme. Diese Abweichung deutet sich aber auch bei dem nicht ausgerichteten 1200 tex Textil an, so dass hier eher von einem Einfluss des Textiltyps auszugehen ist. Beide Chargen des 2400 tex Textils mit Fransebindung zeigen hingegen über den

gesamten Verlauf eine sehr gute Übereinstimmung mit der quadratischen Wurzelfunktion.

Die bei größeren Rissöffnungen nachlassende Spannungszunahme bei den 1200 tex Textilien kann möglicherweise mit dem sukzessiven Versagen der Randfilamente von außen nach innen begründet werden. Die Randfilamente des flachen und nicht kompaktierten 1200 tex Textils sind besonders gut an die Matrix angebunden, was sich auch in der sehr schnellen Spannungsaufnahme bei kleinen Rissweiten zeigt. Nach dem Versagen von Randfilamenten geht ein Teil der Kraft auf die inneren Filamente über, deren Verformungen nur noch durch den inneren Reibverbund der Filamente und eine schlechtere Matrixanbindung begrenzt werden. So ergeben sich größere Rissöffnungen bei geringerer Spannungsaufnahme.

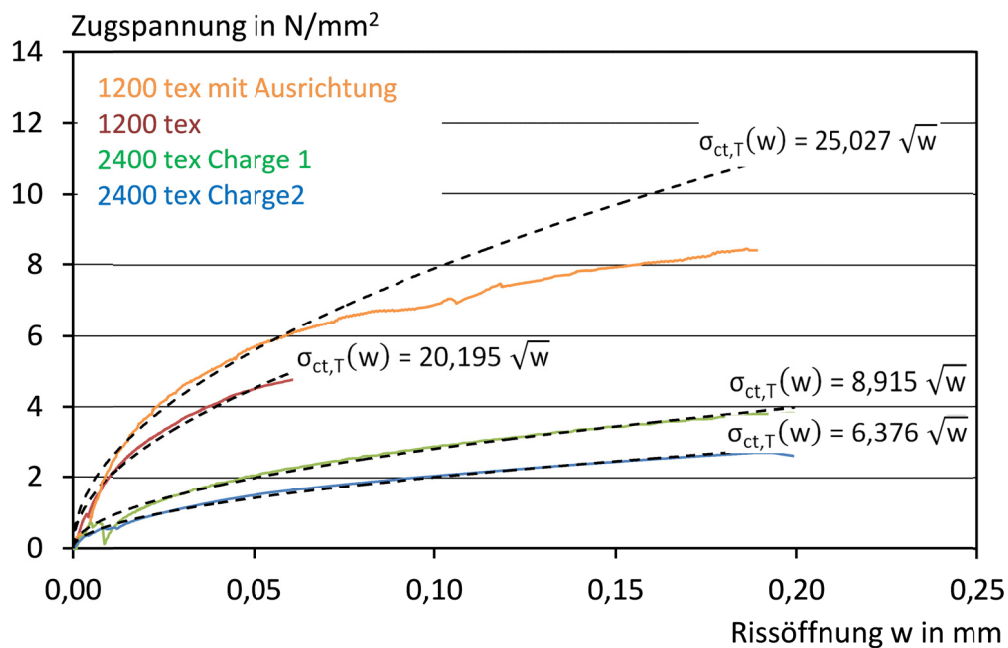


Bild 86: Beschreibung der Risstraganteile der Textilien mit Wurzelfunktionen

Kang /Kan11/ hat bei Versuchen an dem hier verwendeten 2400 tex Textil festgestellt, dass dieses Verhalten bei kompaktierten Endlosfasern weniger stark ausgeprägt ist, da ein deutlich schlechteres Penetrationsverhalten der Filamente erzielt wird. Die äußeren Filamente sind nur einseitig und nicht vollständig von Matrix umgeben, so dass sie sehr viel seltener reißen. Zusätzlich herrscht eine größere innere Reibung der Filamente untereinander vor, die die Randfilamente zusätzlich entlastet. Nach Ausziehversuchen aus einer Feinbetonmatrix waren diese Rovings nahezu unversehrt. Ein solcher Roving verhält sich daher eher wie ein monolithischer Bewehrungsstab und kann entsprechend besser mit einer Wurzelfunktion abgebildet werden.

### 7.3.5 Risstraganteile von Kurzfasern

Eine Serie mit experimentell ermittelten Spannungs-Rissöffnungsbeziehungen von Faserbetonen mit drei unterschiedlichen Kurzfasertypen und Fasergehalten von je 0,5 Vol.-% und 1,5 Vol.-% wurde bereits in Abschnitt 6.5.2 vorgestellt. Für die Bestimmung der Risstraganteile der Kurzfasern wird zur Vergrößerung der Datenbasis eine ältere Versuchsserie mit den gleichen Kurzfasertypen und Fasergehalten von je 1 Vol.-% und 2 Vol.-% ergänzt. Die Spannungs-Verformungsbeziehungen sind ebenfalls in Anhang A2.4 dargestellt. Als Kurzfasern wurden mit integralen und dispersiblen Glasfasern (G1-6 und G2-6) sowie PVA-Fasern (P4-8) bewusst sehr unterschiedliche Fasertypen betrachtet, um eine möglichst große Bandbreite zu erfassen. Die Bestimmung der Risstraganteile der Kurzfasern erfolgte durch Subtraktion des Betontraganteils analog zu den Textiltraganteilen.

Bild 87 zeigt jeweils links die so ermittelten Risstraganteile der Kurzfasertypen für die verschiedenen Fasergehalte. Bei den PVA-Fasern fehlt der Fasergehalt von 2 Vol.-%, der nicht geprüft wurde. Zudem liegen bei einigen Serien nur zwei von drei Ergebnissen vor, wenn die Spannungs-Rissöffnungsbeziehung z. B. nicht stabil ermittelt werden konnte.

Die Risstraganteile der integralen Glasfasern G1-6 grenzen sich deutlich voneinander ab. Die Streuungen überlagern sich nicht. Die Verläufe sind gekennzeichnet durch einen moderaten Spannungsabfall nach Überschreitung der maximalen Zugspannung. Erwartungsgemäß und anhand der Bruchflächen auch beobachtet, werden die Kurzfasern aus der Matrix herausgezogen. Das Entfestigungsverhalten ist gutmütig und gut reproduzierbar.

Bei den dispersiblen Glasfasern zeigen sich auf ähnlichem Spannungsniveau stärkere Spannungsabfälle nach Überschreitung der Maximalspannung. Auffällig ist auch, dass sich die Fasergehalte nicht klar voneinander abgrenzen. Durch die geringen Abmessungen der Einzelfilamente konnten die Bruchflächen hier nicht zuverlässig hinsichtlich gerissener Filamente bewertet werden.

Die PVA-Fasern grenzen sich von den Glasfasern vor allem durch ein deutlich geringeres Lastniveau ab. Weiterhin zeigt sich nach Überschreitung der Maximalspannung bis zu einer Rissöffnung von 0,5 mm nahezu kein Spannungsabfall. Die Fasergehalte sind hier wieder stärker voneinander abgegrenzt. Damit ist das Verhalten der PVA-Fasern bei kleinen Rissöffnungen bis maximal 0,3 mm den übrigen Fasertypen unterlegen. Danach profitieren sie von ihrem hochduktilen Verhalten.



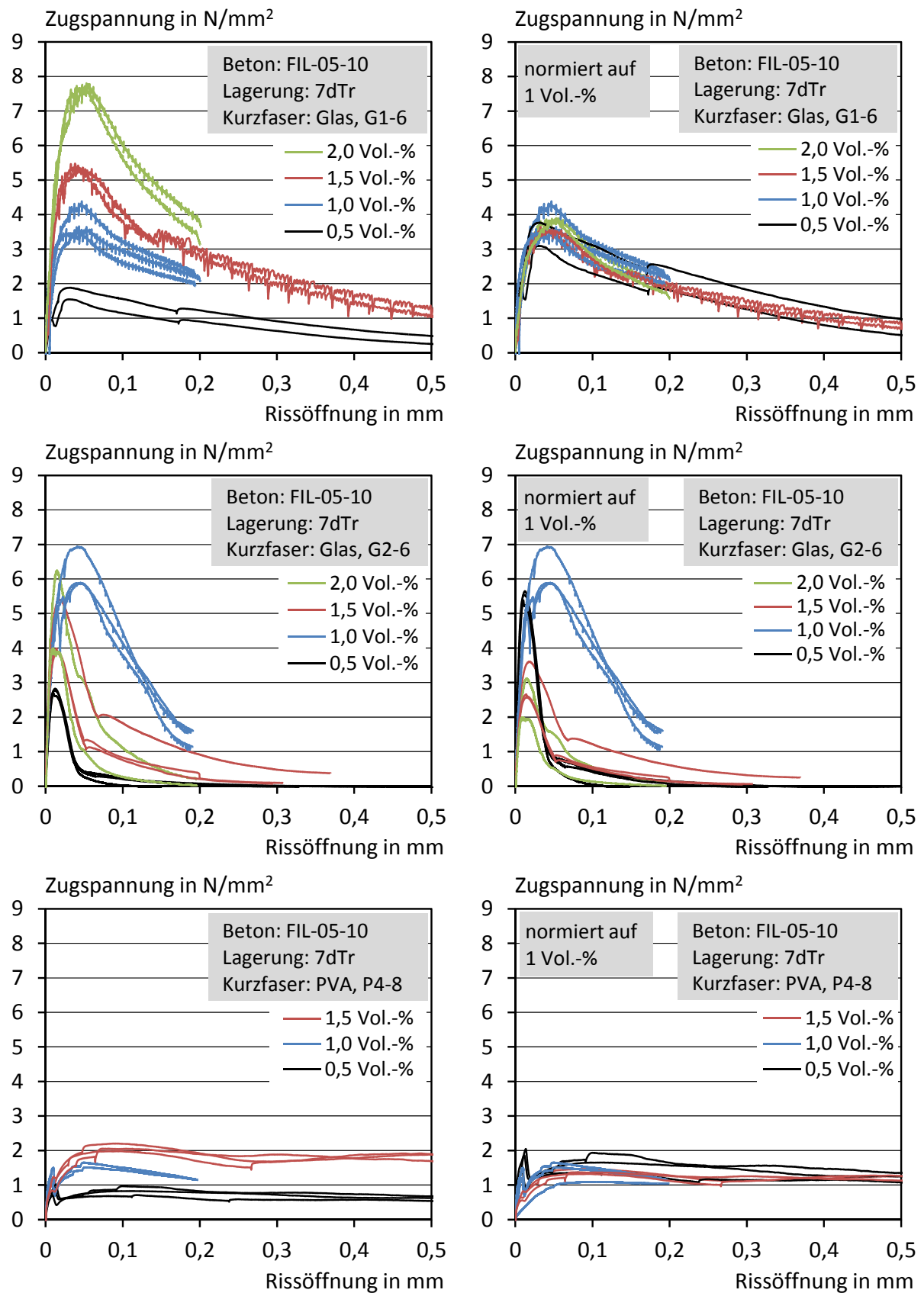


Bild 87: Risstraganteile von unterschiedlichen Kurzfasertypen und -gehalten (jeweils links), auf einen Fasergehalt von 1 Vol.-% normierte Verläufe (jeweils rechts)

Aufgrund der sehr unterschiedlichen Faserwirksamkeiten kann es im Bezug auf das Bewehrungsdefizit durchaus Sinn machen, verschiedene Kurzfasern miteinander zu kombinieren. Dies ist vor allem dann interessant, wenn ein bestimmter Kurzfasertyp entweder nur bei kleinen Rissöffnungen oder erst bei größeren Rissöffnungen besonders wirksam ist.

Der in Abschnitt 7.3.3 vorgestellte Ansatz zur Reduktion eines Bewehrungsdefizits setzt zur Skalierbarkeit von Einheitstraganteilen die Superponierbarkeit der Risstraganteile voraus. Theoretisch wäre von einer Superponierbarkeit der Risstraganteile auszugehen, da eine vielfache Menge an Kurzfasern im Riss ohne Beeinflussung der Faserorientierung und Faserverteilung und bei unterkritischer Faserlänge eine entsprechend größere Kraft im Riss überbrücken könnte. In der Praxis ist dies nicht zwingend der Fall, da sich mit zunehmendem Fasergehalt auch Faserverteilung und -orientierung ändern können. Zudem sind Faserabrisse bei Kurzfasern mit überkritischer Länge kaum reproduzierbar. Daher wurde die Superponierbarkeit für alle drei Fasertypen durch Skalierung der gemessenen Verläufe untersucht. Die Ergebnisse sind in Bild 87 jeweils rechts dargestellt. Alle Verläufe wurden auf einen Einheitsfasergehalt von 1 Vol.-% umgerechnet.

Bei den integralen Glasfasern G1-6 zeigt sich eine gute Übereinstimmung aller normierten Versuchskurven. Mit einer passenden Ausgleichsfunktion ließe sich der Einheitstraganteil dieser Kurzfasern beschreiben und skalieren. Die gute Superponierbarkeit ist auch ein Hinweis darauf, dass der durch die Skalierung der Betonentfestigungsverläufe eingetragene Fehler nicht dominant ist, da die Faserbetone sehr unterschiedliche Rissspannungen aufweisen.

Ein anderes Bild zeigt sich bei den dispersiblen Glasfasern. Schon die Risstraganteile der verschiedenen Fasergehalte deuteten an, dass eine Superponierbarkeit nicht gegeben ist. Die rechts dargestellten Einheitskurven zeigen große Abweichungen und lassen sich nicht mit einer Ausgleichsfunktion beschreiben. Als Grund hierfür können einerseits Filamentabrisse unmittelbar nach Rissinitiierung vermutet werden. Diese wurden auch bei Untersuchungen von Barhum /Bar12a/ beobachtet. Es lässt sich anhand der Versuchsdaten jedoch nicht sicher feststellen, ob diese mit zunehmendem Fasergehalt zu- oder abnehmen. Andererseits kann die Ausbildung der Rissprozesszone durch die sehr feinen Glasfilamente stark beeinflusst sein. Bilden sich mehr Oberflächen, erhöht sich die Bruchenergie, so dass eine Subtraktion des Entfestigungsverlaufs des Betons gemäß Abschnitt 6.5.1 nicht mehr zulässig wäre. Von einer Superponierbarkeit der Risstraganteile der dispersiblen Kurzfasern ist daher aufgrund der hier durchgeführten Untersuchungen nicht auszugehen. Bei den PVA-Fasern gleichen sich die normierten Verläufe wieder besser an. Insbesondere bei größeren Rissöffnungen scheint eine sehr gute Superponierbarkeit gegeben zu sein.

Bild 88 stellt mittlere Risstraganteile der Kurzfasern denen der Textilien vergleichend gegenüber. Als Textilvarianten wurden aus Gründen der Übersichtlichkeit nur die

jeweils besseren Prüfserien des 1200 tex und 2400 tex Textils berücksichtigt. Der Bewehrungsgehalt ist mit 1,5 % bei den Kurzfasern und bei den Textilien direkt vergleichbar. Verglichen mit dem ausgerichteten 1200 tex Textil kann mit beiden Kurzfasertypen aus Glas deutlich mehr Last bei kleinen Rissöffnungen aufgenommen werden. Mit der integralen Kurzfaservariante ergibt sich bei einer Rissöffnung von 0,01 mm eine Steigerung der aufnehmbaren Zugspannung von ca. 45 % und mit der dispersiblen Variante sogar von über 80 % gegenüber dem ausgerichteten 1200 tex Textil. Der Risstraganteil der PVA-Fasern fällt aufgrund des geringen E-Moduls deutlich ab und ist vergleichbar mit dem des 2400 tex Textils. Die PVA-Fasern sind daher vor allem zur gezielten Überbrückung von sehr großen Rissweiten und weniger zur Verringerung des Bewehrungsdefizits interessant.

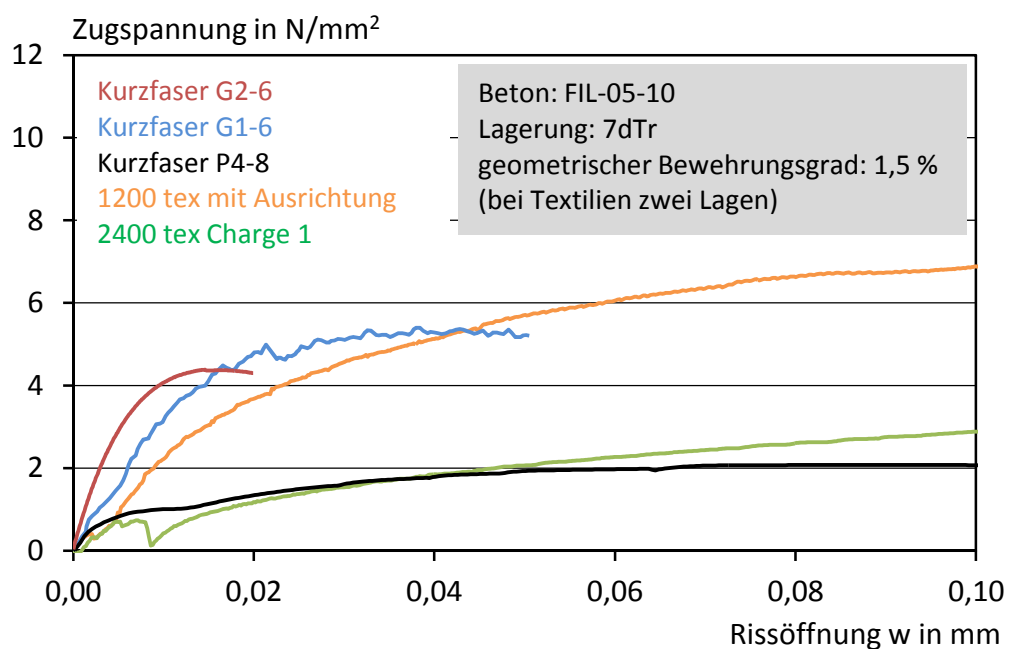


Bild 88: Vergleich der Risstraganteile von Textilien und Kurzfasern

Die Ergebnisse machen deutlich, warum ausgewählte Kurzfasertypen besser zur Übernahme von Zugspannungen bei sehr kleinen Rissweiten geeignet sind als Textilien. Entscheidend für die Reduktion des Bewehrungsdefizits ist, dass die von der Matrix bei Rissbildung freigesetzten Kräfte so schnell wie möglich von der den Riss kreuzenden Bewehrung übernommen werden. Auch zwei Lagen des Textils mit der besten Verbundqualität und ausgerichteten Filamenten benötigen eine deutlich größere Rissöffnung zur Aufnahme der frei werdenden Zugkräfte (vgl. Bild 88). Insbesondere vor dem Hintergrund, dass die Erhöhung des textilen Bewehrungsgrades mit hohem Aufwand bei der Produktion von Textilbetonelementen verbunden ist, erscheint die Verwendung eines Faserbetons in Kombination mit Textilien besonders wirtschaftlich.

### 7.3.6 Rechen- und Anwendungsbeispiel

In Abschnitt 7.3.3 wurde eine mögliche Vorgehensweise zur gezielten Auffüllung des Bewehrungsdefizits bei sehr kleinen Rissöffnungen durch den Einsatz von Kurzfasern vorgeschlagen. Die dazu erforderlichen Risstraganteile von Textilien und Kurzfasern liegen für jeweils verschiedene Varianten vor. Der in Abschnitt 7.3.2.3 auf Basis experimenteller Daten angedeutete Einfluss der Erstrissspannung auf das Bewehrungsdefizit lässt sich jetzt auch durch gezielte Superponierung der bekannten Einzeltraganteile nachweisen. Im Anschluss daran wird die in Abschnitt 7.3.3 vorgeschlagene Vorgehensweise anhand einer gemessenen Spannungs-Dehnungslinie und der Berechnung der erforderlichen Kurzfasergehalte demonstriert.

Grundlage für die folgenden Darstellungen bildet der mittlere Risstraganteil des ausgerichteten 1200 tex Textils 2D-16-08 (vgl. Bild 86) sowie der normierte Risstraganteil der integralen Glasfasern G1-6, der beliebig skaliert wird. Das Entfestigungsverhalten des Betons wird für die jeweils benötigten Rissfestigkeiten nach Gleichung 18 berechnet. Überlagert man nach dem in Bild 84 gezeigten Prinzip den Risstraganteil des Textils mit Entfestigungsverläufen von Feinbetonen mit variierender Rissfestigkeit, ergeben sich die in Bild 89 dargestellten rechnerischen Rissöffnungsverläufe von Textilbetonen, die ein mit zunehmender Rissfestigkeit wachsendes Bewehrungsdefizit aufweisen.

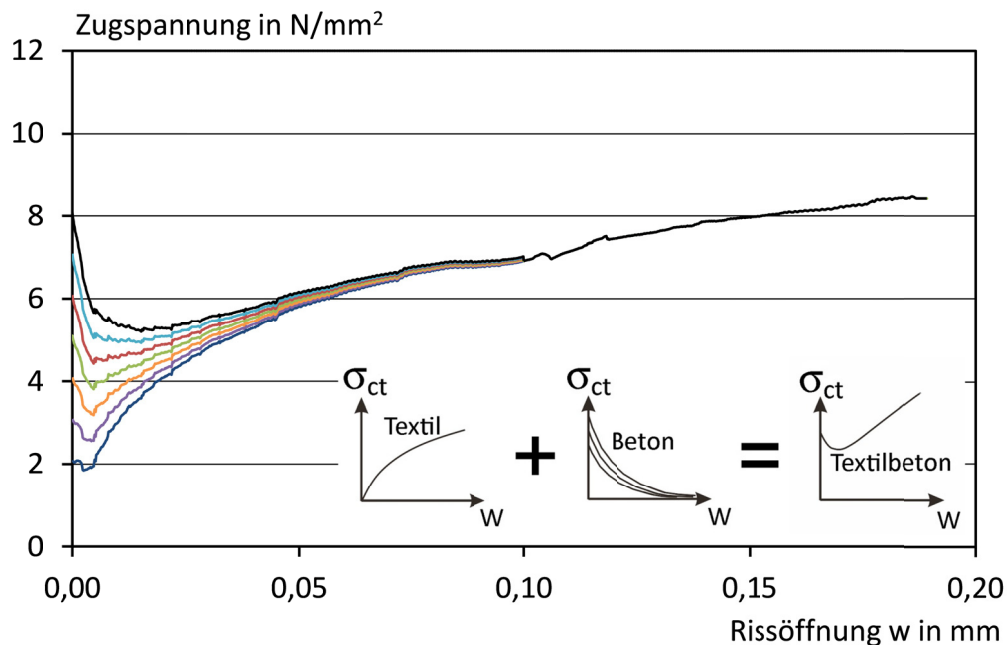


Bild 89: Bewehrungsdefizite durch Überlagerung von Textil- und Betontraganteilen in Abhängigkeit von der Rissspannung der Betonmatrix

Bild 90, links, beschreibt die wachsenden Rissöffnungen, die bei zunehmender Rissfestigkeit der Matrix erforderlich sind, um die freiwerdende Zugkraft auf das

Textil zu übertragen. Der rechnerisch bestimmte Verlauf deckt sich mit den experimentell ermittelten und in Bild 82 dargestellten Ergebnissen.

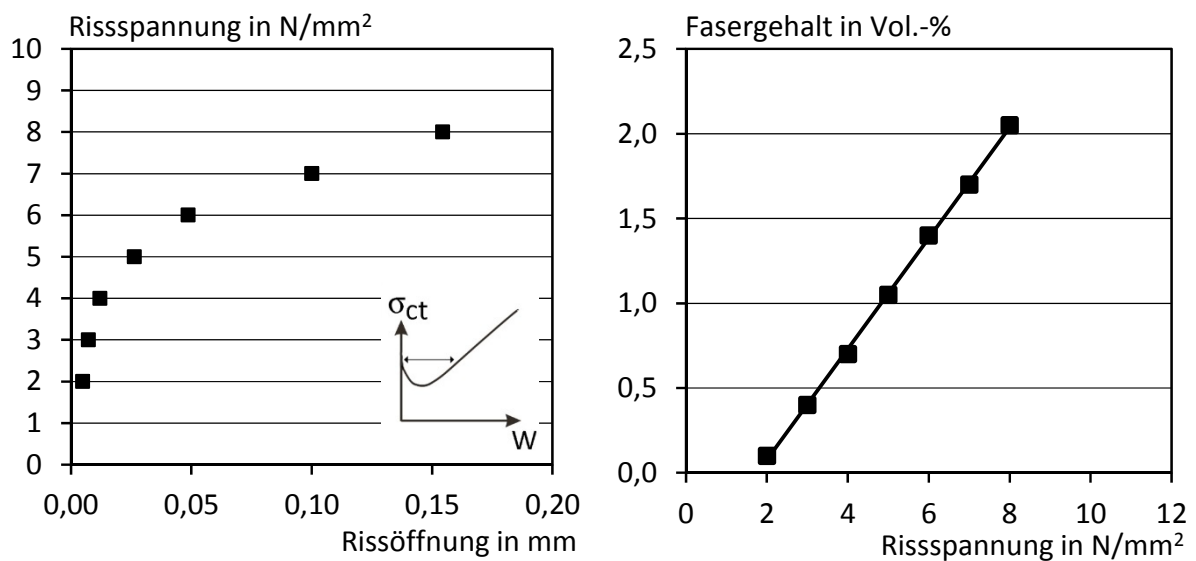


Bild 90: Erforderliche Rissöffnungen zur Aufnahme steigender Rissspannungen der Betonmatrix (links), erforderliche Fasergehalte zur Auffüllung der Bewehrungsdefizite bei steigenden Rissspannungen (rechts)

Wird beim Entwurf von Textilbeton ein Beton mit einer zu hohen Rissfestigkeit mit einem zu geringen Bewehrungsgehalt oder einem Textil mit einer schlechten Verbundqualität kombiniert, macht sich dies in einem entsprechend großen Bewehrungsdefizit und größeren Rissweiten bemerkbar. Gleichermäßen steigt der Kurzfasergehalt an, mit dem nach Rissinitiierung ein kontinuierlich dehnungsverfestigendes Verhalten erzielt werden kann. Für das gezeigte Beispiel ist der Zusammenhang exemplarisch in Bild 90, rechts, dargestellt. Am Beispiel einer vollständigen Auffüllung des Bewehrungsdefizits steigt der dazu erforderliche Kurzfasergehalt kontinuierlich an.

Da eine Kurzfasierzugabe jedoch in vielen Fällen auch zu einer Anhebung der Rissfestigkeit führt, die wiederum den Bedarf an Kurzfasern erhöht, ergibt sich daraus ein iterativer Prozess. Dies soll an einem Beispiel schematisch erläutert werden. Bild 91 enthält in rot dargestellt den Fasergehalt, der zur vollständigen Auffüllung eines gegebenen Bewehrungsdefizits erforderlich ist (vgl. Bild 90, rechts). In blau ist die Erstrissspannung der Betonmatrix in Abhängigkeit des Fasergehaltes dargestellt (vgl. Kapitel 7.2).

Ein Textilbeton mit einer Erstrissspannung von etwas über 3 N/mm<sup>2</sup> würde einen Fasergehalt von 0,5 Vol.-% benötigen, um einen Abfall der Zugspannung bei Rissbildung zu verhindern. Dieser Fasergehalt führt jedoch zu einer erhöhten Erstrissspannung von knapp 5 N/mm<sup>2</sup>. Der dadurch erhöhte erforderliche Fasergehalt würde ca. 0,9 Vol.-% betragen und wiederum die Erstrissspannung weiter erhöhen. Dies setzt

sich fort, bis ein bestimmter Fasergehalt (hier ca. 2,4 Vol.-%) gefunden ist. Das ist immer dann der Fall, wenn die Steigerung der Zugfestigkeit der Matrix durch Kurzfasern irgendwann (z. B. verarbeitungsbedingt) stagniert oder die Zugfestigkeit generell langsamer ansteigt. Im umgekehrten Fall könnte mit Kurzfasern keine Verbesserung erzielt werden.

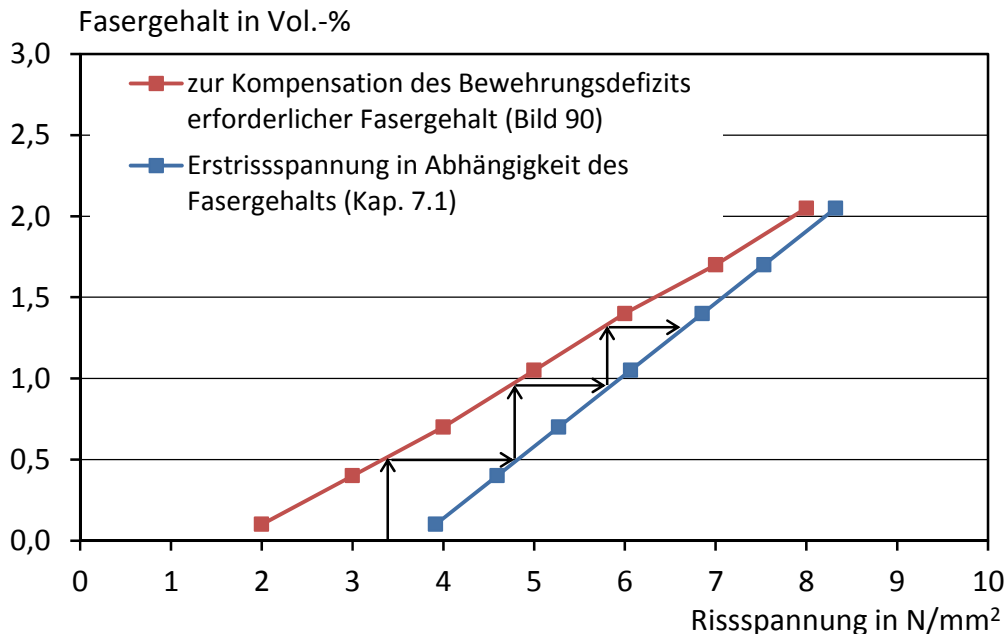


Bild 91: Beispielhafte Darstellung der Wechselwirkung zwischen erforderlichen Fasergehalten zur Kompensation des Bewehrungsdefizits und der gleichzeitigen Steigerung der Rissspannungen der Betonmatrix

Abschließend soll die vorgeschlagene Vorgehensweise anhand eines konkreten Falls demonstriert werden. Grundlage ist das Spannungs-Dehnungsverhalten eines Textilbetons mit zwei Lagen des ausgerichteten 1200 tex Textils 2D-16-08 (roter Verlauf, Bild 92, links). Das an gleichartigen, gekerbten Dehnkörpern ermittelte Rissöffnungsverhalten (roter Verlauf, Bild 92, rechts) demonstriert Bewehrungsdefizite im Rissweitenbereich bis 0,02 bzw. 0,04 mm.

Bei der Superponierung der Risstraganteile gemäß Bild 84 wurde für das gezeigte Beispiel das beste Ergebnis mit einer Kombination von zwei Kurzfasertypen erreicht. Um dem schnellen Entfestigungsverlauf des Betons bei sehr kleinen Rissweiten entgegenzuwirken, sind dispersible Glasfasern G2-6 am besten geeignet, da diese früh Zugkräfte aufnehmen können (vgl. Bild 88). Für größere Rissöffnungen wurden integrale Glasfasern ergänzt, da diese eine langsamere Dehnungsentfestigung ermöglichen. Mit einer iterativen Vorgehensweise wurde eine Faserkombination, bestehend aus 0,2 Vol.-% dispersiblen Glasfasern G2-6 und 1 Vol.-% integralen Glasfasern G1-6 gefunden, die das Kriterium in Gleichung 20 mit möglichst geringen Fasergehalten erfüllt. Bild 92, rechts, zeigt in blau dargestellt das Rissöffnungsverhalten des Textilbetons mit der gewählten Kurzfaserkombination.

Trotz deutlich erhöhter Erstrissspannung des Faserbetons konnte das Bewehrungsdefizit verringert werden. In Anbetracht der in Bild 82 dargestellten Problematik bei größeren Rissfestigkeiten wird hieraus ein erheblicher Beitrag der Kurzfasern ersichtlich. Schließlich wurde mit der Kombination aus Textil und Kurzfasern das Spannungs-Dehnungsverhalten am Dehnkörper ermittelt. Dieses ist in Bild 92, links, ebenfalls in blau dargestellt. Die Spannungsabfälle nach Rissbildung fallen bei den mit Kurzfasern bewehrten Dehnkörpern etwas kleiner aus. Eine signifikante Anhebung der lokalen Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie während der Rissbildung kann trotz der mitwirkenden Kurzfasern jedoch nicht erzielt werden.

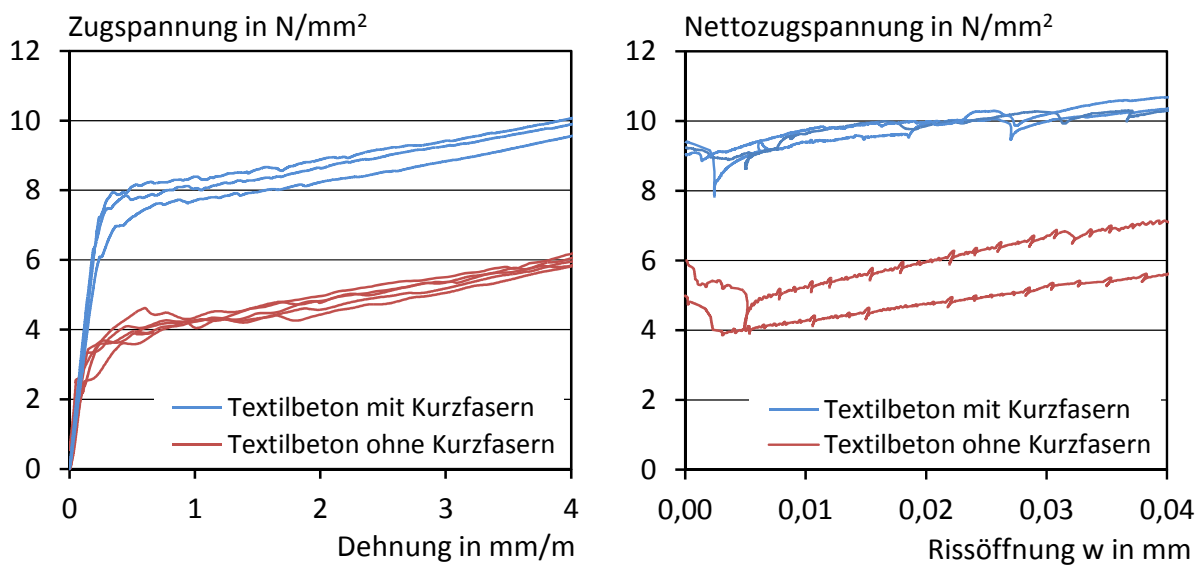


Bild 92: Spannungs-Dehnungsverläufe von Textilbetonen ohne und mit Kurzfasern (links), zugehörige Bewehrungsdefizite aus Rissöffnungsversuchen (rechts)

Dennoch ergibt sich ein klarer Nutzen aus dem Einsatz der Faserkombination. Das aufgrund der nahezu verdoppelten Erstrissspannung zu erwartende, stark vergrößerte Bewehrungsdefizit kann durch die Kurzfaserkombination nahezu vollständig kompensiert werden. Entsprechend kann auch eine Verringerung der lokalen Steifigkeit während der Rissbildung im Spannungs-Dehnungsverlauf des Verbundwerkstoffs verhindert werden. Zudem wurden an den Textilbetonen mit Kurzfasern, als Folge der Kurzfaserbewehrung, kleinere Rissabstände und eine höhere Rissanzahl festgestellt. Auch das damit einhergehende größere Verformungspotenzial, welches ebenfalls einer höheren lokalen Steifigkeit entgegenwirkt, kann von den Kurzfasern durch eine Verringerung der Rissweiten aufgefangen werden.

Insgesamt betrachtet führen die Kurzfasern also zu einer erheblichen Anhebung des Rissniveaus und vermeiden gleichzeitig die damit einhergehende Vergrößerung des Rissbildes und einen Verlust an lokaler Steifigkeit.



### 7.3.7 Zusammenfassung

Der Abschnitt beschäftigte sich mit der Übertragung der Zugspannungen von der Betonmatrix auf die Bewehrung im Zuge der Mehrfachrissbildung von Textilbeton. Die Untersuchungen zum Zusammenspiel von Erstrissspannung der Betonmatrix, Verbundqualität der textilen Bewehrung und Wirksamkeit der Kurzfasern erfolgten anhand eines vorgegebenen Risses, um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten.

Fallen die Rissfestigkeiten der Betonmatrix zu hoch oder die rissüberbrückenden Eigenschaften des Textils zu gering aus, ergibt sich unmittelbar nach Rissinitiierung ein Bewehrungsdefizit bei der Übertragung der Zugkräfte von der Betonmatrix auf das Textil. Dies kann zu einer geringen Rissanzahl und großen Rissweiten führen, was für das Tragverhalten von Textilbeton ungünstig ist. Durch zusätzliche Kurzfaserbewehrung kann die Übernahme der Zugkräfte durch das Textil schon bei geringen Rissweiten unterstützt werden. Zur Abschätzung der dazu erforderlichen Kurzfasertypen und -gehalte wurde eine Vorgehensweise vorgeschlagen und anhand eines Beispiels demonstriert.

Die rechnerische Abschätzung der zur Vermeidung von Spannungsabfällen bei Rissbildung erforderlichen Kurzfasergehalte erfolgt anhand der Risstraganteile des Betons, des Textils und der Kurzfasern, die in Summe das Rissöffnungsverhalten des Verbundwerkstoffs ergeben. Die Rissfestigkeit des Textilbetons mit Kurzfasern muss dazu mit dem Ansatz aus Abschnitt 7.2.5 abgeschätzt werden. Der Kurzfasergehalt wird so ausgewählt, dass der superponierte Verlauf der Risstraganteile bei allen Rissöffnungen die Rissfestigkeit der Betonmatrix übersteigt, so dass sich ein mit zunehmender Rissöffnung kontinuierlicher Spannungszuwachs ergibt. Mit diesem Kriterium können auch verschiedene Kurzfasertypen sinnvoll kombiniert werden.

Die großen Unterschiede in der Verbundqualität von Textilien wurden am Beispiel eines unbeschichteten 2400 tex Textils mit Fransebindung sowie eines 1200 tex Textils mit Trikotbindung verdeutlicht und anhand der resultierenden Bewehrungsdefizite quantifiziert. So ergeben sich durch die geschlossene, kompakte Rovingstruktur der 2400 tex Textilien und der damit einhergehenden schlechteren Verbundqualität fünfmal so große Rissöffnungen bei der Übertragung der Zugkräfte wie bei dem 1200 tex Textil mit einer geöffneten Rovingstruktur. Eine händische Vorspannung der Textilien führte zusätzlich zu ca. 20 % höheren aufnehmbaren Zugspannungen bei gleicher Rissöffnung. Grundsätzlich hat auch die Rissfestigkeit der Betonmatrix einen erheblichen Einfluss. Die zur vollständigen Übernahme der Zugkraft erforderliche Rissöffnung nimmt gegenüber der Rissfestigkeit überproportional zu.

Die Risstraganteile der Textilien lassen sich bis zu Rissöffnungen von ca. 0,05 mm einheitlich mit einer quadratischen Wurzelfunktion beschreiben. Eine sehr gute Verbundqualität des Textils kann jedoch durch einsetzende Filamentabrisse in der Randzone der Rovings bei größeren Rissöffnungen zu einer verminderten Lastaufnahme führen.



Die Risstraganteile der Kurzfasern unterscheiden sich ebenfalls stark in ihrer Charakteristik. Dispersible Glasfasern übernehmen nach Rissinitiierung am schnellsten Zugkräfte, können das erreichte Spannungsniveau aber nur kurz halten. PVA-Fasern verhalten sich mit einer langsamen, dafür aber sehr beständigen Übernahme von Zugkräften umgekehrt. Integrale Glasfasern stellen einen Kompromiss zwischen beidem dar und bieten sich daher als universelle Kurzfasern an. Es konnte gezeigt werden, dass die Superponierbarkeit der Risstraganteile prinzipiell gegeben ist, sofern sich keine Sondereffekte, wie z. B. Filamentabrisse ergeben. Davon ist bei den dispersiblen Glasfasern auszugehen. Im Vergleich mit den Risstraganteilen der Textilien wurde deutlich, dass mit den integralen und dispersiblen Glasfasern bis zu 45 % bzw. 80 % höhere Zugkräfte bei gleicher Rissöffnung und gleichem Bewehrungsgrad übernommen werden können.

Ein Vergleich zwischen Textilbetonprüfkörpern ohne Kurzfasern und solchen, die einen nach der beschriebenen Vorgehensweise ermittelten Fasergehalt aufweisen, konnte zeigen, dass die Bewehrungsdefizite beim Textilbeton mit Kurzfasern trotz einer deutlichen Zunahme der Erstrissspannung verkleinert werden können. Auch beim Spannungs-Dehnungsverhalten zeigte sich trotz des doppelt so hohen Spannungsniveaus bei gleichzeitig größerer Rissanzahl keine verringerte lokale Steifigkeit im Bereich der Rissbildung.

## **7.4 Textilbeton mit Kurzfasern im gerissenen Zustand**

### **7.4.1 Allgemeines**

Die Erstrissspannung als eine der wichtigsten Eigenschaften von Textilbeton wurde bereits in Abschnitt 7.2 eingehend untersucht und beschrieben. Im vorangegangenen Abschnitt wurde das Zusammenspiel der Materialkomponenten in einem aufgehenden Riss beschrieben. Im Fokus dieses Abschnitts steht daher, das Nachrissverhalten des Verbundwerkstoffs zu beschreiben und die Auswirkungen der rissbildenden Prozesse auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern darzustellen.

Eine wesentliche Fragestellung bei der Kombination von Textilbeton mit Kurzfasern ist die Beschreibung der Rissbildungsphase, die beim reinen Textilbeton, je nach verwendetem Textil, bei einer bestimmten Gesamtdehnung abgeschlossen ist, da die beim Versagen des Textils erreichte Zugkraft größer ist als die, die über den Verbund in den Beton eingetragen werden kann. Bei zusätzlicher Kurzfaserbewehrung können die eintragbaren Zugkräfte hingegen deutlich gesteigert und der Rissbildungsbereich weiter vergrößert werden. Es werden die Einflüsse von verschiedenen Kurzfasertypen auf den mittleren Rissabstand, deren Fähigkeit, Zugkräfte in die Betonmatrix einzutragen sowie die Verteilung der Risshäufigkeiten und Unterschiede in der Rissart beschrieben.

Im Anschluss wird zunächst das allgemeine Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern anhand einer erweiterten Einteilung der Zugspannungs-Dehnungslinie verdeutlicht, welche auf den verschiedenen rissbildenden Prozessen basiert. Die abschnittsweise Unterteilung der Spannungs-Dehnungslinien aller durchgeführten Zugversuche soll helfen, die kurzfaserspezifischen Einflüsse auf die Rissprozesse und das Tragverhalten besser zu verstehen. Da die Unterteilung der Rissprozesse alleine anhand der Spannungs-Dehnungslinie schwierig ist, werden weitere Merkmale wie die Rissart und die Risshäufigkeit ausgewertet, die ebenfalls von den rissbildenden Prozessen bestimmt werden.

Im Anschluss daran werden die Einflüsse von Kurzfasern auf das allgemeine Zugspannungsniveau und die lokalen Steifigkeiten der Zugspannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern beschrieben. Abschließend wird auf die Bruchdehnungen und damit verbunden auch auf die erreichbaren Bruchspannungen des Verbundwerkstoffs eingegangen.

### **7.4.2 Versuchsprogramm**

Für die Auswertungen in diesem Abschnitt wurden alle Prüfserien, in denen das Zugspannungs-Dehnungsverhalten an Dehnkörpern ermittelt wurde, herangezogen. Dabei wurden nur die Serien berücksichtigt, die gemäß dem in Anhang A3.1

beschriebenen Versuchsaufbau und den zugehörigen Randbedingungen geprüft wurden:

- Prüfalter: 28 Tage
- Vorlagerung: 21 Tage feucht, 7 Tage trocken (7dTr)
- Ausrichtung der Textilien durch leichtes händisches Vorspannen
- Endverankerte Textilien zur Vermeidung von Verbundversagen im Einspannbereich

Insgesamt liegen damit Versuchsdaten von 85 Dehnkörperversuchen vor, die in Tabelle 17 zusammengestellt sind. Bei allen Prüfserien mit Kurzfasern wurden zwei Lagen des Textils 2D-16-08 (1200 tex) als Grundbewehrung eingebaut. Zur Untersuchung des Tragverhaltens ohne Kurzfasern wurden auch reine Textilbetone mit zwei und drei Lagen Textil geprüft. Die Kurzfasertypen wurden so gewählt, dass sich eine möglichst große Bandbreite hinsichtlich der Geometrie- und Materialparameter ergab. Die Datenbasis der Zugversuche entspricht in etwa der, die auch schon in Abschnitt 7.2.5 zur Beschreibung der Erstrissspannung herangezogen wurde. Einige Einzelversuche wurden jedoch aussortiert, wenn es z. B. offensichtlich zum frühzeitigen Versagen des Textils vor Abschluss der Rissbildung kam.

Bei einem Teil der Prüfserien wurden die Verformungen nicht mit induktiven Wegaufnehmern an beiden Seiten des Dehnkörpers, sondern mit dem optischen Messsystem ARAMIS der GOM GmbH erfasst. Diese Möglichkeit der Verformungsmessung ermöglicht zusätzlich zur Darstellung der Spannungs-Dehnungslinien auch die Visualisierung und Quantifizierung von Rissen während der Prüfung. Die Untersuchungen zur Rissentwicklung und zur Rissart sowie die Beschreibung des Tragverhaltens während der Rissbildung können daher nur auf Basis dieser Versuche erfolgen.

### **7.4.3 Darstellung und Auswertung der Ergebnisse**

Zur Darstellung der charakteristischen Unterschiede der Spannungs-Dehnungslinien von Textilbetonen mit den verschiedenen Kurzfaservarianten und der jeweiligen Unterschiede zum reinen Textilbeton werden hier zunächst exemplarisch ausgewählte Verläufe aus jeder Serie gegenübergestellt. Diese wurden in einem engen Zeitraum mit dem optischen Messsystem geprüft und unter gleichen Bedingungen von einer Person hergestellt. Die Verläufe sind daher gut miteinander vergleichbar. Für jeden Kurzfasertyp enthält Bild 93 Spannungs-Dehnungslinien von Textilbetonen mit zwei Lagen Textil und einem Kurzfasergehalt von 0,5 Vol.-% und 1,5 Vol.-%. Für eine bessere Vergleichbarkeit enthält jedes Diagramm zusätzlich die Spannungs-Dehnungslinien eines Textilbetons mit zwei Lagen Textil ohne Kurzfasern. Ebenfalls sind die Spannungs-Dehnungslinien von reinem Textilbeton mit zwei- und dreilagiger Textilbewehrung im direkten Vergleich dargestellt.

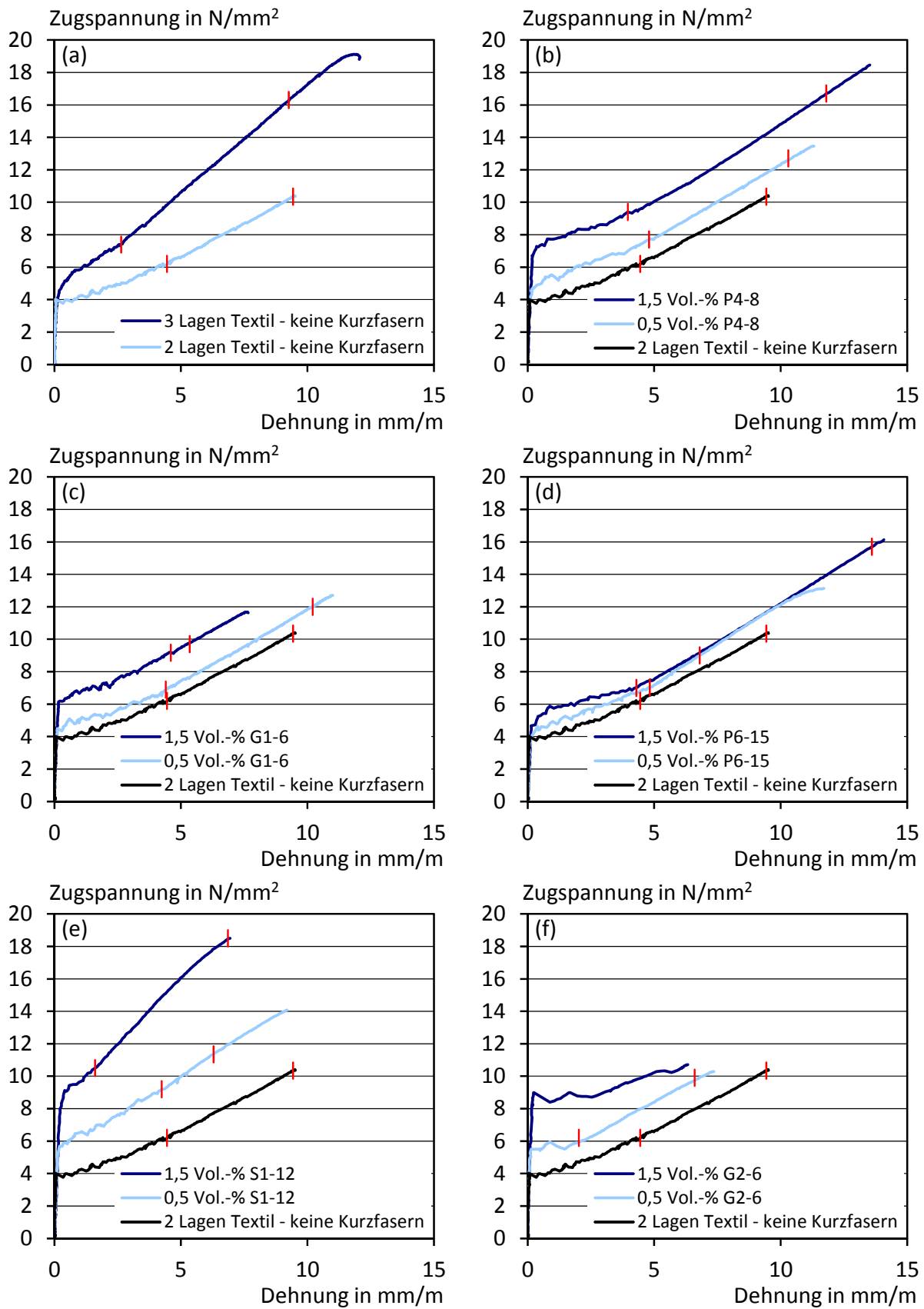


Bild 93: Einfluss von verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von Textilbetonen mit Kurzfasern (Textilbewehrung: 2 Lagen 2D-16-08)

Auf die Darstellung mittlerer Spannungs-Dehnungslinien jeder Serie wurde verzichtet, um eine Glättung der charakteristischen Rissbereiche zu vermeiden. Zwei rote Markierungspunkte in jedem Spannungs-Dehnungsverlauf kennzeichnen einen Wechsel der Rissart, auf den im weiteren Verlauf noch eingegangen wird, und das Ende der Rissbildung. Eine Gesamtübersicht über die Spannungs-Dehnungslinien aller Versuchsserien ist je Fasertyp und Fasergehalt in Anhang A2.5 dargestellt.

Alle geprüften Dehnkörper wurden auch hinsichtlich ihrer mittleren Rissabstände untersucht. Als genaueste Möglichkeit zur Ermittlung der Rissanzahl stellte sich die Handzählung nach dem Anfeuchten der Dehnkörper mit einem nassen Tuch heraus. Die Risse wurden sowohl auf der abgezogenen Einfüllseite als auch auf der glatten Schalseite jedes Dehnkörpers gezählt. Aufgrund der geringen trocknungsbedingten Verkrümmung der Dehnkörper ergab sich auf der verkürzten Einfüllseite in einigen Fällen eine etwas höhere Rissanzahl. Da eine Zuordnung der Risse auf beiden Seiten der Dehnkörper in vielen Fällen nicht möglich war, wurden die Rissabstände beider Seiten gemittelt. Tabelle 17 zeigt die mittleren Rissabstände und die zugehörigen Variationskoeffizienten für jede Serie.

Tabelle 17: Mittlere Rissabstände von Textilbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten

Kurzfaserbewehrung <sup>1)</sup>	Fasergehalt	Anzahl Dehnkörper	mittlerer Rissabstand	Variationskoeffizient
	Vol.-%	-	mm	%
keine, nur 2 Lagen Textil	0	12 <sup>2)</sup>	8,7	22,5
keine, nur 3 Lagen Textil	0	6 <sup>2)</sup>	6,9	8,8
G1-6 (Glas)	0,50	8 <sup>2)</sup>	10,9	14,0
	1,00	5	6,5	27,9
	1,50	8 <sup>2)</sup>	5,5	30,0
	2,00	10	3,1	13,1
G2-6 (Glas)	0,50	3 <sup>2)</sup>	14,9	15,5
	1,50	3 <sup>2)</sup>	8,3	12,4
P4-8 (PVA)	0,50	3 <sup>2)</sup>	7,6	6,9
	0,75	3	6,1	21,3
	1,50	6 <sup>2)</sup>	4,0	13,7
P6-15 (PP)	0,50	3 <sup>2)</sup>	7,3	10,1
	1,50	3 <sup>2)</sup>	5,9	3,4
S1-12 (Stahl)	0,50	3 <sup>2)</sup>	6,4	4,1
	0,75	3	5,2	3,9
	1,50	6 <sup>2)</sup>	2,9	11,1

<sup>1)</sup> Textilbewehrung in allen Dehnkörpern mit Kurzfasern: zwei Lagen 2D-16-08

<sup>2)</sup> teilweise ARAMIS-Daten vorhanden

Der Textilbeton mit der Referenzbewehrung von zwei Lagen Textil weist einen mittleren Rissabstand von 8,7 mm auf. Mit einer dritten Lage Textil kann der Rissabstand auf 6,9 mm verringert werden. Mit Ausnahme der jeweils geringsten Glasfasergehalte kann der Rissabstand von Textilbeton auch mit allen Faserbetonen verringert werden. Zudem ist eine kontinuierliche Verringerung der Rissabstände mit steigendem Fasergehalt bei allen Fasertypen ersichtlich.

Im direkten Vergleich zu einer dritten Lage Textil, die einem Bewehrungsgrad von 0,75 % entspricht, werden bei einer Kurzfaserdosierung von 0,5 Vol.-% nur mit den Stahlfasern und bei einem Fasergehalt von 0,75 Vol.-% auch mit den PVA-Fasern vergleichbare oder noch kleinere Rissabstände erzielt. Bei einem Fasergehalt von 1,5 Vol.-% können mit allen Fasertypen, mit Ausnahme der dispersiblen Glasfasern, kleinere Rissweiten gegenüber einer dritten Lage Textil erzielt werden.

Im besten Fall kann mit den Stahlfasern (S1-12) ein mittlerer Rissabstand von nur 2,9 mm erreicht werden. Überraschend gute Ergebnisse können im Zusammenspiel mit dem Textil auch mit den sehr weichen PP-Fasern (P6-15) erzielt werden. Die beobachtete Rissverfeinerung durch die PP-Fasern ist vor allem deshalb als bemerkenswert einzustufen, weil sie im Gegensatz zum reinen Textilbeton trotz einer Steigerung der Rissfestigkeit des Betons zustande kommt. Die geringste Wirksamkeit weisen die dispersiblen Glasfasern auf, die wie in Abschnitt 7.3.5 angedeutet wahrscheinlich bereits bei der Rissöffnung reißen. Auch die integralen Glasfasern scheinen bei sehr kleinen Fasergehalten unwirksam zu sein. Auf die teilweise großen Unterschiede zwischen den Kurzfasertypen wird im folgenden Abschnitt näher eingegangen.

Die Variationskoeffizienten fallen bei einigen Varianten hoch aus. Diese ergeben sich entweder aus einer zu geringen Versuchszahl oder aus dem Zusammenführen von Versuchsserien, die zeitlich sehr weit auseinander liegen und von unterschiedlichen Mitarbeitern hergestellt wurden. Hier kann ein persönlicher Einfluss, z. B. bei der Ausrichtung der Textilien oder dem Laminiervorgang, nicht ausgeschlossen werden.

Zur Visualisierung der Rissbilder und zum Vergleich der Risscharakteristik können die Versuche mit optischer Verformungsmessung herangezogen werden. Für jeden Zeitschritt (hier 1-2 Sekunden) liegt die Verteilung der Dehnungen im jeweils betrachteten Messfeld vor. Durch die Definition einer Grenzdehnung, die nach Überschreitung auf einen Riss hindeutet, kann das Dehnungsfeld farblich in einen Bereich unterhalb und oberhalb dieser Grenzdehnung unterteilt werden. So entsteht ein Zweifarbenbild mit klarer Abgrenzung der Risse. Für die in Bild 93 exemplarisch dargestellten Einzelversuche sind die Rissaufnahmen im Zustand kurz vor dem Versagen des Dehnkörpers in Bild 94 zur Anschauung gegenübergestellt.

Beim Vergleich der Rissabstände, die auf Basis der optischen Messungen und zur Kontrolle zusätzlich durch Handzählung nach dem Anfeuchten der Prüfkörper ermittelt wurden, fiel auf, dass nicht alle bei der Handzählung erkannten Risse mit

dem optischen Messverfahren visualisiert werden konnten. Einige Risse mit sehr kleinen Rissweiten wurden möglicherweise von dem optischen System nicht erkannt und fehlen in Bild 94. Dennoch ist die Darstellung sehr gut geeignet, um die Risscharakteristiken der verschiedenen Varianten zu vergleichen.

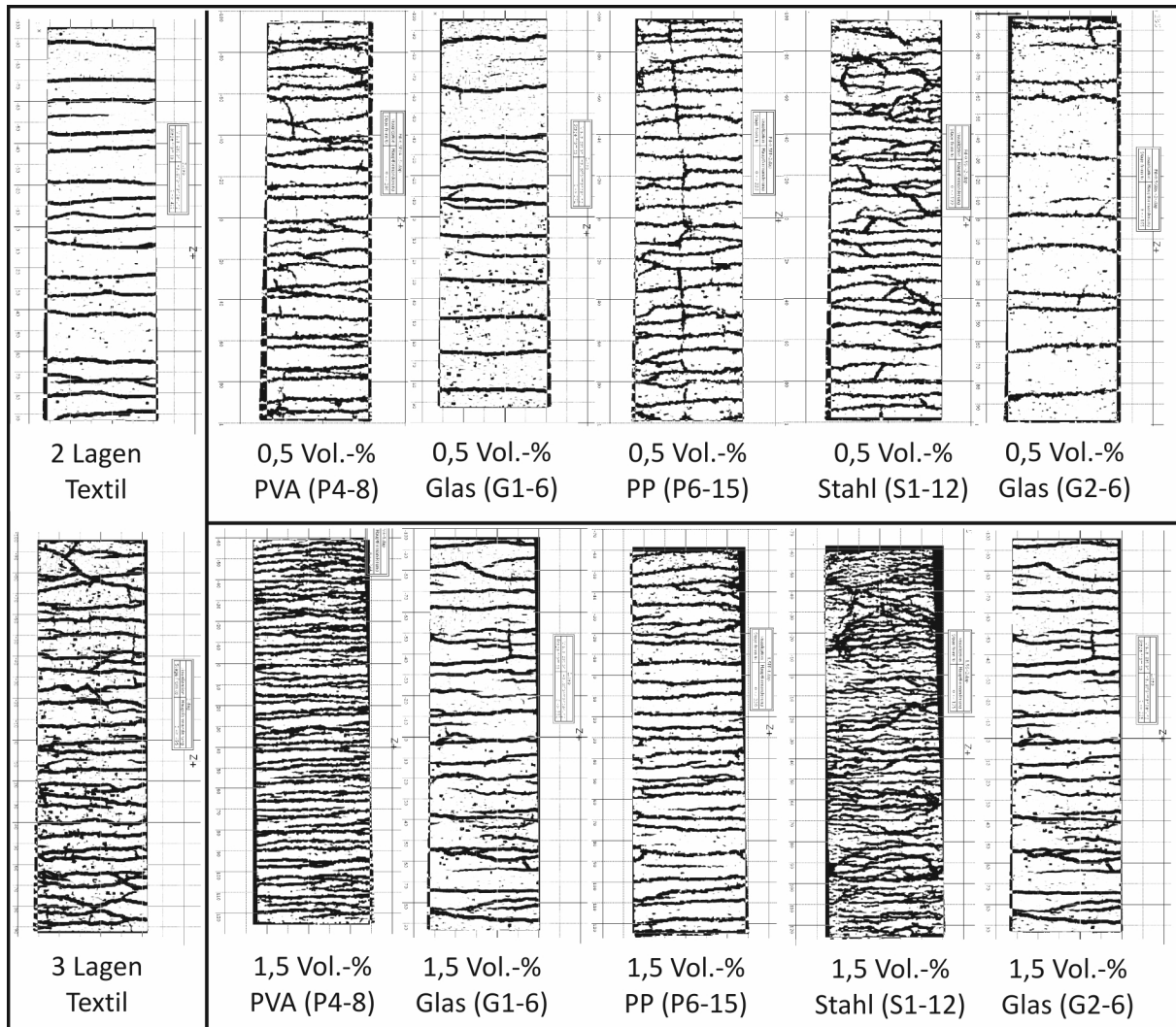


Bild 94: Visualisierung der Rissbilder von Textilbetonen mit Kurzfasern mit einem optischen Messverfahren (ARAMIS)

#### 7.4.4 Beschreibung der Rissbildung

##### 7.4.4.1 Bewertung der krafteinleitenden Wirkung von Kurzfasern

Die krafteinleitende Wirkung eines bestimmten Kurzfasergehaltes beschreibt die Fähigkeit, Zugkräfte in die Betonmatrix einzuleiten. Dabei werden Faserverteilung und -orientierung verschmiert betrachtet. Die folgenden Betrachtungen beziehen sich immer auf die gemeinsame Wirkung der Textilbewehrung und der jeweiligen Kurzfaserdosierung. Da der Textilgehalt bei allen Versuchen konstant gehalten wurde, können die Ergebnisse direkt auf die Kurzfasern bezogen werden. Die im Versuch

gemessenen Rissabstände werden jedoch gleichermaßen von den Rissspannungen der Betonmatrix und den Verbundeigenschaften der Kurzfasern beeinflusst, so dass die krafteinleitende Wirkung der Kurzfasern nur durch eine getrennte Betrachtung dieser Einflüsse beschrieben werden kann.

Die Fähigkeit einer Kurzfaser, das Rissbild zu verfeinern, wird im Folgenden mit einem Rissverfeinerungsfaktor beschrieben. Dieser ergibt sich aus dem mittleren Rissabstand des reinen Textilbetons von 8,7 mm dividiert durch den mittleren Rissabstand des Textilbetons mit Kurzfasern. Ein Rissverfeinerungsfaktor von zwei bedeutet eine Halbierung des Rissabstandes. Die anhand der Versuche für jeden Kurzfasergehalt und -typ ermittelten Rissverfeinerungsfaktoren sind in Abhängigkeit des Fasergehaltes in Bild 95 schwarz dargestellt. Von allen Kurzfasertypen wird jedoch auch die Rissspannung der Betonmatrix erhöht (vgl. Abschnitt 7.2). Die Steigerungsfaktoren sind, bezogen auf die Rissspannung des reinen Textilbetons, in Bild 95 rot dargestellt. Ein Steigerungsfaktor von zwei beschreibt beispielsweise eine doppelt so hohe Rissspannung. Da es trotz höherer Rissspannungen meist zu einer Rissverfeinerung kommt, bedeutet dies, dass die krafteinleitende Wirkung der Kurzfasern stärker ausgeprägt sein muss als die Fähigkeit, die Rissspannung zu erhöhen.

Zur indirekten Darstellung der krafteinleitenden Wirkung der Kurzfasern müssen die im Versuch gemessenen Rissabstände um den Einfluss der Rissspannungen der Betonmatrix bereinigt werden. Dazu werden die im Versuch ermittelten Rissverfeinerungsfaktoren mit den Steigerungsfaktoren der Rissfestigkeit multipliziert. Die krafteinleitende Wirkung der jeweiligen Hybridbewehrung, bezogen auf die krafteinleitende Wirkung der Textilbewehrung, ist ebenfalls als Faktor in den Diagrammen in Bild 95 grün dargestellt.

Beim Vergleich der krafteinleitenden Wirkungen wird deutlich, dass diese bei allen Kurzfasertypen mit steigendem Fasergehalt überproportional zunehmen. Abweichungen davon ergeben sich nur bei den PP-Fasern, die einen eher linearen Zusammenhang zeigen und bei beiden Glasfasertypen bei geringer Dosierung. Da sich die Rissabstände bei einem Glasfasergehalt von 0,5 Vol.-% in gleichem Maße (G1-6) oder sogar stärker (G2-6) vergrößern als die Rissspannungen zunehmen, ergibt sich eine unveränderte (G1-6) oder gar negative (G2-6) krafteinleitende Wirkung. Letzteres ist ausgeschlossen, so dass davon ausgegangen werden muss, dass die Rissbildung beim Versagen des Textils noch nicht vollständig abgeschlossen war.

Bei größeren Glasfasergehalten setzt bei beiden Fasertypen eine krafteinleitende Wirkung ein, die bei den dispersiblen Glasfasern bis zu einem Fasergehalt von 1,5 Vol.-% noch nicht ausreicht, um das Rissbild zu verfeinern und bei den integralen Glasfasern schließlich zu einem Verlauf analog zu denen der anderen Fasertypen führt.



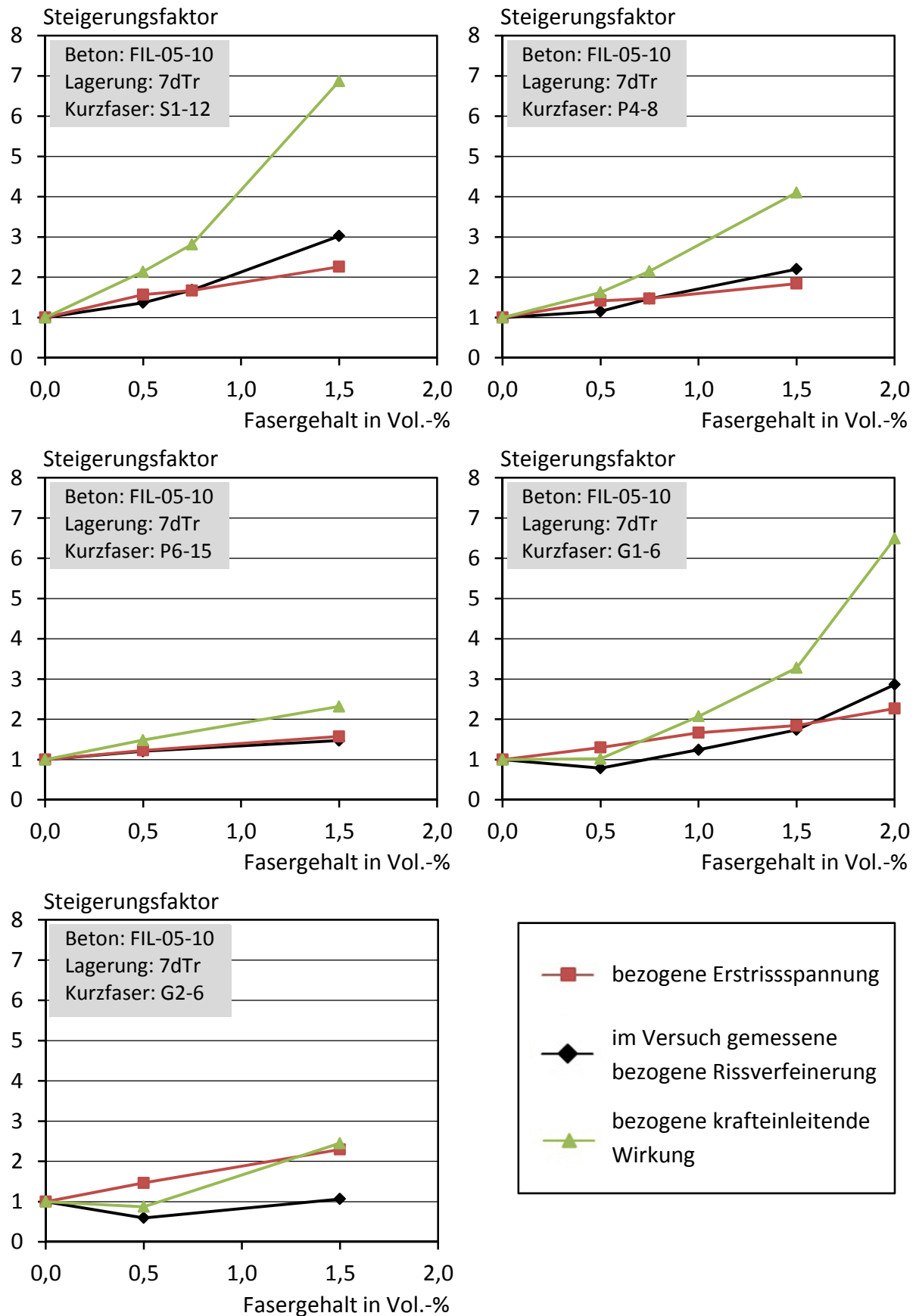


Bild 95: Auf den reinen Textilbeton bezogene Erstrissspannung, gemessene Rissverfeinerung und krafteinleitende Wirkung von Textilbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen und -gehalten

Die bezogenen krafteinleitenden Wirkungen der Hybridbewehrungen sind in Abhängigkeit des Fasergehaltes in Bild 96 vergleichend gegenübergestellt. Zusätzlich ist die krafteinleitende Wirkung einer weiteren Lage Textil (insgesamt drei) für einen Vergleich mit den Kurzfasern dargestellt. Auch bei einem vergleichbaren Bewehrungsgehalt von 0,75 % wird mit den Kurzfasern (außer G2-6) bereits die gleiche oder eine bessere krafteinleitende Wirkung erreicht.

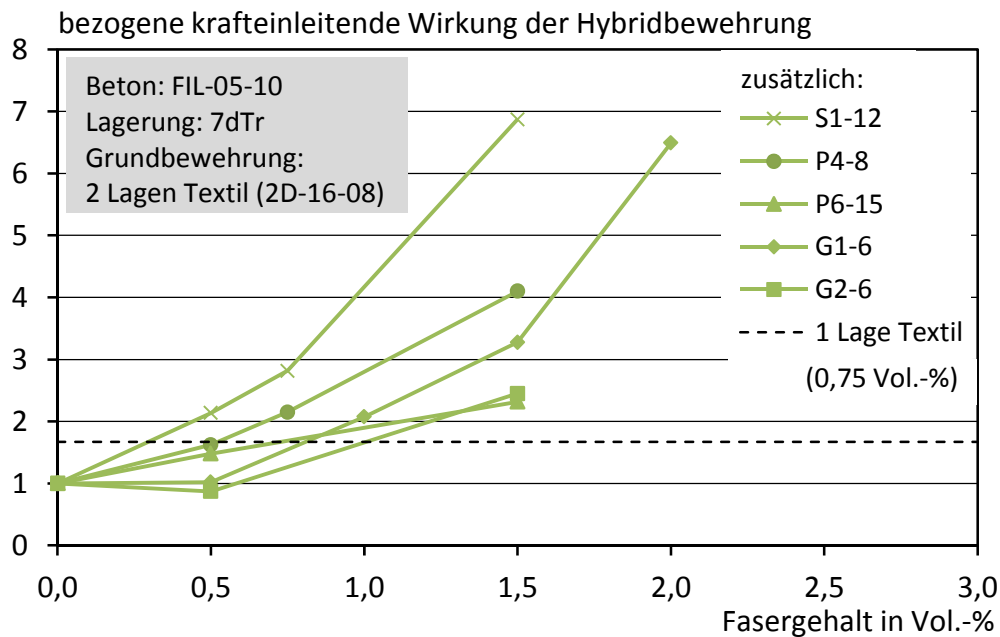


Bild 96: Gegenüberstellung der bezogenen krafteinleitenden Wirkung von Textilbetonen mit verschiedenen Kurzfasertypen in Abhängigkeit vom Fasergehalt

Warum bei kleinem Fasergehalt die krafteinleitende Wirkung der Glasfasern eingeschränkt ist, ist aus den Versuchen zunächst nicht klar ersichtlich. An den Bruchflächen der mit integralen Glasfasern bewehrten Dehnkörper waren ausgezogene Kurzfasern erkennbar. Zumindest bei diesen Kurzfasern erscheint ein Abreißen daher unwahrscheinlich. Bei Dehnkörpern mit dispersiblen Glasfasern waren augenscheinlich keine Kurzfasern zu erkennen. Es ist denkbar, dass diese bei schiefwinkliger Beanspruchung vermehrt abreißen. Dies wird auch von Barhum /Bar12a/ berichtet und steht im Einklang mit den Spannungs-Rissöffnungsversuchen in Abschnitt 7.3.5, bei denen eine Superponierbarkeit der Risstraganteile nicht nachgewiesen werden konnte.

Zur möglichen Klärung der fehlenden Faserwirksamkeit bei kleinen Fasergehalten können die folgenden Überlegungen zum gemeinsamen Rissbildungsprozess von Textilien und Kurzfasern angestellt werden. Bei der Kombination verschiedener Bewehrungsarten orientiert sich die Kraftaufteilung im Riss an den effektiven Steifigkeiten der Bewehrungsarten. Diese sind abhängig von der spezifischen Oberfläche, der Verbundqualität und dem E-Modul der Bewehrung. Die effektiven Steifigkeiten von

Kurzfasern zu Beginn der Rissöffnung sind z. B. dann besonders hoch, wenn entweder bei gleichem Faservolumen sehr kurze Kurzfasern verwendet werden, da sich hieraus eine höhere Faseranzahl ergibt, oder wenn ein hoher Faservolumengehalt eingesetzt wird. Entsprechend werden die Zugkräfte auf kürzerem Weg eingetragen. Bei einem ausreichend hohen Fasergehalt führt dies schließlich zu kleineren Rissabständen. Ist der Fasergehalt jedoch zu niedrig, kann es bei zu kurzen Kurzfasern passieren, dass die Auszugsphase mehrheitlich erreicht wird, bevor die Kurzfasern gemeinsam mit dem Textil die zur Bildung eines weiteren Risses erforderliche Zugkraft in den Beton eingetragen haben. Durch den einsetzenden Faserauszug bleibt zumindest ein Teil der Verbundfläche der Kurzfasern mit Blick auf eine Rissverfeinerung ungenutzt. Im ungünstigsten Fall werden die Kurzfasern vollständig ausgezogen, bevor es zum nächsten Riss kommt. Dann würde sich prinzipiell der Rissabstand des reinen Textilbetons ergeben. In Abhängigkeit von Zugkraftanteil und Verbundqualität werden sich in der Regel verschiedene Einleitungslängen bei Textilien und Kurzfasern ergeben. Risse können jederzeit noch an den Stellen auftreten, an denen noch nicht beide Bewehrungsarten Zugkräfte eingetragen haben. Die Zugkraftanteile haben aber nur dann Einfluss auf den endgültigen mittleren Rissabstand, wenn diese einen frühzeitigen Faserauszug wie beschrieben herbeiführen. Ansonsten haben sie lediglich Einfluss auf die Reihenfolge der Rissbildung.

Auf Basis der beschriebenen Abhängigkeiten können die größeren Rissabstände bei den Textilbetonen mit kleinen Glasfasergehalten erklärt werden. Beide Glasfasertypen haben nur eine Länge von 6 mm. Zu beachten ist, dass die Kurzfasern im Mittel nur zu einem Viertel ihrer Faserlänge eingebunden sind. Der geringe Fasergehalt von 0,5 Vol.-% macht es zudem wahrscheinlicher, dass am Ende der Aktivierungsphase der Kurzfasern die Rissfestigkeit der Matrix noch nicht erreicht ist. Die kurze Faserlänge führt gleichzeitig dazu, dass das Ende der Aktivierungsphase früher erreicht wird. Änderungen an beiden Größen würden dem Problem entgegenwirken.

Die positiven Auswirkungen eines höheren Fasergehaltes (G1-6) gehen aus Bild 96 hervor. Eine Verwendung längerer Glasfasern bei gleichem Fasergehalt müsste dann dazu führen, dass die Last aufgrund der geringeren Faseranzahl auf längerem Weg eingetragen wird. Damit steigt die Wahrscheinlichkeit, dass am Ende der Aktivierungsphase die Rissfestigkeit zusammen mit dem Textil erreicht wird. Um die Argumentation experimentell zu untermauern, wurde eine Serie mit 0,5 Vol.-% der integralen Glasfaser G1 mit einer Faserlänge von 12 mm anstelle 6 mm nachträglich hergestellt und hinsichtlich Erstrissspannung und mittlerem Rissabstand ausgewertet. Im Gegensatz zu der fehlenden krafteinleitenden Wirkung der 6 mm langen Kurzfasern (vgl. Bild 95, G1-6) kann mit 12 mm langen Glasfasern bei gleichbleibender Erstrissspannung auch schon mit 0,5 Vol.-% Kurzfasern eine Rissverfeinerung wie erwartet festgestellt werden. Ersetzt man die alten Datenpunkte bei einem Fasergehalt von 0,5 Vol.-% durch die neu ermittelten, ergibt sich die Darstellung in Bild 97. Damit wird einerseits bestätigt, dass die Faserlänge von 6 mm

bei einem geringen Fasergehalt von 0,5 Vol.-% zu kurz ist und daher nicht zur Rissverfeinerung beitragen kann. Andererseits zeigen die Ergebnisse bei höheren Fasergehalten, dass der Nachteil einer zu kurzen Faserlänge gemäß der oben dargestellten Argumentation durch höhere Fasergehalte kompensiert werden kann. Das bedeutet, dass bei sehr kurzen Fasern ein besonders hoher Fasergehalt vorhanden sein muss, um gegenüber reinem Textilbeton eine Rissverfeinerung zu erreichen.

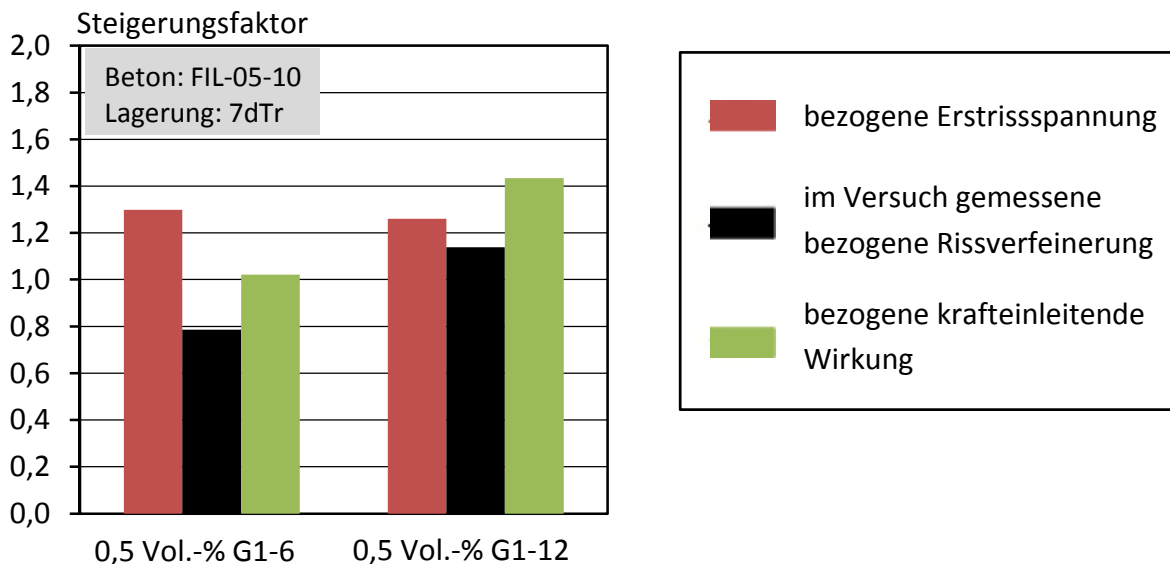


Bild 97: Einfluss der Überschreitung einer Mindestlänge der Kurzfasern auf die bezogene Erstrissspannung, Rissverfeinerung und krafteinleitende Wirkung bei gleichzeitiger Bewehrung mit Textilien und Kurzfasern

Bei Betrachtung von Bild 95 fällt auch auf, dass die krafteinleitende Wirkung genau dann besonders groß ist, wenn auch die Erstrissspannung hoch ausfällt. Zur Überprüfung eines allgemeinen Zusammenhangs können die Steigerungsfaktoren der Erstrissspannung des Betons und die bezogene krafteinleitende Wirkung der Hybridbewehrung jedes einzelnen Dehnkörpers in einem Diagramm gemeinsam aufgetragen werden (Bild 98). Die Glasfaservarianten mit den zuvor beschriebenen Sondereffekten bei der Krafteinleitung (G2-6 und 0,5 Vol.-% G1-6) sind in Bild 98 separat in grau dargestellt. Für die übrigen Kurzfaservarianten zeigt sich eine klare Abhängigkeit beider Größen, die sich gut mit einer Potenzfunktion beschreiben lässt.

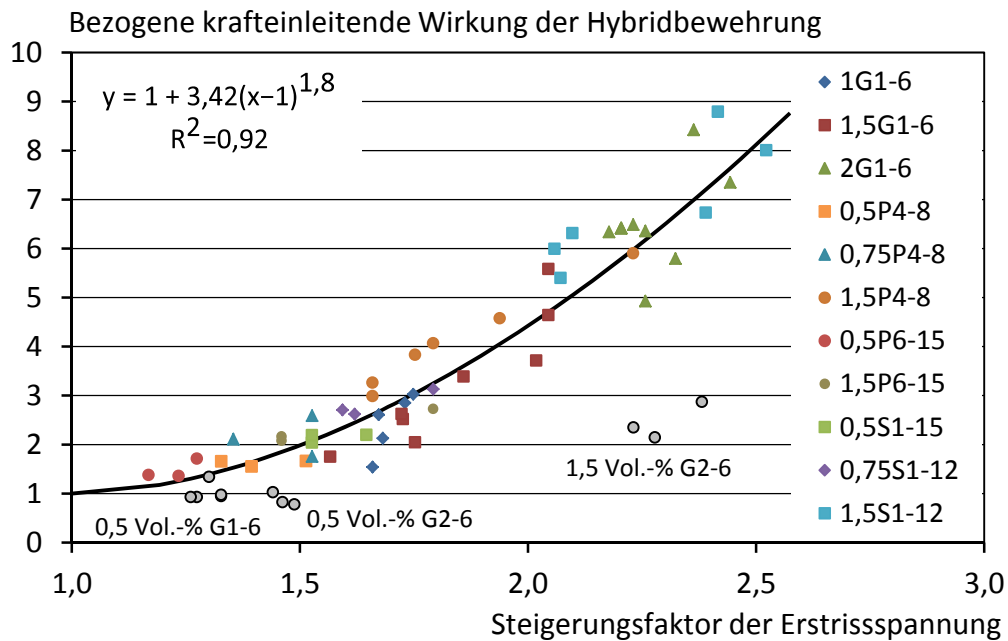


Bild 98: Korrelation zwischen krafteinleitender Wirkung (Rissverfeinerung) und Einfluss auf die Rissspannung der Betonmatrix von verschiedenen Kurzfasertypen

Der unabhängig vom Fasermaterial hergestellte Zusammenhang zwischen der Erhöhung der Rissspannung des Betons und den krafteinleitenden Eigenschaften von Kurzfasern ist interessant. Man kann daraus ableiten, dass die die Krafteinleitung beeinflussenden Faktoren bei der Makrorissbildung ebenso bei der risshemmenden Wirkung zur Steigerung der Rissspannung der Betonmatrix relevant sind. Die farbliche Unterscheidung der einzelnen Serien lässt zudem erkennen, dass sich der Zusammenhang auch innerhalb der Streubreite einer Serie widerspiegelt (z. B. 1,5 G1-6). Dies bestätigt die Ähnlichkeit der Mechanismen bei der Erhöhung der Rissspannung und der Rissbildung, d. h. die Vielzahl an Faserparametern, die die Rissspannung der Matrix beeinflussen, bestimmen gleichermaßen auch die krafteinleitende Wirkung bei der Makrorissbildung. Alternativ dazu könnte die von Barhum und Mechtcherine /Bar12b/ beschriebene Steigerung der Rissanzahl durch vermehrte rissauslösende Mikrorisse, die wiederum bei höheren Rissspannungen gebildet werden, als ein Grund für die gefundene Korrelation angesehen werden (vgl. Abschnitt 2.4).

Bild 98 verdeutlicht vor allem, dass die bezogene krafteinleitende Wirkung der Hybridbewehrung grundsätzlich größer ausfällt als die Steigerungsfaktoren der Erstrissspannung. Das bedeutet, dass die Kurzfasern bei der Erhöhung der Erstrissspannung weniger effektiv sind als bei der Krafteinleitung. Damit ergibt sich eine komfortable Situation im Hinblick auf die Kombination von Textilbeton mit Kurzfasern, denn die Erhöhung der Rissfestigkeit der Matrix würde sonst einer Verfeinerung des Rissbildes entgegenstehen. Leutbecher /Leu07/ z. B. stellte diesen Sachverhalt bei der Kombination von Stabstahl und Stahlfasern nicht fest. Er

beschreibt die Rissbildung als quasi unabhängig vom Fasergehalt, mit der Begründung, dass sich bei höherer Erstrissspannung der Matrix auch die Einleitungslängen entsprechend vergrößern. Aufgrund der kontinuierlichen Rissverfeinerung bei zunehmender Erstrissspannung bzw. zunehmendem Fasergehalt stellt sich sogar ein progressiver Verlauf ein. Die separat dargestellten Glasfaservarianten weichen von dem beschriebenen Zusammenhang ab, da die Krafteinleitung aus den zuvor beschriebenen Gründen behindert wird. Der gezeigte Zusammenhang beschreibt daher nur Kurzfasern, die bei Rissöffnung nicht abreißen und während der Rissbildungsphase in ihrer Aktivierungsphase verbleiben.

#### **7.4.4.2 Spannungsbereich und Mechanismus der Rissbildung**

Bei den Versuchsreihen mit optischer Verformungsmessung kann auch die Entwicklung der Risse ausgewertet werden. Durch einen Vergleich der aufgenommenen Rissbilder können die Risshäufigkeit und die Art der Rissbildung für jeden Versuch dokumentiert werden.

Zunächst wurden die Spannungsbereiche der Rissbildung bei jedem Versuch ermittelt. Diese werden durch die Zugspannung beim ersten und beim letzten Riss begrenzt und liefern keine Hinweise auf die Intensität der Rissbildung. Ein Riss wurde dann als letzter Riss betrachtet, wenn sich danach kein neuer vollständiger Riss mehr zwischen zwei bestehenden Rissen gebildet hat. Ein Anwachsen der Risslänge von schon bestehenden Teilrissen wurde nicht als Fortsetzung der Rissbildung betrachtet. Tabelle 18 fasst die mittleren Zugspannungen beim ersten und beim letzten Riss, den entsprechenden Verhältniswert sowie die Bruchspannungen je Prüfserie zusammen.

Für Stahlbeton wird im Model Code 1990 /CEB93/ für die maximale Rissspannung das 1,3-fache der Erstrissspannung vorgeschlagen. Aus Tabelle 18 wird jedoch ersichtlich, dass bei nahezu allen Zugversuchen an Textilbeton eine durchgängige Rissbildung bis mindestens ins letzte Drittel, oft auch bis zum Ende der Spannungs-Dehnungslinie erfolgt. Entstehen Risse bis zum Versagen des Textils, muss zudem davon ausgegangen werden, dass die kleinstmöglichen Rissabstände noch nicht erreicht wurden. Schaut man sich die in Bild 99 dargestellten mittleren Verhältniswerte der Zugspannungen beim ersten und letzten Riss an, stellt man fest, dass diese deutlich größer und sowohl für den reinen Textilbeton mit zwei Lagen als auch für die Textilbetone mit den Kurzfasern, die nicht mit Sondereffekten wie z. B. einem frühzeitigen Faserauszug behaftet sind, mit einem Faktor von ca. 2,5 recht ähnlich ausfallen. Zudem müssen die Rissspannungsverhältnisse teilweise als Mindestwert betrachtet werden, wenn Risse bis zum Textilversagen registriert wurden.

Tabelle 18: Spannungsbereiche der Rissbildung (erster und letzter Riss) von Textilbetonen mit und ohne Kurzfasern

Kurzfaserbewehrung <sup>1)</sup>	Fasergehalt	mittlere Zugspannung beim ersten Riss $\sigma_{ct,cr1}$	mittlere Zugspannung beim letzten Riss $\sigma_{ct,crN}$	$\frac{\sigma_{ct,crN}}{\sigma_{ct,cr1}}$	mittlere Bruchspannung $\sigma_{ctu}$
	Vol.-%	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	N/mm <sup>2</sup>
keine, nur 2 Lagen Textil	0	3,8	9,6	2,5	10,0
keine, nur 3 Lagen Textil	0	3,3	15,5	4,8	18,1
G1-6 (Glas)	0,5	4,1	10,6	2,6	11,2
	1,5	5,8	9,7	1,7	12,0
G2-6 (Glas)	0,5	5,4	9,0	1,7	9,7
	1,5	8,4	9,1	1,1	11,0
P4-8 (PVA)	0,5	3,8	10,9	2,9	12,8
	1,5	5,1	13,6	2,7	18,6
P6-15 (PP)	0,5	4,7	11,5	2,5	13,2
	1,5	6,9	17,4	2,5	16,2
S1-12 (Stahl)	0,5	4,9	12,8	2,6	14,0
	1,5	8,2	17,0	2,1	17,5

<sup>1)</sup> Textilbewehrung in allen Dehnkörpern mit Kurzfasern: zwei Lagen 2D-16-08

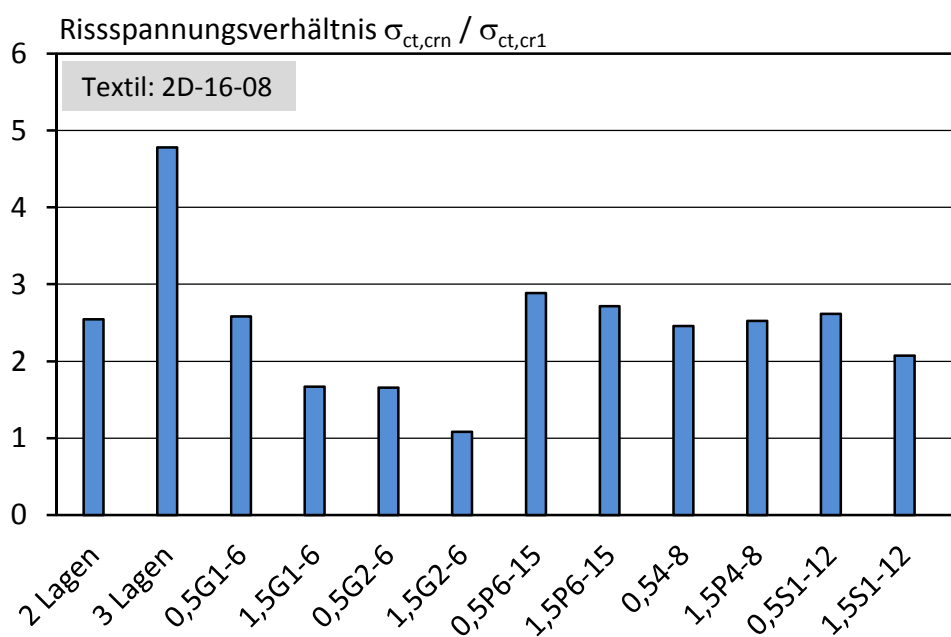


Bild 99: Zugspannungsverhältnisse zwischen dem ersten und letzten Riss von Textilbetonen ohne und mit Kurzfasern

Da die durchgängige Rissbildung je nach Art des Textils auch bei reinen Textilbetonen beobachtet wird (/Vos08/ und eigene Versuche), besteht kein grundsätzlicher Unterschied zwischen den Textilbetonen ohne und mit Kurzfasern. Bei Kurzfaserbetonen können sich jedoch die Prozesse der Rissbildung unterscheiden. Im Folgenden wird versucht, das teilweise sehr hohe Spannungsniveau der Rissbildung unter Berücksichtigung der schon bestehenden Erkenntnisse zu Textilbetonen zu ergründen und die kurzfaserspezifischen Unterschiede aufzuzeigen.

Die hohen Zugspannungen, meist oberhalb von  $10 \text{ N/mm}^2$ , bis zu denen sich bei fast allen Dehnkörpern noch Risse bilden, können nach einheitlicher Meinung in der Literatur nicht alleine auf die Streuung der Rissfestigkeiten der Betonmatrix zurückgeführt werden. Jesse /Jes04/ begründete die auf hohem Rissniveau stattfindende Rissbildung bei reinen Textilbetonen mit stark streuenden Querschnittsflächen aufgrund der Lage der Querrovings. Bruckermann /Bru07/ vermutete einen ausgeprägten Ohno-Hannant-Effekt (OH-Effekt, vgl. Bild 13), bei dem sich die inneren Filamente des Textils wie ein Bewehrungsglied mit nur geringem Verbund zu den äußeren Filamenten verhalten und durch die Gesamtverformung des Dehnkörpers zunehmend Zugkräfte aufnehmen. Letzteres erscheint auch für die hier durchgeführten Versuche zutreffend, da wie auch bei Bruckermann kein direkter Zusammenhang zwischen der Lage der Querrovings und den Rissen gefunden wurde und die Rissspannungen teilweise sehr hoch sind.

Nach Ohno und Hannant /Ohn94/ wird die Rissbildung von reinem Textilbeton nur in einer ersten Phase von den streuenden Rissfestigkeiten der Matrix bestimmt, und zwar so lange, bis sich die Einleitungsbereiche der inneren Filamente des Textils berühren. Ab diesem Zeitpunkt wird die Zugspannung zusätzlich durch die Streckung der inneren Filamente erhöht, wodurch die Risse, die anschließend nur noch von den Randfilamenten der Rovings erzeugt werden, auf ein höheres Spannungsniveau angehoben werden. Erst wenn auch die Randfilamente vollständig abgelöst sind, ist die Rissbildung abgeschlossen.

Diesen in /Ohn94/ ausführlich beschriebenen Mechanismus können die Kurzfasern je nach Steifigkeit, Gehalt und Verbundqualität mehr oder weniger stark überlagern und ergänzen, da von ihnen solange zusätzliche Zugkräfte in den Beton eingetragen werden können, bis der Faserauszug einsetzt. In Ergänzung zu den Ansätzen bei reinem Textilbeton kann es aber auch noch nach vollständiger Ablösung des Textils zu weiterer Krafteinleitung und Rissen bis in sehr hohe Lastbereiche, alleine durch die Kurzfasern, kommen. Die Entwicklung der Risse wird dabei in erster Linie von der Zugkraftaufteilung zwischen Textilien und Kurzfasern bestimmt. So ist sowohl eine sehr frühe als auch eine sehr späte Beteiligung der Kurzfasern an der Krafteinleitung möglich.

Werden z. B. ein sehr niedriger Gehalt an Kurzfasern oder Kurzfasern mit einer sehr geringen Steifigkeit dem Textilbeton zugegeben, erhalten die Kurzfasern bei der



Aufteilung der Zugkräfte im Riss nur einen geringen Anteil. Sie bleiben daher im Vergleich zu der zunächst vom Textil dominierten Rissbildung weitestgehend unwirksam. Allerdings können sie auch nach der Überlappung der Einleitungslängen der Textilien bei wachsenden Rissöffnungen noch weitere Zugkräfte in den Beton einleiten. Unter anderem wurde für diesen Fall einer späten Rissbildung durch eine zweite Bewehrungsart im Massivbau der Begriff „sukzessive Risteilung“ geprägt, der z. B. auch von Leutbecher /Leu07/ bei der Kombination von Stabstahl und Stahlfasern verwendet wird. Die sukzessive Risteilung ist besonders ausgeprägt, wenn die Krafteinleitung der Bewehrungsarten, beispielsweise aufgrund eines sehr geringen E-Moduls der Kurzfasern, zeitlich stark versetzt erfolgt.

Das wäre auch bei den hier untersuchten Kunststofffasern vorstellbar. Stellt sich eine typische sukzessive Risteilung durch die Kurzfasern ein, werden die ersten Risse zunächst hauptsächlich durch das Textil gebildet. Dies kann anhand der Rissentwicklung von Textilbeton mit 1,5 Vol.-% PVA-Fasern (P4-8) auch beobachtet werden. Bild 100 zeigt, dass sich mit den ersten 23 Rissen ein gleichmäßiges Rissbild einstellt, welches in etwa dem abgeschlossenen Rissbild des Referenzbetons nur mit Textil gleicht. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die später gebildeten Risse 24 bis 48 größtenteils durch sukzessive Risteilung von den Kurzfasern entstehen.

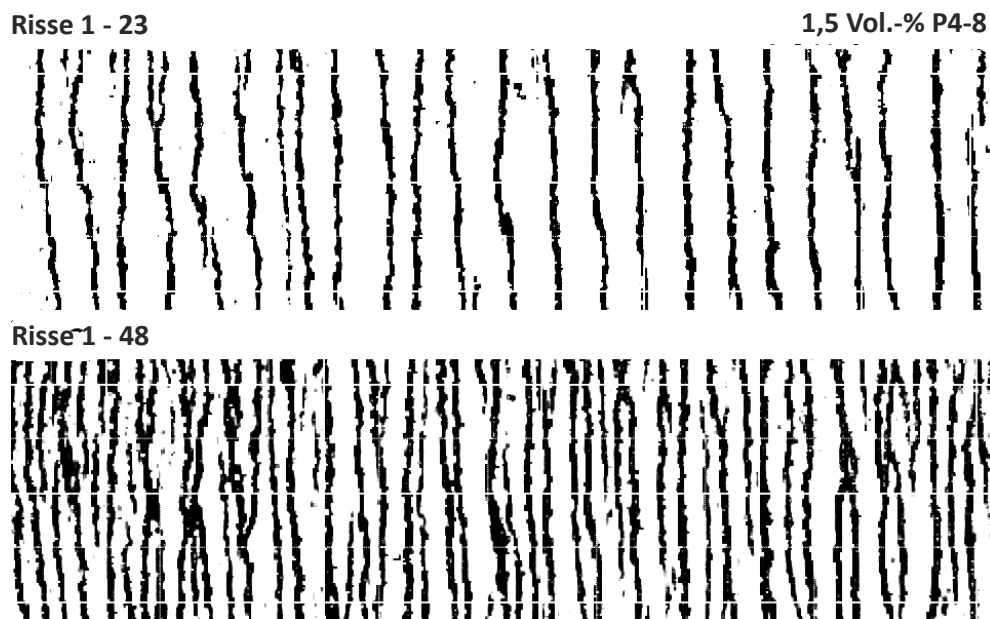


Bild 100: Exemplarische Darstellung der sukzessiven Risteilung bei Textilbeton mit 1,5 Vol.-% PVA-Fasern

Das gleiche Verhalten, jedoch mit einer weniger ausgeprägten Rissverfeinerung, zeigte sich auch bei dem kleinen Gehalt an PVA-Fasern und dem großen Gehalt an PP-Fasern (P6-15). Bei dem kleinen Gehalt an PP-Fasern ist die sukzessive Risteilung nicht mehr sichtbar ausgeprägt. E-Modul und Gehalt der Kurzfasern sind zu gering, um ausreichend große Zugkräfte noch innerhalb der Bruchdehnung des Textils

übernehmen zu können. Das Grundprinzip der sukzessiven Risteilung durch Kurzfasern nach vollständiger Ablösung des Textils ist in Bild 101 für einen Zwischenzustand vor weiterer Rissbildung dargestellt.

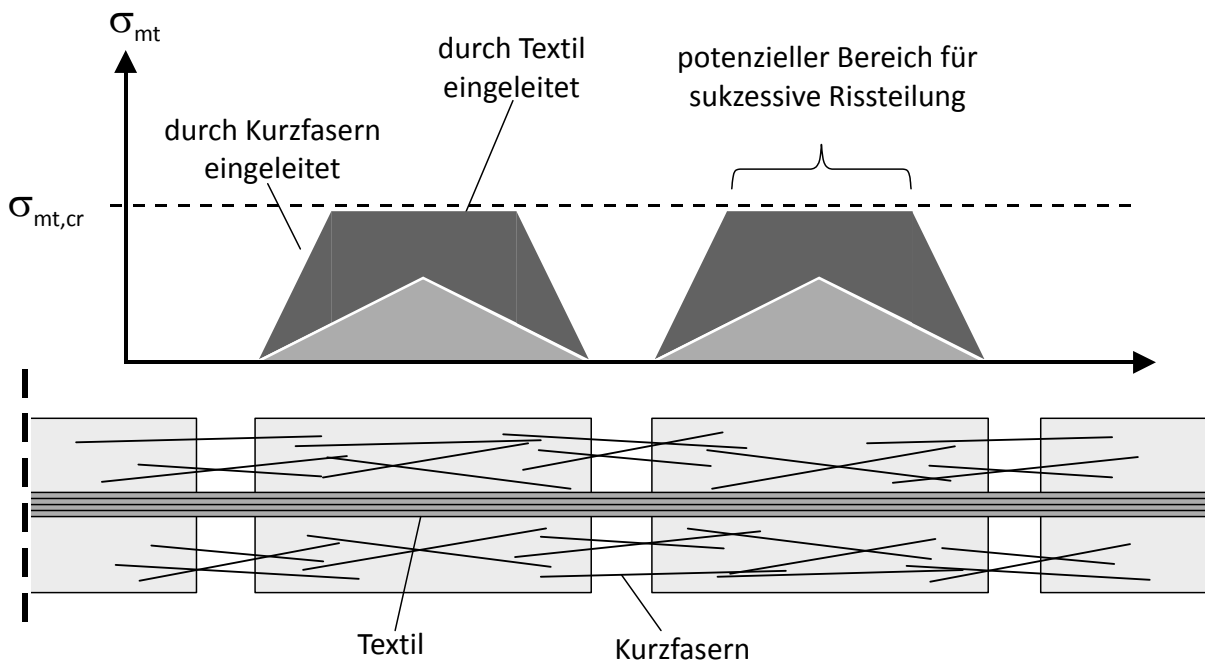


Bild 101: Prinzip der sukzessiven Risteilung bei Textilbetonen mit Kurzfasern für einen Zwischenzustand vor weiterer Rissbildung

Werden die Kurzfasern durch einen ausreichend hohen Zugkraftanteil früh an der Kraftereinleitung beteiligt, wirken sie gemeinsam mit dem Textil und erhöhen den Anteil der Risse, die vor dem Einsetzen des OH-Effekts gebildet werden. Dadurch kann es zu einer geringeren Rissanzahl in höheren Zugspannungsbereichen kommen. Der Spannungsbereich der Rissbildung, der durch den ersten und den letzten Riss definiert ist, ist davon jedoch nur wenig beeinflusst, da sich bis zum Versuchsende immer vereinzelte Risse bilden. Lediglich die Häufigkeit der Rissbildung wird in kleinere Spannungsbereiche verlagert. Darauf wird im folgenden Abschnitt näher eingegangen.

Das beschriebene Verhalten ließe sich am ehesten am Beispiel der Stahlfasern nachvollziehen. Aufgrund der hohen effektiven Steifigkeit (E-Modul und Verbundqualität) der Stahlfasern wäre eine Beteiligung an der Kraftereinleitung bereits zu Beginn zu erwarten. Bild 102 zeigt beispielhaft ein Rissbild eines Dehnkörpers mit 1,5 Vol.-% Stahlfasern S1-12 zu Beginn der Rissbildung. Im Gegensatz zu Bild 100 werden die Risse nicht zunächst entsprechend der Einleitungslänge des Textils gebildet, sondern von Beginn an unregelmäßig mit engen Rissabständen und in Abhängigkeit von den Rissspannungen der Matrix, über den Messbereich verteilt.

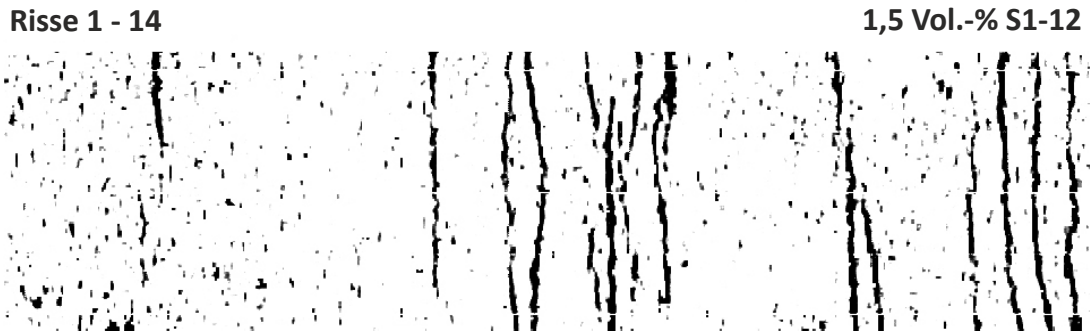


Bild 102: Exemplarische Darstellung einer gemischten Rissbildung bei Kurzfasern mit hoher effektiver Steifigkeit

Trotz der verstärkten Rissbildung zu Beginn entstehen auch bei den Textilbetonen mit Stahlfasern noch auf sehr hohem Zugspannungsniveau weitere Risse. Da schon früh sehr kleine Rissabstände durch die Mitwirkung der Kurzfasern entstehen, kann davon ausgegangen werden, dass die von Ohno und Hannant /Ohn94/ beschriebene Rissbildung durch die Randfilamente des Textils, mit der die Risse auf hohem Zugspannungsniveau bei reinem Textilbeton begründet werden, in den Hintergrund rückt. Es ist daher auch hier von einer weiteren Rissbildung durch sukzessive Rissteilung durch die Kurzfasern auszugehen. Eine genaue Identifizierung der sukzessiven Rissteilung, wie z. B. bei den PVA-Fasern gezeigt, ist anhand der Rissentwicklung aber oft nicht möglich, da sich die Einflüsse zeitlich überlagern.

Bei den integralen Glasfasern G1-6 ergibt sich eine besondere Situation. Im vorherigen Abschnitt wurde gezeigt, dass die krafteinleitende Wirkung dieser Kurzfasern bei einem Gehalt von 0,5 Vol.-% nicht zu einer Rissverfeinerung führt, da es zum frühzeitigen Faserauszug kommt. Die relativ großen, an den Dehnkörpern gemessenen Rissabstände stehen daher im Einklang mit der leicht erhöhten Rissfestigkeit der Matrix und einer alleine vom Textil geleisteten Krafteinleitung. Die bei einem Fasergehalt von 0,5 Vol.-% vereinzelt beobachtete Rissbildung in höheren Spannungsbereichen wird daher dem OH-Effekt des Textils zugeschrieben. Als Folge ergibt sich ein nahezu identischer Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie gegenüber dem reinen Textilbeton (vgl. Bild 93). Bei einem Gehalt von 1,5 Vol.-% konnten die Glasfasern trotz höherer Rissfestigkeit des Betons zu einer klaren Rissverfeinerung gegenüber dem reinen Textilbeton beitragen (vgl. Tabelle 17). Auch von einer durchgängigen Rissbildung bis zum Versagen des Textils wäre auszugehen. Dies wurde in den Versuchen jedoch nicht beobachtet. Die Rissbildung stagniert vergleichsweise früh bei ca. 70 % der Bruchdehnung. Der Grund hierfür wird ebenfalls in der kurzen Faserlänge gesehen. Dadurch kommt es im Verlauf der Rissbildung zu ersten Faserauszügen, die eine Fortsetzung der Rissbildung verhindern. Dies wird auch durch die vergleichsweise geringe lokale Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie nach Abschluss der Rissbildung bestätigt. Hierauf wird in Abschnitt 7.4.7.3 genauer eingegangen.

Bei den dispersiblen Glasfasern G2-6 ergibt sich eine ähnliche Situation wie bei den integralen Glasfasern mit kleinem Fasergehalt. Da die rissüberbrückenden Eigenschaften stark beeinträchtigt sind, findet keine Verfeinerung des Rissbildes statt. Es kommt im Falle der dispersiblen Glasfasern lediglich zu einer Kompensation der höheren Rissfestigkeit mit Rissabständen, die mit denen des reinen Textilbetons vergleichbar sind. Die festgestellte Rissbildung bis zum Textilversagen wird wie bei den integralen Glasfasern auf den OH-Effekt des Textils zurückgeführt. Bei höheren Fasergehalten kommt es auf sehr hohem Rissniveau bereits zu Beginn der Rissbildung zu einem frühzeitigen Textilversagen, so dass keine Rückschlüsse auf den Spannungsbereich bei Textilbeton mit dispersiblen Glasfasern gezogen werden können.

Die Beobachtungen zeigen, dass es bei Textilbetonen mit Kurzfasern neben der OH-Rissbildung mit der sukzessiven Risteilung noch einen weiteren Rissbildungsmechanismus gibt, der auch über die vollständige Ablösung des Textils hinaus andauern kann. Die Zugkraftaufteilung im Riss zwischen Textil und Kurzfasern bestimmt dabei den zeitlichen Versatz der Rissprozesse. Bis sich die Einleitungsbereiche der inneren Filamente des Textils entsprechend der OH-Theorie vollständig berühren, wird das Rissniveau von der Streuung der Matrixfestigkeit direkt bestimmt. Dies gilt auch bei einer frühen Mitwirkung von Kurzfasern. Die Rissbildung bis dahin wird im Rahmen dieser Arbeit als Hauptrissbildung bezeichnet. Die Risse, die in der Folge durch die Streckung der Kernfilamente oder des ganzen Textils auf einem erhöhten Zugspannungsniveau entstehen, werden der Zweittrissbildung zugeordnet.

#### 7.4.4.3 Risshäufigkeit

Im vorherigen Abschnitt wurden die Grenzspannungen der Rissbildung für jede Bewehrungsvariante ermittelt. Es stellt sich aber auch die Frage, welche Unterschiede zwischen den Faservarianten hinsichtlich der Risshäufigkeiten innerhalb des Rissspannungsbereichs bestehen und worauf diese zurückzuführen sind.

Betrachtet man die Rissentwicklung während der Versuche, deutet sich bereits an, dass die Risse sehr unregelmäßig und dem Eindruck nach verstärkt zu Beginn der Rissbildung erfolgen. Zur genaueren Betrachtung und für eine spätere Korrelation der Rissbildung mit den lokalen Steifigkeiten der Spannungs-Dehnungslinien wurden die Risshäufigkeiten im gesamten Spannungsbereich für jeden Versuch aufwändig bestimmt. Die Bildserien wurden hierfür wie folgt ausgewertet:

- Anhand der jeweils letzten Aufnahme vor dem Versagen des Textils wurde die Gesamtzahl an Rissen je Dehnkörper in einem festgelegten Messbereich ermittelt. Verästelte Risse wurden als ein Riss gezählt. Weit gespreizte Gabelrisse meist als zwei Risse. Nicht immer konnte dies eindeutig festgelegt werden (vgl. Bild 94). Die Häufigkeitsverteilungen werden durch solche Unsicherheiten jedoch nicht signifikant beeinflusst.

- Die Zugspannungen beim ersten und beim letzten Riss bildeten den Spannungsbereich der Rissbildung.
- Die Spannungsbereiche der Rissbildung wurden je Fasertyp in zehn gleichgroße Spannungsklassen eingeteilt, um einen späteren Vergleich zu ermöglichen. Daraus ergeben sich für jeden Versuch andere Klassenbreiten.
- Die Anzahl der Risse in jeder Spannungsklasse wurde ermittelt und auf die Gesamtanzahl bezogen. Einige Risse wachsen über mehrere Sekunden langsam von einer Seite des Dehnkörpers zur anderen. Derartigen Rissen wurde die jeweils mittlere Zugspannung zugeordnet.

Im Ergebnis ergeben sich relative Häufigkeiten, verteilt auf je 10 Spannungsklassen. So können die Häufigkeitsverteilungen der Rissbildung unter allen geprüften Dehnkörpern miteinander verglichen werden. Bild 103 zeigt exemplarisch die Häufigkeitsverteilungen für den reinen Textilbeton mit zwei Lagen Textil und für Textilbetone mit zusätzlich jeweils 1,5 Vol.-% Kurzfasern. Die Häufigkeitsverteilungen der Serien mit dem kleinen Fasergehalt sind in Anhang A2.7 dargestellt.

Bei Textilbetonen mit Kurzfasern stellt sich bei den meisten Versuchen eine tendenziell rechtsschiefe bzw. linkssteile Häufigkeitsverteilung ein. Dies ist besonders deutlich bei den Textilbetonen mit PP-Fasern P6-15 ausgeprägt. Bei den Textilbetonen mit dispersiblen Glasfasern G2-6 kann aufgrund der geringen Rissanzahl keine zuverlässige Aussage gemacht werden. Im Vergleich zu den Textilbetonen ohne Kurzfasern ist kein grundsätzlicher Unterschied erkennbar. Beide Referenzbetone mit zwei und drei Lagen Textil neigen ebenfalls zu einer linkssteilen Verteilung, die jedoch eine geringere Anzahl an Datenpunkten aufweist. Bei den integralen Glasfasern ist besonders die gleichmäßige Verteilung über alle Spannungsklassen auffallend.

Grundsätzlich sind die linkssteilen Verteilungen darauf zurückzuführen, dass die gesamte Rissphase (Haupt- und Zweitrissbildung) betrachtet wurde und sich in der Haupttrissphase immer mehr Risse bilden. Die im vorherigen Abschnitt beschriebenen Unterschiede zwischen Textilbetonen mit PVA- und Stahlfasern sind auch in den Häufigkeitsverteilungen ansatzweise zu erkennen. Durch die klar abgegrenzte sukzessive Risteilung durch die PVA-Fasern und einer entsprechenden Verlagerung von Rissen in höhere Spannungsbereiche fallen die Risshäufigkeiten ab der 4. Spannungsklasse größer aus als bei den Stahlfasern. Dies ist bei den PP-Fasern P6-15 jedoch nicht erkennbar, da ohnehin deutlich weniger Risse zusätzlich durch die Kurzfasern entstehen. Die gleichmäßige Häufigkeitsverteilung bei den integralen Glasfasern lässt sich dadurch erklären, dass der Spannungsbereich wegen des frühzeitigen Faserauszugs vorwiegend nur die Haupttrissbildung umfasst und die Risse innerhalb dieser nahezu gleichmäßig verteilt sind.

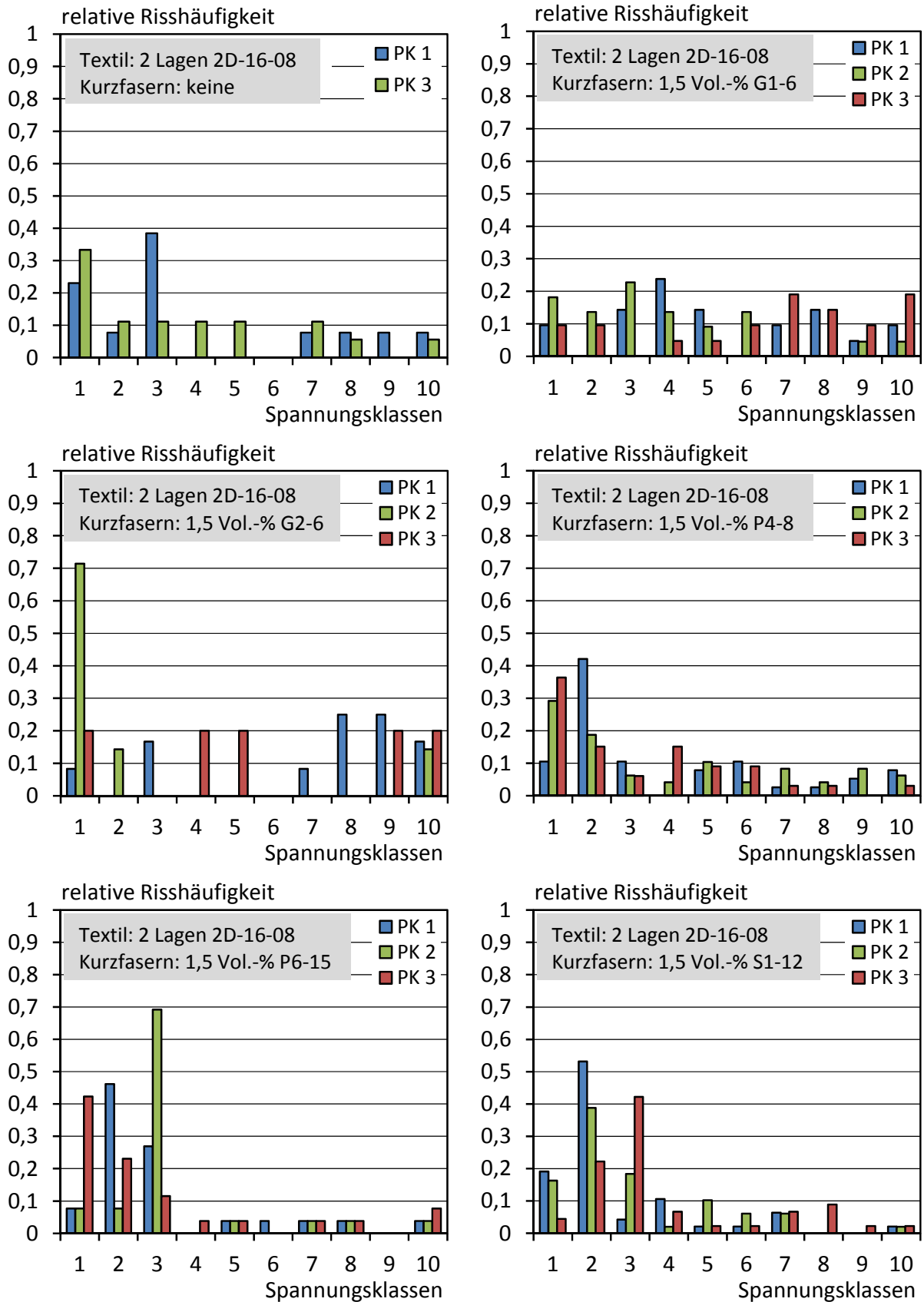


Bild 103: Verteilung der relativen Risshäufigkeiten von Textilbetonen ohne und mit Kurzfasern im Spannungsbereich der Rissbildung (auf je 10 Spannungsklassen normiert)

Lässt man die von Sondereffekten beeinflussten Häufigkeitsverteilungen der Textilbetone mit Glasfasern sowie die der reinen Textilbetone außen vor und betrachtet die charakteristisch ähnlichen Verteilungen der Textilbetone mit Stahl- und beiden Kunststofffasern gemeinsam, kann man versuchen, eine allgemeine mittlere Häufigkeitsverteilung für Textilbetone mit Kurzfasern darzustellen. Dazu wurden die insgesamt 18 Häufigkeitsverteilungen zunächst gemittelt und anschließend in ein Histogramm überführt. Im Hinblick auf die Ermittlung einer Dichtefunktion wurden die Spannungsklassen als normierte Rissspannungen, bezogen auf den gesamten Spannungsbereich und die relativen Risshäufigkeiten als Häufigkeitsdichten dargestellt. Das aus den mittleren Risshäufigkeiten gebildete Histogramm ist in Bild 104, links, dargestellt und zeigt eine sehr gleichmäßige linkssteile Verteilung. Dieses lässt sich beispielsweise mit einer Gammaverteilung gut beschreiben. Die entsprechende Dichtefunktion ist ebenfalls in Bild 104, links, dargestellt. Bild 104, rechts, zeigt die zugehörige mittlere kumulative Verteilungsfunktion und im Hintergrund die kumulierten Häufigkeiten der einzelnen Dehnkörper. Es zeigt sich, dass die Häufigkeitsverteilung der Rissbildung zumindest für die hier untersuchten, sehr unterschiedlichen Textilbetone mit Kurzfasern unter Berücksichtigung der dargestellten Streubreite in allgemeiner Form grob angegeben werden kann und bei einer Modellierung zur Generierung von Rissen verwendet werden könnte. Trotz der relativ großen Streubreite wird die Verteilung der Rissspannungen realitätsnaher dargestellt als beispielsweise bei gleichmäßig oder normalverteilten Rissspannungen.

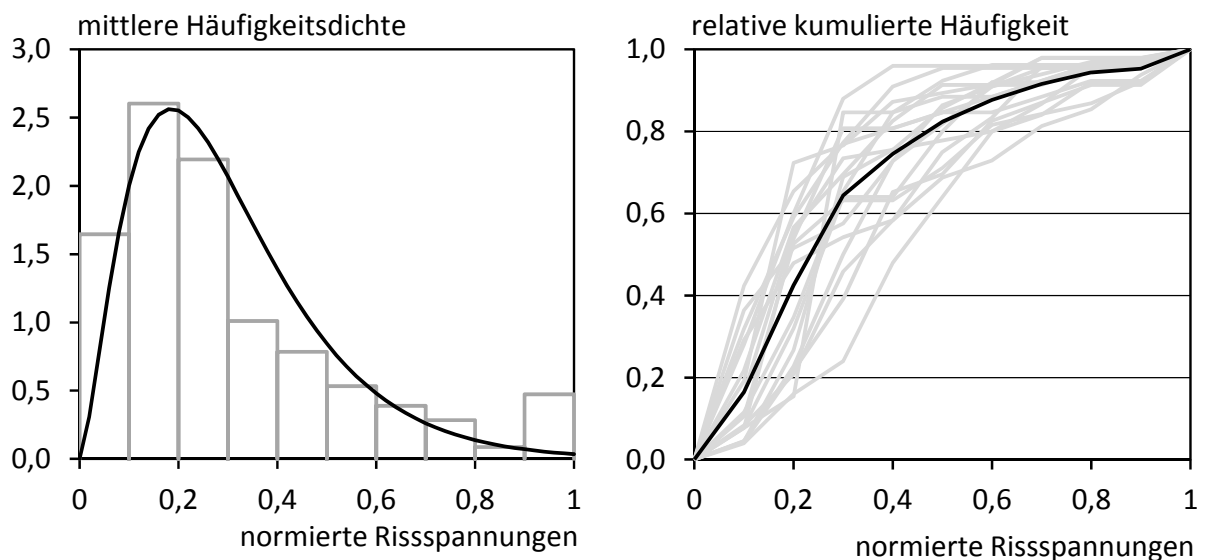


Bild 104: Mittlere Häufigkeitsdichte der Rissbildung aller Textilbetone mit Kunststoff- und Stahlfasern (links), relative kumulierte Risshäufigkeit (rechts)

#### 7.4.4.4 Wechsel der Rissart

Schaut man sich die einzelnen Rissbilder eines jeden Versuchs an, fällt auf, dass die Rissbildung sehr vielschichtig ausgeprägt ist. Die Trennrisse, die vorwiegend zu Beginn der Rissbildung entstehen, bilden sich schlagartig und verlaufen über den gesamten Querschnitt. Die indirekte Darstellung der Risse durch die Verstärkung der Grauintensität in Bereichen mit sehr hoher Dehnung (vgl. Bild 94) zeigt auch, dass bei diesen Rissen sehr schnell große Rissweiten entstehen. Eine andere Art von Rissen wird verstärkt bei höheren Zugspannungen beobachtet. Solche Risse entstehen in einem Teilbereich des Querschnitts und wachsen über einen größeren Spannungsbereich von einer Seite des Querschnitts zur anderen. Ebenso können Risse ausgemacht werden, die über den ganzen Querschnitt entstehen, sich aber nur sehr langsam öffnen. Dies ist anhand der nur langsam zunehmenden Grauintensität der ARAMIS-Rissbilder zu erkennen. Teilweise kommt es auch zu Verbindungsrisse zwischen zwei Trennrissen oder Längsrisse. Eine starre Abfolge der Rissarten im Zuge der Belastung ist nicht erkennbar. Bei den meisten Versuchen wurde jedoch beobachtet, dass sich zunächst überwiegend Trennrisse bilden und erst ab einer bestimmten Belastung die beschriebenen Teilrisse auftreten. Die ermittelten Übergangsdehnungen sind als Mittelwert in Tabelle 19 eingetragen und bei den exemplarisch dargestellten Verläufen in Bild 93 rot markiert.

Tabelle 19: Mittlere Dehnungen bei Änderung der Rissart, beim letzten Riss und im Bruchzustand bei Textilbetonen mit Kurzfasern

Kurzfaserbewehrung <sup>1)</sup>	Fasergehalt	Mittlere Übergangsdehnung der Rissart	mittlere Dehnung beim letzten Riss	mittlere Bruchdehnung
	Vol.-%			
keine, nur 2 Lagen Textil	0	4,4 <sup>2)</sup>	8,2	8,7
keine, nur 3 Lagen Textil	0	2,9	9,2	11,7
G1-6 (Glas)	0,5	4,0	9,0	9,3
	1,5	4,1	5,0	8,0
G2-6 (Glas)	0,5	4,0	6,2	7,1
	1,5	- <sup>3)</sup>	- <sup>3)</sup>	7,3
P4-8 (PVA)	0,5	6,0	9,1	10,5
	1,5	3,8	12,8	14,3
P6-15 (PP)	0,5	4,9	8,9	12,0
	1,5	4,3	11,4	14,0
S1-12 (Stahl)	0,5	4,2	7,8	9,1
	1,5	2,1	6,6	7,0

<sup>1)</sup> Textilbewehrung in allen Dehnkörpern mit Kurzfasern: zwei Lagen 2D-16-08

<sup>2)</sup> Rissübergang nur bei Dehnkörper 3 erkennbar

<sup>3)</sup> Textilversagen zu Beginn der Rissbildung



Zur Orientierung sind in Tabelle 19 auch die mittleren Dehnungen beim letzten Riss und die mittleren Bruchdehnungen des Verbundwerkstoffs aufgeführt.

Der beobachtete Wechsel der Rissart ist nach Abschluss der Hauptrissbildung auf kleiner werdende Bewehrungsdefizite und damit verbundene kleinere Rissweiten bei weiterer Rissbildung zurückzuführen. Das Prinzip ist in Bild 105 schematisch für einen monolithischen Bewehrungsstab unter der vereinfachenden Annahme nahezu identischer Rissspannungen dargestellt. Sobald sich die Einleitungsbereiche durchgängig berühren ( $W_1$ , blaue Flächen) weist die Bewehrung eine mehr oder weniger stark ausgeprägte Vordehnung auf. Bei weiterer Rissverfeinerung ( $W_2$ ) oder einer Risteilung durch Kurzfasern ( $W_3$ ) fallen daher die durch die Kraftübertragung von der Matrix auf die Bewehrung verursachten Verformungszuwächse der Bewehrung und damit auch die Rissweiten immer kleiner aus. Dies wird auch anhand der kleiner werdenden Dehnungsintegrale (farbige Flächen) deutlich.

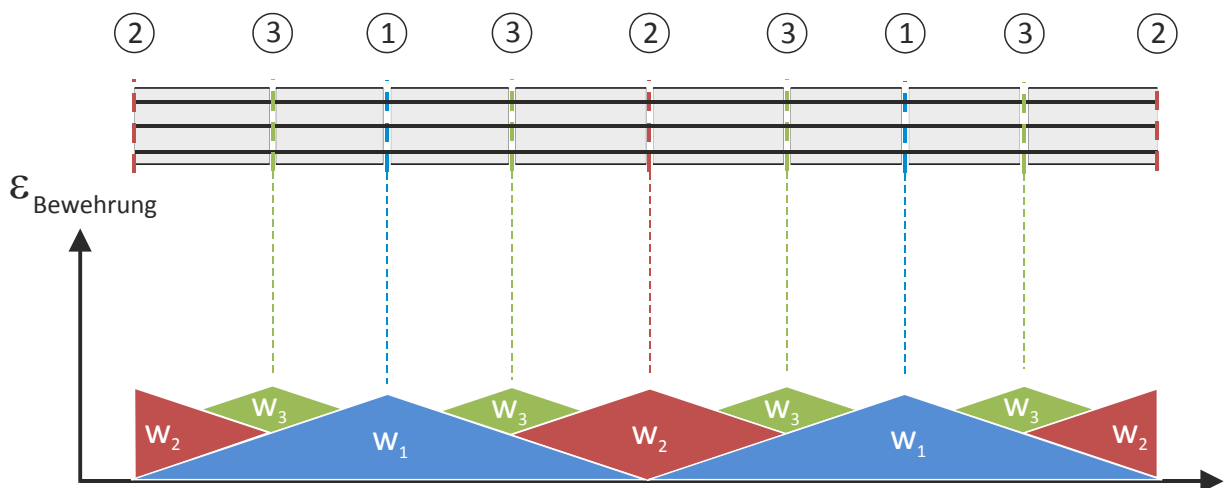


Bild 105: Schematische Darstellung kleiner werdender Rissweiten nach Abschluss der Hauptrissbildung (blau), wenn weitere Risse durch Kurzfasern erzeugt werden (rot und grün)

#### 7.4.5 Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie

Ein abgeschlossener Bereich der Rissbildung ist bei zusätzlicher Verwendung von Kurzfasern anhand der Spannungs-Dehnungslinie mit bloßem Auge nicht mehr eindeutig einzugrenzen. Zudem wurde in Abschnitt 7.4.4.2 bereits gezeigt, dass sich die Rissbildung bei Textilbetonen mit Kurzfasern, wie auch bei einigen reinen Textilbetonen, bis zu sehr hohen Dehnungen erstreckt. Es soll daher zunächst der Frage nachgegangen werden, welche Einteilung der Zugspannungs-Dehnungslinie dem Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern gerecht wird und wie die in Abschnitt 7.4.4.2 definierten Rissphasen Hauptrissbildung und Zweittrissbildung den Abschnitten zuzuordnen sind. Ebenso soll überprüft werden, inwieweit der beob-

achtete Wechsel der Rissart und die Abnahme der Risshäufigkeit mit einem Abschnittswechsel zusammenfallen.

In Abschnitt 7.4.4.2 wurde die Hypothese aufgestellt, dass eine sukzessive Risteilung durch die Kurzfasern noch nach vollständiger Ablösung des Textils möglich und bei ausreichend langen Kurzfasern mit gutem Verbund auch zu erwarten ist. Ein direkter Nachweis anhand der gemessenen Spannungs-Dehnungslinien ist nicht möglich. Wenn sich aber die Rissbildung bis weit in den augenscheinlich linearen Bereich der Spannungs-Dehnungslinie erstreckt und die Rissabstände Werte von nur wenigen Millimetern erreichen, muss von einer gemeinsamen Risteilung durch die Randfilamente des Textils und der Kurzfasern oder von einer alleinigen Risteilung nur durch die Kurzfasern nach vollständig abgelöstem Textil ausgegangen werden.

Zur Berücksichtigung des Prozesses der Risteilung alleine durch die Kurzfasern, nach vollständiger Ablösung des Textils, wird bei der Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie von Textilbetonen mit Kurzfasern, aufbauend auf /Ohn94/, ein weiterer Rissabschnitt eingeführt. Bild 106 fasst alle Bereiche der Spannungs-Dehnungslinie, die sich bei Textilbeton mit Kurzfasern ergeben können, zusammen. Zur Vermeidung von Begriffsirritationen werden die Bereiche bei Textilbeton mit Kurzfasern mit FIIa, FIIb und FIIc neu bezeichnet.

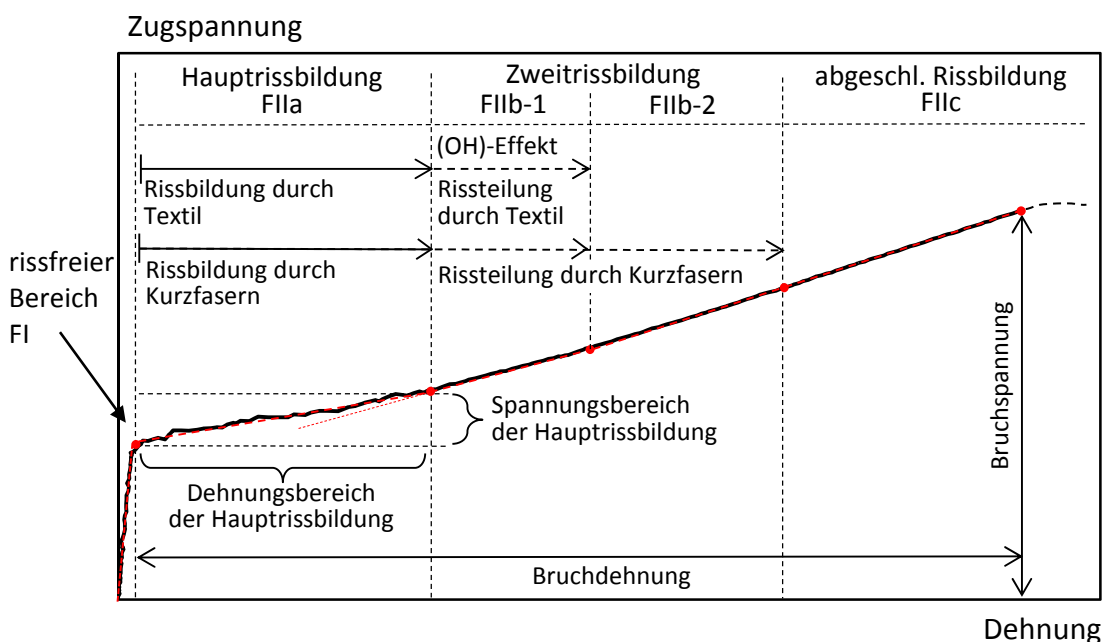


Bild 106: Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie in charakteristische Bereiche bei Textilbetonen mit Kurzfasern

Der Bereich FIIa umfasst die in Abschnitt 7.4.4.2 definierte Haupttrissbildung, die mit der durchgängigen Berührung der Einleitungsbereiche der inneren Filamente des Textils endet. Der Bereich entspricht dem Abschnitt A-B gemäß der OH-Theorie (vgl. Bild 13). An der Rissbildung sind in der Regel sowohl Textil als auch Kurzfasern mit

unterschiedlicher Gewichtung beteiligt. Die Risshäufigkeit ist erhöht (vgl. Abschnitt 7.4.4.3). In der zweiten Hälfte dieses Bereichs kommt es oft zu sichtbaren Steifigkeitsanstiegen, da sich erste Überschneidungen der Einleitungsbereiche der inneren Filamente des Textils ergeben und damit auch die Risshäufigkeit abnimmt.

Der Bereich FIIb-1 beschreibt die Zweitrisssbildung durch die Randfilamente des Textils und die Kurzfasern. Mit Beginn der durchgängigen Berührung der Einleitungsbereiche der inneren Filamente sind diese nicht mehr am Eintrag der Zugkräfte beteiligt, was je nach Kurzfasertyp eine mehr oder weniger starke Abnahme der Risshäufigkeit zur Folge hat. In vielen Fällen wird ein Steifigkeitsknick sichtbar. Der Zugkraftanteil der Kurzfasern bestimmt dann, ob die Zweitrisssbildung vorwiegend durch die Randfilamente des Textils (OH-Effekt) oder durch die Kurzfasern erfolgt. Nach der vollständigen Ablösung des Textils kann eine weitere Rissverfeinerung alleine durch sukzessive Rissteilung durch die Kurzfasern erfolgen (FIIb-2). Dieser Fall wurde beispielhaft anhand der PVA-Fasern in Bild 100 erläutert und tritt vor allem dann ein, wenn die Kurzfasern, bedingt durch eine geringere Steifigkeit, erst bei größeren Gesamtdehnungen ausreichend Zugkraft übernehmen. Ansonsten ist eher von einer Überlagerung der Bereiche FIIb-1 und FIIb-2 auszugehen.

Im Anschluss daran ist ein Bereich mit abgeschlossener Rissbildung möglich (FIIc), der nach den Erfahrungen im Rahmen dieser Arbeit bei Textilbetonen mit Kurzfasern kurz ausfällt oder gar nicht erreicht wird, da das Textil vorher versagt. Der Bereich FIIb ist optional. Ein direkter Übergang von FIIa nach FIIc ist möglich, wenn z. B. durch beschichtete Textilien kein OH-Effekt einsetzt und die Kurzfasern alleine keine Rissteilung herbeiführen können. Ein frühzeitiger Auszug von Kurzfasern ist innerhalb eines jeden Bereichs möglich. In diesem Fall sinkt das Spannungsniveau kontinuierlich wieder auf das des reinen Textilbetons ab.

Die genaue Zuordnung der einzelnen Bereiche gestaltet sich je nach Kurzfasertyp schwierig. Als direkte Informationen liegen nur der erste und der letzte Riss, der den Übergang von FIIb nach FIIc anzeigt, vor. Sichtbare Steifigkeitswechsel sind teilweise mehrfach vorhanden und können sowohl innerhalb der Hauptrissbildung im Bereich FIIa als auch an den Übergangspunkten FIIa/FIIb-1 und FIIb-1/FIIb-2 entstehen. Der Wechsel von der Hauptrissbildung in die Zweitrisssbildung erfolgt dann, wenn sich die Einleitungsbereiche der inneren Filamente des Textils durchgängig überlagern. Daher können damit die folgenden Merkmale in Verbindung gebracht werden, die eine Zuordnung der Bereiche erleichtern:

1. Streckung der inneren Filamente des Textils

Nach Ohno und Hannant /Ohn94/ stellt sich ein Steifigkeitssprung ein, wenn die Einleitungsbereiche der inneren Filamente des Textils durchgängig verbunden sind (vgl. Bild 13). Auf die inneren Filamente werden ab diesem Zeitpunkt nur noch in geringem Maße Zugkräfte aus der weiteren Rissbildung übertragen. Die Kernfilamente bauen daher früher, entsprechend ihrer Steifigkeit, Zugkräfte im

Verbundwerkstoff auf und bestimmen auch dessen Steifigkeit maßgeblich. Der Steifigkeitssprung in Kombination mit einem nahezu linearen weiteren Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie ist daher am ehesten ein Hinweis auf den Beginn des Bereichs FIIb.

## 2. Rückgang der sichtbaren Lastabfälle bei Rissbildung

Im weggeregelten Zugversuch ergeben sich spontane Lastabfälle, wenn die in die Betonmatrix eingetragenen Zugkräfte bei Rissbildung wieder an das Textil zurückgegeben werden. Im Einflussbereich des Risses verringert sich die mittragende Wirkung der Betonmatrix, was zu einer Zunahme der Gesamtdehnung des Textils führt. Entstehen Risse im Rahmen der Zweitrissbildung an Stellen mit sich bereits überschneidenden Einleitungsbereichen der Textilien werden die Verformungszuwächse der Textilien bei Rissbildung und damit auch die Spannungsabfälle immer kleiner (vgl. Bild 105).

## 3. Änderung der Rissart

Als eine Folge der immer kleiner werdenden Verformungszunahmen des Textils bei der Zweitrissbildung sind auch kleinere Rissweiten mit einer langsameren Rissöffnung zu erwarten. Der in Abschnitt 7.4.4.4 beschriebene Wechsel der Rissart, der bei nahezu allen Versuchen anhand der Rissentwicklung zu beobachten war, kann daher als eine weitere Möglichkeit dienen, den Übergang der Rissbereiche FIIa und FIIb zu identifizieren.

## 4. Abnahme der Risshäufigkeit

Im Bereich FIIa erfolgt die Einleitung der Zugkräfte gleichzeitig durch die Kern- und Randfilamente des Textils sowie die Kurzfasern. Die Rissbildung wird hauptsächlich von der Streuung der Rissfestigkeit der Matrix geprägt. So können je nach Rissfestigkeitsverteilung viele Risse schnell hintereinander gebildet werden. Bei der Zweitrissbildung werden weitere Zugkräfte hingegen nur noch durch die Randfilamente des Textils oder durch die Kurzfasern eingetragen, was zu einer verringerten Rissbildung führt.

Die Unterteilung in Haupt- und Zweitrissbildung orientierte sich vorwiegend an dem Beginn einer nahezu konstanten Steifigkeit (gemäß Punkt 1). Mit den Erkenntnissen zur Änderung der Rissart und der Risshäufigkeit wurden diese Übergänge abgeglichen und ggf. angepasst. Bild 107, links, zeigt eine eindeutige Situation am Beispiel der PP-Fasern P6-15. Der erkennbare Steifigkeitssprung fällt hier mit einer Reduktion der Spannungsabfälle, mit einer Abnahme der Risshäufigkeit sowie einem Wechsel der Rissart zusammen. Im rechten Bild ist die Situation mit 1,5 Vol.-% Glasfasern G1-6 beispielhaft dargestellt. Diese ist weniger eindeutig, da zwei schwächere Steifigkeitswechsel ausgemacht werden können. Am gewählten Übergangspunkt (FIIa/FIIb) findet jedoch auch ein Wechsel der Rissart und eine nahezu vollständige Reduktion der Spannungsabfälle bei Rissbildung statt. Die Risshäufigkeit bei dieser Kurzfasern-

variante zeigt eine gleichmäßige Verteilung bis zum gewählten Übergangspunkt. Auch dies spricht dafür, dass die Risse größtenteils der Hauptrissphase zuzuordnen sind. Der resultierende sehr kleine Bereich FIIb mit nur vereinzelt Rissen und der direkt folgende rissbildungsfreie Bereich FIIC werden wie schon zuvor erwähnt auf einen frühzeitigen Auszug der Kurzfasern zurückgeführt. Die Beispiele zeigen, dass auch bei Textilbetonen mit Kurzfasern unter Einbeziehung der vorgeschlagenen Merkmale eine Abgrenzung der charakteristischen Bereiche in vielen Fällen möglich ist.

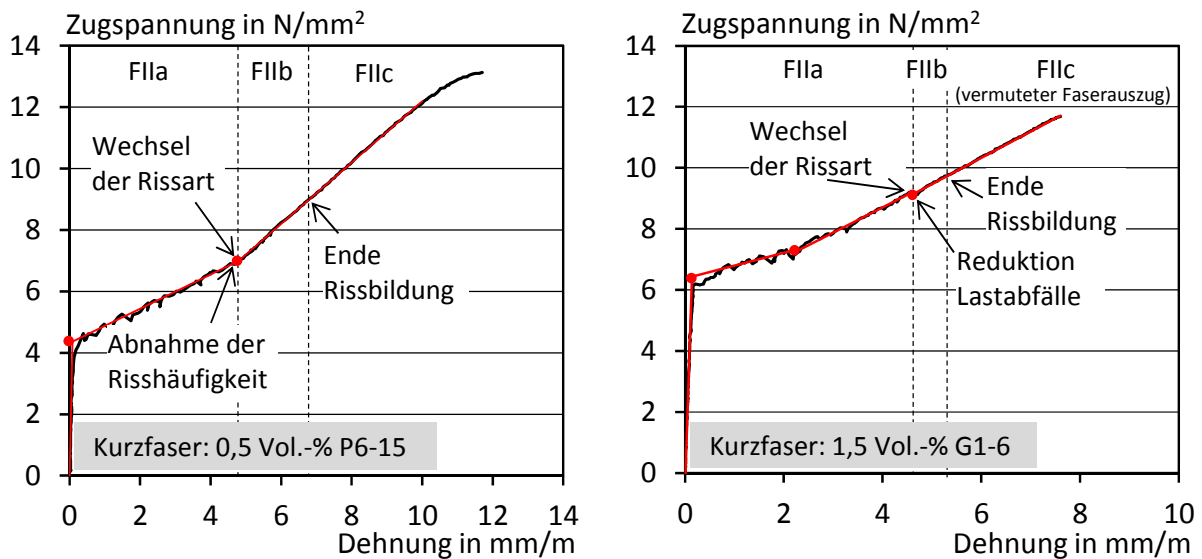


Bild 107: Zuordnung der Bereiche der Spannungs-Dehnungslinie anhand zweier Beispiele

Eine Unterscheidung der Bereiche FIIb-1 und FIIb-2 ist kaum möglich. Der in Anhang A2.5 dargestellte Verlauf des Textilbetons mit 1,5 Vol.-% PVA-Fasern P4-8 deutet eine mögliche Unterteilung an. Bei dieser Serie steigt die lokale Steifigkeit im Bereich FIIb-2 nochmal leicht an. Diese Unterscheidung war bei keiner anderen Serie möglich und wird auf die stark verzögerte Risteilung alleine durch die PVA-Fasern zurückgeführt. Für die Anwendung hat diese Unterscheidung kaum Bedeutung.

Für alle Dehnkörper mit optischer Verformungsmessung wurde eine Zuordnung der Bereiche entsprechend Bild 106 vorgenommen. Je ein Dehnkörper jeder Serie ist in Anhang A2.6 exemplarisch dargestellt. In Tabelle 20 sind der Spannungs- und Dehnungsbereich der Hauptrissbildung, die lokalen Steifigkeiten in den Bereichen FIIa und FIIC sowie Bruchspannung und -dehnung zusammengefasst. Auf diese Werte wird für die weitere Diskussion zu kurzfaserspezifischen Besonderheiten zurückgegriffen.

Die Kennwerte in den Spalten 3 bis 6 beziehen sich auf den Bereich FIIa und stellen nur den jeweiligen Mittelwert der Serien mit optischer Verformungsmessung dar, da die Kenntnis über die Rissentwicklung für die Einteilung der Bereiche erforderlich ist. Bei den übrigen Kennwerten in den Spalten 7 bis 9 konnten zur Verbreiterung der Datenbasis Mittelwerte aus allen vorhandenen Dehnkörpern gebildet werden.

Tabelle 20: Charakteristische Kennwerte der Spannungs-Dehnungslinien von Textilbetonen ohne und mit Kurzfasern

Kurzfaserbewehrung <sup>1)</sup>	Fasergehalt	$\Delta\varepsilon$ FIIa	$\Delta\sigma$ FIIa	lokale Steifigkeit FIIa	$\frac{\sigma_{\text{FIIa} \rightarrow \text{FIIb}}^{3)}$ $\sigma_{\text{ct,crI}}$	lokale Steifigkeit FIIb/c	Bruchspannung	Bruchdehnung
	Vol.-%	mm/m	N/mm <sup>2</sup>		-	N/mm <sup>2</sup>		mm/m
1	2	3	4	5	6	7	8	9
keine, nur 2 Lagen Textil	0	4,8	2,7	560	1,71	890	11,1	10,0
keine, nur 3 Lagen Textil	0	2,6	2,3	880	1,70	1390	19,1	11,7
G1-6 (Glas)	0,50	4,0	2,0	500	1,49	820	11,2	8,5
	1,50	4,5	3,0	680	1,52	870	13,0	8,0
G2-6 (Glas)	0,50	2,0	0,5	230	1,09	860	9,7	7,1
	1,50	- <sup>2)</sup>	- <sup>2)</sup>	- <sup>2)</sup>	- <sup>2)</sup>	- <sup>2)</sup>	11,0	7,3
P4-8 (PVA)	0,50	5,2	2,8	530	1,74	950	12,8	10,5
	1,50	3,8	1,5	390	1,29	1020	17,5	13,5
P6-15 (PP)	0,50	4,0	1,9	460	1,40	970	13,2	12,0
	1,50	4,4	1,3	280	1,19	980	16,2	14,0
S1-12 (Stahl)	0,50	3,6	2,9	800	1,59	1050	14,1	9,1
	1,50	1,6	1,2	820	1,15	1460	17,5	7,7
Materialsteifigkeit des Textils bei zwei Lagen <sup>4)</sup>						885 <sup>5)</sup>		
Materialsteifigkeit des Textils bei drei Lagen <sup>4)</sup>						1327 <sup>5)</sup>		

<sup>1)</sup> Textilbewehrung in allen Dehnkörpern mit Kurzfasern: zwei Lagen 2D-16-08

<sup>2)</sup> frühzeitiges Textilversagen auf hohem Spannungsniveau

<sup>3)</sup> auf die Erstrissspannung bezogene Zugspannung beim Übergang von FIIa → FIIb

<sup>4)</sup> auf den Verbundquerschnitt bezogen

<sup>5)</sup> Der Berechnung liegt der E-Modul des Glasfaserrovings aus /Gri08/ zugrunde.

#### 7.4.6 Zugspannungsniveau

Bild 93 zeigt, dass das Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern bei den meisten Kurzfasertypen durch einen gegenüber dem Tragverhalten des reinen Textilbetons vertikal in Richtung höherer Spannungen versetzten Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie gekennzeichnet ist. Ausgangspunkt dieses durchgängig höheren Spannungsniveaus ist die Steigerung der Erstrissspannung durch die Kurzfasern, die in Abschnitt 7.2 bereits ausführlich beschrieben wurde.

Die prinzipielle Wirkungsweise der Kurzfasern bei einer Kombination mit Textilbeton kann wie folgt grob beschrieben werden. Mit der Erstrissspannung steigt auch die mittlere Rissspannung der Betonmatrix an. Da zur Ausbildung weiterer Risse das zuletzt erreichte Lastniveau immer wieder übertroffen werden muss, bleibt der

Spannungsversatz während der Rissbildungsphase prinzipiell bestehen. Nach vollständiger Rissbildung werden die vorhandenen Risse nur noch aufgeweitet. Unter der Annahme, dass die Kurzfasern sich noch in ihrer Aktivierungsphase befinden, wird der Parallelversatz der Zugspannungen gegenüber dem reinen Textilbeton durch die in jedem Riss bei der Kraftübertragung mitwirkenden Kurzfasern, auch nach Abschluss der Rissbildungsphase, solange aufrecht erhalten bis es zum Faserauszug kommt.

Die in Bild 93 gezeigten Spannungs-Dehnungslinien zeigen, dass es in Abhängigkeit von Kurzfasertyp und -gehalt dennoch zu einem recht unterschiedlichen Tragverhalten kommen kann. Auf die verschiedenen Einflussfaktoren, auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie und deren Zusammenspiel soll in den folgenden beiden Abschnitten, die sich mit den lokalen Steifigkeiten während und nach der Hauptrissbildung beschäftigen, eingegangen werden.

### **7.4.7 Lokale Steifigkeiten der Zugspannungs-Dehnungslinie**

#### **7.4.7.1 Allgemeines**

Der Rissbildungsprozess von Textilbeton wird von verschiedenen zusammenwirkenden Faktoren beeinflusst. Mit den Kurzfasern kommt eine weitere Komponente hinzu, die in den Mechanismus der Rissbildung eingreift. Grundsätzlich handelt es sich bei der Rissbildung um eine sukzessive Aufhebung der Dehnungsbehinderung der Textilbewehrung durch die Betonmatrix. Bei der Anwesenheit von Kurzfasern kommen weitere, teilweise gegenläufige Effekte hinzu, die letztlich bestimmen, ob die Steifigkeit des Verbundwerkstoffs mit Kurzfasern bei der Rissbildung gegenüber der des reinen Textilbetons zu- oder abnimmt. Die Rissbildung bei Textilbeton mit Kurzfasern erfolgt nach der Definition in Bild 106 in den Bereichen FIIa und FIIb der Spannungs-Dehnungslinie. Die Mechanismen der Rissbildung sind jedoch in beiden Rissphasen unterschiedlich. Sie wirken sich daher auch unterschiedlich auf die lokale Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie aus. So ist die Phase der Hauptrissbildung im Gegensatz zum weiteren Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie weniger von den reinen Materialsteifigkeiten als vielmehr von der hohen Rissanzahl und den größeren Bewehrungsdefiziten (vgl. Bild 78) geprägt. Zur Veranschaulichung der allgemeinen Zusammenhänge bei der Rissbildung von Textilbeton mit Kurzfasern und als Grundlage für die weitere Diskussion dient Bild 108, welches im Folgenden erläutert wird:

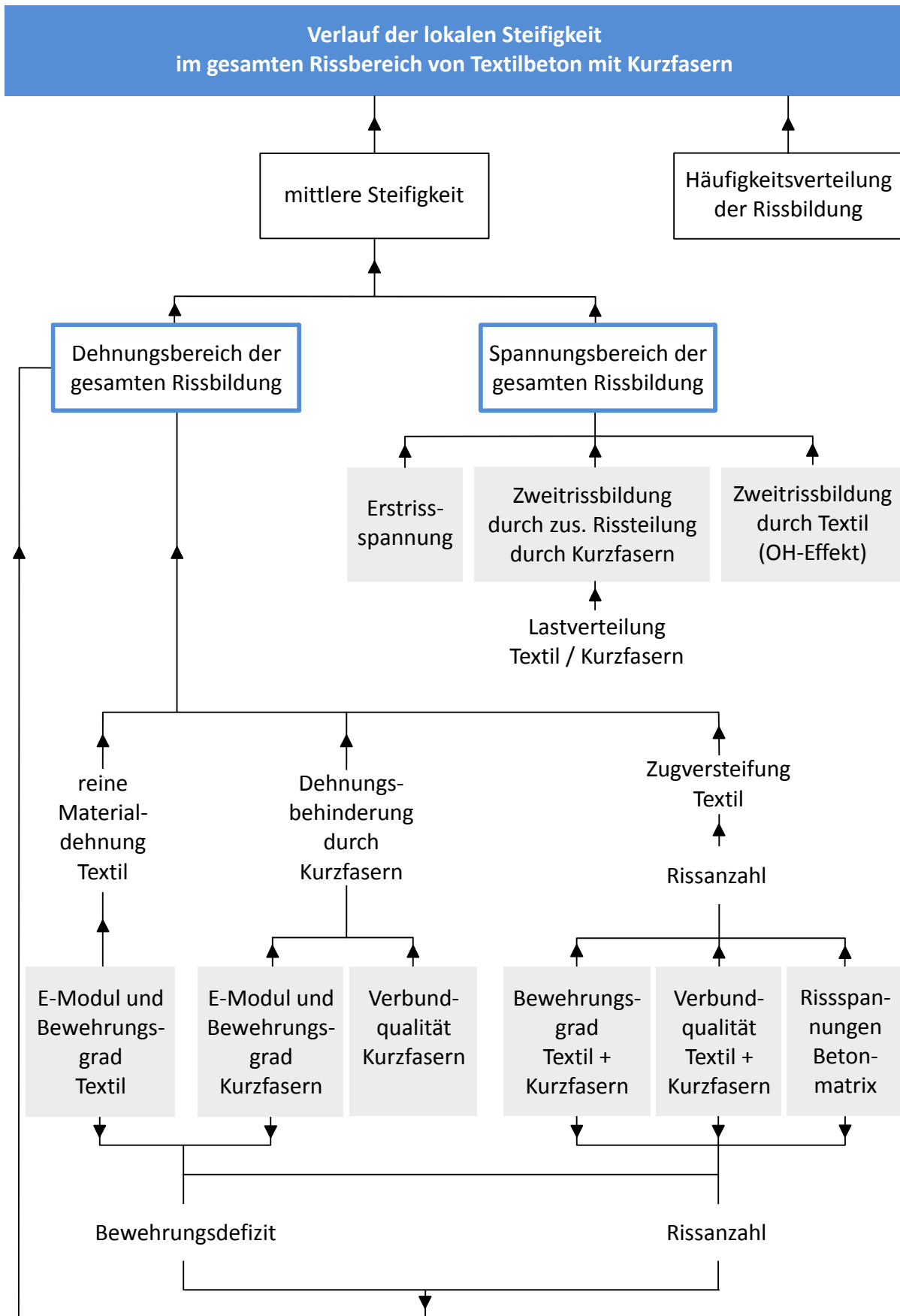


Bild 108: Einflussfaktoren der lokalen Steifigkeit im gesamten Rissbereich von Textilbeton mit Kurzfasern



Als Grundlage zur Beschreibung der Steifigkeit der gesamten Rissbildungsphase dienen der Spannungs- und der Dehnungsbereich der Rissbildung. Der Spannungsbereich der Rissbildung erstreckt sich von der Erstrissspannung bis zur Zugspannung bei der Ausbildung des letzten Risses. Der letzte Riss kann im Rahmen der sukzessiven Risteilung je nach Zusammenspiel von Textil und Kurzfasern entweder nur durch das Textil, nur durch die Kurzfasern oder durch eine Kombination aus beiden Bewehrungsarten erfolgen. Analog dazu ergibt sich der Dehnungsbereich der Rissbildung. Der Quotient entspricht der mittleren Steifigkeit des Rissbereichs. Der Sachverhalt ist in Bild 109 schematisch dargestellt.

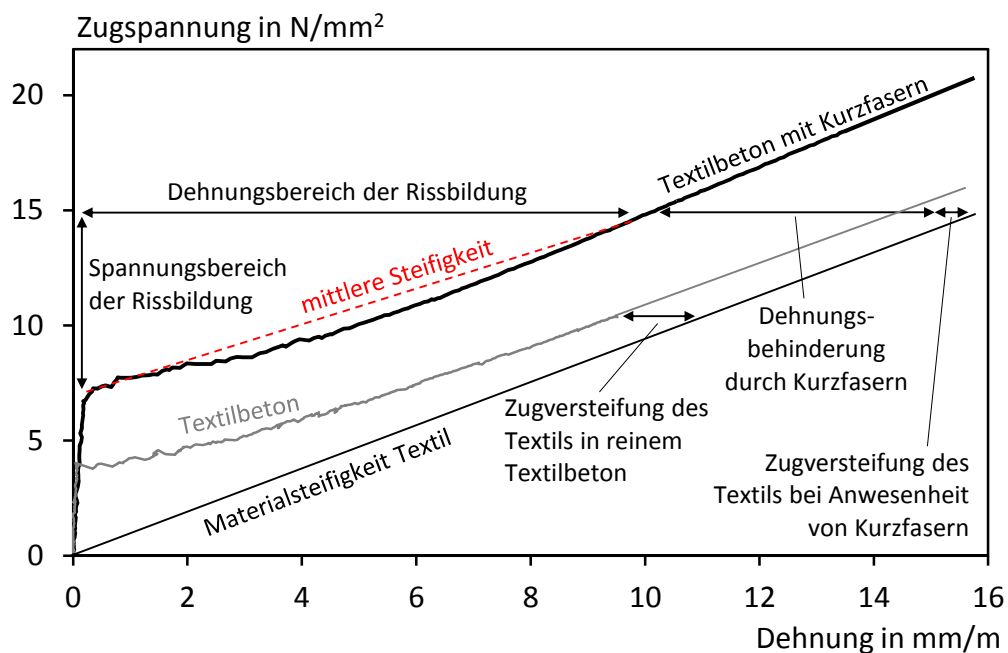


Bild 109: Dehnungsbereich der Rissbildung bei Textilbetonen mit Kurzfasern in Abhängigkeit der Zugversteifung des Textils bei Anwesenheit von Kurzfasern und zusätzlicher Dehnungsbehinderung durch die Kurzfasern

Der Dehnungsbereich der Rissbildung ist abhängig vom E-Modul, dem Bewehrungsgrad und der Verbundqualität der eingesetzten Kurzfasern und Textilien sowie den Rissspannungen der Betonmatrix. Die genannten Eigenschaften stellen die Haupteinflussfaktoren der Rissbildung dar und sind in Bild 108 farblich hervorgehoben. Aus diesen Kenngrößen ergibt sich die reine Materialdehnung des Textils, die Zugversteifung des Textils durch die mittragende Wirkung der Betonmatrix zwischen den Rissen sowie in Ergänzung zu der Situation bei reinem Textilbeton die Dehnungsbehinderung durch die Kurzfasern. Bild 109 zeigt auch diesen Zusammenhang schematisch.

Die Zugversteifung des Textils ist neben der Verbundqualität vor allem von den Rissabständen abhängig. Werden Kurzfasern eingesetzt, kann gegenüber reinem Textilbeton mit einer weiteren Verfeinerung des Rissbildes gerechnet werden.

Dadurch verringert sich bei Textilbetonen mit Kurzfasern in der Regel die Zugversteifung des Textils. Dies ist qualitativ in Bild 109 angedeutet. Bei Kurzfasern, die zu einer starken Erhöhung der Rissspannung der Matrix führen und gleichzeitig keine rissüberbrückenden Eigenschaften besitzen (z. B. disp. Glasfasern), kann es zu einer gegenüber reinem Textilbeton geringeren Rissanzahl kommen und damit zu einer verstärkten Zugversteifung. Aus der reinen Materialdehnung des Textils bei einer bestimmten Zugspannung abzüglich der Dehnung des Textilbetons mit Kurzfasern und der Zugversteifung des Textils ergibt sich die Dehnungsbehinderung durch die Kurzfasern, die einen vergleichsweise großen Anteil ausmachen kann. Alternativ zu dieser Betrachtungsweise kann man sich den Dehnungsbereich der Rissbildung auch als Zusammenspiel von Rissanzahl und den jeweiligen Rissöffnungen vorstellen, die vom Bewehrungsdefizit abhängen.

#### 7.4.7.2 Bereich FIIa

Im Folgenden werden die Einflüsse der unterschiedlichen Kurzfasertypen näher betrachtet. Hierzu dienen die Kennwerte in Tabelle 20 als Grundlage. Da die lokalen Steifigkeiten im Bereich der Zweittrissbildung nahezu den Steifigkeiten im rissbildungsfreien Bereich entsprechen, konzentrieren sich die Ausführungen hier auf den Bereich der Haupttrissbildung, der auch im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit besonders relevant ist.

Aus Tabelle 20 wird ersichtlich, dass der Dehnungsbereich der Haupttrissbildung bei den PVA- und Stahlfasern bei einem größeren Bewehrungsgehalt kleiner ausfällt, obwohl durchgängig mehr Risse entstehen. Dies liefert die Erkenntnis, dass die verwendeten Kurzfasern in einem größeren Maße die Rissweiten verkleinern als dass sie die Rissanzahl erhöhen. Der direkte Vergleich dieser beiden Kurzfasertypen deutet auch an, dass der E-Modul der Kurzfasern dabei eine etwas größere Rolle als der Fasergehalt spielt. So wird z. B. der Dehnungsbereich bei einem hohen Gehalt an Stahlfasern S1-12 stark verkleinert, während sich bei dem hohen Gehalt an PVA-Fasern (P4-8) nur ein kleinerer Dehnungsunterschied ergibt. Der Grund dafür ist, dass ein höherer Fasergehalt gleichzeitig auch die Rissanzahl erhöht, während ein höherer E-Modul nur die Rissweiten verkleinert. Daher unterscheiden sich die Dehnungsbereiche der Varianten mit Kurzfasern kaum von dem reinen Textilbeton, solange keine besonders steifen Kurzfasern verwendet werden.

Bei den integralen Glasfasern (G1-6) und den PP-Fasern (P6-15) ergibt sich ein umgekehrtes Bild. Bei größeren Fasergehalten nimmt der Dehnungsbereich leicht zu. Das bedeutet, dass die krafteinleitende Wirkung der Kurzfasern stärker ausgeprägt ist als die Rissweitenbegrenzung. Die Ursachen sind jedoch unterschiedlich. Während bei den PP-Fasern der E-Modul zu gering ist, um die Rissweiten in ausreichendem Maße zu reduzieren, ergibt sich bei den integralen Glasfasern möglicherweise der Sonder-effekt eines Faserauszugs noch während der Haupttrissbildung, was zu einer nach-

träglichen Aufweitung der schon gebildeten Risse führen würde. Beim geringeren Glasfasergehalt fällt der Dehnungsbereich hingegen kürzer aus, da die Glasfasern noch vor der Bildung zusätzlicher Risse ausgezogen werden.

Der Dehnungsbereich der Rissbildung wird damit etwas differenzierter betrachtet als von Barhum und Mechtcherine /Bar12b/. Nicht nur die Anzahl der Risse, sondern auch die durch die Kurzfasern verkleinerten Rissweiten haben einen Einfluss. Der Dehnungsbereich der Rissbildung ergibt sich also aus der Überlagerung beider Faktoren.

Mit steigendem Fasergehalt nehmen bei den Stahl- und Kunststofffasern auch die absoluten Spannungsbereiche der Hauptrissbildung ab. Da die Erstrissspannungen bei höheren Fasergehalten gleichzeitig größer ausfallen, lässt sich daraus eine Abnahme der Streubreite der Rissspannungen mit steigendem Fasergehalt ableiten. Dies geht auch aus den Verhältniswerten hervor, die die Maximalspannung im Hauptrissbereich, bezogen auf die Erstrissspannung beschreiben (Tabelle 20, Spalte 6). Eine Verkleinerung des Streubereichs der Rissbildung ist im Hinblick auf die lokale Steifigkeit im Bereich FIIa nachteilig, da viele Risse schnell hintereinander gebildet werden.

Auffallend ist, dass die Streuung der Rissspannungen bei höherem Fasergehalt bei den integralen Glasfasern nicht abnimmt, sondern eher ansteigt (vgl. Tabelle 20, G1-6, Spalte 6). Da die Erstrissspannung bei 1,5 Vol.-% Glasfasern ebenfalls hoch ausfällt, ergibt sich daraus ein großer Spannungsbereich der Hauptrissbildung von  $3 \text{ N/mm}^2$ . Dies führt zu einem Vorteil im Hinblick auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungsline, da die lokalen Steifigkeiten unmittelbar nach Rissbildung durch die gleichmäßigere Verteilung der Risse höher ausfallen.

Die lokale Steifigkeit im Bereich der Hauptrissbildung ergibt sich aus dem Quotienten von Spannungs- und Dehnungsbereich (vgl. Tabelle 20, Spalte 5). Die Diversifizierung der Fasereigenschaften führt dabei zu sehr unterschiedlichen Verhältniswerten. Bei den integralen Glasfasern wachsen beide Bereiche bei höherem Fasergehalt an, der Spannungsbereich jedoch stärker, weshalb sich eine größere Steifigkeit bei höherem Fasergehalt ergibt. Bei den PVA-Fasern ist es genau umgekehrt. Bei den PP-Fasern wird der Dehnungsbereich vergrößert, während der Spannungsbereich verkleinert wird. Daraus ergibt sich eine besonders starke Reduzierung der lokalen Steifigkeit bei steigendem Fasergehalt. Bei den Stahlfasern bleiben die Verhältnisse beider Bereiche und damit auch die lokalen Steifigkeiten nahezu unverändert. Auf die Prüfserien mit dispersiblen Glasfasern G2-6 kann aufgrund der nicht klar identifizierbaren Hauptrissbildung nur grob eingegangen werden. Erwartungsgemäß führt die besonders starke Erhöhung der Rissfestigkeit der Matrix in Kombination mit der eingeschränkten rissüberbrückenden Wirkung der dispersiblen Glasfasern bei höheren Fasergehalten zu sehr wenigen, sehr großen Rissen auf hohem Spannungsniveau. Daraus ergibt sich eine besonders geringe lokale Steifigkeit im Bereich FIIa (siehe Bild 93).

Auch innerhalb des Bereiches der Haupttrissbildung wird der Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie direkt von den Risshäufigkeiten beeinflusst. In Bild 110 wurden die Risshäufigkeiten aus Abschnitt 7.4.4.3 mit den Zugspannungs-Dehnungslinien von Textilbetonen mit Kurzfasern direkt überlagert. Als Kurzfasern wurden mit einem Fasergehalt von 1,5 Vol.-% die Kunststofffasern P4-8 und P6-15, die Stahlfasern S1-12 sowie die integralen Glasfasern G1-6 ausgewählt. Die Risshäufigkeiten sind als absolute Rissanzahl (Abszisse) in dem jeweiligen Spannungsintervall (Ordinate) dargestellt. Der Übergang der Spannungs-Dehnungslinie von der Haupt- in die Zweittrissbildung ist durch gestrichelte Linien gekennzeichnet.

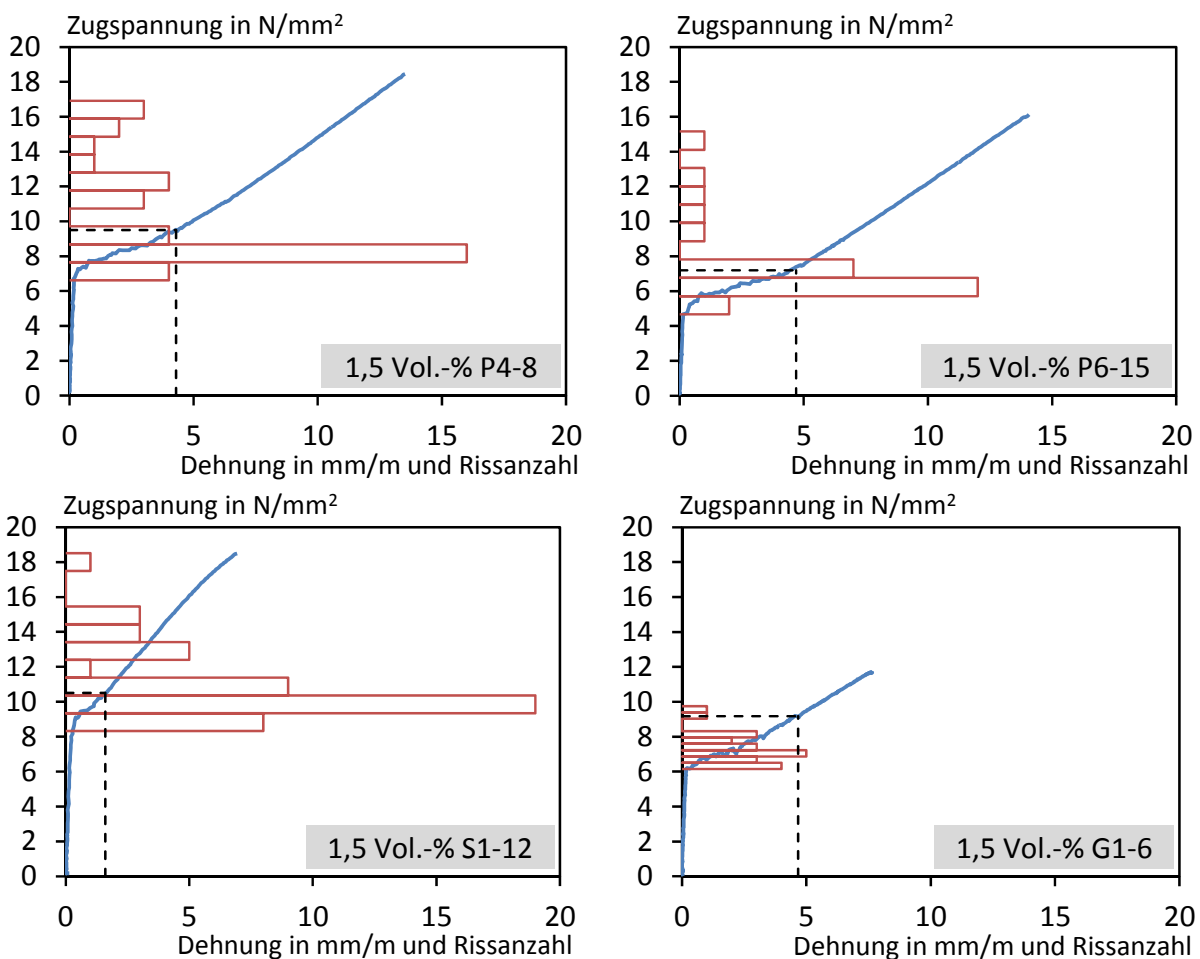


Bild 110: Korrelation zwischen den Risshäufigkeiten und den lokalen Steifigkeiten der Spannungs-Dehnungslinien bei Textilbetonen mit Kurzfasern

Die Häufigkeitsverteilungen bestätigen, dass ein Großteil der Risse im Bereich der Haupttrissbildung (FIIa) entsteht. Nach der vollständigen Überlappung der Einleitungsbereiche der inneren Filamente erfolgt die Rissbildung nur noch durch die Randfilamente des Textils und anschließend alleine durch die Kurzfasern. Kurzfasern, die nur einen geringen Zugkraftanteil gegenüber dem Textil erhalten, weisen ein Potenzial für eine späte Rissbildung durch Rissteilung auf, welches am Beispiel der PVA-Fasern P4-8 mit einer sehr ausgeprägten Rissbildung zu erkennen ist. Die sehr

weichen PP-Fasern (P6-15) zeigen hingegen, dass dazu eine Mindeststeifigkeit erforderlich sein muss. Bei den steifen Stahlfasern bilden sich durch den erhöhten Zugkraftanteil schon im Haupttrissbereich verstärkt Risse durch Kurzfasern. Die Rissanzahl nimmt dabei noch weiter zu, wenn die Streuungen der Matrixrissfestigkeit gering sind. Im Rahmen der Zweitrissebildung werden aufgrund der sehr guten Fasereigenschaften dennoch weitere Risse durch Rissteilung gebildet. Bei den integralen Glasfasern endet die Rissbildung mit der Haupttrissphase. Der als Grund vermutete Faserauszug wird im folgenden Abschnitt diskutiert.

Innerhalb des Bereiches FIIa erkennt man trotz der groben Einteilung in Spannungs-klassen, dass sich die lokale Steifigkeit entsprechend der Risshäufigkeit verhält. Besonders ausgeprägt zeigt sich dies bei den Stahlfasern, die kurz nach dem Erstriss einen starken Steifigkeitsverlust aufweisen, weil fast 20 Risse in sehr schneller Abfolge entstehen. Dadurch kann im Anschluss daran ein plötzlicher Steifigkeitsanstieg innerhalb des Haupttrissbereiches entstehen, der nicht notwendigerweise den Übergang in die Zweitrissebildung markiert, wenn weiterhin Hauptrisse gebildet werden. Bei etwas gleichmäßigerer Rissverteilung fällt der Steifigkeitsknick dann mit dem Übergang in die Zweitrissebildung und dem Wechsel der Rissart zusammen. Das war bei den meisten Versuchen der Fall und wurde auch von Jesse /Jes04/ an Feinbetonen mit Endlosfasern aus Glasfasern festgestellt. Jesse /Jes04/ gibt eine „in etwa gleichmäßige“ Verteilung über den Rissbereich Ila (hier FIIa) an.

Bei den integralen Glasfasern verteilen sich die Risse innerhalb des Haupttrissbereichs besonders gleichmäßig. Wegen der erhöhten Streubreite wird ein vergleichsweise großer Spannungsbereich der Haupttrissbildung erreicht, der eine höhere lokale Steifigkeit nach Erstrissbildung zur Folge hat. Dieser Effekt führt in dem gezeigten Beispiel dazu, dass kein Steifigkeitsanstieg beim Übergang in den Bereich FIIb erkennbar ist.

#### **7.4.7.3 Bereiche FIIb und FIIc**

Die Steifigkeit wird prinzipiell auch im Bereich FIIb von der andauernden Rissbildung beeinflusst. Da aber die Kernfilamente des Textils im Bereich FIIb-1 und schließlich das gesamte Textil im Bereich FIIb-2 durchgängig eine größere Dehnung als die Betonmatrix aufweisen, wirken sich die entstehenden Risse hinsichtlich einer Steifigkeitsabnahme immer weniger aus. Bei nahezu allen Versuchen kann daher kein signifikanter Unterschied zwischen den lokalen Steifigkeiten im Bereich der Zweitrissebildung FIIb und im rissbildungsfreien Bereich FIIc festgestellt werden. Spätestens nach vollständiger Ablösung des Textils werden weitere Risse nur noch durch die Kurzfasern erzeugt und ein Großteil der freiwerdenden Zugkräfte von ihnen selbst im Riss aufgenommen.

Die Steifigkeit im Bereich FIIc der Spannungs-Dehnungslinie wird nicht mehr von der Rissbildung beeinflusst, sondern gemäß Bild 109 lediglich von der Steifigkeit des

Textils im Beton und der Dehnungsbehinderung durch die Kurzfasern. Die Dehnungsbehinderung wird wiederum von den Material- und Verbundeigenschaften der Kurzfasern bestimmt.

Während die Textilbewehrung in diesem Bereich eine annähernd konstante Steifigkeit aufweist, ist der Widerstand der Kurzfasern abhängig vom Aktivierungsgrad bzw. vom Ausziehweg, also nie konstant. Daraus ergibt sich, dass Textilbetone mit Kurzfasern auch nach vollständiger Rissbildung ebenfalls keine exakt konstante Steifigkeit im Bereich FIIc aufweisen können. Befinden sich die Kurzfasern noch in ihrer Aktivierungsphase, ist eine lokale Steifigkeit oberhalb der reinen Steifigkeit des Textils zu erwarten. Setzt der Faserauszug ein, verrechnen sich die positive Steifigkeit des Textils mit der negativen Steifigkeit der Kurzfasern. Dieser Effekt ist jedoch meist nicht augenscheinlich erkennbar.

Wenn sich die Kurzfasern im rissbildungsfreien Bereich FIIc noch in der Aktivierungsphase befinden, bedeutet dies nicht, dass weiterhin Risse entstehen müssen. Die vom Textil in die Betonmatrix eintragbaren Zugkräfte werden im Zuge der sukzessiven Risteilung durch die Kurzfasern stetig verringert, so dass ab einem bestimmten Zeitpunkt die Kurzfasern zwar weiterhin Zugkräfte eintragen, diese aber die erforderliche Risskraft alleine nicht mehr aufbringen können.

Für die im hier verwendeten Textil 2D-16-08 verarbeiteten Rovings wird in /Gri08/ ein E-Modul von  $59.000 \text{ N/mm}^2$  angegeben. Bei zweilagiger Bewehrung ergibt sich daraus eine auf den Verbundquerschnitt bezogene Steifigkeit von  $885 \text{ N/mm}^2$  und bei dreilagiger Bewehrung von  $1327 \text{ N/mm}^2$ . Die gemessenen lokalen Steifigkeiten der reinen Textilbetone im Bereich FIIc (siehe Tabelle 20, Spalte 7) stimmen mit den berechneten Werten sehr gut überein. Allerdings wäre aufgrund der nicht endenden Rissbildung eher von etwas geringeren lokalen Steifigkeiten beim Verbundwerkstoff auszugehen. Dies muss auf Abweichungen zwischen dem in /Gri08/ angegebenen und dem tatsächlich vorhandenen E-Modul des Rovings zurückzuführen sein.

Bei den Textilbetonen mit Kunststoff- und Stahlfasern wurden deutlich höhere lokale Steifigkeiten im Bereich zwischen  $950 \text{ N/mm}^2$  und  $1460 \text{ N/mm}^2$  gemessen. Daher ist anzunehmen, dass sich die Kurzfasern zu diesem Zeitpunkt noch in der Aktivierungsphase befanden. Die Glasfasern weisen demgegenüber eine signifikant niedrigere lokale Steifigkeit auf. Da diese noch unterhalb der des reinen Textilbetons liegt, und da die Rissbildung bei einem Fasergehalt von 1,5 Vol.-% frühzeitig stagniert, wird der Verdacht eines zu frühen Faserauszugs bestätigt. Dass die Risse nur innerhalb der Hauptrissbildungsphase entstehen, spricht für einen einsetzenden Faserauszug noch während oder direkt nach der Hauptrissbildung. Schaut man sich die Spannungs-Dehnungslinien der Dehnkörper mit 2 Vol.-% Glasfasern G1-6 in Anhang A2.5 oder das exemplarisch ausgewählte Beispiel in Bild 111 an, fällt ein untypischer, degressiver Verlauf auf. Für diesen Fasergehalt liegen jedoch keine Informationen aus der optischen Verformungsmessung vor, so dass keine direkte Auswertung erfolgen

kann. Die insgesamt hohe Rissanzahl und der Verlauf sprechen aber dafür, dass es nach dem Überschreiten der Erstrissspannung zunächst zu einer gleichmäßig verteilten Rissbildung kommt und anschließend ein Kurzfaserauszug einsetzt. Da das Spannungsniveau mit zunehmendem Fasergehalt steigt, fallen auch die Rissöffnungen in den betroffenen Querschnitten während des Faserauszugs größer aus, was zu immer geringeren Steifigkeiten führt.

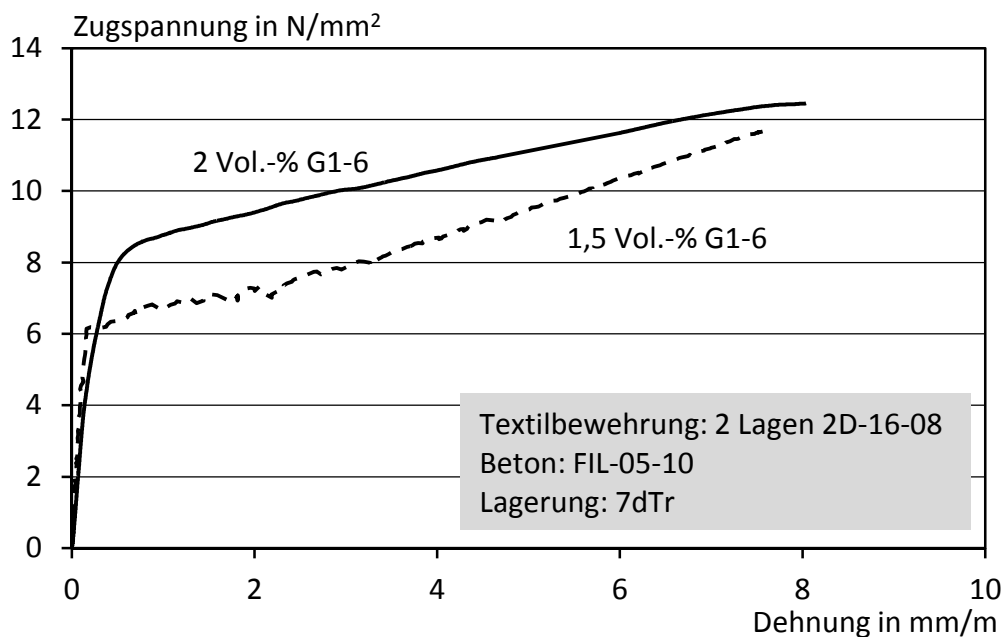


Bild 111: Reduktion der lokalen Steifigkeit während der Rissbildung durch einsetzenden Faserauszug bei zu kurzen Kurzfasern

Die lokalen Steifigkeiten von Textilbetonen mit Kurzfasern im Bereich FIIC nach der Rissbildung lassen sich nicht wie bei reinem Textilbeton direkt mit dem E-Modul der Bewehrungsmaterialien vergleichen. Die Wirksamkeit der Kurzfasern unterliegt Einflüssen aus der Faserverteilung und -orientierung sowie dem angesprochenen nicht-linearen Verformungsverhalten im Riss. Dennoch sollten sich die querschnittsbezogenen E-Moduln der Kurzfasern, unter den Voraussetzungen, dass die Kurzfasern im Bereich FIIC noch nicht ausgezogen werden und dass der Textileinfluss in allen Versuchen konstant ist, mit den im Versuch gemessenen lokalen Steifigkeiten korrelieren lassen.

Trägt man die gemessenen Steifigkeiten der Spannungs-Dehnungslinien nach Abschluss der Rissbildung über den berechneten querschnittsbezogenen E-Moduln der Kurzfasern ( $E_f \cdot V_f$ ) auf, ergibt sich für die Kunststoff- und die Stahlfasergehalte der in Bild 112 blau dargestellte lineare Zusammenhang. Die gute Korrelation bestätigt die Erwartung, dass sich die Kurzfasern entsprechend ihres E-Moduls und Volumenanteils an der lokalen Steifigkeit im Bereich FIIC beteiligen. Weitere Einflüsse wie z. B. die Faserorientierung und -verteilung sind hinsichtlich möglicher Unterschiede zwischen den Fasertypen entweder als sehr ähnlich oder untergeordnet zu betrachten.

Beide Glasfasertypen fallen entsprechend der bisherigen Argumentation aus dem Zusammenhang in Bild 112 heraus. Aufgrund der angesprochenen Sondereffekte können die Kurzfasern keinen Beitrag zur lokalen Steifigkeit entsprechend ihrer querschnittsbezogenen E-Moduln leisten.

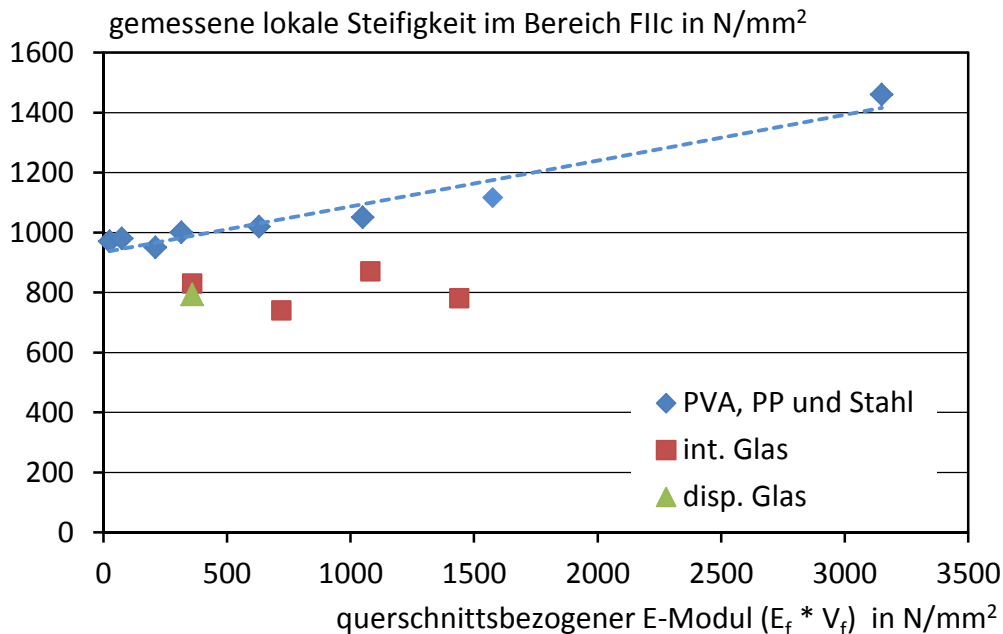


Bild 112: Korrelation zwischen der gemessenen lokalen Steifigkeit im Bereich der Zweitrissbildung und dem querschnittsbezogenen E-Modul der Kurzfasern

#### 7.4.8 Bruchdehnung und Bruchspannung

Hinsichtlich der Bruchdehnung und Bruchspannung von Textilbetonen mit Kurzfasern haben die bei reinem Textilbeton gewonnenen Erkenntnisse /Jes04, Vos08/ Bestand. Bilden sich mehr Risse, wird die mittragende Wirkung der Betonmatrix zwischen den Rissen verringert. Gleiche Gesamtdehnungen des Verbundwerkstoffs vorausgesetzt, stellen sich bei einem Textilbeton mit mehr Rissen geringere Textildehnungen in den Rissen und damit eine gleichmäßigere Dehnungsverteilung des Textils ein. Bei einer größeren Rissanzahl wird die Bruchdehnung des Textils also erst bei größeren Gesamtverformungen lokal überschritten.

Die mittragende Wirkung von Kurzfasern in den Rissen hält das erreichte Zugspannungsniveau aufrecht und führt gleichermaßen zu einer Verfeinerung des Rissbildes. Grundsätzlich ist also bei Textilbetonen mit Kurzfasern durch die Verfeinerung des Rissbildes von höheren Gesamtdehnungen auszugehen. Betrachtet man Bild 93, deutet sich neben den Referenzbetonen mit zwei bzw. drei Lagen Textil jedoch nur bei beiden Textilbetonen mit Kunststofffasern die erwartete Zunahme der Bruchdehnung bei kleinerem Rissabstand an. Bei den übrigen Prüfserien ergeben sich bei Faserzugabe sogar geringere Bruchdehnungen als beim reinen Textilbeton, obwohl



auch hier das Rissbild teilweise deutlich verfeinert wird. Bild 113 stellt für jeden durchgeführten Zugversuch (vgl. Tabelle 17) die mittleren Bruchdehnungen der Dehnkörper den mittleren gemessenen Rissabständen gegenüber. In blau dargestellt sind die Referenzbetone ohne Kurzfasern sowie die beiden Kunststofffaservarianten. Es zeigt sich bei diesen Prüfserien die bereits angedeutete Abhängigkeit der Bruchdehnung von den mittleren Rissabständen. Diese nimmt mit kleiner werdenden Rissabständen zu. Trägt man auch die verbleibenden Kurzfaservarianten ein, fällt Folgendes auf: Die jeweils geringen Fasergehalte von 0,5 Vol.-% beider Glasfasertypen (rot und grün dargestellt) entsprechen ebenfalls der dargestellten Abhängigkeit, während die übrigen Glas- und Stahlfaservarianten (grau dargestellt) deutlicher von dem Zusammenhang abweichen.

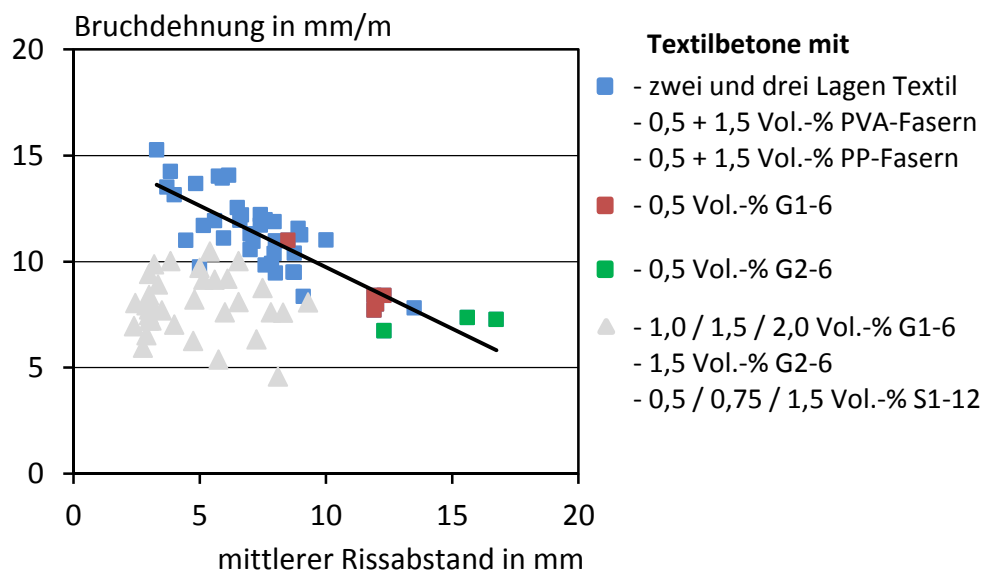


Bild 113: Abhängigkeit der Bruchdehnung von Textilbeton mit Kurzfasern vom mittleren Rissabstand bei gleichmäßiger Faserverteilung und -orientierung

Bei Glasfasergehalten von nur 0,5 Vol.-% können von beiden Glasfaservarianten ohnehin keine Zugkräfte im Riss dauerhaft übernommen werden (vgl. Abschnitt 7.4.4.1). Es stellt sich bei den kleinen Fasergehalten eine gleichmäßige, grobe Rissbildung mit entsprechend frühem Textilversagen ein. Diese Serien entsprechen daher auch dem dargestellten Trend.

Als Grund für die Abweichung wird bei den grau dargestellten Faservarianten von einem beginnenden Faserauszug im jeweils schwächsten Rissquerschnitt des Dehnkörpers ausgegangen. Kommt es spätestens innerhalb des Bereiches FIIC in einem Riss zu einem einsetzenden Faserauszug oder einem Versagen der Kurzfasern, wird der Zugkraftanteil der Kurzfasern auf das Textil übertragen. Das hat zur Folge, dass die Textildehnung in dem betroffenen Riss ansteigt und die Bruchdehnung des Textils lokal überschritten wird. Der oben beschriebene Vorteil der kleinen Rissabstände kann daher nicht mehr ausgespielt werden. Hiervon betroffen sind die Glasfasern mit

Gehalten oberhalb von 0,5 Vol.-%. Das gleiche Verhalten kann auch bei den Stahlfasern vorliegen. Da der Faserauszug beim Stahlfaserbeton offensichtlich erst nach oder sehr spät während der Zweitrissbildung einsetzt, ist er im Rahmen der Steifigkeitsbetrachtung nicht in Erscheinung getreten. Zu beachten ist, dass ein Faserversagen in nur einem Riss ausreicht, um den Prozess einzuleiten. Ein erhöhtes Risiko eines schwach bewehrten Rissquerschnitts erscheint bei den vergleichsweise dicken Stahlfasern aufgrund der resultierenden geringen Faseranzahl plausibel. Bei den Kunststofffasern liegt eine etwas größere Faserlänge und aufgrund der kleinen Durchmesser und der damit verbundenen höheren Faseranzahl eine gleichmäßigere Verteilung vor, so dass die Wahrscheinlichkeit für einen Faserauszug oder für einen einzelnen schwachen Verbundquerschnitt geringer ist. Die von reinem Textilbeton bekannte Abhängigkeit zwischen Bruchdehnung und Rissabstand hat also auch bei der Zugabe von Kurzfasern weiterhin Bestand, sofern es nicht zu ersten Faserauszügen vor dem Textilversagen kommt.

#### **7.4.9 Zusammenfassung und Anwendungsempfehlungen**

Für die Bewertung des Riss- und Tragverhaltens von Textilbetonen mit Kurzfasern lagen Daten von insgesamt 85 zentrischen Zugversuchen an Dehnkörpern vor. Ein Teil der Versuche wurde mit dem optischen Messsystem ARAMIS vermessen, welches neben dem Spannungs-Dehnungsverhalten auch Informationen zur Rissentwicklung liefert. Als Kurzfasertypen wurden bewusst Varianten aus möglichst unterschiedlichen Materialien und Geometrien eingesetzt, die zu sehr unterschiedlichen Tragverhalten geführt haben. Im Rahmen des Kapitels wurde versucht, die wesentlichen Einflussgrößen auf das Rissbildungsverhalten und damit auch auf das Tragverhalten herauszuarbeiten. Im Folgenden sind die gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst, aus denen Empfehlungen für die Anwendung abgeleitet werden können.

##### Abgeschlossenes Rissbild

Beim abgeschlossenen Rissbild der Textilbetone mit Kurzfasern wird durch die Faserzugabe in nahezu allen Fällen eine kontinuierliche Verringerung des mittleren Rissabstandes mit steigendem Fasergehalt erreicht. Je nach Wirksamkeit der Kurzfasern kann mit Fasergehalten zwischen 0,5 Vol.-% und 1,0 Vol.-% die gleiche Rissverfeinerung erzielt werden wie mit einer zusätzlichen Lage Textil, sofern die Kurzfasern nicht reißen. Die größte Wirksamkeit haben Kurzfasern aus Stahl, die den mittleren Rissabstand des Textilbetons bei den eigenen Versuchen von 8,7 mm auf 2,9 mm verringern konnten.

Für einen Vergleich der krafteinleitenden Wirkung der Kurzfasern im Riss wurde der Einfluss der Rissspannung der Matrix, der ebenfalls direkt die Rissabstände beeinflusst, aus den gemessenen Rissabständen herausgerechnet. Es zeigte sich, dass es in der Regel aufgrund der gleichzeitigen Zunahme der Rissspannungen und der Rissverfeinerung mit steigendem Fasergehalt zu einer überproportionalen Zunahme

der krafteinleitenden Wirkung der Kurzfasern kommt. Daraus ergibt sich die wesentliche Erkenntnis, dass eine Verfeinerung des Rissbildes trotz zunehmender Matrixfestigkeit möglich ist. Dieser Zusammenhang konnte unabhängig vom Fasermaterial nachgewiesen werden und ist z. B. bei der Kombination von Stahlbeton mit herkömmlichen Stahlfasern nicht immer gegeben. Die krafteinleitende Wirkung einer Lage Textil (Bewehrungsgrad 0,75 %) wird bei den hier untersuchten Kurzfasern daher bereits mit Fasergehalten zwischen 0,3 und 0,75 Vol.-%, je nach Kurzfasertyp, erreicht. Die auf den Bewehrungsgehalt bezogene Effektivität ist bei Kurzfasern also trotz uneinheitlicher Orientierung aufgrund der größeren Oberflächen höher. Anhand eines übergeordneten Zusammenhangs konnte zudem gezeigt werden, dass die krafteinleitende Wirkung einer Kurzfaser direkt mit der Fähigkeit korreliert, die Rissfestigkeit des Betons anzuheben.

Abweichungen davon sind nur dann zu erwarten, wenn die Rissfestigkeit durch die Kurzfasern ansteigt oder die rissüberbrückende Wirkung von Sondereffekten wie z. B. Faserabrissen oder verfrühtem Faserauszug beeinträchtigt wird. Von Faserabrissen ist bei den dispersiblen Glasfasern auszugehen. Bei den integralen Glasfasern mit vergleichsweise geringer spezifischer Oberfläche zeigte sich, dass die rissverfeinernde Wirkung ganz ausbleiben kann, wenn nicht Fasergehalt oder Faserlänge einen Mindestwert aufweisen. In einem solchen Fall kann es zu einem verfrühten Faserauszug kommen, noch bevor die Kurzfasern zusammen mit dem Textil ausreichend Zugkräfte zur Bildung eines weiteren Risses eingetragen haben. Beide Kriterien können sich gegenseitig kompensieren. Zur Vermeidung dieser Problematik werden auch bei derart feinkörnigen Matrices Kurzfasern mit einer Mindestlänge von 10 mm zur Unterstützung der Textilbewehrung empfohlen.

### Rissentwicklung

Die Auswertungen zur Rissentwicklung des Textilbetons mit Kurzfasern zeigen für nahezu alle Kurzfasertypen eine Rissentwicklung bis ins letzte Drittel der Spannungs-Dehnungslinie, oft auch bis zum Versagen des Textils. Die Zugspannung beim letzten Riss betrug bei den meisten Kurzfasertypen mindestens das 2,5-fache der Erstrissspannung. Während bei reinem Textilbeton nur vereinzelt Risse nach Abschluss der Hauptrissphase gebildet werden, ergeben sich durch die Kurzfasern deutlich mehr Risse. Grund hierfür ist u. a. ein weiterer Rissbildungsmechanismus, der bei Anwesenheit von Kurzfasern möglich ist. So können die Kurzfasern auch nach vollständiger Textilablösung durch sukzessive Risteilung weitere Risse erzeugen. Das Zusammenspiel der Rissmechanismen wird vom Zugkraftanteil der Bewehrungen im Riss bestimmt. Grundsätzlich sind dabei drei Szenarien denkbar:

1. Die Rissbildung durch das Textil und durch die Kurzfasern läuft zeitlich versetzt ab. Das Rissbild wird zunächst vorwiegend vom Textil geprägt und anschließend durch sukzessive Risteilung durch die Kurzfasern verfeinert. Dies ist z. B. dann der Fall, wenn die Steifigkeit der Kurzfasern gering ist und

das Textil dadurch einen hohen Zugkraftanteil erhält. Dies führt zu einer schnelleren Überlagerung der Einleitungslängen des Textils und hat zunächst größere Rissabstände zur Folge. Am deutlichsten sichtbar war die sukzessive Risteilung bei Textilbetonen mit 1,5 Vol.-% PVA-Fasern.

2. Bei gleichwertigen Zugkraftanteilen von Textilien und Kurzfasern im Riss erfolgt die Krafteinleitung zunächst gemeinsam. Bis sich die Einleitungslängen des Textils überlappen, können mehr Risse auf geringerem Zugspannungsniveau gebildet werden. Es wäre denkbar, dass die typische OH-Rissbildung des Textils dadurch entfällt. Aber auch bei dieser Variante ist von einer weiteren Risteilung durch die Kurzfasern auszugehen. Da sich die Rissmechanismen überlagern, ist eine Unterscheidung anhand der Rissentwicklung kaum möglich. Dies war bei den meisten untersuchten Prüferien der Fall.
3. Bei zu weichen Kurzfasern kann es zum Textilversagen vor einer weiteren Rissbildung durch die Kurzfasern kommen. Die Risteilung durch die Kurzfasern ist dann wenig oder gar nicht ausgeprägt. Risse in höheren Zugspannungsbereichen können aber noch aufgrund der OH-Rissbildung entstehen.

Darüber hinaus wurden einige Sondereffekte am Beispiel der zu kurz gewählten oder brüchigen Glasfasern beschrieben. Kommt es zu Faserabrissen bei Rissbildung oder weisen die Kurzfasern eine insgesamt zu geringe Verbundfläche (kurze Länge und geringer Gehalt) auf, bleibt eine Rissverfeinerung aus. Der Spannungsbereich der Rissbildung kann jedoch aufgrund der reinen OH-Rissbildung des Textils groß ausfallen. Werden hohe Gehalte an zu kurzen Fasern eingesetzt, kommt es erst nach einer Rissverfeinerung zum Faserauszug. Die erhöhte Rissanzahl verhindert eine weitere Rissbildung durch den OH-Effekt des Textils. Der Spannungsbereich der Rissbildung fällt dann kleiner aus.

### Risshäufigkeit und Rissart

Im Rahmen einer aufwändigen Auswertung der Rissereignisse aller Zugversuche konnte die Verteilung der Risshäufigkeiten über den gesamten Spannungsbereich der Rissbildung dargestellt werden. Die Rissbildung wird in der Hauptrissphase vorwiegend von der Streuung der Matrixfestigkeit gesteuert. Im Rahmen der Zweitrisssbildung kann die Krafteinleitung nur durch die Randfilamente des Textils und die Kurzfasern erfolgen, was eine Verlangsamung der Rissbildung zur Folge hat. Tatsächlich zeigen die Auswertungen zur Risshäufigkeit bei den meisten Kurzfaservarianten, aber auch bei den reinen Textilbetonen eine linkssteile Verteilung. Es wurde festgestellt, dass eine gleichwertige Zugkraftverteilung im Riss zwischen Textilien und Kurzfasern die relativen Risshäufigkeiten tendenziell in den Bereich der Hauptrissbildung verlagert. Dabei können mehr Risse entstehen, wenn die Streuungen der Matrixrissfestigkeit gering sind. Im Gegensatz dazu kann eine ausgeprägte Risteilung durch die Kurzfasern zu höheren Risshäufigkeiten im Bereich der Zweitrisssbildung führen. Dies entfällt bei zu weichen Kurzfasern. Trotz dieser Unterschiede können die

relativen Risshäufigkeiten über den gesamten Rissbereich wegen der Risskonzentration im Hauptrissbereich mit einer allgemeinen linkssteilen Verteilungsfunktion beschrieben werden.

Im Rahmen der Auswertungen zur Rissentwicklung konnte auch ein Wechsel der Rissart festgestellt werden. Zu Beginn der Rissbildung ergeben sich vollständige Trennrisse mit großer Rissweite. Im weiteren Verlauf bilden sich immer mehr Teilrisse, die nicht den ganzen Betonquerschnitt erfassen, oft verästelt sind und kleinere Rissweiten aufweisen. Dieser Wechsel der Rissart wird damit begründet, dass die Rissweiten mit Beginn der Zweitrisssbildung immer kleiner werden, da die Kernfilamente des Textils ab diesem Zeitpunkt bereits durchgängig vorgedehnt sind und die Übertragung der Zugkräfte von der Betonmatrix auf die Bewehrung daher immer weniger zusätzliche Textildehnung erfordert.

#### Erweiterung der Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie

In Anlehnung an die OH-Theorie wurden die charakteristischen Bereiche der Spannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern definiert und beschrieben. Aufgrund der durch die Kurzfasern zusätzlich möglichen sukzessiven Risseilung wurde die Zweitrisssphase um einen weiteren Bereich ergänzt:

- FI: Linear-elastischer Bereich (Zustand I)
- FIIa: Hauptrissphase bis zur vollständigen Überlagerung der Einleitungsbereiche von beschichteten Textilien oder der Kernfilamente von unbeschichteten Textilien
- FIIb-1: Zweitrisssphase mit gemeinsamer sukzessiver Risseilung durch die Randfilamente von unbeschichteten Textilien und Kurzfasern (optional)
- FIIb-2: Zweitrisssphase mit sukzessiver Risseilung durch die Kurzfasern nach vollständiger Ablösung des Textils (optional)
- FIIc: Rissbildungsfreier Bereich (optional)

Eine Identifizierung der Bereiche nur anhand der Spannungs-Dehnungslinie ist allerdings bei den meisten Textilbetonen mit Kurzfasern nicht mehr möglich. Hinsichtlich der lokalen Steifigkeit sind in der Praxis zwei Abschnittsübergänge von besonderer Relevanz: der Steifigkeitsverlust bei Erstrissbildung zu Beginn der Hauptrissbildung und der Übergang in die Zweitrisssbildung mit wieder höheren lokalen Steifigkeiten. Letzterer ist nicht immer eindeutig zu identifizieren. Die Auswertungen haben jedoch gezeigt, dass die folgenden vier Merkmale auf diesen Übergang hindeuten und eine Einteilung erleichtern:

- Steifigkeitssprung durch die Streckung der inneren Filamente des Textils (OH-Effekt)
- Abnahme der Risshäufigkeit nach der Überlagerung der Einleitungslängen der Kernfilamente des Textils

- Rückgang der sichtbaren Lastabfälle bei Rissbildung im weggeregelten Zugversuch
- Übergang von durchgängigen Trennrissen zu verästelten Teilrissen

#### Lokale Steifigkeit im Hauptrissbereich

Die mittlere Steifigkeit von Textilbeton mit Kurzfasern im gesamten Bereich der Rissbildung (Haupt- und Zweitrissbildung) wird von dem Spannungs- und Dehnungsbereich, in dem die Rissbildung stattfindet, bestimmt. Abweichend von der Situation bei reinem Textilbeton kann der Spannungsbereich durch die zusätzliche Risseilung durch die Kurzfasern erweitert werden. Der Dehnungsbereich ist gleichzeitig durch eine erhöhte Rissanzahl und eine zusätzliche Dehnungsbehinderung durch die Kurzfasern beeinflusst. Die Häufigkeitsverteilung der Risse im gesamten Rissbereich bestimmt schließlich den genauen Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie.

Neben dieser globalen Betrachtung konzentrierten sich die Auswertungen auf die lokalen Steifigkeiten im Hauptrissbereich, die für die Bemessung eine große Bedeutung haben. Die breite Auswahl an Kurzfasern erlaubte eine differenzierte Betrachtung der Einflüsse auf den Spannungs- und Dehnungsbereich der Hauptrissbildung. Die folgenden Erkenntnisse wurden dabei gewonnen:

- Unter der Voraussetzung, dass die Kurzfasern einen ausreichenden E-Modul aufweisen (hier ab ca.  $40.000 \text{ N/mm}^2$ ) und nicht durch Sondereffekte wie Faserauszug oder Faserabrisse beeinflusst werden, verkleinert sich der Dehnungsbereich der Hauptrissbildung mit steigendem Kurzfasergehalt, obwohl gleichzeitig mehr Risse entstehen. Die Rissweiten werden also in stärkerem Maße verkleinert als die Rissanzahl erhöht wird. Für eine maximale Reduzierung des Dehnungsbereichs ist aber eine Erhöhung der Kurzfasersteifigkeit gegenüber einer Steigerung des Fasergehaltes vorzuziehen, da die höhere Steifigkeit nicht gleichzeitig die Rissanzahl erhöht. Sehr weiche Kurzfasern wie z. B. PP-Fasern führen hingegen zu einer Vergrößerung des Dehnungsbereichs, da der rissbildende Einfluss überwiegt. Ein während der Rissbildung einsetzender Faserauszug bei zu kurzen Fasern ist zu vermeiden, da die schon gebildeten Risse dann nachträglich aufgeweitet werden, was zu größeren Dehnungsbereichen führt.
- Der Spannungsbereich der Rissbildung wird bei steigendem Fasergehalt mit den meisten Kurzfasertypen verkleinert. Dies lässt auf geringere Streuungen der Rissfestigkeit der Betonmatrix schließen. Dieser positive Aspekt ist im Hinblick auf die lokale Steifigkeit jedoch nachteilig, da sich die Risse dann auf einen engeren Spannungsbereich konzentrieren und schneller gebildet werden. Eine Ausnahme bilden integrale Glasfasern, die den Streubereich nicht verkleinern und aufgrund einer gleichbleibenden Risshäufigkeit vergleichsweise hohe lokale Steifigkeiten während der Rissbildung erzielen.

- Die mittlere lokale Steifigkeit im Hauptrissbereich ergibt sich aus dem Quotienten aus Spannungs- und Dehnungsbereich. Da beide Bereiche unabhängig voneinander und teilweise gegenläufig durch die Kurzfasern beeinflusst werden, ist eine allgemeine Aussage zur lokalen Steifigkeit nicht möglich.

Die lokalen Steifigkeiten korrelieren auch innerhalb des Hauptrissbereichs klar mit den Risshäufigkeiten. Besonders ungünstig im Hinblick auf die lokale Steifigkeit sind schnelle Rissfolgen, die durch eine geringe Streuung der Betonmatrix in Kombination mit Kurzfasern mit hoher Steifigkeit und gutem Verbund entstehen können. Günstig hingegen wäre eine große Streubreite der Rissspannungen, die sich praktisch aber kaum beeinflussen lässt. Verlagert man die Rissbildung durch einen geringen Zugkraftanteil der Kurzfasern möglichst in die Zweitrisbildung, entstehen in der Hauptrissphase zwar weniger Risse, diese weiten sich aber stärker auf. Sehr steife Kurzfasern mit gutem Verbund könnten zwar zu kurzen Abschnitten mit sehr geringer Steifigkeit führen, würden aber die mittlere Steifigkeit im Hauptrissbereich wegen der kleinen Rissweiten erhöhen.

#### Lokale Steifigkeit nach der Hauptrissphase

Im Bereich der Zweitrisbildung nehmen Risshäufigkeit und Dehnungszuwachs bei Rissbildung ab. Die lokale Steifigkeit ist daher kaum von dem anschließenden rissbildungsfreien Bereich zu unterscheiden. Dieser weist im Gegensatz zu reinem Textilbeton keine exakt konstante Steifigkeit auf, da die zusätzlich vorhandene Dehnungsbehinderung durch die Kurzfasern von der Faseraktivierung oder dem Faserauszug abhängt und damit zu keinem Zeitpunkt linear ist. Dieser nicht-lineare Anteil wird jedoch optisch nicht wahrgenommen und ist für die Praxis nicht relevant. Unter der Voraussetzung, dass die Kurzfasern in ihrer Aktivierungsphase verbleiben, stellt sich gegenüber reinem Textilbeton eine erhöhte lokale Steifigkeit ein. Diese lässt sich aufgrund unbekannter Faserorientierung und -verteilung nicht direkt berechnen, korreliert aber mit dem auf den Betonquerschnitt bezogenen E-Modul der Kurzfasern. Verbleiben die Kurzfasern nach anfänglicher Anhebung des Spannungsniveaus nicht in ihrer Aktivierungsphase, reduziert sich die lokale Steifigkeit auf einen Wert, der noch unterhalb dem der reinen Textilbetone liegt. Dies ist damit zu begründen, dass die von den Kurzfasern übernommenen Zugkräfte sukzessive an die Textilbewehrung zurückgegeben werden.

#### Bruchzustand

Hinsichtlich der erreichbaren Bruchdehnungen haben die schon bei Textilbetonen gewonnenen Erkenntnisse Bestand. Eine durch die Kurzfasern verstärkte Rissbildung führt zu teilweise deutlich geringeren Rissabständen, die eine gleichmäßigere Verteilung der Textildehnungen ermöglichen. Dadurch lassen sich grundsätzlich höhere Gesamtdehnungen realisieren. Bei den Faserbetonen ergibt sich jedoch eine Besonderheit, die einen großen Einfluss auf den beschriebenen Sachverhalt haben

kann und sich bei den Textilbetonen mit Glas- und Stahlfasern zeigte. Entweder durch zu kurze Kurzfasern oder auch durch Kurzfasern, die nicht optimal im Beton verteilt sind, wird die Wahrscheinlichkeit nur eines schwach bewehrten Querschnitts erhöht. Versagen in diesem Querschnitt die Kurzfasern frühzeitig, werden zusätzliche Zugkräfte auf das Textil übertragen, die lokal eine Überschreitung der Bruchdehnung herbeiführen. Die untersuchten Kunststofffasern mit geringem Durchmesser und ausreichender Länge zeigten sich diesbezüglich besonders gutmütig. Deren geometrische Eigenschaften stellen daher eine allgemeine Empfehlung für Kurzfasern dar.



---

# Kapitel 8

## Schlussfolgerungen und Anwendungsempfehlungen

---

### Allgemeines

Das praxisorientierte Ziel bei der gemeinsamen Verwendung von textiler Bewehrung und Kurzfasern ist, die Eigenschaften des reinen Textilbetons gezielt und insgesamt kostenneutral zu verbessern und dem Planer so zusätzliche Anwendungsmöglichkeiten bei der Bemessung zu eröffnen. Diesbezüglich ergeben sich die größten Vorteile durch die Erhöhung der Erstrissspannung des Textilbetons, da größere Beanspruchungen im ungerissenen Zustand I abgetragen werden können. Bei der anschließenden Rissbildung soll die lokale Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie möglichst wenig reduziert werden, um den Gebrauchszustand zukünftig auf den Rissbereich ausweiten zu können. Im Hinblick auf den Nachweis der Tragfähigkeit sind hohe Bruchspannungen wünschenswert, die durch eine feine und gleichmäßige Rissbildung begünstigt werden. Als einen Beitrag dazu behandelt die vorliegende Arbeit die Einflüsse von verschiedensten Kurzfasertypen auf die charakteristischen Bereiche der Spannungs-Dehnungslinie von Textilbeton. Im Folgenden werden nur die wesentlichen Erkenntnisse kurz zusammengetragen und bewertet. Für eine detaillierte Zusammenfassung sei auf die jeweiligen Kapitel verwiesen.

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit gefundenen allgemeingültigen Zusammenhänge liefern eine Grundlage zur Modellierung des Tragverhaltens von Textilbetonen mit Kurzfasern. So liegen mit den Gleichungen 17 und 19 Ansätze zur Abschätzung der Zugfestigkeiten von Faserbetonen bzw. Erstrissspannungen von Textilbetonen mit Kurzfasern vor. Für die Beschreibung der Rissöffnung liegt exemplarisch für Feinbetone das normierte Entfestigungsverhalten des Feinbetons FIL-05-10 als Exponentialfunktion in Gleichung 18 vor. Die Ergebnisse deuten zudem darauf hin, dass dieses mit hinreichender Genauigkeit auch auf gleichartige Feinbetone übertragen werden kann. Bild 86 enthält funktionale Zusammenhänge der Risstraganteile von Textilien. Die normierten Risstraganteile von Kurzfasern sind exemplarisch in Bild 87 aufgeführt. Schließlich kann aus Bild 98 eine Korrelation zwischen der Erstrissspannung des Textilbetons mit Kurzfasern und der Rissverfeinerung abgeleitet werden, mit der die zu erwartenden mittleren Rissabstände abgeschätzt werden können.

### **Einfluss von Matrixzusammensetzung und Kurzfasern auf die Frischbetonverarbeitbarkeit**

Neben dem zusätzlichen Materialaufwand beim Faserbeton, der jedoch grundsätzlich mit eingesparten Lagen Textilbewehrung verrechnet werden muss, besteht die größte Hürde bei der eingeschränkten Frischbetonverarbeitbarkeit. Der im Rahmen der Untersuchungen gefundene Haupteinfluss auf die Verarbeitbarkeit von Feinbetonen mit Mikrofasern ist die Feinheit der Kornzusammensetzung. Auch eine runde Kornform brachte Vorteile, während der Bindemittelgehalt abgesehen von einer Verfeinerung der Sieblinie keinen zusätzlichen Nutzen hatte. Aus der Rheologie bekannte Abhängigkeiten der Frischbetonverarbeitbarkeit von z. B. der Packungsdichte oder der Viskosität rücken bei den hier untersuchten Faserbetonen in den Hintergrund. Hinsichtlich des Fasereinflusses auf die Verarbeitbarkeit zeigten die Untersuchungen, dass Filamentdurchmesser kleiner  $20\ \mu\text{m}$  selbst für die sehr feinkörnigen Feinbetone nicht geeignet sind. Die Faserlänge hat gegenüber den Erkenntnissen von Stahlfaserbetonen einen deutlich geringeren Einfluss, weshalb die Ausbreitmaße der Faserbetone eher mit der spezifischen Faseroberfläche als mit dem Faserfaktor korrelierten. Der Kennwert ermöglicht bei einer erforderlichen Mindestverarbeitbarkeit Fasergehalt und Faserdurchmesser gegeneinander abzuwägen.

Die gewonnenen Erkenntnisse zur Matrixzusammensetzung können beim Betonentwurf in der Praxis als Orientierungshilfe dienen. Vor allem die Feinheit der Gesamtsieblinie als größter Einflussfaktor bei Feinbetonen mit dispersiblen Kurzfasern erleichtert eine Umsetzung in der Praxis, da er sich vergleichsweise einfach verwirklichen lässt. Zu empfehlen sind sehr feinkörnige, aber möglichst bindemittelarme Systeme, die mit gut abgestuften Gesteinsmehlen und Fließmittel noch fließfähig gestaltet werden können. Man kann davon ausgehen, dass die Verarbeitbarkeit von Faserbetonen bei Faserdosierungen mit geringerer spezifischer Oberfläche wieder stärker den klassischen rheologischen Ansätzen folgt. Die immer häufiger eingesetzten Hochleistungsmörtel mit einem Größtkorn von 4 bis 5 mm konnten im Rahmen dieser Arbeit nicht mehr zusätzlich betrachtet werden. Jedoch ist anzunehmen, dass sich die grundsätzlichen Abhängigkeiten übertragen lassen und die Anforderung an einen Mindestfaserdurchmesser eher steigt.

### **Trocknungsinduzierte Festigkeitsreduktion**

Eine wesentliche Erkenntnis im Rahmen dieser Arbeit ist das mögliche Ausmaß der Trocknungsempfindlichkeit der Feinbetone, wodurch die Bewertung von Rissspannungen erschwert wird. Einerseits führte eine kurzzeitige Antrocknung der Betonoberfläche in jungem Alter schon zu signifikanten Zugfestigkeitsverlusten. Dieses dem Zementstein ähnliche Verhalten kann nur durch aktive Wasserzufuhr in den ersten Tagen unterbunden werden und ist je nach Bindemittelgehalt unterschiedlich stark ausgeprägt. Andererseits ergaben sich bei trockenen Prüfkörpern auch bei guter Nachbehandlung deutlich geringere Erstrissspannungen in Anwesenheit von

unbeschichteter textiler Bewehrung, die im dauerhaft feuchten Zustand sowie bei beschichteter Bewehrung nicht auftraten und daher auf eine verstärkte und dadurch rissinitiierende Austrocknung durch die Textilrovings zurückgeführt werden.

Aus den Untersuchungen geht die Notwendigkeit einer ausreichenden Wasserzufuhr bei feinkörnigen Betonmatrizes mit hohen Bindemittelgehalten hervor. Eine generelle Übertragbarkeit der beobachteten Phänomene auf andere Feinbetone oder Mörtel ist aber nicht grundsätzlich gegeben und sollte Gegenstand weiterer Untersuchungen sein. Nicht eindeutig geklärt ist beispielsweise die Frage, ob nur hohe Bindemittelgehalte oder auch eine sehr feine Sieblinie die Trocknungsempfindlichkeit maßgeblich erhöhen. Der aktuelle Trend zu beschichteter Textilbewehrung ist auch vor dem Hintergrund des unterbundenen Wassertransports innerhalb der Rovings positiv zu bewerten. Insgesamt ist nach den vorliegenden Erkenntnissen bei Verwendung von beschichteter Bewehrung und einer ausreichenden Wasserlagerung nach Herstellung nicht mit einer signifikanten Festigkeitsreduktion zu rechnen.

### **Zugfestigkeit des Faserbetons und Erstrissspannung des Textilbetons mit Kurzfasern**

Mit der Erkenntnis des starken Einflusses der Vorlagerung erfolgten auch die Untersuchungen zur Zugfestigkeit des Betons und zur Erstrissspannung des Textilbetons entsprechend differenziert. Einerseits ging bereits aus der Optimierung der Matrixzusammensetzung eine sehr hohe zentrische Zugfestigkeit des reinen Feinbetons von ca.  $7 \text{ N/mm}^2$  nach Wasserlagerung hervor, die auf die feine und ideal abgestufte Gesamtsieblinie zurückgeführt wird. Die Rissfestigkeiten dieser nicht durch Austrocknung beeinflussten Feinbetone konnte weder mit Kurzfasern, noch mit Textilien wesentlich gesteigert werden. Andererseits konnten bei trockenen Textilbetonen mit unbeschichtetem Textil oder Betonen ohne ausreichende Wasserzufuhr teilweise erhebliche Steigerungen der Rissspannung mit Kurzfasern erreicht werden, sofern die Hydratation nicht frühzeitig unterbrochen wurde. Mit Textilien oder Kurzfasern alleine konnte aber auch hier die Zugfestigkeit der wassergelagerten Feinbetone nicht wesentlich überschritten werden. Dies gelang in begrenztem Maße nur bei der Kombination beider Bewehrungsarten.

Zur Abschätzung der Zugfestigkeit von trockenen Faserbetonen oder der Erstrissspannung von trockenen Textilbetonen mit Kurzfasern wurde ein Ansatz erarbeitet, der den Fasergehalt, den Faserdurchmesser und die Fasersteifigkeit einbezieht. Der Ansatz erfordert eine Kalibrierung für den verwendeten Feinbeton, beschreibt aber im Vergleich zu bestehenden Ansätzen dann auch sehr unterschiedliche Kurzfasermaterialien.

Die Ergebnisse zeigen, dass die in der Literatur häufig erwähnte risshemmende Wirkung von Kurzfasern ebenfalls differenziert betrachtet werden muss. So scheint ein deutlicher Unterschied zwischen trocknungsinduzierten Mikrorissen (hohe Faserwirksamkeit) und lastinduzierten Mikrorissen (geringe Faserwirksamkeit) zu bestehen. Bei

lastinduzierten Mikrorissen in nicht vorgeschädigten Betonen steht auf hohem Spannungsniveau auch ein wachsender Lufteintrag einer weiteren Steigerung der Rissfestigkeit entgegen. Es zeigt sich aber auch, dass durch die Kombination von beiden Bewehrungsarten in begrenztem Maße weitere Festigkeitssteigerungen möglich sind, die auf Synergieeffekte zurückgeführt werden können.

Die hohe Wirksamkeit der Kurzfasern kommt daher insbesondere bei den in der Praxis nur eingeschränkten Nachbehandlungsmöglichkeiten zum Tragen. Vor allem die Kombination der Bewehrungsarten führt dann auch zu den insgesamt höchsten Rissfestigkeiten mit nur noch geringer Abhängigkeit von der Vorlagerung.

### **Kraftübergang von der Betonmatrix über die Kurzfasern auf die Textilbewehrung**

Während die Zugfestigkeit der Betonmatrix auch ohne Kurzfasern sehr hohe Werte annehmen kann, spielt die Anwesenheit von Kurzfasern bei der Rissbildung eine wichtige Rolle. Hohe Rissspannungen der Betonmatrix sind zwar für eine Bemessung im Zustand I vorteilhaft, stellen aber gleichzeitig hohe Ansprüche an die rissüberbrückenden Eigenschaften der Textilbewehrung. Bei hohen Rissspannungen in Kombination mit reiner Textilbewehrung ergibt sich ein sog. Bewehrungsdefizit bei kleinen Rissweiten, da das Textil, insbesondere bei schlechter Verbundqualität, hohe Verformungen zur Lastübernahme benötigt. Die Folge ist eine verstärkte Reduktion der lokalen Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie. Werden Kurzfasern eingesetzt, können diese schon bei sehr kleinen Rissöffnungen Zugkraftanteile übernehmen, das Bewehrungsdefizit verringern und die Rissweiten verkleinern. Die Festlegung einer geeigneten und ausreichenden Kurzfasermenge gestaltet sich schwierig, da diese einer Wechselwirkung zwischen der Rissspannung und den rissüberbrückenden Eigenschaften unterliegt. Hierfür wurde eine entsprechende Vorgehensweise vorgeschlagen, die auf der Superponierung der Risstraganteile des Betons, des Textils und der Kurzfasern basiert. Anhand eines konkreten Beispiels konnte gezeigt werden, dass mit Minimaldosierungen und einer gezielten Kombination von Kurzfasertypen die Erstrissspannungen von Textilbetonen stark erhöht werden können ohne dass die lokale Steifigkeit während der Rissbildung abnimmt.

Der Ansatz wurde in der Erwartung erarbeitet, dass man durch die gezielte Reduktion der Bewehrungsdefizite die lokale Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie während der Rissbildung sogar erhöhen kann. Diese Erwartung konnte nicht erfüllt werden, da die erhöhten Rissenergien durch die Kurzfasern von den im Riss mitwirkenden Kurzfasern lediglich kompensiert werden. Dennoch ergibt sich daraus ein erheblicher Vorteil, da hohe Rissspannungen beim Textilbeton ohne Kurzfasern starke Lastabfälle bei der Rissbildung und insgesamt einen starken Steifigkeitsverlust zur Folge hätte. Durch die Kurzfasern ergibt sich die Möglichkeit, die Rissspannungen ohne die genannten Nachteile erhöhen zu können. Dies funktioniert nicht, wenn Kurzfasern eingesetzt werden, die die Rissspannung der Betonmatrix erhöhen, gleichzeitig aber

eine verminderte rissüberbrückende Wirkung haben (z. B. dispersible Glas- oder Carbonfilamente). Auch bei sehr weichen Kurzfasern (z. B. PP) stehen die durchaus nachweisbare festigkeitssteigernde Wirkung und die schwachen rissüberbrückenden Eigenschaften in einem eher ungünstigen Verhältnis.

### **Riss- und Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern**

Eine für den Einsatz von Kurzfasern wichtige Voraussetzung ist, dass sich mit steigendem Fasergehalt trotz einer Anhebung der Rissspannungen der Betonmatrix die Rissabstände nicht vergrößern, damit die gewünschte Duktilität des Verbundwerkstoffs erhalten bleibt. Das würde bedeuten, dass die Fähigkeit der Kurzfasern, Zugkräfte in den Beton einzutragen, gegenüber der Fähigkeit, die Rissspannung zu erhöhen, mindestens im gleichen Maße zunehmen muss. Dies konnte mit Ausnahme der dispersiblen Glasfasern, die abreißen, für alle untersuchten Kurzfasern nachgewiesen werden und sollte als ein Mindestkriterium bei der Faserauswahl angesehen werden. Bei der Gegenüberstellung der gemessenen Rissabstände und der Erstrissspannungen wurde bei den übrigen Kurzfasertypen zudem deutlich, dass die Rissabstände mit steigendem Fasergehalt sogar überproportional abnehmen, was bei steigendem Fasergehalt auf eine gegenüber der Erstrissspannung deutlich schnellere Zunahme der krafteinleitenden Fähigkeiten der Kurzfasern hindeutet. Untersuchungen zur Rissentwicklung während der Zugbeanspruchung bestätigten eine kontinuierliche Rissbildung bis zum Textilversagen, die durch den gegenüber reinem Textilbeton zusätzlich vorhandenen Rissmechanismus der sukzessiven Risseilung durch die Kurzfasern unterstützt wird. Die Ausprägung der Risseilung hängt von den Steifigkeitsanteilen der Bewehrungen im Riss ab, die bestimmen, ob die Risse bereits sehr früh durch gemeinsamen Krafteintrag oder erst später durch Risseilung gebildet werden. Trotz derartiger Unterschiede war beim reinen Textilbeton wie auch beim Textilbeton mit Kurzfasern eine klare linkssteile Häufigkeitsverteilung erkennbar, die von der grundsätzlich verstärkten Rissbildung im Hauptrissbereich dominiert wird. Die Rissweiten fallen zudem bei der Zweitrissbildung kleiner aus, weshalb der Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie dann trotz Rissbildung kaum noch beeinflusst wird.

Für die lokale Steifigkeit nach dem Erstriss ist das Verhältnis von Spannungs- und Dehnungsbereich der Hauptrissbildung maßgebend. Kurzfasern mit guten rissüberbrückenden Eigenschaften verkürzen z. B. die Rissweiten in stärkerem Maße als dass sie zusätzliche Risse erzeugen, so dass sich der Dehnungsbereich verkleinert. Bei zu weichen Kurzfasern oder Faserabrissen ergibt sich die gegenteilige Situation. Der Spannungsbereich wird von der Streuung der Rissspannungen der Matrix bestimmt, die mit steigendem Fasergehalt tendenziell abnahm, was sich hinsichtlich der lokalen Steifigkeit als ungünstig erwies. Die lokale Steifigkeit nach Abschluss des Hauptrissbereichs wird durch die Kurzfasern erhöht, sofern diese in ihrer Aktivierungsphase verbleiben. Die gemessenen Steifigkeiten korrelierten mit dem auf den Betonquerschnitt bezogenen E-Modul der Kurzfasern ( $V_f \cdot E_f$ ). Hinsichtlich der Bruchdehnung

konnten zwei Fälle unterschieden werden. Bei längeren Kurzfasern mit gleichmäßiger Faserverteilung ergaben sich aufgrund der feinen Rissbildung höhere Bruchdehnungen der Textilbewehrung. Bei gröberen oder schlechter verteilten Kurzfasern führte das Vorhandensein eines schwächeren Querschnitts zum frühzeitigen Textilversagen.

Rückblickend lässt sich festhalten, dass die für die Untersuchungen gewählte Länge der integralen Glasfasern mit 6 mm zwar zu kurz war, dadurch jedoch Hinweise zum Zusammenspiel zwischen Faserlänge und Fasergehalt gesammelt werden konnten. Bei den dispersiblen Glasfasern muss mit frühzeitigen Faserabrissen gerechnet werden. Dies beeinflusste zwar nicht das Steigerungspotential der Erstrissspannung der Betonmatrix, wohl aber die Mehrfachrissbildung und das Nachrisstragverhalten.

Grundsätzlich sollte sichergestellt werden, dass ein möglichst hoher Anteil der Kurzfasern bis zum Textilversagen aktiviert bleibt. Hinsichtlich der lokalen Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinien nach Beginn der Rissbildung machen die Untersuchungen deutlich, dass der hohe Steifigkeitsverlust auch mit Kurzfasern aufgrund der Wechselwirkung zwischen Rissüberbrückung und gleichzeitiger Risserzeugung nicht grundlegend zu beeinflussen ist. Insgesamt zeigt sich ein sehr vielschichtiges Verhalten hinsichtlich der lokalen Steifigkeiten, welches kaum pauschale Empfehlungen ermöglicht. Ableiten lassen sich aber die folgenden Hinweise:

- Die Fasersteifigkeit sollte einen Mindestwert (z. B.  $40.000 \text{ N/mm}^2$  bei PVA) aufweisen, damit die zu erwartende verstärkte Rissbildung durch eine Rissweitenbegrenzung kompensiert werden kann.
- Wenn unmittelbar nach Erstrissbildung eine sehr hohe Risshäufigkeit mit starkem Steifigkeitsverlust vermieden werden soll, sind Kurzfasern mit geringerer effektiver Fasersteifigkeit vorteilhaft. Dadurch kann die Mitwirkung der Kurzfasern in höhere Zugspannungsbereiche verschoben werden.
- Für eine insgesamt möglichst hohe Steifigkeit im Zustand II sind grundsätzlich möglichst steife Kurzfasern (z. B. Stahlfasern) sinnvoll.
- Kurzfasern, die eine größere Streubreite der Rissfestigkeiten der Betonmatrix erzeugen, sind grundsätzlich vorteilhaft. Dies wurde z. B. bei den integralen Glasfasern beobachtet.
- Sollen die Rissspannungen der Matrix besonders hoch ausfallen, ist eine Kombination von Mikrofasern (z. B. dispersible Glasfasern) zur Festigkeitssteigerung und Makrofasern (z. B. Stahl- oder integrale Glasfasern) zur Rissverstärkung sinnvoll.
- Für besonders große Bruchdehnungen sind Kurzfasern geeignet, die eine hohe Faserschlankheit aufweisen. Dadurch wird eine gleichmäßigere Faserwirkung im Riss erreicht.

---

# Kapitel 9

## Literatur

---

- /ACI02/ ACI 544.1R-96 ; ACi ; American Concrete Institute ; ACI Committee 544: Report on Fiber-Reinforced Concrete. Detroit : ACI.- ACI 544.1R-96 (Reapproved 2002)
- /Alf93/ Alfes, C.: Bruchmechanisches Werkstoffverhalten von Sandstein unter Zugbeanspruchung; Dissertation am Institut für Bauforschung Aachen. Aachener Beiträge zur Bauforschung ABBF Band 1 , 1993
- /All71/ Allen, H. G.: Stiffness and Strength of Two Glass-Fiber Reinforced Cement Laminates. In: Journal of Composite Materials 5 (1971), S. 194-207
- /And89/ Ando, T. ; Sakai, H. ; Takahashi, K. ; Hoshijima, T. ; Awata, M. ; Oka, S.: Fabrication and Properties for a New Carbon Fiber Reinforced Cement Product. Detroit : American Concrete Institute, ACI SP-124, 1990. - In: Thin-Section Fiber Reinforced Concrete and Ferrocement, International Symposium, San Diego, Nov. 1989, (Daniel, J.I. ; Shah, S.P. (Ed.)), S. 39-60
- /Ave71/ Aveston, J. ; Cooper, G.A. ; Kelly, A.: Single and Multiple Fracture. Guildford, Surrey : IPC Science and Technology Press, 1971. - In: The Properties of Fibre Composites, Conference Proceedings, Teddington, Middlesex, 4.11.1971 Paper 2, S. 15-26
- /Ave75/ Aveston, J. ; Mercer, R.A. ; Sillwood, J.M.: Division of Inorganic and Metallic Structure Part 1: The Mechanism of Fibre Reinforcement of Cement and Concrete. Division of Materials Applications. Teddington : National Physical Laboratory . - In: Schriftenreihe SI No. 90/11/98, Januar 1975, DMA 228, February 1976
- /Ban90/ Banthia, N. ; Sheng, J.: Micro-Reinforced Cementitious Materials. Pittsburgh, Pa. : Materials Research Society.- In: Materials Research Society Symposium Proceedings (1991) Vol. 211; Fiber-Reinforced Cementitious Materials , Boston/Mass., 1990.11. (Mindess, S. ; Skalny, J.(Eds.)), S. 25-32
- /Ban94/ Banthia, N. ; Mindess, S.: Fiber Reinforced Cementitious Composites: Current Practice and Future Prospects. Detroit : American Concrete Institute, ACI SP-144, 1994. - In: Concrete Technology Present, and Future. Proceedings of V. Mohan Malhotra Symposium, (Mehta, P.K.(Ed.)), S. 417-446

- /Ban95/ Banthia, N. ; Yan, N. ; Chan, C. ; Yan, C. ; Bentur, A.: Bond-Slip Mechanisms in Steel Micro-Fiber Reinforced Cement Composites. Pittsburgh: Materials Research Society, 1995. - In: Materials Research Society Symposium Proceedings Volume 370 (1995), S. 539-548
- /Ban05/ Banthia, N. ; Soleimani, S.M.: Flexural Response of Hybrid Fiber-Reinforced Cementitious Composites. In: ACI Materials Journal 102 (2005), Nr. 6, S. 382-389
- /Ban06/ Banfill, P.F.G. ; Starrs, G. ; Derruau, G. ; McCarter, W.J. ; Chrisp, T.M.: Rheology of Low Carbon Fibre Content Reinforced Cement Mortar. In: Cement and Concrete Composites 28 (2006), Nr.9, S. 773-780
- /Ban12/ Banthia, N. ; Bindiganavile, V. ; Jones, J. ; Novak, J.: "Fiber-Reinforced Concrete in Precast Concrete Applications: Research Leads to Innovative Products", PCI Journal, V. 57, No. 3, Summer 2012, pp. 33-46.
- /Bar94/ Barros, J.A.O. ; et al: Tensile Behaviour of Glass Fibre Reinforced Concrete. Rotterdam [u.a.] : Balkema, 1994. - In: Proceedings of the 10th International Conference on Experimental Mechanics, Lisbon, Portugal, 18 - 22 July 1994 , Vol. 2, (Silva Gomes, J.F. (Ed.)), S. 1073-1080
- /Bar11/ Barhum, R. ; Mechtcherine, V.: Mechanical Behaviour Under Tensile Loading of Textile Reinforced Concrete with Short Fibres. Dresden : Technische Universität Dresden, 2011. - In: Textilbeton in Theorie und Praxis. Tagungsband zum 6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS6), Gemeinsames Abschlusskolloquium der Sonderforschungsbereich 528 (Dresden) und 532 (Aachen), Berlin, 19.9.2011 - 20.09.2011, (Curbach, M. ; Ortlepp, R. (Ed.)), S. 175-186
- /Bar12a/ Barhum, R.: Mechanisms of the Interaction Between Textile Reinforcement and Short Fibres in High-Performance Cement-Based Composites Subjected to Tensile Loading. Karlsruhe : Karlsruher Institut für Technologie, KIT Scientific Publishing, 2012. - In: 9th International PhD Symposium in Civil Engineering, Proceedings, Karlsruhe, 22-25 July 2012, (Müller, H.S. ; Haist, M. ; Acosta, F. (Eds.)), S. 611-616
- /Bar12b/ Barhum, R. ; Mechtcherine, V.: Effect of Short, Dispersed Glass and Carbon Fibres on the Behaviour of Textile Reinforced Concrete Under Tensile Loading. In: Engineering Fracture Mechanics 92 (2012), Nr. 9, S. 56-71
- /Bar13/ Barhum, R. ; Mechtcherine, V.: Influence of Short Dispersed and Short Integral Glass Fibres on the Mechanical Behaviour of Textile-Reinforced Concrete. In: Materials and Structures 46 (2013), Nr. 4, S. 557-572
- /Ben90/ Bentur, A. ; Mindess, S.: Fibre Reinforced Cementitious Composites. London : Elsevier Applied Science, 1990
- /Bij83/ Bijen, J.M.J.M.: Durability of Some Glass Fiber Reinforced Cement Composites. In: ACI Journal 80 (1983), Nr. 4, S. 305-311



- 
- /Bra88/ Brameshuber, W.: Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton. Karlsruhe : Institut für Massivbau und Baustofftechnologie. - In: Massivbau und Baustofftechnologie Karlsruhe (1988), Nr. 5 = Dissertation
- /Bra06/ Brameshuber, W. ; RILEM TC 201-TRC: Textile Reinforced Concrete. State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 201-TRC. Bagnaux : RILEM, 2006. - Report 36 ISBN 2-912143-99-3
- /Bra11/ Brameshuber, W. ; Hinzen, M.: Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern. Dresden : Technische Universität Dresden, 2011. - In: Textilbeton in Theorie und Praxis. Tagungsband zum 6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS6), Gemeinsames Abschlusskolloquium der Sonderforschungsbereich 528 (Dresden) und 532 (Aachen), Berlin, 19.9.2011 - 20.09.2011, (Curbach, M. ; Ortlepp, R. (Ed.)), S. 187-199
- /Bro01/ Brockmann, T.: Anforderungen und Eigenschaften zementgebundener Feinbetone. Aachen : Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2001. - In: Textilbeton. 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, 15. und 16. Februar 2001 in Aachen (Hegger, J. (Hrsg.)), S. 82-98
- /Bro02/ Brockmann, J. ; Raupach, M.: Durability Investigations on Textile Reinforced Concrete. Brisbane : CSIRO, 2002. - In: Durability of Materials and Components, 9th International Conference, Brisbane, Australia, 17-20 March 2002, Paper No. 111, 9 Seiten
- /Bro05/ Brockmann, T.: Mechanical and Fracture Mechanical Properties of Fine Grained Concrete for Textile Reinforced Composites. In: Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (2006), Nr. 13; Zugl.: Aachen, Technische Hochschule, Diss. 2005
- /Bru07/ Bruckermann, O.: Zur Modellierung des Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton. Aachen, Technische Hochschule, Dissertation, 2007
- /But06/ Butler, M. ; Hempel, R. ; Schiek, M.: The Influence of Short Glass Fibres on the Working Capacity of Textile Reinforced Concrete. Bagnaux : RILEM, 2006. - In: Textile Reinforced Concrete. Proceedings of the 1st International RILEM Symposium, Aachen, 6./7. September 2006, (Hegger, J. ; Brameshuber, W. ; Will, N. (Eds.)), S. 45-54
- /But09/ Butler, M.: Zur Dauerhaftigkeit von Verbundwerkstoffen aus zementgebundenen Matrices und alkaliresistenten Glasfaser-Multifilamentgarnen. Dresden : Technische Universität. - In: Schriftenreihe des Institutes für Baustoffe (2009), Nr. 1, Zugl.: Dresden, Technische Universität, Fakultät Bauingenieurwesen, Dissertation, 2009
- /Büt12/ Büttner, T.: Zur Dauerhaftigkeit polymergetränkter AR-Glas Bewehrungen in Textilbeton. Aachen, Technische Hochschule, Fachbereich 3, Institut für Bauforschung, Dissertation, 2012

- /DAF03/ Deutscher Ausschuss für Stahlbeton ; DAfStb: Richtlinie Selbstverdichtender Beton (SVB-Richtlinie), Ergänzungen und Änderungen zu DIN 1045-2 2001-07 und DIN EN 206-1 2001-07 sowie DIN 1045-3 2001-07, Ausgabe 11/2003. Berlin : Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, 2003
- /DIN91/ DIN 1048-5 1991-06 Prüfverfahren für Beton; Festbeton, gesondert hergestellte Probekörper
- /DIN05/ DIN EN 196-1 2005-05. Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1:2005
- /DIN07/ DIN EN 1015-3:2007-05 Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 3: Bestimmung der Konsistenz von Frischmörtel (mit Ausbreittisch); Deutsche Fassung EN 1015-3:1999+A1:2004+A2:2006
- /Edg78/ Edgington, J. ; Hannant, D.J. ; Williams, R.I.T.: Steel Fibre Reinforced Concrete. (CP 69/74). Lancaster [u.a.] : Construction Press. - In: Fibre Reinforced Materials Schriftenreihe BRE Building Research Series (1978), Nr. 2, S. 112-128.
- /Fer01/ Ferraris, C.F. ; Obla, K.H. ; Hill, R.: The Influence of Mineral Admixtures on the Rheology of Cement Paste and Concrete. In: Cement and Concrete Research 31 (2001), Nr. 2, S. 245-255
- /Fer07/ Ferrara, L. ; Park, Y.-D. ; Shah, S.P.: A Method for Mix-Design of Fiber-Reinforced Self-Compacting Concrete. In: Cement and Concrete Research 37 (2007), Nr. 6, S. 957-971
- /FIB12/ Fédération Internationale du Béton (fib), Model Code 2010 - Final draft, Vol. 1 and Vol. 2, fédération internationale du béton, Bulletin 65+66, Lausanne, Switzerland, 2012
- /CEB93/ Comite Euro-International du Beton: CEB-FIP Model Code 1990. Lausanne : Comite Euro-International du Beton - CEB - In: Bulletin d'Information (1993), No. 213/214.
- /Ful07/ Fuller, W.B. ; Thompson, S.E.: The Laws of Proportioning Concrete. - In: Proceedings of the American Society of Civil Engineers 33 (1907), Nr. 3, S. 222-297
- /Fun94/ Funk, J.E. ; Dinger, D.R.: Predictive Process Control of Crowded Particulate Suspensions. Boston : Kluwer, 1994
- /Gei08/ Geisenhanslüke, C.: Einfluss der Granulometrie von Feinstoffen auf die Rheologie von Feinstoffleimen. Kassel : Kassel University Press. - In: Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau (2009), Nr. 13, Zugl.: Kassel, Universität, Dissertation, 2008
- /Gjo77/ Gjorv, O. E. ; Sorensen, S. I. ; Arnesen, A.: Notch Sensitivity and Fracture Toughness of Concrete. In: Cement and Concrete Research 7 (1977), Nr. 3, S. 310-323

- 
- /Gri08/ Gries, T.: Garnherstellung, Verfahrens- und Maschinenentwicklung. Aachen : Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, 2008. - In: SFB 532: Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Forschungsantrag 2. Hj '08-'10, 1.Hj.'11, S. 137-178.
- /Gri11/ Gries, T. ; Janetzko, S. ; Kravaev, P.: Textile Verstärkungsstrukturen - Übersicht der Forschungsaktivitäten im Rahmen des SFB 532. Dresden: Technische Universität Dresden, 2011. - In: Textilbeton in Theorie und Praxis. Tagungsband zum 6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS6), Gemeinsames Abschlusskolloquium der Sonderforschungsbereich 528 (Dresden) und 532 (Aachen), Berlin, 19.9.2011 - 20.09.2011, (Curbach, M. ; Ortlepp, R. (Ed.)), S. 15-26
- /Gri12/ Gries, T.: Textilherstellung, Verfahrens- und Maschinenentwicklung. Aachen : Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, 2012. - In: Sonderforschungsbereich 532: Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Abschlussbericht 2. Hj. 2008-2010, 1. Hj.2011, S. 107-129
- /Grü04/ Grünewald, S.: Performance Based Design of Self-Compacting Fibre Reinforced Concrete. Delft, Technische Universiteit, Proefschrift, 2004
- /Han84/ Hannant, D.J. ; Hughes, D.C. ; Kelly, A.: Toughening of Cement and other Brittle Solids with Fibres. In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London Serie A: Mathematical and Physical Sciences A 310 (1983): S. 175-190
- /Han06/ Hannawald, J.: Determining the Tensile Softening Diagram of Concrete-Like Materials Using Hybrid Optimisation. Dordrecht : Springer, 2006. - In: Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties. An International Symposium Dedicated to Prof. Surendra P. Shah, Northwestern University, USA, (Konsta-Gdoutos, M.S. (Ed.)), S. 179-187
- /Heg04 / Hegger, J. ; Will, N. ; Curbach, M. ; Jesse, F.: Tragverhalten von textilbewehrtem Beton. In: Beton und Stahlbetonbau 99 (2004), Nr. 6, S. 452-455
- /Hil83/ Hillerborg, A.: Analysis of One single crack. Amsterdam : Elsevier, 1983. - In: Fracture Mechanics of Concrete, (Wittmann, F.H. (Ed.)), Chapter 4.1, S. 223-249
- /Hin07/ Hinzen, M. ; Brameshuber, W.: Influence of Short Fibers on Strength, Ductility and Crack Development of Textile Reinforced Concrete. Bagnaux : RILEM, 2007. - RILEM Proceedings PRO 53. - In: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5), Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop, Mainz, July 10-13, 2007, (Reinhardt, H.W. ; Naaman, A.E. (Eds.)), S. 105-112

- /Hin08/ Hinzen, M. ; Brameshuber, W.: Improvement of Serviceability and Strength of Textile-Reinforced Concrete Elements with Short Fiber Mixes. Farmington Hill : American Concrete Institute, ACI SP-251, 2008. - In: Design and Applications of Textile Reinforced Concrete, ACI Fall Convention 2007, Fajardo, Puerto Rico, 14.-18.10.2007, (Aldea, C.-M. (Ed.)), 12 Seiten
- /Hin09/ Hinzen, M. ; Brameshuber, W.: Improvement of Serviceability and Strength of Textile Reinforced Concrete by Using Short Fibres. Dresden : Technische Universität Dresden, 2009. - In: Textilbeton Theorie und Praxis. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung, Sonderforschungsbereich 528 und 532, Dresden, 3.6.-5.6.2009, (Curbach, M. ; Jesse, F. (Eds.)), S. 261-272
- /Hin12/ Hinzen, M. ; Brameshuber, W.: Load-Bearing Behaviour of Textile Reinforced Concrete with Short Fibres. Bagnaux: RILEM, PRO 88, 2012. - In: Fibre Reinforced Concrete: Challenges and Opportunities. Proceedings of the Eighth RILEM International Symposium (BEFIB 2012), Guimaraes, Portugal, 19-21 September 2012, (Barros, J.A.O. (Ed.)), 12 Seiten
- /Hol06/ Holschemacher, K. ; Klug, Y. ; Dehn, F. ; Wörner, J.-D.: Faserbeton. Berlin : Ernst & Sohn. - In: Beton Kalender 95 (2006), Bd. 1, S. 585-663
- /Hug76/ Hughes, B.P. ; Fattuhi, N.I.: The Workability of Steel-Fibre-Reinforced Concrete. In: Magazine of Concrete Research 28 (1976), Nr. 96, S. 157-161
- /Jes04/ Jesse, F.: Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix. Dresden, Technische Universität, Fakultät Bauningenieurwesen, Dissertation, 2004
- /Jun06/ Jungwirth, J.: Zum Tragverhalten von zugbeanspruchten Bauteilen aus Ultra-Hochleistungs-Faserbeton. Lausanne, École Polytechnique Fédérale, Dissertation, 2006
- /Jun11/ Jun, P.: Behaviour of Strain-Hardening Cement-Based Composites (SHCC) Under Monotonic and Cyclic Tensile Loading Dresden : Technische Universität.. - In: Schriftenreihe des Institutes für Baustoffe (2011), Nr. 1 Zugl.: Dresden, Technische Universität, Diss., 2010
- /Kan11/ Kang, B.-G.: Modellierung von Textilbeton auf der Mikroskalenebene. In: Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (2011), Nr. 16; Zugl.: Aachen, Technische Hochschule, Diss. 2011
- /Kha08/ Khayat, K.H. ; Ghoddousi, P. ; Kassimi, F.: Effect of Fiber Type on Workability and Mechanical Properties of SCC. Evanston, Illinois : Center for Advanced Cement-Based Materials, 2008. - In: SCC 2008, Conference Proceedings, The Third North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete, Chicago, 2008, Session A 3, 7 Seiten

- 
- /Kle81/ Kleiser, K.: Bruchmechanische Untersuchungen an einer stahlfaserbewehrten Zementmörtelmatrix. Karlsruhe, Universität Karlsruhe, Fakultät für Bauingenieur und Vermessungswesen, Diss., 1981
- /Köp02/ Köppel, S.: Schallemissionsanalyse zur Untersuchung von Stahlbetontragwerken. Zürich, Eidgenössische Technische Hochschule, Institut für Baustatik und Konstruktion, Diss., 2002
- /Kor10a/ Korb, S.: Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Zugproben mit kombinierter Kurzfaser- und Textilbewehrung unter Kurzzeit- und Dauerbelastung. Berlin : Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, 2010. - In: Beiträge zum Doktorandensymposium 2010 51. Forschungskolloquium am 11. und 12. November 2010 an der TU Kaiserslautern. Band 2: Werkstoffe, (Breit, W. ; Kurz, W. ; Kohlmeyer, C. ; Schnell, J. (Eds.)), S. 673-685
- /Kor10b/ Korb, S.: Untersuchungen zum Zugtragverhalten hochduktiler Faserbetone mit zusätzlicher Textilbewehrung. Kaiserslautern, Technische Universität, Fachbereich Architektur/Raum- und Umweltplanung/Bauingenieurwesen, Diss., 2010
- /Kre64/ Krenchel, H.: Fibre Reinforcement. Copenhagen : Akademisk Forlag, 1964
- /Kre85/ Krell, J.: Die Konsistenz von Zementleim, Mörtel und Beton und ihre zeitliche Veränderung. Düsseldorf : Beton-Verlag. - In: Schriftenreihe der Zementindustrie (1985), Nr. 46 = Dissertation
- /Kuc02/ Kucharska, L. ; Brandt, A.M. ; Logon, D.: Hybrid Fiber Reinforcement - Is Superposition of Effects of Different Fibers Always Valid?. Brno : Brno University of Technology, 2002.- In: Non-Traditional Cement & Concrete, Proceedings of the International Symposium, Brno, ÚVAR-Servis, June 11-13, 2002 (Bilek, V. ; Kersner, Z. (Eds.)), S. 376-386
- /Kwa01/ Kwan, A.K.H. ; Mora, C.F.: Effects of Various Shape Parameters on Packing of Aggregate Particles. In: Magazine of Concrete Research 53 (2001), Nr. 2, S. 91-100
- /Lár12/ Larusson, L. ; Fischer, G. ; Jönsson, J.: Mechanical Interaction Between Concrete and Structural Reinforcement in the Tension Stiffening Process. Dordrecht ; Heidelberg [u.a.] : Springer, 2012. - In: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC6). Proceedings of the Sixth International RILEM Conference, Ann Arbor, June, 2011, (Parra-Montesinos, G.J. ; Reinhardt, H.W. ; Naaman, A.E. (Eds.)), S. 247-254
- /Law03/ Lawler, J.S. ; Wilhelm, T. ; Zampini, D. ; Sha, S.P.: Fracture Processes of Hybrid Fiber-Reinforced Mortar. In: Materials and Structures (RILEM) 36 (2003), Nr. 257, S. 197-208
- /Leu07/ Leutbecher, T.: Rissbildung und Zugtragverhalten von mit Stabstahl und Fasern bewehrtem Ultrahochfestem Beton (UHPC). Kassel : Kasseler University Press. - In: Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau (2007), Nr. 9 Zugl. Dissertation

- /Li02/ Li, V.C. ; Fischer, G.: Reinforced ECC : An Evolution from Materials to Structures. Osaka : International Federation for Structural Concrete Corporation, 2002. - In: Concrete Structures in the 21st Century. Proceedings of the First fib Congress, Osaka, Japan, 2002.10.13-19
- /Li03/ Li, V.C.: On Engineered Cementitious Composites (ECC) : A Review of the Material and its Applications. In: Journal of Advanced Technology 1 (2003), Nr. 3, S. 215-230
- /Lor11/ Lorenz, E. ; Ortlepp, R.: Bond Behavior of Textile Reinforcements - Development of a Pull-Out Test and Modeling of the Respective Bond Versus Slip Relation. Dordrecht ; Heidelberg [u.a.] : Springer, 2012. - In: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC6). Proceedings of the Sixth International RILEM Conference, Ann Arbor, June, 2011, (Parra-Montesinos, G.J. ; Reinhardt, H.W. ; Naaman, A.E. (Eds.)), S. 479-486
- /Ma03/ Ma, J. ; Schneider, H. ; Wu, Z.: Bruchmechanische Kenngrößen von UHFB. Berlin : Bauwesen, 2003. - In: Ultrahochfester Beton: 3. Leipziger Fachtagung Innovationen im Bauwesen, Leipzig, 27./28.11.2003, (König, G. ; Holschemacher, K. ; Dehn, F. (Ed.)), S. 121-130
- /Maj91/ Majumdar, A.J. ; Laws, V.: Glass Fibre Reinforced Cement. London : BSP Professional Books, 1991
- /Mar04/ Markovic, I. ; Walraven, J.C. ; Mier van, J.G.M.: Tensile Response of Hybrid-Fibre Concrete. Bagneux : RILEM, 2004. - In: Fibre-Reinforced Concretes (FRC), Proceedings of the Sixth International RILEM Symposium, BEFIB 2004, Varenna, Italy, 20-22 September 2004, (Prisco di, M. ; Felicetti, R. ; Plizzari, G.A. (Ed.)), Vol. 2, S. 1341-1352
- /Mar06/ Markovic, I.: High-Performance Hybrid-Fibre Concrete - Development and Utilisation. Delft ; Technische Universiteit, Thesis,2006
- /Mar10/ Martinie, L. ; Rossi, P. ; Roussel,N.: Rheology of Fiber Reinforced Cementitious Materials: Classification and Prediction. In: Cement and Concrete Research 40 (2010), Nr. 2, S. 226-234
- /Mec00/ Mechtcherine, V.: Bruchmechanische und fraktologische Untersuchungen zur Rissausbreitung in Beton. Karlsruhe : Technische Hochschule. In: Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie (2000), Nr. 40, Dissertation
- /Mec05/ Mechtcherine, V. ; Schulze, J.: Hochduktiler Beton. In: Betonwerk International BWI 8 (2005), Nr. 5, S. 88-90,92,94-96,98
- /Mey63/ Meyer, A.: Die Biegezugfestigkeit als Gütemerkmal des Betons. In: Bauingenieur 38 (1963), S. 45-51

- /Mih04/ Mihashi, H. ; Leite de, J.P.B. ; Kawamata, A.: Multi-Mechanism Design Concept for Developing Highly Ductile Cementitious Composites. Bagnaux : RILEM, 2004. - In: Fibre-Reinforced Concretes (FRC), Proceedings of the Sixth International RILEM Symposium, BEFIB 2004, Varenna, Italy, 20-22 September 2004, (Prisco di, M ; Felicetti, R. ; Plizzari, G.A. (Ed.)), Vol. 1, S. 515-524
- /Mob96/ Mobasher, B. ; Li, C.Y.: Mechanical Properties of Hybrid Cement-Based Composites. In: ACI Materials Journal 93 (1996), Nr. 3, S. 284-292
- /Mod79/ Modeer, M.: A Fracture Mechanics Approach to Failure Analysis of Concrete Materials. Lund, Sweden : Division of Building Materials, University of Lund, 1979, Report Nr. TVBM-1001 = Dissertation
- /Mol05/ Molter, M.: Zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton. Aachen, Technische Hochschule, Fachbereich 3, Dissertation, 2005
- /Naa73/ Naaman, A.E. ; Argon, A. ; Moavenzadeh, F.: A Fracture Model for Fiber Reinforced Cementitious Materials. In: Cement and Concrete Research 3 (1973), Nr. 4, S. 397-411.
- /Naa89/ Naaman, A.E. ; Homrich, J.R.: Tensile Stress-Strain Properties of Sifcon. In: ACI Materials Journal 86 (1989), Nr. 3, S. 244-251
- /Naa03/ Naaman, A.E.: Strain Hardening and Deflection Hardening Fiber Reinforced Cement Composites. Bagnaux : RILEM, 2003. - In: Fourth International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4), Ann Arbor, USA, June, 15-18, 2003, (Naaman, A.E. ; Reinhardt, H.W. (Ed.)), S. 95-113
- /Naa06/ Naaman, A.E. ; Reinhardt, H.W.: Proposed Classification of HPFRC Composites Based on their Tensile Response. In: Materials and Structures (RILEM) 39 (2006), Nr. 5, S. 547-555
- /Nak04/ Nakamura, S. ; Mier van, J.G.M. ; Masuda, Y.: Self Compactibility of Hybrid Fiber Concrete Containing PVA Fibers. Bagnaux : RILEM, 2004. - In: Fibre-Reinforced Concretes (FRC), Proceedings of the Sixth International RILEM Symposium, BEFIB 2004, Varenna, Italy, 20-22 September 2004, (Prisco di, M ; Felicetti, R. ; Plizzari, G.A. (Ed.)), Vol. 1, S. 525-535
- /Nar82/ Narayanan, R., Kareem-Palanjian, A.S. (1982): Factors influencing the workability of steel-fibre reinforced concrete, Concrete, Part 1: Vol.16, No. 10, pp.45-48
- /Neh04/ Nehdi, M. ; Ladanchuk, J.D.: Fiber Synergy in Fiber-Reinforced Self-Compacting Concrete. In: ACI Materials Journal 101 (2004), Nr. 6, S. 508-517
- /Oga06/ Ogawa, A. ; Horikoshi, T. ; Hoshiro, H.: Polyvinylalcohol Fiber Reinforced Cement-Based Composites. In: Bauinstandsetzen und Baudenkmalpflege 12 (2006), Nr. 2, S. 101-108
- /Ohn90/ Ohno, S.: Stress Transfer in Polypropylene Fibre Reinforced Cement. London, University of Surrey, PH. D. Thesis, 1990

- /Ohn94/ Ohno, S. ; Hannant, D.J.: Modelling the Stress-Strain Response of Continuous Fiber Reinforced Cement Composites. In: ACI Materials Journal 91 (1994), Nr. 3, S. 306-312
- /Orl04/ Orlowsky, J.: Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton. Berlin : Beuth. - In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (2005), Nr. 558; zugl.: RWTH Aachen, Fachbereich 3, Dissertation, 2004
- /Pel94/ Peled, A. ; Bentur, A. ; Yankelevsky, D.: Woven Fabric Reinforcement of Cement Matrix. In: Advanced Cement Based Materials 1 (1994), Nr. 5, S. 216-223
- /Pet81/ Petersson, P.-E.: Crack Growth and Development of Fracture Zones in Plain Concrete and Similar Materials. Lund, Sweden : Division of Building Materials, University of Lund, 1981. - Report Nr. TVBM-1006, Dissertation
- /Pfy03/ Pfyl, T.: Tragverhalten von Stahlfaserbeton. Zürich, vdf, Hochschul-Verlag an der ETH Edigenössische Technische Hochschule. - In: IBK Bericht (2003), Nr. 279, Dissertation
- /Pun92/ Puntke, W.: Granulometrische Matrix-Optimierung, Grundlagen und Anwendungsbeispiele. Frankfurt/Main : WAYSS & FREYTAG AG, Baustofflabor, 1992. - Proj.-Nr. 550/92
- /Qia99/ Qian, C.X. ; Stroeven, P.: Development of Hybrid Polypropylene-Steel Fibre-Reinforced Concrete. In: Cement and Concrete Research 30 (2000), Nr. 1, S. 63-69
- /Rau02/ Raupach, M. ; Orlowsky, J. ; Wolff, L. ; Brameshuber, W. ; Brockmann, T.: Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasrovings in Feinbeton. In: Technische Textilien 45 (2002), Nr. 2, S. 93-96
- /Rei86/ Reinhardt, H.W. ; Cornelissen, H.A.W. ; Hordijk, D.A.: Tensile Tests and Failure Analysis of Concrete. In: Journal of Structural Engineering (ASCE) 112 (1986), Nr. 11, S. 2462-2477
- /Rei01/ Reinhardt, H.W. ; Krüger, M.: Vorgespannte dünne Platten aus Textilbeton. Aachen : Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2001.- In: Textilbeton. 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, 15. und 16. Februar 2001 in Aachen (Hegger, J. (Hrsg.)), S. 165-174
- /Rei05/ Reinhardt, H.W.: Beton. Berlin : Ernst & Sohn - In: Betonkalender 94 (2005), Teil II, S. 3-141
- /Rom63/ Romualdi, J.P. ; Batson, G.B.: Mechanics of Crack Arrest in Concrete. In: Proceedings of the American Society of Civil Engineers 89 (1963), Nr. EM3, S. 147-168
- /Rom64/ Romualdi, J.P. ; Mandel, J.A.: Tensile Strength of Concrete Affected by Uniformly Distributed and Closely Spaced Short Lengths of Wire Reinforcement. In: Journal of the American Concrete Institute 61 (1964), Nr. 6, S. 657-671



- /Ros90/ Rossi, P. ; Harrouche, N.: Mix Design and Mechanical Behaviour of Some Steel-Fibre-Reinforced Concretes Used in Reinforced Concrete Structures. In: *Materiaux et Constructions (RILEM)* 23 (1990), Nr. 136, S. 256-266
- /Rud94/ Rudzinski, L. ; Turlej, B. ; Hebba, L. ; Grochal, W.: Mechanical Properties of Hybrid Fibre Reinforced Mortars. Cambridge [u.a.] : Woodhead, 1994.- In: *Brittle Matrix Composites 4 ; Proceedings of the fourth International Symposium on Brittle Matrix Composites (BMC4)*, held in Staszic Palace, Warsaw, Poland, 13.-15.09.1994 (Brand, A.M. ; et al (Eds.)), S. 342-351
- /Sch01/ Schorn, H. ; Hempel, R.; Gruner, T.; Weise, S.: Grundlagen für die Gefüge und Verbundoptimierung der Matrices von textilbewehrtem Beton. In: Curbach, M. (Hrsg.): Sonderforschungsbereich 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“. Arbeits- und Ergebnisbericht für die Periode II/1999-I/2002. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden: Eigenverlag, 2001, S. 75-120
- /Sha71a/ Shah, S.P. ; Rangan, B.V.: Fiber Reinforced Concrete Properties. In: *Journal of the ACI* 68 (1971), Nr. 2, S. 126-135
- /Sha71b/ Shah, S.P. ; McGarry, F.J.: Griffith Fracture Criterion and Concrete. In: *Journal of the Engineering Mechanics Division* 97,2 (1971), Nr. EM6, S. 1663-1676
- /Sil11/ Silva, F.A. ; Butler, M. ; Mechtcherine, V. ; Zhu, D. ; Mobasher, B.: Strain Rate Effect on the Tensile Behaviour of Textile-Reinforced Concrete Under Static and Dynamic Loading. In: *Materials Science and Engineering A* 528 (2011), Nr. 3, S. 1727-1734 - 1734
- /Son05/ Song, P.S. ; Hwang, S. ; Sheu, B.C.: Strength Properties of Nylon- and Polypropylene-Fiber-Reinforced Concrete. In: *Cement and Concrete Research* 35 (2005), Nr. 8, S. 1546-1550
- /Sta96/ Stang, H. ; Shah, S.P.: Micromechanics of the interface in fibre-reinforced cement materials. London : E & FN Spon, 1996. - In: *Interfacial Transition Zone in Concrete*, RILEM Report 11 (Maso, J.C. (Ed.)), S. 75-100
- /Stä04/ Stähli, P. ; Mier van, J.G.M.: Three-Fibre-Type Hybrid Fibre Concrete. Vail, Colorado : Ia-FraMCos, 2004.- In: *Proceedings of the fifth International Conference on "Fracture Mechanics of Concrete Structures" (FRAMCOS-5)*, Vail Colorado, USA 12-16 April, 2004 (Li, V.C. ; et al (Ed.)), Vol. 2, S. 1105-1112
- /Stä08/ Stähli, P.: *Ultra-Fluid, Oriented Hybrid-Fibre-Concrete* Zürich, ETH Zürich, Thesis, 2008
- /Str01/ Stroeven, P. ; Shui, Z. ; Qian, C. ; Cheng, Y.: Properties of Carbon-Steel and Polypropylene-Steel Hybrid Fiber Concrete in Low-Volume Fraction Range. Farmington Hills : American Concrete Institute, ACI SP-200, 2001. - In: *Fifth CANMET/ACI International Conference on Recent Advances in Concrete Technology*, Singapore, July-August 2001, (Malhotra, V.M. (Ed.)), S. 713-732

- /Stu76/ Stucke, M.S. ; Majumdar, A.J.: Microstructure of Glass Fibre-Reinforced Cement Composites. In: Journal of Materials Science 11 (1976), S. 1019-1030
- /Sun01/ Sun, W. ; Chen, H. ; Luo, X. ; Qian, H.: The Effect of Hybrid Fibers and Expansive Agent on the Shrinkage and Permeability of High-Performance Concrete. In: Cement and Concrete Research 31 (2001), Nr. 4, S. 595-6
- /Swa74/ Swamy, R.N. ; Mangat, P.S.: Influence of Fibre-Aggregate Interaction on Some Properties of Steel Fibre Reinforced Concrete. In: Materiaux et Constructions (RILEM) 7 (1974),nr. 41, S. 307-314
- /Tar08/ Tardy, G. ; Romero, J.C.: New Range of AR Glassfibres for Better Control of Cement Paste Rheology. Surrey: Concrete Society, 2008. - In: Proceedings of the 15th Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Prag, 20th - 23th April 2008, 9 Seiten
- /Tav94/ Tavakoli, M.: Tensile and Compressive Strengths of Polypropylene Fiber Reinforced Concrete. Detroit : American Concrete Institute, ACI SP-142, 1994. - In: Fiber Reinforced Concrete. Development and Innovations, (Daniel, J.I. ; Shah, S.P.(Ed.)), S. 61-72
- /Trt97/ Trtik, K. ; Vodicka, J.: The FRCs Reinforced by Combination of Steel and Polypropylene Fibres. Cambridge : Woodhead [u.a.] 1997.- In: Brittle Matrix Composites 5 ; Proceedings of the Fifth International Symposium on Brittle Matrix Composites (BMC5), held in Staszic Palace, Warsaw, Poland, 13.-15.10.1997 (Brand, A.M. ; et al (Eds.)), S. 172-178
- /Van02/ Vandewalle, L.; RILEM TC 162-TDF: Test and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete. Design of Steel Fibre Reinforced Concrete Using to Sigma-w Method : Principles and Applications. In: Materials and Structures 35 (2002), Nr. 249, S. 262-277
- /Vos08/ Voss, S.: Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton. Aachen, Technische Hochschule, Fachbereich 3, 2008, - Dissertation
- /Wal75/ Walton, P.L. ; Majumdar, A.J.: Cement-Based Composites with Mixtures of Different Types of Fibres. In: Composites 6 (1975), Nr. 5, S. 209-216
- /Wei01/ Weinert, K.: Spanende Fertigung, 3. Ausgabe, Vulkan Verlag Essen, 2001, ISBN 3-8027-2925-0
- /Wes93/ Wesche, K.H.: Baustoffe für tragende Bauteile. Bd. 2: Beton, Mauerwerk. 3. Aufl. Wiesbaden : Bauverlag, 1993
- /Wie07/ Wiens, U. ; Meng, B. ; Fontana, P.: Mikrorissbildung in Hochleistungsbeton. In: Beton 57 (2007), Nr. 6, S. 256-259,262-265
- /Wie10/ Wietek, B.: Stahlfaserbeton: Grundlagen und Praxisanwendung. 2., überarbeitete Auflage Wiesbaden : Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH, 2010.
- /Xu91/ Xu, G. ; Hannant, D.J.: Synergistic Interaction Between Fibrillated Polypropylene Networks and Glass Fibres in a Cement-Based Composite. In: Cement and Concrete Composites 13 (1991), S. 95-106

- /Yar08/ Yardimci, M.Y. ; Baradan, B. ; Tasdemir, M.A.: Effect of Fine to Coarse Aggregate Ratio on Workability and Fracture Properties of Steel Fiber Reinforced Self Consolidating Concrete. Evanston, Illinois : Center for Advanced Cement-Based Materials, 2008. - In: SCC 2008, Conference Proceedings, The Third North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete, Chicago, 2008, Session A 3, 6 Seiten
- /Zhu97/ Zhu, W. ; Bartos, P.J.M.: Assessment of Interfacial Microstructure and Bond Properties in Aged GRC Using a Novel Microindentation Method. In: Cement and Concrete Research 27 (1997), Nr. 11, S. 1701-1711
- /Zie80/ Ziegeldorf, S. ; Müller, H.S. ; Hilsdorf, H.K.: A Model Law for the Notch Sensitivity of Brittle Materials. In: Cement and Concrete Research 10 (1980), Nr. 5, S. 589-599



# Anhang

## A1 Ergänzende Tabellen

### A1.1 Ausgangsstoffe für Feinbetone und Partikeleigenschaften

Kürzel	Ausgangsstoff	d <sub>50</sub> <sup>1)</sup>	d <sub>max</sub> <sup>2)</sup>	Kornform Circularity ratio	Korn- rohddichte	spez. Oberfläche nach Blaine
		µm		-	g/cm <sup>3</sup>	cm <sup>2</sup> /g
<b>Zemente</b>						
Z1	CEM I 52,5 N	9,8	40	0,76	3,10	4355
Z2	CEM III/A 52,5 R	7,7	40	0,75	3,09	5299
Z3	CEM II/B-S 32,5 R	16,6	90	0,79	3,04	3015
<b>Flugaschen</b>						
F1	Trockenkammerflugasche	17,7	200	0,91	2,36	3178
F2		22,9	200	0,91	2,48	2443
F3		17,3	125	0,91 <sup>3)</sup>	2,32	3709
F4		22,3	200	0,91 <sup>3)</sup>	2,22	2674
F5	Schmelzkammerflugasche	10,6	250	0,93	2,38	3325
F6		2,7	20	0,96	2,51	6384
<b>Silikastaub</b>						
SiO <sub>2</sub>	Slurry (50 M.-%)				2,20	n. b.
<b>Gesteinsmehle</b>						
M1	Quarzmehl	67,5	250	0,77	2,63	1410
M2	Kalksteinmehl	5,0	90	0,84	2,76	10887 <sup>4)</sup>
M3		14,4	200	0,83	2,75	5420
<b>Sande</b>						
S1	0,2 - 0,6	412,0	600	0,89	2,63	61
S2	0,1 - 0,5	335,0	500	0,89	2,63	82
S3	0,5 - 1,0	730,0	1000	0,89	2,63	34
S4	0,063 - 0,180	120,0	250	0,77	2,63	184

<sup>1)</sup> Partikelgröße, die größer ist als 50 Vol.-% aller Partikel

<sup>2)</sup> Maximaler Korndurchmesser

<sup>3)</sup> angenommener Wert, da nicht geprüft

<sup>4)</sup> Feinheit liegt außerhalb der Anwendungsgrenze des Prüfverfahrens, dennoch zu Vergleichszwecken durchgeführt

### A1.2 Volumenanteile der Ausgangsstoffe der in Kapitel 4 untersuchten Matrixzusammensetzungen

Variation des Verteilungsexponenten n der Sieblinie						
Kürzel	Ausgangsstoff	n				
		0,20	0,25	0,30	0,35	0,40
		1	2	3	4	5
-						
<b>Zemente</b>						
Z1	CEM I 52,5 N	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z2	CEM III/A 52,5 R	0,0	2,4	0,0	0,0	0,0
Z3	CEM II/B-S 32,5 R	10,8	8,4	10,8	10,8	10,8
<b>Flugaschen</b>						
F1	Trockenkammerflugasche	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F2		6,2	6,2	7,7	6,3	0,6
F3		0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
F4		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F5		0,0	0,0	0,0	0,0	7,1
F6	Schmelzkammerflugasche	3,3	3,1	1,9	3,0	1,0
F7		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Silikastaub</b>						
SiO <sub>2</sub>	Slurry (50 M.-%)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Gesteinsmehle</b>						
M1	Quarzmehl	0,0	8,4	9,3	14,6	17,0
M2	Kalksteinmehl	21,2	14,0	11,0	5,0	1,1
M3		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Sande</b>						
S1	0,2 - 0,6	8,5	10,0	3,8	12,8	14,7
S2	0,1 - 0,5	8,8	9,5	22,3	11,5	11,7
S3	0,5 - 1,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
S4	0,063 - 0,180	13,1	9,9	5,2	8,0	7,9
<b>Wassergehalt</b>		28,0				

Variation des Größtkorns der Sieblinie						
Kürzel	Ausgangsstoff	$d_{\max}$				
		0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
		1	2	3	4	5
		mm				
<b>Zemente</b>						
Z1	CEM I 52,5 N	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z2	CEM III/A 52,5 R	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z3	CEM II/B-S 32,5 R	6,6	10,5	12,4	13,5	14,3
<b>Flugaschen</b>						
F1	Trockenkammerflugasche	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F2		13,1	8,5	6,1	4,9	3,8
F3		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F4		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F5		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F6	Schmelzkammerflugasche	0,9	1,6	2,0	2,2	2,3
F7		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Silikastaub</b>						
SiO <sub>2</sub>	Slurry (50 M.-%)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Gesteinsmehle</b>						
M1	Quarzmehl	0,8	0,1	0,0	0,0	0,0
M2	Kalksteinmehl	17,7	11,8	9,3	7,6	6,4
M3		12,7	8,4	5,7	4,3	3,1
<b>Sande</b>						
S1	0,2 - 0,6	0,0	3,9	8,5	0,2	1,3
S2	0,1 - 0,5	0,1	11,9	12,5	16,4	14,5
S3	0,5 - 1,0	0,0	0,0	1,0	10,5	14,3
S4	0,063 - 0,180	20,2	15,4	14,5	12,5	11,8
Wassergehalt		28,0				

Variation der Kornform						
Kürzel	Ausgangsstoff	Circularity ratio				
		0,865	0,855	0,839	0,815	0,755
		1	2	3	4	5
-						
<b>Zemente</b>						
Z1	CEM I 52,5 N	2,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z2	CEM III/A 52,5 R	0,0	0,0	1,0	4,9	18,4
Z3	CEM II/B-S 32,5 R	0,6	2,3	7,0	8,5	0,3
<b>Flugaschen</b>						
F1	Trockenkammerflugasche	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F2		0,0	1,8	0,0	0,0	0,0
F3		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F4		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F5		12,4	13,1	8,0	1,3	0,0
F6	Schmelzkammerflugasche	3,6	1,3	2,4	3,8	0,0
F7		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Silikastaub</b>						
SiO <sub>2</sub>	Slurry (50 M.-%)	1,9	1,9	1,9	1,9	1,7
<b>Gesteinsmehle</b>						
M1	Quarzmehl	5,4	22,3	22,9	25,4	27,7
M2	Kalksteinmehl	0,0	4,2	3,3	1,5	0,0
M3		10,4	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Sande</b>						
S1	0,2 - 0,6	12,8	11,9	11,9	11,9	12,0
S2	0,1 - 0,5	8,3	9,3	9,4	9,4	9,1
S3	0,5 - 1,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
S4	0,063 - 0,180	14,6	4,0	4,2	3,5	2,8
<b>Wassergehalt</b>		28,0				



Variation des Wassergehaltes						
Kürzel	Ausgangsstoff	Wassergehalt				
		22,5	25,0	27,5	30,0	32,5
		1	2	3	4	5
		Vol.-%				
<b>Zemente</b>						
Z1	CEM I 52,5 N	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z2	CEM III/A 52,5 R	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z3	CEM II/B-S 32,5 R	11,6	11,3	10,9	10,5	10,1
<b>Flugaschen</b>						
F1	Trockenkammerflugasche	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F2		8,3	8,0	7,8	7,5	7,2
F3		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F4		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F5		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F6	Schmelzkammerflugasche	2,1	2,0	2,0	1,9	1,8
F7		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Silikastaub</b>						
SiO <sub>2</sub>	Slurry (50 M.-%)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Gesteinsmehle</b>						
M1	Quarzmehl	10,0	9,7	9,3	9,0	8,7
M2	Kalksteinmehl	11,8	11,4	11,0	10,7	10,3
M3		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Sande</b>						
S1	0,2 - 0,6	4,1	4,0	3,8	3,7	3,6
S2	0,1 - 0,5	24,0	23,2	22,5	21,7	20,9
S3	0,5 - 1,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
S4	0,063 - 0,180	5,6	5,4	5,2	5,0	4,9

Variation des Bindemittelgehaltes						
Kürzel	Ausgangsstoff	Bindemittelgehalt				
		15,0	20,0	25,0	30,0	35,0
		1	2	3	4	5
		Vol.-%				
<b>Zemente</b>						
Z1	CEM I 52,5 N	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z2	CEM III/A 52,5 R	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Z3	CEM II/B-S 32,5 R	5,4	7,2	9,0	10,8	12,6
<b>Flugaschen</b>						
F1	Trockenkammerflugasche	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F2		3,0	5,1	6,0	6,7	7,5
F3		0,0	0,0	0,2	0,4	0,7
F4		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F5		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
F6	Schmelzkammerflugasche	1,5	2,1	2,8	3,6	4,4
F7		1,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Silikastaub</b>						
SiO <sub>2</sub>	Slurry (50 M.-%)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Gesteinsmehle</b>						
M1	Quarzmehl	18,1	15,9	13,3	10,7	8,1
M2	Kalksteinmehl	14,4	12,7	10,7	8,6	6,5
M3		0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
<b>Sande</b>						
S1	0,2 - 0,6	12,1	11,7	11,4	11,3	11,1
S2	0,1 - 0,5	9,1	9,9	10,3	10,7	11,1
S3	0,5 - 1,0					
S4	0,063 - 0,180	7,5	7,4	8,2	9,2	10,1
Wassergehalt		28,0				

### A1.3 Zusammensetzung und Eigenschaften der untersuchten Feinbetone

#### PZ-0899-01

Zusammensetzung			Eigenschaften			
Ausgangsstoff	Einheit	Gehalt	Frischbeton	Einheit	Wert	
Zement CEM I 52,5 N	kg/m <sup>3</sup>	490	Rohdichte	kg/m <sup>3</sup>	2.219	
Flugasche		175	Luftgehalt	Vol.-%	1,0	
Silikastaub		35	Fließmaß nach Mischende	mm	277	
Quarzmehl		500	Fließmaß nach 30 Minuten		243	
Sand 0,2 - 0,6		713				
Wasser		280				
Fließmittel		4,8				
Bindemittelgehalt	kg/m <sup>3</sup>	700				
w/z-Wert <sub>eq</sub> (k=0,4)	-	0,47				
			Festbeton		Einheit	Wert
			Biegezugfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>	N/mm <sup>2</sup>	10,2	
			Druckfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>		81,9	
			Zugfestigkeit nach 28d <sup>2)</sup>		4,0	
			Zugfestigkeit nach 28d <sup>3)</sup>		5,1	
			E-Modul nach 28d <sup>2)</sup>		33.000	
			Schwindmaß 28d bis 365d <sup>2)</sup>	mm/m	0,9	
			Frühschwinden 1d bis 28d	mm/m	0,82	

1) Lagerung nach DIN EN 196-1:2005-05 /DIN05/

2) übernommen aus /Bro05/

3) durchgängige Wasserlagerung

## RP-03-2E

Zusammensetzung			Eigenschaften		
Ausgangsstoff	Einheit	Gehalt	Frischbeton	Einheit	Wert
Zement CEM I 52,5 N	kg/m <sup>3</sup>	980	Rohdichte	kg/m <sup>3</sup>	2.140
Flugasche		210	Luftgehalt	Vol.-%	1,0
Silikastaub		210	Fließmaß nach Mischende	mm	310
Quarzmehl		118	Fließmaß nach 30 Minuten		320
Sand 0,2 - 0,6		168			
Wasser		350			
Fließmittel		23			
Bindemittelgehalt	kg/m <sup>3</sup>	1.400			
w/z-Wert <sub>eq</sub> (k=0,4)	-	0,27			
			Festbeton	Einheit	
			Biegezugfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>	N/mm <sup>2</sup>	24,4
			Druckfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>		110,0
			Zugfestigkeit nach 28d <sup>2)</sup>		5,0
			E-Modul nach 28d <sup>2)</sup>		28.600
			Schwindmaß 28d bis 365d <sup>2)</sup>	mm/m	2,0
			Frühschwinden 1d bis 28d	mm/m	2,3

1) Lagerung nach DIN EN 196-1:2005-05 /DIN05/

2) übernommen aus /Bro05/

## FC

Zusammensetzung			Eigenschaften		
Ausgangsstoff	Einheit	Gehalt	Frischbeton	Einheit	Wert
Zement CEM I 52,5 N	kg/m <sup>3</sup>	700	Rohdichte	kg/m <sup>3</sup>	2.219
Flugasche		150	Luftgehalt	Vol.-%	0,8
Silikastaub		150	Fließmaß nach Mischende	mm	161
Quarzmehl		221	Fließmaß nach 30 Minuten		n. b.
Sand 0,2 - 0,6		388			
Wasser		400			
Fließmittel		3,7			
Bindemittelgehalt	kg/m <sup>3</sup>	1.000			
w/z-Wert <sub>eq</sub> (k=0,4)	-	0,44			
			Festbeton	Einheit	
			Biegezugfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>	N/mm <sup>2</sup>	13,0
			Druckfestigkeit nach 28d <sup>1)</sup>		91,1
			Zugfestigkeit nach 28d <sup>2)</sup>		3,8
			E-Modul nach 28d <sup>3)</sup>		25.400
			Schwindmaß 28d bis 365d <sup>4)</sup>	mm/m	1,1
			Frühschwinden 1d bis 28d	mm/m	2,2

1) Lagerung nach DIN EN 196-1:2005-05 /DIN05/

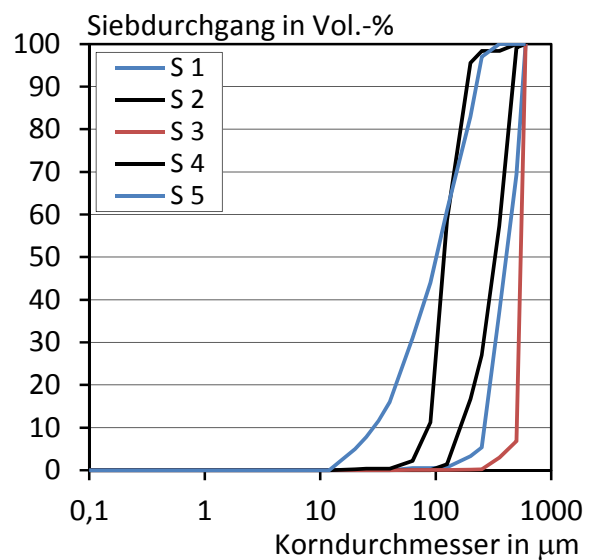
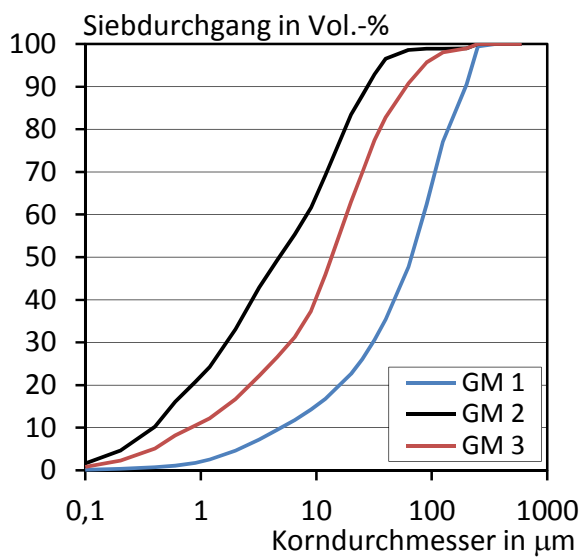
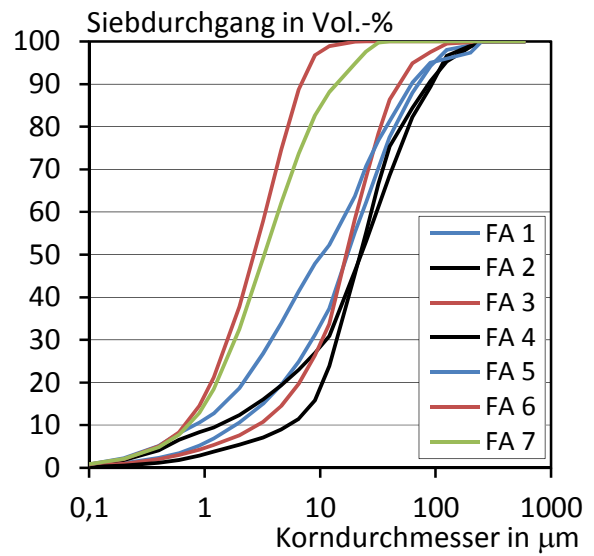
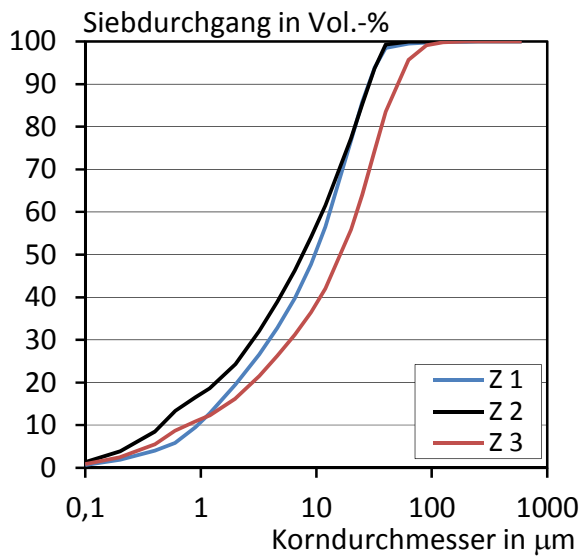
2) Wasserlagerung bis 1 Tag vor Prüfung, dann (20 °C/65 %) → Trocknungsbedingte Eigenspannungen bei der Prüfung möglich

3) Lagerung nach DIN 1048-5:1991-06 /DIN91/

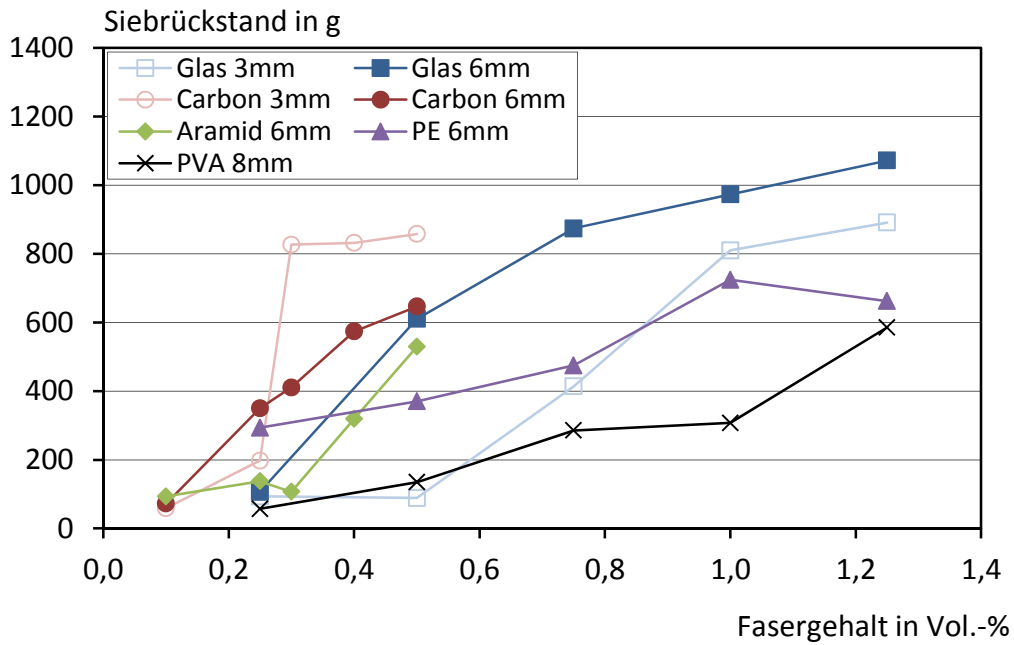
4) versiegelt vorgelagert, dann Normklima (20 °C/65 %)

## A2 Ergänzende Bilder und Diagramme

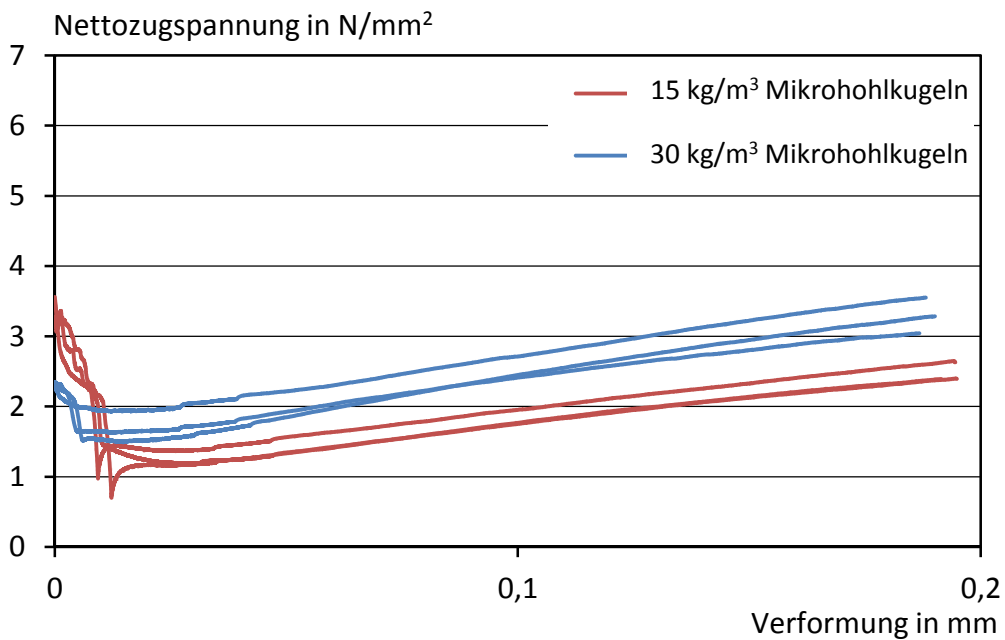
### A2.1 Sieblinien der verwendeten Ausgangsstoffe



### A2.2 Einfluss des Fasergehalts auf das Penetrationsverhalten von Faserbetonen

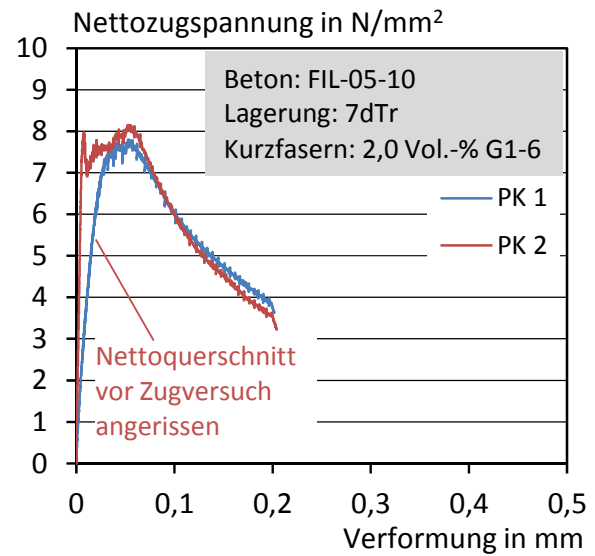
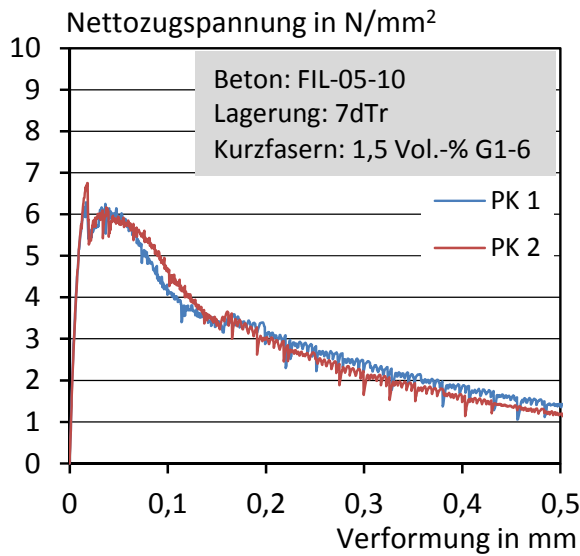
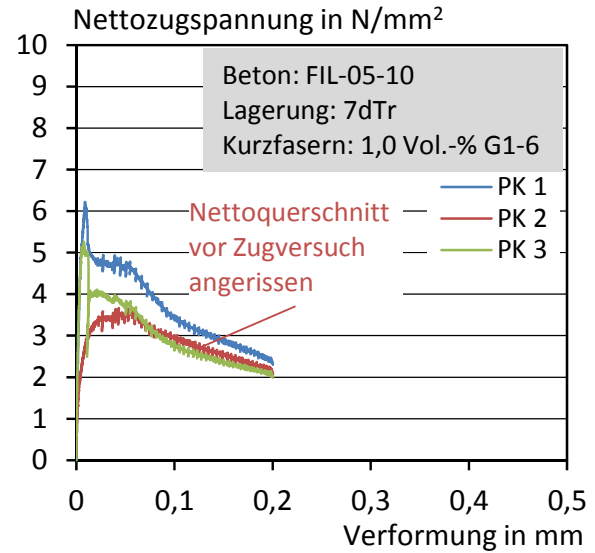
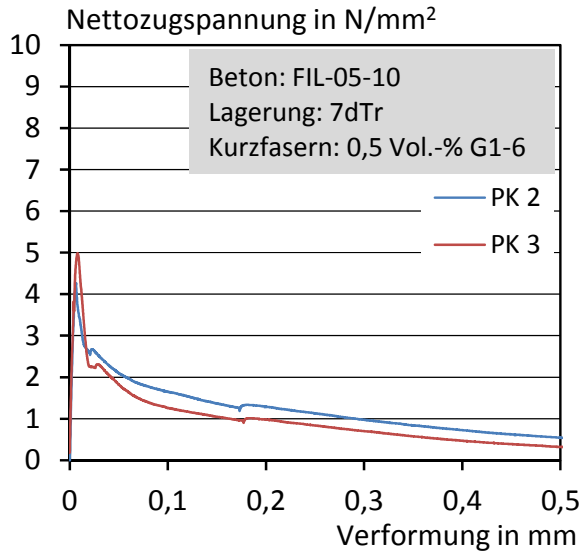


### A2.3 Bewehrungsdefizite von Feinbetonen mit Mikrohohlkugeln

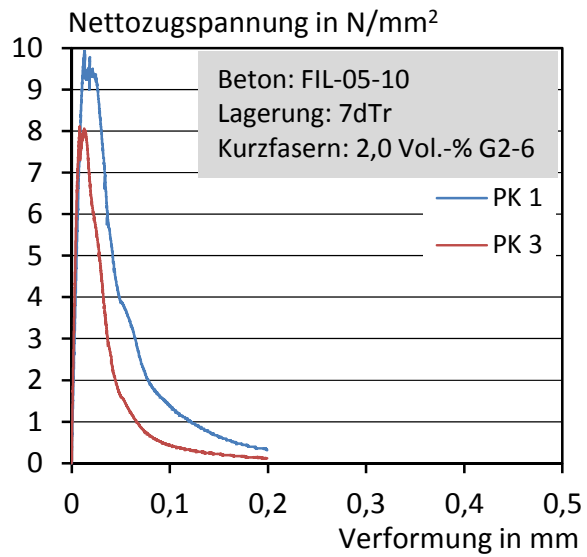
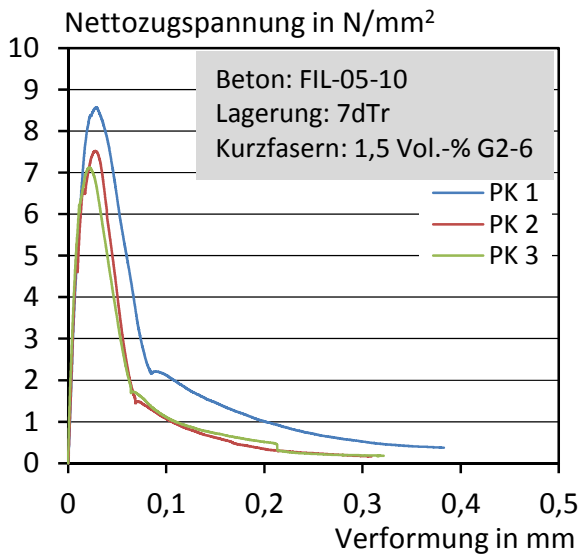
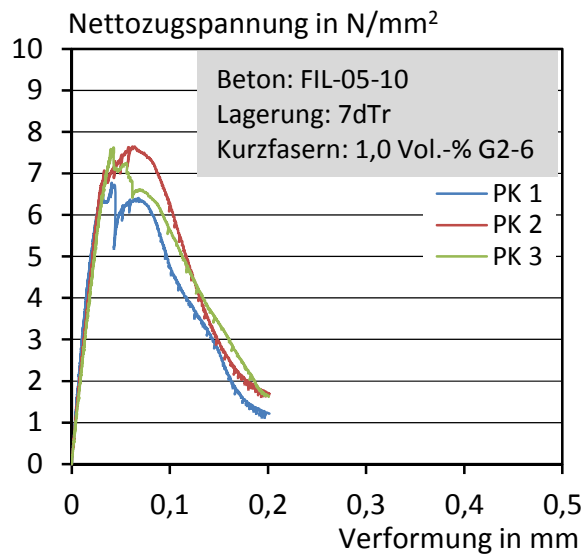
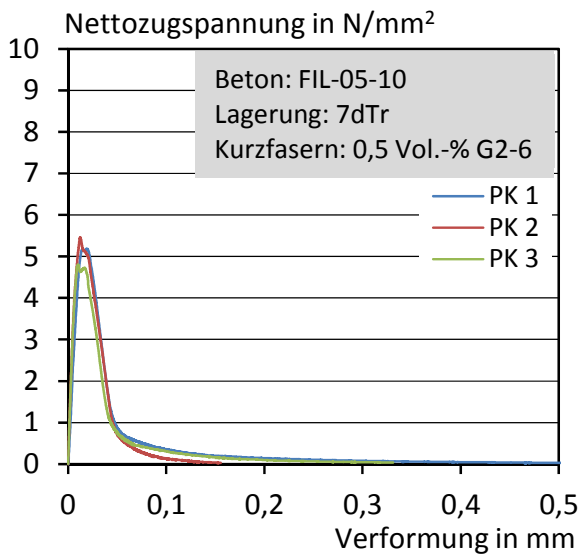


## A2.4 Zugspannungs-Verformungskurven der durchgeführten Zugversuche an gekerbten Prüfkörpern

### Glasfaser G1-6

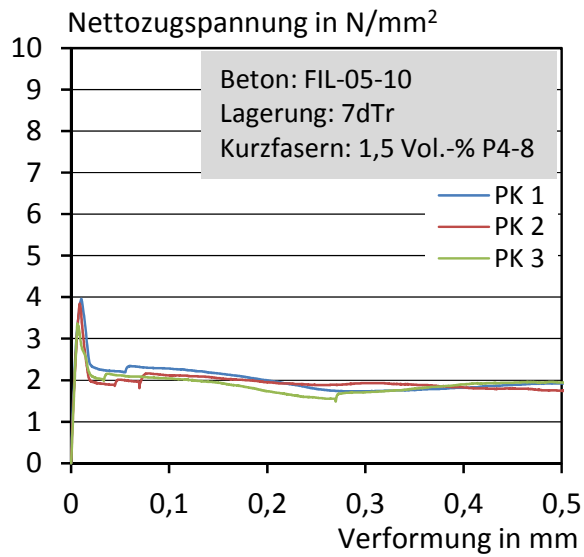
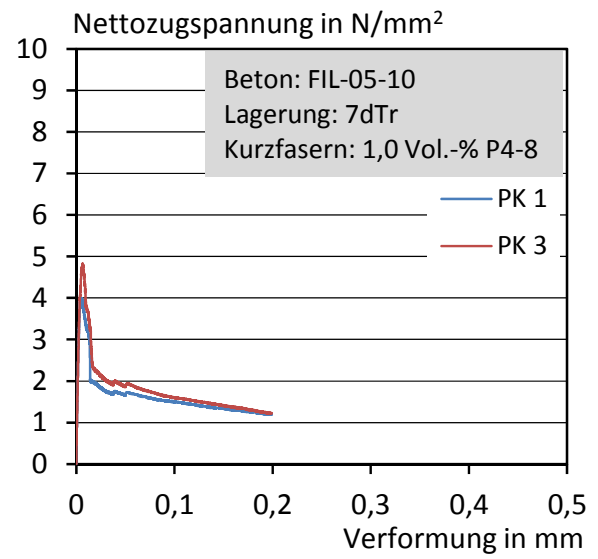
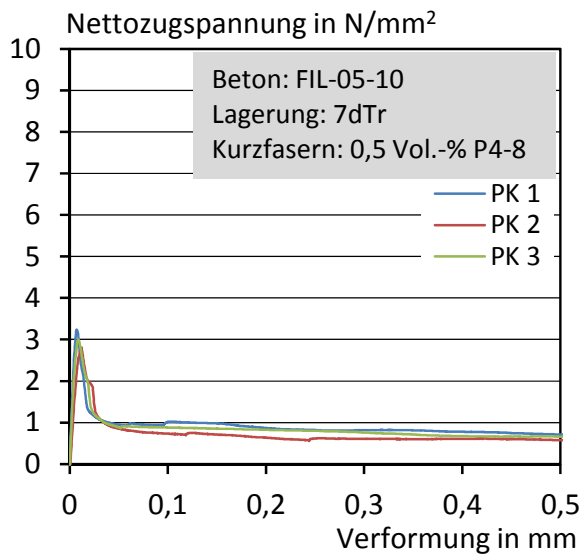


**Glasfaser G2-6**



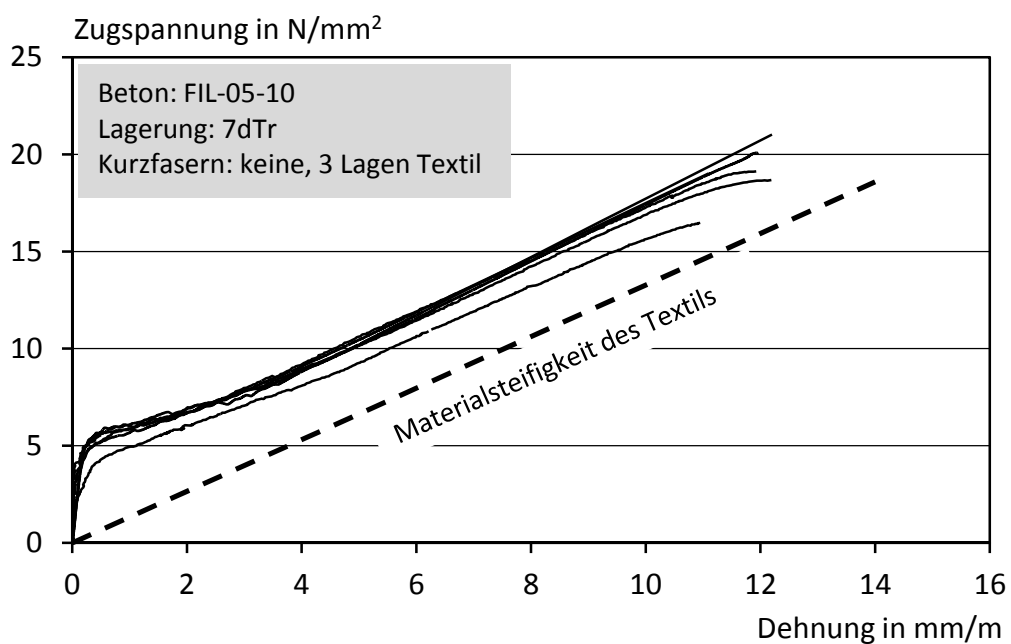
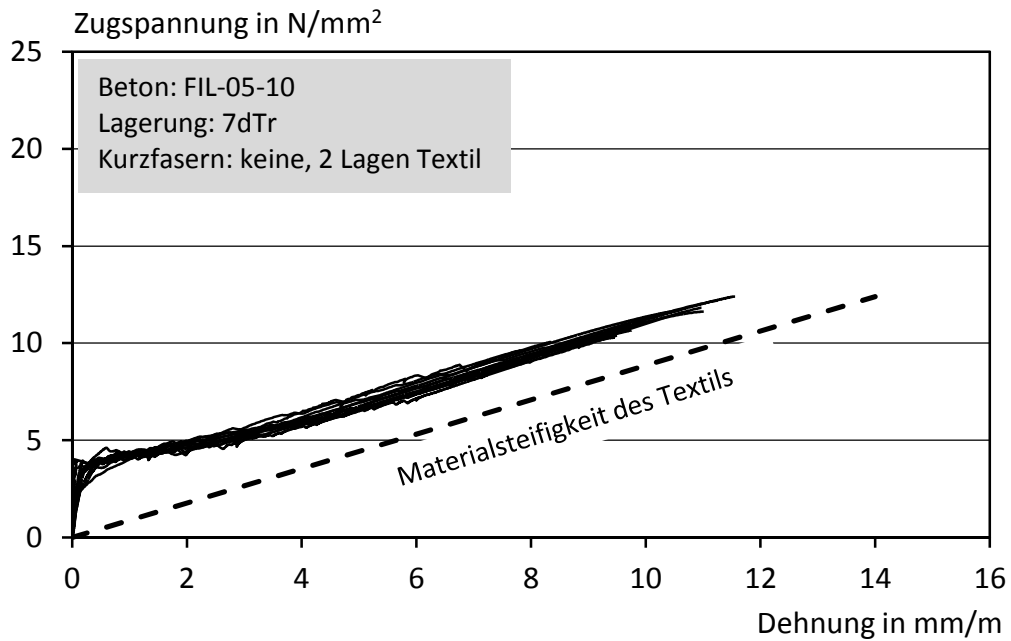


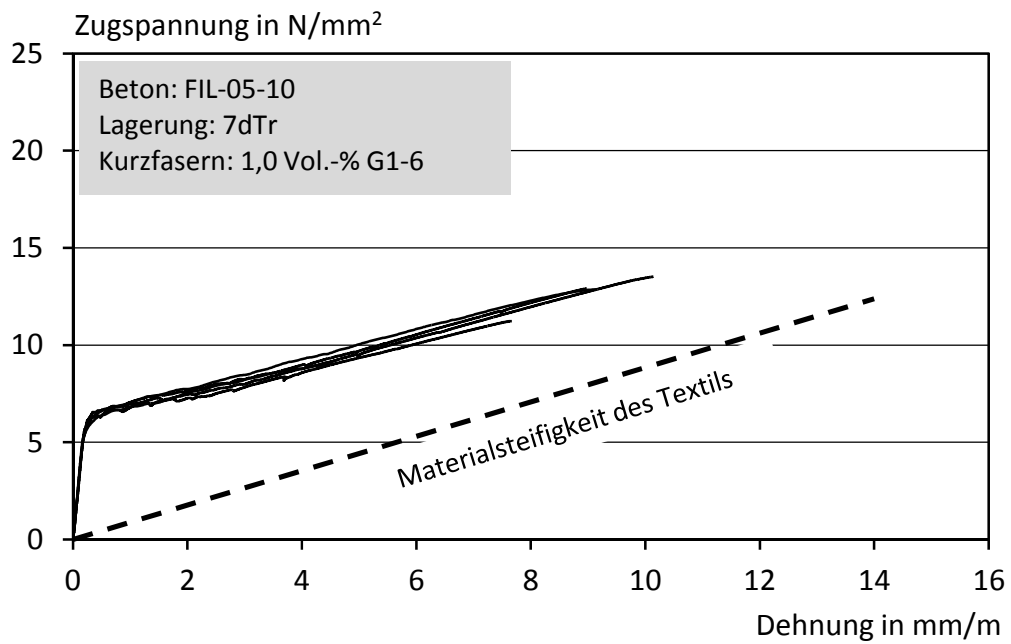
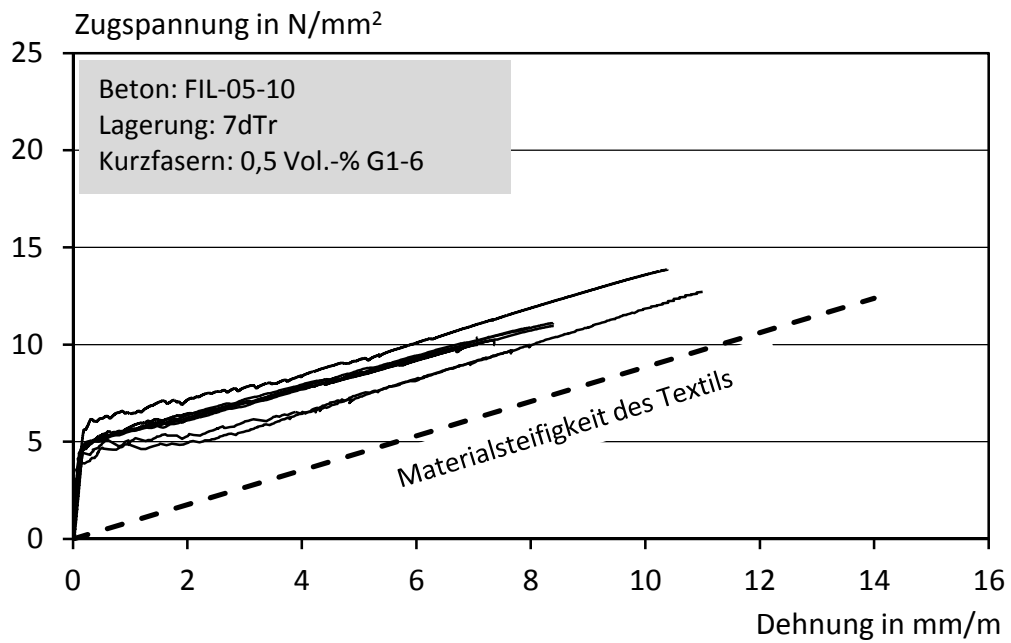
## PVA-Faser P4-8

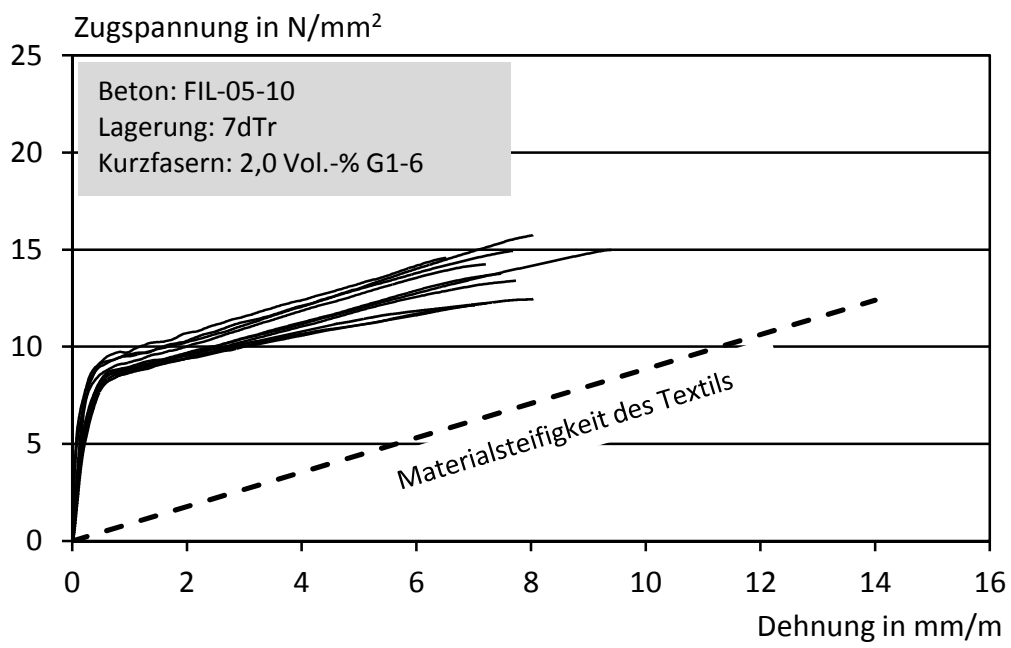
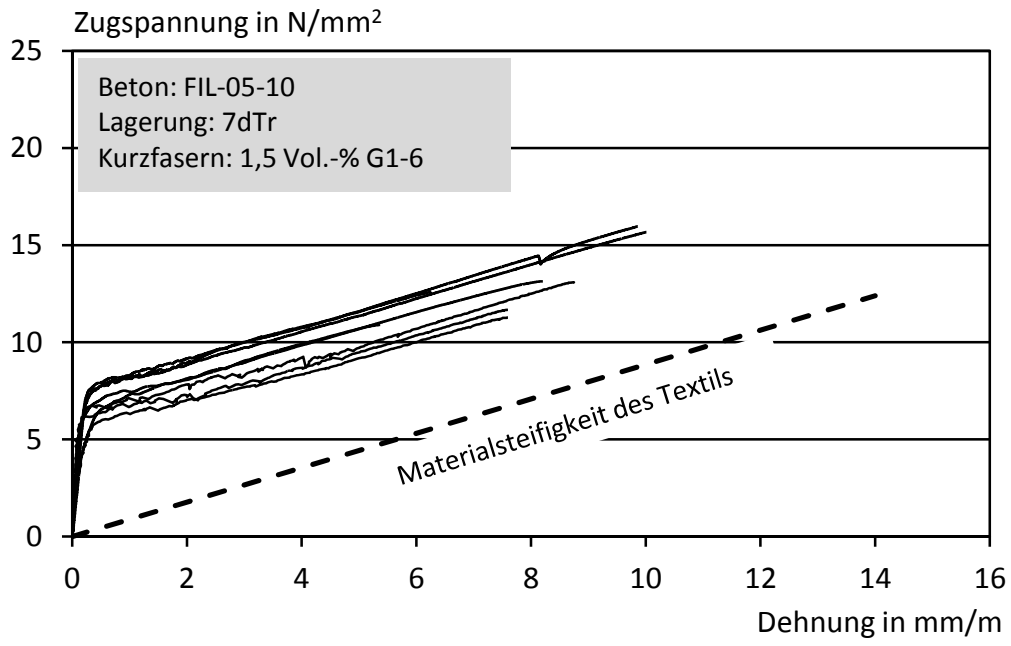


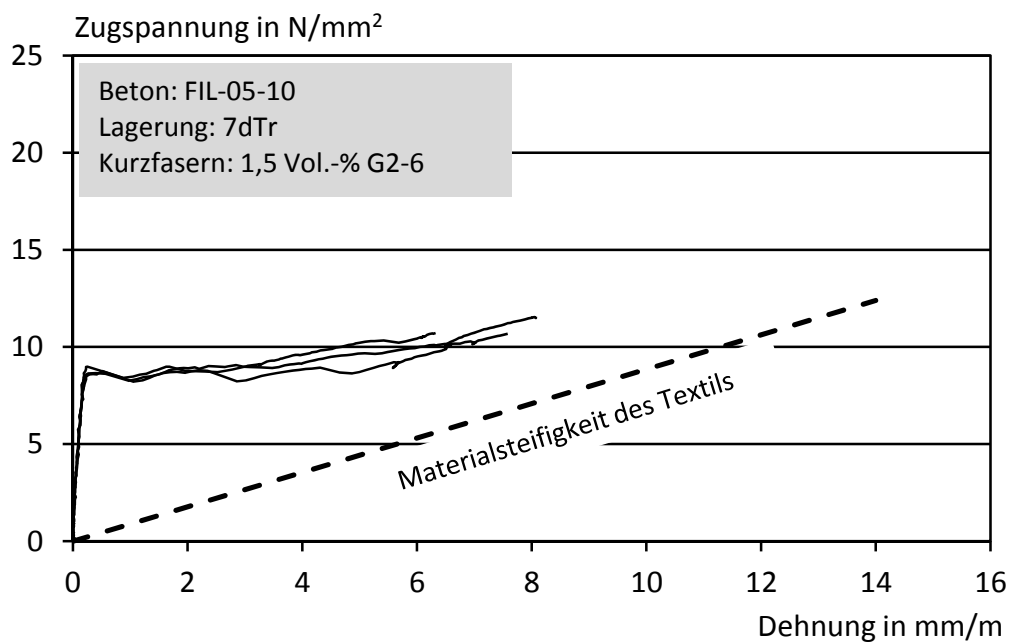
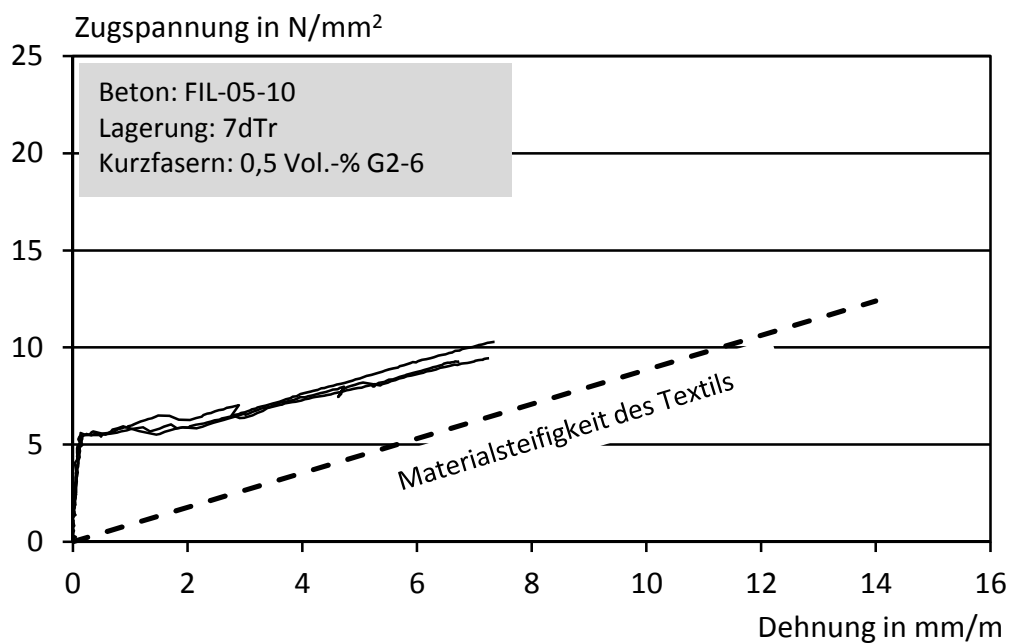
## A2.5 Spannungs-Dehnungslinien aller durchgeführten Zugversuche an Textilbetonen mit Kurzfasern

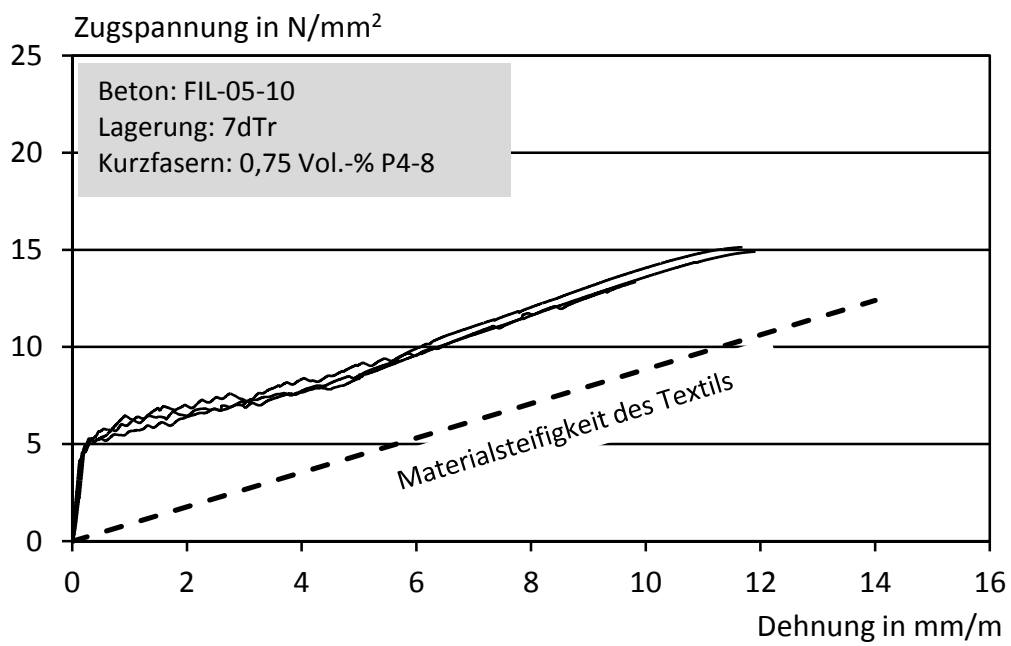
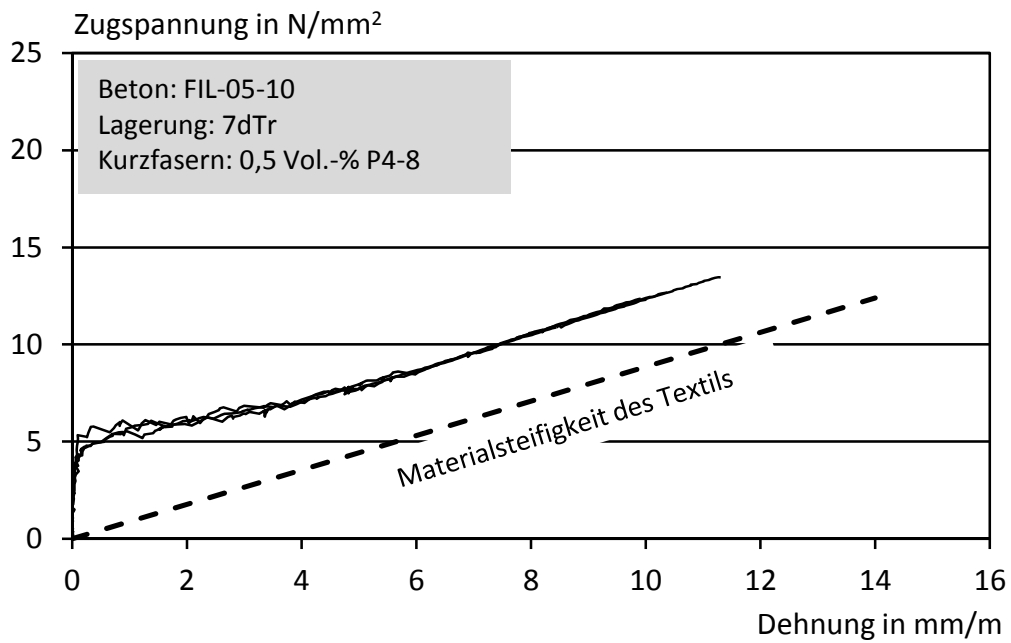
### Reine Textilbetone

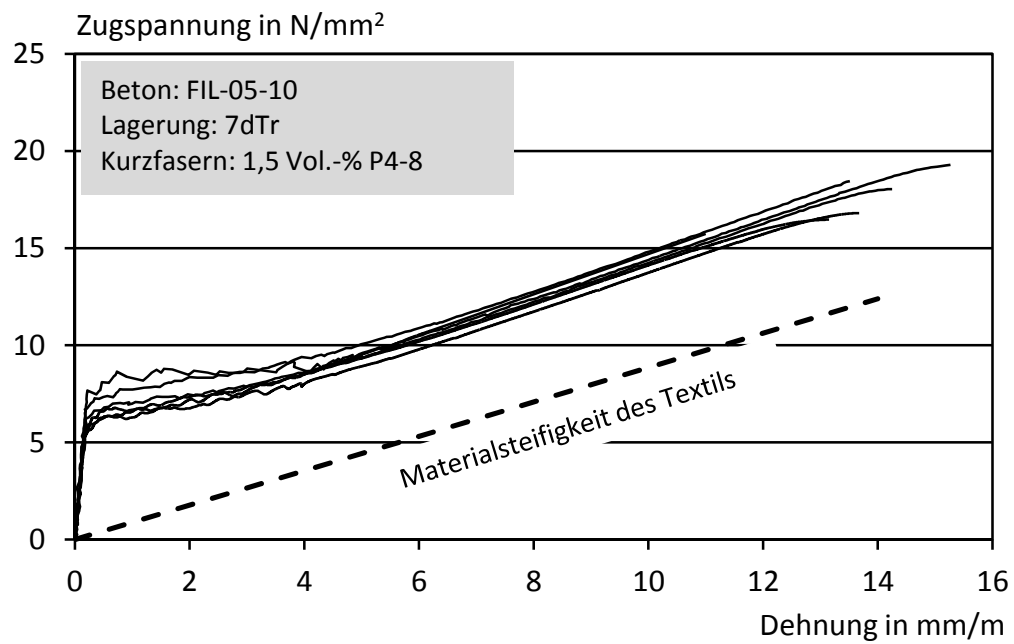
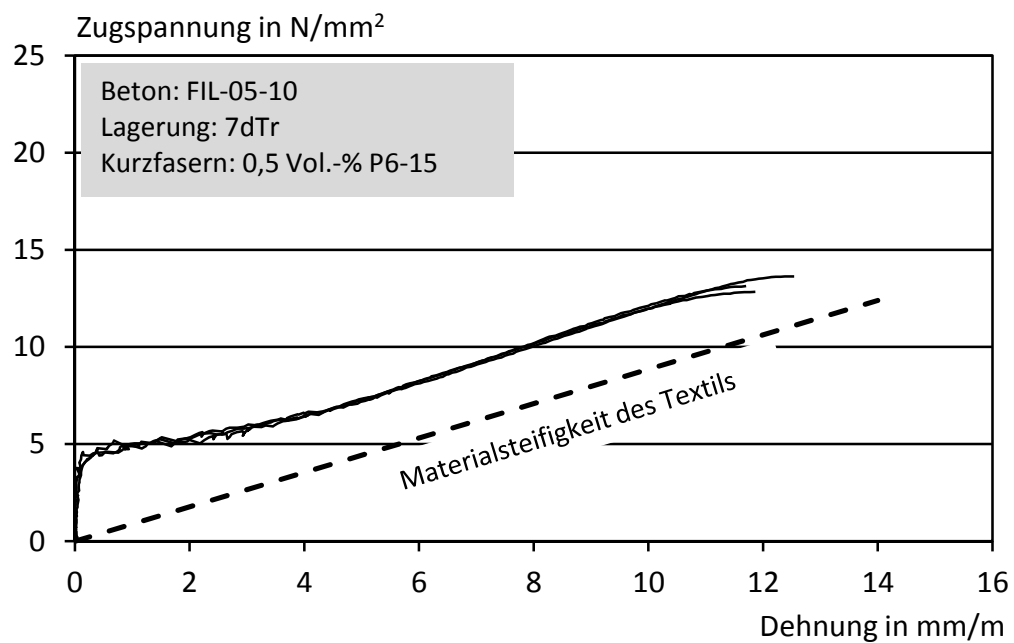


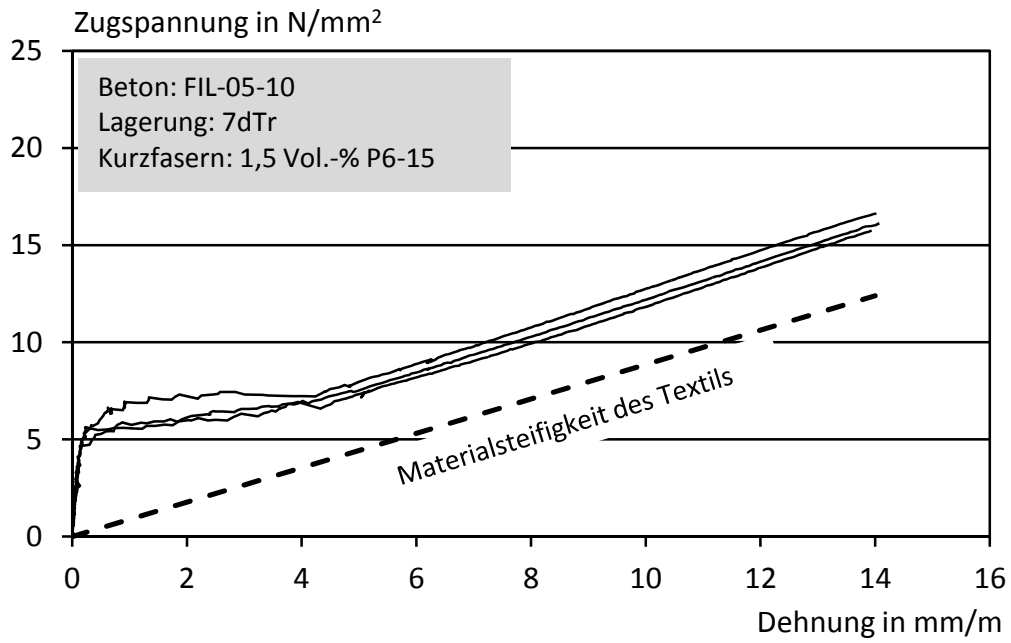
**Integrale Glasfasern (G1-6)**



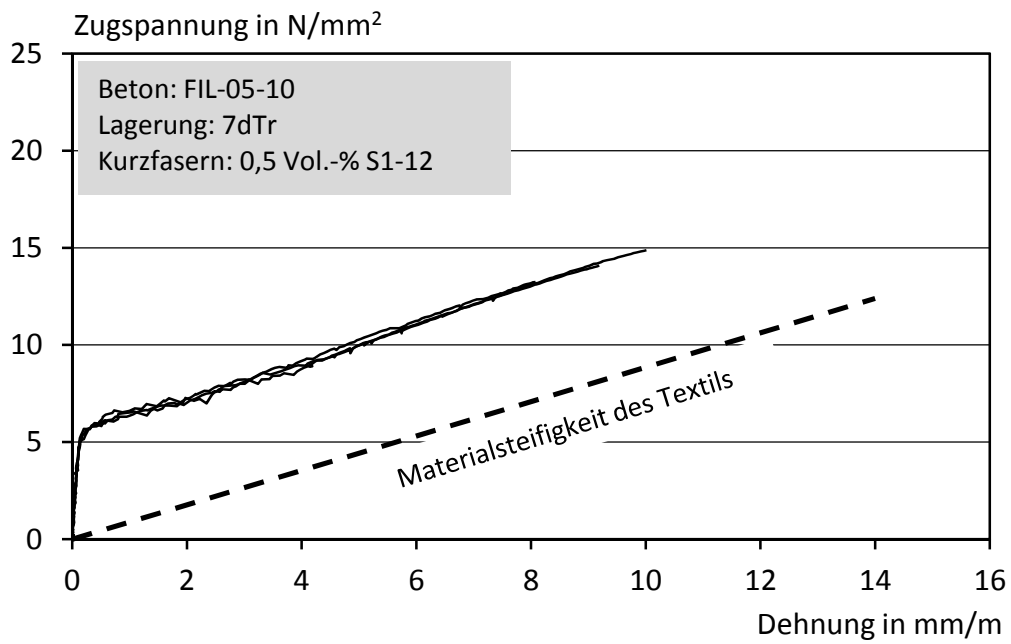
**Dispersible Glasfasern (G2-6)**

**PVA-Fasern (P4-8)**

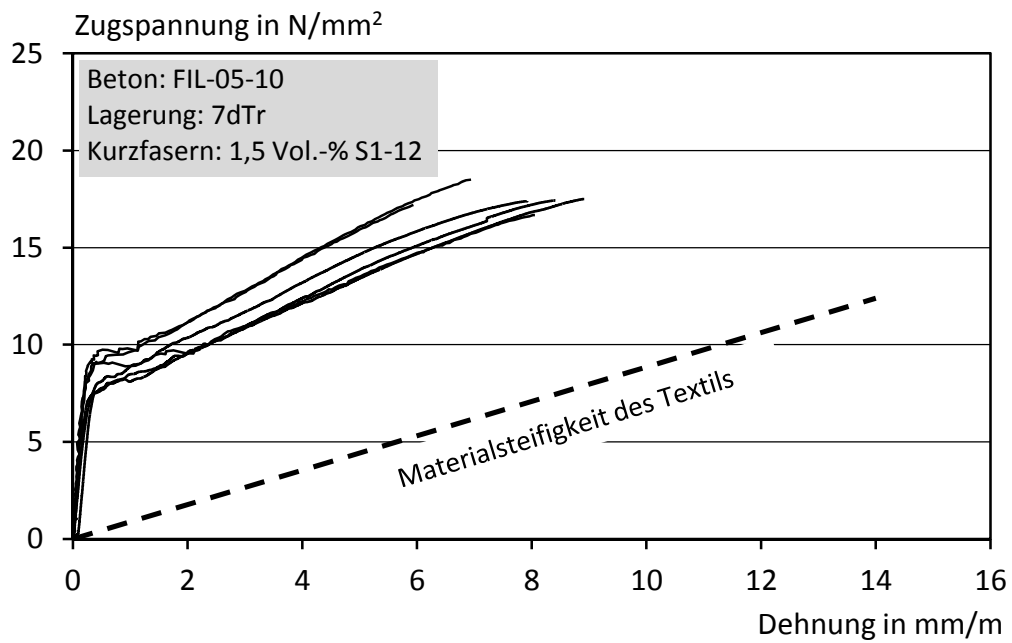
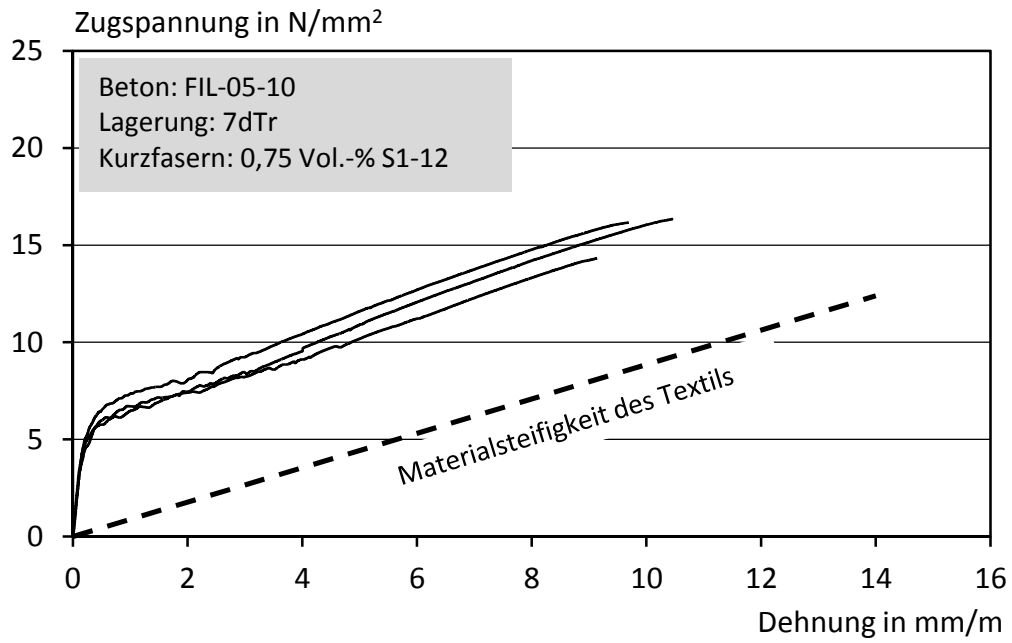
**PP-Fasern (P6-15)**



### Stahlfasern (S1-12)

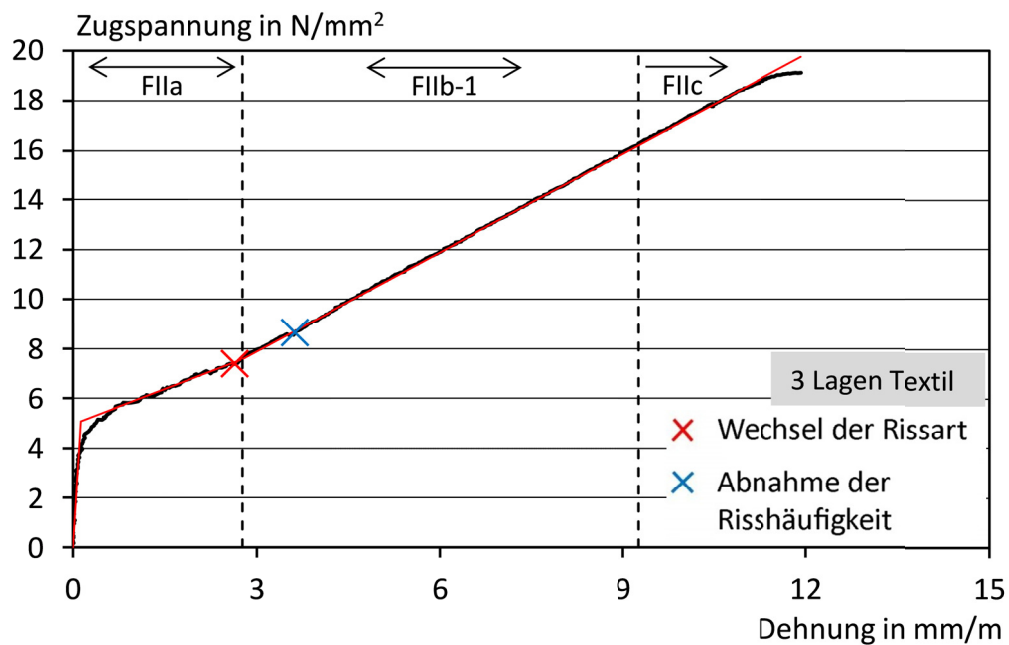
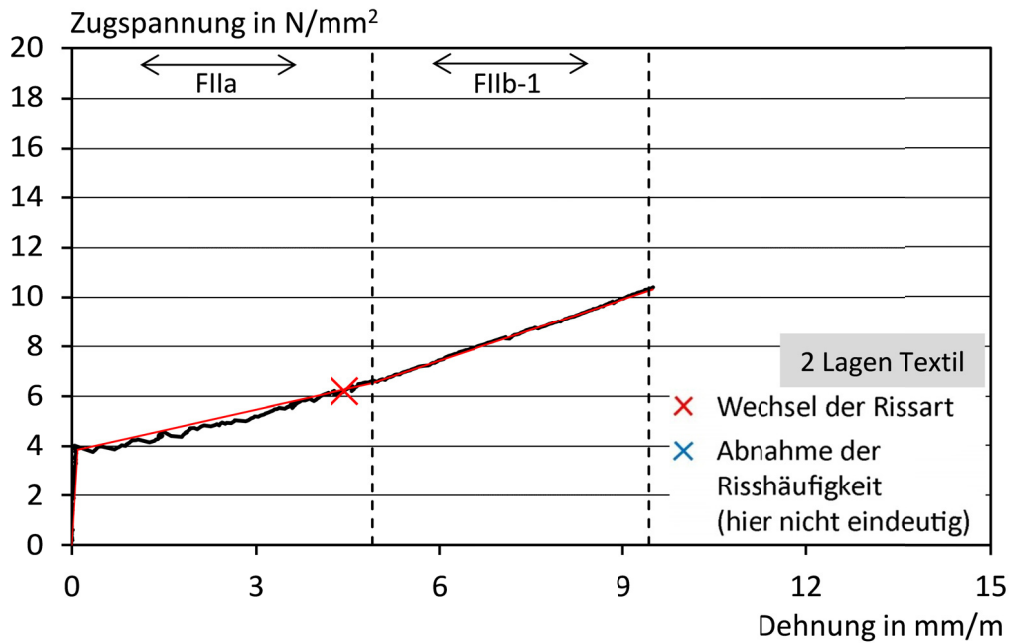




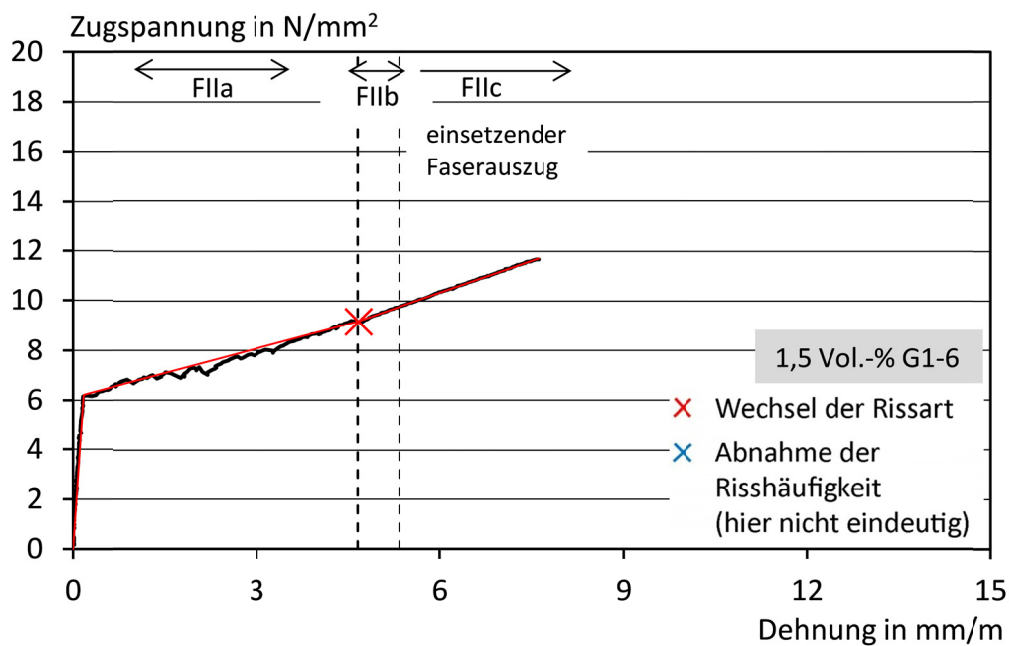
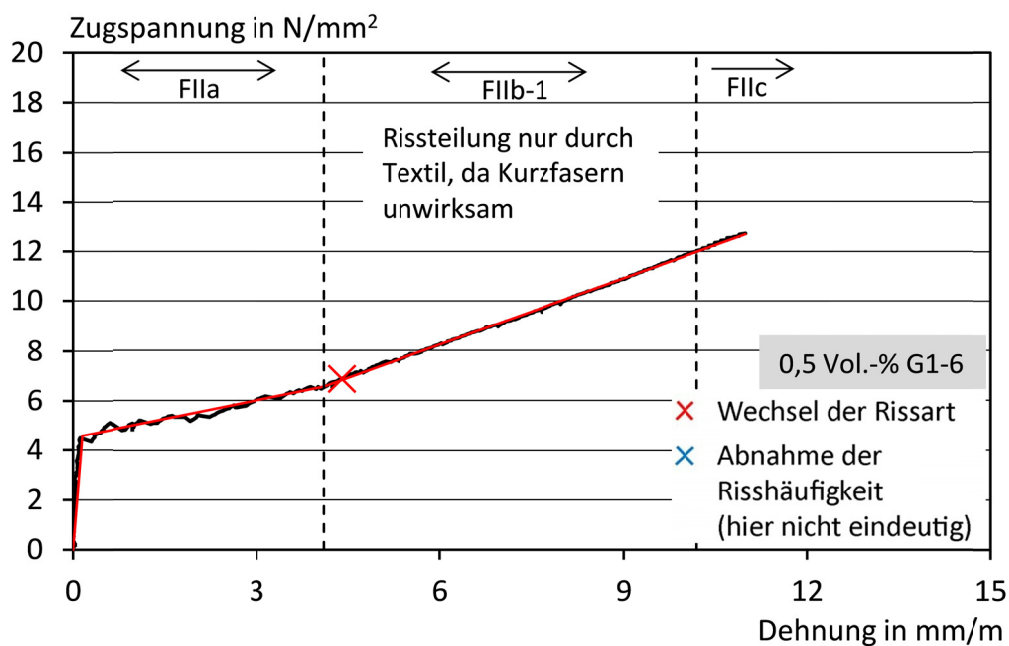


## A2.6 Charakteristische Bereiche der Spannungs-Dehnungslinien eines exemplarischen Verlaufs je Serie

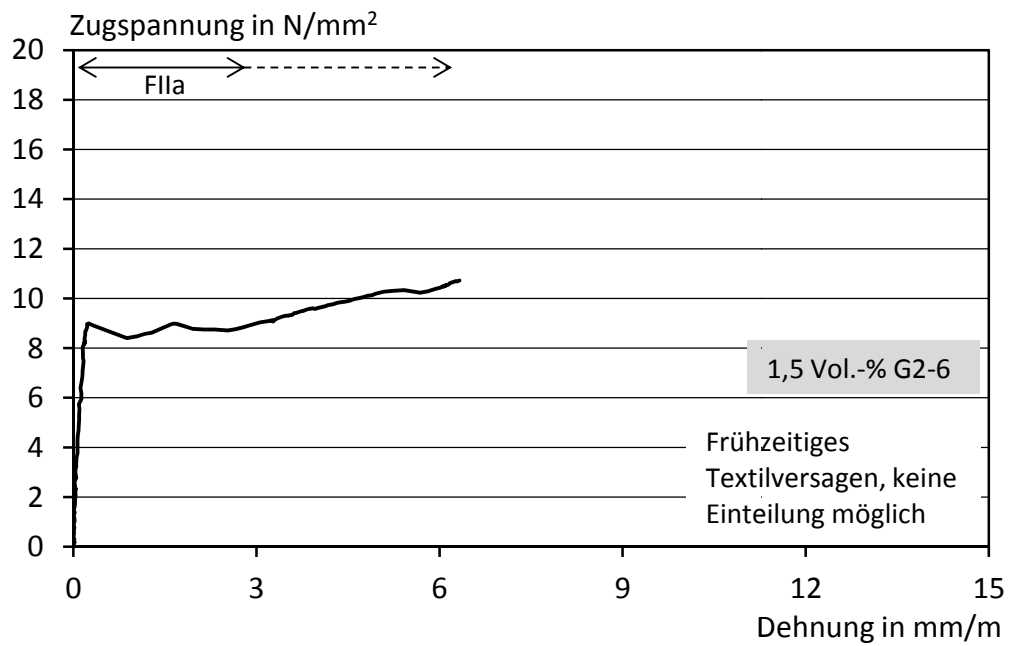
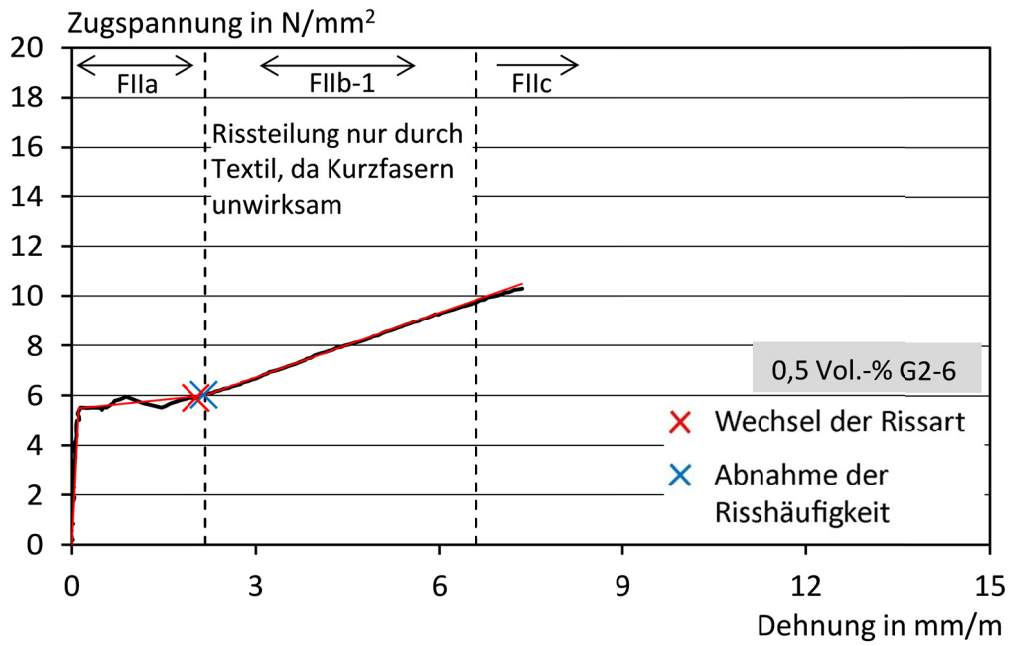
### Reiner Textilbeton



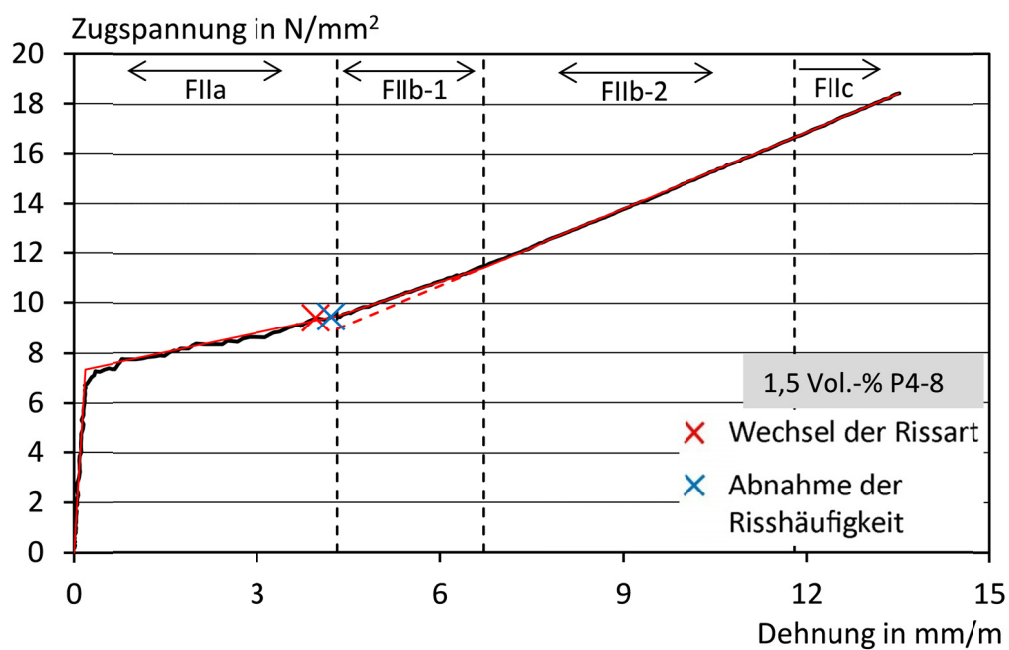
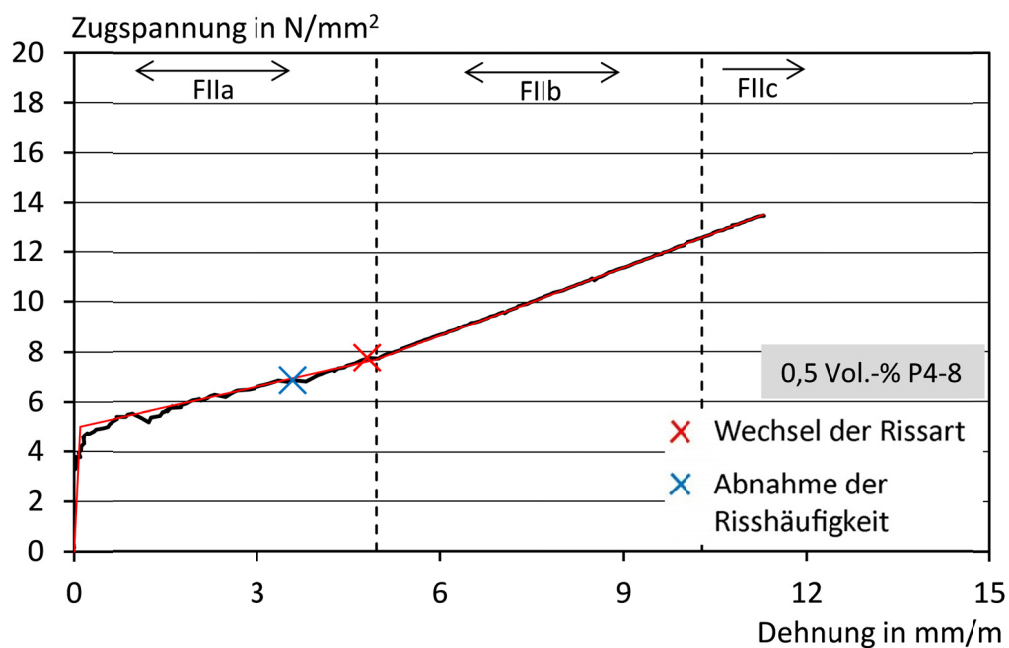
## Integrale Glasfasern (G1-6)



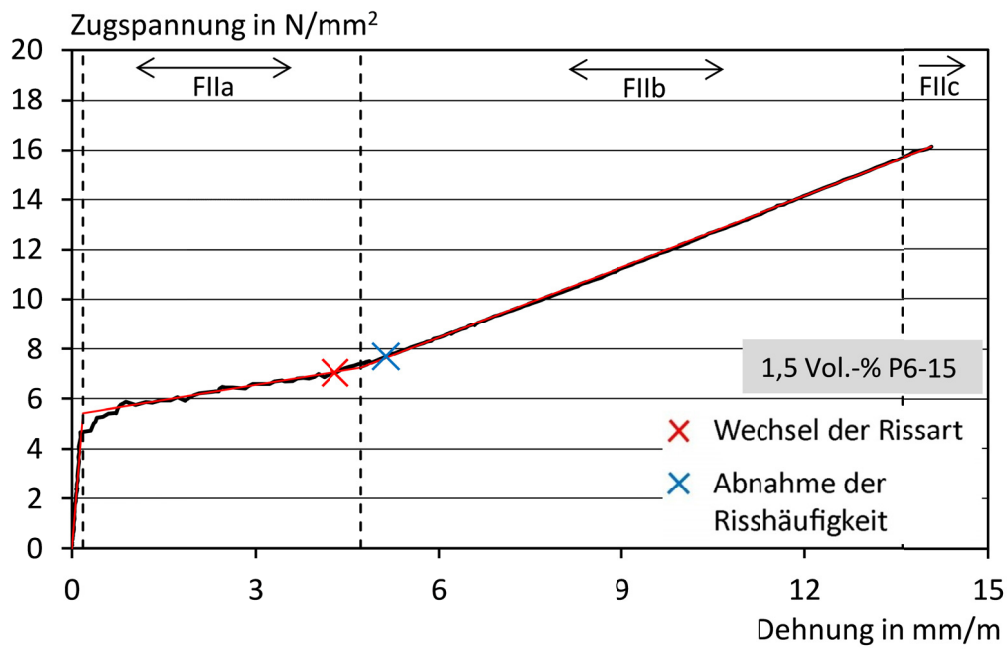
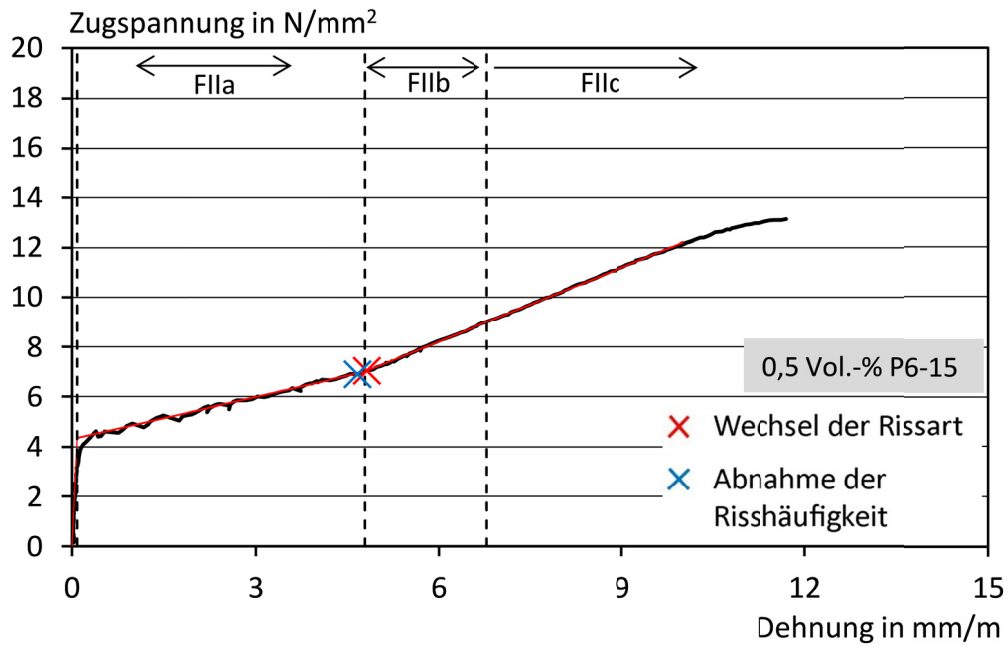
**Dispersible Glasfasern (G2-6)**



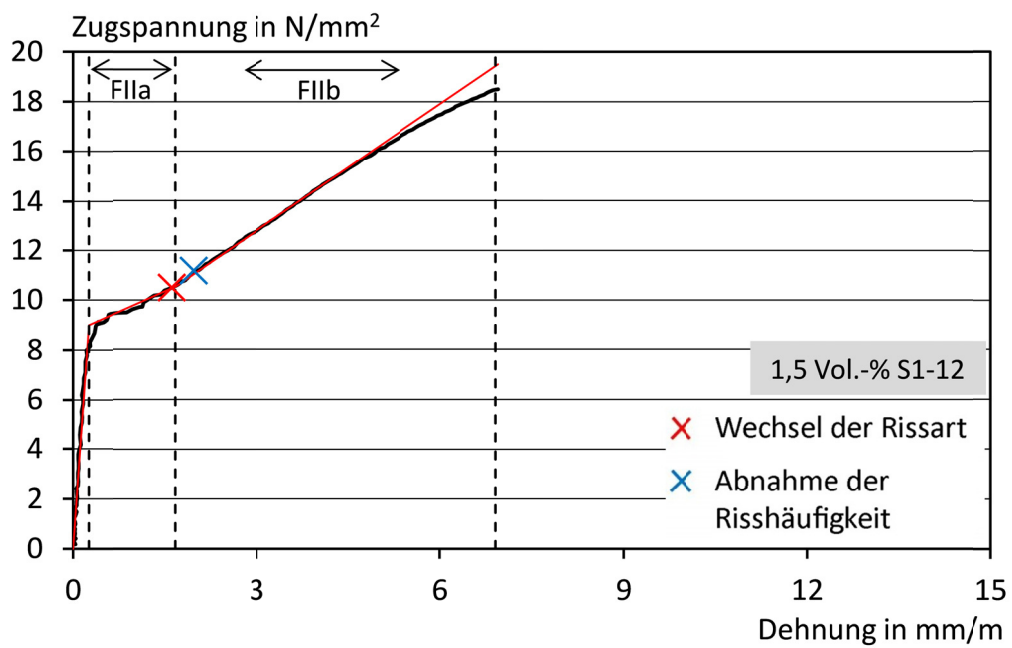
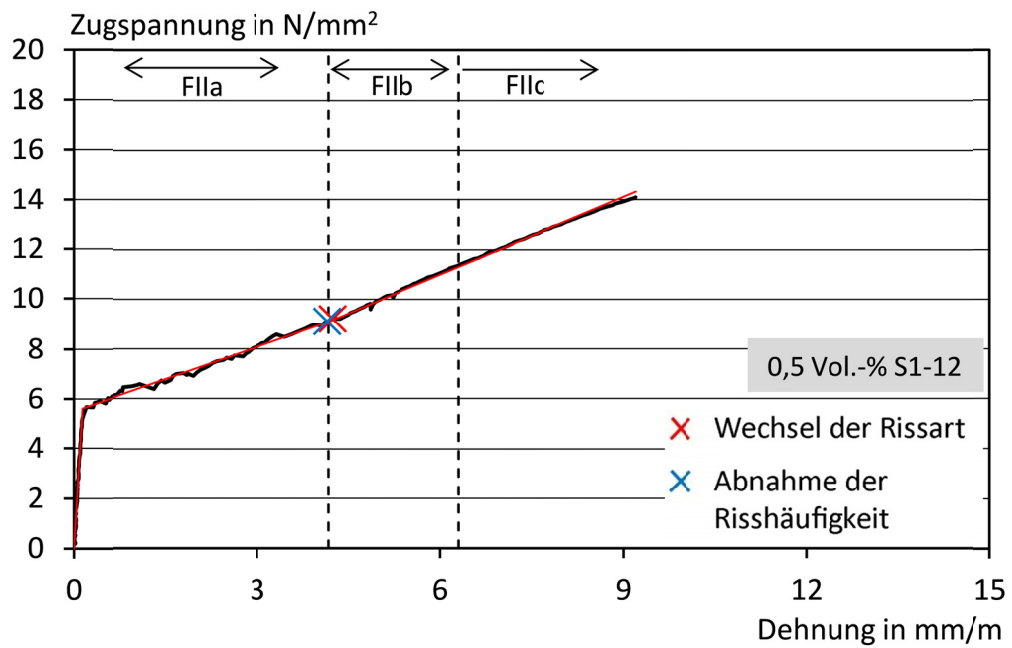
## PVA-Fasern (P4-8)



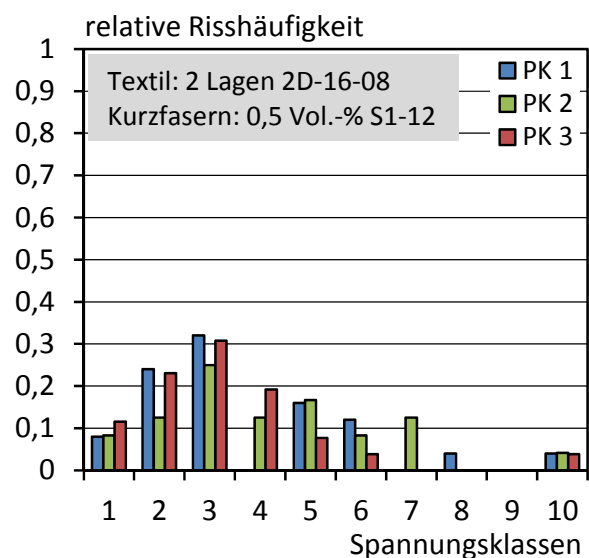
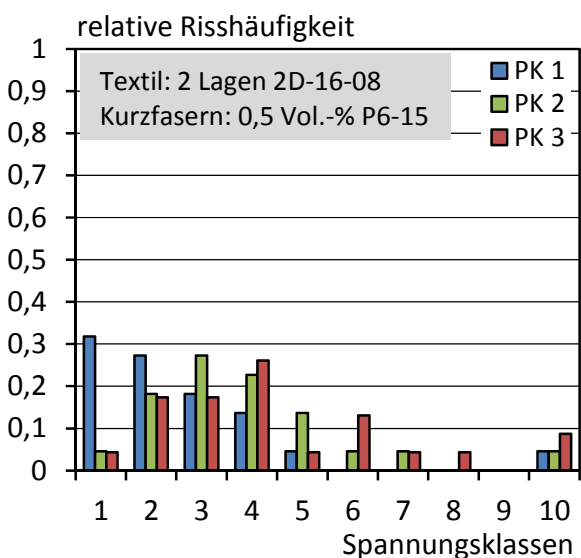
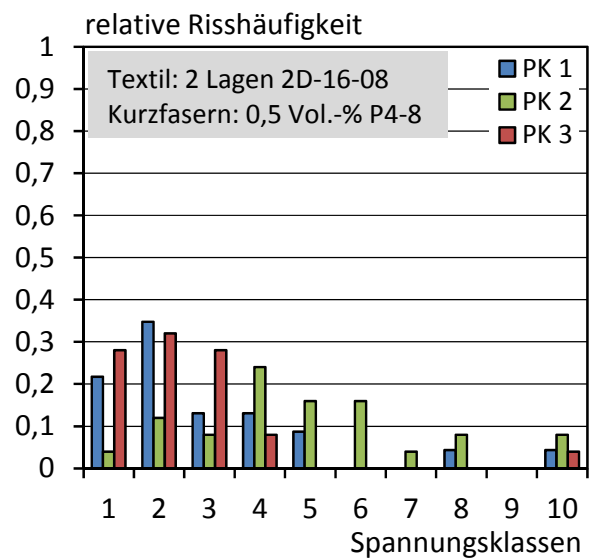
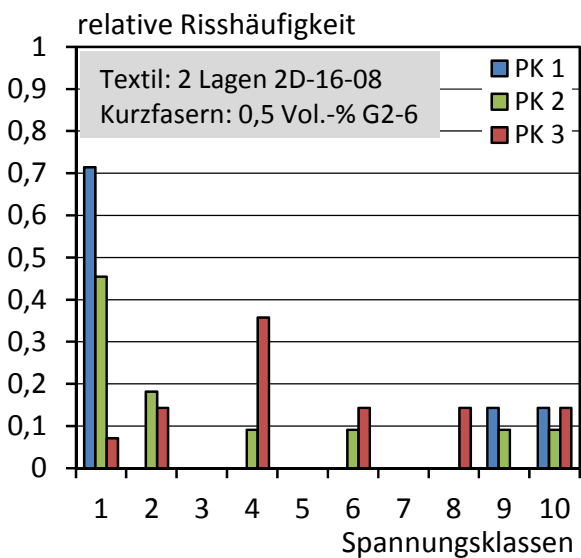
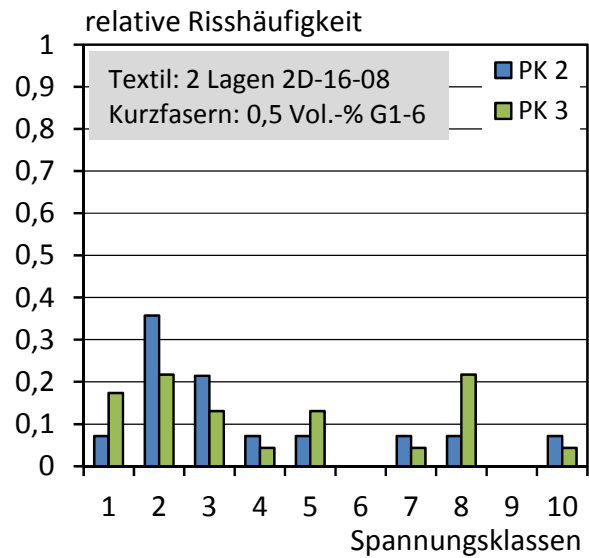
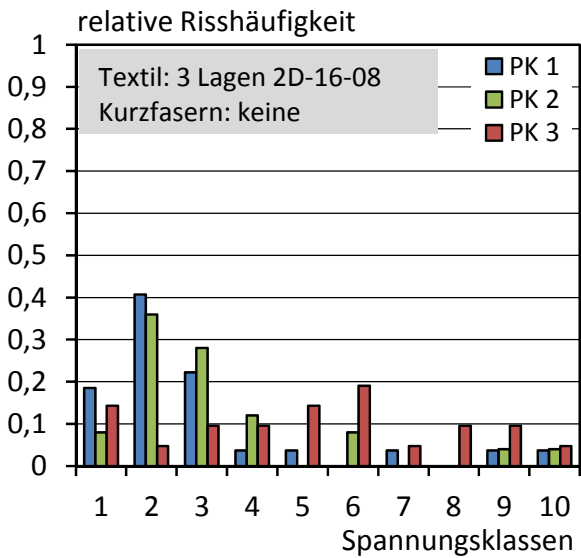
PP-Fasern (P6-15)



## Stahlfasern (S1-12)



### A2.7 Verteilung der Risshäufigkeiten der Serien mit drei Lagen Textil sowie 2 Lagen Textil und 0,5 Vol.-% Kurzfasern





## A3 Kurzbeschreibung von Prüfverfahren

### A3.1 Zentrischer Zugversuch an taillierten Streifenproben

#### A3.1.1 Geometrie der Dehnkörper

Bei den Dehnkörpern handelt es sich um taillierte Streifenproben (TSP), deren Abmessungen zu Beginn der Forschungstätigkeit zum Textilbeton von Brockmann und Raupach /Bro02/ nach umfangreichen Untersuchungen festgelegt wurden. Die Geometrie des Dehnkörpers ist in Bild A3-1 dargestellt.

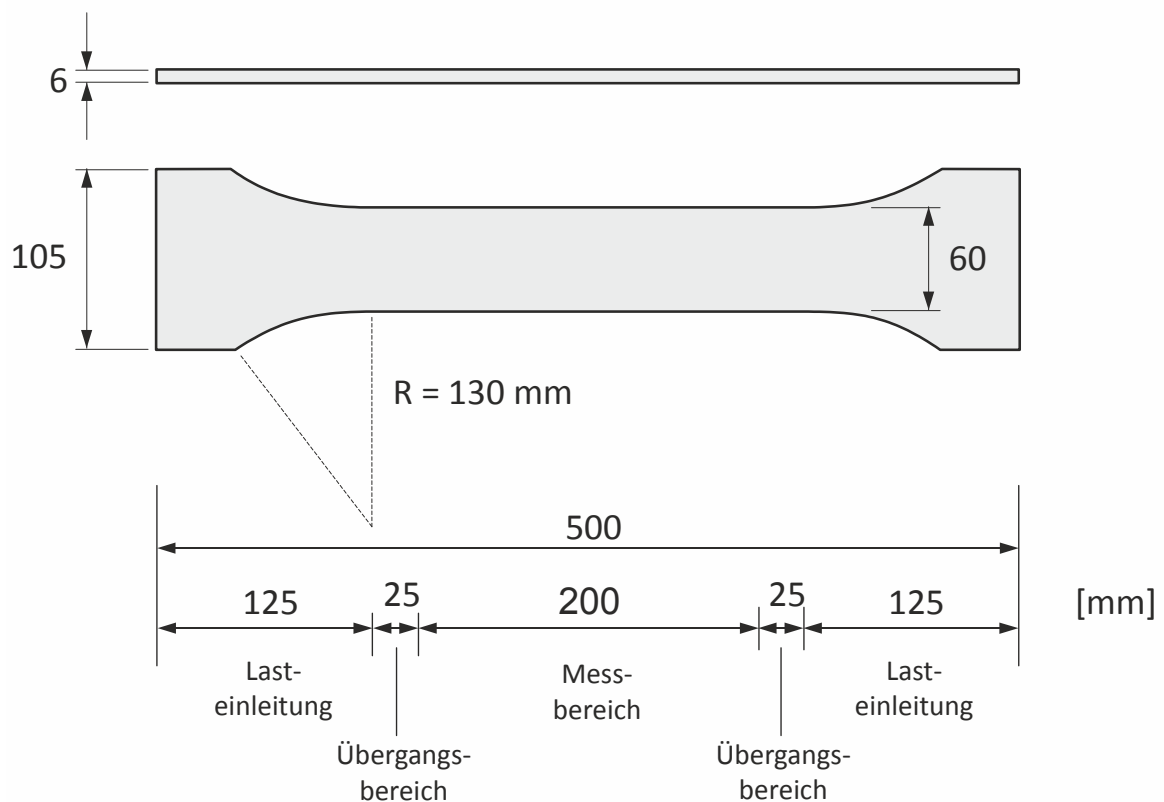


Bild A3-1: Geometrie und Abmessungen des verwendeten Dehnkörpers

#### A3.1.2 Herstellung

Das Herstellverfahren wurde neu entwickelt und trägt dem lagenweisen Einbau und der Möglichkeit zur Ausrichtung der Textilien Rechnung. Es können zwei oder drei Lagen Textil symmetrisch über die Prüfkörperdicke angeordnet und händisch vorgespannt werden. Dazu dient ein Spanntisch, der die Fixierung der Textilien während der Betonage erlaubt. Der Ablauf der Herstellung ist in Bild A3-2 dargestellt.

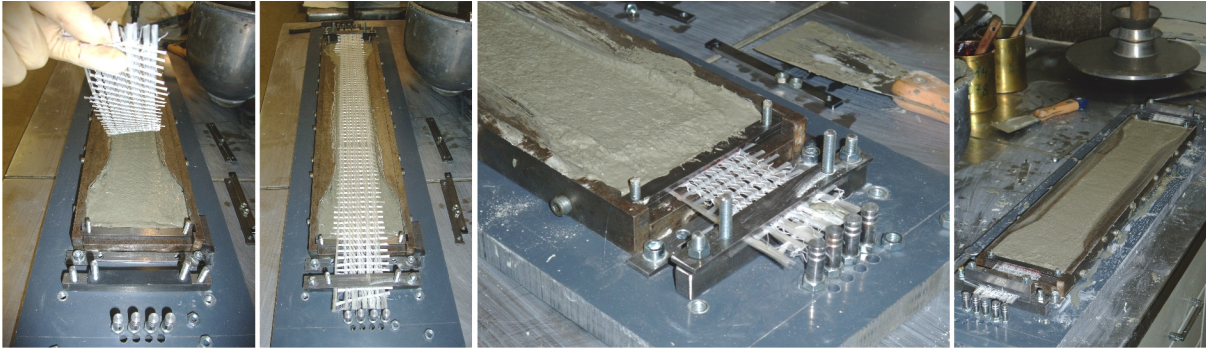


Bild A3-2: Herstellablauf von laminierten Textilbeton-Dehnkörpern

Bei der Standardbewehrung von zwei Lagen Textil weisen die Betonschichten eine Dicke von nur ca. 3 mm auf. Durch die leichte Vorspannung kann sich das Textil von der Betonschicht abheben. Um dies zu vermeiden, werden die Betonschichten mit einer Abziehlehre sorgfältig geglättet. Dehnkörper ohne textile Bewehrung werden in derselben Schalung hergestellt. Der Feinbeton wird in einer Lage eingebracht und abgezogen. Faserbetone werden auch ohne Textilien in drei Lagen eingebracht und abgezogen, damit die Ausrichtung der Kurzfasern mit der bei kombinierter Bewehrung vergleichbar ist.

### A3.1.3 Lagerung und Vorbereitung

Die Dehnkörper werden nach dem Herstellen für ca. 24 Stunden in der Schalung belassen und bei 20 °C und 95 % rel. Luftfeuchtigkeit gelagert. Bei der Referenzlagerung „7dTr“ folgt eine 20-tägige Lagerung in Wasser bei einer Temperatur von 20 °C, um trocknungsinduzierte Schädigungen auszuschließen. Anschließend liegen die Dehnkörper bis zur Prüfung im Alter von 28 Tagen im Normklima bei 20 °C und 65 % rel. Luftfeuchtigkeit.

Da die Verankerungslänge des Textils in etwa der Länge des Krafterleitungsbereichs der Dehnkörper entspricht, kann ein Verankerungsversagen nicht ohne weitere Maßnahmen ausgeschlossen werden. Daher werden die herausstehenden Textilien an den Dehnkörperenden mit einem Epoxidharz endverankert (Bild A3-3). Die Endverankerung kommt der Situation einer unendlich langen Verankerung nahe und bildet daher die Verankerungslängen in Bauteilen besser ab.

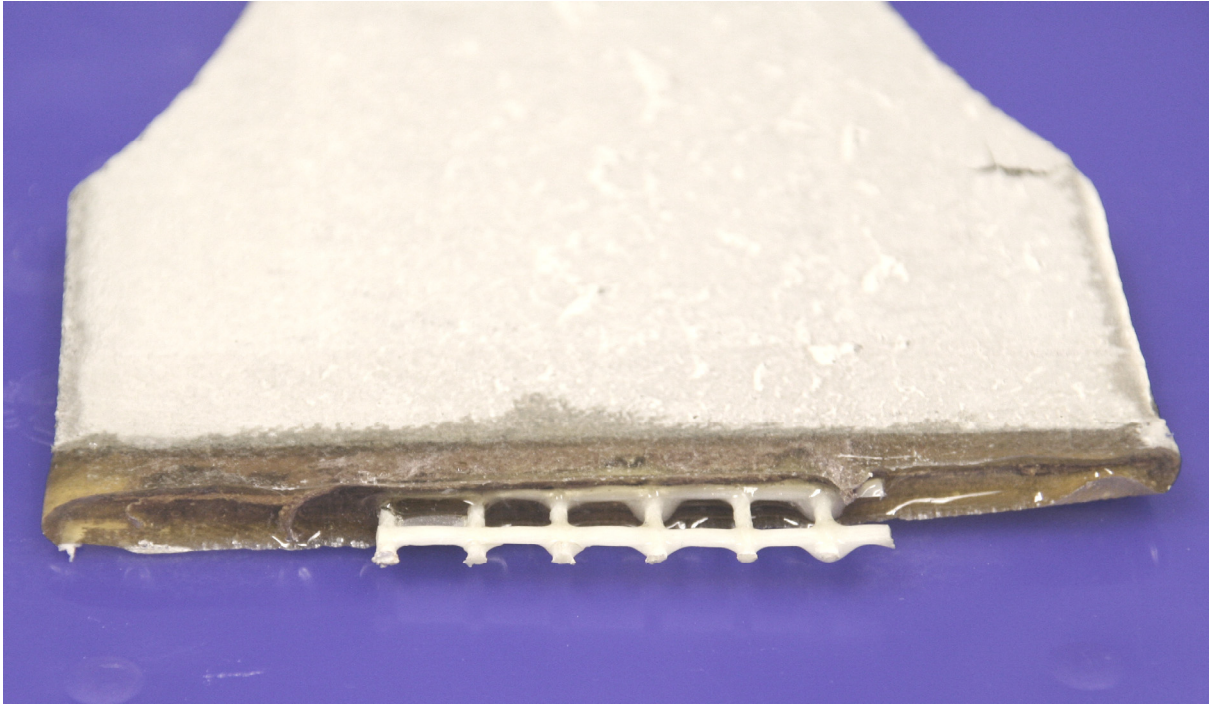


Bild A3-3: Mit Epoxidharz endverankerter Dehnkörper

#### **A3.1.4 Prüfung**

Der Prüfaufbau ist in Bild A3-4 dargestellt. Die Prüfungen werden an einer Universalprüfmaschine der Firma Zwick (Modell 1464) mit einer Maximallast von 50 kN durchgeführt. Zur Krafteinleitung dienen Zugbacken, die der Krümmung der Dehnkörper im Krafteinleitungsbereich genau angepasst sind. Bei den taillierten Streifenproben (TSP) kommt es erfahrungsgemäß häufig zu einer Risslokalisierung genau zwischen Krafteinleitung und Messbereich. Zur Reduzierung von Spannungskonzentrationen werden die Dehnkörper im Krafteinleitungsbereich geglättet und es wird eine dünne Gummischicht zwischen Beton und Stahlbacke angeordnet. Die Halterung der Stahlbacken erlaubt eine Verdrehung in der Dehnkörperebene.

Die Prüfmaschine regelt über den Traversenweg mit einer Wegrate von 1 mm/min. Zur Messung der Dehnungen werden auf beiden Seiten induktive Wegaufnehmer angebracht, deren Verformungen gemittelt werden. Die Messung erfolgt über eine Länge von 250 mm mit einer Messfrequenz von mindestens 25 Hz, um auch kleinste Lastabfälle bei Rissbildung aufzuzeichnen. Alternativ zur herkömmlichen Messtechnik können die Verformungen mit einem optischen Messsystem (ARAMIS) erfasst werden. Hier beträgt die Messrate jedoch nur 1 Hz. Zur Auswertung des Spannungs-Dehnungsverhaltens wird bei allen Dehnkörpern die Bruchfläche genau vermessen.

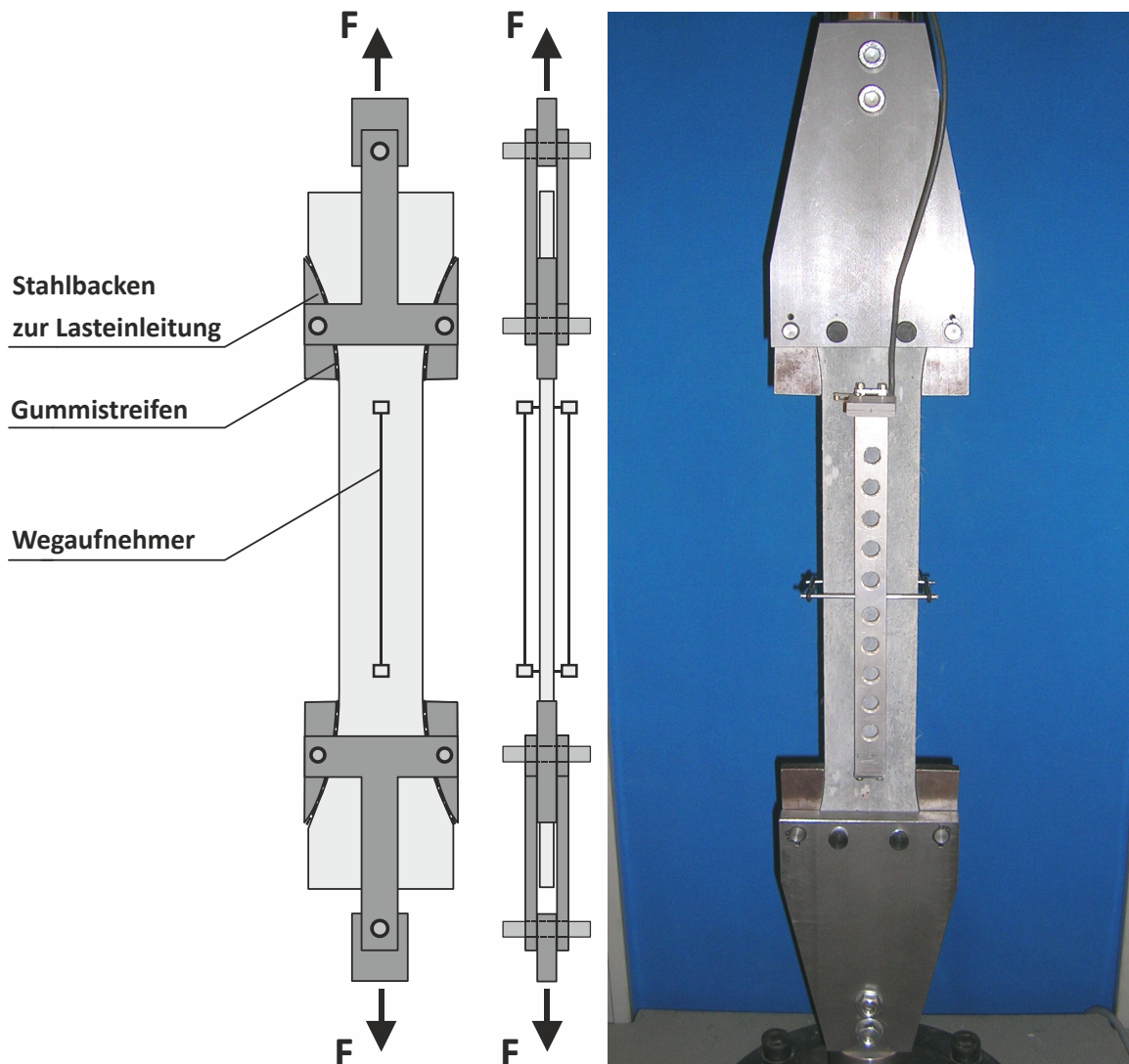


Bild A3-4: Prüfaufbau für Dehnkörperversuche

### A3.2 Rissöffnungsversuch für Textilbetone

Die Dehnkörper sowie deren Herstellung und Lagerung entsprechen den Ausführungen im vorherigen Abschnitt. Die Vorbereitung der Dehnkörper für die Rissöffnungsversuche erfolgt vor der Prüfung innerhalb der 7-tägigen Lagerung bei Normklima. Am 21. Tag nach der Herstellung wird der Prüfkörper aus dem Wasserbecken genommen und nass in der Mitte gekerbt. Die Kerben sind jeweils 8 mm tief und 1 mm breit. Der Rissquerschnitt wird aufgrund der Kerbung von ca. 600 mm<sup>2</sup> auf ca. 440 mm<sup>2</sup> reduziert. Der Dehnkörper wird anschließend für drei Tage zum Trocknen bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchtigkeit gelagert.

Zur Vermeidung einer Mehrfachrissbildung werden Lochbleche aus Stahl mit einer Dicke von 1 mm mit einem Epoxidharzklebstoff beidseitig auf die Dehnkörper geklebt (Bild A3-5). Die Kerbe wird dabei exakt ausgespart und mit einem Klebeband vor Klebstoff geschützt. Mit kleinen Schraubzwingen werden die Stahlbleche während der Aushärtung gesichert.



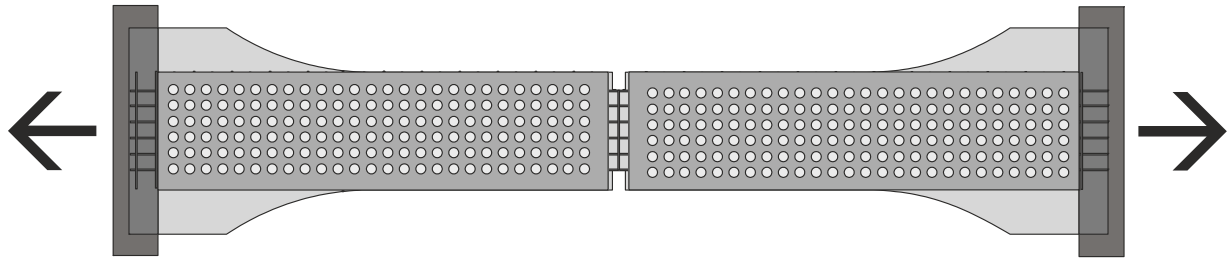


Bild A3-5: Vorbereitung der Dehnkörper für die Rissöffnungsversuche

Für eine kontrollierte Rissöffnung kann der im vorherigen Abschnitt beschriebene Prüfaufbau mit Zugbacken aus Stahl nicht übernommen werden, da kein Kraftschluss in Druckrichtung vorherrscht. Die vorbereiteten Dehnkörper werden daher in die Prüfmaschine eingeklebt. Hierzu werden diese mittels einer Zentriervorrichtung lotrecht in ein U-Profil aus Stahl gestellt und mit einem zweikomponentigen Klebstoff vergossen.

Der einseitig eingeklebte Dehnkörper wird mit dem Stempel der Prüfmaschine fest verbunden (Bild A3-6). Das noch nicht verklebte untere Ende wird dann in ein mit Klebstoff gefülltes, ebenfalls fest mit der Prüfmaschine verbundenes U-Profil getaucht. Nach der Aushärtung werden zwei induktive Wegaufnehmer mit einer Messlänge von 25 mm seitlich über den Kerben angebracht (Bild A3-7).

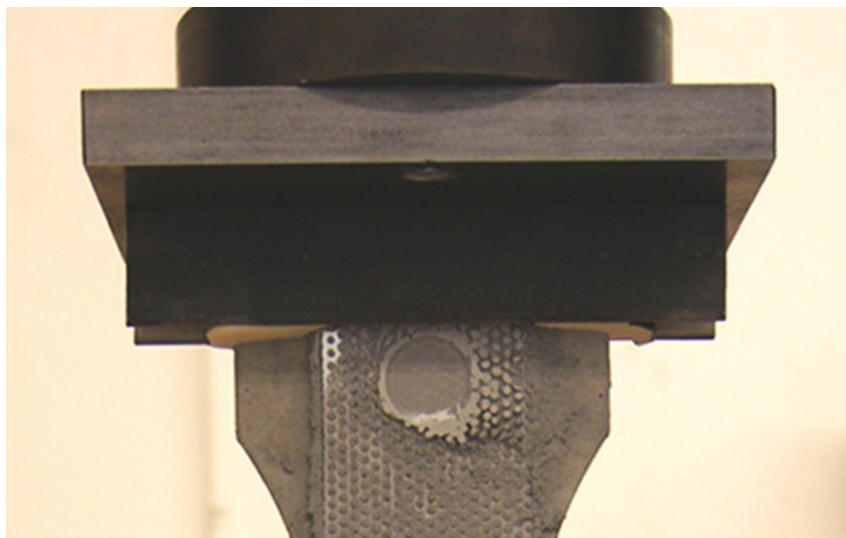


Bild A3-6: An den oberen Prüfstempel geklebter Dehnkörper

Während der Prüfung wird der Riss über den Mittelwert der beiden Wegaufnehmer kontrolliert und mit einer sehr kleinen Webrate von  $5 \mu\text{m}/\text{min}$  geöffnet. Ab einer Rissöffnung von  $0,05 \text{ mm}$  wird die Webrate kontinuierlich erhöht, um die Versuchsdauer zu verkürzen.

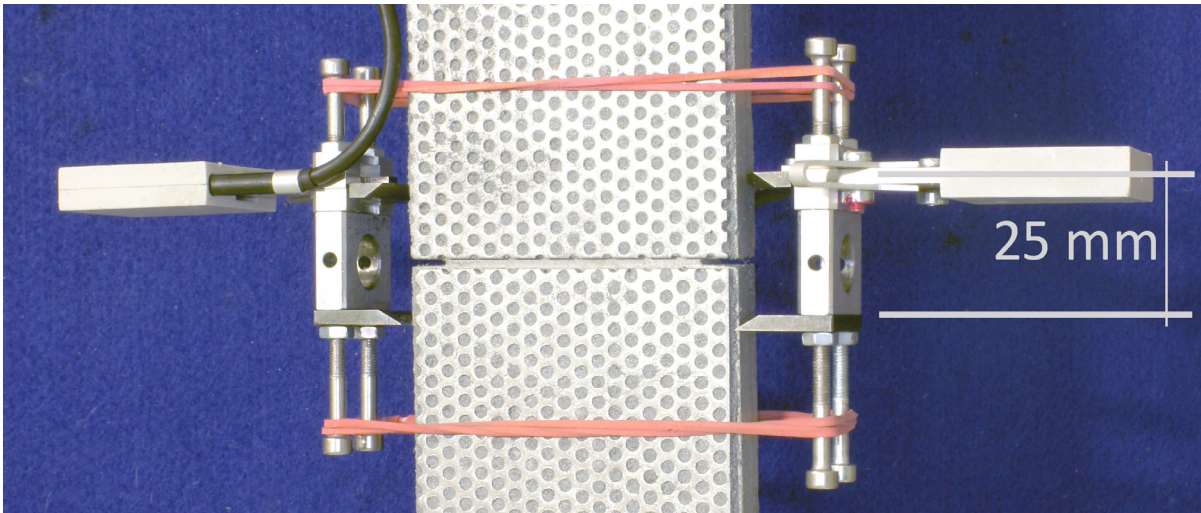


Bild A3-7: Messung der Rissöffnung

Bild A3-8 zeigt exemplarisch eine Bruchfläche nach Versuchsende. Der Riss erfolgte in den meisten Fällen planmäßig innerhalb der Kerbe. An den unklebten Seitenflächen der Dehnkörper wurden nach jedem Versuch mögliche weitere Risse durch Anfeuchten der Dehnkörper gesucht. In wenigen Fällen wurde ein Ablösen des Stahlblechs oder ein zweiter Riss im Kerbbereich festgestellt. Diese Versuche wurden verworfen.

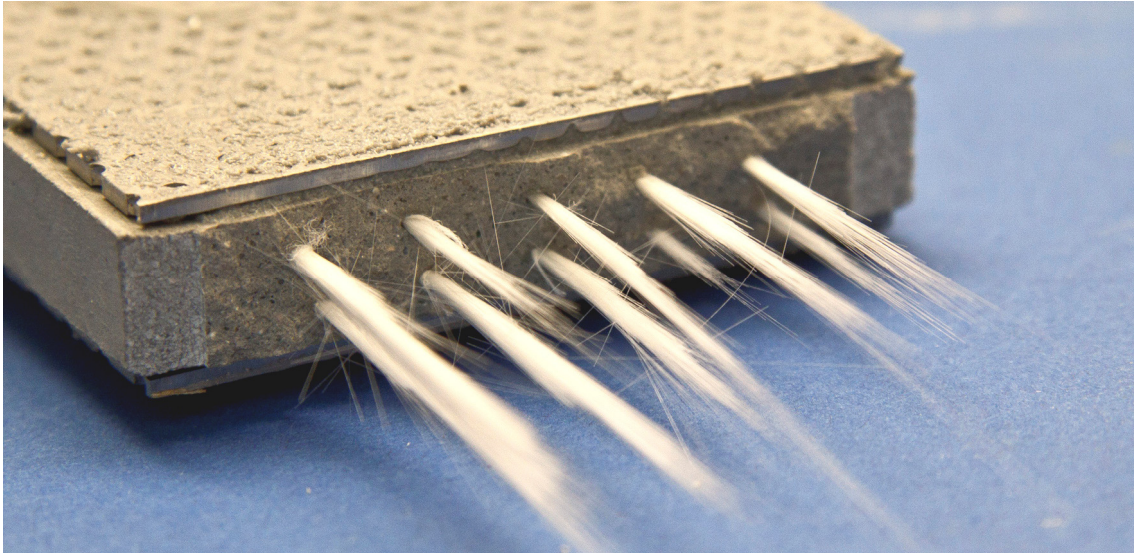


Bild A3-8: Bruchfläche eines Dehnkörpers mit Textilbewehrung nach dem Rissöffnungsversuch

### A3.3 Rissöffnungsversuch für Feinbetone

Die Geometrie des Prüfkörpers wird von Alfes /Alf93/ übernommen, der vergleichbare Versuche an Sandstein durchführte. Bild A3-9 zeigt Geometrie und Abmessungen der kleinformatischen Prüfkörper.

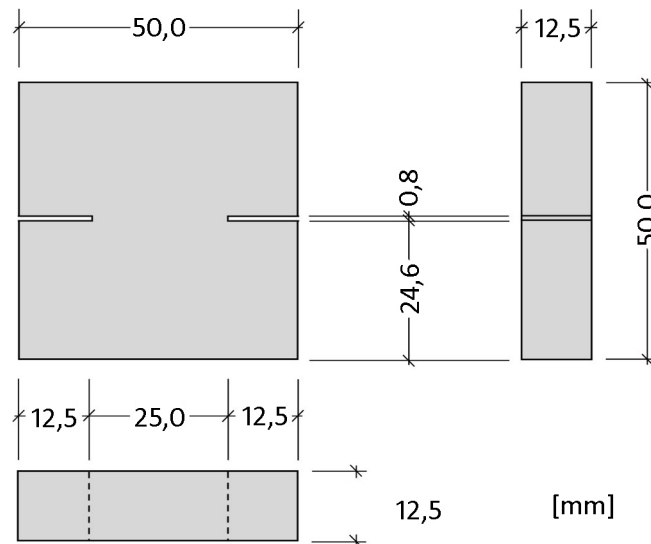


Bild A3-9: Geometrie und Abmessungen der Prüfkörper zur Ermittlung des Entfestigungsverhaltens von Feinbetonen

Die Betonage erfolgt in stehenden Schalungen. Während der Verdichtungsphase werden im Eckbereich der Schalung vorhandene Luftporen mit einer Kanüle entfernt. Dies muss besonders sorgfältig durchgeführt werden, um Fehlstellen im Beton zu vermeiden. Nach Abschluss des Einfüll- und Verdichtungsvorgangs wird die Oberfläche nach ein- bis zweiminütiger Wartezeit mit Hilfe einer Klinge geglättet und anschließend mit einer Folie und einer Glasplatte beschwert. Geringe Unebenheiten werden später beim Einbau der Probe durch den Klebstoff ausgeglichen.

Nach dem Betonieren werden die Prüfkörper für 24 h in einem Feuchtschrank bei 20 °C und 95 % rel. Feuchte gelagert. Anschließend folgt eine Lagerung für 20 Tage in Wasser bei 20 °C. Bis zur Prüfung im Alter von 28 Tagen lagern die Prüfkörper im Normklima bei 20 °C und 65 % rel. Feuchte.

Das Sägen der Kerben wird vor der Umlagerung ins Normklima nass durchgeführt. Verwendet wird ein Sägeblatt mit einer Schnittbreite von 0,8 mm. Zur Berücksichtigung von möglichen Ungenauigkeiten bei der Kerbtiefe wird der Rissquerschnitt nach dem Versuch mit einer Schieblehre bis auf 0,1 mm genau vermessen. Unmittelbar vor der Prüfung werden die Kontaktflächen an Ober- und Unterseite angeraut, um einen besseren Verbund zwischen Prüfkörper und Klebstoff zu erzielen. Beim Einkleben des Prüfkörpers kommt ein schnell härtender zweikomponentiger Klebstoff zum Einsatz. Nach dem Aushärten des Klebstoffs werden induktive

Wegaufnehmer jeweils links und rechts über der Kerbe angebracht. Durch den in Bild A3-10 dargestellten Aufbau mit speziellen Halterungen ergibt sich eine Messlänge von 17 mm.



Bild A3-10: Prüfaufbau zur Messung der Rissöffnung von gekerbten Feinbetonprüfkörpern

Die Steuerung der Versuche erfolgt weggeregelt. Damit der vollständige Verlauf der Spannungs-Rissöffnungsbeziehung zur Bestimmung der Bruchenergie zur Verfügung steht, wird die Prüfrate während der Prüfung nach und nach gesteigert. Bis zum Erreichen der Rissentstehung wird die kleinstmögliche Prüfrate von  $0,5 \mu\text{m}/\text{min}$  gewählt. Anschließend wird die Prüfrate bis auf  $10 \mu\text{m}/\text{min}$  gesteigert.



### A3.4 Rissöffnungs- und Zugversuch für Faserbetone

Für die Ermittlung des Zugspannungs-Rissöffnungsverhaltens und der Zugfestigkeit der Faserbetone wurden weggeregelte, zentrische Zugversuche nach einem ähnlichen Prinzip wie im vorherigen Abschnitt beschrieben durchgeführt. Zur Auswertung des Nachrissverhaltens wurden die Prüfkörper gekerbt. Zur Ermittlung der Zugfestigkeit und Bewertung des Kerbeinflusses wurden von jeder Faserbetonvariante auch ungekerbte Prüfkörper geprüft.

#### A3.4.1 Herstellung und Vorbereitung

Der gekerbte Prüfkörper ist 100 mm lang, 60 mm breit und weist eine Kerbtiefe von 8 mm und eine Kerbbreite von ca. 1 mm auf (vgl. Bild A3-11, links). Der ungekerbte Prüfkörper ist 150 mm lang. Die Prüfkörper werden aus 500 mm langen Streifenproben gesägt, die nach dem gleichen Ablauf wie in Abschnitt A3.1 erläutert, hergestellt und vorgelagert werden. Die im Vergleich zu den Dehnkörpern kürzeren Prüfkörper haben den Vorteil, dass sich Verkrümmungen weniger auswirken und der elastische Energieanteil in der Probe geringer ist.

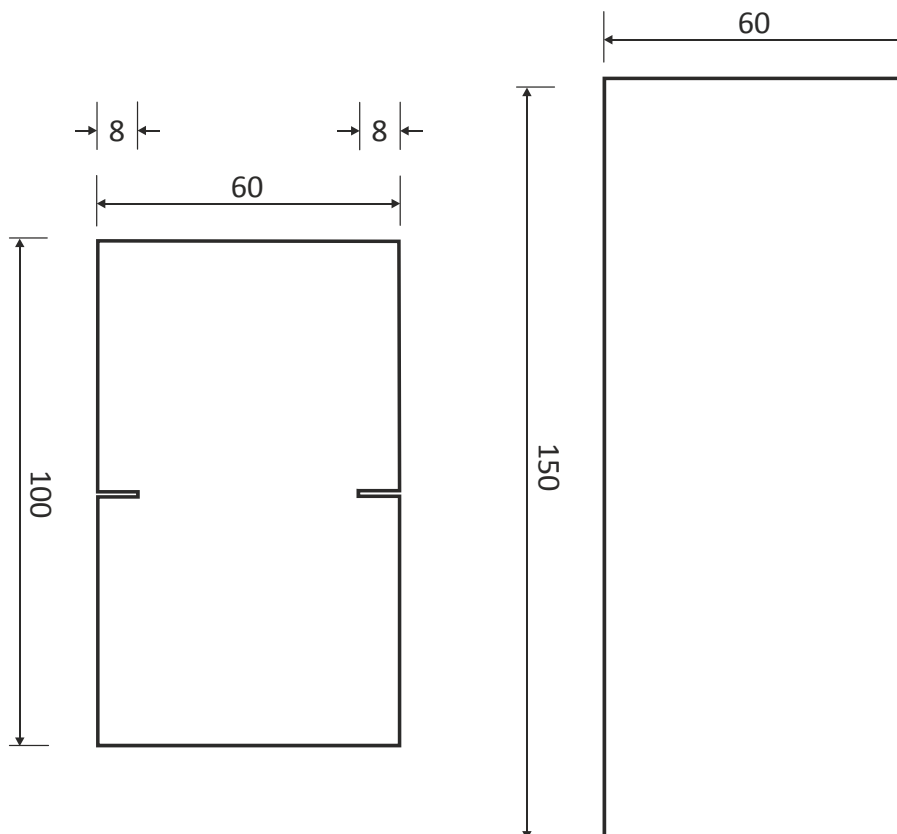


Bild A3-11: Geometrie und Abmessungen der gekerbten (links) und ungekerbten (rechts) Prüfkörper für Faserbetone

Zur Herstellung der für die Prüfung erforderlichen Steifigkeit werden die Prüfkörper analog zu Abschnitt A3.2 mit U-Profilen in die Prüfmaschine eingeklebt. Wie bei den Dehnkörpern kommt auch hier eine Zentriervorrichtung zum Einsatz (Bild A3-12).

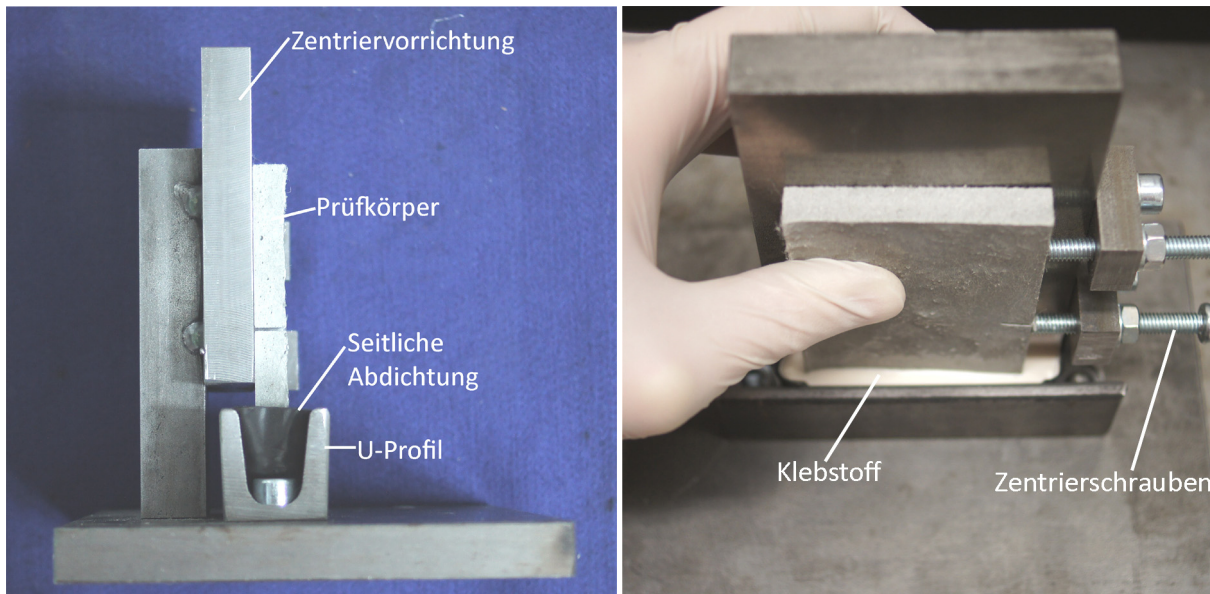


Bild A3-12: Seitenansicht der Zentriervorrichtung vor dem Kleben (links), Vorderansicht nach dem Kleben (rechts)

#### A3.4.2 Prüfaufbau und Versuchsdurchführung

Die kraftschlüssige Befestigung des Prüfkörpers erfolgt analog zu Bild A3-5 über die U-Profile. Das Messprinzip entspricht Bild A3-10. Die Prüfrate beträgt  $5 \mu\text{m}/\text{min}$  bis ein stabiler Entfestigungszustand erreicht ist. Anschließend wird die Prüfrate deutlich erhöht, um das vollständige Entfestigungsverhalten aufzuzeichnen. Nach der Prüfung wird die Nettoquerschnittsfläche genau vermessen. Bild A3-13 zeigt exemplarisch einen gekerbten und einen ungekerbten Prüfkörper nach der Prüfung.

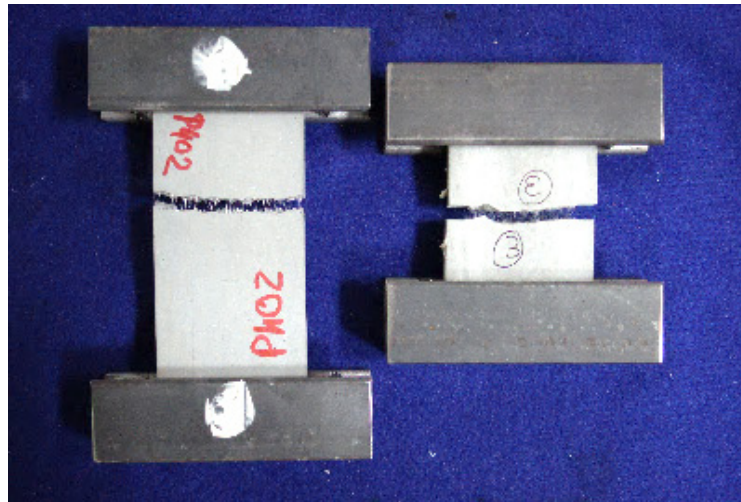


Bild A3-13: Ungekerbter und gekerbter Faserbeton-Prüfkörper nach der Prüfung

### A3.5 Messung der trocknungsinduzierten Verkrümmung an Dehnkörpern

Dehnkörper nach Bild A3-1 werden nach 21-tägiger Wasserlagerung im noch feuchten Zustand mit einem Messgestell versehen, welches die Relativverformung in der Mitte des Dehnkörpers gegenüber seinen Enden misst. An den Enden wird das Messgestell mit Kabelbindern auf die Dehnkörperoberfläche gedrückt. Der in der Mitte angebrachte induktive Wegaufnehmer misst kontinuierlich alle 15 Minuten die Verformung. Dehnkörper und Messgestell stehen hochkant, um Einflüsse aus Eigengewicht auszuschließen. Mit Beginn der Prüfung wird der Wegaufnehmer genullt und zeichnet Daten bis zum Prüfalter von 28 Tagen auf. Bild A3-14, links, zeigt das Messprinzip. Rechts ist ein Foto dargestellt.

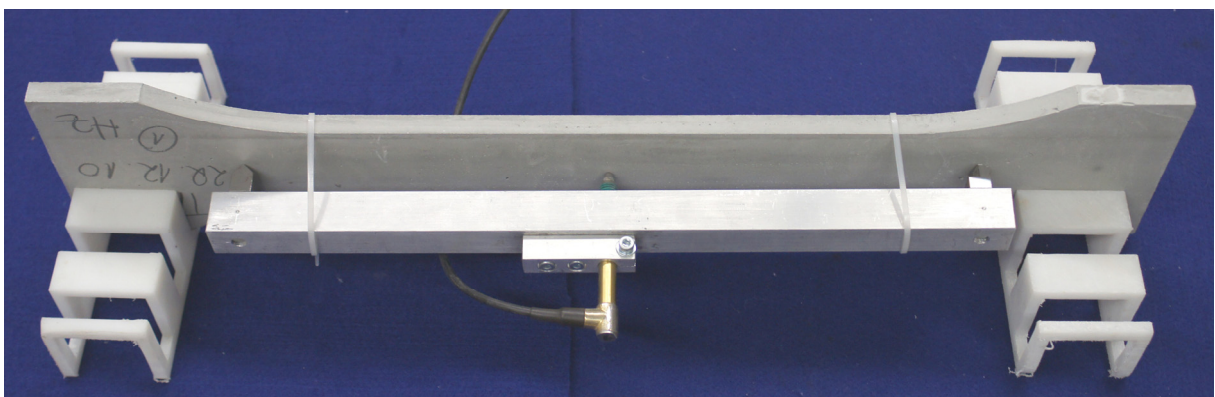


Bild A3-14: Kontinuierliche Messung der Verkrümmung an Dehnkörpern