

Untersuchungen zum Zugtragverhalten hochduktiler Faserbetone mit zusätzlicher Textilbewehrung

Vom Fachbereich
Architektur / Raum- und Umweltplanung / Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEURIN (Dr.-Ing.)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Simone Korb

aus Namborn

Dekanin:	Prof. Dr. habil. G. Troeger-Weiß
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. J. Schnell
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. V. Mechtcherine
Tag der mündlichen Prüfung:	04. 10. 2010

Kaiserslautern 2010

(D 386)

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Zeit als Wissenschaftliche Mitarbeiterin im Fachgebiet Massivbau und Baukonstruktion der TU Kaiserslautern von September 2006 bis September 2006 und der daran anschließenden Zeit als Stipendiatin der Friedrich-Ebert-Stiftung.

Mein besonderer Dank gilt dem Fachgebietsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. J. Schnell für die Betreuung der Arbeit und die Übernahme des ersten Gutachtens. Herzlich bedanken möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. V. Mechtcherine für die Übernahme des Co-Referats und die Erstellung des zweiten Gutachtens. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. W. Kurz bedanke ich mich für den Vorsitz der Prüfungskommission.

Weiterhin gilt mein Dank den Mitarbeitern des Labors für Konstruktiven Ingenieurbau und vor allem den Mitarbeitern des Fachgebiets „Werkstoffe im Bauwesen“ für die Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen.

Bei den Wissenschaftlichen Mitarbeitern des Fachgebiets Massivbau und Baukonstruktion möchte ich mich für das freundliche und kollegiale Arbeitsklima und die gemeinsamen Unternehmungen bedanken.

Besonderer Dank gilt meiner Familie, vor allem meinen Eltern, die mich immer unterstützt und ermutigt haben. Von Herzen danken möchte ich meinem Mann für den Rückhalt, das Verständnis und die Geduld während aller Phasen meiner Promotion.

Namborn, im Oktober 2010

Simone Korb

Simone Korb

**Untersuchungen zum Zugtragverhalten
hochduktiler Faserbetone mit zusätzlicher
Textilbewehrung**

Inhalt

Vorwort	i
Inhalt	i
Zusammenfassung	vii
Abstract	vii
Bezeichnungen	ix
Begriffserklärung	xiii
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen	3
2.1 Allgemeines	3
2.2 Baustoffe	3
2.2.1 PVA-Kurzfasern	3
2.2.2 Textilien	3
2.2.3 Beton	5
2.3 Versuchsprogramm	7
2.4 Versuchskörper	8
2.4.1 Geometrie	8
2.4.2 Herstellung	8
2.5 Versuchsaufbau	10
2.6 Versuchsdurchführung	11
2.6.1 Einbau	11
2.6.2 Zugversuch	11
2.6.3 Ergebnisse	12
2.6.3.1 Erstrissspannung und -dehnung	13
2.6.3.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung	14
2.6.3.3 Alterung	15
2.6.3.4 Geometrieinfluss	16
2.6.3.5 Rissbreiten	16
2.7 Verbesserungspotential für zukünftige Untersuchungen	17
2.7.1 Probenherstellung	17
2.7.2 Versuchsdurchführung	19
2.7.3 Messtechnik	19

3	Kurzfaserbeton: Stand der Wissenschaft und Analyse der eigenen Versuche	21
	Versuche	21
3.1	Theoretische Grundlagen für die Faserbewehrung bei zentrischem Zug	21
3.1.1	Spannungs-Dehnungs-Kurve, Vielfach-Rissbildung und Zugfestigkeit	21
3.1.1.1	Frei verteilte, runde Kurzfasern, die durch Faserauszug versagen	22
3.1.1.2	Frei verteilte Kurzfasern in dünnen Bauteilen	24
3.1.1.3	Kritischer Fasergehalt bei Kurzfaserbewehrung	24
3.1.1.4	Zusammenfassung	26
3.1.2	Bemessungskonzept nach <i>Naaman</i>	26
3.1.2.1	Erstrissfestigkeit	26
3.1.2.2	Zugfestigkeit	26
3.1.2.3	Kritischer Fasergehalt	27
3.1.2.4	Zusammenfassung	27
3.1.3	Bemessungskonzept nach <i>Li</i>	28
3.1.3.1	Zugfestigkeit	28
3.1.3.2	Snubbing-Faktor g	28
3.1.3.3	Kritischer Fasergehalt	29
3.1.3.4	Zusammenfassung	29
3.1.4	Fazit	30
3.1.5	Dauerstandverhalten	31
3.2	Betrachtung der eigenen Versuche an Probekörpern aus Faserbeton ohne zusätzliche Textilbewehrung	32
3.2.1	Ergebnisanalyse	34
3.2.2	Bestimmung der erforderlichen Beiwerte	36
3.2.2.1	Faserorientierungsfaktor	36
3.2.2.2	Snubbingfaktor g	37
3.2.2.3	Verbundfestigkeit τ	39
3.2.2.4	Kritischer Fasergehalt V_f^{crit}	40
3.3	Zusammenfassung	41
3.3.1	Bemessungsansatz	41
3.3.2	Bruchdehnung	41
3.3.3	Geometrieeffekte, Nachbehandlung, Qualität der Ausgangsstoffe	42
3.3.4	Vorschläge für die Bemessung	42
4	Textilbeton: Stand der Wissenschaft und Analyse der eigenen Versuche	44
4.1	Theoretische Grundlagen für die Textilbewehrung bei zentrischem Zug	44
4.1.1	Verbundverhalten	44
4.1.2	Mechanisches Verhalten	45
4.1.2.1	Besonderheiten im Tragverhalten textilbewehrter Betone	46

4.1.2.2 Zusammenfassung wichtiger Versuchsergebnisse der Sonderforschungsbereiche an der RWTH Aachen und der TU Dresden	49
4.1.3 Dauerhaftigkeit	50
4.1.4 Dauerstandverhalten	51
4.2 Bemessungsmodelle	52
4.2.1 Bemessungskonzept nach Heft 488 des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton „Sachstandsbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau“ [Curbach 1998]	52
4.2.1.1 Zugfestigkeit f_{ct}	53
4.2.1.2 Rissbreite und Rissabstand	53
4.2.1.3 Mindestbewehrung	55
4.2.2 Bemessungskonzept nach Molter [Molter 2005]	55
4.2.2.1 Einfluss des Bewehrungsgrades und des Bewehrungsmaterials	56
4.2.2.2 Einfluss der Querschnittgeometrie des Rovings	58
4.2.2.3 Mechanisches Modell	59
4.2.2.4 Bemessungsvorschlag nach Molter	62
4.2.2.5 Diskussion	63
4.2.3 Bemessungskonzept nach Jesse [Jesse 2004]	64
4.2.3.1 Mechanisches Modell	64
4.2.3.2 Bemessungsvorschlag nach Jesse	67
4.2.3.3 Diskussion	68
4.2.4 Bemessungskonzept nach Voss [Voss 2008]	69
4.2.4.1 Einfluss der Probengeometrie und der Lasteinleitungsart	69
4.2.4.2 Tragverhalten	70
<i>Einfluss der Herstelltechnik</i>	71
4.2.4.3 Mechanisches Modell und Bemessungsvorschlag nach Voss	72
4.2.4.4 Diskussion	75
4.2.5 Zusammenfassung	75
4.3 Betrachtung der eigenen Versuche an Probekörpern aus Textilbeton ohne Kurzfaserbewehrung	77
4.3.1 Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung	81
4.3.2 Versagensmodus	84
4.3.3 Verbundspannungen	86
4.3.4 Zugfestigkeit, Bruchdehnung und Vergleich mit den Bemessungskonzepten	87
4.3.4.1 Bruchtragfähigkeit	88
4.3.4.2 Bruchdehnung	89
4.3.4.3 Weitere Parameter	89
4.3.5 Rovingspannungen und Rovingtragfähigkeiten	90

4.3.5.1	Vorversuche zur Ermittlung der Zugfestigkeit an aus dem Textil heraus getrennten Rovings	90
4.3.5.2	Rovingzugfestigkeit aus den Textilbeton-Zugversuchen	93
4.3.6	Lagesicherheit der Bewehrungstextilien	94
4.3.7	Rissbreiten	95
4.3.8	Zusammenfassung	99
4.4	Zusammenfassung	100
5	Kombinierte Kurzfaser- und Textilbewehrung	101
5.1	Stand der Forschung	101
5.1.1	Kombinierte Stabstahl- und Stahlfaserbewehrung	101
5.1.2	Kombinierte Textil- und Kurzfaserbewehrung	103
5.2	Analyse der eigenen Versuche	106
5.2.1	Kurzzeitversuche	106
5.2.1.1	Synergie-Effekte	106
5.2.1.2	Versagensmechanismen	107
5.2.1.3	Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung	109
5.2.1.4	Zugfestigkeit und Bruchdehnung	110
5.2.1.5	Faserorientierungsbeiwert und Snubbing-Faktor	112
5.2.1.6	Nachrisssteifigkeit	113
5.2.1.7	Roving- und Faserspannungen	116
5.2.1.8	Rissbreiten und Rissbild	119
5.2.2	Dauerstandverhalten	120
5.2.2.1	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	120
5.2.2.2	Ergebnisse	121
5.2.2.3	Einfluss des Klimas	127
5.2.2.4	Zusammenfassung	128
5.2.3	Fazit	129
5.3	Vorläufiges Bemessungsmodell	129
5.3.1	Mechanisches Modell und Tragverhalten	130
5.3.2	Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung	131
5.3.3	Zugfestigkeit und Bruchdehnung	133
5.3.3.1	Traganteil der Kurzfaserbewehrung	133
5.3.3.2	Traganteil der Textilbewehrung	134
5.3.3.3	Zugfestigkeit bei kombinierter Bewehrung	136
5.3.3.4	Ermittlung der prozentualen Traganteile der Faser- und Textibe- wehrung im Zustand II	136
5.3.3.5	Berechnung der Bruchdehnung	138
5.3.4	Nachrisssteifigkeit	140
5.3.5	Rissbreiten und Rissbild	141
5.3.6	Zusammenfassung	141

5.4 Beispiele _____	142
5.4.1 Beispiel 1 _____	142
5.4.1.1 Erstrissspannung und Erstrissdehnung _____	142
5.4.1.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung _____	143
5.4.1.3 Fazit _____	144
5.4.2 Beispiel 2 _____	145
5.4.2.1 Erstrissspannung und Erstrissdehnung _____	145
5.4.2.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung _____	146
5.4.2.3 Fazit _____	147
5.4.3 Beispiel 3 _____	148
5.4.3.1 Erstrissspannung und Erstrissdehnung _____	148
5.4.3.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung _____	148
5.4.3.3 Fazit _____	150
5.4.4 Anmerkungen zum Vergleich Bemessungsmodell - Versuch _____	150
5.5 Zusammenfassung _____	151
6 Fugenabdeckung _____	152
7 Zusammenfassung und Ausblick _____	155
7.1 Zusammenfassung _____	155
7.2 Ausblick _____	157
Literatur _____	159
Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper _____	165
Anhang A-2: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden kleinen taillierten Probekörper _____	230
Anhang A-3: Allgemeine Auswertung der Versuchsergebnisse _____	234
a) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus unbewehrtem Feinkornbeton _____	234
b) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus textilbewehrtem Feinkornbeton _____	235
c) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus Faserbeton _____	236
d) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus Faserbeton mit zusätzlicher Textilbewehrung _____	237
e) Auswertung der Versuche an kleinen taillierten Probekörpern aus Faserbeton _____	241

f)	Übersicht	244
Anhang A-4: Faserorientierungsbeiwerte		245
a)	nach Schnütgen	245
b)	nach Soroushian und Lee	245
Anhang A-5: Ermittlung des Snubbing-Faktors g und des mittleren Faserauszugswinkels		248
a)	Berechnung von g und ϕ für die GP unter Verwendung der Versuchsergebnisse	249
b)	Berechnung von g und ϕ für die GP unter Verwendung der korrigierten Zugfestigkeiten	250
c)	Berechnung von g und ϕ für die KP unter Verwendung der Versuchsergebnisse	251
d)	Berechnung von g und ϕ für die KP unter Verwendung der korrigierten Zugfestigkeiten	252
Anhang A-6: Ermittlung der Verbundspannungen τ für die Textilbetonprobekörper		253
1.	Vorgehensweise	253
1.1	Rissbildung	253
1.2	Ermittlung der Rissabstände und der Risslasten	254
1.3	Berechnung der Verbundspannungen	254
Anhang A-7: Synergie-Effekte durch kombinierte Bewehrung		272
a)	Vergleich der Rissbilder	272
b)	Überlagerung der Spannungs-Dehnungs-Linien bei einlagiger Textilbewehrung	274
c)	Überlagerung der Spannungs-Dehnungs-Linien bei zweilagiger Textilbewehrung	276
d)	Überlagerung der Spannungs-Dehnungs-Linien bei dreilagiger Textilbewehrung	278
Anhang A-8: Berechnung der Roving- und Faserspannungen		280
Anhang A-9: Rissentwicklung bei kombinierter Bewehrung		282
Anhang A-10: Dauerstandversuch		286

Zusammenfassung

Hochduktiler Faserbeton zeigt ein dehnungsverfestigendes Zugtragverhalten mit ausgeprägter Vielfachrissbildung und einer Bruchdehnung von bis zu 5 %. Aufgrund der sehr kleinen Rissbreiten im Gebrauchszustand von weniger als 0,1 mm können hochduktiler Faserbetone als quasi-wasserundurchlässig angesehen werden. Ausgehend von diesen Materialeigenschaften entstand die Überlegung, Fugen, z.B. zwischen Betonfertigteilen im Hochbau, mit einer Abdeckung aus hochduktiler Faserbeton zu überbrücken. Hiermit könnten Bewegungen der Betonfertigteile, z.B. infolge Temperaturänderungen ausgeglichen werden, ohne dass breite Risse an der Oberseite der Abdeckung entstehen.

Im Laufe vorangegangener Untersuchungen [Mechtcherine 2007/1] hat sich jedoch gezeigt, dass das Dauerstandverhalten des für die vorliegende Arbeit verwendeten hochduktilen PVA-Faserbetons unter Dauerlast unzureichend ist. Zur Verbesserung des Tragverhaltens unter Dauerlast wurde daher eine zusätzliche leichte Textilbewehrung verwendet.

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Untersuchung des Zugtragverhaltens eines hochduktilen Kurzfaserbetons mit zusätzlicher Textilbewehrung unter Kurzzeit- und Langzeit-Zugbeanspruchung. Auf der Grundlage der Versuchsergebnisse wird ein einfaches empirisches Bemessungskonzept für Faserbeton mit zusätzlicher Textilbewehrung entwickelt. Auf der Grundlage dieses Bemessungskonzeptes soll in weiterführenden Arbeiten, die sich u. a. mit dem Tragverhalten unter zyklischer Beanspruchung befassen sollten, die Entwicklung einer Fugenabdeckung zwischen Betonfertigteildecken möglich sein.

Abstract

Ultra-ductile fibre-reinforced concrete shows a strain-hardening load bearing behaviour with multiple cracking and a high ultimate elongation up to 5 %. In the serviceability limit state the crack widths are smaller than 0,1 mm and therefore, the ultra-ductile fibre reinforced concrete can be seen as practically impermeable to water or other fluids. Because of these material properties, there was the idea to span the joints, e.g. between adjacent prefabricated concrete elements, with a joint covering made of ultra-ductile fibre reinforced concrete. By this technique, movements of the prefabricated concrete elements can be compensated without wide cracks developing on the surface of the covering.

In the course of previous examinations [Mechtcherine 2007/1] the ultra-ductile short fibre-reinforced concrete originally used within this project turned out to show an insufficient long-term load-bearing behaviour. To improve the long-term load-bearing behaviour textile reinforcement with a low reinforcement ratio was added.

Within the scope of this thesis the load-bearing behaviour of an ultra-ductile concrete reinforced with short fibres and additional textile reinforcement under short-term and long-term tension-loading is examined. On the basis of these test results an empirical design concept for a high-ductile short fibre reinforced concrete with additional textile

Abstract

reinforcement under tensile loads is developed. Based on this design concept it should be possible to develop a joint covering system using high-ductile short fibre reinforced concrete with additional textile reinforcement in the course of subsequent examinations.

Bezeichnungen

Große lateinische Buchstaben

A	Fläche
E	Elastizitätsmodul
F	Einzellast, Rovingfeinheit
G	spezifische Bruchenergie
K	Abminderungsfaktor
L	Länge
M	Verhältniszahl
N	Kraft
P	Kraft
R	Roving
U	Umfang
V	Volumen, Volumenanteil
W	spezifische Brucharbeit
X	Rissabstand

Kleine lateinische Buchstaben

a	Probekörperalter; bezogene Textilquerschnittsfläche
b	Breite
d	Durchmesser, Dicke
e	Eulerzahl
f	Festigkeit; Snubbing-Reibkoeffizient
g	Snubbing-Faktor
h	Höhe
i	Anzahl
k	Faktor
l	Faserlänge
m	Flächengewicht eines Textils, Weibull-Modul
n	Anzahl
p	prozentualer Traganteil
r	Radius
s	Rissabstand
v	Rissuferverschiebung, Prüfgeschwindigkeit
x	Rissabstand
x'	Lasteinleitungslänge

Griechische Buchstaben

α	Winkel zwischen Textilbewehrung und Zugrichtung
β	Abminderungsfaktor
δ	Rissöffnung, Rissbreite
ε	Dehnung
ρ	Dichte

Bezeichnungen

ϕ	Faserauszugswinkel
φ	geometrischer Bewehrungsgrad
γ	Teilsicherheitsbeiwert
η	Verhältniszahl
κ	Dauerstandbeiwert bzw. Alterungsfaktor
λ	Abminderungsfaktor
ν	Querdehnzahl
σ	Normalspannung
τ	Verbundspannung, Verbundfestigkeit
ω	mechanischer Bewehrungsgrad
ξ	Steifigkeitsfaktor der Textilbewehrung
Δ	Differenz

Indices

0	Zeitpunkt, an dem die rissüberbrückende Spannung maximal ist
c	Beton; Druck- (von engl. „compression“)
d	Bemessungswert
f	Faser bzw. Filament
g	Garn
i	ideell
k	charakteristischer Wert
m	Matrix, Mittelwert
r	Roving
ss	stationärer Risszustand (von engl. „steady state“)
t	Zug- (von engl. „tension“); Textil-
u	im Bruchzustand (von engl. „ultimate“)
1/1R/R	zum Zeitpunkt des Erstrisses
cal	berechnet
eff	effektiv
exp	im Versuch ermittelt
fil	Filament
korr	korrigiert
max	Höchst-, Maximal-
min	Minimal-, Mindest-
red	reduziert
tex	Textil-
zul	zulässig

Große lateinische Buchstaben mit Indices

A_c	Gesamtquerschnittsfläche
A_f	Querschnittsfläche des Filaments/der Faser
A_m	Querschnittsfläche der Betonmatrix
A_r	Querschnittsfläche eines Rovings
A_t	gesamte Textilfläche in einem Querschnitt
E_c	Elastizitätsmodul des (Faser-)Betons
E_f	Elastizitätsmodul der Faser/des Filaments
E_m	Elastizitätsmodul des Feinkornbetons

E_r	Elastizitätsmodul des Rovings
$J_{c,tip}$	Bruchzähigkeit an der Risspitze
L_1, L_1'	Faserauszugslänge bzw. effektive Faserauszugslänge
K_m	Bruchzähigkeit der Matrix
S_f	effektive Faserfläche
V_f	Faservolumengehalt
V_f^{crit}	kritischer Fasergehalt
$W_{F,ctu}$	spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}

Kleine lateinische Buchstaben mit Indices

a_t	auf die Querschnittsbreite bezogene Textilfläche
e_{tc}, e_1	Effektivität der textilen Bewehrung
$f_{ct,sp}$	Spaltzugfestigkeit
$f_{ct,BZ}$	Biegezugfestigkeit
$f_{c,cyl}$	Zylinderdruckfestigkeit
$f_{c,Prisma}$	an Prismahälften ermittelte Druckfestigkeit
f_{ctd}	Bemessungswert der Zugfestigkeit
f_{ctk}	charakteristischer Wert der Zugfestigkeit
k_b	Bündelfaktor
k_R, k_r	Faktoren zur Berücksichtigung der Spannungsverhältnisse an Ende und Anfang der Rissbildungsphase
k_{st}	Faktor zur Berücksichtigung des Steifigkeitsabfalls
l_{crit}	kritische Faserlänge
m_t	Flächengewicht eines Textils
m_3	Steigung
s_r	Rissabstand
x_d	Rissabstand

Griechische Buchstaben mit Indices

α_e	Verhältnisbeiwert
α_r	Dauerlastfaktor
η_P	Packungsdichte
η_1	Faserorientierungsbeiwert
σ_{RC}	Bezugsrissspannung
ν_m	Querdehnzahl der Matrix

Abkürzungen

GP	große taillierte Probekörper für zentrische Zugversuche (Flachproben)
KP	kleine taillierte Probekörper für zentrische Zugversuche
RH	relative Luftfeuchte (von engl. „humidity“)
PVA	Polyvinylalkohol
WAN	induktiver Wegaufnehmer
KMD	Kraftmessdose

Begriffserklärung

Filament

Ein Filament ist eine Einzelfaser mit einer nicht bestimmbar oder extremen Länge, wie z.B. natürliche Seide. Künstlich hergestellte Fasern werden als Filamente aus einer Schmelze extrudiert und dann weiterverarbeitet.

Roving

Ein Roving, auch Faserbündel oder Faserstrang, ist ein Bündel von endlosen, unverdrehten, gestreckten Filamenten. Werden Einzelfilamente aus Glas, Aramid oder Kohlenstoff ohne Drehung zusammengefasst, spricht man zuerst von einem glatten Filamentgarn und ab einer gewissen Stärke (Feinheit > 68 tex) von einem Roving.

Garn

Garn ist nach DIN 60900 ein Sammelbegriff für alle linienförmigen textilen Gebilde. Danach ist ein Garn sinngemäß ein langes, dünnes Gebilde aus einer oder mehreren Fasern. Es ist ein textiles Zwischenprodukt, welches zu Geweben, Gestriicken, Gewirken und Stickereien verarbeitet werden kann. Filamentgarn besteht aus theoretisch unendlich langen Fasern, Filamenten, genannt. Filamentgarne müssen nicht verdreht werden, da sie auch so zusammenhalten. Sie werden häufig texturiert. Monofilamente bestehen aus nur einem Filament.

(Dreher-)Kette

Die Kettfäden (auch Längsfäden, Kette oder Warp genannt) sind die Fäden, die bei der Herstellung eines Gewebes in Längsrichtung liegen. Sie sind auf einen Kettbaum aufgewickelt, bevor sie zum Gewebe verarbeitet werden. Sie werden von der Webmaschine angehoben oder abgesenkt. Dieses so entstehende Fach ermöglicht den Eintrag der Schussfäden. Kettfäden sind beim Weben höheren mechanischen Belastungen ausgesetzt als Schussfäden, deshalb werden sie zusätzlich mit sogenannter Schlichte behandelt, um Fadenbrüchen und starkem Abrieb vorzubeugen. In der Regel ist der Kettfaden dünner als der Schussfaden. Bei Dreher-Geweben sind jeweils 2 Kettfäden umeinander verdreht, wobei zwischen den Drehungen immer ein Schussfaden durchgeführt wird.

Schuss

Die Schussfäden (auch Querfäden, Schuss, Eintrag oder Einschlag genannt) sind die parallelen Fäden eines textilen Gewebes, die zu den Kettfäden bei der Herstellung eines Gewebes quer liegen.

Textil

Ein Textil ist ein flexibles Material, das aus einem Verbund von Fasern besteht. Sowohl Fasern, Garn, textile Flächen wie Gewebe, Gewirke oder Gestricke und fertige Produkte (unter anderem Bekleidung) werden unter dem Oberbegriff Textilien zusammengefasst.

(Dreher-)Gewebe

Gewebe ist der Oberbegriff für Erzeugnisse der Weberei aus mindestens zwei rechtwinklig oder nahezu rechtwinklig verkreuzten Fadensystemen. Die Fäden in Längsrichtung bezeichnet man als Kette, die Querfäden heißen Schuss. Verbunden sind die Fäden durch die Verbindungsart Fadenverkreuzung. Fadenverkreuzung bedeutet nicht, dass Fäden kreuzend aufeinander liegen, sondern, dass Fäden in einem bestimmten Rhythmus (der *Bindung* genannt wird) über und unter den querliegenden Fäden durchgehen. Die meisten Gewebe sind einlagige Gewebe mit jeweils nur einem Kett- und einem Schussfadensystem. Werden mehrere Kett- oder Schussfadensysteme verwendet, spricht man von verstärkten Geweben. Ein Beispiel für ein verstärktes Gewebe ist das Drehergewebe. Hierbei werden sogenannte Dreherlitzen eingesetzt, bei denen die Kettfäden sich z.B. paarweise auch seitlich umschlingen. Diese Gewebeart kann offene, netzähnliche Flächen bilden.

Aufmachung

Unter dem Begriff Aufmachung versteht man die durch den Herstellungsprozess bedingte optische Erscheinung sowohl von Fasern und Fäden (Garne oder Zwirne) als auch von textilen Flächengebilden (Geweben, Gelegen,...).

tex

Rovings werden nach ihrer Tex-Zahl, d.h. nach ihrem Längengewicht, bezeichnet. Die Tex-Zahl hat die Einheit g/km.

Schlichte

Die Schlichte ist eine Imprägnierflüssigkeit, welche auf textile Fäden durch z .B. Sprühen oder Tauchen vor der Weiterverarbeitung aufgebracht wird. Eine Schlichte verbindet die Filamente eines Roving miteinander und macht den Roving geschmeidiger und widerstandsfähiger gegen mechanische Belastung. Ohne Beschlichtung kann am Schussfaden ein Kettfaden durch die ständige Reibung leicht brüchig werden und schließlich reißen. Wird eine Schlichte direkt nach der Filamentherstellung aufgebracht, verhindert sie eine elektrostatische Aufladung des Filaments und erleichtert so die Weiterverarbeitung. Die Schlichte kann je nach Anwendungszweck stark unterschiedliche Rezepturen beinhalten.

Beschichtung

Eine Beschichtung besteht aus einem in einem Lösemittel gelösten Haftmittel oder einem geschmolzenen Kunststoff. Beschichtungen werden nach dem Weben aufgebracht, um die Fasern zu schützen und dem Textil Stabilität zu geben.

Imprägnierung

Unter einer Imprägnierung versteht man das Eindringen einer Flüssigkeit in eine textile Struktur, wobei die Flüssigkeit fast den gesamten Luftraum zwischen den Filamenten der einzelnen Rovings einnimmt. Durch unterschiedliche Arten der Weiterbehandlung und abhängig von der Art der verwendeten Imprägnierflüssigkeit, kann das Imprägniermittel entweder flüssig bleiben oder in eine feste Phase übergehen.

1 Einleitung und Zielsetzung

Zu Beginn der 1990er Jahre wurde von *V. C. Li*, Massachusetts Institute of Technology, auf der Grundlage mikromechanischer Überlegungen ein mit Kurzfasern aus Kunststoff bewehrter Beton entwickelt, der eine hohe Bruchdehnung von bis zu 5 % und ein dehnungsverfestigendes Nachbruchverhalten aufweist [*Li 1993*]. Dies wird durch das Entstehen vieler fein verteilter Risse erreicht. Im Gebrauchszustand bleiben diese Risse kleiner als 0,1 mm, wodurch sie bei nicht-drückendem Wasser als quasi-wasserundurchlässig angesehen werden können.

Diese Gruppe hochduktiler Faserbetone wurde von *Li* als „Engineered Cementitious Composites“, kurz ECC, bezeichnet. Seitdem entwickelten viele Forscher Betonrezepturen mit vergleichbaren Eigenschaften und in einigen Ländern werden diese auch bereits in praktischen Anwendungen eingesetzt, vorwiegend im Bereich Sanierung/Reparatur. International hat sich die Bezeichnung „Strain Hardening Cementitious Composites“, SHCC, etabliert. Obwohl diese Betone aufgrund des sehr kleinen Größtkorns im Bereich < 1 mm eigentlich eher in die Kategorie „Mörtel“ eingeordnet werden müssten, werden sie aufgrund des vorwiegend konstruktiven Einsatzes im Allgemeinen doch als „Beton“ bezeichnet.

In Deutschland wurde von *V. Mechtcherine* während seiner Tätigkeit als Leiter des Fachgebietes „Baustofftechnologie und Bauschadensanalyse“ der TU Kaiserslautern ein SHCC mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% Kunststoff-Kurzfasern aus Polyvinylalkohol (PVA) entwickelt [*Mechtcherine 2005*]. Aufgrund der hohen Bruchdehnung und der sehr geringen Rissbreiten entstand die Überlegung, unter Verwendung dieses Betons eine Fugenabdeckung zu entwickeln, die dauerhaft wasserundurchlässig und in der Lage ist, die durch Temperaturänderungen und Schwinden auftretenden Verformungen auszugleichen. Durch *Mechtcherine* wurde die Bezeichnung „hochduktiler Beton“ eingeführt.

Während der Herstellung der ersten Versuchskörper wurde in einer parallel laufenden Forschungsarbeit [*Mechtcherine 2007/1*] festgestellt, dass das Dauerstandverhalten des gerissenen Betons unter konstanter Belastung nicht hinreichend ist. Das Versagen des Faser-Matrix-Systems trat abhängig von der Belastungshöhe bereits nach wenigen Stunden auf, da sich bei anhaltender Belastung mit konstanter Zugkraft die Fasern aus der Matrix auszogen. Obwohl bei der konzipierten Fugenabdeckung anstelle einer lastbedingten eine verformungsbedingte Dauerbelastung vorhanden ist, wurde der Faserbeton zur Sicherstellung eines ausreichenden Dauerstandverhaltens in der vorliegenden Arbeit daraufhin mit zusätzlicher Textilbewehrung versehen. Bei der Entscheidung für die zusätzliche Textilbewehrung spielten auch wirtschaftliche Gesichtspunkte eine Rolle, da aufgrund der vorgesehen geringen Dicke der als Fernziel geplanten Fugenabdeckung ansonsten nur eine Zusatzbewehrung aus Edelstahl oder CFK in Frage gekommen wären.

Durch die Textilbewehrung wird wiederum der Bewehrungsgrad erhöht, weshalb zusätzlich untersucht werden sollte, ob dadurch eine Reduktion des Kurzfasergehaltes bei Beibehaltung der hohen Bruchdehnung, der Dehnungsverfestigung und der Vielfachrissbildung möglich ist. Positive Nebeneffekte eines geringeren Kurzfasergehaltes wären geringere Kosten und eine verbesserte Verarbeitbarkeit.

Die Textilbetontechnologie wurde erst in den letzten Jahren entwickelt und es sind bei Weitem noch nicht alle Fragen und Mechanismen geklärt. Da vor allem das Zusammenwirken von Kurzfasern und Textilien bisher nur wenig untersucht wurde – z. B. an der RWTH Aachen und der TU Dresden, s. [Hinzen 2007] - liegt das Hauptaugenmerk dieser Arbeit auf der Durchführung und Auswertung von zentrischen Zugversuchen an Flachproben mit einer kombinierten Kurzfaser- und Textilbewehrung mit variierten Bewehrungsgraden. Um Erkenntnisse über das Alterungsverhalten zu erlangen, wurden die Kurzzeitversuche an jüngeren und älteren Proben durchgeführt. Versuche unter Dauerbeanspruchung wurden an Proben durchgeführt, die bei Versuchsbeginn bereits 9 Monate alt waren. Anhand der Ergebnisse dieser Zugversuche wird dann ein einfaches Bemessungskonzept für kombiniert bewehrte Bauteile unter zentrischer Zugbeanspruchung entwickelt. Die Durchführung dynamischer Versuche war nicht Bestandteil dieser Arbeit.

Im Folgenden werden die durchgeführten Arbeiten (Kapitel 2) beschrieben. Die Ergebnisse werden getrennt nach Bewehrungsart vorgestellt, wobei auch die bereits bestehenden Bemessungskonzepte für Faserbetone (Kapitel 3) und Textilbeton (Kapitel 4) vorgestellt und anhand der jeweiligen Versuchsergebnisse nachvollzogen werden. Auf der Grundlage dieser Nachrechnungen und der Ergebnisse der kombiniert bewehrten Probekörper wird dann ein Bemessungskonzept für die Bewehrungskombination Kurzfaser- und Textilbewehrung entwickelt (Kapitel 5). Im Anschluss daran werden Möglichkeiten zur Ausbildung des Fugensystems kurz dargestellt und diskutiert (Kapitel 6). Abschließend werden die Ergebnisse der Arbeit diskutiert und es wird ein Ausblick auf weitere Fragestellungen gegeben (Kapitel 7).

2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen

2.1 Allgemeines

Alle Versuche und ergänzenden Untersuchungen wurden im Labor für Konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Universität Kaiserslautern durchgeführt. Bei der Durchführung der zentrischen Zugversuche wurde auf Erfahrungen des Fachgebiets „Werkstoffe im Bauwesen“ aus anderen Forschungsprojekten zurückgegriffen.

2.2 Baustoffe

2.2.1 PVA-Kurzfasern

Verwendet wurden Polyvinylalkohol-Fasern (PVA-Fasern) der Firma Kuraray Ltd., Japan, mit der Bezeichnung Kuralon K-II Rec 15x12 mit den folgenden Materialkennwerten:

- Rohdichte: $\rho_f = 1,3 \text{ g/cm}^3$
- Zugfestigkeit: $f_{fu} = 1.600 \text{ N/mm}^2$
- E-Modul: $E_f = 40.000 \text{ N/mm}^2$
- Bruchdehnung: $\varepsilon_{fu} = 6 \%$
- Länge: $L_f = 12 \text{ mm}$
- Durchmesser: $d_f = 0,04 \text{ mm}$

2.2.2 Textilien

Es wurden zwei Textilien aus alkaliresistenten Glasfasern (AR-Glas) mit unterschiedlichen Maschenweiten verwendet, die aus den gleichen Rovings hergestellt werden. Die beiden Textilien wurden ausgewählt, da für die in den Textilien enthaltenen Rovings Angaben zu Umfang und Durchmesser aus Untersuchungen der beiden Sonderforschungsbereiche der DFG (s. Kapitel 4) an der RWTH Aachen und der TU Dresden vorlagen [Jesse 2004]. Die Maschengröße von Textil A betrug ursprünglich 6 mm x 6 mm. Da diese Maschenweite wesentlich kleiner war als die Länge der Kurzfasern wurde durch Heraustrennen jedes zweiten Rovings in Kett- und in Schussrichtung eine Maschenweite von 12 mm x 12 mm erzeugt. Damit wird verhindert, dass das Textil als Trennlage zwischen den einzelnen Faserbetonschichten wirkt. Die Maschenweite von Textil B betrug 10 mm x 10 mm. Beide Textilien wurden dem Augenschein nach mit einer Beschichtung versehen. Über deren Zusammensetzung konnten vom Hersteller jedoch weder telefonisch noch aus technischen Datenblättern bzw. Sicherheitsdatenblättern Angaben erhalten werden. Dies ist insofern von Bedeutung, da Beschichtungen deutliche Änderungen des Trag- und Verbundverhaltens bewirken können.

Die Dreherkette bestand aus 2 Rovings mit der Feinheit 320 tex, die Feinheit des Schussrovings war mit 640 tex angegeben. Laut Hersteller [Vetrotex 2007] waren die Materialkennwerte der AR-Glasfasern:

- Rohdichte: $\rho_f = 2,68 \text{ g/cm}^3$
- Zugfestigkeit: $f_{fu} = 1.700 \text{ N/mm}^2$ (Einzelfilament)
- E-Modul: $E_f = 72.000 \text{ N/mm}^2$ (Einzelfilament)
- Bruchdehnung: $\varepsilon_{fu} = 2,4 \%$ (Einzelfilament)
- Durchmesser: $d_f = 0,014 \text{ mm}$
- Filamentfläche: $A_f = 1,539 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$

Laut Jesse sind die Angaben der Hersteller kritisch zu hinterfragen, da in der Regel keine Angaben zu Prüfverfahren und -bedingungen verfügbar sind [Jesse 2004]. In der Literatur sind vielfältige Studien zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls, der Zugfestigkeit und der Rohdichte zu finden, wobei die Ergebnisse in Abhängigkeit vom jeweils verwendeten Prüfverfahren Schwankungen unterliegen.

Da die Rohdichte der Filamente in mehreren Untersuchungen [Jesse 2004] zu $\rho_f = 2,74 \text{ g/cm}^3$ ermittelt wurde, wurde diese Angabe im Folgenden weiter verwendet. Hiermit ergaben sich die reinen Glasquerschnittsfläche der Rovings zu:

$$A_{R,320\text{tex}} = 0,117 \text{ mm}^2 \quad \text{bzw.} \quad A_{R,640\text{tex}} = 0,234 \text{ mm}^2$$

und die äquivalenten Garndurchmesser zu:

$$d_{R,320\text{tex}} = 0,386 \text{ mm} \quad \text{bzw.} \quad d_{R,640\text{tex}} = 0,545 \text{ mm}$$

Da Rovings aus tausenden einzelner Filamente bestehen, entspricht die tatsächlich von der Matrix umschlossene Fläche nicht der reinen Glasfläche sondern ist wesentlich größer. Das Verhältnis von reiner Glasfläche zu umschlossener Fläche bezeichnet Jesse als Packungsdichte:

$$\eta_P = \frac{A_R}{A_{\text{Messung}}} \quad (2.1)$$

Die bei Jesse durchgeführte Ermittlung von A_R und dem zugehörigen Umfang des Rovings U_R erfolgte mittels aufwendiger digitaler Bildbearbeitung von an Dünnschliffen aufgenommenen Mikroskopaufnahmen und ist sehr zeit- und arbeitsintensiv. Da in [Jesse 2004] Ergebnisse für ein Textil vorliegen, das mit den hier verwendeten Textilien A und B nahezu identisch ist, wurden die Angaben für Packungsdichte, usw. dort entnommen:

Roving	$A_{R,\text{Messung}}$ [10^{-3} mm^2]	$A_{R,\text{cal}}$ [10^{-3} mm^2]	η_P [%]	$U_{R,\text{Messung}}$ [mm]	$U_{R,\text{Messung}} / A_{R,\text{Messung}}$ [mm^{-1}]
2xVET-ARG320	485,2	233,6	48,5	6,15	12,675
VET-ARG640	435,7	233,6	53,8	3,77	8,653

Tab. 2.1: Ergebnisse aus Untersuchungen an Dünnschliffproben für die verwendeten Textilien nach [Jesse 2004].

Bei den Materialkennwerten Zugfestigkeit, Elastizitätsmodul und Bruchdehnung war zu beachten, dass diese für ein Einzelfilament angegeben wurden. Ermittelt man diese Kennwerte für ein Roving bzw. ein Textil, so weichen die Ergebnisse stark ab. In [Molter 2005] wird daher die Ermittlung an einem aus dem Textil heraus getrennten Roving vorgeschlagen. Molter erhält damit für beschichtet AR-Glas-Rovings Zugfestigkeiten im Bereich von ca. 50 % der tatsächlichen Zugfestigkeit und eine Abminderung des Elastizitätsmoduls auf ca. 60 %, wobei eine deutliche Abhängigkeit von der Prüflänge und der Versuchsgeschwindigkeit festzustellen ist. Für aus dem Textil heraus getrennte unbeschichtete AR-Glas-Rovings erhält Molter Zugfestigkeiten im Bereich von 20 % der Filamentzugfestigkeit und einen Elastizitätsmodul von etwa 55 % des Ausgangswertes. In eigenen Tastversuchen zur Ermittlung der Zugfestigkeit an aus dem Textil heraus getrennten Rovings wurde eine Abminderung der Zugfestigkeit auf ca. 65 % festgestellt (Abschnitt 4.3.5).

2.2.3 Beton

Es wurden fünf verschiedene Rezepturen verwendet. Ausgangspunkt war die von Mechtcherine entwickelte Rezeptur mit einem Faservolumengehalt von 2,25 % [Mechtcherine 2005]. Zusätzlich wurden Rezepturen mit Faservolumengehalten von 2,00 %, 1,75 % und 1,50 % und ein Feinkornbeton ohne Faserbewehrung untersucht. Alle Rezepturen besaßen die gleiche Matrixzusammensetzung und unterschieden sich nur im Fasergehalt. Bei der Rezeptur ohne Kurzfasern konnte außerdem der Fließmittelgehalt deutlich reduziert werden.

Fasergehalt		0,00 %	1,50 %	1,75 %	2,00 %	2,25 %
Zement	CEM I 42,5R HS	321	321	321	321	321
Flugasche	HVK 2*	749,1	749,1	749,1	749,1	749,1
Quarzsand	0,06 – 0,2 mm	535	535	535	535	535
Stabilisierer	UW-Compound*	3,2	3,2	3,2	3,2	3,2
Wasser		334,5	334,5	334,5	334,5	334,5
Fließmittel	Glenium ACE*	4,4	16,6	16,6	16,6	16,6
Fasern	PVA Rec15x12*	0	19,4	22,7	26,0	29,3

Tab. 2.2: Bestandteile der verwendeten Betone, Angaben in [kg].

*Produktbezeichnung der Hersteller

Der Wasser-Zement-Wert betrug für alle Rezepturen 1,04, der Wasser-Bindemittel-Wert lag bei 0,31.

Zur Qualitätskontrolle der jeweiligen Mischung und zur Bestimmung der allgemeinen Materialeigenschaften wurden verschiedene begleitende Materialprüfungen durchgeführt. Der Elastizitätsmodul E und die Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ wurden an Zylindern mit einem Durchmesser von 15 cm und einer Höhe von 30 cm ermittelt, um damit die zentrische Zugfestigkeit mit der in [DIN 1045-1], Abschnitt 9.1.2, angegebenen Umrechnungsformel zu bestimmen. Die Biegezugfestigkeit wurde im Dreipunktbiegeversuch an Prismen 4 x 4 x 16 cm untersucht. An den aus dem Dreipunktbiegeversuch entstehenden Prismenhälften wurde außerdem die Betondruckfestigkeit, ergänzend zur Druckfestigkeitsprüfung an Würfeln mit einer Kantenlänge von 15 cm, geprüft.

Durchführung der experimentellen Untersuchungen

Die zentrische Zugfestigkeit wurde an kleinen taillierten Probekörpern ermittelt (s. Kapitel 2.4.1).

Die Probekörper mit den Fasergehalten 1,50 %, 1,75 % und 2,00 % wurden jeweils im Alter zwischen 27 und 32 Tagen geprüft. Wesentlich älter waren hingegen die Probekörper ohne Kurzfaserbewehrung bzw. mit einem Kurzfasergehalt von 2,25 %. Die Probekörper mit einem Fasergehalt von 2,25 % waren zwischen 42 und 200 Tage alt, mit einem mittleren Betonalter von ca. 148 Tagen, während die aus Feinkornbeton ohne Kurzfasern hergestellten Probekörper bei der Prüfung zwischen 61 und 194 Tagen alt waren, mit einem mittleren Betonalter von ca. 138 Tagen. Anhand der Altersunterschiede kann bei diesen Probekörpern der Einfluss der Alterung auf die Zugfestigkeit, die Bruchdehnung und die Rissbildung untersucht werden.

Die Ergebnisse sind in der folgenden Tabelle dargestellt.

Fasergehalt		0,00 %	1,50 %	1,75 %	2,00 %	2,25 %
$f_{c,cyl}$	[N/mm ²]	36,73 (5,64)	26,64 (0,76)	25,19 (0,98)	28,41 (2,74)	21,10 (k. A.)
$f_{c,Prisma}$	[N/mm ²]	52,80 (6,55)	41,17 (1,29)	39,58 (1,87)	43,55 (3,01)	58,74 (8,51)
E	[N/mm ²]	16.170 (1.947)	16.860 (2.551)	14.130 (102)	17.000 (674)	15.260 (k. A.)
$f_{ct,sp}$	[N/mm ²]	2,11 (0,45)	3,93 (0,54)	3,68 (0,60)	3,60 (0,35)	-
$f_{ct,BZ}$	[N/mm ²]	4,61 (0,82)	17,21 (2,11)	19,47 (3,11)	19,45 (4,57)	21,26 (1,25)
f_{ct} aus $f_{ct,sp}$ ($f_{ct} = 0,9 \cdot f_{ct,sp}$)	[N/mm ²]	1,90 (0,40)	3,54 (0,48)	3,31 (0,53)	3,24 (0,32)	-
$f_{ct,KP}$	[N/mm ²]	2,14 (0,55)	3,76 (0,39)	4,13 (0,41)	4,61 (0,56)	4,65 (0,47)
$\epsilon_{ctu,KP}$	[%]	0,016 (0,006)	3,31 (1,32)	3,37 (1,41)	3,23 (1,40)	2,11 (1,52)
ρ_c	[g/cm ³]	1,97 (0,06)	1,88 (0,04)	1,87 (0,04)	1,88 (0,04)	1,92 (0,07)
n_{KP}		18/24	15/18	17/18	15/18	34/38
n_{GP}		3/8	2/4	2/3	2/5	2/2
mittleres Alter	[d]	138 (49)	28 (0,5)	29 (1)	31 (4)	148 (53)

Tab. 2.3: Ergebnisse der begleitend durchgeführten Untersuchungen zur Qualitätskontrolle und zur Ermittlung der allg. Materialparameter: Mittelwert (Standardabweichung). KP – kleine Probenform; GP – große Probenform; n – Probenanzahl; $f_{ct,sp}$ - Spaltzugfestigkeit.

Mechtcherine gibt in [*Mechtcherine 2005*] an, dass für die Referenzmischung mit einem Fasergehalt von 2,25 % und einem Prüfalter von 28 Tagen der Elastizitätsmodul bei etwa 16.000 N/mm² und die Druckfestigkeit bei ca. 30 N/mm² liegt.

Mögliche Ursachen für die unterschiedliche Entwicklung von $f_{c,cyl}$ und $f_{c,Prisma}$ mit steigendem Fasergehalt sind zum Einem Maßstabeffekte durch die unterschiedlichen Abmessungen und zum Anderen die unterschiedlichen Lagerbedingungen, da

die Lagerung der Prismen in der Klimakiste erfolgte, während die Zylinder/Würfel frei in der Prüfhalle gelagert wurden. Auf den Einfluss des Fasergehaltes auf die unterschiedlichen Materialparameter und auf Effekte aus dem unterschiedlichen Probekörperalter wird in Kapitel 3 eingegangen.

Bezüglich der Frischbetoneigenschaften wurden keine weiteren Untersuchungen durchgeführt. Laut [Mechtcherine 2005] beträgt das Setzfließmaß für die Rezeptur mit einem Faservolumengehalt von 2,25 % zwischen 500 und 570 mm. Alle verwendeten Rezepturen wiesen eine ähnliche Konsistenz auf.

2.3 Versuchsprogramm

Es wurden insgesamt 119 Versuche an kleinen und 136 Versuche an großen taillierten Proben durchgeführt. Davon versagten 99 kleine und 64 große Probekörper innerhalb der Messlänge und konnten somit für die Auswertung herangezogen werden. Die hohe Anzahl an ungültigen Versuchen bei den großen Probekörpern kam dadurch zustande, dass viele Probekörper zwar ein sehr gutes Rissbild und eine hohe Dehnung im Messbereich aufwiesen, aber letztendlich direkt am Rand der Zugplatten infolge der starren Einspannung versagten. Hinzu kam, dass der Einbau der unbewehrten bzw. nur mit Textilbewehrung versehenen Probekörper sehr schwierig war, da diese eine ausgesprochen vorsichtige Handhabung erforderten, um eine Beschädigung beim Transport, Einkleben in die Zugplatten oder Einbau in die Prüfmaschine zu vermeiden.

In Tabelle 2.4 ist das Versuchsprogramm dargestellt (Anzahl gültige Versuche/Gesamtversuchsanzahl pro Verstärkungskombination). Es wird dabei nicht unterschieden, welches Textil eingesetzt wurde und in welche Richtung, Schuss oder Kette, es eingelegt wurde, da die Versuchsauswertung der eigenen Versuche gezeigt hat, dass sich hierdurch keine erkennbaren Unterschiede im Tragverhalten ergeben. Ursache hierfür ist, dass die Textilbewehrung bei den faserbewehrten Proben bezogen auf das gesamte Tragverhalten nur eine untergeordnete Rolle spielt und sich Unterschiede aus der Garnorientierung daher nicht auswirken. Im Falle der textilbewehrten Proben sind aufgrund des geringen Textilbewehrungsgrades ebenfalls keine Unterschiede feststellbar.

Probekörpergeometrie	Textilbewehrung		Fasergehalt [%]				
	Lagenanzahl	φ_{tex} [%]	0,00	1,50	1,75	2,00	2,25
KP	0	0	18/27	15/18	17/18	15/18	34/38
GP	0	0	2/8	2/4	2/3	2/5	2/2
	1	0,973	5/12	2/4	3/5	2/4	7/12
	2	1,946	7/12	2/6	2/5	3/5	6/12
	3	2,920	4/12	2/4	2/5	3/4	4/12

Tab. 2.4: Übersicht über das Versuchsprogramm mit den unterschiedlichen Bewehrungskombinationen und Angabe der Versuchsanzahl.

Der Textilbewehrungsgrad φ_{tex} in Tab. 2.4 wird auf die planmäßige Querschnittsfläche der großen Probekörper im taillierten Bereich von 60 x 20 mm bezogen.

2.4 Versuchskörper

2.4.1 Geometrie

Als Geometrie wurde die vom Fachgebiet „Werkstoffe im Bauwesen“ verwendete taillierte Probekörpergeometrie übernommen. Da der erste Entwurf für die Fugenabdeckung eine Dicke von 20 mm und eine Dehnlänge im Bereich 20 – 30 cm vorsah, sollten die großen Proben mit einer Dicke von nur 20 mm anstelle der ursprünglichen vom Fachgebiet „Werkstoffe im Bauwesen“ verwendeten Probendicke von 100 mm hergestellt werden. Die kleinen Probekörper wurden zur Qualitätskontrolle der jeweiligen Betoncharge herangezogen. Im Folgenden werden Materialkennwerte, die an den großen taillierten Flachproben ermittelt wurden, mit dem Index „GP“ und die an den kleinen taillierten Probekörpern ermittelten Kennwerte mit dem Index „KP“ bezeichnet.

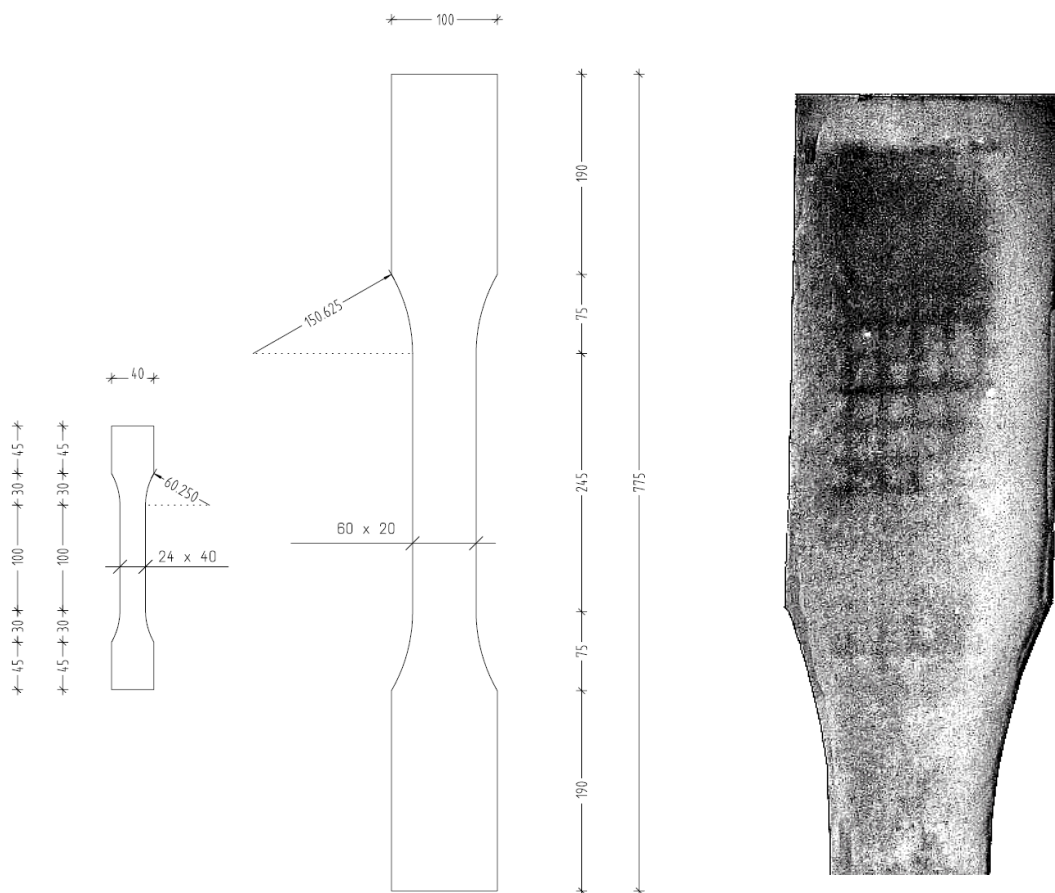


Abb. 2.1: Abmessungen [mm] der kleinen und großen taillierten Probekörper (links) und Fotografie eines textilbewehrter Probekörpers, bei dem sich die oberflächennah liegende Textilbewehrung an der Oberfläche abzeichnet (rechts).

2.4.2 Herstellung

Für die Herstellung der Probekörper wurden die Bestandteile gemäß Rezeptur abgewogen und dann entsprechend der Mischanweisung in Tab. 2.5 zugegeben.

Verwendet wurde ein ELBA-Einwellen-Laborzwangsmischer mit Umdrehungszahlen von 20 Hz (Stufe I) und 40 Hz (Stufe II). Anschließend wurde der Beton lagenweise in die gereinigten und mit Schalöl behandelten Schalungen auf dem Rütteltisch eingefüllt und verdichtet.

Das Einlegen der Textilbewehrung erfolgte per Hand. Im Rahmen der DFG-Sonderforschungsbereiche „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“ an der RWTH Aachen und „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“ der TU Dresden (s. Kapitel 4) wird von der „Laminiertechnik“ gesprochen, wenn der Beton mit Dicken von wenigen Millimetern aufgebracht und anschließend die nächste Textillage aufgelegt wird. So lassen sich sowohl die planmäßig vorgesehenen Dicken und die vorgesehene Lage der Bewehrung innerhalb eines Bauteiles relativ exakt einhalten. Bei Verwendung des PVA-Faserbetons ist dieses Vorgehen jedoch nicht möglich, da er sich nur schwer glatt streichen lässt. Es hat sich gezeigt, dass es daher nicht möglich ist, die exakte Lage der Bewehrung und die vorgegebene Dicke der Flachproben einzuhalten. Dies ist eine der Ursachen für die in den Versuchen festgestellte große Streuung der Versuchsergebnisse. Sich daraus ergebende Vorschläge für eine veränderte Herstellung der Probekörper sind in Kapitel 2.7 dargestellt.

Zugabe	Mischzeit [s]	Stufe
<i>Trocken zusammen geben:</i>		
Zement		
Sand		
Unterwassercompound		
Flugasche		
	30	I
<i>Wasser zugeben:</i>		
während Zugabe	30	I
danach	60	II
<i>Fließmittel zugeben:</i>		
während Zugabe	30	I
danach	60	II
<i>Anhalten:</i>		
Rand und Schaufel säubern	15 - 30	
<i>Fasern zugeben:</i>		
während Zugabe	60	I
danach	120	II
Die Gesamtmischzeit darf 8 Minuten nicht überschreiten!		

Tab. 2.5: Mischanweisung für hochduktilen Beton gemäß Angaben des FG „Werkstoffe im Bauwesen“, TU Kaiserslautern.

Nach dem Betonieren wurden die Prismen und die kleinen taillierten Probekörper bis zur Prüfung in einer Klimakiste ($20 \pm 2 \text{ °C/RH} > 95 \%$) gelagert. Die großen taillierten Flachproben, die Würfel und die Zylinder wurden zunächst mit feuchten Jutetüchern und Folien abgedeckt und nach dem Ausschalen bis zur Prüfung im Laborklima ($22,3 \pm 2 \text{ °C}/43 \pm 10 \%$ RH) gelagert.

Vor der Prüfung wurden die Betonieroberseiten der kleinen taillierten Probekörper, der Prismen und der Würfel plan abgeschliffen, die Zylinder wurden beidseitig geschliffen, um die Streuung der Prüfergebnisse zu verringern. Die Oberseite der großen taillierten Probekörper blieb dagegen unbehandelt. Wären diese Probekörper ebenfalls abgeschliffen worden, so wäre das Risiko, dass entweder die obere Textil-lage beschädigt worden wäre oder dass aufgrund der geringen Dicke die Probekörper selbst bereits vorgeschädigt worden wären, groß gewesen.

Bei der Versuchsvorbereitung wurden die großen Probekörper auf der Betonierunterseite und die kleinen Probekörper auf einer Seite mit weißer Dispersionsfarbe angestrichen. Damit die Probekörper in die Prüfmaschine eingebaut werden konnten, mussten sie zunächst einseitig in speziell dafür vorgesehene Stahlzugplatten eingeklebt werden. Dazu wurde eine Stahlzugplatte in der Zentriervorrichtung fixiert. Anschließend wurde der Probekörper in die Ausnehmung in der Stahlzugplatte eingestellt und anhand von vier Anschlagpunkten der Zentriervorrichtung ausgerichtet, der Kleber (2-Komponenten-Epoxid-Kleber X60 von HBM) eingefüllt und die Position des Probekörpers bis zum Erhärten des Klebers mit Spannbändern gesichert.

2.5 Versuchsaufbau

Die Zugversuche wurden mit einer Schenk-250kN-Universalprüfmaschine durchgeführt. Verwendet wurde die von *Mechtcherine* [Mechtcherine 2005] als Referenzversuch bezeichnete Versuchsdurchführung mit unverdrehbaren Lasteinleitungsplatten. Die Prüfgeschwindigkeit betrug immer 0,01 mm/s (Zylindergeschwindigkeit), die Messlänge betrug 100 mm bei den kleinen und 200 mm bei den großen Probekörpern.

Die Messung der Verformung im Messbereich erfolgte jeweils über zwei induktive Wegaufnehmer mit Messbereichen von 20 mm (GP) bzw. 10 mm (KP). Die Wegaufnehmer wurden bei der Prüfung der großen Probekörper auf die Rückseite des Probekörpers seitlich aufgeklebt, bei der Prüfung der kleinen Probekörper wurden die Wegaufnehmer mittels Klemmspannen am Probekörper befestigt (s. Abb. 2.2). Die Wegaufnehmer, die Zylinderkraft und der Zylinderweg wurden mit dem Programm „catman®“ [HBM 2005] aufgezeichnet. Die Maschinensteuerung erfolgte weggesteuert. Hierzu wurde der Programmablauf der Steuerung automatisiert. Zur Rissbreitenmessung wurde ein Risslineal mit Schraubzwingen an den großen Probekörpern befestigt. Bei den kleinen Probekörpern wurde das Risslineal an einer der Klemmspannen angeklebt.

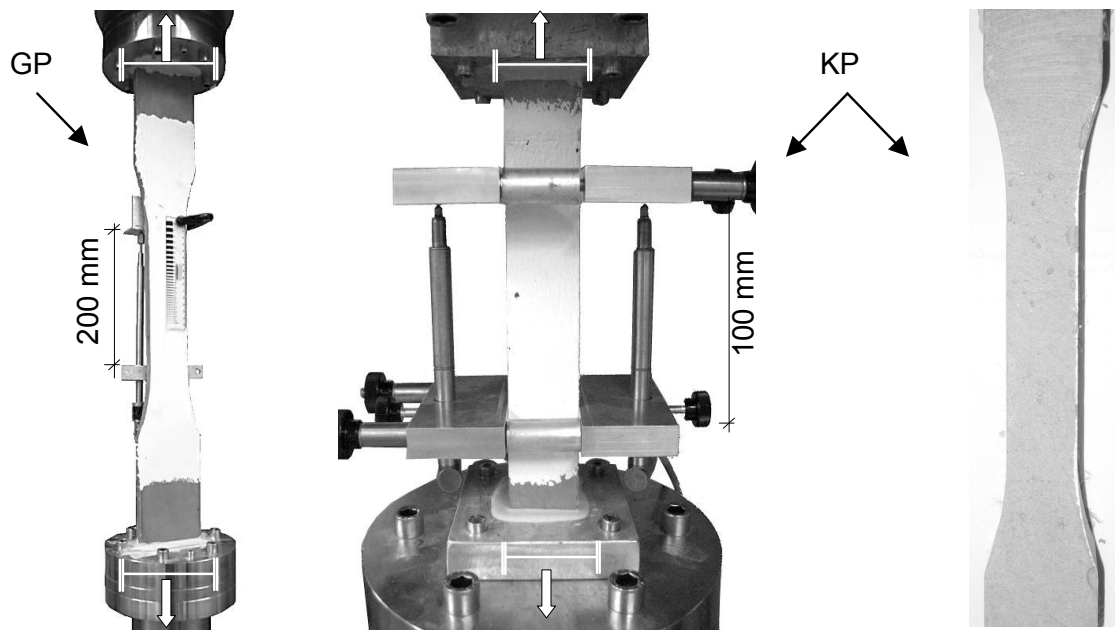


Abb. 2.2: Darstellung des Versuchsaufbaus für die Prüfung der großen (links, GP) und kleinen (mitte, KP) taillierten Probekörper und Darstellung der taillierten Form der KP (rechts).

2.6 Versuchsdurchführung

2.6.1 Einbau

Der Einbau der Probekörper in die Prüfmaschine war aufwendig, da das Einkleben in die untere Zugplatte erst erfolgte, nach dem der Probekörper bereits am Querhaupt der Prüfmaschine angeschraubt war. Um Schäden am Probekörper zu vermeiden, musste darauf geachtet werden, dass das untere Ende des Probekörpers beim Einkleben exakt in die Formplatte bzw. das Formstück passte und dass der Probekörper während des Erhärtens des Klebers immer wieder entlastet wurde, da sich beim Erhärten des Klebers Zugspannungen bis in den Bereich der Erstrissfestigkeit der Betonprüfkörper aufbauen können.

2.6.2 Zugversuch

Die Zugversuche wurden mit einer Zylindergeschwindigkeit von 0,01 mm/s analog zu [Mechtcherine 2005] bis zum Bruch gefahren. Dabei wurden die Messdaten der Wegaufnehmer, die Zylinderkraft und der Zylinderweg aufgezeichnet. Die Messrate war abhängig von der Bewehrungsart. Bei den Faserbetonen betrug sie 1 Hz, bei den unbewehrten Feinkornbeton-Proben bis zu 20 Hz und bei den textildbewehrten Feinkornbeton-Proben im Allgemeinen 2 Hz. Diese Abstufung war notwendig, da bei den Faserbetonen aufgrund der langen Gesamtdauer (Erhärten des Klebers und eigentlicher Zugversuch) von bis zu 30 Minuten bei höheren Messraten sehr große Datenmengen entstanden wären, während bei den Feinkorn- bzw. nur textildbewehrten Proben bei einer niedrigeren Messrate aufgrund des sehr frühen und plötzlichen Versagens die Spitzenlasten nicht erfasst worden wären.

Während der Versuche wurde der Messbereich in festgelegten Intervallen - abhängig von der Bewehrungskombination, 10, 20 oder 30 Sekunden - fotografiert. Anhand dieser Fotos erfolgte durch Vergleich der Risse mit dem angebrachten Rissmaßstab die Ermittlung der Rissbreiten.

Nach dem Bruch des Probekörpers wurden die Zugplatten ausgebaut und die Bruchquerschnitte vermessen und zur Dokumentation fotografiert.

2.6.3 Ergebnisse

In Anhang A-1 sind die Spannungs-Dehnungs-Kurven aller gültigen großen Probekörper dargestellt. Zusätzlich werden für fast alle Versuche Ausschnitte aus den Fotoserien abgebildet. Hierauf wurde nur bei den Probekörpern aus unbewehrtem Feinkornbeton und bei Probekörpern aus Feinkornbeton mit Textilbewehrung verzichtet, bei denen das Matrixversagen maßgebend ist. Zusätzlich werden die Eckdaten der Versuche in tabellarischer Form zusammenfassend dargestellt.

Die Ergebnisse der Zugversuche an den kleinen taillierten Probekörpern werden in Anhang A-2 nur in tabellarischer Form dargestellt. Aufgrund der großen Versuchszahl und jeweils ähnlicher Spannungs-Dehnungs-Kurven wird auf die explizite Darstellung der einzelnen Versuche verzichtet.

Die Bezeichnung der Versuche erfolgt dabei nach dem Schema:

KP-1-0,00-1

Probekörperform (KP) - Betoncharge (1) - Fasergehalt (0,00) - Versuchsnummer(1)

Einige Phänomene, die während der Versuche festgestellt wurden, sind folgend aufgeführt:

- Bei Probekörpern aus Feinkornbeton mit nur einlagiger bzw. teilweise auch mit zweilagiger Textilbewehrung ist die Zugfestigkeit der Matrix maßgebend für das Versagen der Probekörper. Nach dem Matrixbruch können die Rovings nur einen Bruchteil der vorherigen Last wieder aufnehmen. Sie versagen sukzessive und werden ausgezogen. Es liegt eine Unterbewehrung vor. Beispiel: GP-1L-0,00-1 oder GP-2L-0,00-1.
- Bei einigen Probekörpern mit kombinierter Bewehrung (zwei- oder dreilagige Textilbewehrung) zeigt die Spannungs-Dehnungs-Kurve eine deutliche Unterteilung in zwei Abschnitte mit überwiegender Kurzfaser- bzw. überwiegender Textiltragwirkung. Bei diesen Probekörpern ist die Spannungs-Dehnungs-Kurve zunächst durch viele kleine Lastabfälle geprägt, was auf eine ausgeprägte Vielfach-Rissbildung (Multiple Cracking) infolge der Kurzfaserbewehrung hinweist. Es entstehen viele feinverteilte kleine Risse im Abstand von wenigen Millimetern. Daran schließt sich der zweite Abschnitt an, in dem größere Lastabfälle, die durch das Reißen einzelner Rovings der Textilbewehrung hervorgerufen werden, dominieren. Beispiel: GP-3L-1,50-1 oder GP-2L-1,75-2.
- Bei den Versuchen mit Fasergehalt 2,25 % nimmt die Bruchdehnung mit steigendem Probenalter ab, wobei auch die Rissanzahl deutlich abnimmt. Auf die aus

der Betonalterung resultierenden Effekte wird in Kapitel 2.6.3.3 weiter eingegangen.

- Bei Versuchen mit Fasergehalt 2,25 % und dreilagiger Textilbewehrung wurde teilweise festgestellt, dass mit bloßem Auge noch keine Risse auf der Probenoberfläche erkennbar waren, jedoch bereits deutlich das Reißen der Rovings im Inneren der Probekörper gehört werden konnte. Beispiel: GP-3L-2,25-2 oder GP-2L-2,25-2. Hierauf wird in Kapitel 5 weiter eingegangen.

In Anhang A-3 werden die Versuchsergebnisse zusammengefasst dargestellt und allgemein ausgewertet.

Erste aus den Versuchsergebnissen gewonnene Erkenntnisse werden im Folgenden zusammengefasst.

2.6.3.1 Erstrissspannung und -dehnung

Bei den Probekörpern aus Feinkornbeton entspricht die Erstrissfestigkeit der Zugfestigkeit. Sie beträgt im Mittel für die KP 2,14 N/mm² und für die GP 2,90 N/mm². Der Unterschied der Zugfestigkeit zwischen GP und KP ist vermutlich in Geometrie- und Massstabeffekten begründet. Die Bruchdehnung beträgt 0,016 % bzw. 0,026 % und liegt im Bereich der Messungenauigkeit der Wegaufnehmer.

Für die Probekörper aus textilbewehrtem Feinkornbeton lässt sich feststellen, dass mit steigendem Textilbewehrungsgrad die Erstrissspannung abnimmt. Dieses Phänomen wurde auch in [Schorn 2001] für unterbewehrte Textilbetonprobekörper festgestellt. Als Unterbewehrung wird ein Bewehrungsgrad verstanden, der noch nicht ausreicht, um die beim Erstriss aus der Matrix frei werdenden Zugspannungen aufzunehmen. Die verminderte Erstrissfestigkeit wird damit erklärt, dass bei einsetzender Rissbildung, die im unterbewehrten Bereich keine Rissverteilung zulässt, die anstehenden Zugspannungen konzentriert und auf die wenigen im direkten Verbund mit der Matrix stehenden Filamente der fill-in-Zone (Mantelzone eines Rovings, s. Abschnitt 4.1) umgeleitet werden. Die noch nicht mittragenden Kernfasern verursachen dagegen Matrixschwächungen. Somit werden im unterbewehrten Bereich mit zunehmender Zahl der Rovings mehr Fehlstellen eingebracht, als Verstärkungseffekte erreicht werden können, was den Abfall der Erstrissfestigkeit bewirkt. Die Querrovings der Textilbewehrung stellen weitere Störungen des Matrixgefüges dar, um die bei Belastung die Zugspannungen herumgeleitet werden müssen. Dadurch entstehen Spannungsspitzen, die ebenfalls zu einer Verringerung der Erstrissfestigkeit führen.

Bei der Betrachtung der Erstrissfestigkeiten der Proben mit Textilbewehrung ist außerdem zu beachten, dass die GP infolge der nicht exakten Textillage und der unregelmäßigen Probendicke im Zugversuch Ausmittigkeiten aufweisen. In [Jesse 2004] wurden die Auswirkungen von Verkrümmungen infolge Schwinden bei ungleicher Nachbehandlung der Probekörperseiten an 8 mm dicken Proben untersucht. Jesse kommt dabei zu dem Ergebnis, dass die durch die Verformungen bewirkte Ausmittigkeit der Probenachse zu Beginn des Zugversuchs dazu führt, dass die aus den Versuchen abgeleitete Erstrissfestigkeit nur eine eingeschränkte Aussagekraft aufweist. Diese Aussage ist auf die Auswirkungen von Ausmittigkeiten infolge außerplanmäßiger Textilanordnung bzw. Probendicken übertragbar. Der Effekt trägt zur

Streuung der Erstrissfestigkeit bei und verringert die Aussagekraft der aus den Versuchen ermittelten Erstrissfestigkeit.

Die Bruchdehnung der Matrix liegt für Textilbeton bei etwa 0,015 %. Laut [Grübl 2001] beträgt die Bruchdehnung von erhärtetem unbewehrtem Beton unter zentrischem Zug etwa 0,01 %. Für unbewehrten und textiltbewehrten Feinkornbeton entspricht die Bruchdehnung der Matrix also etwa der Zugbruchdehnung von unbewehrtem Normalbeton.

Bei den Faserbetonprobekörpern ohne Textil lässt sich bei gleichem Probenalter und steigendem Fasergehalt eine leichte Zunahme der Erstrissfestigkeit feststellen. Der Einfluss der Probenalterung lässt sich nicht feststellen, da bei den älteren Probekörpern mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% die Erstrissfestigkeit der KP höher und die der GP niedriger ist als die Erstrissfestigkeit der jeweiligen Probekörper mit einem Fasergehalt von 2,00 Vol-%. Die Erstrissdehnungen liegen für die KP bei etwa 0,35 % und für die GP bei etwa 0,30 % und somit etwas höher als bei Normalbeton.

Bei Betrachtung der kombiniert bewehrten Probekörper lässt sich keine Abhängigkeit der Erstrissfestigkeit vom Bewehrungsgrad feststellen, die Erstrissspannungen liegen im Bereich von ca. 3 – 4 N/mm².

2.6.3.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung

Die Textilbetonproben zeigen zwei unterschiedliche Versagensmodi. Bei Versagensmodus A, bei dem die Probe mit einem einzigen Riss versagt, ist die Erstrissfestigkeit maßgebend und entspricht der Zugfestigkeit. Nach dem Matrixbruch können die Rovings die Last nicht aufnehmen, die Filamente in der fill-in-Zone versagen direkt, die im Inneren der Rovings gelegenen Filamente besitzen eine höhere Dehnfähigkeit und versagen bei weiterer Rissöffnung sukzessive. Dieses Verhalten ist typisch für unterbewehrte Probekörper. Abb. A1.1 in Anhang A-1 zeigt die charakteristische Spannungs-Dehnungs-Kurve für diesen Versagensmodus. Bei Versagensmodus B können die Rovings hingegen soviel Last aufnehmen, dass die Zugspannung in der Matrix die Matrixzugfestigkeit erneut erreicht und mehrere Risse entstehen. Die Zugfestigkeit kann in diesen Fällen im Bereich der Erstrissfestigkeit oder auch wesentlich oberhalb der Erstrissfestigkeit liegen. Die Bruchdehnung liegt abhängig vom Bewehrungsgrad zwischen 0,9 % und 1,0 %. Der Übergang von Versagensmodus A zu Modus B ist abhängig von der Matrixfestigkeit und dem Textiltbewehrungsgrad. Er markiert den Punkt, an dem keine Unterbewehrung mehr vorliegt und der Textiltbewehrungsgrad den Wert der Robustheitsbewehrung erreicht. Betrachtet man die Feinbetonprobekörper, so lässt sich dieser Punkt in erster Betrachtung für die hier verwendete Matrix-Textilkombination bei einem Textiltbewehrungsgrad von etwa 0,17 % feststellen.

Die Zugfestigkeit der reinen Kurzfaserbetone nimmt mit steigendem Faservolumengehalt zu. Die Bruchdehnungen ändern sich bei steigendem Faservolumengehalt bei den KP kaum, bei den GP nimmt die Bruchdehnung jedoch mit steigendem Fasergehalt ab.

Bei kombinierter Bewehrung lässt sich mit Zunahme des Textiltbewehrungsgrades ein Anstieg der Zugfestigkeit feststellen, während die Bruchdehnung leicht abnimmt. Bei

den älteren Proben ab einem Betonalter von ca. 100 Tagen nimmt die Bruchdehnung dagegen auf relativ niedrigem Niveau leicht zu.

2.6.3.3 Alterung

Nach [Grübl 2001] nimmt die Zugfestigkeit von Beton nach DIN 1045-2 nach Erreichen der 28-Tage-Festigkeit nur noch unwesentlich zu. Da der Feinkornbeton jedoch einen hohen Flugascheanteil enthält, kann hier von einer stärkeren Nacherhärtung ausgegangen werden.

Bei den Faserbetonprobekörpern (GP) lässt sich dagegen feststellen, dass die Erstriss und die Zugfestigkeit bei einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% und einem Betonalter von über 100 Tagen trotz des höheren Fasergehaltes geringer sind als die der Probekörper mit 2,00 Vol-% Fasern und einem Betonalter von 28 Tagen. Bei den KP zeigt sich dagegen bei einem Fasergehalt von 2,25 % eine höhere Erstriss- und Zugfestigkeit als bei einem Fasergehalt von 2,00 %, s. Kapitel 3.2. Sowohl bei den GP als auch bei den KP bewirkt die Alterung jedoch eine deutliche Abnahme der Bruchdehnung.

Laut [Purnell 2006] lassen sich die Ursachen für das zeitabhängige Verhalten der Betoneigenschaften von Faserbetonen, unabhängig von der Art der Faserbewehrung, in zwei Kategorien einteilen.

Der hier maßgebende Effekt ist die fortschreitende Hydratation der Zementmatrix. Unter der Bedingung, dass ständig Wasser verfügbar ist, wird noch in der Matrix unhydriert vorliegender Zement nach und nach abbinden. Obwohl dieser Vorgang nur einen kleinen Anteil des Zements betrifft, können die Auswirkungen auf das Zusammenwirken von Faser und Matrix tiefgreifend sein. Die fortschreitende Hydratation bewirkt eine zunehmende „Verdichtung“ der Matrix. Direkt nach der Herstellung ist die Kontaktfläche zwischen der Matrix und den Fasern relativ schwach und porös, was sich oft vorteilhaft auf das Verbundverhalten auswirkt. In jungem Faserbeton bzw. Textilbeton wandern die Risse durch die Matrix und werden in diesen schwachen Bereichen um die Fasern herumgeleitet. Mit zunehmendem Betonalter werden die Poren in der Kontaktzone durch Hydratationsprodukte, vor allem durch Portlandit, aufgefüllt, wodurch die Porosität verringert wird und Härte und Festigkeit ansteigen. Hierdurch steigt die Wahrscheinlichkeit an, dass ein Riss einen Faser kreuzt, anstatt um sie herumzuwandern. Außerdem werden die rissüberbrückenden Fasern mit zunehmender Matrixfestigkeit stärker „gebogen“, da die Kurvenradien kleiner werden, weil die Matrix in direkter Umgebung der Faseraustrittsstelle fester wird und weniger Kantenabplatzungen auftreten. Durch die zunehmende Matrixdichte in der Kontaktzone steigt auch die Verbundfestigkeit an, was dazu führt, dass die kritische Faserlänge (s. Abschnitt 3.1.1.2) bei Kurzfaserbetonen abnimmt und das Versagen schließlich nicht mehr durch Faserauszug, sondern durch Faserbruch eintritt, wodurch die Bruchdehnung reduziert wird. Auch bei Textilbetonen führt eine erhöhte Verbundfestigkeit zu einer Reduktion der freien Faserlänge bei Matrixablösungen an Rovings neben einem Matrixriss, wodurch ebenfalls die Bruchdehnung abnimmt. Bei Rovingbewehrungen tritt außerdem der Effekt auf, dass Aufwachsungen auf den Filamenten infolge der andauernden Hydratation zu Querdruckbelastungen innerhalb

des Rovings führen, wodurch die Zugfestigkeit der betroffenen Filamente, der Rovings und damit allgemein des Textilbetons verringert wird.

2.6.3.4 Geometrieinfluss

Mechtcherine hat bei den in [*Mechtcherine 2005*] beschriebenen Untersuchungen keine eindeutige Abhängigkeit der Zugfestigkeit vom Maßstab der Probekörper festgestellt. Er verwendete Probekörper gleicher Schlankheit, jedoch unterschiedlichen Maßstabs. Bei einer Charge des verwendeten Faserbetons, der dem hier verwendeten Faserbeton mit einem Faservolumengehalt von 2,25 % entsprach, wurde keine Abhängigkeit der Zugfestigkeit vom Probekörpermaßstab festgestellt, bei einer weiteren Charge dagegen schon.

Bei den hier durchgeführten Versuchen wurden für die Herstellung der Probekörper die gleichen Schalungen verwendet wie in [*Mechtcherine 2005*], wobei bei den großen Probekörpern jedoch die Dicke nur ca. 2 cm betrug anstelle von 10 cm. Außerdem wurden bei *Mechtcherine* jeweils 10 cm an beiden Seiten der großen Probekörper abgeschnitten, wodurch die Abmessungen der kleinen zu denen der großen Probekörper exakt im Verhältnis 0,4 zueinander standen. Außerdem konnte durch diese Maßnahme erreicht werden, dass ein Versagen der Probekörper in der Nähe der Einklebestelle im Zugversuch seltener auftrat.

Diese Verkürzung der großen Probekörper wurde bei den eigenen Versuchen nicht durchgeführt, da aufgrund der geringen Dicke von nur ca. 2 cm vor allem bei den unbewehrten und textilbewehrten Probekörpern die Wahrscheinlichkeit einer Vorschädigung durch das Schneiden sehr hoch war. Die kleinen und großen Probekörper besaßen also nicht nur eine unterschiedliche Schlankheit, sondern unterschieden sich auch im Maßstab des nicht eingeschnürten Bereichs.

Bei Betrachtung der Versuchsergebnisse zeigt sich, dass bei einem Betonalter von 28 Tagen die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung der KP etwas niedriger als die der GP sind, s. Abb. 3.6 und Abb. 3.8. Bei den älteren Proben mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% sind beide Werte dagegen höher als bei den GP, was möglicherweise durch einen stärkeren Einfluss der Alterung bei der schlankeren Geometrie (größeres Verhältnis (Oberfläche zu Volumen) bzw. die geringe Versuchsanzahl bei den GP verursacht wurde.

2.6.3.5 Rissbreiten

Die Faserbetonproben mit einem Betonalter von 28 Tagen zeigten im Zugversuch sehr ähnliche Rissbilder mit ausgeprägter Vielfachrissbildung und äußerst geringen Rissbreiten kleiner 0,1 mm bis kurz vor Erreichen der Bruchdehnung. Eine zusätzliche Textilbewehrung führte hier nicht zu einer weiteren Reduktion der Rissbreiten. Bei älteren Probekörpern aus Faserbeton waren die Rissbreiten größer. Mit einer zusätzlichen Textilbewehrung werden hier die Folgen der Betonalterung abgemindert und die Rissbreiten steigen weniger stark an. Verglichen mit den durch Kurzfaserbewehrung erreichten Rissbreiten waren die Rissbreiten bei reiner Textilbewehrung und der Ausbildung mehrerer Risse, auch aufgrund des geringen Textilbewehrungsgrades, wesentlich größer und erreichten bereits bei einer Dehnung von ca. 0,5 % Werte

zwischen 0,1 mm und 0,4 mm, wodurch die Wasserundurchlässigkeit nicht mehr sichergestellt ist.

2.7 Verbesserungspotential für zukünftige Untersuchungen

Die während der Bearbeitung dieses Projektes gemachten Erfahrungen bei der Herstellung der Probekörper und der Versuchsdurchführung ermöglichen eine kritische Betrachtung der Vorgehensweise aus heutiger Sicht. Die wesentlichen Kritikpunkte hinsichtlich Probenherstellung, Versuchsdurchführung und verwendeter Messtechnik werden im Folgenden dargestellt und Vorschläge zur Verbesserung werden erläutert.

2.7.1 Probenherstellung

Die wesentlichen Probleme bei der Herstellung der Probekörper sind die spezifische Verarbeitbarkeit des Faserbetons und die damit verbundene mangelhafte Oberflächenqualität und der nicht lagegenaue Einbau der Textilbewehrung.

Die Verbesserung der Verarbeitbarkeit ist zwar in gewissem Rahmen durch eine Reduktion des Fasergehaltes möglich, allerdings ist ein verringerter Fasergehalt nicht immer sinnvoll. Eine betontechnologische Modifikation der Betonzusammensetzung ist daher hinsichtlich der Verarbeitbarkeit unbedingt erforderlich. In [Büge 2008] wird beschrieben, dass der Versuch, die Schalformen nach der Betonage mit Plexiglasplatten abzudecken, um dadurch eine glatte Oberfläche zu erhalten, nicht zu einem befriedigenden Ergebnis führte. Um Probekörper mit gleichmäßiger Probendicke bei glatter Oberfläche zu erhalten, bleibt daher noch die Möglichkeit, die Proben mit einer Überdicke herzustellen und dann auf die planmäßige Dicke abzuschleifen. Es muss hierbei jedoch gewährleistet sein, dass die Textilbewehrung lagegenau eingebaut werden kann, da sonst eine Beschädigung der Rovings beim Abschleifen nicht ausgeschlossen werden kann. Außerdem muss das Abschleifen äußerst vorsichtig erfolgen, um Schäden an den Proben selbst zu vermeiden, die zu einer Verschlechterung der Versuchsergebnisse führen würden. Dieses Vorgehen ist, wenn überhaupt, nur für den Einsatz im Labormaßstab geeignet. Für den praktischen Einsatz des Faserbetons in der hier vorgesehenen Abwendung, egal ob mit oder ohne zusätzlicher Textilbewehrung, ist die betontechnologische Optimierung der Verarbeitbarkeit auf jeden Fall unumgänglich.

Da das bisher praktizierte freie Einlegen der Textilbewehrung in die Schalung nicht zu befriedigenden Ergebnissen bezüglich der Lagesicherheit geführt hat und die bei der Herstellung von Textilbetonbauteilen oft verwendete Laminiertechnik hier aufgrund des Herausziehens der Fasern beim Glätten und der Konsistenz des Faserbetons nicht eingesetzt werden kann, muss die Lage der Bewehrung mit Hilfsmitteln gesichert werden. Eine Möglichkeit hierzu wäre die Verwendung eines modular aufgebauten Klemmrahmens als Schalung. Bei einer planmäßigen Probendicke von 20 mm und einer zweilagigen Textilbewehrung würde man zunächst ein Schalelement mit einer Höhe von 7 mm auf der Grundschalfläche anbringen und mit Faserbeton auffüllen. Anschließend würde die erste Lage der Textilbewehrung aufgelegt und an den Enden über das erste Schalelement gezogen. Das zweite Schalelement mit einer Höhe von 6 mm wird aufgesetzt und so befestigt, dass das Textil fest zwischen den beiden Schalelementen eingeklemmt ist. Die zweite Faserbetonschicht wird

eingefüllt und die nächste Textillage aufgelegt. Anschließend wird ein abschließendes Schalelement mit einer Höhe von 9 mm aufgesetzt, befestigt und die letzte Betonschicht eingefüllt. Man erhält eine Gesamtprobenhöhe von 22 mm mit definierter Textillage, wodurch eine Beschädigung der Rovings beim Abschleifen der Oberfläche vermieden werden kann. Diese Vorgehensweise erfordert einen höheren Aufwand bei der Herstellung der Schalung, da Schalelemente mit unterschiedlichen Höhen in ausreichender Zahl hergestellt und vorgehalten werden müssen, es wird jedoch die Herstellung von Probekörpern mit gleichmäßiger Probendicke und lagegenauer Textilbewehrung ermöglicht. Außerdem ist eine Variation der Probendicke und der Lagenanzahl der Textilbewehrung bei vorhandenen Schalelementen ohne großen Aufwand ausführbar.

Die Verwendung eines 3D-Textils, bei dem mehrere Textillagen durch Garne als Abstandhalter miteinander räumlich verbunden sind, als Textilbewehrung mit „integrierten Abstandhaltern“ ist wegen der Kurzfaserbewehrung nicht möglich, da 3D-Textile zu dicht sind und das Einbringen des Faserbetons dadurch nicht mehr erfolgen kann.

Die ungleichmäßige Dicke der Proben hat zur Folge, dass die Mittellinie im Zugversuch nicht vertikal verläuft und daher zunächst „gerade“ gezogen wird, was eine Verkrümmung der Probe zum Einfluss hat. In [Jesse 2004] wird der Einfluss der Verkrümmung infolge Schwinden diskutiert. Jesse verwendet sehr dünne Probekörper (8 mm), die sich infolge Schwinden verkrümmen. Die Mittellinie der Probekörper weicht daher bei Versuchsstart bis zu 1,5 mm von der Achse zwischen den Einspannungen der Probe ab. Eine solche Verkrümmung infolge Schwinden wurde bei den eigenen Probekörpern nicht beobachtet, jedoch ist die Abweichung der Mittellinie infolge Schwinden mit der durch die Abweichung der Probengeometrie entstandenen Abweichung vergleichbar. Jesse hat die Auswirkung dieser Verformung rechnerisch untersucht und kommt zu dem Schluss, dass Erstrisslast und Erstrissdehnung dadurch wesentlich reduziert werden und daher aus den durchgeführten Zugversuchen nicht zuverlässig bestimmt werden können. Streuungen der Steifigkeit im Zustand I führt Jesse dagegen auf Vorschädigungen bei Probenherstellung und Einbau zurück und schließt die Vorkrümmung als Ursache aus.

Da in den eigenen Versuchen Probekörper mit unterschiedlich starken Abweichungen von der Solldicke untersucht wurden, kann die Streuung der Erstrissfestigkeit und der Erstrissdehnung hiermit teilweise erklärt werden. Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung wurden demnach eher unterschätzt.

Die liegende Herstellung der Proben hat Vor- und Nachteile. Wesentliche Vorteile sind die, auch bei Verwendung eines modularen Klemmrahmens, immer noch einfache Herstellung der Probekörper und die Tatsache, dass auch bei einem Praxiseinsatz als Fugenabdeckung eine liegende Herstellung erfolgen wird. Der Nachteil der liegenden Herstellung besteht in der unterschiedlichen Zusammensetzung und Nachbehandlung der Schal- und der Betonierseite der Probekörper, da auf der Betonierseite ein höherer Anteil an Feinbestandteilen vorliegt.

Mit der Verwendung eines Klemmrahmens lassen sich beide Probleme, die ungleichmäßige Probendicke und die unterschiedliche Betonqualität auf Schal- und Betonierseite, ganz bzw. teilweise abstellen. Durch die Überdicke der Proben und

das Abschleifen wird eine gleichmäßigere Probendicke erreicht und die feinen Bestandteile auf der Oberfläche werden entfernt.

2.7.2 Versuchsdurchführung

Die verwendete Art der Lasteinleitung bringt einen hohen Prozentsatz nicht verwertbarer Versuche mit sich und erfordert einen komplizierten und zeitaufwendigen Einbau der Proben. Von Untersuchungen an Faserbetonprobekörpern gleicher Abmessungen wie die hier verwendeten großen Probekörper, jedoch mit einer Dicke von 100 mm, ist bekannt, dass durch Abschneiden von 10 cm an beiden Enden der Probe das Versagen an der Lasteinleitung vermieden werden kann. In [Jesse 2004] wird jedoch allgemein angegeben, dass aufgrund der Verbundeigenschaften der Textilbewehrung bei Textilbetonbauteilen Verankerungslängen von mindestens 10 cm, bei Feinheiten oberhalb 600 tex auch größere Verankerungslängen, benötigt werden. Es kann hier zwar durch die Kombination mit der Kurzfaserbewehrung von kleineren erforderlichen Verankerungslängen ausgegangen werden, da die Kurzfasern ebenfalls Last über den Riss transportieren und daher nie die gesamte Last in die Rovings eingeleitet werden muss. Eine Verkürzung der nicht eingeschnürten Bereiche um jeweils 10 cm ist vor diesem Hintergrund jedoch nicht sinnvoll.

Es ist vielmehr angebracht, anstelle der sehr starren Einklebung eine weichere Lasteinleitung zu verwenden, die auch eine Rissbildung im Lasteinleitungsbereich zulässt.

In [Molter 2005] wird die Lasteinleitung durch aufgeklebte Stahlbleche und durchgesteckte Bolzen realisiert, wodurch die Rovings möglicherweise unterbrochen werden und der Lasteinleitungsbereich reduziert wird. Eine Rissbildung im Lasteinleitungsbereich ist hier ebenfalls nicht möglich. Jesse verwendet eine Keilklemmverankerung mit zusätzlichen dünnen Zwischenlagen aus Vollgummi zur Vermeidung ungleichmäßigen Klemmdrucks. Diese Art der Lasteinleitung besitzt wie in [Jesse 2004] dargestellt zwar ebenfalls Nachteile, ermöglicht aber dennoch eine Versuchsdurchführung mit brauchbaren Ergebnissen. In [Voss 2008] werden zwei unterschiedliche Verfahren zur Lasteinleitung beschrieben. Zum einen wurde die Last über einen Bolzen, der durch ein einbetoniertes Lochblech geführt wurde, eingeleitet und zum anderen erfolgte die Lasteinleitung über Formschluss durch an den taillienförmig verlaufenden Übergangsbereich angepasste Stahlbacken. Voss konnte bei seinen Untersuchungen keinen Einfluss der Lasteinleitung auf die Versuchsergebnisse feststellen, schloss aber nicht aus, dass dies bei anderen Probekörpergeometrien oder anderen als den verwendeten Bewehrungstextilien der Fall sein könnte. Aufgrund der einfachen Handhabbarkeit und den erzielten guten Ergebnissen sollte bei der Durchführung weiterer Zugversuche daher eine Keilklemmverankerung nach [Jesse 2004] oder eine Lasteinleitung über an die Taillierung angepasste Stahlbacken nach [Voss 2008] in Betracht gezogen werden.

2.7.3 Messtechnik

Aufgrund des bereits angesprochenen Geradeziehens der Probekörperachse vor der Rissbildung sollten zusätzlich Wegaufnehmer gegen die Rückseite und gegen eine schmale Seite des Probekörpers messen, um die damit einhergehende Verformung

Durchführung der experimentellen Untersuchungen

des Probekörpers zu erfassen. Kann die gleichmäßige Probendicke und ein zentrischer Einbau sichergestellt werden, so sollten die beiden zusätzlichen Wegaufnehmer zur Überprüfung der Probenverformung trotzdem verwendet werden.

Die genaue Festlegung der Messlänge zur Bestimmung der Längenänderung ist schwierig, da der exakte Abstand von 200 mm bzw. 100 mm nicht eingehalten werden kann, gleichgültig ob die Wegaufnehmer wie bei den großen Probekörpern angeklebt oder wie bei den kleinen Probekörpern angeklemt werden. Abweichungen im Bereich von bis zu mehreren Millimetern sind nicht zu vermeiden. Hinzu kommt, dass die exakt vertikale Ausrichtung der Wegaufnehmer in ihrer Halterung ebenfalls kaum zu realisieren ist. In beiden Fällen muss mit größtmöglicher Sorgfalt versucht werden, die Abweichungen von der vorgesehenen Messlänge bzw. von der Vertikalen zu minimieren.

3 Kurzfaserbeton: Stand der Wissenschaft und Analyse der eigenen Versuche

3.1 Theoretische Grundlagen für die Faserbewehrung bei zentrischem Zug

Ein großer Teil der theoretischen Grundlagenarbeiten über die Materialeigenschaften von Faserverbundwerkstoffen, zu denen die Faserbetone gehören, befasst sich mit Faser-Harz-Systemen, deren Fasergehalte häufig 50 % überschreiten [Hannant 1978]. Ziel der Faserzugabe ist es hierbei, durch die Kombination der Fasern mit dem Harz die Teil-Mängel der Einzelstoffe in der Werkstoffkombination auszugleichen, um leichte, steife und hoch-zugfeste Bauteile vor allem für die Flugzeugindustrie herzustellen. Die bei Faserbetonen gegenüber Kunststoffen geringen Fasergehalte und die gegenüber einem Harz verhältnismäßig hohe Steifigkeit der Betonmatrix führten allerdings zu einer Weiterentwicklung in der theoretischen Betrachtung von Kunststoffen hin zu Faserzementen und Faserbetonen, auch da das Hauptaugenmerk bei der Verwendung von Faserzementen/-betonen auf einem Zuwachs an Duktilität nach der Erstrissbildung liegt und nicht auf dem Erreichen einer möglichst hohen Zugfestigkeit und Steifigkeit wie bei Kunststoffen.

Allerdings unterliegt Beton im Hinblick auf die Möglichkeiten der Faserbewehrung gewissen Einschränkungen, die vor der Betrachtung der mechanischen Grundlagen angesprochen werden sollen:

- geringe Zugbruchdehnung der Matrix von ca. 0,01 %,
- hoher Elastizitätsmodul der Matrix, wodurch die Tragfähigkeit der Fasern erst nach der Rissbildung genutzt werden kann,
- Faserzugabe nur in begrenztem Maße möglich, abhängig von Misch- und Betonierverfahren, Größtkorn und Anforderungen an die Verarbeitbarkeit.

Dies führt dazu, dass die Wirksamkeit einer Faserbewehrung beim Übergang von Zementleim über Mörtel hin zu Beton abnimmt.

In den folgenden Abschnitten sollen nun die wesentlichen Modelle, die sich mit der Beschreibung der Materialeigenschaften und der Bemessung von Faserbetonen mit frei verteilter Kurzfaserbewehrung befassen, vorgestellt werden. Da der bei dieser Arbeit verwendete Faserbeton mit PVA-Kurzfasern durch Faserauszug versagt, werden nur diejenigen Ansätze berücksichtigt, die ebenfalls Faserauszug als Versagenskriterium voraussetzen.

3.1.1 Spannungs-Dehnungs-Kurve, Vielfach-Rissbildung und Zugfestigkeit

Voraussetzung für das Einsetzen einer Vielfach-Rissbildung (Multiple Cracking) ist das Vorhandensein von Fasern mit einem Fasergehalt, der zum Erreichen einer Zugdehnungsverfestigung (Strain Hardening) mindestens erforderlich ist. Dieser Fasergehalt wird kritischer Fasergehalt V_f^{crit} genannt.

Die Tatsache, dass sich bei ausreichender Faserzugabe das ursprüngliche Materialverhalten eines spröden Baustoffs mit nur einem einzigen Rissquerschnitt und einer

niedrigen Bruchenergie mit dem Auftreten einer multiplen Rissbildung hin zu einem pseudo-duktilen Material ändert, ist äußerst positiv zu bewerten. Das Ziel ist es letztendlich, eine große Anzahl von Rissen mit nur geringen Rissabständen herbeizuführen, sodass die Rissbreiten klein bleiben – optimalerweise in einer Größenordnung unter 0,1 mm.

Hohe Verbundfestigkeiten tragen dazu bei, kleine Rissabstände hervorzurufen. Zum anderen muss es jedoch auch möglich sein, dass sich der Faser-Matrix-Verbund lokal auf einer ausreichenden Länge beidseits eines Risses lösen kann, um die angestrebte Duktilität des Verbundmaterials zu ermöglichen.

3.1.1.1 Frei verteilte, runde Kurzfasern, die durch Faserauszug versagen

Faktoren, die eine wirklichkeitsnahe Abschätzung des kritischen Fasergehaltes und der Nachrissfestigkeit beeinflussen, sind:

- die Anzahl der rissüberbrückenden Fasern und deren Ausrichtung und
- die Verbundfestigkeit und die erforderliche Faserauszugskraft.

Für die Ermittlung der Anzahl der rissüberbrückenden Fasern und der effektiven Faserorientierung im Riss muss man zunächst die Gegebenheiten an der Bruchstelle betrachten, wie sie in Abb. 3.1 schematisch dargestellt sind.

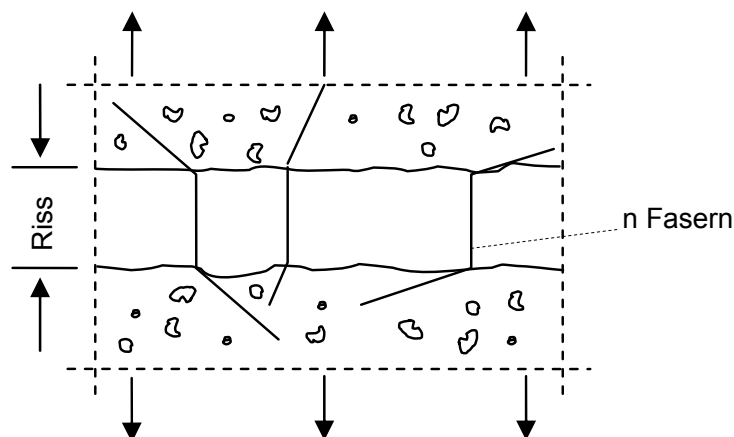


Abb. 3.1: Änderung der Faserausrichtung im Riss, nach [Hannant 1978]. Darstellung überhöht.

In Tabelle 3.4 sind unterschiedlich hergeleitete Faserorientierungsbeiwerte η_1 vor dem Erstriss dargestellt. Es ist jedoch in Abb. 3.1 zu erkennen, dass sich die Fasern während des Auszugs in die Zugrichtung ausrichten, wodurch die Effektivität der Faserbewehrung - aber auch die Schädigung der Fasern - leicht zunimmt.

Bei frei ausgerichteten Kurzfasern erfolgt das Versagen überwiegend durch Faserauszug. Eine wirklichkeitsnahe Schätzung der Last, die nach dem Erstriss abgetragen werden kann, kann daher erreicht werden, indem man die Anzahl der Fasern, die den Riss in einer Einheitsfläche überbrücken, mit der mittleren Auszugslast pro Faser multipliziert. Brechen Fasern, bevor sie vollständig ausgezogen wurden, so wird die Berechnung zusätzlich erschwert.

Die Faseranzahl n pro Flächeneinheit kann folgendermaßen ermittelt werden [Hannant 1978]:

Eindimensional ausgerichtete Fasern:
$$n = \frac{V_f}{\pi r_f^2} \quad (3.1)$$

Zweidimensional zufällig verteilte Fasern:
$$n = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{V_f}{\pi r_f^2} \quad (3.2)$$

Dreidimensional zufällig verteilte Fasern:
$$n = \frac{1}{2} \cdot \frac{V_f}{\pi r_f^2} \quad (3.3)$$

mit: V_f Faservolumengehalt
 r_f Faserradius

Versagt ein Faserverbundmaterial durch Faserauszug, so beträgt die mittlere Faserauszugslänge statistisch gesehen $l_f/4$ [Hannant 1978], Abb. 3.2. Vorausgesetzt, die mittlere Gleitreibungs-Verbundfestigkeit τ ist bekannt, und angenommen, dass τ konstant ist und nicht von dem Winkel zwischen Faser und Riss abhängt, dann ist die mittlere Auszugskraft pro Faser gegeben durch:

$$F = \tau \cdot l_f \cdot \frac{\pi d_f}{4} \quad (3.4)$$

Die Bruchspannung pro Flächeneinheit des Verbundmaterials nach dem Riss beträgt daher:

$$\sigma_{cu} = \frac{n \cdot \tau \cdot l_f \cdot \pi d_f}{4} \quad (3.5)$$

und die mittlere Faserspannung beim Auszug ist

$$\sigma_f = \tau \cdot \pi d_f \cdot \frac{l_f}{4} \cdot \frac{4}{\pi d_f^2} = \tau \cdot \frac{l_f}{d_f} \quad (3.6)$$

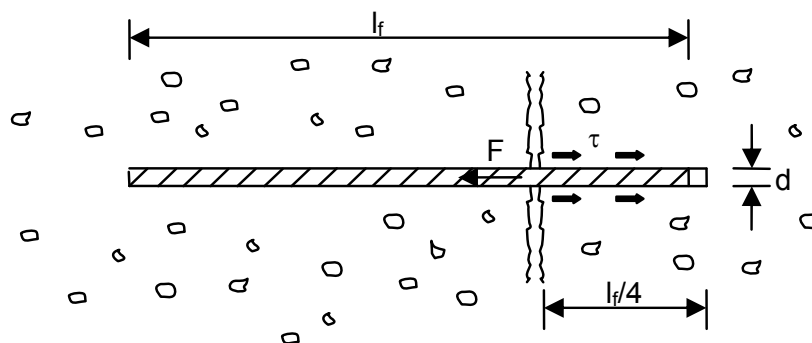


Abb. 3.2: Mittlere Auszugskraft pro Faser, nach [Hannant 1978].

Setzt man die Faseranzahl n aus den Gleichungen (3.1), (3.2) und (3.3) in Gleichung (3.5) ein, ergibt sich:

Eindimensional ausgerichtete Fasern:
$$\sigma_{cu} = V_f \cdot \tau \cdot \frac{l_f}{d_f} \quad (3.7)$$

Zweidimensional frei verteilte Fasern:
$$\sigma_{cu} = \frac{2}{\pi} \cdot V_f \cdot \tau \cdot \frac{l_f}{d_f} \quad (3.8)$$

Dreidimensional frei verteilte Fasern:
$$\sigma_{cu} = \frac{1}{2} \cdot V_f \cdot \tau \cdot \frac{l_f}{d_f} \quad (3.9)$$

Es wird ersichtlich, dass bei frei verteilter, dreidimensionaler Faserorientierung die Nachbruchfestigkeit nur etwa die Hälfte der Nachbruchfestigkeit eines Faser-Matrix-Komposits mit eindimensional ausgerichteten Fasern beträgt.

Die Gl. (3.7), (3.8) und (3.9) können benutzt werden, um entweder den kritischen Fasergehalt V_f^{crit} zu bestimmen oder um die Zugfestigkeit des Verbundmaterials bei bekanntem Fasergehalt V_f und bekannter Verbundfestigkeit τ zu ermitteln.

3.1.1.2 Frei verteilte Kurzfasern in dünnen Bauteilen

[Hannant 1978] verweist hier auf Arbeiten von H. G. Allen, der diese Anwendung im Detail untersucht und gezeigt hat, dass die obere Grenze der Zugfestigkeit gegeben ist durch

$$\sigma_{cu} = 0,5 \cdot V_f \cdot \sigma_{fu} \quad (3.10)$$

Unter der Annahme, dass $l_{crit} = 0,5 \cdot \sigma_{fu} \cdot d_f / \tau$, lässt sich Gleichung (3.10) für den Fall $l_f \leq l_{crit}$ umwandeln:

$$\sigma_{cu} = 0,5 \cdot V_f \cdot \tau \cdot l_f / d_f \quad (3.11)$$

Die kritischen Faserlänge l_{crit} ist die Faserlänge l_f , die erforderlich ist, damit über die Verbundspannungen soviel Last in die Fasern eingeleitet werden kann, dass die Zugfestigkeit der Fasern erreicht wird und die Fasern durch Bruch versagen.

Die zu erwartende Zugfestigkeit eines Faser-Matrix-Komposits mit frei verteilten zweidimensional angeordneten Fasern, die durch Faserauszug versagen, ist daher geringer als mit Gl. (3.8) angegeben, wobei die Differenz durch die unterschiedlichen Annahmen bezüglich der Wirksamkeit der Fasern bedingt ist, wenn sie sich zwischen den Rissflanken in Zugrichtung ausrichten.

3.1.1.3 Kritischer Fasergehalt bei Kurzfaserbewehrung

Im Allgemeinen liegt der Sinn einer Faserzugabe nicht in der Steigerung der Erstrissfestigkeit, sondern in der Verbesserung der Tragfähigkeit des Verbundwerkstoffs im Nachrissbereich.

Nach dem Bruch der Matrix kann die Tragfähigkeit des Verbundmaterials entweder kleiner oder größer sein als die Zugfestigkeit der Matrix, womit man entweder ein „strain softening“ oder ein „strain hardening“ genanntes Tragverhalten erhält. Beide Varianten haben praktischen Nutzen, obgleich sich eine multiple Rissbildung lediglich bei einem Last-Verformungs-Verhalten mit strain hardening einstellt. Die Voraussetzung dafür, dass sich dieses Tragverhalten einstellt, ist, dass der kritische Fasergehalt V_f^{crit} überschritten wird.

Der kritische Fasergehalt wird als das Faservolumen definiert, bei dem die Fasern nach dem Erstriss die Last, die vor dem Bruch getragen wurde, vollständig übernehmen können.

Geht man von vereinfachten Annahmen aus, so lässt sich der kritische Fasergehalt leicht berechnen.

Im Moment des Matrixbruchs gilt $\varepsilon_f = \varepsilon_{mu}$ und damit:

$$\sigma_f = \varepsilon_{mu} \cdot E_f \quad (3.12a)$$

$$\sigma_{mu} = \varepsilon_{mu} \cdot E_m \quad (3.12b)$$

Mit diesem Zusammenhang erhält man für den Zeitpunkt vor dem Matrixbruch:

$$\sigma_c = \varepsilon_{mu} \cdot E_f \cdot V_f^{crit} + \sigma_{mu} (1 - V_f^{crit}) \quad (3.13)$$

Nach dem Bruch ist $\sigma_{mu} = 0$ und die Last wird von den Fasern alleine getragen:

$$V_f^{crit} \cdot \sigma_{fu} = \varepsilon_{mu} \cdot E_f \cdot V_f^{crit} + \sigma_{mu} (1 - V_f^{crit}) \quad (3.14)$$

$$V_f^{crit} = \frac{\sigma_{mu}}{\sigma_{fu} - \varepsilon_{mu} \cdot E_f + \sigma_{mu}} \quad \text{bzw.} \quad V_f^{crit} = \frac{\varepsilon_{mu} \cdot E_c}{\sigma_{fu}} \quad (3.15)$$

Aus wirtschaftlichen Gründen sollte der kritische Fasergehalt so niedrig wie möglich gehalten werden. Nach Gleichung (3.15) wird der kritische Fasergehalt im Wesentlichen von σ_{fu} und σ_{mu} bestimmt. Um eine Reduktion des Fasergehalts zu erreichen, bestehen daher die folgenden Möglichkeiten:

- Verringerung von σ_{mu} ,
- Erhöhung von σ_{fu} ,
- Verringerung von ε_{mu} ,
- Verringerung von E_f (wenig praktikabel).

Hingegen wird der kritische Fasergehalt erhöht, wenn die Fasern einen schlechten Verbund mit der Matrix aufweisen oder bei einer freien Faserorientierung.

Orientieren sich kurze Fasern im Verbundkörper beliebig in alle Richtungen, so erhöht sich der kritische Fasergehalt V_f^{crit} je nach Faserorientierung, Faserlänge und Verbundeigenschaften um das 3- bis 6-fache. Um zu realistischen Ergebnissen zu gelangen, muss zusätzlich berücksichtigt werden, dass entgegen der getroffenen vereinfachten Annahme kein vollständiger Verbund zwischen der Matrix und den Fasern vorliegt, wodurch der kritische Fasergehalt weiter ansteigt. Hinzu kommen weitere Effekte, wie vorzeitiger Faserbruch oder Matrixabplatzungen an den Risskanten, wodurch die exakte Ermittlung des kritischen Fasergehaltes weiter erschwert wird.

3.1.1.4 Zusammenfassung

Anhand der in [Hannant 1987] dargestellten Ansätze kann man die Entwicklung von ersten stark vereinfachten Ansätzen hin zu komplexeren Konzepten, die sich stärker an den tatsächlichen Gegebenheiten des Faser-Matrix-Verbundes orientieren, verfolgen.

Allerdings ermöglichen alle Modelle lediglich die Berechnung der Zugfestigkeit des Faserverbundmaterials.

3.1.2 Bemessungskonzept nach Naaman

Der Bemessungsansatz von Naaman zur Ermittlung der Erstriss- und Zugfestigkeit eines Faserbetons beruht auf den zuvor in Abschnitt 3.1.1 vorgestellten Grundlagen, wobei jedoch teilweise andere Bezeichnungen verwendet und zusätzliche Einflüsse berücksichtigt werden [Naaman 2003].

3.1.2.1 Erstrissfestigkeit

Zur Berücksichtigung der Faserbewehrung vor der Rissbildung schlägt Naaman für die Ermittlung der Erstrissspannung die folgende Gleichung vor:

$$\sigma_{c,1R} = \sigma_m \cdot (1 - V_f) + \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f \quad (3.16)$$

mit: α_1 Faktor für die Verbundmobilisierung bis zum Matrixbruch
 α_2 Effektivität der Faserorientierung im ungerissenen Zustand

Weitere Faktoren α_n können nach Naaman bei Bedarf eingefügt werden, um durch die Berücksichtigung weiterer Einflüsse eine Feinabstimmung zu erreichen.

Für die Ermittlung des Faktors α_1 macht Naaman keine Angaben. Geht man jedoch davon aus, dass (bei in Zugrichtung ausgerichteten Fasern) die Faserdehnungen der Matrixdehnung entsprechen, so lässt sich unter der Annahme, dass die Erstrissdehnung des Faserbetons etwa der Bruchdehnung der Matrix entspricht und die Lasteinleitungslänge im ungerissenen Zustand $l_f/2$ beträgt, die in den Fasern vorhandene Kraft und damit die vorhandene Verbundspannung ermitteln. Der Beiwert α_1 kann dann durch den Vergleich der vorhandenen Verbundspannung mit der Verbundfestigkeit bestimmt werden. Für frei verteilte Fasern muss die vorhandene Verbundspannung erhöht werden. Bei den geringen Dehnungen vor dem Matrixbruch ist der Einfluss der Faserbewehrung auf die Erstrissfestigkeit im Vergleich zum Einfluss der Matrix jedoch gering und eine Erhöhung von α_1 wirkt sich daher kaum aus. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die zuvor beschriebene Vorgehensweise zur Ermittlung von α_1 ausreichend ist. Der Beiwert α_2 entspricht dem schon zuvor erwähnten Faserorientierungsfaktor η_1 (s. Abschnitt 3.3.1.1).

3.1.2.2 Zugfestigkeit

Für die Berechnung der Zugfestigkeit wird in [Naaman 2003] angenommen, dass

- der Riss durch den gesamten Querschnitt des gezogenen Bauteiles durchgeht,
- der Riss senkrecht zu den Zugspannungen verläuft und

- der Traganteil der Betonmatrix vernachlässigbar ist.

Zur Ermittlung der Zugfestigkeit eines Faserbetons verwendet *Naaman* die Gleichung:

$$\sigma_{cu} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 \cdot V_f \cdot \tau \cdot l_f / d_f \quad (3.17)$$

mit: λ_1 Verhältnis Faserauszugslänge / Faserlänge
 λ_2 Effektivität der Faserbewehrung im gerissenen Zustand
 λ_3 „Gruppen-Reduktionsfaktor“, abhängig von der Anzahl der pro Flächeneinheit ausgezogenen Fasern

Auch hier ist die Einführung weiterer Einflussfaktoren λ_n zur Berücksichtigung zusätzlicher Einflüsse möglich.

Der statistische Mittelwert der Faserauszugslänge beträgt nach statistischen Überlegungen 1/4 der Faserlänge [*Hannant 1978*], weshalb vereinfacht angenommen werden kann, dass $\lambda_1 = 0,25$ beträgt. Zur Ermittlung der Fasereffektivität nach der Rissbildung λ_2 werden in [*Naaman 2003*] keine Angaben gemacht. Allerdings setzt *Naaman* in einem Beispiel hierfür einen Wert von 1,2 an, woraus geschlossen werden kann, dass es sich hierbei nicht um einen Faserorientierungsfaktor handelt, da dieser laut Definition $< 1,0$ ist. Daraus lässt sich schließen, dass λ_2 eher dem von *Li* verwendeten Snubbing-Faktor g entspricht, siehe Abschnitt 3.1.3. Die Festlegung des Gruppen-Reduktionsfaktors λ_3 muss experimentell durch Auszählen der Fasern erfolgen. Diese Vorgehensweise ist sehr zeitaufwendig und nur bei verhältnismäßig großen Faserdurchmessern, wie z. B. bei Stahlfasern, sinnvoll. Bei PVA-Fasern mit einem Faserdurchmesser von 0,04 mm ist dies mit bloßem Auge nicht mehr möglich, weshalb dieser Ansatz hier nicht anwendbar ist.

3.1.2.3 Kritischer Fasergehalt

Ausgehend von der Überlegung, dass ein Faserbeton ein zugdehnungsverfestigendes Nachbruchverhalten aufweist, wenn $\sigma_c > \sigma_{c,1R}$ ist, gelangt *Naaman* durch Einsetzen der Gleichungen (3.16) und (3.17) zu:

$$V_f^{crit} = \frac{1}{1 + \frac{\tau \cdot l_f}{\sigma_{mu} \cdot d_f} \cdot (\lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 - \alpha_1 \alpha_2)} \quad (3.18)$$

Dieser Fasergehalt ist mindestens erforderlich, um ein dehnungsverfestigendes Nachbruchverhalten mit multipler Rissbildung zu erhalten.

3.1.2.4 Zusammenfassung

Zusätzlich zu den bereits vorgestellten älteren und teilweise vereinfachten Ansätzen berücksichtigt *Naaman* weitere Einflussfaktoren. Er erwähnt zudem die Möglichkeit, dass weitere Einflussfaktoren zur Verbesserung des Modells eingeführt werden können. Hierbei muss jedoch abgeschätzt werden, ob der zur Ermittlung dieser zusätzlichen Faktoren notwendige Aufwand im Hinblick auf die damit verbesserte Genauigkeit gerechtfertigt ist. Bereits der von *Naaman* angegebene Beiwert λ_3 lässt sich bei kleinen Faserdurchmessern nur noch mit technischen Verfahren ermitteln, da ein

einfaches Auszählen der Fasern hier nicht mehr möglich ist. Eine Möglichkeit zur Ermittlung der zu erwartenden Bruchdehnungen bietet das in [Naaman 2003] vorgestellte Konzept nicht.

3.1.3 Bemessungskonzept nach *Li*

Li verwendet ebenfalls die in Abschnitt 3.1.1 dargestellten Grundlagen als Ausgangsbasis seiner Überlegungen. Er konzentriert sich dabei auf das Materialverhalten nach dem Erstriss und betrachtet es unter bruchmechanischen Gesichtspunkten.

3.1.3.1 Zugfestigkeit

Für den bei hochduktilen Betonen maßgebenden Versagensmodus „Faserauszug“ bei frei verteilter Kurzfaserbewehrung verwendet *Li* zur Ermittlung der Zugfestigkeit des Faserbetons ebenfalls die in Gleichung (3.9) angegebene Formel mit dem Faserorientierungsfaktor $\eta_1 = 0,5$. Zusätzlich berücksichtigt *Li* jedoch den sogenannten Snubbing-Faktor g , und es ergibt sich [Li 1995]:

$$\sigma_{cu} = 0,5 \cdot g \cdot V_f \cdot \tau \cdot l_f / d_f \quad (3.19)$$

3.1.3.2 Snubbing-Faktor g

Der Snubbing-Faktor berücksichtigt den Effekt, dass nach einem Matrixbruch eine im Vergleich zu in Zugrichtung ausgerichteten Fasern höhere Kraft und Energie erforderlich ist, um unter einem Winkel ϕ zur Zugrichtung ausgerichtete Fasern aus der Matrix auszuziehen. In [Li 1990] werden Einzelfaserauszugsversuche beschrieben, bei denen Nylon- und Polypropylen-Einzelfilamente mit konstanten Einbettungslängen von 25 mm unter variierten Auszugswinkeln von 0° bis 75° aus einer zementösen Matrix ausgezogen werden.

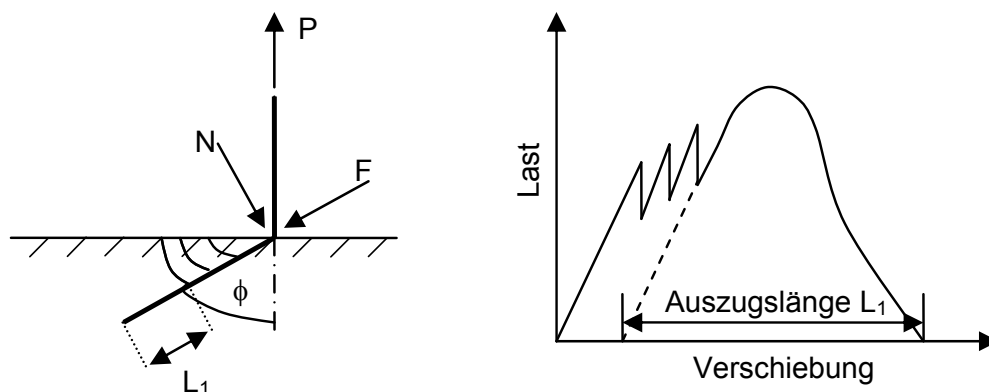


Abb. 3.3: Faserauszug unter einem Winkel ($90^\circ - \phi$) (links) und typische Last-Verschiebungskurve während des Einzelfaserauszugs (rechts), nach [Li 1990].

Wird eine Faser unter einem Winkel ($90^\circ - \phi$) ausgezogen, so wirkt eine Kraft N auf die Matrixkante am Austrittspunkt der Faser. Durch die Verschiebung zwischen Matrix und Faser entsteht eine von der Höhe der Auszugskraft abhängige Reibkraft F . Bei großen Auszugswinkeln ist die erforderliche Kraft N höher, gleichzeitig aber auch die Matrixkante am Rissufer schärfer und dünner. Die Matrixkante kann dadurch

abbrechen, wodurch ein Lastabfall während des Auszugs hervorgerufen wird. Gleichzeitig entsteht eine stabilere Matrixkante und die Auszugslänge verringert sich.

Da abhängig vom Auszugswinkel die Auszugslänge L_1 variiert, wird die Auszugslast P normiert:

$$P^* = \frac{(P_{\max}/L_1)_\phi}{(P_{\max}/L_1)_{\phi=0}} \quad (3.20)$$

mit: $(P_{\max}/L_1)_\phi$ Verhältnis von max. Auszugskraft zu Auszugslänge bei $\phi \neq 0^\circ$

$(P_{\max}/L_1)_{\phi=0}$ Verhältnis von max. Auszugskraft zu Auszugslänge bei $\phi = 0^\circ$

Da die Zunahme der normierten Auszugslast P^* bei Auszug unter einem Winkel ϕ durch Reibungskräfte hervorgerufen wird, kann die Abhängigkeit von P^* und ϕ durch den Snubbing-Reibkoeffizient f dargestellt werden:

$$P^* = e^f \cdot \phi \quad \text{bzw.} \quad f = \frac{1}{\phi} \cdot \ln(P^*) \quad (3.21)$$

Hierbei ist ϕ im Bogenmaß einzusetzen. Der Snubbing-Faktor g berechnet sich dann nach [Li 1993] zu:

$$g = 2 \cdot \frac{1 + e^{f \cdot \pi/2}}{4 + f^2} \quad (3.22)$$

3.1.3.3 Kritischer Fasergehalt

Aufbauend auf einem Ansatz von *Marshall und Cox* gibt *Li* in [Li 1993] zur rechnerischen Ermittlung des kritischen Fasergehaltes Gleichung (3.23) an.

$$V_f^{\text{crit}} = \frac{12 \cdot J_c}{g \cdot \tau \left(\frac{l_f}{d_f} \right) \cdot \delta_0} \quad [\%] \quad (3.23)$$

Die Bruchzähigkeit an der Risspitze J_c berechnet sich aus der Bruchzähigkeit, die durch aufwendige experimentelle Untersuchungen ermittelt werden kann und den Widerstand eines Materials gegen einsetzendes Risswachstum beschreibt. Aufgrund der aufwendigen Probenherstellung und Versuchsdurchführung ist dieser Ansatz für praktische Anwendungen an Betonproben nur bedingt nutzbar.

3.1.3.4 Zusammenfassung

Wie *Naaman* verwendet auch *Li* die bereits bekannten Modelle und erweitert sie um einen Faktor zur Berücksichtigung von Effekten aus der Faserorientierung. Es sind jedoch auch hier keine Vorschläge zur Ermittlung der Bruchdehnung zu finden. Das Vorgehen zur Ermittlung des kritischen Fasergehaltes bezieht im Vergleich zu den zuvor vorgestellten Modellen bruchmechanische Überlegungen mit ein, wodurch die Berechnung jedoch erschwert wird.

3.1.4 Fazit

Die vorgestellten Modelle zur Ermittlung der Zugfestigkeit für Betone mit frei verteilter Kurzfaserbewehrung unterscheiden sich lediglich in Art und Anzahl der zusätzlich berücksichtigten Parameter.

Im Sinne eines handhabbaren Bemessungsmodells ist es jedoch sinnvoll, hierfür eine möglichst geringe Anzahl an Faktoren zu wählen, deren Größe durch einfache Verfahren ermittelt werden kann, anhand derer man aber trotzdem die wesentlichen Effekte erfassen kann.

Aus diesem Grund soll im Rahmen dieser Arbeit der Ansatz nach *Li* verwendet werden. Da der hier verwendete Faserorientierungsbeiwert vereinfacht mit $\eta_1 = 0,5$ angenommen wurde, soll die Möglichkeit einer genaueren Erfassung der Faserorientierung jedoch untersucht und diese gegebenenfalls berücksichtigt werden. Man erhält dann:

$$\sigma_{cu} = \eta_1 \cdot g \cdot V_f \cdot \tau \cdot l_f / d_f \quad (3.24)$$

Keiner der vorgestellten Ansätze bietet eine Möglichkeit zur Ermittlung der Bruchdehnung. Da das Dehnungsverhalten stark von den Verbundeigenschaften zwischen Fasern und Matrix abhängt, kann davon ausgegangen werden, dass die Vorausbestimmung der Bruchdehnung auf analytischem Wege kaum möglich sein wird, vor allem da zusätzlich Alterungseffekte mitwirken. Man wird hier auf Erfahrungswerte angewiesen sein, die durch Versuche verifiziert werden müssen.

Eine relativ einfache Möglichkeit zur annähernden Abschätzung der theoretischen maximalen Dehnung eines Faserbetons bei Erreichen der maximalen Faserwirkung, d.h. des maximalen Tragwiderstandes aller rissüberbrückender Fasern bei einer bestimmten Rissbreite, wird in [*Leutbecher 2007*] angegeben. Für die Betrachtung der beiden Grenzfälle Rissabstand $s = l_f/2$ (kritischer Fasergehalt) und Rissabstand $s \rightarrow 0$ (sehr hohe Faserwirksamkeit) wird angegeben:

$$\varepsilon_{ct,max} = \frac{2 \cdot \tau_f \cdot l_f}{E_f \cdot d_f} \quad \text{für} \quad s = l_f/2 \quad (\text{krit. Fasergehalt}) \quad (3.25a)$$

$$\varepsilon_{ct,max} = \frac{4 \cdot \tau_f \cdot l_f}{E_f \cdot d_f} \quad \text{für} \quad s \rightarrow 0 \quad (\text{sehr hohe Faserwirksamkeit}) \quad (3.25b)$$

Hierbei ist allerdings zu beachten, dass sich die Herleitung der Formeln auf einen dehnungsentfestigenden Stahlfaserbeton bezieht und die Dehnung bei Erreichen der Faserwirksamkeit den Punkt bei Beginn der Entfestigung (beginnender Faserauszug) bezeichnet. Im Falle eines dehnungsverfestigenden Faserbetons schätzt man daher bei Verwendung dieser Formeln die Dehnung zu niedrig ab, da die Fasern bei Erreichen der Bruchdehnung bereits teilweise ausgezogen wurden.

Unabhängig vom verwendeten Bemessungskonzept ist zu beachten, dass Faserbetone empfindlich auf Änderungen in der Zusammensetzung der Matrix, der Qualität der Ausgangsstoffe, des Herstellverfahrens und v.a der Faser-Matrix-Kombination reagieren. Eine geringe Änderung bei diesen Parametern kann zu einer wesentlichen Veränderung der Materialeigenschaften des Faserbetons führen. Damit erhält man

dann auch bei der Baustoffprüfung unterschiedliche Versuchsergebnisse, wodurch sich abweichende Interpretations- und Analyseansätze ergeben können.

3.1.5 Dauerstandverhalten

Das Dauerstandverhalten des hochduktilen Faserbetons wird bestimmt durch das zeitabhängige Last-Verformungsverhalten der Matrix, der Bewehrung und des Verbundes.

In [Mechtcherine 2007] und [Jun 2008] dargestellte Untersuchungen hatten zum Ergebnis, dass Proben aus gerissenem hochduktilen Faserbeton unter langanhaltender Zugbelastung nach mehreren Stunden versagten.

In weiteren Arbeiten, u.a. in [Boshoff 2009/1], wurden daraufhin die Mechanismen untersucht, die das zeitabhängige Last-Verformungsverhalten des hochduktilen Faserbetons beeinflussen. Dabei wurden ebenfalls Kriechversuche an gerissenen Proben aus hochduktilen Beton durchgeführt, bei denen zwar auch wesentliche Verformungszunahmen festgestellt wurden, jedoch auch bei hohen Lastniveaus nach 24 Monaten noch kein Versagen der Proben eingetreten war. Es wurde dabei festgestellt, dass die Kriechrate bei gerissenem hochduktilen Faserbeton wesentlich höher ist als bei ungerissenem und dass die Kriechrate mit steigendem Lastniveau nahezu exponentiell zunimmt.

Bei Auszugversuche an Einzelfasern unter konstanter Zugbeanspruchung [Boshoff 2009/1] versagten dagegen nach spätestens 70 Stunden allen Proben, unabhängig davon, ob der Verbund vor Versuchsbeginn bereits durch eine Vorbelastung gelöst wurde oder nicht. Die aufgebrachte Last betrug hier jeweils nur 50% der insgesamt durch die Verbundspannungen aufnehmbaren Belastung. Die beschriebenen Versuche können aufgrund der von den realen Gegebenheiten einer in einer Matrix eingebetteten Faser (abweichende Faserorientierung und Einbettungslänge) nicht unmittelbar übertragen werden, stellen jedoch einen Anhaltspunkt für das zeitabhängige Verbundverhalten zwischen Faser und Matrix dar.

Zusammengefasst wird in [Boshoff 2009/1] festgestellt, dass drei Mechanismen für das zeitabhängige Verhalten des hochduktilen Faserbetons verantwortlich sind:

- Entstehung neuer Risse;
- Öffnung bestehender Risse;
- Kriechen der Matrix.

Für die weitere Öffnung bestehender Risse ist hierbei im Wesentlichen der fortschreitende Auszug der Fasern unter der anhaltenden Belastung verantwortlich (Verbundkriechen). Untersuchungen zum Kriechverhalten der PVA-Fasern haben gezeigt, dass das Kriechen der Fasern selbst nur eine untergeordnete Rolle spielt.

3.2 Betrachtung der eigenen Versuche an Probekörpern aus Faserbeton ohne zusätzliche Textilbewehrung

In Tabelle 3.1 sind die Ergebnisse der Zugversuche an Probekörpern ohne zusätzliche Textilbewehrung bei unterschiedlichen Fasergehalten zusammenfassend dargestellt.

Die sich aus den Mittelwerten der Versuchsergebnisse ergebenden Spannungs-Dehnungs-Linien sind in den Abbildungen 3.4 und 3.5 dargestellt.

Fasergehalt [%]	Probekörpergeometrie	Versuchszahl [-]	Erststisspannung [N/mm ²]	Erststissdehnung [%]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]	Querschnittsfläche [mm ²]	Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu} [N/m]	Probenalter [d]
			$\sigma_{m,1}$	$\varepsilon_{m,1}$	f_{ctu}	ε_{ftu}	A_c	$W_{F,ftu}$	a
0,00	KP	18	2,14	0,016	2,14	0,016	997,1	45,2	138,4
	GP	2	2,90	0,026	2,90	0,026	1344,6	72,2	117,5
1,50	KP	15	2,78	0,038	3,75	3,369	953,1	21.695,2	27,6
	GP	2	3,11	0,030	4,33	4,515	1.228,1	35.191,8	35
1,75	KP	17	3,20	0,039	4,14	3,371	980,3	24.463,6	28,9
	GP	2	3,34	0,025	4,35	4,201	1.381,8	31.500,3	28
2,00	KP	15	3,57	0,037	4,54	3,542	934,2	26.672,2	31
	GP	2	3,58	0,030	4,84	3,886	1.336,7	32.532,7	31
2,25	KP	34	3,97	0,032	4,61	2,362	951,0	18.316,2	146,9
	GP	2	3,42	0,034	4,46	2,103	1.316,8	17.698,8	110

Tab. 3.1: Ergebnisse der Zugversuche an großen und kleinen taillierten Probekörpern ohne zusätzliche Faserbewehrung.

Für die kleinen Probekörper (KP) zeigt sich, dass für alle Fasergehalte die Steifigkeit im Nachrissbereich annähernd konstant ist und auch die Bruchdehnungen nur in engen Grenzen schwanken. Außerdem lässt sich erkennen, dass die Abstände zwischen den einzelnen Dehnungslinien annähernd konstant sind. Anhand Abb. 3.5 zeigt sich, dass sich trotz des frühzeitigen Versagens bei einem Fasergehalt von 2,25 % ein paralleler Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie ergibt.

Auch bei den GP sind die Steifigkeiten im Nachrissbereich in etwa konstant, lediglich die Probekörper mit einem Fasergehalt von 2,25 % weichen ab. Der Zuwachs an Zugfestigkeit bei ansteigendem Kurzfasergehalt ist hier nicht so deutlich ausgeprägt wie bei den KP, ist jedoch erkennbar. Analog zu den KP zeigen auch die GP mit einem Fasergehalt von 2,25 % eine aufgrund der Alterung reduzierte Dehnkapazität.

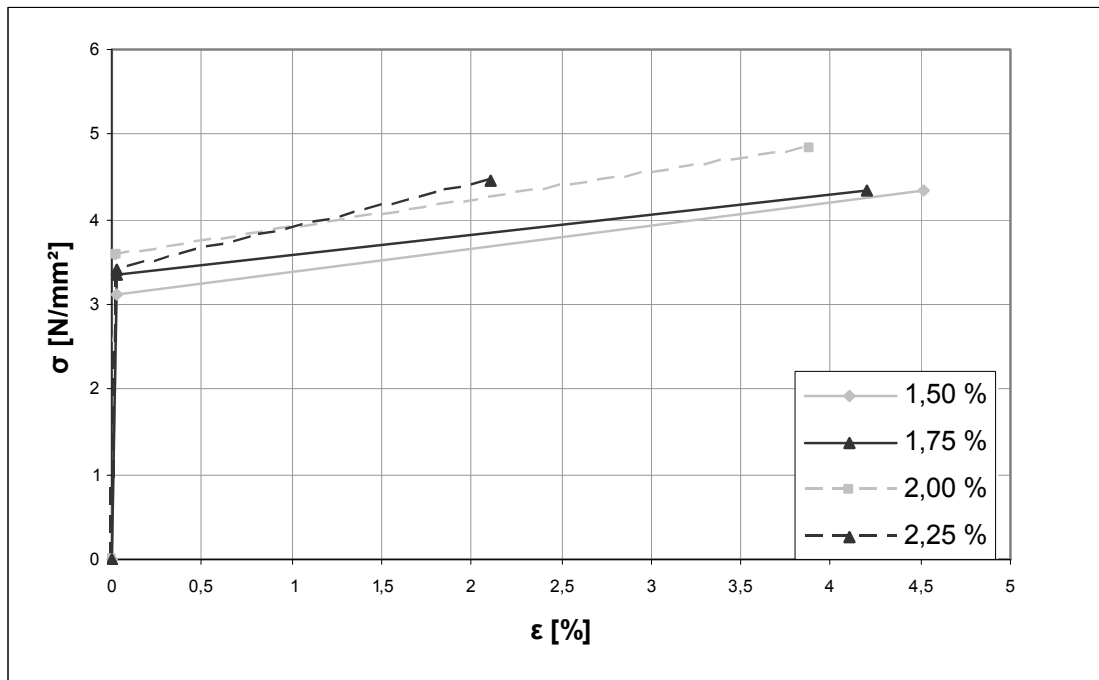


Abb. 3.4: Spannungs-Dehnungs-Linien der großen Probekörper (GP) bei unterschiedlichen Fasergehalten.

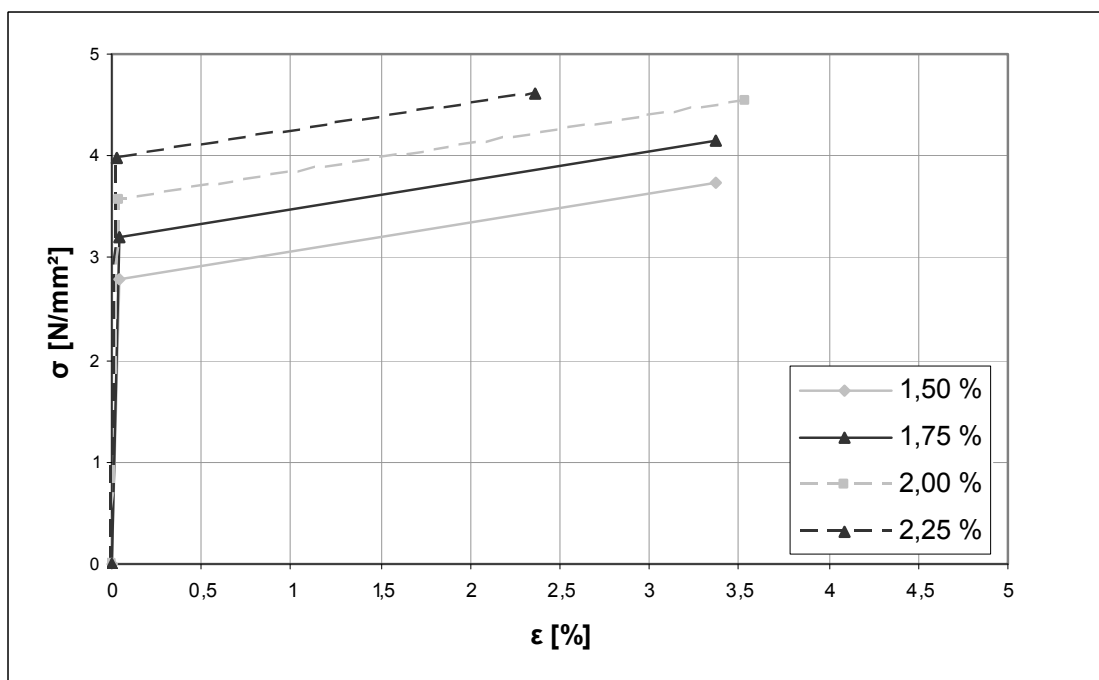


Abb. 3.5: Spannungs-Dehnungs-Linien der kleinen Probekörper (KP) bei unterschiedlichen Fasergehalten.

Ursache für die Unterschiede zwischen GP und KP ist vermutlich die geringe Versuchsanzahl bei den GP. Es ist zu vermuten, dass sich bei einer größeren Versuchsanzahl bei den GP ein ähnlich deutliches Bild wie bei den KP einstellen würde.

Bevor die Ergebnisse der Zugversuche in Bezug auf Gleichung (3.24) weiter untersucht werden, sollen zunächst die erforderlichen Beiwerte und Faktoren bestimmt werden.

3.2.1 Ergebnisanalyse

Betrachtet man Gleichung (3.24), so wird deutlich, dass die Zugfestigkeit von den drei bekannten Faktoren V_f , d_f und l_f und von drei nicht unmittelbar bekannten Faktoren g , η_1 und τ abhängig ist. Geht man von den vereinfachten Annahmen aus, dass:

- die Verbundfestigkeit τ bei gleichem Betonalter und gleicher Faser-Matrix-Kombination konstant ist,
- der Faserorientierungsbeiwert η_1 nur von der Probengeometrie abhängig ist (Änderung der Faserorientierung bei geändertem Fasergehalt vernachlässigt) und
- der Snubbing-Faktor g nur vom mittleren Faserauszugswinkel ϕ , also von der Faserorientierung, und der Verbundfestigkeit τ abhängig ist,

so erkennt man, dass die Zugfestigkeit des Faserbetons bei gleicher Faser-Matrix-Kombination letztendlich nur vom Faservolumengehalt, der Probengeometrie und dem Probenalter anhängig ist.

Die Annahme, dass der Faserorientierungsfaktor vom Faservolumengehalt unabhängig ist, stellt eine Vereinfachung dar, da sich die Fasern gegenseitig in ihrer Ausrichtung beeinflussen, was bei der analytischen Ermittlung des Faserorientierungsbeiwerts nach dem in [Lin 1999] dargestellten Ansatz von *Schnütgen* auch berücksichtigt wird. Berechnet man jedoch die Faserorientierungsbeiwerte nach diesem Ansatz für die verwendeten Faserbetone (Anhang A-4), so stellt man fest, dass sie aufgrund der vergleichsweise geringen Variation des Fasergehaltes nahezu identisch sind. Aus diesem Grund soll hier weiter vereinfacht angenommen werden, dass der Faserorientierungsbeiwert vom Fasergehalt unabhängig ist.

Aus diesen Überlegungen lässt sich schließen, dass nur Zugversuche an Proben gleicher Geometrie und ungefähr gleichen Alters gemeinsam betrachtet werden können, d. h. die Ergebnisse der kleinen und großen Probekörper müssen getrennt behandelt und die Proben mit einem Fasergehalt von 2,25 % dürfen nicht zusammen mit denen der Fasergehalte 1,50 %, 1,75 % und 2,00 % betrachtet werden, da sie wesentlich älter als diese sind.

Die nach Gleichung (3.24) ermittelte Zugfestigkeit für Faserbetone sollte demnach nur linear von dem Fasergehalt abhängig sein:

$$\sigma_{cu} = k \cdot V_f \quad \text{mit} \quad k = \eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot l_f / d_f \quad (3.26)$$

Betrachtet man jedoch die Versuchsergebnisse, so ergibt sich bei etwa gleich alten Proben und gleicher Probengeometrie:

Fasergehalt [%]	GP		KP	
	σ_{cu} [N/mm ²]	k [-]	σ_{cu} [N/mm ²]	k [-]
1,50	4,33	288,66	3,75	250,00
1,75	4,35	249,14	4,14	236,57
2,00	4,84	242,00	4,54	227,00

Tab. 3.2: Berechnung des Faktors k für die Versuchsergebnisse.

Der Faktor k ist also nicht konstant, sondern nimmt mit steigendem Fasergehalt deutlich ab, was bedeutet, dass die Effektivität der Faserbewehrung (als Folge der mit steigendem Fasergehalt zunehmenden Ausrichtung der Fasern) geringer wird, wenn der kritische Fasergehalt überschritten wurde. Da die in k zusammengefassten Parameter bis auf den Snubbing-Faktor konstant sind oder im Falle des Faserorientierungsbeiwerts als konstant vorausgesetzt werden (Vereinfachung), muss g vom Faservolumengehalt abhängig sein, der die Faserausrichtung beeinflusst. Da die Faserorientierung außerdem noch durch die Probenherstellung und Verdichtung beeinflusst wird, fließen auch diese Effekte in den Snubbing-Faktor ein.

Betrachtet man die Ergebnisse der Zugversuche unter Abhängigkeit vom Fasergehalt (s. Abb. 3.6), so lässt sich für die KP mit Fasergehalten von 1,50 % bis 2,00 % die Zugfestigkeit annähernd anhand einer durch Microsoft Excel berechneten linearen Trendlinie ermitteln:

$$\sigma_{cu,KP} = 158 \cdot V_f + 1,38 \quad (3.27)$$

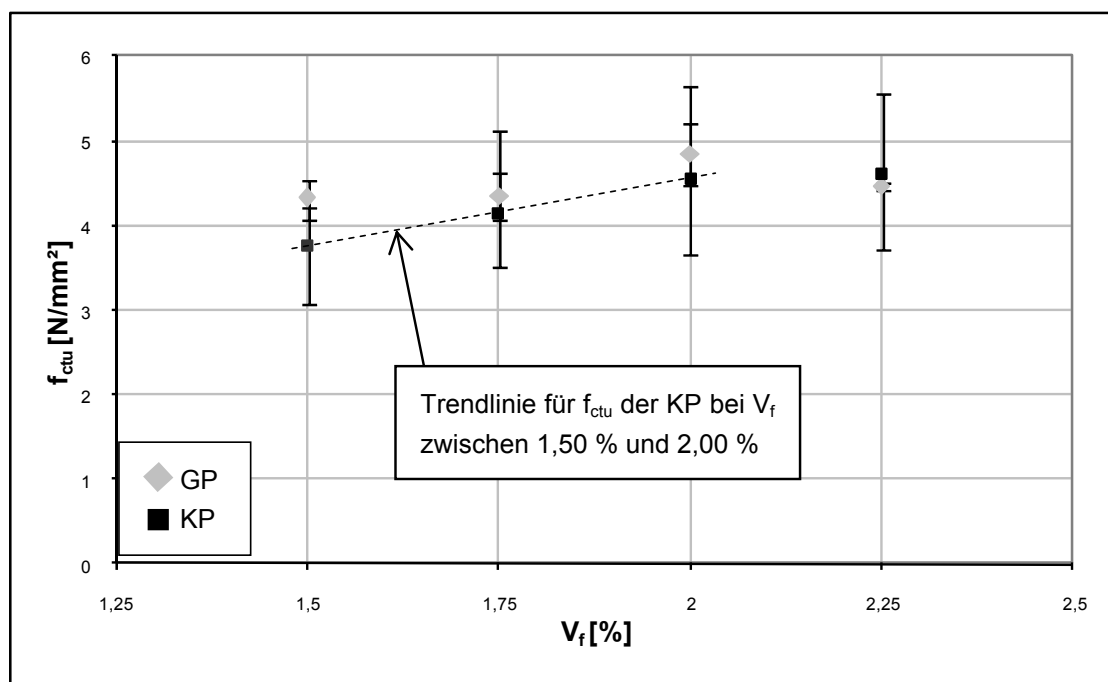


Abb. 3.6: Vergleich der Zugfestigkeiten der KP und GP bei unterschiedlichen Fasergehalten. Bei $V_f = 2,25$ % fällt die Zugfestigkeit ab, da die Proben älter sind.

Die Ergebnisse der GP bei den Fasergehalten 1,75 % und 2,00 % annähernd die gleiche Differenz $\Delta \approx 0,26$ N/mm² zu den Ergebnissen der KP aufweisen, kann davon

ausgegangen werden, dass für den Fasergehalt 1,50 % „Ausreißer nach oben“ vorliegen. Verwendet man Gleichung (3.27) und berücksichtigt Δ , so ergibt sich als korrigierte Zugfestigkeit für die GP:

$$\sigma_{\text{cu,GP}} = 158 \cdot V_f + 1,64 \quad (3.28)$$

Verwendet man nun die Gleichungen (3.27) und (3.28) zur Berechnung der Zugfestigkeiten, so erhält man für Probekörper im Alter von ca. 28 Tagen:

Fasergehalt [%]	GP		KP	
	$\sigma_{\text{cu,korr}}$ [N/mm ²]	k_{korr} [-]	$\sigma_{\text{cu,korr}}$ [N/mm ²]	k_{korr} [-]
1,50	4,01	267,33	3,75	250,00
1,75	4,41	252,00	4,15	237,14
2,00	4,80	240,00	4,54	227,00
2,25	5,20	231,11	4,94	219,55

Tab. 3.3: Berechnung des Faktors k_{korr} und der korrigierten Zugfestigkeiten.

Durch diese Vorgehensweise können Zugfestigkeiten für einen Fasergehalt von 2,25 % und ein Betonalter von etwa 28 Tagen „extrapoliert“ werden. Die so hergeleiteten Zugfestigkeiten sollen im Folgenden gemeinsam mit den eigentlichen Versuchsergebnissen betrachtet werden.

3.2.2 Bestimmung der erforderlichen Beiwerte

3.2.2.1 Faserorientierungsfaktor

Die dem Beton zugegebenen Fasern haben die Aufgabe, die Entwicklung von Rissen zu behindern. Dabei treten Risse je nach Beanspruchungsart hauptsächlich normal zur Richtung der Hauptspannungen auf. Eine Faser entfaltet genau wie konventionelle Bewehrung dann ihre optimale Wirkung, wenn sie in Richtung der Zugspannungen in die Matrix eingebettet ist und den Riss senkrecht kreuzt. Bei kurzfaserbewehrten Betonen ist dies jedoch nur selten der Fall. Risse in der Matrix werden meist schräg überbrückt, was eine reduzierte Wirksamkeit der Fasern zur Folge hat.

Hier stellt sich die Frage, wie sich die zugegebenen Fasern in einem Verbundkörper orientieren. Bei den in der Literatur zu findenden Analysen wird der Einfluss der Faserorientierung auf die Wirksamkeit der Fasern in der Regel mit einem sogenannten Faserorientierungsbeiwert η_1 beschrieben, der meistens als Mittelwert des Verhältnisses aller in Richtung der Zugspannung projizierter Faserlängen zur tatsächlichen Faserlänge definiert wird.

Geht man von einer im statistischen Sinne gleichmäßigen Verteilung der Fasern aus, so lassen sich Faserorientierungsbeiwerte mit analytischen Ansätzen auf vielfältige Art bestimmen. Tatsächlich werden die Faserorientierung und damit auch die Eigenschaften von faserbewehrtem Beton aber durch die geometrischen Randbedingungen (Ecken, Ränder), die Betonagerichtung, Art und Dauer der Verdichtung, die Frischbetonkonsistenz, die Größe der Zuschläge, den Fasergehalt und die Fasergeometrie beeinflusst. Eine im statistischen Sinne gleichmäßige Verteilung ist daher in vielen Fällen nicht gegeben.

Tabelle 3.4 zeigt eine Zusammenfassung der in der Literatur angegebenen Faserorientierungsbeiwerte für unterschiedliche räumliche Faserverteilungen.

	Romualdi ¹	Abolitz & Agbim ¹ , bei unterschiedl. Herleitung		Krenchel ¹	Parimi & Rao ¹	Kar & Pal ¹	Schnütgen ¹	Schönlín ¹	Soroushian & Lee ²	Soroushian & Lee, nach (Anh. A-4) ²
$\eta_{1,3D}$	0,405	0,5	0,333	0,200	0,500	0,333	0,506	0,667	0,405	-
$\eta_{1,2D}$	-	0,637	0,5	0,375	0,637	0,444	0,610	0,785	0,505	0,465
$\eta_{1,1D}$	-	-	-	-	-	0,825	1	-	0,67	0,481

Tab. 3.4: Faserorientierungsfaktoren bei unterschiedlichen räumlichen Randbedingungen, nach ¹[Lin 1999], ²[Soroushian 1990]. Die Ermittlung nach *Schnütgen* ist von Fasergehalt, Querdehnzahl und dem Verhältnis E_f/E_m abhängig, hier sind die Ergebnisse für einen Fasergehalt von 2,25 Vol-% und dem Elastizitätsmodul der verwendeten Fasern und der Matrix angegeben. Die Berechnung der Faserorientierungsbeiwerte nach *Schnütgen* und nach *Soroushian/Lee* ist in Anhang A-4 dargestellt.

Da eine genauere Bestimmung des Faserorientierungsbeiwertes, z. B. durch Computertomografie ([Schnell 2008], [Schnell 2010]) war im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich, da die Auflösung der zur Verfügung stehenden Computertomographen für die Darstellung der feinen PVA-Fasern nicht ausreichend war. Es wird daher der in Anhang A-4 ermittelte gewichteten Faserorientierungsbeiwert nach *Soroushian und Lee* von $\eta_1 = 0,48$ im Weiteren verwendet werden. Dies stellt eine Vereinfachung dar, da bei steigendem Fasergehalt eine zunehmende Ausrichtung der Fasern stattfindet.

3.2.2.2 Snubbingfaktor g

In Abschnitt 3.1.3.2 wurde das Vorgehen zur Ermittlung des Snubbingfaktors beschrieben. Die Ermittlung anhand von Einzelfaserauszugsversuchen ist für die Betrachtung einer Faserbetonzugprobe jedoch ungeeignet. Es muss daher versucht werden, den Snubbing-Faktor auf Bauteilebene zu ermitteln. Dabei müssen die folgenden Annahmen beachtet werden:

- Als Fläche des Bruchquerschnitts werden die in Tabelle 3.5 angegebenen Mittelwerte der Bruchquerschnitte der gültig geprüften Probekörper verwendet.

Fasergehalt [%]	1,50	1,75	2,00	2,25
KP	953,08	989,06	934,95	950,98
GP	1.228,08	1.381,75	1.336,72	1.316,64

Tab. 3.5: Mittlere Querschnittsflächen an der Bruchstelle in [mm²].

- Da keine Einzelfaserauszugsversuche sondern die gesamte Querschnittsfläche eines Faserbeton-Probekörpers im Zugversuch betrachtet wird, soll die effektive Faserauszugslänge L_1' der nominellen Faserauszugslänge L_1 entsprechen.

- L_1 soll zu $l_f / 4 = 3 \text{ mm}$ angenommen werden, da statistisch die meisten Fasern nach $l_f / 4$ der Faserlänge den Riss kreuzen: $L_1' \approx L_1 = 3 \text{ mm}$.
- Der Snubbing-Faktor g soll sowohl für die sich aus den Zugversuchen ergebenden Zugfestigkeiten als auch für die in Abschnitt 3.2.1 ermittelten korrigierten Zugfestigkeiten berechnet werden. Hierdurch können bei Betrachtung der Ergebnisse für den Fasergehalt 2,25 % Rückschlüsse auf die Änderung der Verbundfestigkeit bei zunehmender Alterung der Probekörper gewonnen werden. Damit ergeben sich unter Berücksichtigung der in den Tabellen 3.1 und 3.3 angegebenen Zugfestigkeiten und den in Tabelle 3.5 angegebenen Querschnittswerten die folgenden Bruchlasten:

Fasergehalt [%]	GP		KP	
	$P_{\text{cu,Versuch}} [\text{N}]$	$P_{\text{cu,korr}} [\text{N}]$	$P_{\text{cu,Versuch}} [\text{N}]$	$P_{\text{cu,korr}} [\text{N}]$
1,50	5.317,6	4.924,6	3.574,1	3.574,1
1,75	6.010,6	6.093,5	4.094,7	4.104,6
2,00	6.469,7	6.416,3	4.244,7	4.244,7
2,25	5.872,2	6.846,5	4.384,0	4.697,8

Tab. 3.6: Bruchlasten und korrigierte Bruchlasten beider Probekörpergeometrien.

- Da der Faserauszugswinkel ϕ nicht bekannt ist, muss dieser durch eine „Rückwärtsrechnung“ ermittelt werden. Hierbei werden die Gesamtproben betrachtet, wodurch sich ein über die Fläche des Bruchquerschnitts gemittelter Faserauszugswinkel ergibt.

Die ausführliche Berechnung ist in Anlage A-5 durchgeführt worden. Man erhält für den mittleren Faserauszugswinkel ϕ und den Snubbing-Faktor g :

Fasergehalt [%]	GP				KP			
	Versuch		korrigiert		Versuch		korrigiert	
	$g [-]$	$\phi [^\circ]$	$g [-]$	$\phi [^\circ]$	$g [-]$	$\phi [^\circ]$	$g [-]$	$\phi [^\circ]$
1,50	1,762	61,28	1,693	58,74	1,636	56,31	1,636	56,31
1,75	1,639	56,51	1,651	57,02	1,599	54,46	1,600	54,66
2,00	1,625	55,81	1,621	55,49	1,570	53,21	1,570	53,21
2,25	1,462	47,02	1,584	53,91	1,489	48,74	1,548	52,02

Tab. 3.7: Nach Anhang A-5 ermittelte Snubbing-Faktoren und Faserauszugswinkel (gemittelte Werte).

Es wird deutlich, dass der mittlere Faserauszugswinkel mit zunehmendem Fasergehalt abnimmt, die Fasern also stärker in Zugrichtung angeordnet sind (s. Abb. 3.7). Außerdem zeigt sich, dass die Faserbewehrung in den kleinen Probekörpern geringfügig stärker in Zugrichtung orientiert ist, als bei den großen Probekörpern. Weiterhin hat sich die in Abschnitt 3.2.1 aufgestellte Vermutung, dass g vom Fasergehalt abhängig ist, als richtig erwiesen.

Da der Faserorientierungsbeiwert vereinfacht als konstant angenommen wurde, sich jedoch mit steigendem Fasergehalt eine zunehmende Ausrichtung der Fasern ergibt, die bei der Ermittlung des Snubbing-Faktors in diesem Fall nicht über den Faser-

orientierungsbeiwert berücksichtigt werden konnte, sind in den berechneten Snubbing-Faktoren zusätzliche Einflüsse aus der vom Fasergehalt abhängigen Faserorientierung enthalten.

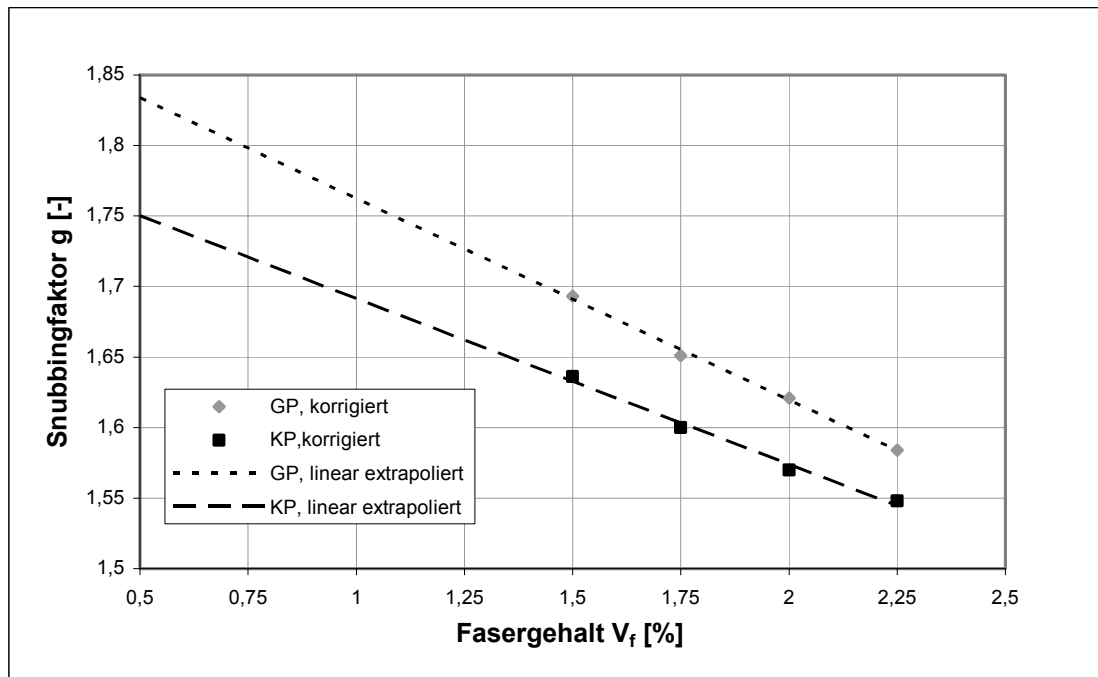


Abb. 3.7: Abhängigkeit des Snubbing-Faktors g vom Fasergehalt.

Zur besseren Handhabung und weil die Abweichungen der Snubbing-Faktoren bei den unterschiedlichen Fasergehalten und Probekörpergeometrien von den Mittelwerten nur gering sind, soll der Snubbing-Faktor im Folgenden vereinfacht zu $g = 1,62$ (Tab. 3.7, GP bei 2,00%) angenommen werden.

3.2.2.3 Verbundfestigkeit τ

Da nun alle zur Berechnung der Zugfestigkeit nach Gleichung (3.24) erforderlichen Parameter mit Ausnahme der Verbundfestigkeit τ bekannt sind, kann die Verbundfestigkeit unter Verwendung der korrigierten Zugfestigkeiten ermittelt werden.

Mit: $l_f/d_f = 12/0,04 = 300$
 $\eta_1 = 0,48$

und den Snubbing-Faktoren g_{korrr} nach Tabelle 3.7 erhält man dann für ein Probenalter von etwa 28 Tagen:

Fasergehalt [%]	1,50	1,75	2,00	2,25
GP	1,10	1,06	1,03	1,02
KP	1,06	1,03	1,00	0,98

Tab. 3.8: Verbundfestigkeit τ [N/mm²]

Man erhält für die großen Probekörper eine mittlere Verbundfestigkeit von 1,05 N/mm² und für die kleinen Probekörper von 1,02 N/mm². Es soll daher im Weite-

ren für die Verbundfestigkeit in der Kontaktfläche zwischen der Matrix und den PVA-Fasern von $\tau = 1 \text{ N/mm}^2$ ausgegangen werden. Die in Tab. 3.8 dargestellte Abnahme der Verbundfestigkeit mit zunehmendem Fasergehalt lässt sich anhand des als konstant angenommenen Snubbing-Faktors erklären.

Dies entspricht auch der von *van Zijl* in [*van Zijl 2005*] für oberflächenbeschichtete PVA-Kurzfasern angegebenen Verbundfestigkeit.

Mit zunehmendem Alter der Probekörper steigt die Verbundfestigkeit, wie in Abschnitt 2.6.3.3 beschrieben, an. Da sich zusätzlich infolge Abbindens von bisher unhydriertem Zement Aufwüchse auf den Fasern (s. Abschnitt 4.1.3) bilden können, wodurch der Querdruck auf die Fasern steigt, und die Matrixfestigkeit zunimmt, versagen die Fasern zunehmend durch Bruch und werden nicht mehr ausgezogen. Dies führt zu einer Verringerung der Bruchdehnung und der Zugfestigkeit und bedingt außerdem, dass die Zugfestigkeit nicht mehr nach Gleichung (3.24) berechnet werden kann, da diese Gleichung Versagen durch überwiegenden Faserauszug voraussetzt.

3.2.2.4 Kritischer Fasergehalt V_f^{crit}

Die Ermittlung des kritischen Fasergehaltes mit Gleichung (3.23) ist für das weitere Vorgehen vorerst nicht sinnvoll, da die Bestimmung von $J_{c,\text{tip}}$ nicht ohne Weiteres möglich ist, sondern anhand von Versuchen oder indirekt durch die Auswertung von Spannungs-Rissöffnungs-Beziehungen erfolgen muss. Allerdings kann V_f^{crit} annähernd durch Einsetzen der Matrixbruchfestigkeit in Gleichung (3.24) bestimmt werden. Da der Snubbing-Faktor wie in Abb. 3.7 dargestellt mit abnehmendem Fasergehalt wesentlich ansteigt, muss die Zunahme des Snubbing-Faktors durch eine iterative Berechnung von V_f^{crit} berücksichtigt werden. Man erhält dann:

	σ_{mu} [N/mm ²]	η_1 [-]	g [-]	τ [N/mm ²]	l_f / d_f [-]	V_f^{crit} [%]
GP	2,90	0,48	1,74	1,00	300	1,16
KP	2,14	0,48	1,71	1,00	300	0,87

Tab. 3.9: Ermittlung des kritischen Fasergehaltes mit g iterativ ermittelt nach Abb. 3.8.

Für beide Probegeometrien beträgt der kritische Fasergehalt demnach ca. 1 Vol-%. In [*Büge 2008*] wurden Biegezug- und Zugversuche an Betonen gleicher Zusammensetzung wie der in dieser Arbeit verwendeten durchgeführt, jedoch mit geringeren Fasergehalten. Hierbei wurde im Biegezugversuch bereits bei Fasergehalten von 0,76 Vol-% eine deutlich ausgeprägte Risszone mit multipler Rissbildung beobachtet. Der niedrigste für die Durchführung von zentrischen Zugversuchen verwendete Fasergehalt betrug 1,25 Vol-%. Auch hier wurde multiple Rissbildung und eine mittlere Bruchdehnung von über 2 % festgestellt. Es kann demnach davon ausgegangen werden, dass der auf diese Weise berechnete kritische Fasergehalt von im Mittel ca. 1 Vol-% eine gute Näherung darstellt.

3.3 Zusammenfassung

3.3.1 Bemessungsansatz

In diesem Kapitel wurden verschiedene Bemessungsansätze für kurzfaserbewehrte Betone vorgestellt und diskutiert. Es wurde entschieden, für die Betrachtung der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Zugversuche den Ansatz nach *Li*, Gleichung (3.24), zu verwenden. Anhand dieses Ansatzes wurden aus den Zugversuchen an nur kurzfaserbewehrten Probekörpern die erforderlichen Parameter wie Snubbing-Faktor und Verbundfestigkeit ermittelt.

Da dieser Ansatz nur Faserbetone betrachtet, die durch überwiegenden Faserauszug versagen, kann er nicht für gealterte Proben verwendet werden, da das Versagen hier maßgebend durch Faserbruch infolge höherer Verbundfestigkeit verursacht wird. Da zusätzlich mit der Alterung viele weitere Effekte verbunden sind, die nicht oder noch nicht vollständig erforscht bzw. nur schwer zu erfassen sind, besteht keine Möglichkeit, die Zugfestigkeit gealterter Proben zu ermitteln. In Kapitel 5 wird daher ein Ansatz mit einem empirisch ermittelten Alterungsfaktor vorgeschlagen.

3.3.2 Bruchdehnung

In Abb. 3.8 sind die Bruchdehnungen in Abhängigkeit von Fasergehalt und Probekörpergeometrie dargestellt.

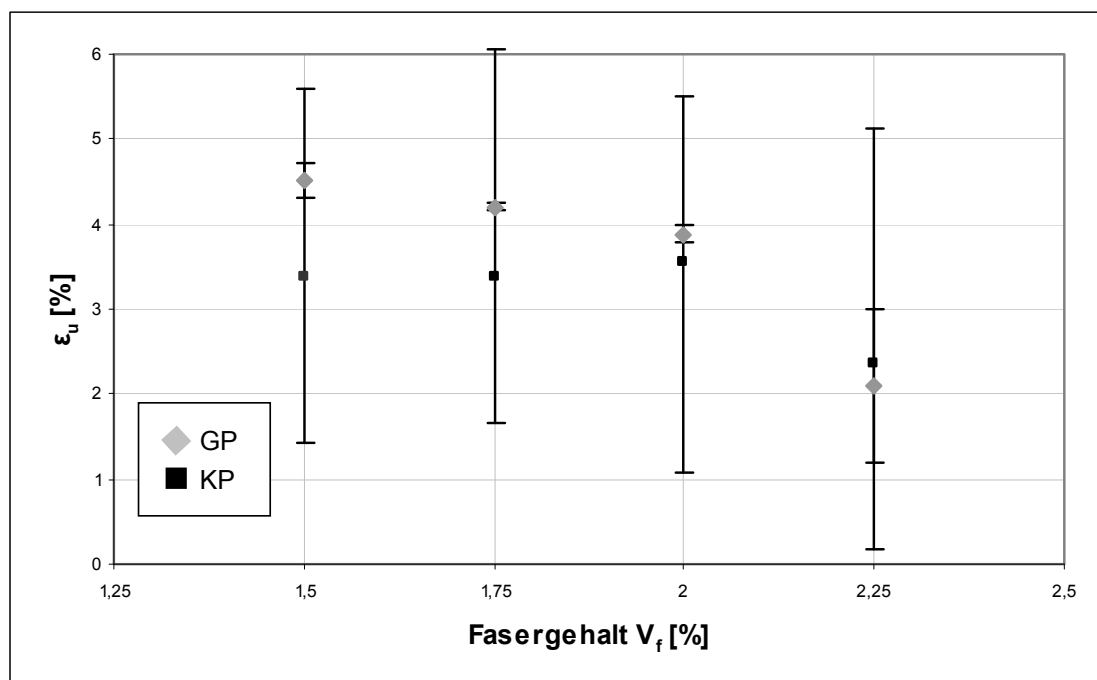


Abb. 3.8: Abhängigkeit der Bruchdehnung vom Fasergehalt und der Probengeometrie.

Die Bruchdehnung der großen Probekörper nimmt mit steigendem Fasergehalt ab, während die Bruchdehnung der kleinen Probekörper leicht ansteigt bzw. annähernd gleich bleibt. Bei älteren Proben fällt die Bruchdehnung stark ab. Anhand Abb. 3.8. kann angenommen werden, dass die Bruchdehnung bei einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% im Bereich von etwa 3,5 % liegt, unabhängig von der Probekörpergeometrie.

Die Bestimmung der zu erwartenden Bruchdehnung ist mit keinem der vorgestellten Modelle möglich. Die anhand Gleichung (3.25a) bzw. (3.25b) berechneten Dehnungen bei Erreichen der Faserwirksamkeit liegen für die ermittelte Verbundspannung von 1 N/mm² bei 1,5 % bzw. 3,0 %. Damit unterschätzen sie die tatsächlichen Bruchdehnungen deutlich und können nur als Schätzwerte betrachtet werden. Zur Ermittlung der tatsächlich zu erwartenden Bruchdehnung muss daher für jede verwendete Faser-Matrix-Kombination eine ausreichende Anzahl von Materialversuche durchgeführt werden.

3.3.3 Geometrieeffekte, Nachbehandlung, Qualität der Ausgangsstoffe

Der Unterschied zwischen kleinen und großen Probekörpern, bezüglich der Zugfestigkeit als auch der Bruchdehnung, ist im Wesentlichen auf Maßstabs- bzw. Geometrieeffekte zurückzuführen. Der Einfluss der unterschiedlichen Nachbehandlung spielt nach [Mechtcherine 2005] zusätzlich eine Rolle, da Zugfestigkeit und Bruchdehnung durch eine Lagerung in der Klimakiste gegenüber der freien Lagerung in der Prüfhalle abgemindert werden. Die Zugversuche ohne Kurzfasern bzw. mit einem Fasergehalt von 2,25 % haben gezeigt, dass die Qualität der Ausgangsstoffe ebenfalls einen starken Einfluss auf Zugfestigkeit und Bruchdehnung hat. So nehmen bei der Verwendung von älterem Zement (6 Monate alt) Zugfestigkeit und Bruchdehnung ebenfalls ab, während die Rissbreiten zunehmen.

3.3.4 Vorschläge für die Bemessung

Mechtcherine schlägt in [Mechtcherine 2005] für die Bemessung bzw. für die Ermittlung des Widerstandes hochduktiler Betone unter Zugbeanspruchungen den Ansatz eines elastisch-plastischen Materialverhaltens vor. Bei diesem Ansatz werden neben dem Elastizitätsmodul E_c des ungerissenen Betons, die zulässige Zugspannung und die zulässige Bruchdehnung benötigt. Der Elastizitätsmodul kann direkt aus entsprechenden Versuchen übernommen werden, während die zulässige Zugfestigkeit und die zulässige Bruchdehnung unter Verwendung von Abminderungsfaktoren aus den Messwerten der Erstrissspannung oder eventuell auch der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung abgeleitet werden müssen. Nach [Mechtcherine 2005] ist eine abgesicherte Angabe dieser Abminderungsfaktoren noch nicht möglich, es könne jedoch qualitativ festgestellt werden, dass vor allem bezüglich der Bruchdehnung aufgrund der großen Streuungen eine stärkere Abminderung notwendig ist.

Für die Schnittgrößenermittlung bzw. die Analyse des Festigkeits- und Verformungsverhaltens ist eine möglichst präzise, aber auch möglichst einfache Abbildung des charakteristischen Materialverhaltens anzustreben. Mechtcherine schlägt hierfür eine bilineare Spannungs-Dehnungs-Linie vor, Abb. 3.9. Benötigt werden hierfür der Elastizitätsmodul des ungerissenen Faserbetons, die Erstrissspannung, die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung. Auf die Darstellung des abfallenden Astes der Spannungs-Dehnungs-Kurve wird verzichtet, da der Einfluss relativ gering ist und zur Beschreibung zusätzliche Parameter notwendig sind.

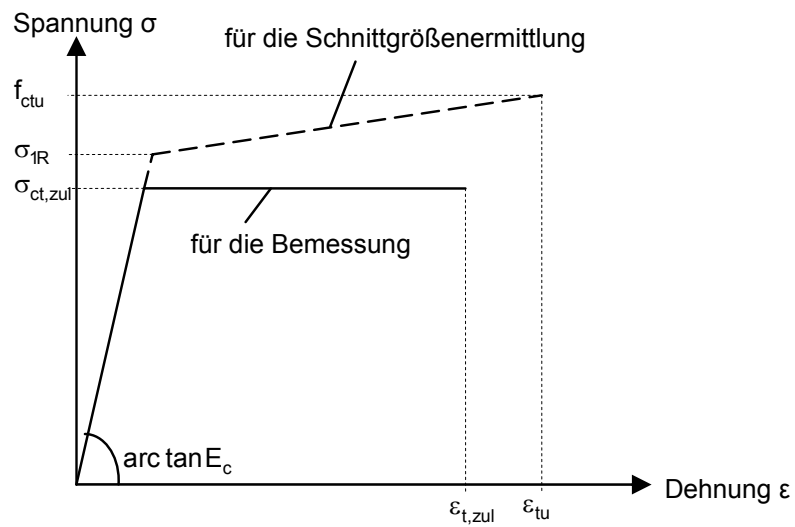


Abb. 3.9: Vorschlag für das Verhalten hochduktiler Faserbetone unter einaxialer Zugbeanspruchung nach [Mechtcherine 2005].

4 Textilbeton: Stand der Wissenschaft und Analyse der eigenen Versuche

Ein wichtiger Werkstoff für die Verwirklichung tragender Bauteile im Bauwesen ist der Stahlbeton. Bei diesem Baustoff ermöglicht die Verbindung der guten Druckfestigkeit des Betons mit der hohen Zugfestigkeit der Stahlbewehrung ein für viele Bauanwendungen geeignetes Tragverhalten. Ein neueres Verbundmaterial, das auf den gleichen Tragwirkungen beruht, ist der Textilbeton, bei dem multiaxiale Textilien in eine Feinbetonmatrix eingelegt werden. Hiermit sind dünne Bauteile mit sowohl hoher Druck- als auch Zugfestigkeit möglich. Die verwendeten technischen Textilien können in Richtung der Hauptspannungsrichtung ausgerichtet werden, wodurch die Textilbewehrung gegenüber der Kurzfaserbewehrung eine höhere Wirksamkeit besitzt.

Da Textilbeton ein neuartiger Werkstoff ist, ist das für die sichere Bemessung von tragenden Bauteilen aus Textilbeton erforderliche Wissen noch nicht vollständig. Die wesentlichen Erkenntnisse über das Tragverhalten textilbewehrter Bauteile stammen aus zwei Sonderforschungsbereichen (SFB) der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG). Der SFB 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“ an der RWTH Aachen und der SFB 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“ an der TU Dresden untersuchen die maßgebenden Mechanismen bezüglich der Dauerhaftigkeit, dem Verbundverhalten und dem Tragverhalten. Im Rahmen dieser Sonderforschungsbereiche sollen Richtlinien und standardisierte Abläufe zur Bemessung dünner Bauteile aus Textilbeton zu entwickeln. Außerhalb dieser Sonderforschungsbereiche wird Textilbeton weltweit untersucht.

4.1 Theoretische Grundlagen für die Textilbewehrung bei zentrischem Zug

4.1.1 Verbundverhalten

Das Verbundverhalten textiler Bewehrungen unterscheidet sich stark von dem anderer Bewehrungsmaterialien wie z. B. Stahl, da die Rovings bzw. Garne, aus denen die Textilien hergestellt werden, keine homogene Struktur aufweisen, sondern aus einer Vielzahl einzelner Filamente bestehen, wobei generell zwischen zwei Gruppen der im Roving enthaltenen Filamente unterschieden werden muss.

Die außen liegenden Filamente mit direktem Kontakt zur Matrix zeigen ein besseres Verbundverhalten als die im Inneren des Rovings liegenden Filamente, die nur indirekt durch den Verbund mit den äußeren Filamenten belastet werden. Demzufolge spielt also nicht nur das Verbundverhalten zwischen den einzelnen Filamenten und der Matrix, sondern auch der Verbund von Filament zu Filament eine wichtige Rolle.

Ein Roving besteht aus einer Vielzahl von Einzelfilamenten, was bedeutet, dass nur die äußeren Filamente eines Rovings direkte Berührungsflächen mit der umgebenden Betonmatrix aufweisen. Daher ist nur ein Teil des Rovings im Beton verankert, der Rest der Filamente kann im Inneren des Rovings leicht gleiten. Aufgrund der

schichtungen oder eine Imprägnierung der Rovings oder Textilien eine wichtige Rolle, da sie das Verbundverhalten beeinflussen.

Nach einem Matrixbruch werden die Zugspannungen im gerissenen Querschnitt vollständig von den Filamenten aufgenommen. Aufgrund des unterschiedlichen Verbundverhaltens zwischen Kern- und Mantelfilamenten ist auch die Dehnungsverteilung unterschiedlich. Die Mantelfilamente mit einer hohen Verbundfestigkeit zur Matrix benötigen eine kürzere Lasteinleitungslänge als die Kernfilamente, um im Rissquerschnitt die gleiche Dehnung zu erreichen (vgl. Abb. 4.1).

4.1.2.1 Besonderheiten im Tragverhalten textilbewehrter Betone

Gewöhnlich wird das Tragverhalten anhand von Zug- oder Biegezugversuchen beurteilt. Biegezugversuche sind einfacher durchzuführen, wohingegen die Spannungs-Dehnungs-Kurve aus einaxialen Zugversuchen genauere Informationen über die Materialeigenschaften liefert. In beiden Fällen zeigt Textilbeton ein Tragverhalten, das dem von herkömmlichem Stahlbeton sehr ähnlich ist. Unter einaxialer Zugbeanspruchung ergibt sich typischerweise eine Spannungs-Dehnungs-Linie, wie sie in Abb. 4.2 dargestellt ist.

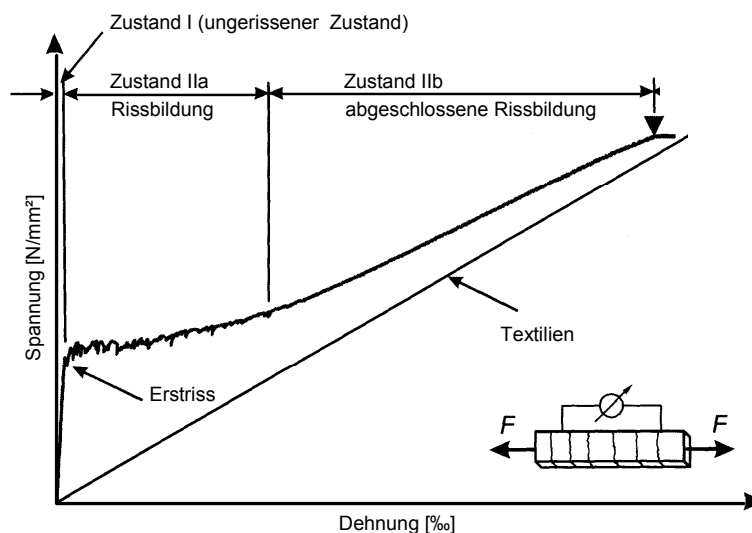


Abb. 4.2: Spannungs-Dehnungs-Kurve von textilbewehrtem Beton unter einaxialer Zugbelastung, nach [Hegger 2004].

In der folgenden Erläuterung der Spannungs-Dehnungs-Kurve eines mit in Zugrichtung ausgerichteten Garnen bewehrten Probekörpers wird lediglich auf die wesentlichen Merkmale des Trag- und Verformungsverhaltens eingegangen, Besonderheiten werden im Anschluss behandelt.

- Zu Beginn der Belastung entspricht die Steifigkeit des ungerissenen Verbundwerkstoffs in etwa dem Elastizitätsmodul des Feinbetons (Zustand I).
- Wird die Zugfestigkeit der Betonmatrix überschritten, entsteht der erste Riss. Die gesamte Zugkraft im Rissquerschnitt muss von der Bewehrung aufgenommen werden, andernfalls versagt der Verbundwerkstoff (unterkritische Bewehrung). Bei einer Steigerung der Last entstehen weitere Risse (Vielfachrissbildung – Zu-

stand IIa). Durch den Verbund zwischen den Filamenten und dem Beton wird die Zugkraft in den Beton zurückgeleitet. Wird die Zugfestigkeit der Matrix erneut erreicht, entsteht der nächste Matrixriss. Der Rissabstand und die Rissbreite werden durch die Bewehrung, die Verbundeigenschaften zwischen Bewehrung und Matrix und die Zugbruchdehnung der Matrix bestimmt. Während der Vielfachrissbildung zeigt die Spannungs-Dehnungs-Linie einen leichten Anstieg.

- In der Phase der abgeschlossenen Rissbildung (Zustand IIb) entstehen fast keine weiteren Risse. Wird die Last weiter gesteigert, so werden die Filamente gedehnt, bis schließlich ihre Zugfestigkeit erreicht ist. Die Steifigkeit im Zustand IIb entspricht nicht dem Elastizitätsmodul der Bewehrung. In den meisten Untersuchungen lag die Steifigkeit des Komposits in diesem Zustand 10 bis 30 % unterhalb der Steifigkeit der reinen Bewehrung, worauf später noch weiter eingegangen wird. Die Spannungs-Dehnungs-Linie verläuft etwa parallel zur Spannungs-Dehnungs-Linie des reinen Textils. Der Unterschied zwischen den beiden Kurven beruht auf dem sogenannten Tension-Stiffening-Effekt.
- Ein Bereich mit plastischer Verformung des Bewehrungsmaterials (Zustand III) entsteht bei textilbewehrtem Beton nicht, da die verwendeten Bewehrungsmaterialien (AR-Glas-, Carbon-Fasern) kein plastisches Verformungsvermögen besitzen. Wird die Zugbruchdehnung der Bewehrung erreicht, versagt der Textilbeton spröde.

Bei genauerer Betrachtung zeigt Textilbeton im Tragverhalten Eigenheiten, die speziell bei der Bewehrung mit Multifilamentgarnen entstehen und auch vom verwendeten Garnmaterial abhängen. Obwohl in den unterschiedlichen Forschungsprojekten zahlreiche Versuche durchgeführt wurden, konnten diese Phänomene bisher nicht im Detail erklärt werden, da die Versuchsergebnisse immer von einer Vielzahl unterschiedlicher Einflussfaktoren abhängen, wie z. B. dem verwendeten Textil und der Matrixzusammensetzung. Die wichtigsten der bekannten Phänomene werden im Folgenden kurz vorgestellt.

Steifigkeit des Verbundwerkstoffs im Zustand I

Viele Modelle, die sich mit Verbundwerkstoffen in zementhaltiger Matrix befassen, z. B. das ACK-Modell [Aveston 1971] oder das OH-Modell [Ohno 1994], beschreiben die Steifigkeit des Verbundmaterials mit dem idealen Elastizitätsmodul entsprechend der Volumenanteile von Matrix und Fasern. Hierdurch kann der Elastizitätsmodul des Verbundmaterials gegenüber dem der Feinbetonmatrix, abhängig von der Steifigkeit und dem Volumenanteil der Fasern, leicht ansteigen. Multifilamentgarne besitzen normalerweise Packungsdichten zwischen 30 % und 70 %, was zu einer Verringerung des Steifigkeitsanstiegs führt. In den meisten Fällen liegt bei einem Vergleich der Steifigkeiten zwischen unbewehrter und bewehrter Feinbetonmatrix die Differenz daher im Bereich der Streubreite der Versuchsergebnisse.

Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung, Rissbild

Die Kenntnis des Rissprozesses ist bei der Ermittlung des Tragvermögens und des Verformungsverhaltens von maßgebender Bedeutung. Der Rissabstand und die Rissbreite werden durch die Bewehrung, die Verbundeigenschaften zwischen Bewehrung und Matrix und durch die Zugbruchdehnung der Matrix bestimmt. Bei der

Modellierung des Tragverhaltens muss zwischen dem Verbundverhalten auf der mikroskopischen Ebene, welches das physikalische Zusammenwirken der Ausgangsmaterialien Beton und Textil beschreibt, und dem makroskopischen Verbundverhalten zur Darstellung des Verbundverhaltens mit Auswirkung auf das Tragverhalten des gesamten Bauteils unterschieden werden.

Steifigkeit im Zustand IIb

In der Phase der abgeschlossenen Rissbildung (Zustand IIb) entstehen praktisch keine weiteren Risse. Bei einer Steigerung der Belastung werden die Filamente solange gedehnt, bis ihre Zugfestigkeit erreicht ist, weshalb die Spannungs-Dehnungs-Linie annähernd parallel zu der der reinen Bewehrung verläuft. Die horizontale Verschiebung zwischen den Spannungs-Dehnungs-Linien der Bewehrung und des Verbundwerkstoffs wird als Tension-Stiffening bezeichnet. Eine genaue Untersuchung von Dehnkörpern in [Jesse 2004] hat gezeigt, dass die Spannungs-Dehnungs-Linie des Verbundmaterials im Zustand IIb zwar eine gerade Linie darstellt, die jedoch nicht parallel zu der der reinen Bewehrung verläuft. Die Steifigkeit des Verbundmaterials ist somit geringer als $E_f \cdot V_f$. Da E_f eine Materialkonstante ist, muss dies auf eine Verringerung des Fasergehaltes V_f zurückzuführen sein. Da während des Versuchs keine Filamente aus dem Probekörper entfernt wurden, bedeutet dies, dass ein Teil der Filamente bereits vor Erreichen des Zustands IIb versagt haben muss.

Ohno et al. [Ohno 1994] haben ein einfaches mechanisches Modell veröffentlicht, welches die geringeren Verbundspannungen zwischen den Filamenten in Querrichtung berücksichtigt und auch auf Multifilamentgarne aus AR-Glas anwendbar ist. Sie erwähnen eine reduzierte Steifigkeit im Zustand IIb und schlagen eine Reduktion des effektiven Fasergehaltes bei der Modellierung des Tragverhaltens bei abgeschlossener Rissbildung vor. Sie erklären die Abnahme der Steifigkeit des Verbundwerkstoffs ebenfalls mit einem teilweisen Versagen der Filamente während der Rissbildungsphase.

Bruchtragfähigkeit und Bruchdehnung

Einer der Hauptunterschiede zwischen mit Kurzfasern bewehrten Betonen und Textilbetonen ist die Bemessungsphilosophie im Bruchzustand. Die Duktilität der Kurzfaserbetone entsteht durch den Auszug der Fasern aus der Matrix, die Faserauszugskraft muss daher immer geringer als die Faserzugfestigkeit sein. Textilbeton erhält seine Duktilität dagegen aus der Dehnungskapazität der Fasern selbst, verbunden mit der Ablösung der Rovings von der Matrix. Bisherige Untersuchungen innerhalb beider Sonderforschungsbereiche haben gezeigt, dass die auf den Bewehrungsquerschnitt bezogene Festigkeit des Verbundmaterials wesentlich geringer ist als die Filamentfestigkeit. In den meisten Fällen betrug die Abminderung mehr als 50 %. Dies wird u. a. in [Molter 2005] mit der steigenden Anzahl an Filamentbrüchen bei den Verarbeitungsschritten vom Filament zum Roving und schließlich zum Textil und der damit verbundenen Reduktion der mittragenden Faserfläche begründet.

Da die Versagensmechanismen von textilbewehrtem Beton noch nicht vollständig bekannt sind, wurden und werden an der RWTH Aachen und an der TU Dresden intensive Untersuchungen der Versagensmechanismen durchgeführt. Die wichtigsten Mechanismen und Faktoren sind im Folgenden aufgezählt:

- Unschärfe der Materialeigenschaften der Filamente, vor allem der Filamentfestigkeit und des Filamentdurchmessers. Dies führt zu einer Abnahme der Filamentzugfestigkeit mit steigender Prüflänge, da die Wahrscheinlichkeit anwächst, dass innerhalb der Prüflänge eine „Schwachstelle“ vorliegt.
- Beschädigung der Filamente während der unterschiedlichen Produktionsprozesse (Filament → Roving → Textil → Verbundwerkstoff). Durch eine nachträgliche Beschichtung oder Imprägnierung des Textils können gebrochene Fasern mit intakten Fasern verklebt und dadurch wieder am Lastabtrag beteiligt werden.
- Verbundeigenschaften zwischen den einzelnen Filamenten (abhängig von der Schlichte, einer eventuellen zweiten Imprägnierung der Filamente, der Garngeometrie, dem Verbundalter und der Belastungsgeschichte).
- Filamentausrichtung (u. a. abh. von der Garnqualität und der Textilherstellung).
- Faserorientierung (Winkel zwischen den Fasern und der Belastungsrichtung).

Aufgrund der Komplexität des Tragverhaltens von Multifilamentgarnen besteht das Problem darin, vorherzusagen, ob das Versagen eines einzelnen Filaments zum vollständigen Versagen des Verbundmaterials führt oder nicht.

4.1.2.2 Zusammenfassung wichtiger Versuchsergebnisse der Sonderforschungsbereiche an der RWTH Aachen und der TU Dresden

In diesem Abschnitt werden die in [Hegger 2006] dargestellten und für die vorliegende Arbeit wichtigen Forschungsergebnisse aus Aachen und Dresden zusammengefasst. Aufgrund des Bezugs zu dieser Arbeit werden hier nur Ergebnisse berücksichtigt, die aus einaxialen Zugversuchen gewonnen wurden bzw. sich darauf beziehen und für die vorliegende Arbeit von Bedeutung sind.

Einfluss der Rovingfeinheit

Untersuchungen von Molter [Molter 2005] haben gezeigt, dass die Form des Rovingquerschnitts einen wesentlichen Einfluss auf das Tragvermögen besitzt, was durch Versuche mit Rovings unterschiedlicher Feinheit bestätigt wurde. Hierbei erreichten die feinsten Rovings die größte Effektivität, mit zunehmendem Rovingquerschnitt nahm die Zugfestigkeit des Verbundmaterials bei gleichem Bewehrungsgrad ab. Eine Erklärung hierfür bietet das Modell von Ohno et al. [Ohno 1994], bei dem der Roving in zwei Bereiche unterteilt wird. Da der aus den inneren Filamenten bestehende Kernbereich der Rovings keinen direkten Kontakt zur Matrix hat und der Verbund zwischen den Filamenten relativ schlecht ist, sind die Kernfilamente weniger beansprucht als die sie umgebenden Mantelfilamente mit direktem Kontakt zur Matrix. Das Verhältnis von inneren zu äußeren Filamenten eines Rovings beeinflusst demzufolge die Effektivität der Bewehrung.

Das zur Bestimmung des Verhältnisses von Mantel- zu Kernfasern herangezogene Geometrieverhältnis von Rovingumfang zu Rovingfläche ist nicht nur von der Rovingfeinheit, sondern auch von der Form des Rovings abhängig. So besitzen kreisrunde Rovings ein kleines Verhältnis U/A , je flacher und bändchenartiger die Rovings werden, desto größer wird U/A , was bedeutet, dass die Anzahl der Mantelfasern

gegenüber den Kernfasern ansteigt und die Last durch die größere Verbundfläche besser auf den Roving übertragen werden kann.

Einfluss einer Beschichtung

Um den Einfluss unterschiedlicher Beschichtungen zu untersuchen, wurden an der RWTH Aachen Versuche durchgeführt, bei denen das gleiche Textil mit jeweils anderer Beschichtung verwendet wurde. Die Versuche haben gezeigt, dass die Verwendung imprägnierter bzw. beschichteter Textilien eine bessere Ausnutzung des Bewehrungsquerschnitts ermöglicht, da hierdurch die Verbundeigenschaften zwischen den Kernfilamenten entscheidend verbessert und die Effektivität der Fasern deutlich erhöht werden. Dies liegt daran, dass die Imprägnierung bzw. Beschichtung der Textilien zu einer Verklebung der Filamente führt und gebrochene Filamente dadurch wieder am Lastabtrag beteiligt werden.

4.1.3 Dauerhaftigkeit

Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit werden in Deutschland vor allem an den beiden DFG-Sonderforschungsbereichen an der RWTH Aachen und der TU Dresden durchgeführt. Aus dem SFB an der RWTH Aachen stammende Ergebnisse zum Thema „Dauerhaftigkeit von AR-Glas in Beton“ wurden in Heft 558 des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton [Orlowsky 2005] veröffentlicht. Weitere Untersuchungen sind in [Butler 2009/2] dargestellt. Abschließende Erkenntnisse über die tatsächliche Dauerhaftigkeit über lange Zeiträume fehlen jedoch noch, da der Großteil der bisherigen Ergebnisse durch beschleunigte Alterung der jeweiligen Proben gewonnen wurde.

Das Zusammenwirken zwischen Matrix und Fasern ist über Monate und Jahre zeitabhängig, weshalb Bauteile aus Faserbeton häufig Eigenschaften haben, die sich im Laufe ihrer Lebenszeit ändern. Vor allem die Biegezugfestigkeit, die Bruchzähigkeit und die Bruchdehnung können im Laufe der Zeit stark abnehmen. Die dafür verantwortlichen Mechanismen wirken innerhalb der Mikrostruktur, meistens innerhalb der Faser-Matrix-Kontaktfläche.

Bei Untersuchungen zur Alterung von Faserbetonen wird meistens die Zugfestigkeit betrachtet, wobei jedoch auch oft andere Eigenschaften von Interesse sind. Normalerweise fällt die Zugfestigkeit nicht unter die der unbewehrten Matrix. Sie liegt gewöhnlich zwischen 20 und 30 % der Zugfestigkeit des Textilbetons im Alter von 28 Tagen.

Die Ursachen des zeitabhängigen Verhaltens der Materialeigenschaften sind bereits in Kapitel 2.6.3.3 kurz dargestellt worden, sollen hier jedoch noch einmal umfassender erklärt werden.

Betrachtet man die nicht gealterte Kontaktzone zwischen einer Matrix aus Portlandzement und der Glasfaserbewehrung, so sieht man, dass die Kontaktzone porös ist und dass sich in den Zwischenräumen innerhalb des Rovings keine Hydratationsprodukte befinden. Betrachtet man die Kontaktzone nach der Alterung, während der eine deutliche Verringerung der mechanischen Eigenschaften stattgefunden hat, so erkennt man dagegen, dass sowohl in der Matrix als auch innerhalb des Rovings viele Zwischenräume mit dem Hydratationsprodukt Calciumhydroxid gefüllt sind. Dieser Vorgang wird als „bundle-filling“ bezeichnet. Es wird angenommen, dass damit eine

Zunahme der Verbundfestigkeit zwischen Fasern und Matrix und im Falle eingelegter Faserbündel auch der Verbundfestigkeit zwischen den einzelnen Filamenten einhergeht, wodurch die Bruchzähigkeit des Verbundwerkstoffs beeinträchtigt wird.

Untersuchungen der Faseroberfläche von Fasern, die beschleunigt gealterten oder natürlich bewitterten Faserbetonen entnommen wurden, konnten keinen Querschnittsverlust nachweisen, unabhängig von der Art der Fasern und des Ausmaßes der am Verbundwerkstoff festgestellten Verringerung der mechanischen Eigenschaften. Demzufolge altern auch Verbundwerkstoffe, die mit Fasern bewehrt sind, welche erwiesenermaßen alkalibeständig sind (z. B. Carbonfasern). Aus diesem Grund wird meistens davon ausgegangen, dass die Alterung aller Faserbetone auf die Verdichtung der Matrix, die Verbesserung des Verbundes und auf „bundle-filling“ bzw. Mineralisierung zurückzuführen ist [Butler 2009/1], [Butler 2010].

Auch wenn dies für viele Faserbetone zutrifft, so sollte die Faserkorrosion doch nicht völlig unberücksichtigt bleiben. Zum einen verursachen „bundle-filling“ und/oder Verbundsteigerung nicht immer eine Verschlechterung der Materialeigenschaften des Verbundmaterials und zum anderen kann der Übergang der Versagensart vom Faserauszug zum Faserbruch bei Kurzfaserbetonen nicht nur durch einen verbesserten Verbund, sondern auch durch eine verringerte Faserzugfestigkeit hervorgerufen werden. Die Zugfestigkeit von Glas- und Carbonfasern wird durch die aufgetragene Schlichte und die statistische Verteilung von Oberflächendefekten bestimmt. Diese Oberflächendefekte können so klein sein, dass sie mit Raster-Elektronen-Mikroskop-Aufnahmen nicht festgestellt werden können. Dennoch können durch „Keimbildung“ und Wachstum der Oberflächendefekte Festigkeitsverluste verursacht werden, ohne dass die Defekte auf der Faseroberfläche feststellbar sind [Orlowsky 2005].

4.1.4 Dauerstandverhalten

Die Tragfähigkeit von Bauteilen, die mit einer lang anhaltenden Last beansprucht werden, ist in der Regel geringer als die Tragfähigkeit von Bauteilen, die unter einer Kurzzeitbelastung stehen. Ursache hierfür ist das zeitabhängige Last-Verformungsverhalten von Matrix, Bewehrung und Verbund, das ein vorzeitiges Versagen des Bauteils zur Folge haben kann.

Ursache des Kriechens textilbewehrter Dehnkörper kann das zeitabhängige Materialverhalten des Betons, der textilen Bewehrung und des Verbundes sein. Da jedoch Glasfasern keine Kriech- oder Relaxationserscheinungen zeigen und der Beton nach der Rissbildung nur mit einem zu vernachlässigenden Anteil am Lastabtrag beteiligt wird, können diese beiden Faktoren bei der Betrachtung des Kriechverhaltens unberücksichtigt bleiben [Molter 2005]. Vielmehr scheint das sukzessive Versagen einzelner Filamente, das während der Zugbelastung eintritt, die Hauptursache für das vorzeitige Versagen von Textilbetonbauteilen unter Dauerbelastung zu sein. Löst sich der Verbund immer weiter, so werden auch vorher nur gering belastete Rovingabschnitte stärker belastet und die Wahrscheinlichkeit, dass in dem höher belasteten Abschnitt ein Oberflächendefekt vorliegt, steigt an.

Aufgrund unterschiedlicher Verbundeigenschaften der inneren und äußeren Filamente in einem Rovingquerschnitt kommt es zu unterschiedlichen Dehnungs- und Spannungszuständen. Die äußeren Filamente mit gutem Verbund zur Matrix sind hoch

beansprucht, während die inneren Filamente noch weit unter dem Bruchspannungsniveau belastet sind. Nach dem Versagen einzelner äußerer Filamente stellen sich Spannungsumlagerungen von außen nach innen ein, was mit einer Verformungszunahme einhergeht.

In [Molter 2005] wird für die Bemessung dauerhaft beanspruchter Textilbetonbauteile in trockener Umgebung ein Reduktionsfaktor $\kappa = 0,7$ vorgeschlagen, da bei diesem Lastniveau sowohl in den dort vorgestellten Untersuchungen als auch bei an der TU Dresden durchgeführten Versuchen keine nennenswerten Dehnungszunahmen bei Dauerbelastung festgestellt wurden.

4.2 Bemessungsmodelle

Die im Folgenden vorgestellten Bemessungsmodelle für textilbewehrten Beton unter zentrischem Zug beruhen im Wesentlichen auf Forschungsergebnissen der beiden DFG-Sonderforschungsbereiche in Dresden und Aachen. Das unter Abschnitt 4.2.1 vorgestellte Modell wurde bereits vor der Einrichtung der beiden Sonderforschungsbereiche veröffentlicht. Um eine kompakte Darstellung der Bemessungskonzepte mit Bezug zu der vorliegenden Arbeit zu erhalten, werden Aspekte, die für die vorliegende Arbeit nicht wesentlich sind, z.B. der Einfluss von Rissuferverschiebungen oder von der Belastungsrichtung abweichender Textilorientierung, hier nicht berücksichtigt.

4.2.1 Bemessungskonzept nach Heft 488 des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton „Sachstandsbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau“ [Curbach 1998]

Üblicherweise wird die Bruchspannung eines Verbundwerkstoffes aus dem Faservolumengehalt, einem Faktor zur Berücksichtigung der Faserorientierung, der Faserbruchspannung und einem Faktor zur Berücksichtigung der Einflüsse aus den Verbundbedingungen, der Faserverschädigung, der Fasergeometrie und der Zeitabhängigkeit bestimmt. Der vorzeitige Teilausfall der Fasern wird dabei maßgeblich von der Herstellart, der Matrix, dem Verbundverhalten und der Faserorientierung bestimmt.

Beim Erscheinen von [Curbach 1998] befand sich die Textilbetontechnologie noch in ihrer Anfangszeit und die Eigenschaften von Textilbetonen waren noch weitgehend unerforscht. Ein in sich konsistentes mechanisches Modell existierte nicht. Aufgrund von Tastversuchen, die am Institut für Massivbau der RWTH Aachen durchgeführt wurden, wurde ein erster Bemessungsansatz entwickelt, der in dem Sachstandsbericht vorgestellt wurde.

Die aufnehmbaren Zugspannungen f_{ct} , die Spannungen $f_{ct,1}$ bei der Erstrissbildung und die Bruchdehnung ε_{ctu} können damit theoretisch abgeschätzt werden. Dabei ist zu beachten, dass die erforderlichen Beiwerte aus Versuchen abgeleitet wurden und für andere Textil-Matrix-Kombinationen, als die in den Versuchen verwendeten, überprüft werden müssen.

Seit dem Erscheinen von [Curbach 1998] haben erhebliche Weiterentwicklungen stattgefunden. Das in dem Sachstandsbericht vorgestellte Modell soll hier trotzdem

dargestellt werden, da es zum Verständnis der darauf aufbauenden Konzepte hilfreich ist.

4.2.1.1 Zugfestigkeit f_{ct}

Die aufnehmbaren Zugspannungen f_{ct} lassen sich aus dem Fasergehalt, der Faserzugfestigkeit, den Wirkungsfaktoren für den Faserwinkel sowie einem Faktor zur Berücksichtigung ungleichmäßiger Faserspannungen und vorzeitigem Faserteilveragen bestimmen. Dazu wird zunächst die effektive Faserfläche S_f aus der Anzahl der Rovings n_{Fi} , ihrer Querschnittsfläche A_{Fi} und aus Beiwerten für die Faserorientierung K_{0i} nach Tabelle 4.1 berechnet.

$$S_f = \sum n_{Fi} \cdot A_{Fi} \cdot K_{0i} \quad (4.1)$$

Faserwinkel [°]	0	15	30	45	60
K_0	1,0	0,75	0,5	0,28	0,15

Tab. 4.1: Beiwerte K_0 in Abhängigkeit vom Faserwinkel. Nach [Curbach 1998].

Die auf die Betonfläche bezogene Spannung f_{ct} ergibt sich durch Multiplikation von S_f mit der Zugfestigkeit der Fasern und einem Beiwert K_1 , der die Fasereffektivität bei gleichzeitiger Wirkung von Querdruck und Biegespannungen im Rissbereich erfasst. Aus Versuchen an der RWTH Aachen wurde der Beiwert K_1 zu 0,67 bestimmt. Die fiktive Bruchspannung f_{ctu} ergibt sich dann mit der Querschnittsfläche der Zugzone $h_c \cdot b_c$ bei zentrischer Zugbeanspruchung zu:

$$f_{ctu} = S_f \cdot f_{ff} \cdot \frac{K_1}{h_c \cdot b_c} \quad (4.2)$$

4.2.1.2 Rissbreite und Rissabstand

Das in [Curbach 1998] beschriebene Verfahren zur Berechnung der Rissbreite bei oberflächennaher Bewehrung beruht, auf der Einführung eines zentrisch gezogenen Ersatzstabs. Betrachtet wird ein Ersatzstab, der nur mit Textilbewehrung ohne zusätzlichen Stabstahl versehen ist.

Die Querschnittsfläche des Ersatzstabs $A_{c,eff}$ ist:

$$A_{c,eff} = h_{eff} \cdot b \quad (4.3)$$

mit: h_{eff} Höhe des Ersatzstabs
 b Breite des Ersatzstabs

Bei der Berechnung werden zwei Fälle der Rissbildung unterschieden:

- die Erstrissbildung ($F < A_{c,eff} \cdot f_{ct}$) und
- die abgeschlossenen Rissbildung ($F > A_{c,eff} \cdot f_{ct}$).

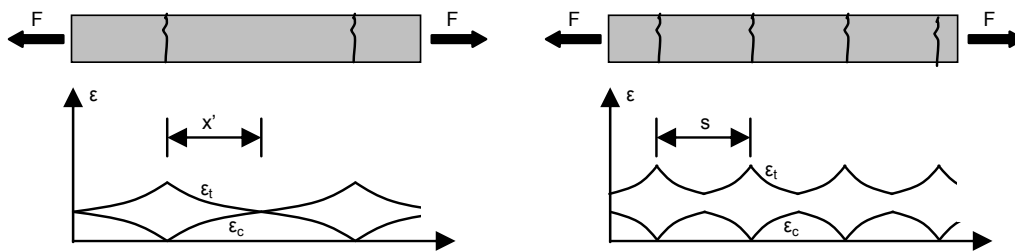


Abb. 4.3: Dehnungsverteilung bei der Erstrissbildung (links) und im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung (rechts), nach [Curbach 1998].

Bei der Erstrissbildung entspricht die Dehnung des Bewehrungsmaterials in Teilbereichen der Dehnung des Betons, im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung ist die Dehnung des Bewehrungsmaterials immer größer als die des Betons.

Bei der Erstrissbildung ist die Rissbreite δ von der Einleitungslänge x' der Kraft vom Bewehrungsmaterial in den Beton abhängig, während sie im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung von dem Rissabstand s abhängig ist. Die Rissbreite ergibt sich dann zu:

$$\delta = (2x' + \Delta s) \cdot \epsilon_{tm} \quad (4.4)$$

bzw.

$$\delta = (s + \Delta s) \cdot \epsilon_{tm} \quad (4.5)$$

mit: ϵ_{tm} mittlere Textildehnung

Δs Länge zur Berücksichtigung eines Ausbruchkegels bei der Lasteinleitung.

Die Einleitungslänge und der Rissabstand können durch Gleichsetzen der Kräfte bestimmt werden, die an einem zentrisch gezogenen Ersatzstab auftreten. Damit ergibt sich die Einleitungslänge zu:

$$x' = \frac{\sigma_t \cdot A_t}{\tau_t \cdot U_t} \cdot \frac{1}{1 + n \cdot \mu} \quad (4.6)$$

mit: $n \cdot \mu = \frac{E_t}{E_c} \cdot \frac{A_t}{A_{c,eff}}$

Der Rissabstand ist von der Betonzugfestigkeit f_{ct} abhängig und ergibt sich damit zu:

$$s = 2 \cdot k \cdot \frac{f_{ct} \cdot A_{c,eff}}{\tau_t \cdot U_t} \quad (4.7)$$

wobei: E_c, E_t Elastizitätsmodul für Beton bzw. Textil
 A_t Textilfläche
 τ_t Verbundspannung für das Textil
 U_t Umfang des Textils

k Faktor zur Berücksichtigung von Biegung (k = 0,5) bzw. Zug
(k = 1,0)

Die mittlere Textildehnung ergibt sich unter Berücksichtigung der Mitwirkung von Beton auf Zug zu:

$$\varepsilon_{tm} = \frac{\sigma_t}{E_t} \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right)^2 \right] \quad (4.8)$$

wobei: σ_{tr} Textilspannung zum Zeitpunkt des Erstrisses
 σ_t Textilspannung

In diesen Gleichungen ist noch kein Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung von Dauerlasten enthalten.

Die Rissbreite bei der Erstrissbildung ergibt sich dann zu:

$$\delta = \left(2 \frac{\sigma_t \cdot A_t}{\tau_t \cdot U_t} \cdot \frac{1}{1+n \cdot \mu} + \Delta s \right) \cdot \frac{\sigma_t}{E_t} \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right)^2 \right] \quad (4.9)$$

und bei abgeschlossener Rissbildung zu:

$$\delta = \left(2k \cdot \frac{f_{ct} \cdot A_{c,eff}}{\tau_t \cdot U_t} + \Delta s \right) \cdot \frac{\sigma_t}{E_t} \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right)^2 \right] \quad (4.10)$$

4.2.1.3 Mindestbewehrung

Eine Bewehrung kann nur wirksam werden, wenn sie in der Lage ist, größere Kräfte aufzunehmen als der Beton in ihrem Einflussbereich ($A_{c,eff}$). Bei dünnwandigen Bauteilen kann davon ausgegangen werden, dass die gesamte Bauteilhöhe im Einflussbereich der Textilbewehrung liegt, also $A_{c,eff} = A_c = b_c \cdot h_{eff}$. Die erforderliche Mindestbewehrung kann dann folgendermaßen berechnet werden:

$$\min A_t = \gamma \cdot A_{c,eff} \cdot \frac{f_{ct}}{f_{rt}} \quad (4.11)$$

$$h_{eff} \leq 3,0 \cdot d_{2t} \quad (4.12)$$

wobei: γ Sicherheitsfaktor
 $\min A_t$ Mindesttextilbewehrung
 f_{ct} Betonzugfestigkeit
 f_{rt} Textilzugfestigkeit
 d_{2t} Abstand der Textilbewehrung vom Bauteilrand

4.2.2 Bemessungskonzept nach Molter [Molter 2005]

Molter führte weggesteuerte Zugversuche an Dehnkörpern durch, die mit biaxialen Gelegen aus AR-Glas- und Carbonrovings und Friktionsspinnhybridgarnen bewehrt

waren. Die Probekörper waren 900 mm lang, 100 mm breit und besaßen im verjüngten Querschnittsbereich eine Dicke von 10 mm. Die Krafteinleitung auf den Betonquerschnitt wurde über einbetonierte Lochbleche sichergestellt, die an die Prüfmaschine über angeschweißte Lochhülsen kardanisch angeschlossen wurden. Die bei den Versuchen erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Linien spiegelten die typischen Phasen vor, während und nach der Rissbildung wider.

In den Untersuchungen wurden vor allem die Einflüsse auf das Bruchtragverhalten dokumentiert. Auf der Grundlage der Versuchsergebnisse entwickelte *Molter* einen empirischen Ansatz zur Berechnung der Tragfähigkeit von Textilbetonbauteilen.

Stellt man die in Abb. 4.2 dargestellte experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Linie in idealisierter Form dar, so erhält man einen Verlauf, wie er in Abb. 4.4 dargestellt ist.

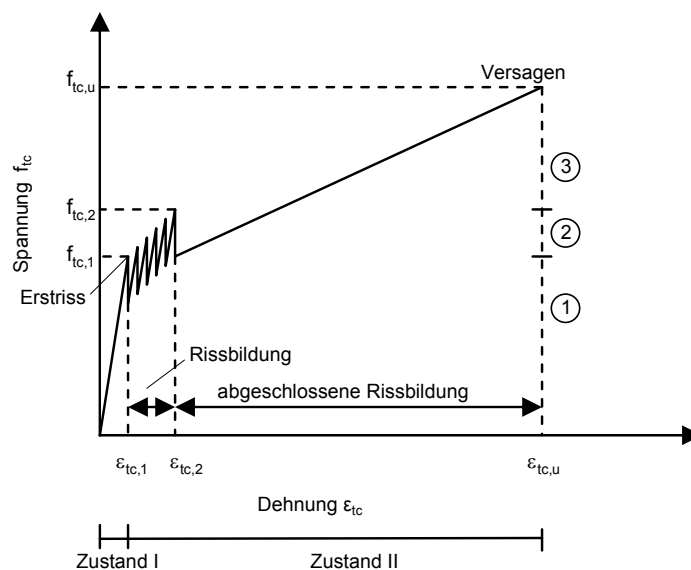


Abb. 4.4: Idealisiertes Spannungs-Dehnungsverhalten von textilbewehrtem Beton unter Zugbeanspruchung, nach [Molter 2005].

Das Materialverhalten von textilbewehrtem Beton ist gekennzeichnet durch die Bereiche vor, während und nach der Rissbildung.

Im ungerissenen Zustand I ($\epsilon_{tc} \leq \epsilon_{tc,1}$) wird die Steifigkeit im Wesentlichen durch den Elastizitätsmodul des Feinbetons bestimmt. Nach der Erstrissbildung im Zustand II ($\epsilon_{tc,1} < \epsilon_{tc} \leq \epsilon_{tc,2}$) spielen dagegen Art und Menge der textilen Bewehrung und die Betonzugfestigkeit eine entscheidende Rolle. Auf die Rissbreiten, die Rissabstände und die mittleren Dehnungen der Bewehrungstextilien wirken sich insbesondere die Verbundeigenschaften aus und bestimmen das Verformungsverhalten während der Rissbildung maßgeblich. Nach abgeschlossener Rissbildung ($\epsilon_{tc,2} < \epsilon_{tc} \leq \epsilon_{tc,u}$) bis hin zum Versagen hängt das Verformungsverhalten des Verbundquerschnitts hauptsächlich von der Steifigkeit des Textils ab.

4.2.2.1 Einfluss des Bewehrungsgrades und des Bewehrungsmaterials

Mit Hilfe des mechanischen Bewehrungsgrades ω_{tc} lässt sich darstellen, wie die unterschiedlichen Arten von Bewehrungsmaterialien mit ihren verschiedenen Festig-

keiten und Steifigkeiten sowie die Größe des Bewehrungsquerschnitts das Verformungsverhalten im Zustand II bestimmen.

$$\omega_{tc} = \frac{A_t}{A_c} \cdot \frac{f_t}{f_{ct}} \quad (4.13)$$

mit: ω_{tc} mechanischer Bewehrungsgrad
 f_t Zugfestigkeit des Textils [N/mm²], gemessen an einer aus dem Textil heraus getrennten Garnprobe
 f_{ct} Zugfestigkeit des Feinbetons [N/mm²]
 A_c Querschnittsfläche des Betons [mm²]
 A_t gesamte Faserquerschnittsfläche in einem Bauteilquerschnitt [mm²]

Die Untersuchungen in [Molter 2005] haben gezeigt, dass die Dehnungen im abgeschlossenen Zustand II vor Erreichen der Bruchkraft mit zunehmendem Bewehrungsgrad abnehmen, da durch eine Erhöhung der Bewehrung die Rissbreiten verringert werden, wodurch auch die Dehnungen der Textilien im Rissbereich herabgesetzt werden.

Die Bruchlast ist vor allem von Art und Menge der Bewehrungstextilien sowie deren Zugfestigkeit abhängig. In Abb. 4.5 sind die Ergebnisse der von Molter durchgeführten Zugversuche mit verschiedenen Bewehrungsmaterialien und unterschiedlichen geometrischen Bewehrungsgraden dargestellt.

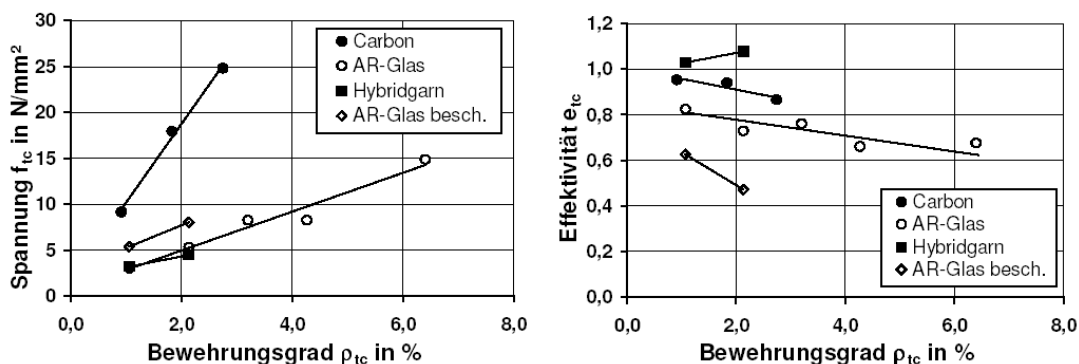


Abb. 4.5: Bruchspannung über dem Bewehrungsgrad (links) und Effektivität der Bewehrung in Abhängigkeit des Bewehrungsgrades bezogen auf die Textilizugfestigkeit (rechts), aus [Molter 2005].

Abb. 4.5, links, zeigt die maximalen Bruchspannungen f_{tc} des Verbundquerschnitts über den geometrischen Bewehrungsgrad ρ_{tc} in Längsrichtung. In der rechten Abbildung ist die Effektivität der textilen Bewehrung e_{tc} über dem geometrischen Bewehrungsgrad ρ_{tc} aufgetragen. Die Effektivität ist eine Kennzahl für die Ausnutzung der Bewehrung und spiegelt das Verhältnis der experimentell ermittelten Bruchkraft $F_{tc,u}$ zur rechnerischen erzielbaren Zugkraft als Produkt der textilen Querschnittsfläche A_t und der Zugfestigkeit des Textils f_t wider. Sie berechnet sich zu:

$$e_{tc} = \frac{F_{tc,u}}{A_t \cdot f_t} \quad (4.14)$$

mit: e_{tc} Effektivität der textilen Bewehrung
 $F_{tc,u}$ Maximale Zugkraft aus Dehnkörperversuchen [N]

Molter stellt fest, dass der Bewehrungsgrad einen Einfluss auf den Ausnutzungsgrad e_{tc} hat. Mit zunehmendem Bewehrungsgrad nimmt die Effektivität ab, woraus *Molter* schließt, dass sich die einzelnen Bewehrungsstränge hinsichtlich ihrer Verbundeigenschaften beeinflussen. Er führt dafür einen Abminderungsfaktor k_1 für die Berechnung der Tragfähigkeit zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades ein. Dieser Abminderungsfaktor ergibt sich aus dem Quotienten der Effektivitäten bei den Bewehrungsgraden von 2 % bis 6 % und der Effektivität des kleinsten von *Molter* verwendeten Bewehrungsgrades von 1 %. Er berechnet sich zu:

$$k_1 = \frac{e_{tc,i}}{e_{tc,1\%}} \quad (4.15)$$

mit: k_1 Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades
 $e_{tc,i}$ Effektivitäten aus Versuchen mit unterschiedlichen Bewehrungsgraden
 $e_{tc,1\%}$ Effektivität aus Versuchen mit 1 % textiler Bewehrung

$$e_{tc,1\%} = \frac{F_{tc,u}}{A_{t,1\%} \cdot f_t} \quad (4.16)$$

mit: $A_{t,1\%}$ Querschnittfläche des Bewehrungstextils [mm²] bei $\varphi_{tc} = 1\%$

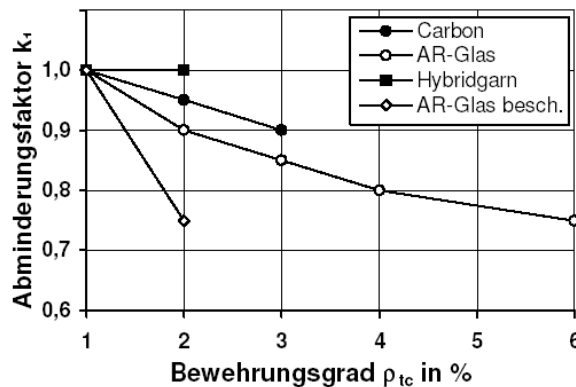


Abb. 4.6: Abminderungsfaktor k_1 zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades, aus [*Molter 2005*].

4.2.2.2 Einfluss der Querschnittsgeometrie des Rovings

Durch unterschiedliche Herstellprozesse können die in Hauptzugrichtung angeordneten Garne runde, ovale oder sehr flache, bändchenförmige Querschnittsformen besitzen, wodurch sie sich im Verhältnis Querschnittsfläche A_g zu Umfang U_g stark voneinander unterscheiden. Mit zunehmendem Verhältnis von Umfang zu Querschnittsfläche vergrößert sich die Rovingoberfläche, was bedeutet, dass Rovings bei gleicher Querschnittsfläche und einem großen Verhältnis U_g/A_g eine größere Oberfläche besitzen als solche mit einem geringeren Verhältnis U_g/A_g . Das

Verhältnis von Umfang zu Querschnittsfläche spiegelt somit den Anteil von inneren zu äußeren Filamenten wider und kann daher möglicherweise eine Kennzahl für die Verbundfestigkeit eines Garnes darstellen.

Molter hat festgestellt, dass die Effektivität $e_{tc,1\%}$ durch die Geometrie der Querschnitte beeinflusst wird. Bezogen auf die Garnfestigkeit nach dem textilen Herstellprozess nimmt die Effektivität mit zunehmendem Verhältnis U_g/A_g zu. Sie nähert sich dabei einem oberen Grenzwert von etwa $e_{tc} = 0,8$. Dies bedeutet, dass auch bei sehr günstigen Verhältnissen U_g/A_g der textile Bewehrungsquerschnitt nicht vollständig ausgenutzt wird. Es kann demnach festgestellt werden, dass feingliedrige Textilien mit kleinen Garndurchmessern, die außerdem flache, bändchenförmige Querschnittsformen besitzen, gegenüber Textilien aus vergleichsweise dicken Faserbündeln mit kreisrunden Querschnitten vorzuziehen sind.

Als mögliche Ursache für diesen Effekt führt *Molter* an, dass durch die relativ große Anzahl äußerer Filamente bei feingliedrigen Textilien entsprechend mehr Filamente durch Verbund aktiviert werden können als bei Textilien mit großen Bewehrungsquerschnitten. Bei einem ungünstigen Verhältnis von Umfang zu Oberfläche (kleine U_g/A_g -Werte) beteiligen sich demnach weniger Filamente am Lastabtrag, da die Filamente im Kernbereich des Rovings ohne Anbindung an die Betonmatrix nur Reibung untereinander besitzen und somit nur eingeschränkt wirksam sind.

4.2.2.3 Mechanisches Modell

Im Folgenden sollen die mechanischen Modelle vorgestellt werden, auf deren Grundlage der Bemessungsvorschlag für zentrische Zugbelastung von *Molter* basiert. Diese Modelle wurden von *Molter* zum Teil aufgrund der Ergebnisse seiner Versuche entwickelt, zum Teil jedoch aus der Literatur, vorwiegend aus dem Bereich Stahlbeton oder kurz- bzw. langfaserbewehrter Beton übernommen. *Molter* berücksichtigt Modelle für Bauteile unter reiner Zugbeanspruchung, Biegung und Querkraft. Aufgrund der geplanten Anwendung sollen hier nur die Modelle, die sich mit reiner Zugbeanspruchung befassen, dargestellt werden.

Ziel der Modellierung des Materialverhaltens unter zentrischem Zug ist die Beschreibung des Spannungs-Dehnungsverhaltens des Verbundquerschnitts im ungerissenen Zustand I und im gerissenen Zustand II. Hierbei wird ein trilinearer Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurven angenommen.

Vor der Rissbildung, im Zustand I, wird das Verformungsverhalten maßgebend von der Steifigkeit der Matrix bestimmt. Während der Rissbildung, in Bereich IIa, spielen das Verbundverhalten der textilen Bewehrung und deren Elastizitätsmodul, der Bewehrungsgrad und die Zugfestigkeit der Matrix eine wichtige Rolle. Die Steifigkeit der wirksamen Textilbewehrung und zu einem geringen Teil der dann noch auf Zug mitwirkende Beton bestimmen die Verformung nach der abgeschlossenen Rissbildung in Bereich IIb.

Textilbewehrter Beton verhält sich im ungerissenen Bereich linear-elastisch, weshalb sich sein Verformungsverhalten relativ einfach mit den Materialparametern des Betons und dem Hook'schen Gesetz beschreiben lässt. Um das Spannungs-Dehnungsverhalten exakt zu bestimmen, ist die Betrachtung des ideellen Quer-

schnitts erforderlich. Die Dehnung ε_{tc} des Querschnitts im ungerissenen Zustand kann in Abhängigkeit von einer Zugkraft F folgendermaßen berechnet werden:

$$\varepsilon_{tc} = \frac{F}{E_c \cdot \left(A_c + \frac{E_t}{E_c} \cdot A_t \right)} \quad (4.17)$$

Da der Bewehrungsgrad textilbewehrter Betone in der Regel verhältnismäßig klein ist und die Textilbewehrung daher einen nur sehr geringen Einfluss im ungerissenen Zustand hat, kann die Gleichung folgendermaßen vereinfacht werden:

$$\varepsilon_{tc} = \frac{F}{E_c \cdot A_c} \quad (4.17a)$$

Das nichtlineare Verhalten im Zustand II erfordert eine genauere Betrachtung, da unterschiedliche Textilien unterschiedliche Verbundeigenschaften besitzen. Im Falle unbeschichteter Textilien kann außerdem nicht von homogenen Bewehrungsquerschnitten ausgegangen werden, da sie aus einer Vielzahl von Einzelfilamenten bestehen, weshalb eine Analogie zum Stahlbeton nur sehr begrenzt möglich ist.

Spannungs-Dehnungsverhalten bei Zugbelastung und Verwendung beschichteter AR-Glasbewehrung

Bei einem zentrisch belasteten Dehnkörper sind die Dehnungen von Beton und Bewehrung am Ende der Lasteinleitungslänge x' , gemäß Abb. 4.3, links, gleich. Unter Vernachlässigung des Dehnungsanteils des Betons innerhalb der Lasteinleitungslänge ergibt sich die mittlere Rissbreite δ_m näherungsweise zu:

$$\delta_m = 2 \cdot x' \cdot \varepsilon_{tm} \quad (4.18)$$

Nach dem Erstriss entstehen bei geringer Laststeigerung weitere Risse, die Gesamtdehnung nimmt dabei deutlich zu. Erst wenn sich zwischen den Rissen keine Abschnitte mehr im Zustand I befinden (Abb. 4.3, rechts), wird der Dehnungszuwachs wieder geringer.

Unter Vernachlässigung des Dehnungsanteils des Betons lässt sich über den mittleren Rissabstand s die mittlere Rissbreite δ_m berechnen zu:

$$\delta_m = s \cdot \varepsilon_{tm} \quad (4.19)$$

Bei der Verwendung klassischer Risstheorien ist die Berücksichtigung zusätzlicher Einflüsse durch empirisch ermittelte Korrekturfaktoren möglich. Nach einem von *Schießl [Schießl 1986, Schießl 1989]* entwickelten Ansatz für einen ausschließlich mit Betonstahl bewehrten Querschnitt ergibt sich die mittlere Dehnung der Bewehrung nach dem Erstriss zu:

$$\varepsilon_{tm} = \frac{\sigma_t}{E_t} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left[\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right]^2 \right) \quad (4.20)$$

mit:	ε_{tm}	mittlere Dehnung der Bewehrung nach dem Erstriss
	σ_t	Textilspannung im Rissquerschnitt [N/mm ²]
	E_t	Elastizitätsmodul der Bewehrung [N/mm ²]
	β_1	Faktor zur Erfassung der Verbundeigenschaften (0,5 für glatte Bewehrung; 1,0 für gerippte Bewehrung)
	β_2	Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Lastdauer (1,0 für Kurzzeitbeanspruchung, 0,5 für Dauerlast und wiederholte Beanspruchung)
	σ_{tr}	zur Risschnittgröße gehörende Spannung der Bewehrung im Rissquerschnitt [N/mm ²]

Molter stellt weitere Ansätze vor und vergleicht sie gemeinsam mit dem hier dargestellten Ansatz mit den Ergebnissen der von ihm durchgeführten Versuche. Er kommt zu dem Schluss, dass die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen im Bereich während der Rissbildung mit dem hier vorgestellten Ansatz erreicht wird, wenn man die Verbundeigenschaften der textilen Bewehrung mit $\beta_1 = 0,7$ berücksichtigt. Für den Bereich nach der Rissbildung erhält man die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen bei Verwendung von Gleichung (4.21):

$$\varepsilon_{tm} = \frac{1}{E_t} \cdot \left(\sigma_t - \alpha_t \cdot \frac{f_{ctm}}{\varphi_{eff}} \cdot [1 + \alpha_e \cdot \varphi_{eff}] \right) \quad (4.21)$$

mit:	f_{ctm}	mittlere Betonzugfestigkeit [N/mm ²]
	φ_{eff}	wirksamer Bewehrungsgrad
	σ_t	Spannung der Bewehrung im Rissquerschnitt [N/mm ²]
	α_e	Verhältnis der Elastizitätsmoduln E_t/E_c
	α_t	Faktor zur Berücksichtigung der Lastdauer (0,4 für Erstbelastung)

Spannungs-Dehnungsverhalten bei Zugbelastung und Verwendung unbeschichteter AR-Glasbewehrung

Für die Betrachtung unbeschichteter Garne wird in [*Curbach 2001*] ein Modell vorgeschlagen, das den Spannungs-Dehnungspfad in Abhängigkeit des Bewehrungsgrades, des Elastizitätsmoduls der Textilien und der Wirksamkeit der Bewehrung in Form einer Geradengleichung abbildet. Dabei wird angenommen, dass nach abgeschlossener Rissbildung nur noch ein Teil der Filamente intakt ist, sodass die Gesamtsteifigkeit geringer ist als die der textilen Bewehrung im Urzustand. Geht man davon aus, dass nach abgeschlossener Rissbildung bis zum Bruch keine weiteren Filamente vorzeitig versagen, entspricht die Abminderung der Steifigkeit der Wirksamkeit der Bewehrung im Bruchzustand. Diese Schlussfolgerung wendet *Molter* auf das Modell nach Eurocode 2 [*Schießl 1986, Schießl 1989*] an, indem er Gleichung (4.20) durch einen Abminderungsfaktor k_{eff} ergänzt, der die Reduzierung des wirkamen Bewehrungsquerschnitts infolge von Filamentbrüchen während der Rissbildungsphase berücksichtigt. Dieser Faktor k_{eff} setzt sich aus den von *Molter* zuvor eingeführten Beiwerten e_{tc} , k_0 , k_1 und k_2 zusammen.

$$k_{eff} = e_{tc} \cdot k_0 \cdot k_1 \cdot k_2 \quad (4.22)$$

Man erhält damit:

$$\varepsilon_{tm} = \frac{\sigma_t}{E_t \cdot k_{eff}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left[\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right]^2 \right) \quad (4.23)$$

In [Curbach 2001] wird außerdem davon ausgegangen, dass die äußeren Filamente mit guten Verbundeigenschaften vorzeitig versagen und die Kernfasern, also die inneren Filamente, den Lastabtrag sicherstellen. Demnach ist für die Verformungsbeziehung das Verbundverhalten der inneren Filamente zu berücksichtigen, was durch den Verbundbeiwert β_1 in die Gleichung (4.23) einfließt. Versuche von *Molter* ergaben für unbeschichtete AR-Glasbewehrung für β_1 einen Wert von 0,5.

Gegenüber den Modellen von *Ohno et al.* [Ohno 1994] bietet die Anwendung dieser modifizierten Formel nach Eurocode 2 [Schießl 1986, Schießl 1989] vor allem den Vorteil, dass der Last-Verformungspfad nicht horizontal, sondern mit einem parabelförmigen Anstieg abgebildet wird, wie er auch in Versuchen auftritt. Diese Betrachtungsweise wirkt sich vor allem bei schwach bewehrten Querschnitten aus, die schon während oder kurz nach der Rissbildungsphase versagen. Die Annahme eines horizontalen Verlaufs würde das Verformungsverhalten hier deutlich unterschätzen.

4.2.2.4 Bemessungsvorschlag nach Molter

Neben der Garngeometrie und der Garnart (Einflüsse aus der Orientierung der Bewehrung gegenüber der Zugrichtung und der Rissgeometrie wurden vereinfacht nicht dargestellt) wird die maximale Zugkraft vor allem durch die Zugfestigkeit der textilen Bewehrung bestimmt. Da sich die Art des Feinbetons bei den von *Molter* durchgeführten Untersuchungen nur zu einem sehr geringen Teil auf die Bruchkraft ausgewirkt hat, berücksichtigt *Molter* sie in seinem Bemessungsvorschlag nicht.

Der Bemessungsvorschlag verwendet empirisch ermittelte Anpassungsfaktoren. Die reine Bruchtragfähigkeit wird maßgebend von der Zugfestigkeit der Bewehrung bestimmt. Voraussetzung hierfür ist, dass die Zugkräfte über Verbund in den Betonquerschnitt eingeleitet werden. Da der Verbund jedoch nicht wie im Stahlbetonbau über die Rippung der Bewehrungsstäbe sichergestellt wird, ist man bei textilen Bewehrungsstrukturen auf die natürliche Verbundfestigkeit der Textilien angewiesen. Wie bereits erwähnt, ist das Verbundverhalten von Textilien aus Multifilamentgarnen wesentlich schwieriger zu beschreiben als das von Stahl. Mit Hilfe der eingeführten Korrekturfaktoren lässt sich die maximal aufnehmbare Zugkraft $F_{ct,u}$ eines Dehnkörpers ermitteln, der mit unidirektionaler textiler Bewehrung bewehrt ist:

$$F_{tc,u} = A_t \cdot f_{rt} \cdot e_{tc} \cdot k_1 \quad (4.24)$$

mit:	$F_{tc,u}$	maximale Zugtragfähigkeit [N]
	A_t	Querschnittsfläche des Textils [mm ²]
	f_{rt}	Garnzugfestigkeit des aus dem Textil heraus getrennten Rovings [N/mm ²]
	e_{tc}	Effektivität der textilen Bewehrung in Abhängigkeit von Garntyp
	k_1	Faktor zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades

Besteht die Bewehrung aus einem Textil, das verschiedene Garnarten besitzt, so setzt sich seine maximale Zugtragfähigkeit aus den Tragfähigkeiten der verschiedenen Faserstränge zusammen. Dann lässt sich die Zugtragfähigkeit $F_{tc,u}$ folgendermaßen ermitteln:

$$F_{tc,u} = \sum_{i=1}^n A_t^i \cdot f_{rt}^i \cdot e_{tc}^i \cdot k_1^i \quad (4.25)$$

mit:	$F_{tc,u}$	maximale Zugtragfähigkeit [N]
	A_t^i	Querschnittsfläche eines Garnstyps [mm ²]
	f_{rt}^i	Zugfestigkeit eines Garnstyps (geprüft an aus dem Textil heraus getrennten Rovings) [N/mm ²]
	e_{tc}^i	Effektivität eines Garnstyps
	k_1^i	Faktor zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades
	n	Anzahl der Garnarten bzw. Ausrichtungen

4.2.2.5 Diskussion

Das vorgestellte Bemessungsmodell beruht auf der Ermittlung von Korrekturfaktoren zur Erfassung einzelner Wirkmechanismen. Dies bringt einen hohen versuchstechnischen Aufwand zur Ermittlung der einzelnen Beiwerte k_0 (Einfluss der Garnausrichtung), k_1 (Einfluss des Bewehrungsgrades), k_2 (Einfluss der Rissuferverschiebung) und e_{tc} (Effektivität des verwendeten Garns) mit sich. Durch die Verwendung des Bezugsbewehrungsgrades von 1 % ist für die Ermittlung von k_1 zusätzlich die Durchführung von Versuchen zur Bestimmung von $e_{tc,1\%}$ erforderlich. Da *Molter* sich bei der Ermittlung der Zugfestigkeit des Textilbetons auf die aus einem aus dem Textil heraus getrennten Roving ermittelten Rovingzugfestigkeit bezieht, ist hier ebenfalls eine Versuchsdurchführung erforderlich. Durch das notwendige Heraustrennen der Rovings aus dem Textil zur Ermittlung der Rovingzugfestigkeit besteht außerdem die Gefahr, dass dabei eine Beschädigung der Rovings eintritt, was zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen kann.

Bei dem Sonderfall einer einaxialen Zugbelastung eines Textilbetonbauteil mit einer Ausrichtung der Textilien parallel zur Belastungsrichtung reduziert sich der Versuchsaufwand jedoch, da auf die Ermittlung von k_0 und k_2 in diesem Fall verzichtet werden kann.

Insgesamt ergibt sich durch die Vielzahl an Korrekturfaktoren ein sehr hoher experimenteller Aufwand, zumal die Ermittlung der Korrekturfaktoren für jedes Bauteil bzw. jede Textil-Matrix-Kombination getrennt durchgeführt werden muss. Zur Identifizierung und Benennung der einzelnen Einflussfaktoren ist diese Aufspaltung notwendig, allerdings leidet die einfache praktische Handhabbarkeit des Bemessungsmodells darunter.

Molter verwendet den in Gleichung (4.22) angegebenen Reduktionsfaktor k_{eff} , um die Abminderung der Steifigkeit durch den Ausfall der Randfilamente während der Haupttrissbildungsphase (Zustand IIa) zu berücksichtigen. Dies wird in [Voss 2008] kritisiert, da der Ausfall der Randfilamente nicht die einzige Ursache für die Steifigkeitsreduktion ist (vgl. Abschnitt 4.2.4). Die Verwendung von experimentell ermittel-

ten Abminderungsfaktoren wie k_{eff} (oder bei Jesse k_B , siehe Abschnitt 4.2.3) ermöglicht prinzipiell jedoch die Erfassung dieser Effekte, auch wenn die genaue Kenntnis der Vorgänge noch fehlt.

Während *Molter* mit diesem Modell eine gute Übereinstimmung mit seinen Zugversuchen erreicht, wird in [Voss 2008] bei der Nachrechnung der dort beschriebenen Zugversuche anhand des Modells von *Molter* nur eine unzureichende Übereinstimmung mit dem tatsächlichen Tragverhalten festgestellt. Das Modell verwendet für die Erstrisslasten experimentelle Werte, weshalb Voss erst im Zustand IIa und im Zustand IIb wesentliche Differenzen zwischen den experimentellen und den theoretischen Werten erhält, die durch die Verwendung des im Zugversuch am Garn bestimmten Elastizitätsmoduls sowie durch die Abminderung mit dem Beiwert k_{eff} verursacht werden.

Mit k_{eff} wird ein Zusammenhang zwischen der Tragfähigkeit der Bewehrung im Verbundbauteil und im Garnzugversuch hergestellt. Voss hält diese Vorgehensweise für unzulässig, da hier zum Teil gegensätzlich wirkende Einflussfaktoren mitspielen. Beispielsweise erzeugt eine den Roving stark komprimierende Fransebindung eine schlechtere Aktivierung der Bewehrung im Verbundquerschnitt als eine Trikotbindung, bewirkt aber aufgrund der größeren Reibung zwischen den Filamenten ein besseres Ergebnis im Garnzugversuch.

4.2.3 Bemessungskonzept nach Jesse [Jesse 2004]

In [Jesse 2004] werden ein mechanisches Modell und ein Bemessungsvorschlag dargestellt, die auf der anhand einaxialer Zugversuche modifizierten ACK-Theorie aufbauen. Verwendet wurden Probekörper mit den Abmessungen 500 x 100 x 8 mm, die aus größeren Scheiben mit den Kantenlängen 1,20 x 0,70 m heraus gesägt wurden. Die Bewehrung wurde lagenweise eingebaut, die Dicke der Betonschichten zwischen den Bewehrungslagen war konstant. Als Bewehrung wurden Einzelrovings bzw. Gelege aus AR-Glas verwendet, die im Handlaminier- oder im Nassspritzverfahren eingebaut wurden. Da die Proben in einer liegenden Schalung hergestellt wurden, stellten sich an den Oberflächen der Scheiben unterschiedliche Schwindverformungen ein, die zu einer Verkrümmung der Versuchskörper führten. Die Zugversuche wurden weggesteuert mit einer Verformungsgeschwindigkeit von 0,9 mm/min durchgeführt. Die Lasteinleitung erfolgte durch gelenkig gelagerte 100 mm lange Klemmbacken an den Enden des Versuchskörpers.

4.2.3.1 Mechanisches Modell

Die in den Versuchen ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien unterteilt Jesse in drei lineare Abschnitte, die durch Geradengleichungen beschrieben werden (s. Abb. 4.7).

Zustand I (Punkt A bis B)

Der Dehnkörper verhält sich bis zur Erstrissbildung linear elastisch. Allerdings stellt Jesse große Unterschiede zwischen den Steifigkeiten der Probekörper einer Serie fest, deren Herkunft sich nicht eindeutig klären lässt. Es wird angenommen, dass möglicherweise eine Vorschädigung der betreffenden Proben besteht. Die theoretische Steifigkeit des Verbundquerschnitts ergibt sich aus der Summe der Einzelsteif-

igkeiten des Beton- und des Bewehrungsquerschnitts unter Berücksichtigung der Packungsdichte der Rovings. Jesse stellt fest, dass bei einer Bewehrung mit Einzelrovings der Einfluss der Bewehrung auf die Steifigkeit vernachlässigt werden kann, während sich bei der Verwendung von textilen Gelegen eine Abminderung der Steifigkeit ergibt, die auf eine mögliche Querschnittsschwächende Wirkung der Querrovings zurückgeführt wird.

Übergang Zustand I zu Zustand II (Punkt B)

Wird die Zugfestigkeit des Verbundquerschnitts erreicht, erfolgt der Übergang von Zustand I in Zustand II. Jesse berücksichtigt bei der Bestimmung der Erstrisslasten die aus der Verkrümmung der Proben auftretenden Biegeeffekte. Die Erstrisslasten der mit Einzelrovings unidirektional bewehrten Probekörper lagen oberhalb der rechnerischen Werte nach der Elastizitätstheorie und zeigten eine deutliche Abhängigkeit vom Bewehrungsgrad. Ursache hierfür ist die rissunterdrückende Wirkung der textilen Bewehrung, die zwar mit bruchmechanischen Modellen beschrieben, aber nicht abschließend quantitativ geklärt werden kann. Die Erstrisslasten der mit bidirektionalen Gelegen bewehrten Dehnkörper lagen wesentlich unter denen der uni-direktional bewehrten Vergleichsproben und unter den rechnerischen Werten nach der Elastizitätstheorie, wofür wiederum die Querschnittsschwächung durch die Querrovings als Ursache genannt wird.

Zustand IIa (Punkt B bis Punkt C)

Der Zustand IIa stellt die Phase der Mehrfachrissbildung dar. Jesse stellt fest, dass das Spannungsniveau in dieser Phase vor allem bei höheren Bewehrungsgraden mit zunehmender Bauteildehnung steigt und zum Ende der Rissbildung den 1,3-fachen Wert der Erstrissspannung betragen kann, wobei der Spannungsanstieg mit der streuenden Betonzugfestigkeit begründet wird. Die Rissbildung erfolgt bei den bidirektional bewehrten Dehnkörpern primär im Bereich der Querrovings. Die unregelmäßige Verteilung der Querrovings bei mehrlagiger Bewehrung wird als mögliche Ursache dafür angeführt, dass bei einigen Versuchsreihen kein eindeutiges Ende der Rissbildungsphase definiert werden konnte. Dies wurde als „diffuse Rissbildung“ bezeichnet. Ein Kriterium für das Auftreten dieses Phänomens wird nicht angegeben.

Zustand IIb (Punkt C bis Punkt D)

Nach dem Abschluss der Rissbildungsphase ist der Rissabstand so gering, dass die über die Verbundspannungen der Bewehrung in die Matrix eingetragenen Zugspannungen die Betonzugfestigkeit nicht mehr erreichen. Die Steifigkeit des Dehnkörpers entspricht in dieser Phase theoretisch der der Bewehrung. Wie schon in [Ohno 1994] dargestellt, beobachtet auch Jesse bei seinen Dehnkörperversuchen einen deutlich geringeren Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie, was er auf eine Reduktion der textilen Querschnittsfläche durch das Versagen der Randfilamente während der Rissbildungsphase zurückführt. Zur Beschreibung des im Zustand IIb noch intakten, lastabtragenden Anteils der Filamente führt Jesse den Bündelfaktor k_B ein, der sich nach Gleichung (4.26) als Verhältniswert der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb und der theoretischen Steifigkeit nach der Elastizitätstheorie ergibt:

$$k_b = \frac{m_3}{E_f \cdot V_f} \quad (4.26)$$

mit: m_3 Steigung der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb
 E_f Elastizitätsmodul der Faserbewehrung
 V_f Faserbewehrungsgrad

k_B steigt mit zunehmendem Bewehrungsgrad und beträgt in den Versuchen von Jesse zwischen 0,65 und 0,8. Im Vergleich zu den Einzelrovings ergaben sich für vergleichbare Gelege größere Werte für den Bündelfaktor. Als Ursache wird das geringere Verhältnis von Umfang zu Querschnittsfläche der durch die textile Bindung komprimierten Rovings angeführt, woraus folglich ein geringerer Anteil Randfilamente resultiert. Bei der Bewehrung mit textilen Gelegen wurde außerdem eine geringere Zugversteifung beobachtet als bei den Einzelrovings, was auf die schlechteren Verbundeigenschaften der Gelege sowie auf ihre größere Welligkeit zurückgeführt wurde. Die Bruchspannung der Einzelrovings zeigte mit zunehmendem Rovingtiter eine abnehmende Tendenz. Aufgrund der verschiedenen Bruchspannungen von Bewehrungen unterschiedlicher Chargen wurde auf einen Einfluss der Schlichte geschlossen, deren Zusammensetzung sich in den Verbundeigenschaften und damit im Tragverhalten niederschlägt. Die Verarbeitung der Rovings zu Gelegen besitzt ebenfalls einen starken Einfluss auf die Tragfähigkeit. Im Vergleich zu den Einzelrovings nahmen die Bruchspannungen der textilen Gelege teilweise um 40 bis 60 % ab, wobei Unterschiede hinsichtlich der Bindungstypen festgestellt wurden. Als Ursache hierfür werden die Einflüsse der als Störstellen wirkenden Querrovings und Wirkfäden in direkter Nähe des Bewehrungsrovings angenommen.

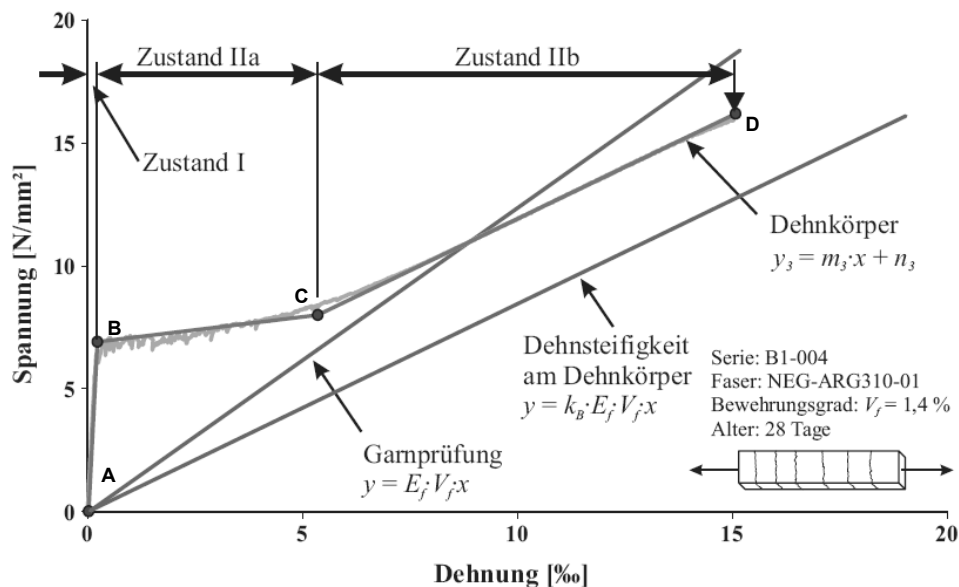


Abb. 4.7: Idealisierter Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve bei einaxialen Zugversuchen mit Geradenabschnitten, aus [Jesse 2004].

4.2.3.2 Bemessungsvorschlag nach Jesse

Für den Fall eines mittleren Rissabstandes entsprechend der 1,364-fachen Eintragungslänge der Bewehrung schlägt *Jesse* zur Ermittlung der Spannungs- und Dehnungszustände in den in Abb. 4.7 angegebenen Punkten B – D ausgehend von der ACK-Theorie die folgende Vorgehensweise vor:

Übergang Zustand I zu Zustand II (Punkt B)

Da für die Beschreibung der rissunterdrückenden Wirkung bisher kein geeignetes Modell gefunden wurde, werden die Erstrissspannungen $\sigma_{1R,exp}$ aus den Versuchen verwendet. Die Dehnung am Punkt B wird weiterhin über den ideellen Elastizitätsmodul E_c ermittelt:

$$\sigma_B = \sigma_{1R,exp} \quad (4.27)$$

$$\varepsilon_B = \frac{\sigma_B}{E_c} \quad (4.28)$$

Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb (Punkt C)

Jesse stellt für das Verhältnis der Spannungen am Ende und am Anfang der Rissbildungsphase einen relativ konstanten Faktor k_R fest, der bei zunehmendem Faservolumengehalt leicht ansteigt und zwischen 1,0 und 1,3 liegt. Er schlägt daher vor, die höheren Spannungen am Ende der Rissbildung durch k_R zu berücksichtigen:

$$k_R = \frac{\sigma_{R,n}}{\sigma_{1R}} \quad (4.29)$$

$$\sigma_C = k_R \cdot \sigma_B = k_R \cdot \sigma_{1R,exp} \quad (4.30)$$

Die zu geringen Dehnungen am Punkt C korrigiert *Jesse* durch eine Abminderung der Fasermenge mit dem Bündelfaktor k_B nach Gleichung (4.26).

$$\varepsilon_C = \frac{\sigma_C}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} - 0,682 \cdot \sigma_C \frac{1 - V_f}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} \quad (4.31)$$

Bruchzustand (Punkt D)

Da die Faserbruchspannungen im Zugversuch stark von den am Garn ermittelten Festigkeiten abweichen, ein Modell zur Vorhersage der Garnfestigkeiten jedoch nicht existiert, setzt *Jesse* für die Spannung im Bruchzustand die in seinen Versuchen ermittelte Bruchspannung σ_{cu} an. Für die Abminderung des Faservolumengehaltes setzt er wie schon zuvor den Bündelfaktor k_B an, womit sich für den Bruchzustand ergibt:

$$\sigma_D = \sigma_{cu,exp} \quad (4.32)$$

$$\varepsilon_D = \frac{\sigma_D}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} - 0,682 \cdot \sigma_D \cdot \frac{1 - V_f}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} \quad (4.33)$$

4.2.3.3 Diskussion

Das vorgestellte Bemessungsmodell beruht auf der experimentellen Ermittlung der Erstrissspannung, der Spannung am Ende der Rissbildungsphase und der Bruchspannung der untersuchten Textilbetonprobe. Anhand der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb und durch den Vergleich der Spannungen zu Beginn und am Ende der Rissbildungsphase werden die Faktoren k_b und k_R bestimmt. Mittels dieser beiden Faktoren und den aus dem Zugversuch ermittelten Spannungen beschreibt *Jesse* das Zugtragverhalten vollständig, wobei als weitere Eingangswerte nur der Faser- bzw. Textilbewehrungsgrad V_f und der Elastizitätsmodul E_f der Bewehrung benötigt werden.

Für die Ermittlung der zur Modellierung erforderlichen Eingangsparameter sind immer Materialversuche notwendig. Näherungswerte oder Bestimmungsgleichungen für eine Vorhersage des Tragverhaltens werden von *Jesse* nicht angegeben.

Jesse verzichtet bewusst auf eine Verwendung der am Garn ermittelten Zugfestigkeiten, da die Faserbruchspannungen des in der Matrix eingebetteten Textils im Zugversuch stark von den im Garnzugversuch ermittelten Festigkeiten abweichen und ein Modell zur Vorhersage der zu erwartenden Garnfestigkeiten des eingebetteten Garns nicht existiert. Das Modell von *Jesse* erfordert daher im Vergleich zu dem von *Molter* vorgeschlagenen Bemessungsmodell einen geringeren Versuchsaufwand. Es gilt jedoch auch hier, dass bei einer Änderung der Textil-Matrix-Kombination eine Erneute Durchführung der Versuche notwendig ist.

Werden die Versuche zur Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Kurve jedoch zur Ermittlung der Eingangswerte für die Bemessung eines zur Anwendung vorgesehen Bauteils durchgeführt, so ist eine sorgfältige Konzeption sowohl der Herstellung der Probekörper als auch der Versuchsdurchführung selbst notwendig, da Abweichungen, z. B. der Textilorientierung oder der Rissuferverschiebung, zwangsläufig zu einer Abweichung des tatsächlichen Tragverhaltens des Bauteils gegenüber dem im Versuch festgestellten führt. Gegenüber dem von *Molter* entwickelten Bemessungsmodell ergeben sich hierdurch jedoch keine Nachteile, da die sorgfältige Konzeption der Probenherstellung und der Versuchsdurchführung auch dort Voraussetzung für die Ermittlung von Korrekturfaktoren ist, die das Tragverhalten des vorgesehenen Bauteils hinreichend genau abbilden.

Dennoch ist die einfache Handhabbarkeit der wesentliche Vorteil des in [*Jesse 2004*] vorgeschlagenen Modells. Da die wesentlichen Eingangsparameter aus Zugversuchen ermittelt werden, zeigt sich zwangsläufig eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen, wobei lediglich die rechnerischen Dehnungen im Bruchzustand geringer sind als in den Versuchen [*Voss 2008*]. Als Ursache hierfür vermutet *Jesse* eine Überschätzung des Tension-Stiffening-Effektes und die fehlende Berücksichtigung der Welligkeit der Filamente.

Voss [Voss 2008] kritisiert außerdem, dass Jesse als maßgebende Ursache für die von der Steifigkeit der reinen Bewehrung abweichende Steifigkeit im Zustand IIb das Versagen der Randfilamente im Zustand IIa annimmt, hier jedoch auch weitere Ursachen denkbar sind und das Versagen der Randfilamente daher nur eine mögliche Ursache darstellt. Als weitere mögliche Ursachen sind die Abnahme der Zugversteifung aufgrund sich mit zunehmendem Schlupf ändernder Verbundspannungen und die Querkontraktion der Filamente zu nennen. Ebenso stellt die mit zunehmender Rissöffnung abnehmende rissüberbrückende Zugtragwirkung des Betons einen weiteren Einflussfaktor dar, insbesondere bei den typischerweise geringen Rissbreiten [Voss 2008].

4.2.4 Bemessungskonzept nach Voss [Voss 2008]

In [Voss 2008] werden ebenfalls einaxiale Zugversuche an dünnen Proben aus Textilbeton beschrieben. Er verwendet dabei zwei unterschiedliche Probekörpergeometrien. Typ I entspricht der von Molter verwendeten Geometrie, wobei lediglich die Dicke des Lasteinleitungsbereichs von 30 mm auf 60 mm erhöht wurde. Hier wurde stehend betoniert. Bei Typ II war hingegen eine liegende Betonage vorgesehen, wobei sowohl Laminieren als auch Gießen möglich war. Diese Dehnkörper besitzen eine konstante Dicke von 10 mm, zur Lasteinleitung wird der 10 cm breite Messbereich taillienförmig auf 17 cm aufgeweitet. Die Versuche wurden weggeregelt mit einer Verformungsgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Die Typ I-Probekörper wurden, wie in Abschnitt 4.2.2 beschrieben, kardanisch in die Prüfvorrichtung eingebaut, während bei den Typ II-Probekörpern die Lasteinleitung über Formschluss durch an den taillienförmig verlaufenden Übergangsbereich angepasste keilförmige Stahlbacken erfolgte.

4.2.4.1 Einfluss der Probengeometrie und der Lasteinleitungsart

Es wurden Vergleichstests durchgeführt, anhand derer der Einfluss der unterschiedlichen Probengeometrien und der verschiedenen Lasteinleitungen untersucht wurde. Die wesentlichen Erkenntnisse hieraus sind:

- Aufgrund der Herstellung in einer liegenden Schalung sind die Erstrisslasten bei Dehnkörpertyp II geringer als bei Typ I, der in einer stehenden Schalung betoniert wird. Ursache sind die unterschiedlichen Eigenschaften der Schal- und Betonierseite bei Typ II, die ungleichmäßigen Schwindverformungen beider Bauteilseiten, die teilweise eine Krümmung des Versuchskörpers zur Folge haben. Außerdem ist das Gefüge der Schalseite dichter als das der Betonierseite. Zusätzlich können mögliche Absetzvorgänge eine Veränderung der Betonzusammensetzung nahe der Oberfläche erzeugen, auch wenn ein ausgeprägtes Bluten des Betons nicht beobachtet wurde.
- Bei einem Gelege, das aufgrund der Bindung und des Rovingtitors vergleichsweise schlechte Verbundeigenschaften aufweist, zeigt sich ein deutlicherer Einfluss des Dehnkörpertyps auf die Bruchlast, als bei einem Gelege mit günstigeren Verbundeigenschaften. Voss vermutet hier, dass die unterschiedliche Betonierrichtung Auswirkungen auf die Matrixpenetration der Rovings hat, was sich im

Wirkungsgrad der Bewehrung äußert. Bei offeneren Bindungen bzw. feineren Rovingtitern nimmt der Unterschied zwischen den beiden Dehnkörpertypen ab.

- Eine Versuchsreihe mit gleicher Bewehrung lässt den Schluss zu, dass die unterschiedliche Ausführung der Lasteinleitung keinen signifikanten Einfluss auf das Zugtragverhalten des Bauteils und den Versagensablauf hat. Voss merkt hierzu jedoch an, dass nicht ausgeschlossen werden kann, dass bei textilen Bewehrungen mit anderen Eigenschaften, als dem verwendeten Textil, der durch die Lasteinleitung bei Typ II erzeugte zweiaxiale Spannungszustand im Verankerungsbereich zu einer Beeinträchtigung des Tragverhaltens führen kann, was eine weitere Ursache für die unterschiedlichen Ergebnisse verglichen mit anderen Bewehrungstypen sein könnte.

Voss kommt allgemein zu dem Schluss, dass die Versuche mit unterschiedlichen Probekörpertypen nicht generell vergleichbar sind und daher getrennt betrachtet werden müssen.

4.2.4.2 Tragverhalten

In diesem Abschnitt sollen einige spezielle Aspekte des Tragverhaltens, die von Voss beobachtet wurden und auch im Hinblick auf die für diese Arbeit durchgeführten Versuche von Bedeutung sind, dargestellt werden.

Versagen am Rand des Messbereichs

Voss hat beobachtet, dass das Versagen der Probekörper häufig am Rand des Messbereichs, also am Rand des eingeschnürten Bereichs auftrat. Er hat außerdem mittels fotogrammetrischer Untersuchungen nachgewiesen, dass am Rand des Messbereichs die Rissbreiten oft wesentlich größer sind, als bei den Rissen innerhalb des Messbereichs. In [Bruckermann 2007] wird dieses Phänomen mit numerischen Untersuchungen betrachtet. Es wird gezeigt, dass die inneren Filamente zwischen den Rissen wegen der Überlagerung der Lasteinleitungslänge quasi verankert sind. Aufgrund der fehlenden Symmetriebedingungen am äußersten Riss im Übergang zwischen dem Messbereich und dem Lasteinleitungsbereich lösen sich die inneren Filamente über eine größere Länge in den Lasteinleitungsbereich ab. Die Folge dieser Randstörung ist eine geringere Dehnung der inneren Filamente in den Randbereichen als im mittleren Teil des Messbereichs. Aus Gleichgewichtsgründen ist die Belastung der äußeren Filamente dementsprechend in diesen Bereichen am größten, weshalb das Versagen des Versuchskörpers größtenteils an einem Ende des Messbereichs eintritt.

Verminderte Steifigkeit im Zustand IIb

Wie bereits Molter und Jesse beobachtet auch Voss eine im Vergleich zur reinen Bewehrung verminderte Steifigkeit im Zustand IIb. Gegen die in [Jesse 2004] und [Molter 2005] vertretene Annahme, dass das Versagen der Randfilamente in der Hauptrissbildungsphase zu einer Verringerung der Bewehrungsquerschnittsfläche führt, spricht jedoch das ausgeprägte Rissbild, das sich ohne Beteiligung der äußeren Filamente aufgrund der schlechten Verbundeigenschaften der inneren Filamente nicht hätte einstellen können.

Als weitere Erklärung für die verminderte Steifigkeit im Zustand IIb zieht Voss eine nicht abgeschlossene Rissbildung in Betracht, da er bei seinen Versuchen meistens bis zum Versagen das Entstehen weiterer Risse beobachtet. Auch Jesse beschreibt ähnliche Beobachtungen, die er als „diffuse Rissbildung“ bezeichnet und mit den stark streuenden Querschnittsschwächungen aufgrund der Querväden der textilen Bewehrung begründet.

Einfluss des Bewehrungsgrades

Der Einfluss des Bewehrungsgrades auf das Tragverhalten textiler Bewehrung wurde bereits in [Jesse 2004] und [Molter 2005] beschrieben. Jesse stellt keine eindeutige Abhängigkeit der Erstrissspannung vom Bewehrungsgrad fest. Allerdings erhält Jesse Erstrissfestigkeiten, die unterhalb der an unbewehrten Probekörpern gewonnenen Zugfestigkeiten liegen, was er auf die Querschnittsschwächungen durch die Quervadings zurückführt. Ein wesentlicher Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Faserbruchspannung wurde nicht festgestellt. Molter beobachtet hingegen eine abnehmende Effektivität der Bewehrung mit steigendem Bewehrungsgrad und begründete dies mit der gegenseitigen Beeinflussung der Textillagen, was schlechtere Verbundeigenschaften zur Folge hat.

In seinen eigenen Versuchen stellt Voss keinen signifikanten Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Steifigkeit im Zustand I und auf die Erstrissspannung fest, wobei die Erstrissspannungen jedoch generell eine große Streubreite aufweisen, die laut Voss herstellungsbedingt bzw. durch Vorschädigungen hervorgerufen sein können. Nach der Erstrissbildung ist jedoch ein Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Bauteilsteifigkeit erkennbar, was sich besonders stark im Übergang von der Mindestbewehrung zu höheren Bewehrungsgraden bemerkbar macht.

Einfluss der Herstelltechnik

Voss stellt vor der Erstrissbildung keine Unterschiede zwischen laminierten und gegossenen Proben fest, im Bruchzustand liegen die Zugfestigkeiten der laminierten Proben dagegen etwa 10 bis 15 % unterhalb der Bruchspannungen der gegossenen Proben. Als Ursache vermutet Voss verschiedene Effekte, die nachfolgend aufgeführt sind:

- Beim Laminierverfahren weisen die Filamente eine größere Welligkeit auf, da die Rovings hier im Gegensatz zum Gießverfahren nicht vorgespannt werden. Das leichte Anspannen der Rovings zur Lagefixierung bewirkt eine Ausrichtung in Lastrichtung, wodurch auch die Aktivierung der Filamente verbessert wird.
- Ein gegenläufiger Effekt ist die Kontraktion des Rovings durch das Anspannen, wodurch die Hohlräume innerhalb des Rovings verringert werden und das Eindringen der Matrix erschwert wird. Aufgrund der sehr geringen Kräfte beim Anspannen schätzt Voss die Auswirkungen als eher untergeordnet ein.
- Durch das Einrollen der Bewehrung in die Matrix beim Laminieren ist vorstellbar, dass Zementmörtel in die Rovings hineingedrückt und somit eine Vergrößerung der Kontaktfläche zur Matrix erreicht wird, die sich günstig auf das Tragverhalten auswirken sollte. Unter Umständen führt dieser Vorgang jedoch auch zu einer

Änderung der Matriceigenschaften in der Nähe der Bewehrung, woraus wiederum eine Verschlechterung der Verbundeigenschaften resultieren könnte.

Die maßgeblichen Mechanismen, die das unterschiedliche Tragverhalten bei laminierten und gegossenen Probekörpern bewirken, sind jedoch nicht geklärt und müssen im Rahmen weiterer Untersuchungen betrachtet werden.

Zusammenfassung

Zusammengefasst lassen sich die Ergebnisse der in [Voss 2008] durchgeführten Versuche in den folgenden Punkten darstellen:

- In den Versuchen war eine rissunterdrückende Wirkung der Bewehrung festzustellen, die sich in einer Zunahme der Erstrisslast mit steigendem Bewehrungsgrad äußerte. In der Hauptrissbildungsphase war tendenziell ein Spannungsanstieg von bis zu 30 % zu erkennen, der auf die Streuung der Betonzugfestigkeit zurückgeführt wird.
- Im Zustand IIb stellt sich ein Steifigkeitsdefizit im Vergleich zur reinen Bewehrung ein. Aufgrund numerischer Untersuchungen schließt Voss ein vorzeitiges Versagen der Randfilamente, wie es in [Jesse 2004] und [Molter 2005] angenommen wird als Ursachen für dieses Steifigkeitsdefizit aus, und geht stattdessen von einer nicht abgeschlossenen Rissbildung und dem fortschreitenden Ablösen der äußeren Filamente von der Betonmatrix zwischen den Rissen aus.

4.2.4.3 Mechanisches Modell und Bemessungsvorschlag nach Voss

Da zwischen den Versuchsergebnissen von Voss und den in [Jesse 2004] und [Molter 2005] vorgestellten analytischen Ansätzen keine ausreichende Übereinstimmung besteht, entwickelt Voss einen eigenen Modellansatz unter Berücksichtigung seiner numerischen und experimentellen Ergebnisse. Der typische Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie eines Textilbetonbauteils unter einaxialer Zugbeanspruchung soll analog der vorhandenen Modelle in [Jesse 2004] und [Molter 2005] in die Abschnitte gemäß Abbildung 4.7 unterteilt werden. Um die Anzahl der zu bestimmenden Eingangsparameter zu beschränken, soll ein Großteil der für die Berechnungsformeln benötigten Eingangsparameter direkt aus den Kennwerten der Materialien ableitbar sein. Außerdem möchte Voss Effekte, für deren Wirkung noch keine mathematisch-mechanischen Formulierungen zur Verfügung stehen, durch möglichst allgemeingültige empirische Faktoren erfassen.

Zustand I (Bereich A – B)

Im Zustand I verhält sich textilbewehrter Beton linear-elastisch und die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Linie wird im Wesentlichen durch den Elastizitätsmodul des Feinbetons bestimmt. Aufgrund der von Voss in den Versuchen festgestellten rissunterdrückenden Wirkung der textilen Bewehrung entsprechen die experimentellen Erstrissspannungen nicht der Betonzugfestigkeit aus der Materialprüfung. Da noch kein Modell zur rechnerischen Erfassung dieses Effektes zur Verfügung steht, greift Voss hier auf die Erstrissfestigkeit aus den Dehnkörperversuchen zurück.

In Punkt B (nach dem Erstriss) erhält er für die Textilspannung $\sigma_{\text{tex},B}$ und die zugehörige Bauteildehnung $\varepsilon_{c,B}$:

$$\sigma_{\text{tex},B} = \frac{F_{\text{ct}}}{A_t} \quad (4.34)$$

$$\varepsilon_{c,B} = \frac{\sigma_{\text{tex},B}}{E_c} \cdot \frac{A_t}{A_c} \quad (4.35)$$

mit: F_{ct} Erstrisslast [N]
 E_c Elastizitätsmodul der Feinbetonmatrix [N/mm²]
 A_c, A_t Querschnittfläche des Dehnkörpers bzw. der Bewehrung [mm²]

Zustand IIa (Bereich B – C)

Für das Verhältnis der Spannungen am Anfang und Ende der Hauptrissbildungsphase ist in [Jesse 2004] ein Wertebereich von 1,0 – 1,3 angegeben. Ursache des zunehmenden Spannungsniveaus in diesem Bereich sind die Streuungen der Betonzugfestigkeit. Voss schätzt den Anstieg des Spannungsniveaus im Zustand IIa hingegen mit einem konstanten Beiwert $k_R = 1,1$ ab. Damit ergibt sich für die Textilspannung $\sigma_{\text{tex},C}$:

$$\sigma_{\text{tex},C} = k_R \cdot \sigma_{\text{tex},B} \quad (4.36)$$

Das Verformungsverhalten im Zustand II wird von Voss anhand des in [Schießl 1989] enthaltenen Ansatzes beschrieben, auf den auch schon in [Molter 2005] zurückgegriffen wurde. Das in den Versuchen festgestellte Steifigkeitsdefizit wird durch die Abminderung des Elastizitätsmoduls der Bewehrung E_{fil} mit dem Beiwert k_{st} berücksichtigt. Da das Steifigkeitsdefizit jedoch von der Art der textilen Bewehrung abhängig ist, müsste k_{st} in Abhängigkeit des Gelege- bzw. Gewebetyps variiert werden. Voss verwendet für k_{st} den Wert 0,9, womit es ihm möglich ist, die Spannungs-Dehnungs-Linien der untersuchten Probekörper mit den verwendeten unterschiedlichen Bewehrungstextilien hinreichend genau abzubilden. Als modifizierte Gleichung zur Bestimmung der Dehnung im Punkt C erhält er dann:

$$\varepsilon_{c,C} = \frac{\sigma_{\text{tex},C}}{E_{\text{fil}} \cdot k_{\text{st}}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{tex},B}}{\sigma_{\text{tex},C}} \right]^2 \right) \quad (4.37)$$

mit: E_{fil} Elastizitätsmodul eines Filaments [N/mm²]
 k_{st} Faktor zur Berücksichtigung des Steifigkeitsabfalls
 β_1 Faktor zur Erfassung der Verbundeigenschaften

Voss erreicht eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen für $\beta_1 = 0,85$, was bedeutet, dass der Tension-Stiffening-Effekt trotz Verwendung unterschiedlicher Textilien mit verschiedenen Verbundeigenschaften unverändert bleibt. Er begründet dies damit, dass die mit einem höheren Anteil äußerer Filamente zu erwartende bessere Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen durch den geringeren Rissabstand wieder aufgehoben wird.

Zum Einfluss der Belastungsdauer auf die zu erwartende Dehnung (Beiwert β_2 in Gleichung 4.23) macht Voss keine Angaben.

Zustand IIb (Bereich C – D)

Die Tragfähigkeit textilbewehrter Dehnkörper wird im Wesentlichen von der Zugfestigkeit der textilen Bewehrung bestimmt, wobei jedoch die Filamentfestigkeit in Bauteilversuchen wesentlich unterschritten wird. Hierbei wird der Ausnutzungsgrad der textilen Bewehrung u. a. von den Verbundeigenschaften und somit vom Fasermaterial und der textilen Bewehrungsstruktur bestimmt. Zur Bestimmung der maximalen Zugtragfähigkeit fasst Voss die genannten Einflüsse zu einem empirisch ermittelten Effektivitätsbeiwert k_1 zusammen, der das Verhältnis zwischen der mittleren Textilbruchspannung $\sigma_{\text{tex,max}}$ im Dehnkörperversuch und der Filamentzugfestigkeit f_{fil} angibt:

$$\sigma_{\text{tex,D}} = k_1 \cdot f_{\text{fil}} \cdot A_t \quad (4.38)$$

Die Dehnung im Bruchzustand ergibt sich analog zur Dehnung im Punkt C:

$$\varepsilon_{\text{c,D}} = \frac{\sigma_{\text{tex,D}}}{E_{\text{fil}} \cdot k_{\text{st}}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{tex,B}}}{\sigma_{\text{tex,D}}} \right]^2 \right) \quad (4.39)$$

Als maßgeblichen Effekt für das Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb gibt Voss das Ablösen der äußeren Filamente von der Matrix und die damit einhergehende Verbundverschlechterung an. Der Dehnungszustand der inneren und äußeren Filamente im Zustand IIb ist qualitativ in Abbildung 4.8 dargestellt. Während die Dehnung der inneren Filamente über den gesamten gerissenen Bereich größer ist als die Matrixdehnung, erreichen die äußeren Filamente den Zustand der Dehnungsgleichheit mit der Matrix. Mit fortschreitender Lastaufnahme schreitet das Ablösen der äußeren Filamente bis zum Bruch weiter voran.

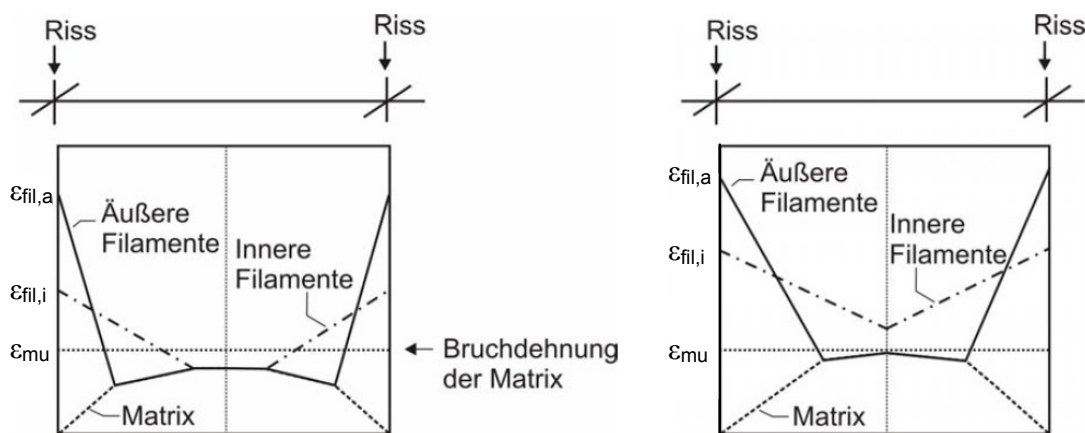


Abb. 4.8: Dehnungszustände der Filamente und der Matrix im Bereich A – B (links) und im Bereich C – D (rechts), aus [Voss 2008].

4.2.4.4 Diskussion

Auf Grundlage der Ergebnisse, die Voss aus seinen Versuchen erhalten hat, überprüft er die analytischen Ansätze nach [Jesse 2004] und [Molter 2005] und kommt zu dem Ergebnis, dass diese diverse Schwachpunkte aufweisen. Als wesentliche Eingangsparameter für die Berechnungsgleichungen der charakteristischen Punkte der Spannungs-Dehnungs-Linien verwendet Voss Kennwerte der Ausgangsmaterialien, womit er versucht, den versuchstechnischen Aufwand zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Linie zu reduzieren. Da jedoch noch nicht alle auftretenden Phänomene mechanisch erklärt und mathematisch erfasst werden können, kommt Voss nicht umhin, die aus den Versuchen ermittelte Erstrisslast bzw. empirisch ermittelten Abminderungsbeiwerte zu verwenden.

Die wesentlichen Unterschiede zu den älteren Konzepten bestehen in der neuen Erklärung der Ursache des Steifigkeitsdefizits im Zustand IIb und die im Vergleich zu Molter vereinfachten Abminderungsbeiwerte. Während Molter versucht, die einzelnen Mechanismen getrennt zu erfassen, beschränkt Voss sich im Bruchzustand auf die Ermittlung eines Beiwertes der alle Effekte umfasst. Im Gegensatz zu Molter stellt Voss in seinen Versuchen keinen signifikanten Einfluss des Bewehrungsgrads auf die Effektivität der Bewehrung fest.

Voss kritisiert den von Molter über den Faktor k_{eff} hergestellten Zusammenhang zwischen dem Garnzugversuch und der Tragfähigkeit der Bewehrung im Verbundbauteil, da dies aufgrund zum Teil gegensätzlicher Einflussfaktoren nicht sinnvoll sei.

Gemeinsam mit den Untersuchungen von Molter und Jesse zeigt die Arbeit von Voss das Kernproblem der Textilbetontechnologie auf:

Textilbeton ist ein äußerst vielfältig einsetzbarer Werkstoff, jedoch ist eine halbwegs zuverlässige Modellierung bei freier Wahl von Fasern, Beschichtung, Beton, Herstelltechnologie und Exposition aufgrund der vielfachen untereinander bestehenden Abhängigkeiten und Einflussfaktoren kaum möglich. Unterschiedliche Faser-Matrix-Kombinationen, Herstellverfahren, usw. führen zu unterschiedlichen Versuchsergebnissen und damit zu unterschiedlichen Interpretations- und Analyseansätzen. Dabei ist das Verbundwerkstoffsystem so empfindlich, dass bereits die Verwendung einer anderen Charge der textilen Bewehrung die Versuchsergebnisse beeinflussen kann, da eine geringfügige Änderung der Zusammensetzung der Schlichte bzw. Beschichtung zu einem veränderten Verbundverhalten führen kann.

4.2.5 Zusammenfassung

Vergleicht man die unterschiedlichen Bemessungskonzepte, so treten nur wenige Unterschiede zutage. Die Ansätze unterscheiden sich im Wesentlichen in der Wahl der Bezugsparameter wie Festigkeit und Elastizitätsmodul des Filaments bzw. des Rovings und in der Aufschlüsselung bzw. auch nur bei der Bezeichnung der einzelnen Beiwerte und Abminderungsfaktoren.

Vergleicht man die vorgestellten Konzepte, so ergeben sich allgemein die folgenden Gleichungen zur Ermittlung der Spannungen und Dehnungen in den unterschiedlichen Bereichen der Spannungs-Dehnungs-Kurve:

Zustand I

$$\sigma_{c,I} \approx \frac{F_{1R}}{A_c} \quad [\text{analog Gl. (4.27) mit } F_{1R} \text{ aus Versuchen}] \quad (4.40)$$

$$\sigma_{t,I} = \frac{F_{1R} \cdot E_f}{A_c \cdot E_c} \quad [\text{nach der Elastizitätstheorie}] \quad (4.41)$$

$$\varepsilon_{c,I} = \varepsilon_{tm,I} = \frac{F_{1R}}{E_c \cdot (A_c + A_t \cdot E_t/E_c)} \approx \frac{F_{1R}}{E_c \cdot A_c} \quad [\text{analog Gl. (4.17), (4.17a)}] \quad (4.42)$$

- Mit: $\sigma_{c,I}$ Erstrissspannung
 $\sigma_{t,I}$ Textilspannung bei Erstriss
 F_{1R} Erstrisslast
 E_f, E_c Elastizitätsmodul der Faserbewehrung bzw. des Betons
 A_t, A_c Textilfläche bzw. Betonfläche
 $\varepsilon_{c,I}, \varepsilon_{tm,I}$ Bruchdehnung der Matrix bzw. mittlere Textildehnung beim Erstriss

Übergang Zustand I – Zustand II

$$\sigma_{t,I-II} = \frac{F_{1R}}{A_t} \quad [\text{analog Gl. (4.40), Last im Riss nur über Textil}] \quad (4.43)$$

- Mit: $\sigma_{t,I-II}$ Textilspannung nach dem Erstriss

Zustand IIa

$$\sigma_{t,II} = \frac{F}{A_t} \quad [\text{analog Gl. (4.40), Last im Riss nur über Textil}] \quad (4.44)$$

$$\varepsilon_{c,II} = \varepsilon_{tm,II} = \frac{\sigma_t}{E_{fil} \cdot k_{eff}} \cdot \left[1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \left(\frac{\sigma_{t,I-II}}{\sigma_t} \right)^2 \right] \quad [\text{analog Gl. (4.23)}] \quad (4.45)$$

- Mit: $\sigma_{t,II}, \sigma_t$ Textilspannung im Zustand II
 A_t Textilfläche
 F Belastung
 E_{fil} Elastizitätsmodul der Einzelfilamente
 $\varepsilon_{c,II}, \varepsilon_{tm,II}$ mittlere Dehnung der Matrix bzw. mittlere Textildehnung
 k_{eff} Faktor zur Berücksichtigung des Steifigkeitsabfalls
 β_1 Faktor zur Erfassung der Verbundeigenschaften
 β_2 Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Lastdauer (1,0 für Kurzzeitbeanspruchung, 0,5 für Dauerlast und wiederholte Beanspruchung)

Die Beiwerte k_{eff} und β_1 müssen anhand von Versuchsergebnissen festgelegt werden.

Übergang Zustand IIa – Zustand IIb

$$\sigma_{t,II} = \frac{F}{A_t} = k_r \cdot \sigma_{t,I-II} \quad [\text{analog Gl. (4.36)}] \quad (4.46)$$

Die zugehörigen Dehnungen können mit Gleichung (4.45) berechnet werden. k_r ist wiederum ein experimentell ermittelter Faktor.

Berechnung der Bruchlast

$$F_u = A_t \cdot f_{t,fil} \cdot k_1 \quad [\text{analog Gl. (4.38)}] \quad (4.47)$$

Mit:	F_u	Bruchlast
	A_t	Textilfläche
	$f_{t,fil}$	Filamentzugfestigkeit
	k_1	Effektivitätsbeiwert

Es werden, wie von Voss vorgeschlagen, als Eingangsparameter die an den Einzelfilamenten ermittelten Materialkennwerte verwendet. Auf eine „Aufspaltung“ in einzelne Abminderungsfaktoren zur Berücksichtigung unterschiedlicher Einflüsse, wie bei Molter durchgeführt, wird verzichtet. Stattdessen wird die Summe der Einflüsse über allgemeine Beiwerte k_1 , k_r und k_{eff} erfasst, die jedoch ebenfalls experimentell ermittelt werden müssen.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass aufgrund der vielfältigen Variationsmöglichkeiten bezüglich Matrix, Textil und Beschichtung eine zutreffende Beschreibung des Tragverhaltens und eine Prognose bezüglich der Tragfähigkeit und der Dehnkapazität nur dann möglich ist, wenn durch eine ausreichende Anzahl an Versuchen die erforderlichen Parameter ermittelt wurden. Hierbei ist zu beachten, dass bei allen Untersuchungen auf die vergleichsweise große Streubreite der Versuchsergebnisse hingewiesen wurde und dass bisher nicht abschließend geklärt ist, welchen Einfluss die Probekörpergeometrie und die Versuchsdurchführung haben, wodurch Unterschiede zwischen den Versuchsergebnissen und dem tatsächlichen Tragverhalten des späteren Bauteils entstehen können. Es ist daher sinnvoll, die erforderlichen Versuche an Probekörpern durchzuführen, die sowohl in der Geometrie als auch in der Art der Lastaufbringung und der Belastung soweit möglich den späteren realen Gegebenheiten entsprechen.

4.3 Betrachtung der eigenen Versuche an Probekörpern aus Textilbeton ohne Kurzfaserbewehrung

In Tabelle 4.2 sind die Ergebnisse der Zugversuche an Probekörpern aus Textilbeton ohne zusätzliche Kurzfaserbewehrung zusammengefasst dargestellt. Aufgrund der voneinander abweichenden Querschnittsflächen der einzelnen Probekörper wird für jede Lagenanzahl der mittlere geometrische Bewehrungsgrad angegeben. Es wurden nur Zugversuche an großen Probekörpern durchgeführt, da der Textileinbau in die kleinen Probekörper nicht sinnvoll und auch nicht ausführbar war.

Versagensmodus A bezeichnet das Versagen bei unterkritischer Bewehrung. Die Tragfähigkeit der Matrix ist größer als die der Bewehrung, was bedeutet, dass bei dem ersten Riss der Matrix die Last schlagartig abfällt und auch ein Teil der Mantelfilamente bereits versagt. Die weniger stark belasteten Kernfilamente nehmen bei zunehmender Dehnung wieder Last auf, wodurch die Spannungs-Dehnungs-Linie wieder ansteigt, versagen dann aber bei Erreichen der Bruchdehnung sukzessive. Die beim Auszug dieser Kernfilamente auftretende Reibung trägt einen geringen Anteil zu dem nach dem Matrixbruch auftretenden Lastanstieg bei.

Lagenanzahl	Versagensmodus	geometr. Bew.grad [‰]	Versuchszahl [-]	Erstisspannung [N/mm ²]	Erstissdehnung [%]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]	Querschnittsfläche [mm ²]	Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu} [N/m]	Probenalter [d]
				$\sigma_{m,1}$	$\varepsilon_{m,1}$	f_{ctu}	ε_{ftu}	A_c	$W_{F,ftu}$	a
1	A	0,84	5	2,54	0,016	2,54	0,016	1.387,1	46,5	97
2	A	1,64	2	2,02	0,013	2,02	0,013	1.425,2	29,7	82,5
	B	1,88	5	1,49	0,035	1,43	0,996	1.248,0	2622,6	130,7
3	B	2,58	4	1,44	0,013	1,66	0,901	1.371,0	2614,4	97,25

Tab. 4.2: Ergebnisse der Zugversuche an großen taillierten Probekörpern aus Textilbeton, Mittelwerte.

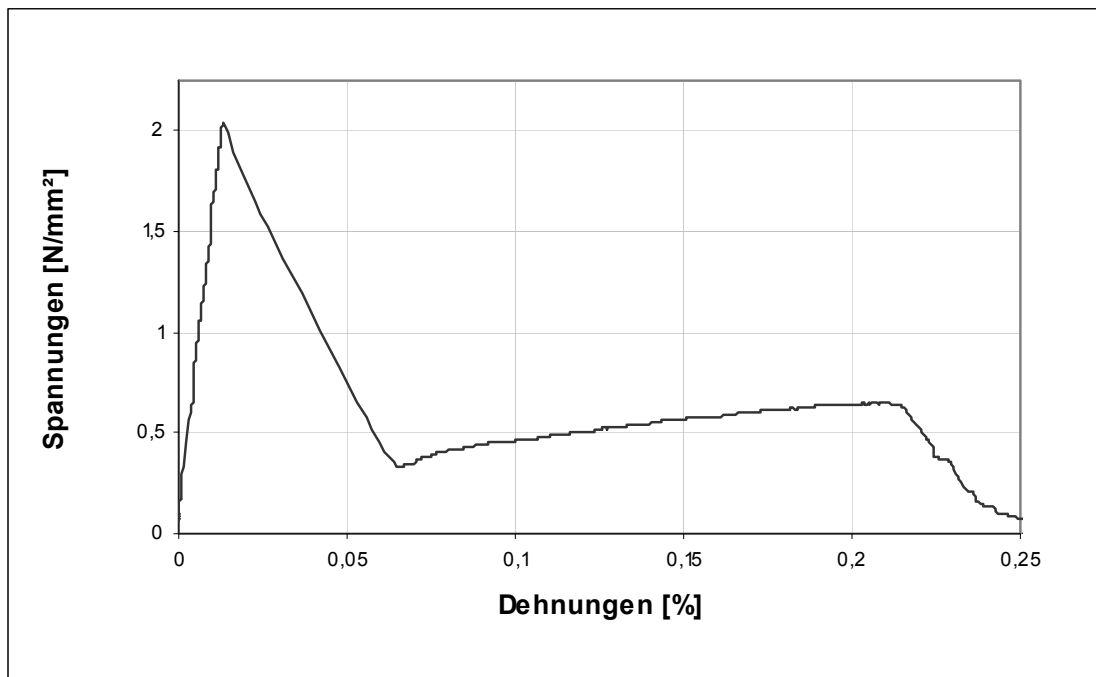


Abb. 4.9: Typische Spannungs-Dehnungs-Kurve für ein Versagen nach Versagensmodus A (Versuch GP-1L-0,00-1).

Eine typische Spannungs-Dehnungs-Kurve für ein Versagen nach Versagensmodus A ist in Abb. 4.9 dargestellt. Es entsteht nur ein Riss, die Dehnungszunahme beim Lastabfall ist auf die plötzliche Rissöffnung zurückzuführen.

Bei Versagensmodus B entstehen vor dem Versagen des Probekörpers mehrere Risse. Hier sind verschiedene Spannungs-Dehnungs-Linien möglich:

1. Nach dem Erstriss steigt die Last wieder an und es entstehen weitere Risse, die Erstrissspannung wird jedoch nicht mehr erreicht, Abb. 4.10, oben.
2. Die Last steigt nach dem Erstriss wieder an, es entstehen weitere Risse, wobei die Spannung nicht wesentlich über die Erstrissspannung ansteigt, sondern immer ungefähr auf dem Niveau der Erstrissspannung bleibt, Abb. 4.10, mitte.
3. Nach dem Erstriss steigt die Last an. Während weitere Risse entstehen, wird das Niveau der Erstrisslast überschritten und die Bruchlast liegt deutlich über der Erstrisslast, Abb. 4.10, unten.

Die in Abb. 4.10, oben und in der Mitte, dargestellten Verläufe stellen den Übergang vom spröden, schlagartigen Versagen mit nur einem Riss infolge unterkritischer Bewehrung zum duktilen Versagen mit Vorankündigung durch multiple Rissbildung dar. Da bei der Bewehrung mit nur einer Textillage nur Versagensmodus A, bei dreilagiger Bewehrung nur Versagensmodus B, bei zweilagiger Bewehrung jedoch beide Versagensarten auftreten, liegt die Vermutung nahe, dass der kritische Bewehrungsgehalt zwischen 0,164 % und 0,188 % liegt. Tabelle 4.2 zeigt außerdem, dass zwischen den Parametern Bewehrungsgrad, Erstrissfestigkeit und dem Versagensmodus ein Zusammenhang besteht. Der Übergang von Versagensmodus A zu B fällt nämlich nicht nur mit einem leichten Anstieg des Bewehrungsgrades zusammen, sondern auch mit einem Rückgang der Erstrissfestigkeit. Da aus [Schorn 2001] bekannt ist, dass bei unterbewehrten Zugproben die Bewehrung als Matrixfehlstelle wirkt, stellt ein steigender Bewehrungsgrad hier eine zunehmende Matrixschwächung dar, was den Rückgang der Erstrissfestigkeit erklärt, gleichzeitig aber auch bedeutet, dass sich eine Steigerung des Bewehrungsgrades in doppelter Hinsicht auf die Art des Versagens auswirkt.

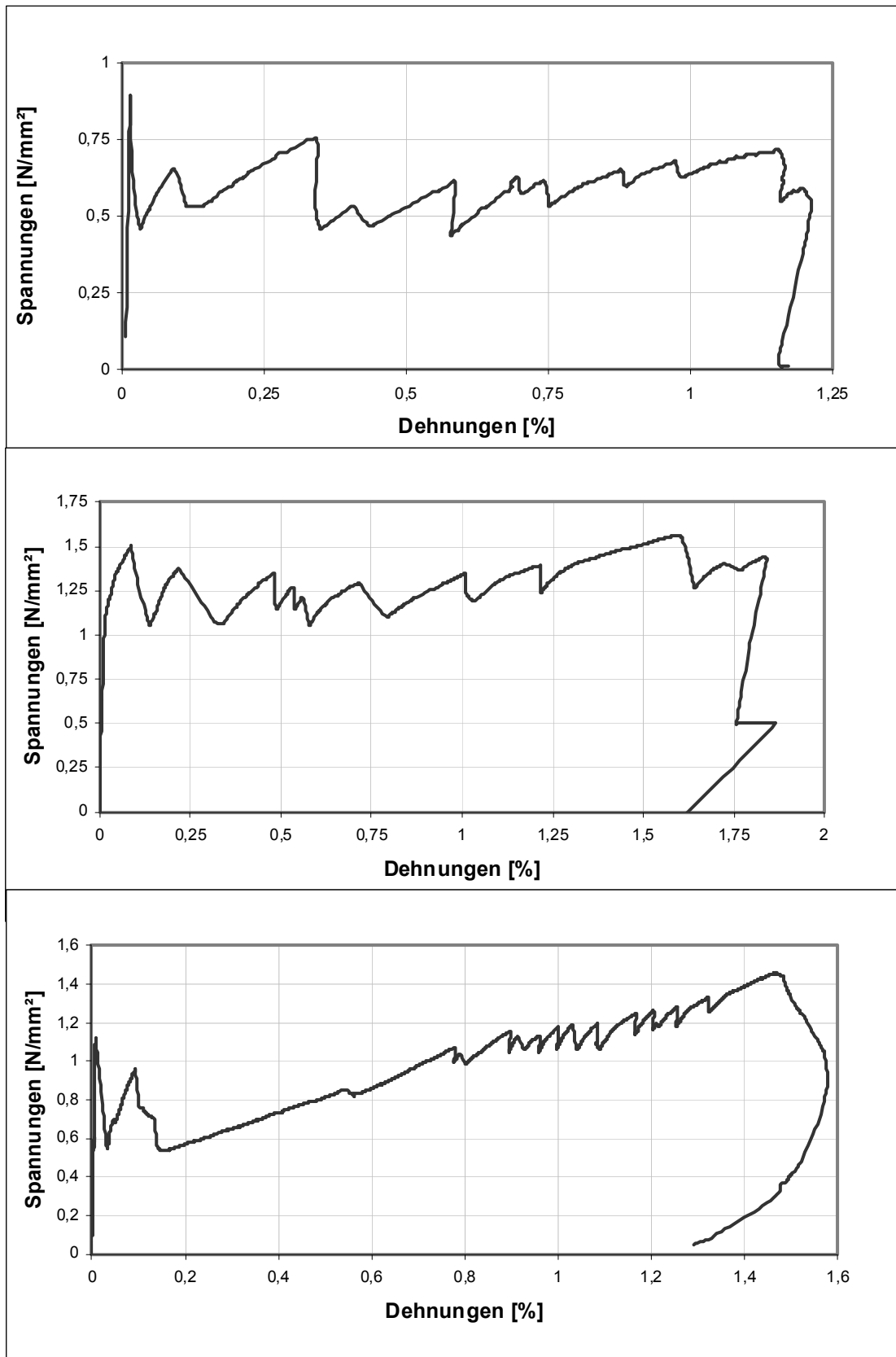


Abb. 4.10: Mögliche Spannungs-Dehnungs-Kurve für ein Versagen nach Versagensmodus B: GP-2L-0,00-2 (oben), GP-2L-0,00-3 (mitte), GP-3L-0,00-2 (unten).

Die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Bewehrungsgrade sind verglichen mit den normalerweise im Textilbeton verwendeten sehr gering. Z. B. verwendet *Molter* bei seinen Untersuchungen einen minimalen Bewehrungsgrad von 1,0 % [*Molter 2005*]. Grund hierfür ist, dass die Textilbewehrung in der vorliegenden Arbeit nicht als Hauptbewehrung vorgesehen ist, sondern lediglich zur Ergänzung der Kurzfaserbewehrung vorgesehen ist.

Die sich aus den Mittelwerten der Versuchsergebnissen ergebenden Spannungs-Dehnungs-Linien sind in Abbildung 4.11 dargestellt.

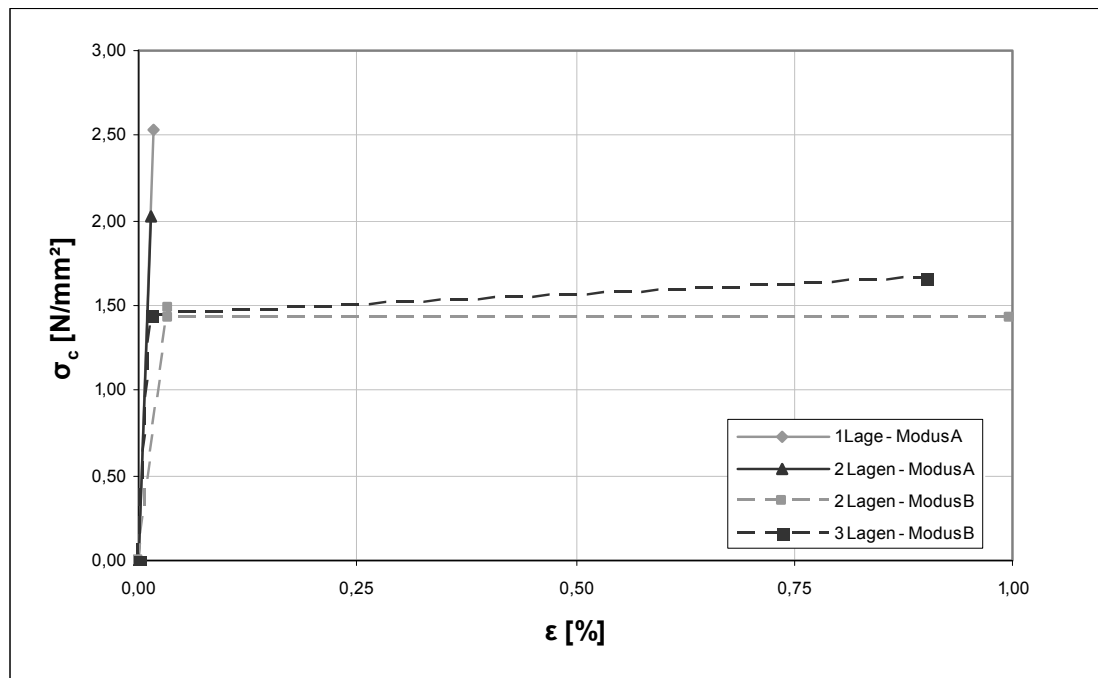


Abb. 4.11: Spannungs-Dehnungs-Linien der textilbewehrten großen Proben bei unterschiedlichen Textilbewehrungsgraden, Mittelwerte.

4.3.1 Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung

Aus Tabelle 4.2 wird deutlich, dass die Erstrissfestigkeit mit zunehmendem Textilbewehrungsgrad abnimmt. Wie bereits erwähnt und in Abschnitt 2.6.3.1 beschrieben, wurde dieses Phänomen bereits in [*Schorn 2001*] beobachtet und erklärt. In Abb. 4.12 sind die Erstrissfestigkeiten der einzelnen Versuche sowie die Mittelwerte bei unterschiedlicher Lagenanzahl getrennt nach Versagensmodus A (Versagen mit nur einem Riss bei unterbewehrten Probekörpern) bzw. B (Versagen mit Vielfachrissbildung bei überkritischer Bewehrung) und die Zugfestigkeit des unbewehrten Feinkornbetons dargestellt.

Lässt man die Probekörper mit zweilagiger Textilbewehrung und einem Versagen nach Versagensmodus B außer Acht, so ergibt sich in guter Näherung eine lineare Abhängigkeit der Erstrissspannung vom Textilbewehrungsgrad. Die Erstrissfestigkeit und die größere Erstrissdehnung bei zweilagiger Bewehrung im Versagensmodus B stechen jedoch heraus. Die Ursache hierfür ist wahrscheinlich, dass der Zeitpunkt

des Erstrisses – und damit die zugehörige Spannung und Dehnung – nicht exakt aus der Messwertaufzeichnung entnommen werden kann.

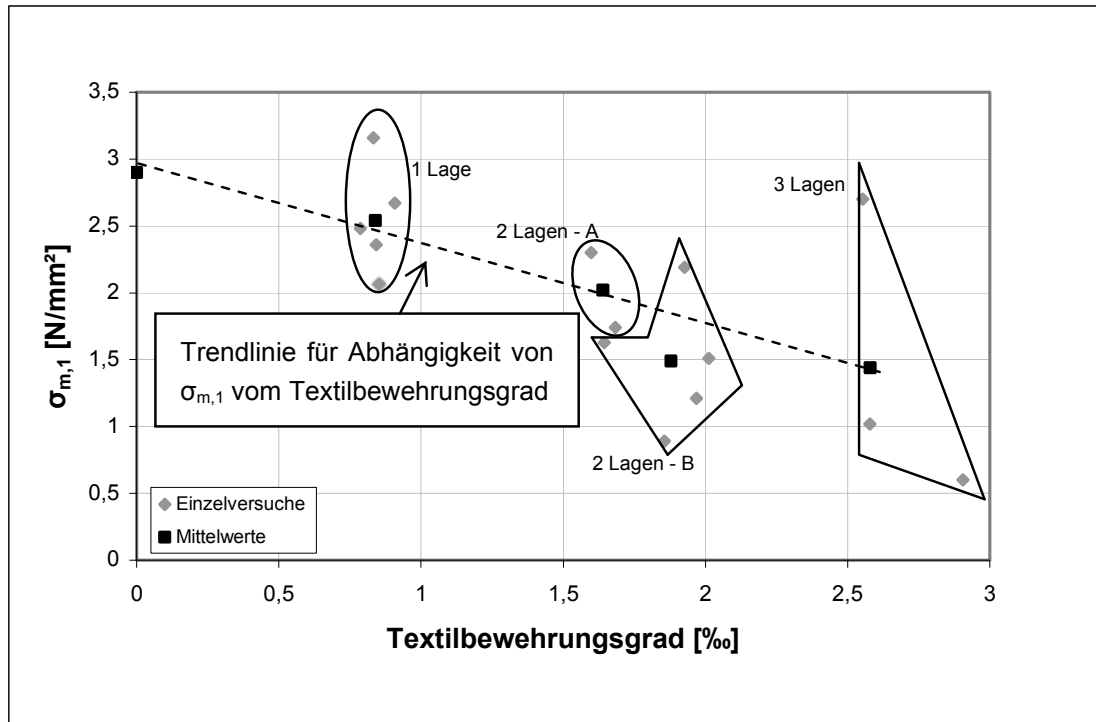


Abb. 4.12: Abhängigkeit der Erstrissspannung vom Textilbewehrungsgrad.

Geht man von einer Matrixzugfestigkeit von 2,90 N/mm² und einer planmäßigen Dicke der Probekörper von 60 mm aus, so lassen sich anhand der tatsächlichen Querschnittsflächen – unter der Annahme der Festigkeitslehre - effektive Querschnittshöhen h_{eff} berechnen, für die die Matrixfestigkeit angesetzt werden kann.

Lagenanzahl	Versagensmodus	geometr. Bew.grad [‰]	Versuchszahl [-]	Erstrissspannung [N/mm ²]	Querschnittsfläche [mm ²]	Probenhöhe [mm]	eff. Probenhöhe [mm]	unwirksame Höhe [mm]	Δh pro Textilseite [mm]
n				$\sigma_{m,1}$	A_c	h	h_{eff}	Δh	$\Delta h/(2n)$
0	A	0	2	2,90	1.344,6	22,41	22,41	0	0
1	A	0,84	5	2,54	1.387,1	23,12	20,25	2,87	1,44
2	A	1,64	2	2,02	1.425,2	23,75	16,55	7,20	1,80
	B	1,88	5	1,49	1.248,0	20,80	10,69	10,11	2,53
3	B	2,58	4	1,44	1.371,0	22,85	11,35	11,50	1,92

Tab. 4.3: Ergebnisse der Zugversuche an GP aus Textilbeton.

Es ergibt sich, dass auf beiden Seiten einer Bewehrungslage durchschnittlich ein Bereich von ca. 1,72 mm vorhanden ist, der nicht oder zumindest nicht vollständig

am Lastabtrag beteiligt ist, womit sich pro Textillage eine Abminderung der Probekörperdicke um 3,44 mm ergibt. Diese nicht genutzte Fläche kommt unter anderem durch die Dicke des Textils zustande, die an den Kreuzungsstellen der Rovings annähernd 1 mm beträgt. Durch den Einbau der Textillagen entstehen weitere Strukturstörungen bzw. Fehlstellen in der Matrix, die zu einer Reduktion der Matrixfläche führen, die durch die Bewehrung nicht ausgeglichen werden kann [Schorn 2001]. Da die Fehlfläche beidseits des Textils mit zunehmender Lagenanzahl größer wird, spielt die gegenseitige Beeinflussung der Textillagen möglicherweise insofern auch eine Rolle, da mit zunehmender Lagenanzahl die Wahrscheinlichkeit ansteigt, dass Querrovings übereinander liegen und der Matrixquerschnitt dadurch besonders geschwächt wird.

Anhand der ermittelten Fehlflächen lässt sich die Erstrissfestigkeit überschläglich berechnen mit:

$$\sigma_{1,nLagen} = \sigma_{mu} \cdot \frac{A_c - 3,44 \cdot 60 \cdot n}{A_c} \quad (4.48)$$

Da die effektive Höhe h_{eff} nach Tabelle 4.3 auch von der Lagenzahl der Textilbewehrung abhängig ist, erhält man mit Gleichung (4.48) nicht exakt die in der Tabelle angegebenen Werte. Es ist jedoch nicht sinnvoll die Abminderung genauer abzubilden und einen von der Lagenzahl abhängigen Faktor zu verwenden. Als weitere Ursache für die mit steigender Lagenzahl proportional zunehmende Abminderung der effektiven Höhe h_{eff} sind Spannungsspitzen zu nennen, die an den als Störungen im Matrixgefüge wirkende Querrovings infolge von Kerbwirkungen auftreten.

Die Erstrissdehnungen liegen mit 0,013 % bis 0,026 % wiederum im Bereich der Bruchdehnung einer Normalbetonmatrix. Aus Abbildung 4.11 kann ersehen werden, dass die Steifigkeiten im ungerissenen Zustand ebenfalls annähernd gleich sind.

Eine Ausnahme, sowohl hinsichtlich der Erstrissfestigkeit als auch hinsichtlich der Erstrissdehnung bilden die Probekörper mit zweilagiger Bewehrung und Versagen nach Modus B. Bei der Suche nach der Ursache der geringeren Erstrissfestigkeit fallen die folgenden Aspekte auf:

- Es besteht kein Zusammenhang mit der Art des verwendeten Textils (Maschenweite) und der Ausrichtung im Probekörper (Schuss oder Kette in Zugrichtung).
- Es besteht kein Zusammenhang mit dem Alter der Probekörper. Es versagen sowohl jüngere als auch ältere Proben mit Modus B.
- Probekörper GP-2L-0,00-2 besitzt eine außergewöhnlich niedrige Erstrissfestigkeit von nur 0,89 N/mm². Er versagt in Modus 2B nach Abb. 4.10, die Erstrissfestigkeit wird während der multiplen Rissbildung nicht mehr erreicht, die Zugfestigkeit liegt mit 0,72 N/mm² unterhalb der Erstrissfestigkeit. Da die gemeinsam mit diesem Probekörper hergestellten kleinen bzw. großen Probekörper unauffällig sind, lassen die außerordentlich niedrigen Festigkeiten vermuten, dass bei der Herstellung (z. B. Verdichtung) und Prüfung (nicht gerade eingeklebt) speziell dieses einen Probekörpers Unregelmäßigkeiten aufgetreten sind. Lässt man die-

sen Probekörper außer Acht, so ergeben sich für die Probekörper mit zweilagiger Bewehrung bei Versagensmodus B die folgenden Mittelwerte:

Erstrissfestigkeit/-dehnung: $\sigma_1 = 1,64 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_1 = 0,041\%$
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 1,61 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 0,920\%$
Bruchquerschnitt: $A = 1245,4 \text{ mm}^2$

Die Erstrissfestigkeit liegt damit zwar immer noch ca. 15 % unterhalb des sich nach Gleichung (4.48) ergebenden Werts, geht man jedoch von der mit Ungenauigkeiten behafteten Art der Ermittlung aus (Ablese des Zeitpunktes der Entstehung des Erstrisses anhand des ersten Lastabfalles in der Messwertaufzeichnung), so kann davon ausgegangen werden, dass eine hinreichende Genauigkeit vorhanden ist.

Dies gilt auch für die relativ hohe Erstrissdehnung von 0,041 %. Hierbei kommt hinzu, dass zwar immer versucht wurde, die Wegaufnehmer möglichst vertikal anzukleben, dies aufgrund der unebenen Oberfläche der Prüfkörper aber trotz manueller Bearbeitung der Klebeflächen nicht immer möglich war, wodurch es zu zusätzlichen Exzentrizitäten kommen kann, die die Ermittlung der Erstrissfestigkeit wie zuvor schon erwähnt beeinflussen [Jesse 2004]. Es kann also davon ausgegangen werden, dass die Erstrissdehnung auch bei diesen Probekörpern im Bereich der Matrixbruchdehnung liegt und alle Probekörper vor der Rissbildung die gleiche Steifigkeit besitzen.

4.3.2 Versagensmodus

Der Versagensmodus steht in direktem Zusammenhang mit der Erstrissfestigkeit und dem Textilbewehrungsgrad. Ist der Textilbewehrungsgrad so groß, dass die Bewehrung nach dem Auftreten des ersten Risses mindestens die Erstrisslast aufnehmen kann, ohne zu versagen, bzw. wenn die Last nach dem Erstriss noch weiter gesteigert werden kann, sodass die Zugfestigkeit der Matrix auch in einem anderen Querschnitt wieder erreicht wird, so geht Versagensmodus A in Versagensmodus B über. Der kritische Textilbewehrungsgrad $\varphi_{t,krit}$, ab dem ein Versagen mit multipler Rissbildung möglich ist, lässt sich dann ermitteln mit:

$$F_{1,c} = \sigma_{mu} \cdot (A_c - 3,44 \cdot 60 \cdot n) = f_{rt} \cdot \varphi_{t,krit} \cdot A_c = F_{t,max}$$
$$\varphi_{t,krit} = \frac{\sigma_{mu}}{f_{rt}} \cdot \frac{(A_c - 3,44 \cdot 60 \cdot n)}{A_c} \quad (4.49)$$

mit: f_{rt} Rovingzugfestigkeit, ermittelte an einem aus dem Textil herausgetrennten Roving
 σ_{mu} Matrixzugfestigkeit
 A_c Probenquerschnittfläche
 n Anzahl der Bewehrungslagen

Es ist hierbei zu berücksichtigen, dass der kritische Bewehrungsgrad selbst von der Anzahl der Textilbewehrungslagen und der Probenquerschnittsfläche abhängig ist, da die Erstrissfestigkeit von beidem beeinflusst wird. Die Ermittlung des kritischen Textilbewehrungsgrades nach Gleichung (4.49) erfordert daher eine iterative Berechnung. Sind die Fläche des Bruchquerschnitts und die Erstrissfestigkeit dagegen

bekannt und unabhängig vom Bewehrungsgrad, kann vereinfacht Gleichung (4.50) verwendet werden, um den Versagensmodus vorher zu bestimmen:

$$\varphi_{t,krit} = \frac{\sigma_1}{f_{rt}} \quad (4.50)$$

In Tastversuchen zur Ermittlung der Rovingzugfestigkeit, s. Abschnitt 4.3.5.1, wurde festgestellt, dass die Zugfestigkeit eines aus dem Textil heraus getrennten Rovings etwa 1.110 N/mm² beträgt, 65 % der vom Hersteller angegebenen Filamentfestigkeit entsprechend. In [Molter 2005] wird für beschichtete Rovings aus AR-Glas eine Abminderung auf 50 % angegeben.

Im Folgenden soll beispielhaft der kritische Textilbewehrungsgrad bzw. der Versagensmodus für eine zweilagige Bewehrung bestimmt werden.

Nach Gleichung (4.50) ergibt sich bei Verwendung unterschiedlicher Erstrissfestigkeiten:

Erstrissfestigkeit [N/mm ²]	Herkunft	krit. Bew.grad [%] nach Gl. (4.50)	Grenzfläche [mm ²] nach Gl. (4.51)	Tatsächliche Fläche [mm ²]	Zu erwartender Versagensmodus
$\sigma_{m,1}$		$\varphi_{t,crit}$	$A_{c,grenz}$	A_c	
2,90	Zugfestigkeit Matrix	2,61	1.307	1.425	A
				1.248	B
2,02	Versuche, Modus A	1,82	1.696	1.425	B
1,94	berechnet für Modus B mit A_c aus Versuchen	1,75	1.749	1.248	B
1,64	Versuche, Modus B, korrigierter Wert	1,48	1.994	1.248	B
1,49	Versuche, Modus B	1,34	2.153	1.248	B

Tab. 4.4: Krit. Bewehrungsgrad nach Gl. (4.50) und Berechnung von $A_{c,grenz}$ nach Gl. (4.51) für eine zweilagige Bewehrung mit $A_r = 2,336 \text{ mm}^2$ und $f_{rt} = 1.110 \text{ N/mm}^2$. Die Angaben für die tatsächlichen Querschnittsflächen sind Anlage A-3 entnommen.

Bei Verwendung von Gleichung (4.49) ergibt sich für eine zweilagige Bewehrung mit einer Gesamttextilfläche (10 Rovings) von $2,336 \text{ mm}^2$ eine Grenzfläche von

$$\varphi_{t,krit} = \frac{A_r}{A_{c,grenz}} = \frac{\sigma_{mu}}{f_{rt}} \cdot \frac{(A_{c,grenz} - 3,44 \cdot 60 \cdot n)}{A_{c,grenz}}$$

$$A_{c,grenz} = \frac{A_r \cdot f_{rt}}{\sigma_{mu}} + 3,44 \cdot 60 \cdot n \quad (4.51)$$

$$A_{c,grenz} = \frac{2,336 \cdot 1110}{2,90} + 3,44 \cdot 60 \cdot 2 = 1.307 \text{ mm}^2$$

Ist die tatsächliche Querschnittsfläche der Probe kleiner als die Grenzfläche, so versagt die Probe nach Modus B, ist die tatsächliche Querschnittsfläche größer, so tritt Versagensmodus A ein.

Anhand der Gleichungen (4.49) und (4.50) bzw. (4.51) lässt sich mit guter Näherung abschätzen, welcher Versagensmodus eintreten wird. Voraussetzung ist allerdings, dass die tatsächliche Probenquerschnittsfläche und die Erstrissfestigkeit für den vorgesehenen Bewehrungsgrad bekannt sind.

4.3.3 Verbundspannungen

Wie bereits in Abschnitt 4.1.1 dargestellt, ist das Verbundverhalten von in einer zementhaltigen Matrix eingebetteten Multifilamentgarnen äußerst komplex, da keine homogenen Bewehrungsquerschnitte vorliegen und daher nicht nur die Verbundeigenschaften zwischen der Matrix und den Filamenten am Rand des Rovings, sondern auch die Verbundeigenschaften im Inneren des Rovings berücksichtigt werden müssen. Zur analytischen Betrachtung des Verbundverhaltens existiert eine Vielzahl unterschiedlicher Modelle, die die realen Gegebenheiten mehr oder minder genau abbilden. Bei der Entscheidung, welches Modell verwendet werden soll, muss man daher abwägen, welcher Arbeits- bzw. Rechenaufwand für das Erreichen der erforderlichen Genauigkeit der Ergebnisse vertretbar ist.

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Verbundspannungen lediglich anhand der in den Zugversuchen erreichten Lasten und der gemessenen Rissabstände ermittelt und mit Ergebnissen aus der Literatur verglichen. Herangezogen werden dazu auch Versuche, bei denen das Versagen außerhalb des Messbereiches eintrat, da während der Rissentstehung keine Unterschiede zu den innerhalb des Messbereichs versagenden Probekörpern festzustellen waren. Berücksichtigt werden bei allen Probekörpern nur die innerhalb der Messlänge liegenden Rissabstände. Die Darstellung der verwendeten Vorgehensweise und die Ermittlung der Verbundspannungen erfolgt in Anhang A-6.

Betrachtet man die Gesamtheit der Probekörper, so fällt auf, dass die berechneten mittleren Verbundspannungen der einzelnen Probekörper in einem weiten Bereich streuen. Für die einzelnen Probekörper selbst liegen die anhand der einzelnen Rissabstände ermittelten Verbundspannungen jedoch meistens in verhältnismäßig engen Grenzen. Ursache hierfür ist, dass die meisten Versuche sich beim Versagen nicht im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung befanden. Dies ist besonders offensichtlich bei den Versuchen GP-2L-0,00-2, GP-2L-0,00-3 und GP-3L-0,00-7. Bei Versuch GP-3L-0,00-6 sind die berechneten Verbundspannungen hingegen überdurchschnittlich hoch. Betrachtet man das zugehörige Rissbild, so fällt auf, dass zwischen den horizontalen Rissen auch schräge Risse verlaufen, was darauf hindeutet, dass hier Sekundärrisse entstanden sind. Ausgehend von diesen Überlegungen und anhand der Ergebnisse aus Anhang A-6 kann angenommen werden, dass die Verbundfestigkeit in der Kontaktfläche Roving – Matrix im Bereich zwischen 2,5 und 3,5 N/mm² liegt. Geringere Verbundspannungen sind ein Hinweis darauf, dass der Zustand IIb nicht erreicht wurde, höhere Verbundspannungen sind ein Anzeichen für das Entstehen von Sekundärrissen. Ein Einfluss des Betonalters bzw. eine Abhän-

gigkeit vom Herstellungsdatum kann anhand der berechneten Verbundspannungen nicht festgestellt werden.

In [Banholzer 2004] werden Auszugsversuche an Einzelrovings beschrieben. Hierbei wurde ein starker Einfluss der auf die Glasfilamente aufgetragenen Schlichte festgestellt. Für mit einer Schlichte auf Silan-Basis versehene AR-Glasrovings der Feinheit 2.400 tex werden unabhängig von der verwendeten Matrix und dem Prüfalter in [Banholzer 2004] Verbundfestigkeiten von 3 N/mm² erreicht.

Hiervon ausgehend kann demnach festgestellt werden, dass der angegebene Bereich von 2,5 – 3,5 N/mm² in etwa der von Banholzer ermittelten Verbundfestigkeit entspricht.

In [Butler 2010] dargestellte Untersuchungen zeigen dagegen einen Einfluss der Matrixzusammensetzung auf das Verbundverhalten. Hier wurden bei Verwendung eines CEM III/B in Kombination mit Flugasche etwa um 25 % niedrigere Verbundspannungen im Rovingauszugversuch festgestellt als bei Verwendung einer auf einem CEM I ohne Flugasche basierenden Matrix.

4.3.4 Zugfestigkeit, Bruchdehnung und Vergleich mit den Bemessungskonzepten

In Tabelle 4.5 sind die Zugfestigkeiten noch einmal angegeben und die sich daraus ergebenden mittleren theoretischen Bruchspannungen σ_{tu} berechnet.

Lagenanzahl	Versagensmodus	Bewehrungsgrad [%]	Zugfestigkeit σ_{cu} [N/mm ²]	Bruchdehnung ϵ_{cu} [%]	Bewehrungsquerschnitt A_t [mm ²]	Probenquerschnittsfläche A_c [mm ²]	Bruchlast F_{ct} [N]	Theoretische mittlere Textilbruchspannung σ_{tu} [N/mm ²]
n			σ_{cu}	ϵ_{cu}	A_t	A_c	F_{ct}	σ_{tu}
0	A	0	2,90	0,026	0	1.344,6	3.899,34	-
1	A	0,84	2,54	0,016	1,168	1.387,1	3.523,23	3.016,5
2	A	1,64	2,02	0,013	2,336	1.425,2	2.878,90	1.232,4
2	B	1,88	1,43	0,996	2,336	1.248,0	1.784,64	764,0
3	B	2,58	1,66	0,901	3,504	1.371,0	2.275,86	649,5

Tab. 4.5: Zugfestigkeit und mittlere theoretische Textilspannung in Abhängigkeit von Lagenanzahl und Versagensmodus.

Da bei Versagensmodus A eine unterkritische Bewehrung vorliegt, versagen die Probekörper, ohne dass die Textilbewehrung in der Lage ist, nach dem Matrixbruch die anstehende Last aufzunehmen. Dies wird auch durch die anhand der Bruchlast und dem Bewehrungsquerschnitt berechneten theoretischen mittleren Textilspannung (Tab. 4.5) deutlich, die für mit Modus A versagenden Proben wesentlich ober-

halb der in Abschnitt 4.3.5.2 ermittelten Zugfestigkeit der in der Matrix eingebetteten Rovings liegt. Das bedeutet, dass die Rovings die maximal auftretende Last nicht alleine aufnehmen können und deshalb unmittelbar nach dem Matrixbruch ebenfalls versagen. Die Zugfestigkeit entspricht in diesem Fall der Erstrissfestigkeit. Auf die Abnahme der Erstrissfestigkeit bei steigendem Bewehrungsgrad und die Gründe hierfür wurde bereits in den Abschnitten 4.3.1 und 4.3.2 eingegangen.

Auch bei weiter steigendem Bewehrungsgrad und Übergang zu Versagensmodus B sinkt die Erstrissfestigkeit weiter, jedoch wird die Textilbewehrung aktiviert. Die erreichten Zugfestigkeiten liegen wesentlich unterhalb der Zugfestigkeit der unbewehrten Feinbetonmatrix. Für die zweilagige Bewehrung ergibt sich ein Versagen nach Abbildung 4.10, mitte, da die Erstriss- und die Zugfestigkeit ungefähr den gleichen Wert besitzen. Bei dreilagiger Bewehrung weist die Zugfestigkeit dagegen bereits eine Steigerung um etwa 15 % gegenüber der Erstrissfestigkeit auf.

Entsprechen die Bruchdehnungen bei Versagen nach Modus A noch den Bruchdehnungen der Matrix, so steigen sie mit Erreichen des kritischen Bewehrungsgrades stark an und liegen für Versagensmodus B im Bereich von 0,9 – 1,0 %.

Anhand der Ergebnisse der Versuche mit Versagensmodus B werden nun die erforderlichen Beiwerte nach Abschnitt 4.2.5 soweit möglich ermittelt und die Berechnungsformel für Bruchtragfähigkeit und Bruchdehnung aus den vorgestellten Ingenieurmodellen auf ihre Anwendbarkeit für die vorliegende Matrix-Textil-Kombination untersucht.

4.3.4.1 Bruchtragfähigkeit

Berechnet man mit Gleichung (4.47) und den Bruchlasten der Versuche (Versagensmodus B) den Faktor k_1 , so ergibt sich für die zweilagige Bewehrung ein Mittelwert von $k_1 = 0,45$ und für die dreilagige Bewehrung von $k_1 = 0,38$. Hiernach ergäbe sich ein leichter Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Effektivität der Bewehrung. Bei der getrennten Berechnung für die betreffenden Versuche stellt man fest, dass für beide Bewehrungsanordnungen drei Versuche einen Effektivitätsbeiwert k_1 im Bereich des jeweiligen Mittelwertes aufweisen, die restlichen Versuche jedoch nach oben bzw. nach unten starke Abweichungen zeigen (Tabelle 4.6). Vernachlässigt man diese Ausreißer, so ergibt sich für die zweilagige Bewehrung ein Mittelwert von $k_1 = 0,48$ und für die dreilagige Bewehrung von $k_1 = 0,29$, die Abhängigkeit vom Bewehrungsgrad tritt dann deutlicher zutage.

Versuch	k_1	Versuch	k_1
GP-2L-0,00-2	0,23	GP-3L-0,00-1	0,25
GP-2L-0,00-3	0,46	GP-3L-0,00-2	0,29
GP-2L-0,00-5	0,47	GP-3L-0,00-3	0,33
GP-2L-0,00-6	0,42	GP-3L-0,00-4	0,65
GP-2L-0,00-7	0,65		
Mittelwert	0,45	Mittelwert	0,38
Mittelwert ohne „Ausreißer“	0,48	Mittelwert ohne „Ausreißer“	0,29

Tab. 4.6: Effektivitätsbeiwert k_1 nach Gl. (4.47). Einzelwerte aus Versuchen und Mittelwerte.

4.3.4.2 Bruchdehnung

Die Berechnung des Faktors k_{eff} zur Berücksichtigung des Steifigkeitsdefizits erfolgt anhand der Bruchdehnungen aus den Versuchen mit Gleichung (4.45). Zur Berücksichtigung der Verbundeigenschaften der Bewehrung wird der von *Molter* angegebene Faktor $\beta_1 = 0,7$ verwendet. Da es sich um Kurzzeitbelastungen handelt, ist $\beta_2 = 1,0$. Mit $\beta_1 = 0,7$ ist die Berechnung von k_{eff} nur möglich, wenn die Bruchlast eines Versuchs mindestens 84 % der Erstrisslast beträgt, da k_{eff} sonst kleiner Null wird.

Es ergibt sich für k_{eff} ein Bereich von 0,23 bis 0,87. Ursache für die großen Streuungen ist, dass die abgeschlossene Rissbildung nicht erreicht wird. Die Tragfähigkeit der Textile liegt im Streubereich der Matrixtragfähigkeit. Dies führt dazu, dass bei eher hohen Matrixfestigkeiten weniger Risse und demzufolge eine geringere Dehnung mit größerem k_{eff} auftreten. Bei eher niedrigen Matrixfestigkeiten entstehen mehr Risse, die Dehnung wächst an und k_{eff} wird kleiner. Würden die Probekörper den Zustand IIb erreichen, würden die Werte für k_{eff} vermutlich in einem engeren Bereich liegen.

4.3.4.3 Weitere Parameter

Der Verhältnisbeiwert k_r zur Bestimmung der Spannung am Übergang zu Zustand IIb liegt bei *Jesse* im Bereich von 1,0 bis 1,3; *Voss* gibt einen Wert von 1,1 an. In Tabelle 4.7 sind die Werte für die durchgeführten Versuche angegeben.

Versuch	k_r	Versuch	k_r
GP-2L-0,00-2	0,81	GP-3L-0,00-1	-
GP-2L-0,00-3	1,03	GP-3L-0,00-2	1,31*
GP-2L-0,00-5	1,31	GP-3L-0,00-3	1,21*
GP-2L-0,00-6	0,71	GP-3L-0,00-4	0,97
GP-2L-0,00-7	0,97		

Tab. 4.7: Verhältnisbeiwert k_r .

Bei den mit (*) gekennzeichneten Versuchen GP-3L-0,00-2 und GP-3L-0,00-3 wurden die Erstrissspannungen aus den Diagrammen in Anhang A-1 abgelesen. Die zuvor angegebenen Erstrissfestigkeiten wurden aus der Messdatenerfassung ermittelt unter der Annahme, dass die Erstrissfestigkeit dann erreicht ist, wenn die Lastaufzeichnung den ersten Rückgang verzeichnet, was bei diesen Versuchen offensichtlich nicht zutrifft.

Für einige Versuche liegt k_r in dem von *Molter* und *Voss* angegebenen Bereich. Die Spannungs-Dehnungs-Diagramme zeigen jedoch, dass der Zustand IIb in fast keinem Versuch erreicht wird. Lediglich GP-2L-0,00-5 zeigt ein Spannungs-Dehnungs-Verhalten wie es für das Erreichen von Zustand IIb typisch ist. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass k_r für die vorliegende Matrix-Textil-Kombination im Bereich oberhalb $k_r = 1,3$ liegt.

4.3.5 Rovingspannungen und Rovingtragfähigkeiten

4.3.5.1 Vorversuche zur Ermittlung der Zugfestigkeit an aus dem Textil heraus getrennten Rovings

Ziel der Vorversuche war es, die Zugtragfähigkeit der Textilien ungefähr einschätzen zu können. Um das Auftreten von Reißverschlusseffekten zu vermeiden, wurden nur einzelne Rovings geprüft. Hierzu wurden Textilstreifen mit 3 bzw. 5 Rovings an den Enden zwischen Plexiglasplättchen eingeklebt. Das Einkleben der Textilien war notwendig, um Klemmenbrüche zu vermeiden. Die so vorbereiteten Textilstreifen wurden zwischen die Klemmbanken der Prüfmaschine eingespannt. Anschließend wurden die äußeren Rovings durchtrennt. Das Einkleben von Textilstreifen mit Durchtrennen der Randrovings vor dem Versuchsstart erleichterte das gerade Einspannen der zu prüfenden Rovings im Vergleich zu einzeln eingeklebten und eingespannten Rovings.

Untersucht wurden Rovings mit Längen von ca. 10 cm und ca. 20 cm. Eine exakte Längenfestlegung war aufgrund der Einklebung nicht möglich. Die Prüfgeschwindigkeiten betragen 1, 25 und 50 mm/min. Zusätzlich zu Zylinderkraft und Zylinderweg wurde die Längenänderung der Rovings mit zwei induktiven Wegaufnehmern erfasst, die am Prüfzylinder befestigt waren. Zur Datenaufzeichnung wurde das Programm „catman®“ verwendet, die Messrate wurde der jeweiligen Prüfgeschwindigkeit angepasst.

Die Maximallast der verwendeten Zwei-Säulen-Prüfmaschine betrug 250 kN. Aufgrund der sehr geringen erwarteten Lasten wurden Kraft- und Wegbereich der Prüfmaschine auf 10 % des Maximalwertes eingestellt. Die Traglasten lagen damit zwar immer noch im Bereich der Messunsicherheit, da die Ergebnisse jedoch nur vergleichsweise geringe Streuungen aufwiesen und darüber hinaus auch nur als Anhaltswerte dienen sollten, wurde hier eine ausreichende Genauigkeit angenommen.

Als Kleber wurde in ersten Versuchen der Zwei-Komponenten-Epoxidkleber X60 von HBM verwendet, was sich jedoch nicht bewährt hat. Die Rovings versagten überwiegend durch Bruch innerhalb der Klebung oder an der Klebekante und das Einkleben mit X60 erwies sich aufgrund der langen Aushärtedauer als sehr zeitaufwendig. Als bessere Alternative erwies sich handelsüblicher Heißkleber. Brüche an der Einklemmung traten hier wesentlich seltener auf, es musste jedoch darauf geachtet werden, dass die Einklebelänge groß genug war, damit der belastete Roving nicht aus der Klebung ausgezogen wurde. Durch die Verwendung des Heißklebers wurden wesentlich mehr gültige Versuche erzielt, zudem ging das Einkleben sehr viel schneller vonstatten. Die mit den unterschiedlichen Einklebevarianten erreichten Traglasten wiesen keine Unterschiede auf.

Das hier beschriebene Verfahren entspricht nicht den in den SFB 528 und 532 verwendeten Vorgehensweisen. Dieses vereinfachte Vorgehen wurde angewandt, da die Rovingzugversuche lediglich dazu dienen sollten, einen Überblick über den Bereich der Rovingzugfestigkeit im Vergleich mit der vom Hersteller angegebenen Filamentzugfestigkeit zu erhalten. Die so erzielten Ergebnisse entsprachen in der

Größenordnung Vorversuchen, die an der FH Kaiserslautern, Fachbereich Angewandte Logistik- und Polymerwissenschaften, mit den dort vorhandenen Prüfeinrichtungen erzielt wurden. Die im SFB 528 an der TU Dresden verwendete Methode ist in [Gries 2006], beschrieben. Hierbei werden die Roving zur Verankerung auf Rollen mit einem Durchmesser von 500 mm gewickelt. Die Prüfgeschwindigkeit ist mit 200mm/min wesentlich höher. Außerdem wird eine Vorbelastung von 0,5cN/tex aufgebracht. Das Verfahren ist angelehnt an die ISO 3341. An der RWTH Aachen werden im SFB 532 unterschiedliche Verfahren verwendet. Beschreibungen finden sich in [Curbach 2003] und [Hanisch 2006]. Die wesentlichen Erkenntnisse aus den in den beiden Sonderforschungsbereichen durchgeführten Untersuchungen sind, dass mit höherer Prüfgeschwindigkeit höhere Traglasten erreicht werden und eine größere Probenlänge dagegen zu niedrigeren Traglasten führt, da die Wahrscheinlichkeit ansteigt, dass Fehlstellen innerhalb der Messlänge vorhanden sind.

Das Versuchsprogramm ist in Tabelle 4.8 dargestellt.

v	Maschenweite 6 mm x 6 mm				Maschenweite 10 mm x 10 mm			
	l = 10 cm		l = 20 cm		l = 10 cm		l = 20 cm	
[mm/min]	Kette	Schuss	Kette	Schuss	Kette	Schuss	Kette	Schuss
1	10/10	3/10	10/10	0/10	10/10	0/10	7/10	1/10
25	4/10	-	-	-	9/10	-	-	-
50	5/10	-	-	-	7/10	-	-	-

Tab. 4.8: Anzahl der durchgeführten Versuche (gültig/Gesamtanzahl).

Bei den Schussrovings versagten die meisten durch Auszug aus der Klebung an der unteren Einklemmung. Ursache ist die glatte Oberfläche der Rovings. Die Kettrovings, die aus zwei umeinander verdrehten Einzelrovings bestehen, besitzen dagegen eine profilierte Struktur und sind außerdem an den Schussrovings verankert, wodurch ein Auszug aus der Klebung deutlich seltener eintritt.

Kett- und Schussroving weisen aufgrund ihrer unterschiedlichen Struktur verschiedene Tragverhalten auf (s. Abb. 4.13).

Bei den Kettrovings wird die Traglast erreicht, wenn beide Rovings noch intakt sind. Der stärker belastete Roving versagt, wobei der Lastabfall der von ihm aufgenommenen Last entspricht. Der weniger belastete Roving kann danach weiter Last aufnehmen, bis auch seine Tragfähigkeit erreicht wird. Bei den Schussrovings versagt der Roving dagegen direkt komplett.

v	Maschenweite 6 mm x 6 mm				Maschenweite 10 mm x 10 mm			
	l = 10 cm		l = 20 cm		l = 10 cm		l = 20 cm	
[mm/min]	Kette	Schuss	Kette	Schuss	Kette	Schuss	Kette	Schuss
1	65,3	67,2	65,0	-	65,4	-	54,7	88,9*
25	71,7	-	-	-	67,4	-	-	-
50	76,1	-	-	-	73,3	-	-	-

Tab. 4.9: Rovingzugfestigkeit in [%] bezogen auf die Filamentzugfestigkeit $f_{t,fil} = 1.700 \text{ N/mm}^2$.

*nicht repräsentativ, da nur 1 Versuch.

Die Versuche bestätigen die Ergebnisse aus der Literatur, dass die Tragfähigkeit mit steigender Prüfgeschwindigkeit zu- und mit steigender Prüflänge abnimmt.

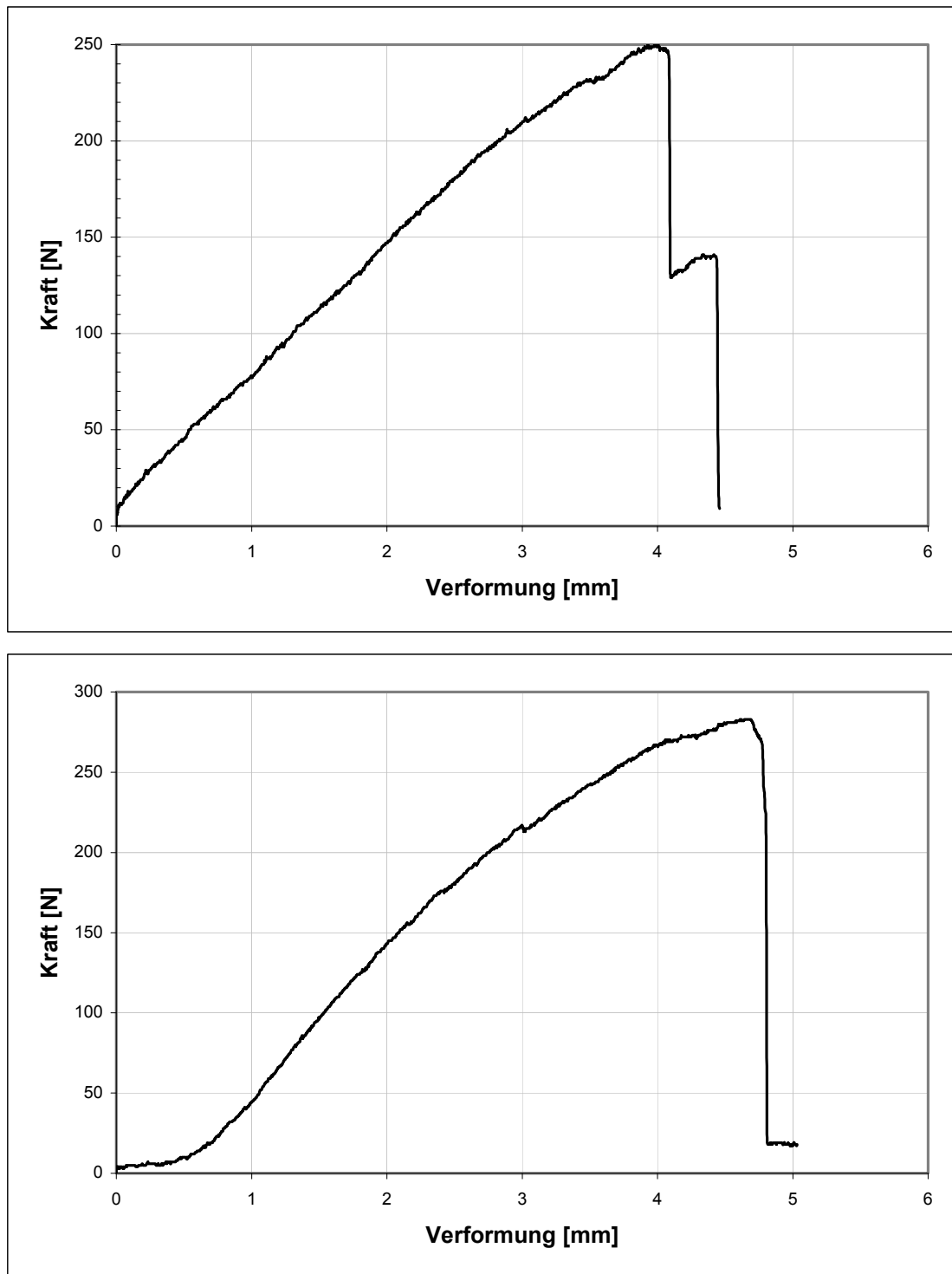


Abb. 4.13: Unterschiedliches Tragverhalten bei einem Kettrovings mit der Feinheit 2 x 320 tex (oben) und einem Schussrovings mit der Feinheit 640 tex (unten). Prüflänge jeweils 10 cm, Prüfgeschwindigkeit 1 mm/min.

Für das Textil mit Maschenweite 6 mm ergibt sich bei einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min für Kett- und Schussrichtung in etwa die gleiche Tragfähigkeit. Da in beide Richtungen der gleiche Glas-Querschnitt vorliegt, wird angenommen, dass dies auch

bei anderen Prüfgeschwindigkeiten und Prüflängen der Fall ist. Insgesamt betrachtet erhält man damit für eine Prüflänge von 10 cm:

$$- v = 1 \frac{\text{mm}}{\text{min}} : \quad f_{t,r} = 0,65 \cdot f_{t,\text{fil}} = 1.105 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$- v = 25 \frac{\text{mm}}{\text{min}} : \quad f_{t,r} = 0,69 \cdot f_{t,\text{fil}} = 1.173 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$- v = 50 \frac{\text{mm}}{\text{min}} : \quad f_{t,r} = 0,74 \cdot f_{t,\text{fil}} = 1.258 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Und für eine Prüflänge von 20 cm:

$$- v = 1 \frac{\text{mm}}{\text{min}} : \quad f_{t,r} = 0,61 \cdot f_{t,\text{fil}} = 1.037 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

In [Molter 2005] wird für die Rovingzugfestigkeit bei beschichteten AR-Glasrovings ein Wert von 50 % der Filamentzugfestigkeit angegeben. Der Unterschied zu den Ergebnissen der eigenen Versuche kann zum einen in der unterschiedlichen Versuchsdurchführung begründet sein, zum anderen jedoch auch in der unterschiedlichen Aufmachung der Textilien, aus denen die Rovings herausgetrennt wurden, da die Rovings während der Textilherstellung je nach Textilart mehr oder minder vorgeschädigt werden und auch die von der Textilart abhängige Ondulation (Welligkeit) der Fasern aufgrund der Querdruckempfindlichkeit der Glasfasern eine Rolle spielt.

Bei Zugversuchen an Textilstreifen mit je 5 Rovings wurde eine mittlere Rovingzugfestigkeit von nur 54 % der Filamentzugfestigkeit festgestellt (10 cm, 1 mm/min). Verglichen mit der Tragfähigkeit der einzeln geprüften Rovings bewirkt der auftretende Reißverschluss effekt eine Reduktion der Rovingtraglast um etwa 10 % der Bezugsfestigkeit. Dies zeigt, dass die Prüfung am heraus getrennten Roving sinnvoll ist.

4.3.5.2 Rovingzugfestigkeit aus den Textilbeton-Zugversuchen

Für die Berechnung der Rovingzugfestigkeit anhand der durchgeführten Textilbetonversuche wurde jeweils der Quotient aus der höchsten nach dem Erstriss aufgetretenen Last und dem AR-Glasquerschnitt der Textilbewehrung gebildet. Die Mehrzahl der Rovings wiesen Zugfestigkeiten zwischen 700 und 900 N/mm² auf. Betrachtet man alle durchgeführten Versuche, so ergeben sich als Extremwerte der Rovingzugfestigkeit 300 bzw. 1.721,1 N/mm², wobei bemerkenswert ist, dass der Maximalwert geringfügig oberhalb der vom Hersteller angegebenen Filamentzugfestigkeit liegt. Die durchschnittliche Rovingzugfestigkeit beträgt etwa 840 N/mm². Betrachtet man nur die Ergebnisse aus den gültig geprüften Versuchen, so erhält man 500 bzw. 1.105 N/mm² als Extremwerte und eine durchschnittliche Rovingzugfestigkeit von ca. 740 N/mm². Es lassen sich keine klaren Abhängigkeiten von Maschenweite, Textilrichtung und Bewehrungsgrad feststellen, tendenziell nimmt die Rovingzugfestigkeit jedoch mit steigendem Bewehrungsgrad ab, die Zugfestigkeit der Schussrovings liegt leicht oberhalb der Zugfestigkeit der Kettrovings und die Ergebnisse für das 12 mm-Textil liegen oberhalb der Ergebnisse des 10 mm-Textils. Die Ursache für die leicht höhere Tragfähigkeit der Schussroving liegt vermutlich

darin begründet, dass sie im Textil gestreckt vorliegen und daher verglichen mit den Kettrovings weniger Querbelastungen ausgesetzt sind.

Aufgrund der Ergebnisse soll im Folgenden von einer durchschnittlichen Zugfestigkeit der eingebetteten Rovings von 740 N/mm^2 ausgegangen werden.

4.3.6 Lagesicherheit der Bewehrungstextilien

Bei der Herstellung der Probekörper wurde versucht, die Bewehrungstextilien in gleichmäßigen Abständen einzulegen. Es konnte jedoch schon an den ausgeschalteten Probekörpern und teilweise auch während der Versuchsdurchführung festgestellt werden, dass dies nicht zuverlässig gelang und die Lagesicherheit der Bewehrung nicht sichergestellt werden konnte.

Bei einigen der ausgeschalteten Probekörper zeichnete sich die Bewehrung an der Betonierunterseite ab oder war an der Oberseite aufgrund eines Gittermusters zu erkennen, was eine sehr oberflächennahe Lage der Bewehrung anzeigte. In einigen Fällen waren die Querrovings an der Seite der Probekörper sichtbar und man konnte den schrägen Verlauf der Bewehrung sehen. Während des Versuchs machten sich oberflächennahe Bewehrungslagen durch Abplatzen der Betondeckung, meist oberhalb der Kreuzungspunkte der Rovings, bemerkbar.

Um die tatsächliche Lage der Bewehrungstextilien genauer untersuchen zu können, wurden einige der großen Probekörper, mit und ohne Kurzfaserbewehrung, in 5 cm lange Stücke zersägt und die Lage der Rovings wurde – soweit im gesägten Querschnitt erkennbar – dokumentiert. Beispielhaft ist in Abbildung 4.14 die Textillage innerhalb des Probekörpers GP-3L-2,25-1 dreidimensional dargestellt.

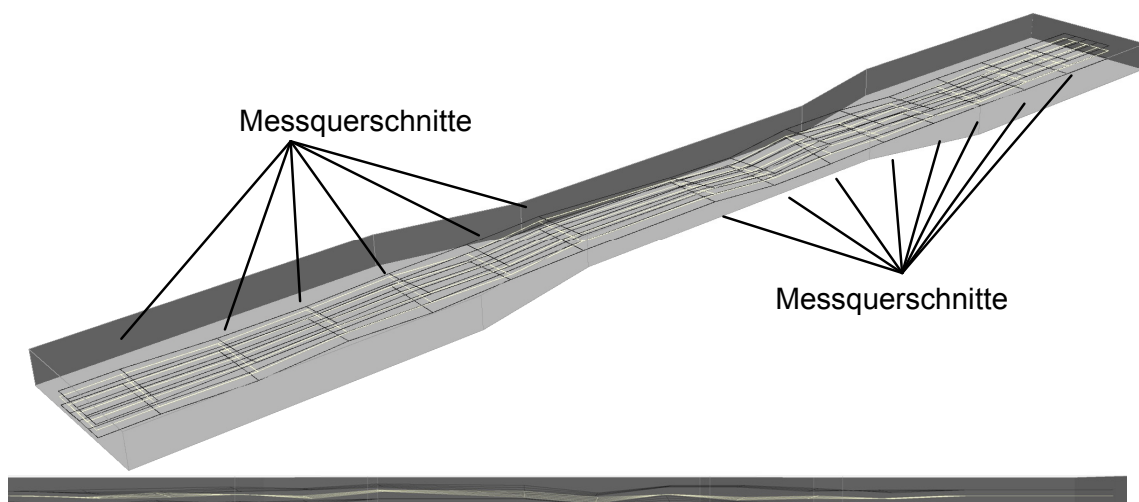


Abb. 4.14: Dreidimensionale Darstellung und Längsansicht der Textillagen innerhalb des Probekörpers GP-3L-2,25-1.

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Textillagen weder in der Längs- noch in der Querrichtung eben liegen. Bei dem dargestellten Probekörper lagen die Kettrovings in Zugrichtung. Der vor allem bei der mittleren Textillage erkennbare wellenförmige Verlauf kommt dadurch zustande, dass die in Kettrichtung aus der Textilrolle heraus getrennten Bewehrungsstreifen dazu neigen, sich wieder „zusammenzurollen“, die in Schussrichtung heraus getrennten Streifen sind dagegen gerade (s. Abb. 4.15, links).

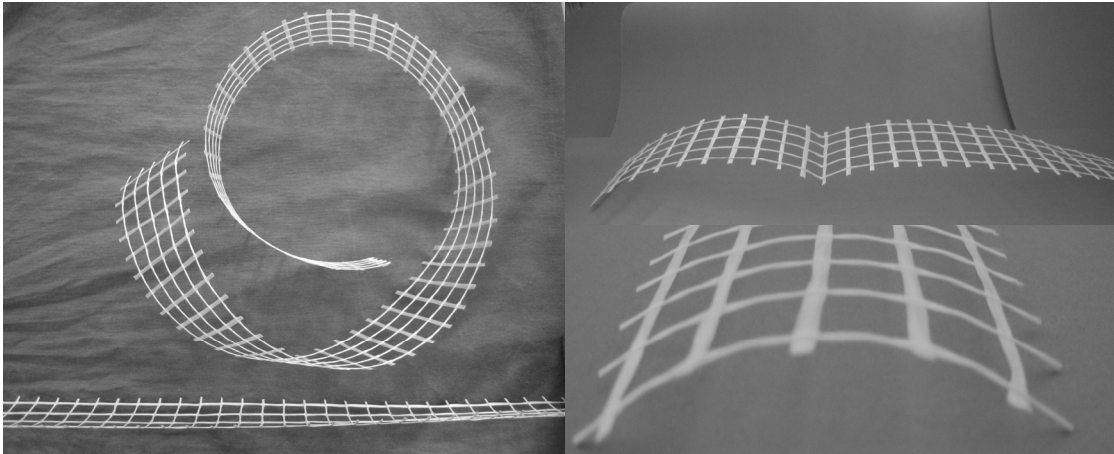


Abb. 4.15: Textilstreifen in Ketttrichtung rollen sich wieder zusammen, während Streifen in Schussrichtung gerade sind (links). Rechts oben: „Knick“ in Textilstreifen (Ketttrichtung); rechts unten: Querwölbung der Textilstreifen (Schussrichtung).

Um die Textilstreifen zu strecken, wurden sie entweder einige Tage mit flächiger Belastung gelagert oder aufgehängt und mit einem Gewicht beschwert. In beiden Fällen entstanden jedoch, wie in Abb. 4.15 rechts oben dargestellt, häufig „Knicke“, die Ursache für die wellige Form sind, aber auch eine Vorschädigung der Rovings darstellen. Diese Knicke entstanden auch beim Einlegen der Bewehrungsstreifen bei der Betonage, wenn sie zur Vermeidung des Zusammenrollens mit der Kelle in den Beton eingedrückt wurden.

Die in Schussrichtung aus der Textilrolle heraus getrennten Bewehrungsstreifen waren zwar in Längsrichtung gerade und neigten nicht zum Zusammenrollen, waren dafür jedoch in Querrichtung entsprechend der Wicklung auf der Rolle gewölbt (s. Abb. 4.15, rechts unten). Diese Wölbung ist auch an den Schnittflächen der zersägten Probekörper zu erkennen.

Aufgrund dieser Erkenntnisse muss festgestellt werden, dass es mit der verwendeten Herstelltechnik nicht möglich ist, die Textilbewehrung lagegenau einzubauen.

4.3.7 Rissbreiten

In [Curbach 1998] sind Formeln zur Berechnung der mittleren Rissbreiten während der Rissbildungsphase (Gl. (4.4)) und nach abgeschlossener Rissbildung (Gl. (4.5)) angegeben. Mit diesen Gleichungen wurden für die nach Modus B versagenden Probekörper die mittleren Rissbreiten berechnet und mit den tatsächlichen mittleren Rissbreiten verglichen, die anhand der Fotoserien für die unterschiedlichen Dehnungen im Messbereich ermittelt wurden (Summe der Rissbreiten/aktuelle Rissanzahl). Da der Zustand IIb in den Versuchen nicht erreicht wurde, wurde Gleichung (4.4) verwendet. Zur Berechnung der Einleitungslänge x' nach Gleichung (4.6) wurden die folgenden Angaben bzw. Annahmen verwendet:

- $\tau = 2,5 \text{ N/mm}^2$
- $U_{t,Kette} = 6,15 \text{ mm} \cdot \text{Rovinganzahl}$
- $A_t = 0,233577 \text{ mm}^2 \cdot \text{Rovinganzahl}$
- $U_{t,Schuss} = 3,77 \text{ mm} \cdot \text{Rovinganzahl}$

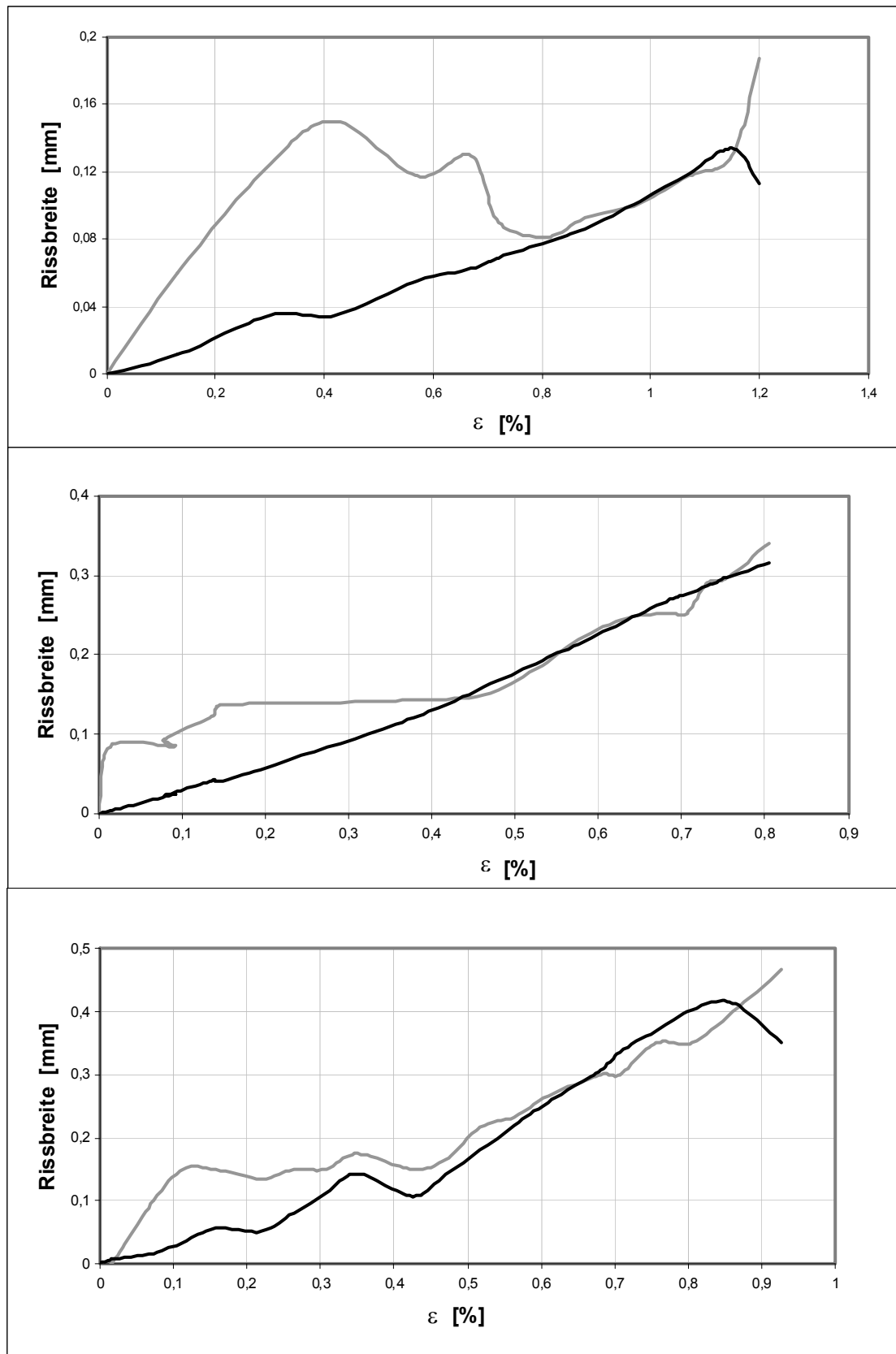


Abb. 4.16: Vergleich von berechneten (schwarz) und im Versuch festgestellten mittleren Rissbreiten (grau) für GP-2L-0,00-2 (oben), GP-2L-0,00-5 (mitte) und GP-3L-0,00-4 (unten).

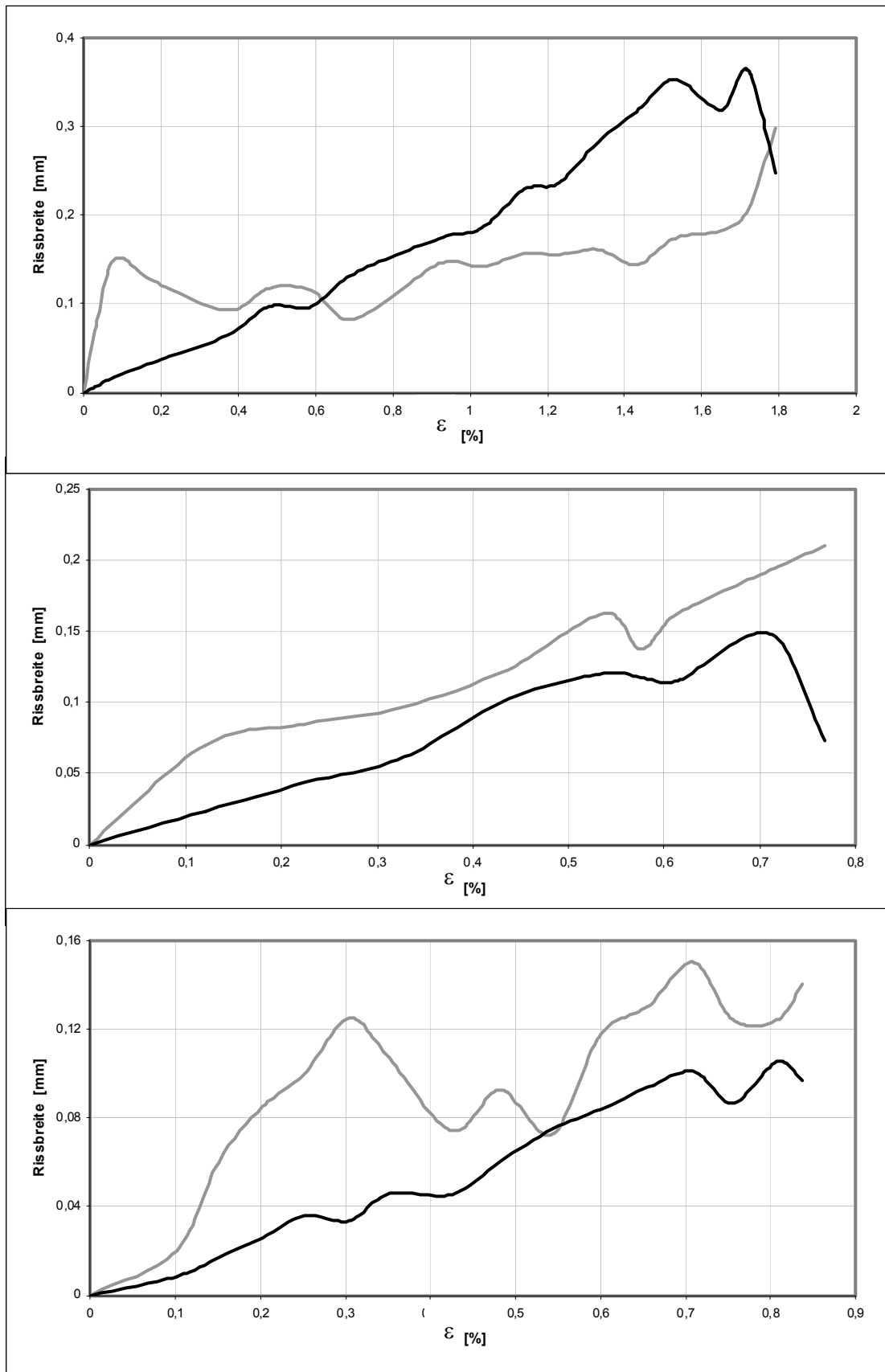


Abb. 4.17: Vergleich von berechneten (schwarz) und im Versuch festgestellten mittleren Rissbreiten (grau) für GP-2L-0,00-3 (oben), GP-2L-0,00-6 (mitte) und GP-3L-0,00-1 (unten).

4.3.8 Zusammenfassung

Die Probekörper mit Textilbewehrung wiesen Bewehrungsgrade auf, die unterhalb oder im Bereich des kritischen Bewehrungsgrades lagen. Bei unterkritischer Bewehrung versagten die Probekörper gemäß Modus A, sobald der kritische Bewehrungsgrad erreicht wurde, nach Modus B. Jedoch auch bei Versagen nach Modus B versagten die Proben während der Hauptrissbildungsphase im Zustand IIa. Lediglich bei einem Probekörper (GP-3L-0,00-6, versagt außerhalb Messlänge) kann aufgrund der Spannungs-Dehnungs-Linie und des Rissbildes davon ausgegangen werden, dass Zustand IIb erreicht wurde. Die durchschnittliche Bruchdehnung der nach Modus B versagenden Proben liegt bereits bei ca. 1 %, allerdings sind die Rissbreiten beim Versagen bereits wesentlich größer als das angestrebte Höchstmaß von 0,06 mm.

Es wurde festgestellt, dass bei unterkritischer Bewehrung die Erstrissfestigkeit mit steigendem Bewehrungsgrad abnimmt, ein Effekt, der anhand der durch das Textil in die Matrix eingebrachten Fehlstellen erklärt und rechnerisch nachvollzogen werden kann. Wie auch schon in anderen Arbeiten festgestellt, streuen die Versuchsergebnisse vergleichsweise stark.

Die großen Streuungen der Versuchsergebnisse in dieser und anderen Arbeiten bezüglich der Rovingfestigkeiten, der Verbundspannungen, etc. stellen ein Problem der Textilbetontechnologie dar. Hinzu kommt, dass die Materialparameter für jede Matrix-Textil-Kombination erneut in aufwendigen Versuchen ermittelt werden müssen, da sie sich stark voneinander unterscheiden und nicht übertragen werden können.

Bei den Rovingfestigkeiten wurde ein Unterschied zwischen den in der Textilprüfung erhaltenen und den aus den Betonzugversuchen berechneten Rovingspannungen festgestellt. Es ist daher nicht sinnvoll, zur Bemessung Festigkeiten zu verwenden, die an aus dem Textil heraus getrennten Roving ermittelte wurden. Stattdessen sollte, wie von Voss vorgeschlagen, die Filamentzugfestigkeit (Herstellerangabe) verwendet werden. Die Berechnung der Bruchdehnung bzw. allgemein der Dehnung, wie sie in den verschiedenen Bemessungsansätzen vorgeschlagen wird, ist nur möglich, wenn die nach dem Erstriss aufnehmbaren Lasten nicht wesentlich unterhalb der Erstrisslast liegen, da sich sonst ein negativer Wert für die Dehnung ergibt. Im vorliegenden Fall können die in [Curbach 1998], [Molter 2005] und [Voss 2008] angegebenen Gleichungen (z. B. Gleichung (4.39)) nicht angewendet werden.

Ebenfalls problematisch ist der lagegenaue Einbau der Textilbewehrung. Es hat sich gezeigt, dass mit dem im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Verfahren die planmäßige Lage der Bewehrung nicht sichergestellt werden kann. Alternative Verfahren, wie die Vorspannung der Textilien oder das lagenweise Einlaminieren sind zum einen sehr arbeitsintensiv und können zum anderen, zumindest beim Einlaminieren, die planmäßige Lage ebenfalls nicht sicherstellen.

4.4 Zusammenfassung

Die in diesem Kapitel dargestellten Forschungsergebnisse, Bemessungskonzepte und Versuchsergebnisse zeigen die beiden Kernprobleme der Textilbeton-Technologie auf:

- Eine halbwegs zuverlässige Modellierung bei freier Wahl von Fasern/Textilien, Beton, Beschichtungen, Herstellungstechnologie und Exposition ist – zumindest bisher – kaum möglich. Ursache hierfür ist die inhomogene Struktur der Bewehrungsrovinge, die ein äußerst komplexes Verbundverhalten mit sich bringt und außerdem die Vielzahl der möglichen Aufmachungen der Bewehrungstextilien, die ebenfalls Unterschiede im Verbund- und ganz allgemein im Tragverhalten bewirken. Weitere Einflüsse, wie Art der Beschichtung, Alterung, Herstellungstechnologie, Lagerung, Art der Versuchsdurchführung/Lasteinleitung/Belastung haben ebenfalls Auswirkungen auf das Tragverhalten. Es ist daher erforderlich, für jede Anwendung mit der dafür vorgesehenen Matrix-Textil-Kombination ausführliche Versuche zur Bestimmung der Materialparameter und möglichst realitätsnahe Bauteilversuche zur Bestimmung des tatsächlichen Tragverhaltens durchzuführen.
- Die Herstellung von Textilbetonbauteilen und die korrekte Positionierung der Bewehrungstextilien ist aufwendig und arbeitsintensiv. Die Textilbetontechnologie bietet sich eher für die Herstellung von klein- bis mittelformatigen Bauteilen im Werk bzw. für die nachträgliche Verstärkung und Reparatur bestehender Bauteile an, wie sie im Rahmen des SFB 528 an der TU Dresden untersucht werden. Die Herstellung großformatiger Bauteile bzw. – hinsichtlich Fugenabdeckung – großer Flächen ist dagegen ohne Hilfsmittel kaum auszuführen. Für die Fugenabdeckung, bei der die Möglichkeit des Einlaminierens der Textilbewehrung wegen der großen linienförmigen Fläche und der Kombination mit dem fließfähigen Faserbeton entfällt, müsste zunächst ein Verfahren entwickelt werden, mit dem die Bewehrungstextilien lagegenau mit wenig Zeit- und Arbeitsaufwand eingebaut werden können, z. B. über eine leichte Vorspannung der langen Textilstreifen gegen die Deckenfertigteile.

5 Kombinierte Kurzfaser- und Textilbewehrung

5.1 Stand der Forschung

In den Kapiteln 3 und 4 wurden die grundlegenden mechanischen Zusammenhänge und Modelle zu den Themengebieten Kurzfaserbewehrung und Textilbewehrung vorgestellt. Die Betrachtung von Zuggliedern mit kombinierter Bewehrung erfordert eine Kopplung der unterschiedlichen Modelle.

Untersuchungen zum Tragverhalten von Betonelementen mit kombinierter Stabstahl- und Stahlfaserbewehrung wurden schon von einigen Forschern durchgeführt. Die wesentlichen Ergebnisse dieser Arbeiten sollen zunächst kurz dargestellt und auf ihre Relevanz bzw. Übertragbarkeit für Bauteile mit kombinierter Bewehrung aus Glasfasertextilen und polymeren Kurzfasern überprüft werden. Es sind dagegen keine abgeschlossenen Arbeiten bekannt, die sich mit genau dieser Fragestellung beschäftigen. Im Rahmen des SFB 532 an der RWTH Aachen wird jedoch zurzeit das Zusammenwirken von Kurzfasern, speziell von Fasercocktails, mit textilen Bewehrungen untersucht. Die bisher aus diesem Forschungsprojekt veröffentlichten Ergebnisse werden ebenfalls zusammengefasst.

5.1.1 Kombinierte Stabstahl- und Stahlfaserbewehrung

In [Pfy] 2001] werden verschiedene Versuche an normalfestem Stahlfaserbeton beschrieben. Ziel der Arbeit war es, den Einfluss von in der Praxis verarbeitbaren Mengen handelsüblicher Stahlfasern mit Endhaken auf das Trag- und Verformungsverhalten schwach bewehrter Stahl- und Spannbetonbauteile zu untersuchen. Es wurden vier mit Stahlfasern und Stabstahl bewehrte Zugglieder mit rechteckigem Querschnitt untersucht, die jeweils mit 4 Stäben $d_s = 8$ mm bewehrt waren. An den Enden der Stabstahlbewehrung waren 30 mm dicken Ankerplatten zur Lasteinleitung angeschweißt. Um ein vorzeitiges Versagen der Längsbewehrung zu vermeiden, waren im Verankerungsbereich zwei weitere Stäbe angeschweißt, die jedoch nicht durchliefen. Die Verformungen wurden über verschiedene Messstrecken gemessen, die Rissbreiten wurden mit einem Rissmaßstab periodisch gemessen und protokolliert. Die wesentlichen Ergebnisse der Zugversuche werden folgendermaßen zusammengefasst:

- Mit zunehmendem Fasergehalt wurden die Rissabstände kleiner, die Steifigkeit (Mitwirken des Betons und der Fasern) der Zugglieder nahm zu, und die im Versuch erreichte Höchstlast stieg an. Das Verformungsvermögen wurde mit zunehmendem Fasergehalt dagegen geringer.
- Mit zunehmendem Fasergehalt zeigten die Zugglieder im Bereich plastischer Betonstahldehnungen ein immer ausgeprägter werdendes, entfestigendes Verhalten, wobei sich die aufgezwungene Verformung in jeweils einem Riss lokalisierte.

Die experimentellen Arbeiten wurden in [Pfy] 2003] durch theoretische Untersuchungen ergänzt. Die Aufteilung der bei der Rissbildung frei werdenden Zugkraft auf die beiden Bewehrungsarten erfolgte hierbei unter Berücksichtigung des Gleichgewichts und der Verträglichkeit am Einzelriss. Dabei wurde vereinfachend angenommen,

dass die auf den Betonquerschnitt bezogene Spannung aus Faserwirkung direkt am Rissufer in den Beton eingeleitet wird. Weiterhin wurde angenommen, dass das Rissbild bei abgeschlossener Einzelrissbildung dem abgeschlossenen Rissbild entspricht. Die Möglichkeit einer weiteren Rissbildung, wenn nach Abschluss der Einzelrissbildung die Faserwirksamkeit noch nicht erreicht ist, wird theoretisch diskutiert, jedoch nicht analytisch untersucht. Weiterhin wird darauf hingewiesen, dass die lokale Spannungsausbreitung im Beton die rechnerischen Rissbreiten und Rissabstände maßgeblich beeinflusst, wenn diese für große Faserwirksamkeiten und kurze Fasern in Verbindung mit kleinen Betonstahldurchmessern sehr klein werden. Ebenso wird vermutet, dass der Beton selbst im Riss noch nennenswerte Spannungen überträgt, womit die in den Versuchen beobachtete Verästelung der Risse erklärt wird.

In [Leutbecher 2007] wird auf Versuche im Rahmen des Eureka Project EU264 verwiesen. Hier wurden Zugkörper mit Kreisquerschnitt verwendet, wobei neben ausschließlich faserbewehrten Probekörpern auch acht Zugglieder geprüft wurden, die zusätzlich eine unterschiedliche Anzahl ringförmig angeordneter Stabstähle enthielten. Die Herstellung erfolgte stehend, d. h. in Richtung der späteren Beanspruchung, was sich hinsichtlich der Ausrichtung und Wirksamkeit der Fasern als ungünstig erwies. Die Verformungen wurden mit auf der Probenoberfläche und auf der Bewehrung angebrachten Dehnungsmessstreifen erfasst. Die Zugfestigkeit betrug aufgrund der ungünstigen Faserausrichtung nur 60 % der Zugfestigkeit, die an Proben ermittelt wurde, die senkrecht zur späteren Zugrichtung betoniert wurden. Während die ausschließlich faserbewehrten Probekörper bereits bei einer Dehnung von etwa 0,2 ‰ eine sichtbare Rissbildung aufwiesen, wurden bei den zusätzlich mit Stabstahl bewehrten Probekörpern Risse erst bei mittleren Dehnungen von 1,5 bis 2,0 ‰ beobachtet. Die Mitwirkung der Betonmatrix und der Fasern war bis zum Erreichen der Streckgrenze der Bewehrung nahezu konstant. Während des Fließens lokalisierte sich die Verformung in ein bis zwei Rissen, bis schließlich die Bewehrung versagte.

Weitere experimentelle Untersuchungen werden in [Habel 2004] und [Jungwirth 2005] beschrieben. Die Untersuchungen zeigen, dass eine Kombination aus Stabstahl- und Stahlfaserbewehrung bei ultrahochfestem Beton zu einer deutlichen Verfeinerung des Rissbildes führt und ein „Durchschlagen“ von breiten Rissen in aufbetonierte Schichten vermieden werden kann.

In [Leutbecher 2007] wird auf der Grundlage des in [Pfyf 2003] verwendeten Rechenmodells ein verbesserter und erweiterter Ansatz entwickelt. Er erlaubt sowohl die Bestimmung diskreter Rissabstände und Rissbreiten als auch die Ermittlung des integralen Last-Verformungsverhaltens von UHPC-Zugelementen, die mit einer Stahlart und einem Fasertyp bewehrt sind. Auf der Grundlage von Verträglichkeits- und Gleichgewichtsbedingungen werden für die Rissspannung sowie die Phasen der Einzelrissbildung und der sukzessiven Rissbildung die mechanischen Zusammenhänge dargestellt. Damit ist es möglich, das Last-Verformungsverhalten und die Rissbreitenentwicklung nachzuvollziehen.

Das in [Leutbecher 2007] vorgestellte Verfahren ist grundsätzlich auf die Kombination von Textilbewehrung und polymeren Kurzfasern übertragbar. Es ergeben sich jedoch einige Punkte, aufgrund derer das Modell hier nicht weiter verfolgt wird:

- Die Faserzugabe erfolgt bei UHPC in der Regel zur Verbesserung des spröden Nachbruchverhaltens unter Druckbeanspruchung. Bei Zugbelastung weist nur stahlfaserbewehrter UHPC ein dehnungsentfestigendes Verhalten auf. Eine Dehnungsverfestigung kann nur in Kombination mit zusätzlicher Stabstahlbewehrung erreicht werden, die bei Zugbeanspruchung dann das Hauptbewehrungselement darstellt. Im Falle des bei der vorliegenden Arbeit verwendeten hochduktilen Faserbetons stellt jedoch die Kurzfaserbewehrung die Hauptbewehrung dar, was auch durch den im Vergleich zum Textilbewehrungsgrad wesentlich höheren Kurzfasergehalt deutlich wird. Ein dehnungsverfestigendes Verhalten kann durch die Faserbewehrung ohne zusätzliche Textilbewehrung erreicht werden. Da das Modell auf der Stabstahlbewehrung als Hauptbewehrungselement basiert, wäre hier eine Anpassung notwendig.
- Im Vergleich zur homogenen Stabstahlbewehrung besitzt die Textilbewehrung aufgrund der inhomogenen Struktur ein wesentlich komplexeres Verbundverhalten, das nicht ohne Weiteres durch die aus dem Stahlbetonbau bekannten Modelle abgebildet werden kann, sondern selbst noch Gegenstand der Forschung ist. Das Rechenmodell müsste daher auch im Hinblick auf das Verbundverhalten der Textilbewehrung erweitert werden.
- Die geometrischen Eigenschaften der Bewehrungselemente werden über die Durchmesser der Fasern und Stabstähle sowie über die Faserlänge erfasst. Die Querschnittsflächen der Fasern und der Stabbewehrung werden dabei als kreisrund angenommen, wodurch sich sowohl Umfang als auch Querschnittsfläche alleine in Abhängigkeit vom Durchmesser darstellen lassen und das Verhältnis A/U konstant $d/4$ beträgt. Im Falle einer Textilbewehrung kann jedoch nicht von einem kreisrunden Querschnitt der Rovings ausgegangen werden und das Verhältnis A/U ist ohne mikroskopische Untersuchungen nicht festzulegen. Die alleinige Verwendung des Durchmessers zur geometrischen Beschreibung des linienförmigen Bewehrungselementes ist für den Fall einer Textilbewehrung demnach nicht ausreichend.
- Die Ermittlung der Rissbreiten und der inneren Kräfte mithilfe der angegebenen Gleichgewichts- und Verträglichkeitsbedingungen kann wegen der komplexen mathematischen Zusammenhänge und sowie der notwendigen Unterscheidung in die Phasen Faseraktivierung und Faserauszug nur iterativ erfolgen. *Leutbecher* hat hierfür einen Algorithmus zur numerischen Lösung entwickelt. Für eine einfache Ermittlung der inneren Kräfte und des Spannungs-Dehnungsverhaltens des Zuggliedes ist das Modell aufgrund des hohen mathematischen Aufwandes nicht geeignet, weshalb es hier nicht weiter verfolgt wird.

5.1.2 Kombinierte Textil- und Kurzfaserbewehrung

Die positiven Eigenschaften von Stahl-, Glas- oder Polypropylenfasern bei der Verwendung als Betonbewehrung wurden in der Literatur schon häufig dargestellt, wesentlich seltener wurde dagegen der Einsatz von Spezialfasern aus Carbon, Aramid oder PVA untersucht und vor allem die Verwendung dieser Faserarten in Kombination mit textilen Bewehrungen ist bisher noch kaum untersucht worden. Im SFB 532 an der RWTH Aachen laufen zurzeit Untersuchungen zur kombinierten Verwendung von

Kurzfaser- und Textilbewehrung. Die bisher veröffentlichten Ergebnisse aus diesem breit angelegten Projekt sollen nun kurz vorgestellt werden.

Während in der vorliegenden Arbeit ein Kurzfaserbeton mit einer zusätzlichen Textilbewehrung versehen wird, ist in dem beschriebenen Projekt des SFB 532 die Verbesserung des Tragverhaltens von textilbewehrtem Beton durch Zugabe eines Fasercocktails speziell im Hinblick auf eine erhöhte Erstrissfestigkeit und eine größere Bruchdehnung das Ziel. Dies bedeutet, dass ebenfalls ein Rissverhalten mit ausgeprägter Vielfachrissbildung und kleinen Rissbreiten angestrebt wird. Trotz Faserzugabe bleibt die Textilbewehrung jedoch das Hauptbewehrungselement.

Verwendet wird ein fließfähiger Beton mit hohem Bindemittelgehalt und einem Größtkorn von 0,6 mm. Wird diese Matrix mit Glasfasertextilien bewehrt, so zeigt sich die für textilbewehrten Beton typische Spannungs-Dehnungs-Linie, Abb. 5.1.

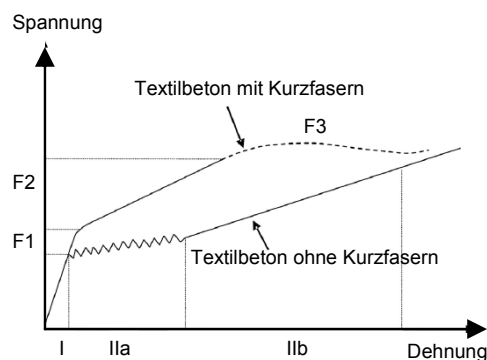


Abb. 5.1: Schematische Spannungs-Dehnungs-Kurve von textilbewehrtem Beton mit und ohne zusätzliche Kurzfaserbewehrung, aus [Hinzen 2008].

Durch die Zugabe von Fasern soll die Spannungs-Dehnungs-Kurve, wie in Abb. 5.1 dargestellt, verändert werden. Der Abschnitt F1 beschreibt hierbei den Beitrag der Kurzfaserbewehrung zur Erhöhung der Erstrissfestigkeit. Der Abschnitt F2 wird durch ein dehnungsverfestigendes Materialverhalten mit multipler Rissbildung charakterisiert. Während dieser Phase der Rissentstehung tragen die Kurzfasern zur Lastübertragung über den Riss bei, wodurch das Rissbild verfeinert werden kann. Die Steifigkeit und das Lastniveau können verglichen mit dem reinen Textilbeton entsprechend der Steigerung des effektiven Bewehrungsgrades erhöht werden. Der Übergangsbereich F2/F3 beschreibt die Phase, in der die Fasern maximal am Lastabtrag mitwirken. Die Tragfähigkeit der Faserbewehrung wird schließlich wieder reduziert und die Steifigkeit nimmt ab, wodurch sich die Spannungs-Dehnungs-Linie der der Textilbewehrung annähert. Dies geschieht, sobald der Haftverbund zwischen den Kurzfasern und der Matrix überschritten wird und die Fasern ausgezogen werden, bzw. sobald die Fasern brechen – im Falle eines sehr guten Verbundes.

Untersucht wurden Makro- und Mikrofasern aus Stahl, Glas, Carbon, Aramid, PVA und Polypropylen. Eine Übersicht über die verwendeten Fasertypen kann [Hegger 2004] entnommen werden. Im ersten Schritt wurden Dreipunkt-Biegeversuche an Probekörpern mit Gehalten von 1 Vol-% und 3 Vol-% jeweils einer Faserart durchgeführt. Um eine Erhöhung von Erstrisslast, Bruchlast und Bruchdehnung zu erreichen, wurden darauf aufbauend Fasercocktails zusammengestellt, die Erfolg versprechend erschienen. Hiermit wurden wiederum Dreipunkt-Biegeversuche durchgeführt.

Da die Ergebnisse der Dreipunkt-Biegeversuche nicht ohne Weiteres auf einaxiale Zugversuche übertragbar sind und die Durchführung einaxialer Zugversuche zudem auch wesentlich aufwendiger ist, wurden im zweiten Schritt für die Durchführung einaxialer Zugversuche mit kombinierter Textil- und Faserbewehrung nur diejenigen Fasertypen weiter verwendet, die in den Vorversuchen gute Ergebnisse brachten. Es wurden Zugversuche an nur textil- und nur faserbewehrten Proben durchgeführt. Die Ergebnisse wurden überlagert und mit der Spannungs-Dehnungs-Linie von kombiniert bewehrten Probekörpern verglichen, um Synergieeffekte evaluieren zu können [Hinzen 2007].

Als Bewehrung wurden 2 Lagen eines biaxialen AR-Glastextils, entsprechend einem Textilbewehrungsgrad von 1,8 %, und Stahl-, Glas-, Aramid-, PVA- oder Carbonfasern eingesetzt. Der Kurzfasergehalt betrug 2,0 Vol-%, lediglich bei den Carbonfasern wurden aus Gründen der Verarbeitbarkeit ein Fasergehalt von nur 0,6 Vol-% verwendet. Die Ergebnisse der Zugversuche zeigen für eine Kombination der Textilbewehrung mit Stahl-, Aramid- und PVA-Fasern eine höhere Traglast als die Überlagerung der Versuchskurven mit jeweils nur einem Bewehrungstyp. Da die Probekörper, die nur mit Glas- bzw. Carbonfasern bewehrt wurden, kein bzw. nur ein sehr eingeschränkt duktiler Verhalten aufwiesen, war eine Überlagerung hier nicht sinnvoll. Im Allgemeinen spielt die Faserbewehrung hinsichtlich der Erhöhung der Traglast nur eine untergeordnete Rolle. Hinsichtlich der Erhöhung der Erstrisslast sind sie jedoch von Bedeutung, da lediglich durch eine geringe Textilbewehrung keine Erhöhung der Erstrisslast erwartet werden kann. Abgesehen von den Probekörpern mit zusätzlicher PVA- bzw. Aramidfasern konnte durch die kombinierte Bewehrung eine Erstrissspannung von über 4 N/mm² erreicht werden.

Das Rissbild konnte durch die Faserzugabe wesentlich verbessert werden. Eine Ausnahme hiervon bildet die Zugabe von Carbon-Fasern, bei der sich keine Verbesserung des Rissbildes ergab.

Die Untersuchungen in [Hinzen 2007] zeigen, dass sich durch die Zugabe von Fasern wesentliche Verbesserungen im Tragverhalten von textildbewehrtem Beton erreichen lassen. Durch die Zugabe von 2 Vol-% PVA-Fasern konnte die Duktilität und die Zugfestigkeit verbessert werden, lediglich hinsichtlich der Erstrissfestigkeit wurden durch die PVA-Fasern keine Erhöhungen erzielt. Es stellte sich ein besseres Rissbild mit einer größeren Rissanzahl bei geringeren Rissabständen und Rissbreiten ein.

Zur weiteren Optimierung des Tragverhaltens wurden im nächsten Schritt ausgewählte Fasercocktails (0,5 % Carbon- mit 2 % Aramidfasern bzw. 1,5 % Glas- mit 2 % Aramidfasern) untersucht [Hinzen 2008]. Für beide Fasermischungen ergaben sich in Kombination wesentliche Steigerungen hinsichtlich Erstrissfestigkeit, Zugfestigkeit, Duktilität und Rissverteilung. Versuche mit Fasercocktails mit PVA-Fasern wurden bisher noch nicht durchgeführt, sind aber vorgesehen.

Möglichkeiten zur Ermittlung der Tragfähigkeit bzw. ein Modell zur Bemessung werden von Hinzen bisher noch nicht angegeben.

Bei der Betrachtung der in [Hinzen 2007] dargestellten Versuchskurven fällt auf, dass für Probekörper mit einer Faserbewehrung mit 2 Vol-% PVA-Fasern ein dehnungsentfestigendes Verhalten auftritt, was im Gegensatz zu den eigenen Versuchen steht.

Mögliche Ursachen hierfür sind die geringere Faserlänge der von *Hinzen* verwendete Fasern und eine andere Matrixzusammensetzung, wodurch die Verbundeigenschaften beeinflusst werden. Außerdem erwähnt *Hinzen* den hohen chemischen Verbund zwischen Fasern und Matrix, was darauf hindeutet, dass die Fasern im Gegensatz zu den in der vorliegenden Arbeit verwendeten Fasern nicht mit einer Schlichte zur Herabsetzung des chemischen Verbundes versehen waren.

5.2 Analyse der eigenen Versuche

Bei der Analyse der eigenen Versuche mit kombinierter Kurzfaser- und Textilbewehrung stellt sich das Problem, dass zum einen nur wenige Versuche vorliegen (bei den Fasergehalten 1,50 %, 1,75 % und 2,00 % jeweils nur 2 oder 3 Versuche pro Bewehrungskombination) und die Versuchsergebnisse zum anderen vor allem bei den Bruchspannungen bei gleicher Bewehrung teilweise sehr weit streuen.

Auch bei früheren Arbeiten (*[Jesse 2004]*, *[Molter 2005]*, *[Voss 2008]*) wurden weite Streubereiche der Ergebnisse festgestellt. Die Ursachen sind vielfältig. Neben der zufälligen Verteilung von Schadstellen an den einzelnen Filamenten der Bewehrungsrovings und unregelmäßige Spannungsverläufe durch die Lasteinleitung kommen hier noch eine unregelmäßige Faserverteilung und Probleme bei der Verarbeitbarkeit, was zu ungünstigen Verteilungen der Probendicke („Dellen“) führen kann, hinzu.

5.2.1 Kurzzeitversuche

5.2.1.1 Synergie-Effekte

Um zu untersuchen, ob durch die kombinierte Bewehrung mit Kurzfasern und Textilien Synergie-Effekte hinsichtlich des Tragverhaltens und des Rissbildes auftreten, werden für jede Bewehrungskombination die Spannungs-Dehnungs-Linien von Versuchen mit jeweils nur einem der beiden Bewehrungselemente nach Erreichen der Erstrissfestigkeit überlagert und mit der Spannungs-Dehnungs-Linie eines kombiniert bewehrten Probekörpers verglichen (Anhang A-7). Ebenso werden die Rissbilder der entsprechenden Versuchskörper nebeneinander gestellt.

Hinsichtlich der Erstrissfestigkeit lassen sich keine Synergieeffekte feststellen, da die in den Versuchen erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Linien der Probekörper mit jeweils nur einer Bewehrungsart erst nach Erreichen der Erstrissfestigkeit des Faserbetons überlagert wurden. Eine Überlagerung im elastischen Bereich vor Erreichen der Erstrissfestigkeit würde zu einer Verdoppelung der Erstrissfestigkeit führen. Für die Spannungen direkt nach Erreichen der Erstrissfestigkeit lässt sich jedoch sagen, dass sich für die kombiniert bewehrten Probekörper im Alter von ca. 28 Tagen, also mit den Fasergehalten 1,50 %, 1,75 % und 2,00 %, eine gute Übereinstimmung mit der sich aus der Überlagerung des jeweiligen Fasergehaltes mit einer Textillage ergebenden Kurve ergibt. Da bei einlagiger Textilbewehrung ein Versagen nach Modus A (Unterbewehrung, Versagen mit nur einem Riss, Zugfestigkeit der Matrix maßgebend) auftritt, umfasst die Überlagerung nur einen kleinen Dehnungsbereich, in dem die Filamente der Rovings nach und nach versagen und ausgezogen werden. Bei einer höheren Lagenanzahl ist die Spannung nach Erreichen der Erstrisslast

dagegen niedriger als die der überlagerten Kurve. Bei einem höheren Betonalter (Fasergehalt 2,25 %) ist die Spannung nach Erreichen der Erstrisslast dagegen immer kleiner als die der überlagerten Kurve. Die Erstrisslasten liegen sogar jeweils unterhalb der Erstrisslast der nur faserbewehrten Proben.

Die Zugfestigkeit der kombiniert bewehrten Probekörper liegt bei den 28 Tage alten Proben immer im Bereich der Zugfestigkeit der überlagerten Kurve bzw. bei dreilagiger Textilbewehrung sogar darüber. Bei den älteren Proben wird die Zugfestigkeit aus der Überlagerung dagegen nicht erreicht, bei zwei- und dreilagiger Textilbewehrung ergeben sich verglichen mit den nur faserbewehrten Probekörpern dennoch deutliche Festigkeitszunahmen.

Deutlich positiv wirkt sich die Kombination des Faserbetons mit einer Textillage auf die Bruchdehnung aus. Bei den 28 Tage alten Proben wurden hier Bruchdehnungen im Bereich bis zu 5 % festgestellt, die teilweise größer als die Bruchdehnungen der nur faserbewehrten Proben waren. Bei Faser- und zwei- oder dreilagiger Textilbewehrung wird die Bruchdehnung zwar gegenüber den nur faserbewehrten Proben um bis zu 50 % reduziert, verglichen mit den Kurven aus der Überlagerung ist sie jedoch deutlich höher.

Bei allen Proben zeigt sich durch die Kombination mit Textilbewehrung eine Erhöhung der Nachrisssteifigkeit gegenüber dem reinen Faserbeton, aber auch gegenüber den überlagerten Kurven. Diese Zunahme der Nachrisssteifigkeit ist abhängig von der Lagenanzahl der Textilbewehrung: je mehr Bewehrungslagen, desto höher die Nachrisssteifigkeit, unabhängig vom Probenalter.

Bei der Betrachtung der Rissbilder lässt sich verglichen mit den nur faserbewehrten Probekörpern durch eine Bewehrungskombination keine Verbesserung feststellen. Die Rissbreiten und Rissabstände bleiben zwar klein, sind aber auf einen kleineren Bereich der Probe beschränkt. Beim Vergleich der jüngeren mit den älteren Proben fällt auf, dass die älteren Proben auch kurz vor dem Versagen nur sehr wenige sichtbare Risse aufweisen, dennoch aber Bruchdehnungen im Bereich von 2 % erreichen. Hierauf wird in Abschnitt 5.2.1.8 eingegangen.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass die Kombination von Faser- und Textilbewehrung verglichen mit den nur faserbewehrten Proben eine deutliche Erhöhung der Zugfestigkeit und der Nachrisssteifigkeit bewirkt, wobei jedoch die Bruchdehnung bei der Verwendung mehrerer Textillagen reduziert wird.

5.2.1.2 Versagensmechanismen

Im ungerissenen Zustand erfahren die Matrix, die Mantelfilamente der Rovings und der Teil der Kurzfasern, der in Zugrichtung ausgerichtet ist, die gleiche Dehnung. Die Last wird entsprechend der Steifigkeiten zwischen den Verbundpartnern aufgeteilt. Erreicht die Matrix ihre Zugfestigkeit, so entsteht der erste Riss. Im Rissquerschnitt wird die Last nun nur noch durch die Fasern und die Rovings aufgenommen. Über die Verbundspannungen wird die Matrix wieder am Lastabtrag beteiligt, bis die Matrixzugfestigkeit wieder erreicht wird und ein neuer Riss entsteht. Während der Phase der Vielfachrissbildung wird dieser Prozess bei steigender Last fortgesetzt, wobei die Spannung in den Rovings und die Faserspannung ansteigen, die Kurzfasern werden

dabei langsam ausgezogen. Das Versagen des Probekörpers, bei dem sich die Dehnungen schließlich in einem Riss lokalisieren, kann theoretisch auf zwei unterschiedliche Arten eintreten:

Fall 1: Faserauszug

Ein Riss öffnet sich so weit, dass die Kurzfasern vollständig ausgezogen werden. Können die Rovings die zusätzliche Last aufnehmen, so stellt sich ein Tragverhalten wie in Abb. 5.1 gestrichelt dargestellt ein. Wird durch die zusätzliche Last die Tragfähigkeit der Rovings erreicht, so versagen die Rovings bereits während des Faserauszugs sukzessive.

Fall 2: Textilversagen

Mit zunehmender Last und Dehnung steigt die Wahrscheinlichkeit, dass bei einigen der Randfilamente die Zugfestigkeit erreicht wird, wodurch die Dehnung und die Belastung der Kernfilamente zunehmen und der Roving schließlich versagt. Sind die Kurzfasern noch nicht voll aktiviert, so kann nach dem Versagen eines (oder auch mehrerer) Rovings und dem damit verbundenen Abfall der Zugkraft erneut Kraft aufgenommen werden. Sind die Fasern bereits voll aktiviert, so werden sie dagegen im betroffenen Rissquerschnitt ausgezogen und die Last fällt bei weiterer Zunahme der Dehnung ab.

Wie in [Hinzen 2008] dargestellt, konnte ein Versagen, bei dem nach Auszug der Kurzfasern nur noch das Textil trägt, auch in den eigenen Versuchen nicht beobachtet werden. Die Versuche können entsprechend den Spannungs-Dehnungs-Linien in zwei Gruppen mit drei Fällen eingeteilt werden:

- Der Probekörper versagt schlagartig, ohne dass eine vorherige Lokalisierung der Verformungen in einem Riss erkennbar wird. Dies ist sowohl bei den nur faserbewehrten als auch bei den kombiniert bewehrten Probekörpern die häufigste Versagensform. Es treten zwei Varianten auf:
 - a) plötzliches Versagen ohne vorheriges Versagen der Rovings
Bei nur faserbewehrten Proben bedeutet ein plötzliches Versagen, dass die Zugfestigkeit der Kurzfasern während des Faserauszugs erreicht wird. Die Fasern brechen dann schlagartig (Beispiel: GP-0L-1,50-1).
Als Abwandlung kann nach Erreichen der Höchstlast das Versagen zunächst durch das langsame Versagen einiger Fasern durch Auszug oder Bruch eingeleitet werden. Hierdurch sinkt die Last langsam ab, bevor die restlichen Fasern dann schlagartig brechen (Beispiel: GP-3L-2,25-4).
In beiden Fällen wird das Versagen der Textilbewehrung durch das Versagen der Kurzfasern eingeleitet (Reißverschluss-Effekt), wodurch beide Bewehrungselemente praktisch zeitgleich versagen.
 - b) plötzliches Versagen mit vorherigem Versagen der Rovings
In diesem Fall kann schon vor dem endgültigen Versagen der Proben ein Reißen der Rovings entweder akustisch und/oder anhand der Datenaufzeichnung (Lastabfall) festgestellt werden. Nach dem Reißen der Rovings können die Kurzfasern die freigewordene Last wieder ganz oder teilweise aufnehmen. In einigen Fällen wird durch den erneuten Lastanstieg sogar das vor dem teilwei-

sen Rovingversagen erreichte Lastniveau überstiegen (Beispiel: GP-2L-1,75-2). Die Fasern versagen danach schlagartig bei Erreichen der Faserzugfestigkeit.

- Die Spannung nimmt bei weiterer Dehnungszunahme langsam ab. Die Kurzfasern werden hierbei langsam aus der Matrix ausgezogen, die Rovings der Bewehrungstextilien haben bereits versagt oder versagen ebenfalls während des Faserauszugs. Auch hier treten die beiden Varianten auf, dass die Rovings sukzessive während des Faserauszugsversagens reißen (Beispiel: GP-2L-1,50-1) bzw. dass einzelne Rovings versagen und die Last vor dem Faserauszug wieder gesteigert werden kann (Beispiel: GP-1L-2,25-3).

Im ersten Fall, in dem die Probekörper plötzlich versagen, ist es schwierig festzulegen, ob das Versagen letztendlich dadurch bedingt wird, dass die Fasern brechen und infolge dessen die restlichen Rovings reißen, oder ob umgekehrt das Reißen der restlichen Rovings zum Brechen der Kurzfasern führt. In beiden Fällen sind beide Bewehrungselemente vor dem Versagen bereits so hoch ausgelastet, dass ein weiterer Ausfall eines Bewehrungsteiles nicht mehr kompensiert werden kann.

Im zweiten Fall, dem langsamen Öffnen eines Risses, ist der Auszug der Fasern aus der Matrix letztendlich für das Versagen der Probekörper verantwortlich. Die Rovings sind jedoch auch hier bereits so stark belastet, dass sie teilweise vor dem Faserauszug versagen oder aber die zusätzliche Last nicht aufnehmen können und dadurch reißen.

5.2.1.3 Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung

Wie schon zuvor festgestellt, nimmt die Erstrissfestigkeit bei Proben, die nur mit Fasern bewehrt sind, mit steigendem Fasergehalt zu und mit höherem Probenalter ab. Dies gilt auch, wenn zusätzliche Textilbewehrung verwendet wird. Der Einfluss der Anzahl der eingelegten Bewehrungslagen lässt sich anhand der Versuchsergebnisse nicht eindeutig festlegen. Es lässt sich jedoch sagen, dass im Gegensatz zum reinen Textilbeton, bei dem die Erstrissfestigkeit bei geringen Textilbewehrungsgraden reduziert wird, bei kombinierter Bewehrung auch ein niedriger Textilbewehrungsgrad zu einer Erhöhung der Erstrissfestigkeit führt. Die Mittelwerte der Erstrissfestigkeit bei den unterschiedlichen Bewehrungskombinationen zeigen nicht eindeutig, ob eine Steigerung des Textilbewehrungsgrades eine Erhöhung oder eine Verringerung der Erstrissfestigkeit bewirkt. Da die Erstrissfestigkeiten bei mehrlagiger Textilbewehrung, abgesehen von den Probekörpern mit einem Fasergehalt von 1,75 %, über den Erstrissfestigkeiten bei einlagiger Textilbewehrung liegen, wird jedoch angenommen, dass sie mit steigendem Textilbewehrungsgrad leicht zunimmt (Tab. 5.1).

Es ist hierbei jedoch anzumerken, dass auch die Erstrissfestigkeiten bei den einzelnen Versuchen stark streuen, die Mittelwerte der Erstrissfestigkeiten bei unterschiedlicher Lagenanzahl allerdings relativ nahe beieinander liegen. Es besteht dadurch die Möglichkeit, dass die Veränderung der Mittelwerte durch die Streuung der Erstrissfestigkeit bedingt ist und nicht durch die Änderung der Textilanzahl. Hinzu kommt, dass bei der Ermittlung der Erstrissfestigkeit die Risslast auf die Querschnittsfläche der späteren Versagensstelle bezogen wurde. Da der Bruchquerschnitt nicht unbe-

dingt dem zuerst gerissenen Querschnitt entspricht, entstehen dadurch Ungenauigkeiten.

Lagenanzahl	Fasergehalt [%]					
	0	1,50	1,75	2,00	2,25	1,50 – 2,00
0	2,90	3,11	3,34	3,58	3,42	3,34
1	2,54	3,24	3,93	3,96	2,96	3,63
2	1,49*	3,61	3,88	3,66	3,39	3,71
3	1,44*	3,44	3,69	4,13	3,67	3,81

Tab. 5.1: Mittlere Erstrissfestigkeit [N/mm²] bei unterschiedlichem Fasergehalt und unterschiedlicher Anzahl der Textilbewehrungslagen. *GP mit Versagen nach Modus B (nach dem Erstriss können Fasern und Rovings weiter Last aufnehmen, $\varphi > \varphi_{krit}$).

Vergleicht man die Zuwächse der Erstrissfestigkeit bei reiner Faserbewehrung und kombinierter Bewehrung, so stellt man fest, dass die Erstrissfestigkeit bei einer zusätzlichen Textillage um 0,29 N/mm² ansteigt, weitere Textillagen dann jedoch nur noch einen Anstieg von jeweils ca. 0,09 N/mm² bewirken. Dies lässt den Schluss zu, dass die Kombination von Kurzfaser- und Textilbewehrung durch Synergieeffekte einen Anstieg der Erstrissfestigkeit um etwa 0,2 N/mm² bewirkt und die Textilbewehrung pro Lage einen Zuwachs von 0,09 N/mm² mit sich bringt.

Die Erstrissdehnungen liegen leicht über der Erstrissdehnung von unbewehrtem Beton. Da die Ermittlung der Erstrissdehnungen aus den oben bereits erwähnten Gründen nicht exakt erfolgen kann, kann vereinfacht angenommen werden, dass die Erstrissdehnung bei kombinierter Bewehrung wie für unbewehrten Beton etwa 0,01 % beträgt.

5.2.1.4 Zugfestigkeit und Bruchdehnung

Bei der Betrachtung der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung besteht die Schwierigkeit, dass bei einer Kombination beider Bewehrungsarten der Fall auftreten kann, dass die Höchstlast bereits bei einer eher geringen Dehnung erreicht wird und die Last dann durch die Entstehung eines Risses oder das Reißen eines Rovings abfällt. In der Folge nimmt die Last mit steigender Dehnung wieder zu, wobei die zuvor bereits erreichte Höchstlast bei manchen Versuchen jedoch nur noch annähernd erreicht wird. Das eigentliche Versagen der Probe mit einsetzender Risslokalisierung geschieht erst bei größeren Dehnungen. Zu dem Zeitpunkt, an dem die Höchstlast erreicht wird, kann daher nicht vom Versagen gesprochen werden und die Bezeichnung „Bruchdehnung“ für den zugehörigen Dehnungszustand ist nicht zutreffend.

Definiert man den Bruchzustand jedoch nicht über den Zeitpunkt bei Erreichen der Höchstlast, so stellt sich die Frage, wie der Versagenszeitpunkt alternativ zuverlässig festgelegt werden kann. Die Zugfestigkeit wird hierbei leicht abnehmen, die Bruchdehnung dagegen zunehmen. In Tabelle 5.2 sind zum Vergleich die Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen bei unterschiedlich festgelegten Versagenszeitpunkten gegenübergestellt. Fall I steht für die Festlegung, dass das Erreichen der Höchstlast das Versagen definiert, bei Fall II wird der Zeitpunkt, bei dem die Last das letzte Mal ansteigt bzw. auf hohem Niveau konstant bleibt, als Versagenszeitpunkt angesehen.

Lagenanzahl		Fasergehalt [%]									
		0		1,50		1,75		2,00		2,25	
	Fall	I	II	I	II	I	II	I	II	I	II
0	f_{ct}	2,90	2,90	4,33	4,33	4,35	4,35	4,84	4,84	4,47	4,46
	ϵ_u	0,03	0,03	4,52	4,52	4,20	4,20	3,89	3,89	2,04	2,10
1	f_{ct}	2,54	2,54	4,95	4,95	5,31	5,29	5,18	5,18	3,81	3,75
	ϵ_u	0,02	0,02	3,54	3,54	3,64	3,77	3,19	3,19	1,39	1,51
2	f_{ct}	1,56	1,43	5,98	5,98	5,48	5,43	5,79	5,65	4,81	4,70
	ϵ_u	0,04	0,97	2,17	2,17	3,80	4,28	2,90	3,62	1,70	2,21
3	f_{ct}	1,68	1,62	5,74	5,67	5,91	5,61	6,40	5,90	5,49	5,32
	ϵ_u	0,70	1,04	1,97	3,40	1,61	2,58	1,73	2,54	1,69	2,43

Tab. 5.2: Mittlere Zugfestigkeit [N/mm²] und mittlere Bruchdehnung [%] bei unterschiedlicher Festlegung des Versagenszeitpunktes.

Es zeigt sich in Tabelle 5.2, dass sich die Zugfestigkeiten jeweils nur gering unterscheiden, während bei den Bruchdehnungen größere Abweichungen bei der Ermittlung nach Fall I oder nach Fall II auftreten. Da die Streuungen der Bruchdehnung bei Ermittlung nach Fall II sehr groß und bei Ermittlung nach Fall I wesentlich kleiner sind, wird für die folgenden Untersuchungen festgelegt, dass das Erreichen der Höchstlast den Versagenszeitpunkt markiert. Dies hat auch den Vorteil, dass der Versagenszeitpunkt eindeutig und zweifelsfrei bestimmt werden kann, was bei der Ermittlung nach Fall II mitunter schwierig ist. Zur besseren Übersichtlichkeit sind die Zugfestigkeiten und die Bruchdehnungen nach Fall I in Tabelle 5.3 noch einmal zusammengestellt. Zusätzlich werden die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung für die gemeinsame Betrachtung der Fasergehalte 1,50 % bis 2,00 % angegeben.

Lagenanzahl		Fasergehalt [%]					
		0	1,50	1,75	2,00	2,25	1,50 – 2,00
0	f_{ct}	2,90	4,33	4,35	4,84	4,47	4,51
	ϵ_u	0,03	4,52	4,20	3,89	2,04	4,20
1	f_{ct}	2,54	4,95	5,31	5,18	3,81	5,17
	ϵ_u	0,02	3,54	3,64	3,19	1,39	3,48
2	f_{ct}	1,56	5,98	5,48	5,79	4,81	5,75
	ϵ_u	0,04	2,17	3,80	2,90	1,70	2,95
3	f_{ct}	1,68	5,74	5,91	6,40	5,49	6,07
	ϵ_u	0,70	1,97	1,61	1,73	1,69	1,76

Tab. 5.3: Mittlere Zugfestigkeit [N/mm²] und mittlere Bruchdehnung [%].

Es zeigt sich, dass die Erhöhung des Fasergehaltes, verglichen mit einer stärkeren Textilbewehrung, nur einen geringen Einfluss auf die Höhe der Zugfestigkeit hat. Die Textilbewehrung wirkt sich dagegen hinsichtlich der Zugfestigkeit deutlich positiv aus. Im Hinblick auf eine möglichst große Bruchdehnung ist die Textilbewehrung jedoch nachteilig, da die Bruchdehnung mit steigendem Textilbewehrungsgrad abnimmt.

Berücksichtigt man die großen Streuungen bei den Versuchsergebnissen und vergleicht die Streubreite mit den Ergebnissen bei unterschiedlichen Fasergehalten,

stellt man fest, dass eine Zusammenfassung der Versuche mit Fasergehalten 1,50 %, 1,75 % und 2,00 % durchaus sinnvoll ist, da die Unterschiede nur gering sind und die Probekörper ungefähr gleich alt waren. Man erhält damit für die unterschiedlichen Lagenzahlen der Textilbewehrung eine höhere Versuchsanzahl.

Man erhält dann für eine einlagige Textilbewehrung kombiniert mit Faserbewehrung eine mittlere Zugfestigkeit von 5,17 N/mm², bei zweilagiger Textilbewehrung von 5,75 N/mm² und bei dreilagiger Textilbewehrung von 6,07 N/mm². Die Bruchdehnungen nehmen dabei von 4,20 % über 3,48 % auf 1,76 % ab.

5.2.1.5 Faserorientierungsbeiwert und Snubbing-Faktor

Bei zusätzlicher Bewehrung mit Glasfasertextilien wird der Faserbeton in Lagen eingebracht, zwischen denen die Bewehrungstextilien eingebracht werden. Die Bewehrungstextilien wirken demnach als Trennlagen und beeinflussen so die Orientierung der Kurzfaserbewehrung. Mit zunehmender Lagenanzahl der Textilbewehrung werden die dazwischen liegenden Schichten dünner, wodurch die Kurzfasern eine stärkere Ausrichtung erfahren.

Berechnet man die Faserorientierungsbeiwerte wie in Anlage A-4 dargestellt unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Einflusszonen nach [Soroushian 1990], so erhält man:

einlagige Textilbewehrung:	$\eta_1 = 0,645$
zweilagige Textilbewehrung:	$\eta_1 = 0,678$
dreilagige Textilbewehrung:	$\eta_1 = 0,707$

Hierbei ist zu berücksichtigen, dass das Verhältnis Probenbreite zu Schichthöhe bei zweilagiger Textilbewehrung 8,17 und bei dreilagiger Textilbewehrung 11,1 beträgt, die Ermittlung des Faserorientierungsfaktors nach Abb. A4.2 jedoch nur bis $b/h = 6$ möglich ist und daher auch hier so angenommen wird, wodurch der Faserorientierungsbeiwert für zwei- und dreilagige Bewehrung zu hoch angesetzt wird. Da sich für ansteigende Verhältniswerte b/h die Faserorientierungsbeiwerte bei gleichem h/l_f nur noch geringfügig unterscheiden, kann jedoch davon ausgegangen werden, dass die Überschätzung von η_1 bei Ablesen für $b/h = 6$ vernachlässigt werden kann.

In [Leutbecher 2007] werden Faserorientierungsbeiwerte ebenfalls unter Berücksichtigung der Einflusszonen ermittelt, wobei jedoch andere Basiswerte für ein-, zwei- und dreidimensionale Faserorientierung vorausgesetzt werden. Für eine freie, dreidimensionale Faserverteilung wird der Faserorientierungsbeiwert zu 0,5 angenommen, für eine zweidimensionale Faserorientierung zu 0,637 und für eine eindimensionale Faserverteilung zu 1,0 (vgl. Tabelle 3.4). Ermittelt man die gewichteten Faserorientierungsbeiwerte auf der Grundlage dieser Basiswerte, so ergibt sich für:

reinen Faserbeton:	$\eta_1 = 0,627$
mit Textilbewehrung:	$\eta_1 = 0,710$

Da die Basiswerte nicht mehr vom Verhältnis Faserlänge zu Probenhöhe bzw. Probenbreite zu Probenhöhe abhängig sind, ist der Faserorientierungsbeiwert konstant,

sobald die Probenhöhe kleiner der Faserlänge ist und somit kein ungestörter Bereich vorhanden ist.

Vergleicht man diese Faserorientierungsbeiwerte mit den zuvor nach [Soroushian 1990] ermittelten, so erscheinen die nach [Soroushian 1990] berechneten Werte sinnvoller, da hier die Änderung der Faserorientierung bei abnehmender Schichtdicke besser abgebildet wird.

Wie in Anhang A-4 dargestellt, wird der Einfluss des Fasergehaltes auf den Faserorientierungsbeiwert nicht berücksichtigt, da sich daraus nur marginale Änderungen ergeben.

Der Snubbing-Faktor nimmt mit zunehmender Ausrichtung der Fasern und steigendem Faserorientierungsbeiwert ab. Bei kombiniert bewehrten Probekörpern kann er nicht mehr auf die in Anhang A-5 dargestellte Art ermittelt werden. Da die Fasern bei der zusätzlichen Verwendung von Textilbewehrung stärker orientiert sind, wird der Snubbing-Faktor hier zu 1,4 angenommen.

5.2.1.6 Nachrisssteifigkeit

Es wurde bereits festgestellt, dass die Nachrisssteifigkeit kaum durch einen geänderten Fasergehalt beeinflusst wird, stattdessen jedoch mit steigendem Textilbewehrungsgrad zunimmt.

Lagenanzahl	Fasergehalt [%]					
	0	1,50	1,75	2,00	2,25	1,50 – 2,00
0	-	270	240	325	450	320
1	-	600	310	450	745	580
2	0	1.120	430	880	915	865
3	300	1.135	1.425	1.330	1.150	1.250

Tab. 5.4: Mittlere Nachrisssteifigkeit E_{exp} [N/mm²].

Aus Tabelle 5.4 wird der Anstieg der Nachrisssteifigkeit ersichtlich. Ebenso wird der nur geringe Einfluss des Fasergehaltes deutlich. Auch hier zeigen die Ergebnisse der einzelnen Versuche große Streuungen, was dazu führt, dass der Einfluss des Fasergehaltes auf die Nachrisssteifigkeit nicht zuverlässig festgestellt werden kann. So ist die Nachrisssteifigkeit bei einer Textillage und einem Fasergehalt von 1,50 % verglichen mit den Fasergehalten 1,75 % und 2,00 % eher hoch, während sie bei dreilagiger Bewehrung geringer ist.

Wie auch aus Abb. 3.5 ersichtlich, hat die Alterung der Proben ebenfalls keinen wesentlichen Einfluss auf die Nachrisssteifigkeit. Die Ergebnisse der wesentlich älteren Proben mit Fasergehalt 2,25 % liegen im gleichen Bereich wie die Ergebnisse der jüngeren Proben, weshalb hier ebenfalls durch das Zusammenfassen der Versuche mit gleicher Textillagenanzahl eine bessere Datenbasis geschaffen werden kann. Abbildung 5.2 zeigt, dass die Nachrisssteifigkeit der Faserbetone mit zusätzlicher Textilbewehrung annähernd proportional zur Anzahl der Bewehrungslagen und somit zur Glasquerschnittsfläche ist.

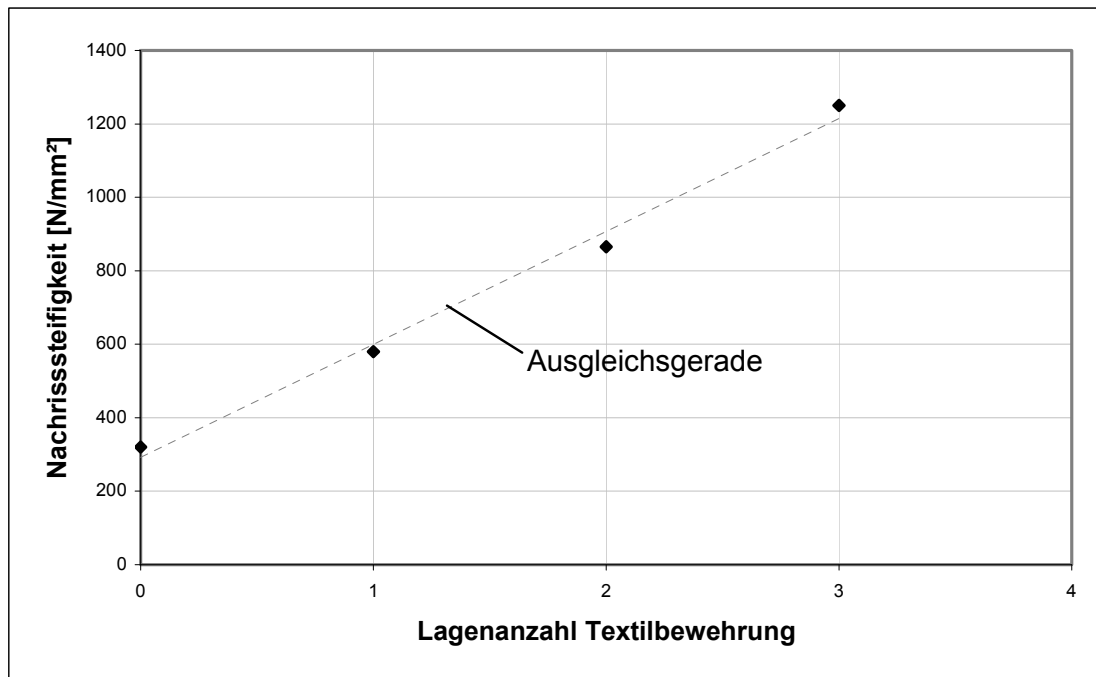


Abb. 5.2: Mittlere Nachrisssteifigkeit E_{exp} der Faserbetone mit Fasergehalt 1,50 % bis 2,25 % in Abhängigkeit von der Anzahl der Textilbewehrungslagen.

Die Zunahme der Nachrisssteifigkeit ist jedoch so groß, dass sie nicht alleine durch die zusätzliche Textilbewehrung erklärt werden kann. Die Änderung der Faserorientierung durch die zusätzlichen Textillagen bewirkt eine Erhöhung der Steifigkeit der Faserbewehrung. Vernachlässigt man den Steifigkeitsanteil der Matrix im Nachrissbereich, so lässt sich die Steifigkeit der Faser- bzw. Textilbewehrung berechnen mit:

$$E_{cal,nachriss} = \eta_1 \cdot E_f \cdot V_f \quad (5.1),$$

Für die in Abschnitt 3.2.2.1 nach [Soroushian 1990] ermittelten Faserorientierungsfaktoren der großen Probekörper bei reiner Kurzfaserbewehrung erhält man die folgenden Nachrisssteifigkeiten und Ausnutzungsgrade:

	Fasergehalt [%]				
	1,50	1,75	2,00	2,25	1,50 – 2,00
$E_{cal,Nachriss}$ [N/mm ²]	289,6	336,7	384,8	432,9	360,75
Ausnutzung $E_{cal,Nachriss}/E_{exp}$ [%]	93,2	71,3	84,5	104,0	88,7

Tab. 5.5: Mittlere Steifigkeit [N/mm²] und Ausnutzungsgrad der Kurzfaserbewehrung. Ausnutzungen über 100 % entstehen durch Abweichungen der tatsächlichen Faserverteilung von dem berechneten Faserorientierungsfaktor.

Tabelle 5.5 zeigt, dass die Faserbewehrung nur zu etwa 90 % ausgenutzt werden kann. Ursache sind Abweichungen der tatsächlichen Faserorientierung von den berechneten Faserorientierungsbeiwerten, aber auch der Auszug oder Bruch eines Teils der Fasern. Bei den weiteren Überlegungen darf daher nicht außer Acht gelassen werden, dass sich der Ausnutzungsgrad der Kurzfasern bei zusätzlicher Textilbewehrung erhöhen kann, da die Streubreite der Faserorientierung durch die geringeren Schichthöhen vermutlich abnimmt. Bei Verwendung der in Abschnitt 5.2.1.5

nach [Soroushian 1990] ermittelten Faserorientierungsfaktoren erhält man als mittlere Steifigkeit der Kurzfaserbewehrung bzw. unter Berücksichtigung eines Ausnutzungsgrades von 90 % als mittlere effektive Steifigkeit der Kurzfaserbewehrung bei den unterschiedlichen Lagenanzahlen der Textilbewehrung:

	Lagenanzahl		
	1	2	3
$E_{cal,Nachriss}$ [N/mm ²]	483,75	508,5	530,3
eff. $E_{cal,Nachriss}$ [N/mm ²]	435,4	457,7	477,3

Tab. 5.6: Mittlere Steifigkeit und mittlere effektive Steifigkeit der Kurzfaserbewehrung als Mittelwerte über alle Versuche bei gleicher Lagenanzahl. Der mittlere Kurzfasergehalt ergibt sich dann zu 1,875 %. Der Elastizitätsmodul der Fasern beträgt 40.000 N/mm².

Berechnet man die Steifigkeit der Textilbewehrung unter Berücksichtigung der tatsächlichen, von der Probekörperdicke abhängigen Textilbewehrungsgrade und einem Faserorientierungsfaktor 1 nach Gleichung (5.1) gemittelt über alle Kurzfasergehalte, so erhält man mit einem Elastizitätsmodul der Rovings von 43.200 N/mm² für:

einlagige Textilbewehrung: $E_{cal,Nachriss, Tex} = 36,5 \text{ N/mm}^2$
 zweilagige Textilbewehrung: $E_{cal,Nachriss, Tex} = 79,1 \text{ N/mm}^2$
 dreilagige Textilbewehrung: $E_{cal,Nachriss, Tex} = 117,4 \text{ N/mm}^2$

Die Textilbewehrung würde demnach nur einen geringen Beitrag zur Nachrisssteifigkeit beitragen. Durch die Addition der Steifigkeiten der Kurzfaser- und der Textilbewehrung und den Vergleich mit den in den Versuchen erhaltenen Nachrisssteifigkeiten wird deutlich, dass die tatsächliche Nachrisssteifigkeit durch die Addition nicht erreicht wird.

Vergleicht man nun die berechneten Steifigkeiten bei zwei- und dreilagiger Textilbewehrung mit den in Tabelle 5.4 angegebenen Werten bei einem Fasergehalt von 0 %, so erkennt man, dass die Steifigkeit der in der Matrix eingebetteten Textilbewehrung nicht anhand des aus Rovingzugversuchen ermittelten Elastizitätsmoduls ermittelt werden kann, da sich das Tragverhalten der eingebetteten Rovings stark von einem einzeln geprüften Roving unterscheidet. Die im Versuch erhaltenen Nachrisssteifigkeiten bei dreilagiger Textilbewehrung sind im Mittel 2,55-mal so groß, wie die berechneten. Da bei kombinierter Faser- und Textilbewehrung von einer gleichmäßigeren Belastung der Rovings mit einer stärkeren Aktivierung der Kernfilamente ausgegangen werden kann, ist anzunehmen, dass sich der Beitrag der Textilbewehrung zum Anstieg der Nachrisssteifigkeit noch stärker auswirkt. Es wird hier daher für die Textilbewehrung ein Steifigkeitsfaktor ξ eingeführt, der den erhöhten Steifigkeitsbeitrag der Textilbewehrung berücksichtigt. Der Steifigkeitsfaktor ξ ist vom Textilbewehrungsgrad und von der „Duktilität“ der Matrix abhängig. Bei einer spröden Normalbetonmatrix ist ξ kleiner, bei einem duktilen Faserbeton dagegen größer:

$$\xi = \frac{E_{\text{exp,Nachriss}} - E_{\text{cal,Faser,eff}}}{E_{\text{cal,Roving}}} \quad (5.2)$$

Für die in dieser Arbeit verwendete Kombination aus Matrix, Kurzfasern und Bewehrungstextil ergibt sich ξ zu:

- $\xi = 2,55$ bei dreilagiger Bewehrung ohne Kurzfasern
- $\xi = 3,96$ bei einlagiger Bewehrung mit Kurzfasern
- $\xi = 5,15$ bei zweilagiger Bewehrung mit Kurzfasern
- $\xi = 6,58$ bei dreilagiger Bewehrung mit Kurzfasern

Damit ergibt sich insgesamt:

$$E_{\text{Nachriss}} = \eta_{1,\text{eff}} \cdot E_{\text{Faser}} \cdot V_f + 1,0 \cdot E_{\text{Roving}} \cdot \xi \cdot \varphi_{\text{Textil}} \quad (5.3)$$

5.2.1.7 Roving- und Faserspannungen

Für Kombinationen aus Stahlfaser- und Stahlstabbewehrung können die Traganteile der einzelnen Bewehrungselemente mit dem in [Leutbecher 2007] vorgestellten Modell anhand von aus Versuchen erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Linien und weiterer Materialparameter berechnet werden. Aufgrund der weiten Streuungen der Rovingzugfestigkeit und den in Abschnitt 5.1.1 angegebenen Gründen führt dieses Verfahren bei einer kombinierten Bewehrung aus PVA-Kurzfasern und AR-Glas-Textilien nicht zu sinnvollen Ergebnissen. Die Bestimmung der Roving- und Faserspannungen ist hier nicht ohne Weiteres möglich, weshalb die Ermittlung der Roving- und Faserspannungen durch die Interpretation der Versuchsergebnisse erfolgen soll.

Hierzu wurden die gültig geprüften Versuche zunächst auf starke Lastabfälle hin kontrolliert. Es wurde davon ausgegangen, dass die Lastabfälle durch das Versagen eines oder mehrerer Rovings hervorgerufen wurden, was teilweise auch akustisch wahrnehmbar war. Die Belastungshöhe vor Beginn des Lastabfalls, die Größe des Lastabfalls und die zugehörige mittlere Dehnung des Messbereichs des untersuchten Probekörpers wurden protokolliert. Anschließend wurde anhand der in Abschnitt 4.3.5.2 ermittelten mittleren Rovingzugfestigkeit der gültig geprüften Zugversuche von 740 N/mm^2 (entspricht einer Rovingtraglast von ca. 173 N) die Anzahl der gerissenen Rovings abgeschätzt und die Zugfestigkeit für diese Rovings ermittelt.

Hierbei ist zu bedenken, dass die Rovings eines Probekörpers bei einem bestimmten Dehnungszustand nicht zwingend alle gleich bzw. gleichmäßig belastet sein müssen und auch die Rovingzugfestigkeiten stark streuen. Die Anzahl der versagenden Rovings lässt sich daher nicht eindeutig festlegen, sondern kann nur geschätzt werden. Die von den noch intakten Rovings aufgenommene Last lässt sich ebenfalls nicht ermitteln. Hier soll vereinfacht angenommen werden, dass die aufgenommene Last pro Roving gleich der Traglast der bereits gerissenen Rovings ist. Durch diese beiden Vereinfachungen – der Abschätzung der Anzahl der gerissenen Rovings und der Annahme der gleichen Belastung – erhält man Ungenauigkeiten in den Ergebnissen, die jedoch nur marginal sind, solange bei der Schätzung darauf geachtet wird, dass die resultierenden Rovinglasten möglichst nahe an 173 N liegen. Abweichungen

im Bereich von 10 bis 20 N wirken sich angesichts der geringen Rovingzahlen und der wesentlich höheren Traglasten der Probekörper kaum aus.

Subtrahiert man von der nach dem Lastabfall noch vorhandenen Last, das Produkt aus verbleibender Rovinganzahl und Rovinglast, so erhält man den von den Fasern abgetragenen Lastanteil, der wiederum anhand des Fasergehalts, des Faserorientierungsbeiwerts und der Probenquerschnittsfläche in mittlere Faserspannungen umgerechnet werden kann. Dividiert man die Traganteile der Fasern und der verbleibenden Rovings durch die Probenquerschnittsfläche, so ergeben sich ideale Spannungen.

Mit diesem Vorgehen ergeben sich Rovingspannungen zwischen 150 N und 200 N (Mittelwert 172 N) und Faserspannungen zwischen 200 N/mm² und 400 N/mm². Die Spannungen in den Fasern der Kurzfaserbewehrung nehmen mit steigender Dehnung zu und liegen bei einer Dehnung von 1 % bei etwa 200 N/mm² und bei einer Dehnung von 4 % bei etwa 400 N/mm², Abb. 5.3. Es ist hierbei zu beachten, dass es sich um mittlere Faserspannungen handelt und ein Teil der Fasern wesentlich höher beansprucht sein kann.

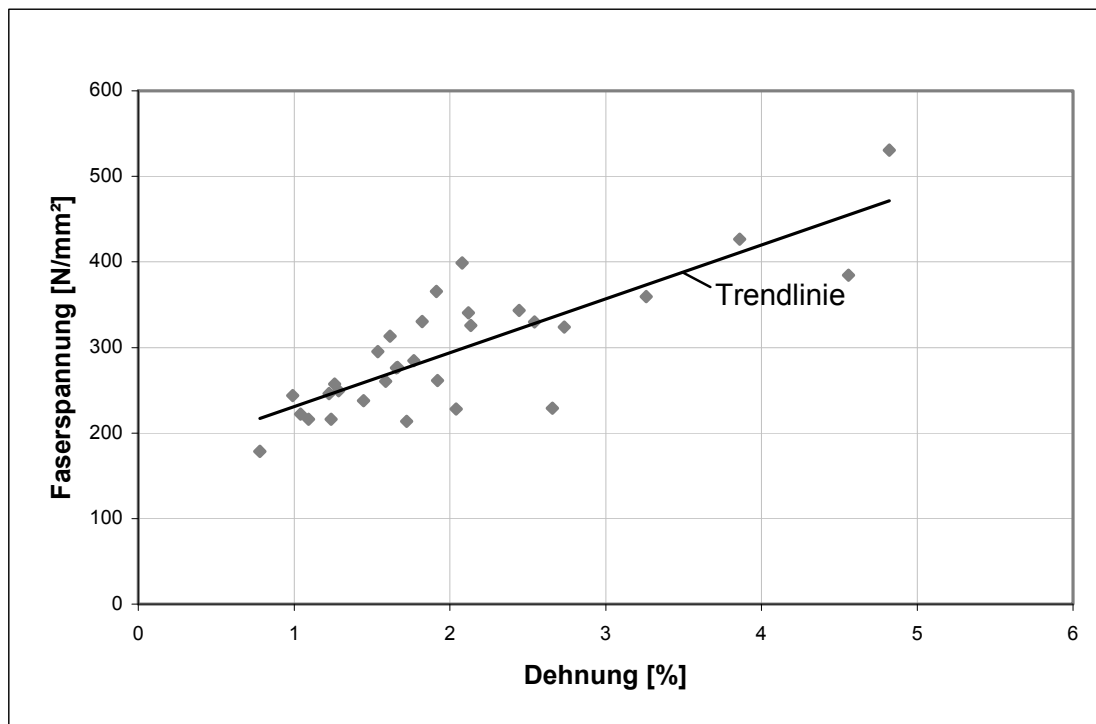


Abb. 5.3: Spannungsentwicklung in den Kurzfasern bei kombiniert bewehrten Probekörpern.

Eine Abhängigkeit des Spannungsniveaus der Kurzfasern vom Kurzfasergehalt oder dem Textilbewehrungsgrad lässt sich aus der Berechnung nicht feststellen. Betrachtet man die ideellen Spannungen – also die jeweils auf den Betonquerschnitt bezogenen Traganteile der Faser- und Textilbewehrung, so stellt man fest, dass die ideale Faserspannung mit höheren Dehnungen zunimmt, während die ideale Rovingspannung abnimmt, da ein Teil der Rovings bei höheren Dehnungen bereits versagt hat und sich der Traganteil der Rovings an der Gesamtlast dadurch verringert. Normiert man die jeweiligen Traganteile anhand der zu dem betrachteten Zeitpunkt vorhandenen Gesamtspannung, so erhält man die prozentualen Traganteile

der Kurzfasern bzw. Rovings in Abhängigkeit vom Dehnungszustand der Probe, Abb. 5.4. Auch hier wurde keine Abhängigkeit vom Fasergehalt oder dem Textilbewehrungsgrad festgestellt.

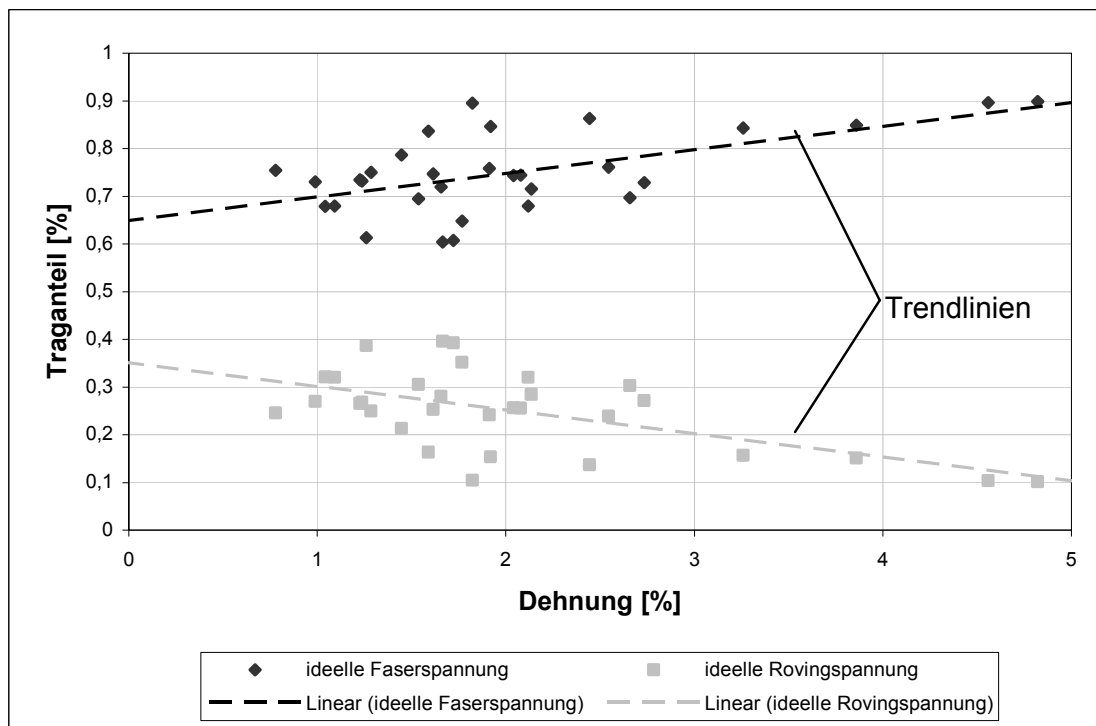


Abb. 5.4: Prozentuale Traganteile der verschiedenen Bewehrungstypen – normierte ideale Faser- und Rovingspannungen.

Die Extrapolation der linearen Trendlinien ergibt nach dem Erstriss einen Traganteil der Fasern an der Gesamtlast von 65 % und einen Traganteil der Rovings von 35 %. Bei einer Dehnung von 5 % wurde der Rovingtraganteil durch das teilweise Versagen der Rovings auf etwa 10 % reduziert, wodurch der Fasertraganteil auf ca. 90 % zunimmt. Die Übersicht über die Berechnung ist in Anhang A-8 dargestellt.

Hiermit lassen sich die ideellen Faser- und Rovingspannungen $\sigma_{f,i}$ bzw. $\sigma_{r,i}$ bei einer bestimmten Dehnung ausgehend von der tatsächlich vorhandenen Belastung näherungsweise bestimmen. Die tatsächliche Faserspannung kann dann mit Gleichung (5.4) berechnet werden:

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{f,i}}{\eta_1 \cdot V_f} \quad (5.4)$$

Zur Bestimmung der Rovingspannungen muss hingegen abgeschätzt werden, wie viele der eingelegten Rovings noch intakt sind. Die Rovingspannungen berechnen sich dann nach Gleichung (5.5):

$$\sigma_r = \frac{\sigma_{r,i} \cdot A_c}{n_r \cdot A_r} \quad (5.5)$$

mit: n_r verbliebene Rovinganzahl
 A_r Rovingquerschnitt (Glasfläche)
 A_c Probenquerschnittsfläche

5.2.1.8 Rissbreiten und Rissbild

In Anhang A-9 sind für jede Bewehrungskombination die maximalen Rissbreiten bei unterschiedlichen Dehnungen dargestellt. Die Rissbreiten wurden anhand der während der Versuche aufgenommenen Fotoserien ermittelt.

Die Abbildungen A9.1 bis A9.4 zeigen, dass die Entwicklung der Rissbreiten bei einem Fasergehalt von 1,50 % am gleichmäßigsten ist. Hier bleiben die Rissbreiten bis zu einer Dehnung von 0,9 % unterhalb 0,07 mm und bis zu einer Dehnung von 1,6 % unterhalb 0,1 mm. Bei einem Fasergehalt von 1,75 % werden diese Rissbreiten bei Dehnungen von 0,6 % bzw. 1,2 % erreicht und bei einem Fasergehalt von 2,00 % bei einer Dehnung von etwa 0,7 %.

Aufgrund des höheren Probenalters zeigten die Probekörper mit einem Kurzfasergehalt von 2,25 % ein schlechteres Rissverhalten mit deutlich weniger Rissen, größeren Rissbreiten und Versagen bei niedrigerer Bruchdehnung als die kombiniert bewehrten Probekörper mit niedrigerem Fasergehalt. Die Risszone war bei zusätzlicher einlagiger Textilbewehrung nur sehr schmal ausgeprägt und bei zwei- und dreilagiger Textilbewehrung in vielen Fällen mit bloßem Auge nicht mehr erkennbar. Die Probekörper versagten hier ohne vorher erkennbare Risse, wobei sich schlagartig ein Spalt mit einer Breite von 1 bis 2 mm bildete und sowohl Fasern als auch Rovings aufgrund der plötzlichen Verformung vollständig rissen bzw. ausgezogen wurden. Obwohl an der Betonoberfläche vor dem Versagen der Probe keine Risse sichtbar waren, wurden Bruchdehnungen bis zu 3 % erreicht.

Dies kann nur damit erklärt werden, dass im Bereich des später entstehenden Risses eine ausgeprägte Mikrorisszone entsteht, deren Risse so klein sind, dass sie mit dem menschlichen Auge nicht zu sehen sind. Beim Versagen lokalisiert sich schließlich die gesamte in der Mikrorisszone "gespeicherte" Verformung schlagartig in einem der Mikrorisse. Wie oben in Abschnitt 2.6.3.1 dargestellt, spielt die Alterung des Betons hier insofern eine wichtige Rolle, als dass durch die altersbedingten Gefügeveränderungen der Matrix die Verbundfestigkeit ansteigt, wodurch die Rissbreiten zwar kleiner werden, die Bruchdehnung und Duktilität jedoch abnimmt.

Durch das Auf- bzw. Einwachsen von Hydratationsprodukten in die Rovings werden die Kernfilamente stärker am Lastabtrag beteiligt, wodurch die Effektivität der Textilbewehrung zunimmt. Gleichzeitig werden die Glasfilamente jedoch auch einer höheren Querdruckbelastung ausgesetzt, wodurch die Wahrscheinlichkeit eines frühen Rovingversagens erhöht wird. Hiermit kann erklärt werden, dass bei Versuchen mit einem Kurzfasergehalt von 2,25 % und zwei- oder dreilagiger Textilbewehrung bei einigen Probekörpern während des Zugversuchs die Rovings hörbar reißen, ohne dass Risse sichtbar sind, gleichzeitig jedoch die Last absinkt. Dies war zum Beispiel bei den Versuchen GP-2L-2,25-1 und GP-2L-2,25-2 und bei den Versuchen mit dreilagiger Bewehrung der Fall und kann durch den Vergleich der jeweiligen Rissbildserien mit den Spannungs-Dehnungs-Diagrammen in Anhang A-1 belegt werden.

Die Versuche mit ca. 28 Tage alten Probekörpern zeigten dagegen eine deutlich andere Rissentwicklung. Ausgehend von einer oder mehreren sich anfangs bildenden schmalen Risszonen entstanden seitlich neben diesen Risszonen in beide Richtungen weitere Risse, bis der eingeschnürte Bereich der Proben zahlreiche feine

Risse im Abstand von wenigen Millimetern aufwies und sich schließlich der Versagensriss ausbildete. Anhand der in Anhang A-1 abgebildeten Fotoserien lässt sich die Rissentwicklung nachvollziehen. Besonders deutlich trat die hier beschriebene Rissentwicklung bei den Versuchen GP-1L-1,75-1, GP-1L-1,75-2 und GP-2L-1,75-2 zutage.

Aufgrund der Feststellung, dass sich die Rissentwicklung und das Rissbild bei zunehmender Probenalterung verändern und die zu erwartenden Rissbreiten bei hohen Dehnungen dabei deutlich ansteigen, ist es zunächst empfehlenswert, dafür zu sorgen, dass Bauteile, die planmäßig reißen und Verformungen ausgleichen sollen, so zu dimensionieren, dass die im Gebrauchszustand auftretenden Dehnungen im Bereich von ca. 1 % liegen, da hier auch bei gealterten Probe nur wenige Risse mit kleinen Rissbreiten auftreten. Auch im Dauerstandversuch (s. Kapitel 5.2.2) wurden mit aufgebrauchten Dehnungen in diesem Bereich gute Ergebnisse erzielt.

5.2.2 Dauerstandverhalten

Wie in [Mechtcherine 2007/1] und [Jun 2008] berichtet, tritt bei einer anhaltenden Zugbeanspruchung des verwendeten Faserbetons mit konstanter Last in Abhängigkeit von der Höhe des Lastniveaus ein Versagen nach mehreren Stunden ein. In weiteren Untersuchungen [Bosshoff 2009/1] wurde unter Dauerbelastung zwar kein Versagen, jedoch eine wesentliche Verformungszunahme festgestellt. Für den vorgesehenen Einsatzbereich als Fugenabdeckung stellt sich die Dauerbelastung jedoch nicht als anhaltende Last sondern als lang anhaltende Verformung dar. Um über das Dauerstandverhalten des Faserbetons mit und ohne zusätzlicher Textilbewehrung Aussagen treffen zu können, wurde ein Dauerstandversuch durchgeführt, bei dem vier unterschiedlich bewehrte Probekörper gleichzeitig in einem Spannrahmen belastet wurden.

5.2.2.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Verwendet wurde der Faserbeton mit einem Kurzfasergehalt von 2,25 Vol-% (GP-0L-2,25-A) und zusätzlicher einlagiger (GP-1L-2,25-A/B) bzw. zweilagiger (GP-1L-2,25-A) in Kettrichtung eingelegter Textilbewehrung des Typs B. Die Probekörper wurden, wie in Abschnitt 2.4 beschrieben, hergestellt und in die Zugplatten eingeklebt. Nach Erhärten des Klebers wurden die Probekörper inklusive der angeklebten Zugplatten aus der Zugprüfmaschine ausgebaut und in die Grundplatten wurden Gewindestäbe eingeschraubt. Anschließend wurden die Kopfplatten der vier Probekörper auf Gleitfolie in einem Spannrahmen positioniert (s. Abb. 5.5). Über der Messlänge wurden induktive Wegaufnehmer angebracht. Die Gewindestäbe wurden einseitig durch Kraftmessdosen gefädelt und dann verankert. Die Gewindestäbe an der anderen Seite der Probekörper wurden ebenfalls durch eine Ankerplatte gefädelt, anschließend wurden Muttern über diese Gewindestäbe gedreht und für alle vier Probekörper gleichzeitig langsam angezogen, bis sich im Messbereich der Probekörper eine Verformung von etwa 1 mm entsprechend einer Dehnung von 0,5 % eingestellt hatte. Danach wurde der Versuchsaufbau stehen gelassen, ein Nachstellen der Spannmuttern erfolgte nicht. Die Daten der Wegaufnehmer und der Kraftmessdosen werden in Abständen von 2 Minuten über das Messprogramm „catman®“ erfasst. Die Rissbreiten wurden zunächst in der ersten Woche mehrmals täglich, danach täglich, mit der

Risslupe an markierten Stellen gemessen und dokumentiert. Der zusätzliche Einsatz von Messuhren zur Rissbreitenmessung erwies sich als nicht praktikabel, da sie nicht ausreichend an den Probekörpern befestigt werden konnten.

Da es versuchstechnisch nicht möglich war, die Temperatur und die Luftfeuchtigkeit während des Versuchs zu regeln, wurde das Raumklima zumindest über eine kontinuierliche Klimamessung erfasst. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.5 dargestellt.

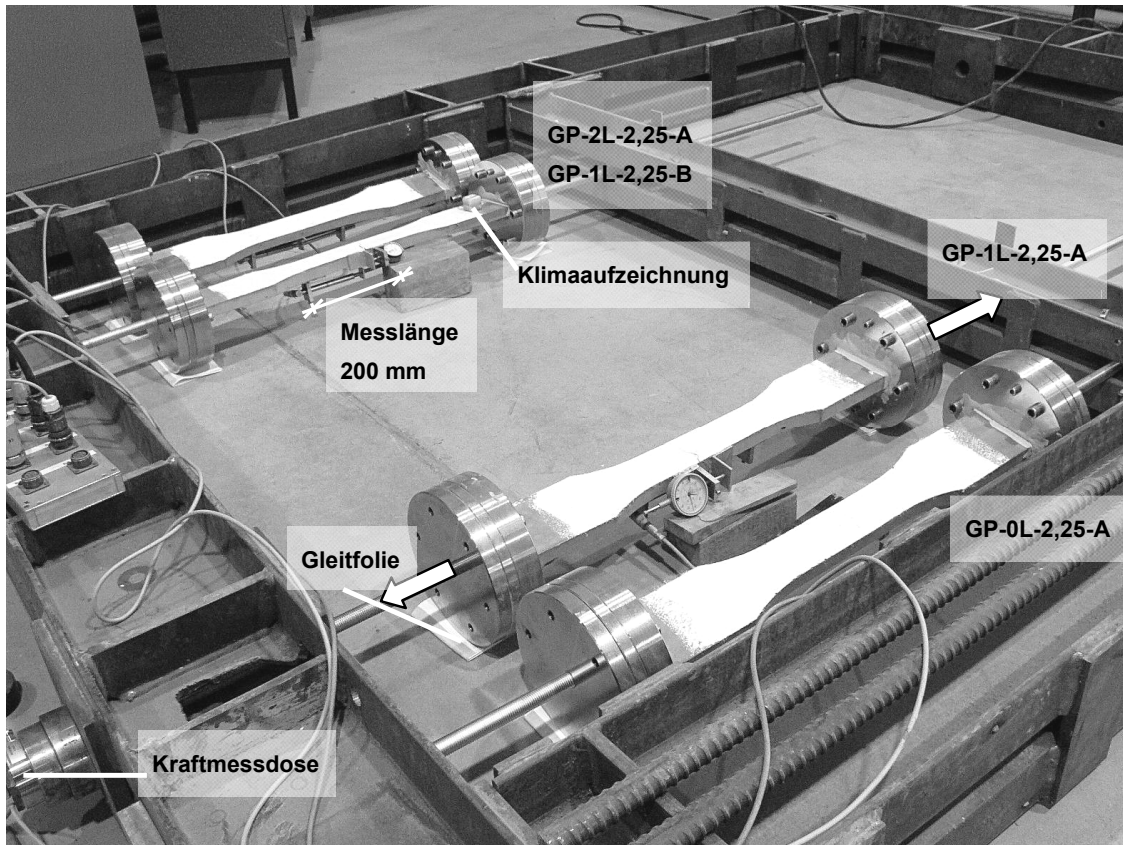


Abb. 5.5: Versuchsaufbau des Dauerstandversuchs.

Bei dem durchgeführten Versuch handelt es sich nicht um einen „reinen“ Dauerstandversuch, da mit oben vorgestellten Versuchsaufbau neben dem Kriechen auch Relaxationseffekte erfasst werden.

5.2.2.2 Ergebnisse

Die Probekörper waren bei Versuchsbeginn bereits 284 Tage (ca. 9 Monate) alt, womit Einflüsse aus Schwinden bzw. der Baufeuchte weitestgehend ausgeschlossen werden konnten. Allerdings wird, wie bereits dargestellt, durch die Alterung des Betons die Rissbildung und Rissverteilung negativ beeinflusst. Der Dauerversuch selbst wurde nach 406 Tagen beendet.

Beim Aufbringen der Verformung entstanden im Messbereich der Probekörper Risse. Aufgrund des Probenalters bildeten sich nur wenige, schlecht verteilte Risse mit verhältnismäßig großen Rissbreiten, Abb. 5.6. Bei den beiden Versuchen GP-1L-2,25-A bzw. -B entstand jeweils nur ein Riss, der sich seitlich öffnete. Ursache hierfür ist, dass es schwierig war, die Probekörper innerhalb des Spannrahmens exakt aus-

zurichten. Das Geradeziehen unter Belastung bei schiefer Ausrichtung führte dazu, dass Biegeeffekte mit einseitiger Rissöffnung auftraten. Die Rissbreitenmessungen während der Versuchsdauer zeigten, dass die Rissbreiten in den Tagen nach der Lastaufbringung zunächst noch schwankten, sich dann aber stabilisierten. Kleine Rissbreiten bis hin zu Rissbreiten von 0,2 mm blieben in der Folgezeit konstant, während größere Risse auch nach 250 bis 400 Tagen Zuwächse aufwiesen, Abb. 5.7. Die kleinsten Rissbreiten wurden an dem Probekörper mit zusätzlicher zweilagiger Textilbewehrung ermittelt, die größten Rissbreiten aufgrund der einseitigen Rissöffnung an den beiden Probekörpern mit einer zusätzlichen Textillage. Eine Entstehung weiterer Risse während der Dauerbelastung wurde nicht festgestellt.

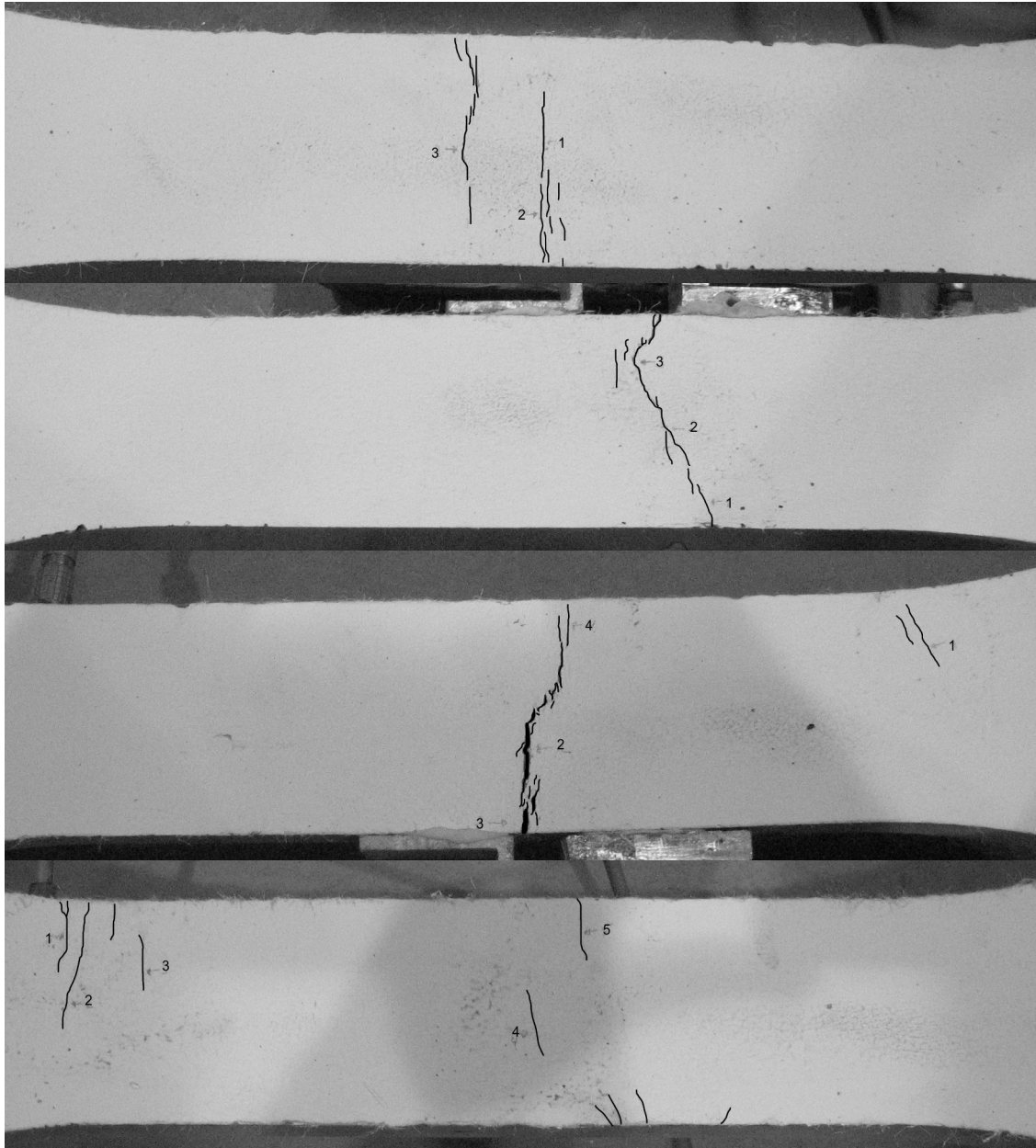


Abb. 5.6: Rissbilder bei Aufbringen der Belastung mit Markierungen für Rissbreitenmessung, von oben: GP-0L-2,25-A, GP-1L-2,25-A, GP-1L-2,25-B, GP-2L-2,25-A.

Die Aufzeichnung der Messdaten der Wegaufnehmer und der Kraftmessdosen ergibt, dass die Last innerhalb der ersten Tage nach Anziehen der Spannmuttern auf ca.

85 % der ursprünglichen Spannung abfällt, während die Dehnungen im Messbereich um ca. 10 % ansteigen. Die prozentualen Änderungen der Spannung und der Dehnung sind für alle vier Probekörper zunächst in etwa gleich, mit zunehmender Versuchsdauer nehmen die Unterschiede jedoch zu. Die prozentualen Änderungen vor dem Ende des Versuchs sind in Abb. 5.8 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Spannung bei allen Bewehrungskombinationen auf ca. 57 % der ursprünglichen Spannung abfällt, die Zunahme der Dehnungen im Messbereich liegt dagegen zwischen 24 % und 42 %.

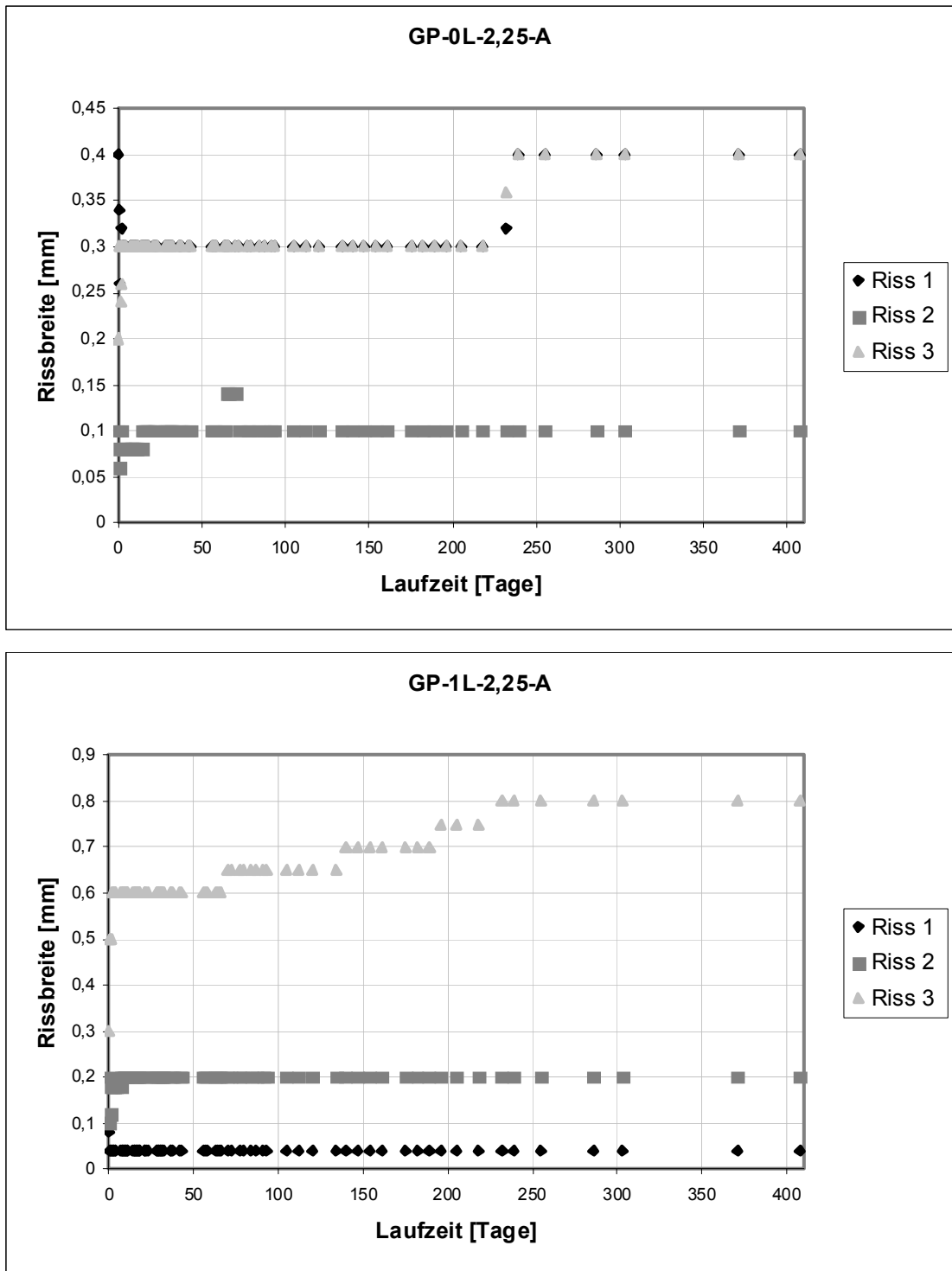


Abb. 5.7a: Ergebnisse der Rissbreitenmessung mit der Risslupe.

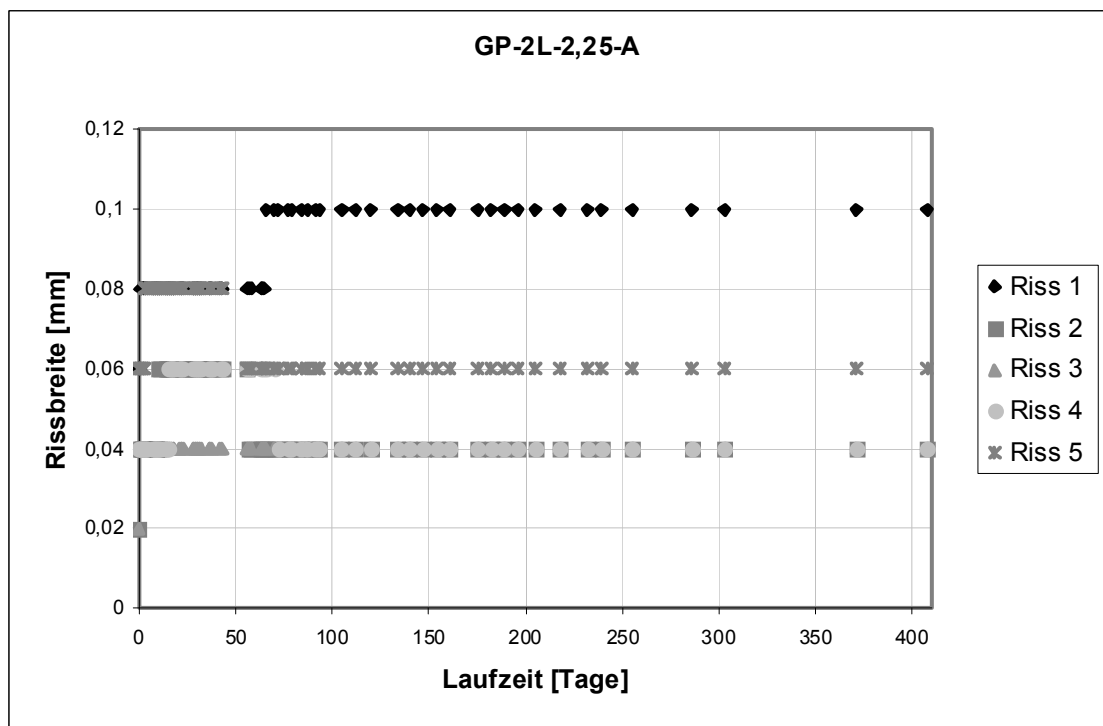
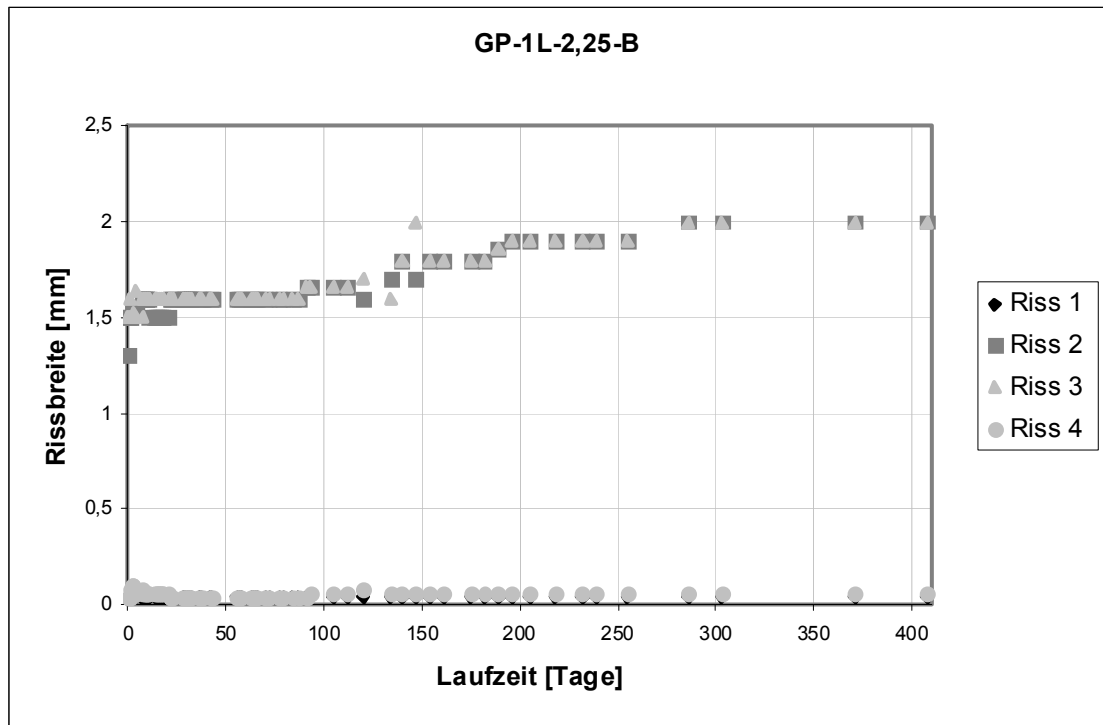


Abb. 5.7b: Ergebnisse der Rissbreitenmessung mit der Risslupe.

In Abb. 5.8 fällt auf, dass die prozentuale Abnahme der Spannungen bei allen Probekörpern ungefähr gleich war, während die Dehnungen sehr unterschiedlich anwuchsen. Eine Abhängigkeit von der Bewehrungskombination bestand offensichtlich nicht, vielmehr lässt sich feststellen, dass die Probekörper mit höherer Anfangsdehnung eine höhere absolute und prozentuale Verformungszunahme aufwiesen.

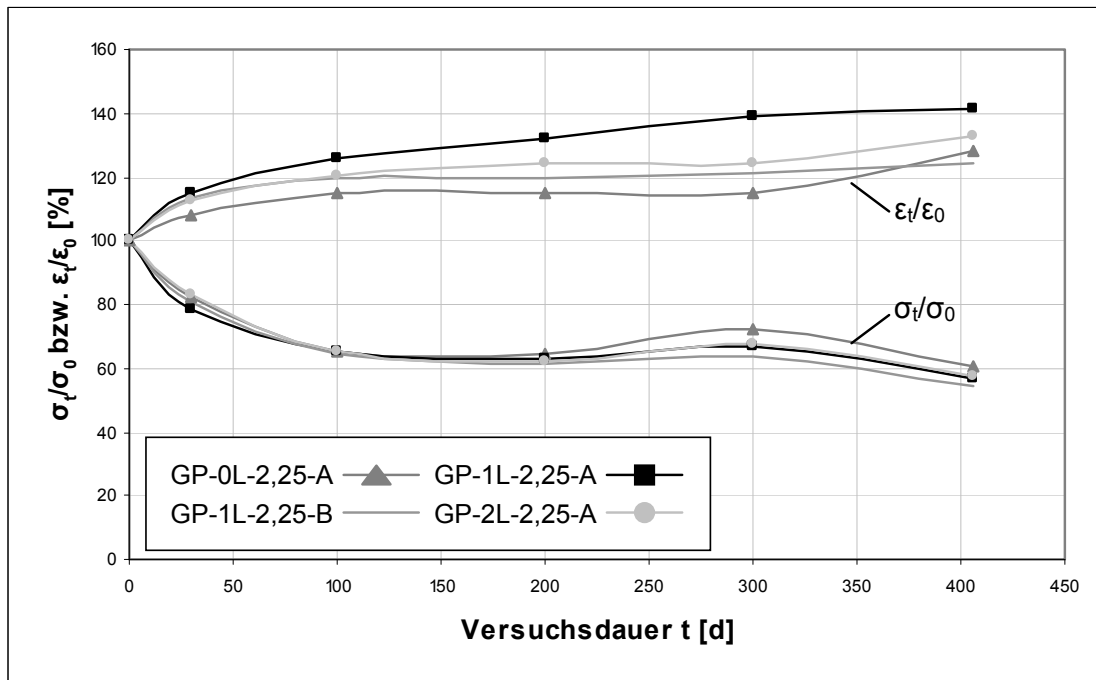


Abb. 5.8: Ausgangswerte und auf die Ausgangswerte bezogene Spannung im Messbereich bzw. Dehnung im Messbereich nach 30, 100, 200, 300 und 406 Tagen.

Da die Rissbreiten auch bei zunehmender Dehnung zumindest teilweise unverändert blieben, muss die gemessene Dehnungszunahme noch weitere Ursachen haben. Wahrscheinlich ist die Bildung bzw. das Anwachsen von Mikrorissen und die Relaxation des Betons zwischen den Mikrorissen. Das Entstehen weiterer sichtbarer Risse während der Dauerbelastung wurde dagegen nicht festgestellt.

Beim Beenden des Versuchs wurden die Spannschrauben langsam gelockert, wodurch sowohl die Verformung im Messbereich als auch die Spannungen abnahmen. Dadurch sollte untersucht werden, welche Spannungen bei Erreichen der ursprünglich aufgetragenen Verformung noch vorhanden waren. Es wurde jedoch festgestellt, dass die Verformung nur bei Probekörper GP-1L-2,25-B bis auf den Ausgangswert zurückging, wobei jedoch die Spannmutter schon vollständig gelöst und keine Kraft mehr vorhanden war. Die Abnahme der Verformung betrug etwa 0,2 mm. Bei den drei anderen Probekörpern wurde nach Lösen der Muttern ebenfalls ein Rückgang der Verformung um ca. 0,2 mm festgestellt, was jedoch nicht ausreichte, um den Ausgangswert der Verformung wieder zu erreichen.

Nach dem Entlasten der Proben wurden nacheinander bei allen Probekörpern die Spannmuttern einzeln wieder angezogen, bis der jeweilige Probekörper versagte, um die Resttragfähigkeit und die Bruchdehnung zu ermitteln, Abb. 5.9. Die Probekörper waren zu diesem Zeitpunkt 690 Tage, also ca. 23 Monate, alt.

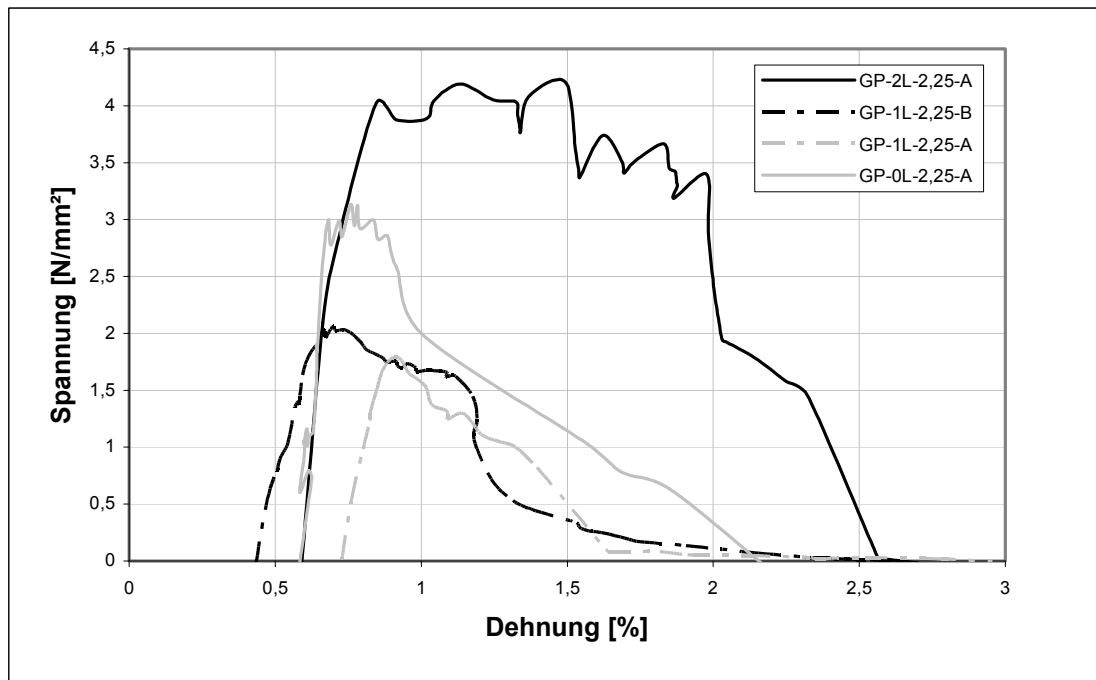


Abb. 5.9: Ermittlung der Resttragfähigkeit durch Anziehen der Spannmutter bis zum Versagen der Probekörper.

Versuch		GP-0L-2,25-A	GP-1L-2,25-A	GP-1L-2,25-B	GP-2L-2,25-A
Startwerte	σ_0 [N/mm ²]	3,01	2,29	2,61	3,64
	ε_0 [%]	0,50	0,60	0,47	0,53
Endwerte	σ_1 [N/mm ²]	1,83	1,29	1,42	2,10
	ε_1 [%]	0,64	0,85	0,58	0,70
Resttragfähigk.	σ_u [N/mm ²]	3,13	1,78	2,03	4,08
	ε_u [%]	0,76	0,92	0,74	1,37
Kurzzeitversuch	σ_u [N/mm ²]	4,47	3,81		4,81
	ε_u [%]	2,04	1,39		1,70

Tab. 5.7: Auf die Querschnittsfläche in den Bruchquerschnitten bezogene Spannungen und Dehnungen im Messbereich während der unterschiedlichen Stadien des Dauerstandversuchs. Startwerte nach Anziehen der Spannmutter, Endwerte vor Versuchsende, Resttragfähigkeit bei anschließender Belastung bis zum Bruch und Vergleichswerte aus den Kurzzeitversuchen.

Die Resttraglasten der beiden mit einer zusätzlichen Textillage bewehrten Probekörper lagen bei nur ca. 78 % der zu Beginn des Dauerstandversuchs aufgebrauchten Belastung. Bei beiden Probekörpern bildeten sich während des Anziehens der Spannmutter keine weiteren Risse, die bestehenden seitlich klaffenden Risse öffneten sich. Die Bruchdehnungen lagen mit 0,92 % bzw. 0,74 % bei nur etwa der Hälfte der in den Kurzzeitzugversuchen für diese Bewehrungskombination erreichte Bruchdehnung. Bei den Probekörpern GP-0L-2,25-A und GP-2L-2,25-A lag die Resttragfähigkeit geringfügig oberhalb der Startbelastung des Dauerstandversuchs. Hier bildeten sich während des Anziehens der Spannmutter zusätzliche Risse, bei GP-2L-2,25-A entstand in der Umgebung von Riss 5 eine Risszone mit mehreren Rissen und bei GP-0L-2,25-A bildete sich eine Risszone zwischen den beiden bestehenden

Haupttrissen. Die Bruchdehnung für den nur mit Kurzfasern bewehrten Probekörper betrug 0,76 %, der mit einer zusätzlichen zweilagigen Textilbewehrung versehene Probekörper hatte eine Bruchdehnung von 1,37 % und erreichte damit ca. 80 % der Bruchdehnung aus den Kurzzeitversuchen. In Tabelle 5.7 sind die in den unterschiedlichen Versuchsstadien gemessenen Spannungen und Dehnungen noch einmal zusammengefasst.

5.2.2.3 Einfluss des Klimas

In Untersuchungen in den DFG-Sonderforschungsbereichen in Aachen und Dresden wurde festgestellt, dass das Klima, vor allem die Luftfeuchte, das Dauerstandverhalten von Probekörpern aus Textilbeton beeinflusst. Da die Durchführung des Dauerstandsversuchs unter konstanten Raumbedingungen nicht möglich war, wurden die relative Luftfeuchte und die Lufttemperatur im Abstand von drei Minuten gemessen.

Betrachtet man die prozentualen Lastangaben nach 200 und 300 Tagen, so stellt man fest, dass die Kräfte bei zunehmender Verformung hier ebenfalls wieder zugenommen haben, was bei der Betrachtung des Gesamtzusammenhangs Verformung-Last untypisch ist. In den in Anhang A-10 dargestellten Last-Zeit- bzw. Verformungs-Zeit-Diagrammen der Probekörper wird deutlich, dass die Lasten generell schwankten, während die Verformungen einen eher glatten Verlauf zeigten.

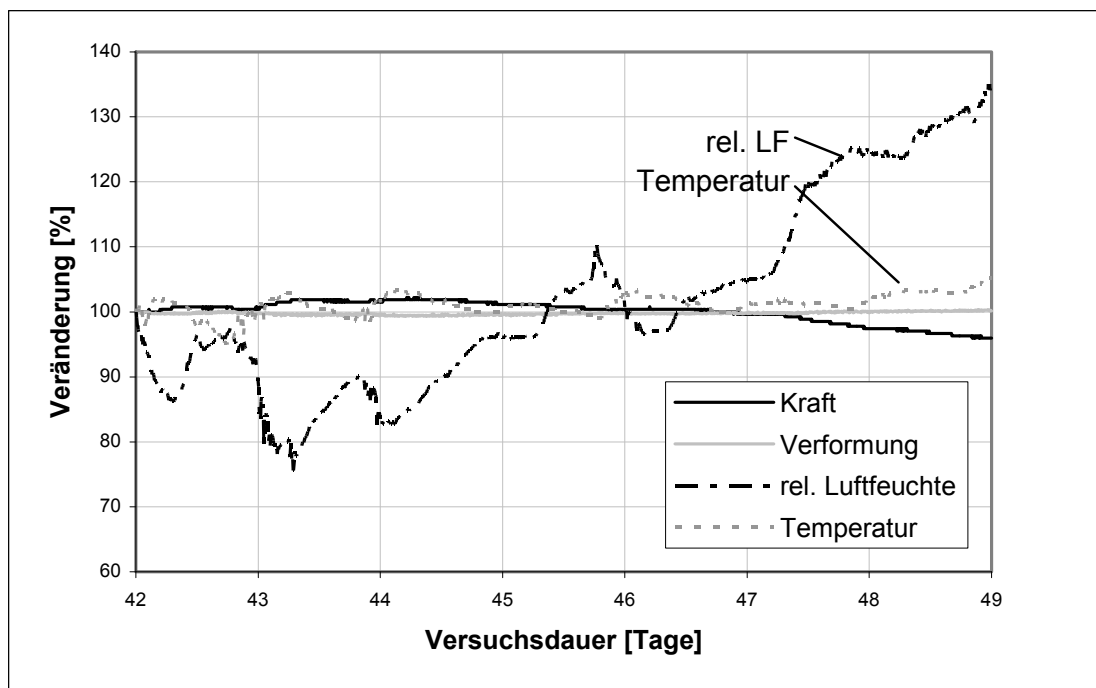


Abb. 5.10: Einfluss des Raumklimas auf Last und Verformung für den Probekörper GP-2L-2,25-B.

Vergleicht man die Last-Linien mit der ebenfalls in den Diagrammen dargestellten Kurve für die relative Luftfeuchtigkeit, so wird ein klarer Zusammenhang erkennbar – ein Anstieg der Luftfeuchtigkeit führte zu einer Abnahme der Kraft, bei einer Abnahme der Luftfeuchtigkeit stieg die Kraft wieder an. Dies lag daran, dass die Wegaufnehmer nur eine verhältnismäßig kleinen Teil in der Mitte des Probekörpers überbrückten und daher die Gesamtlängenänderung des Probekörpers bei Änderun-

gen der Luftfeuchte nicht erfassten, während die Auswirkungen diese Längenänderung auf die zur Aufrechterhaltung der Verformung notwendigen Kraft von den Kraftmessdosen erfasst wurde. In Abbildung 5.10 ist dies für einen Zeitraum von 7 Tagen für den Probekörper GP-2L-2,25-A beispielhaft dargestellt. Zur besseren Übersichtlichkeit wurden die Ausgangswerte des betrachteten Zeitraums zu 100 % angesetzt.

Die Raumtemperatur zeigt einen zyklischen Tag-Nacht-Verlauf ohne Auswirkungen auf die Kraft, die Verformung wird vom Raumklima nicht beeinflusst. Die durch die Änderung der Luftfeuchte induzierten Schwankungen der Kraft sind nicht zu vernachlässigen. Auch nach einer Standzeit des Versuchs von einem Jahr wird dadurch bewirkt, dass die Kräfte bei kurzzeitigen Luftfeuchte-Schwankungen bei allen Probekörpern im Bereich zwischen 58 % und 71 % der Ausgangswerte schwanken.

5.2.2.4 Zusammenfassung

Der Dauerstandversuch hat den in Untersuchungen in Aachen und Dresden festgestellten Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf das Tragverhalten bestätigt. Veränderungen der Luftfeuchtigkeit bewirkten eine Änderung der Last im Bereich von ca. 10 bis 15 % der als Startbelastung aufgebrachten Kräfte. Die gemessenen Verformungen stiegen mit zunehmender Standzeit des Versuchs an, die gemessenen Kräfte nahmen ab. Nach einer Standzeit von ca. einem Jahr sind die gemessenen Kräfte im Mittel auf 65 % der Ausgangslasten abgesunken, die Verformungen im Messbereich haben um ca. 30 % zugenommen. Die Kraftabnahme verlief bei allen Probekörpern ungefähr parallel, die Zunahme der Dehnungen ist dagegen anscheinend von der Höhe der Ausgangsverformungen abhängig. Probekörper mit größerer Ausgangsverformung zeigten größere Dehnungszuwächse als Probekörper mit kleinerer Ausgangsverformung.

Während der Versuchsdauer entstanden keine weiteren Risse in den Probekörpern. Bei der Entlastung der Proben am Ende des Versuchs ging die Verformung bei drei der Probekörper nicht auf 0 zurück, was auf die Reibung der Kopfplatten auf der Auflagefläche zurückgeführt werden kann, die trotz der Gleitfolien nicht unerheblich ist.

Es kann festgestellt werden, dass kein vorzeitiges Versagen durch Faserauszug unter Dauerbelastung eintrat. In dieser Hinsicht ist demnach Potential für die weitere Entwicklung im Hinblick auf eine Fugenüberdeckung vorhanden. Der Unterschied zu den in [Mechtcherine 2007/1] beschriebenen Versuchen, die Anlass zu dem durchgeführten Dauerstandversuch gaben, besteht darin, dass die Art der Belastung unterschiedlich war. Während bei [Mechtcherine 2007/1] eine Zugbelastung mit konstanter Krafthöhe aufgebracht wurde, wurde bei der vorliegenden Arbeit durch das Festsetzen der Spanschrauben eine Zugbeanspruchung infolge äußeren Zwangs simuliert. Die in [Mechtcherine 2007/1] dargestellten Untersuchungen sind daher mit den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit nicht vergleichbar, da hier auch Effekte aus Relaxation erfasst wurden.

Auf der Grundlage dieser Untersuchungen wird für Belastung durch zentrischen Zug, wie von Molter (Abschnitt 4.1.5) vorgeschlagen, ein Dauerstandfaktor von $\kappa_1 = 0,7$ angenommen. Zusätzlich berücksichtigt werden muss hier der Einfluss der Alterung der Probekörper, der zu einer weiteren Reduktion der Zugfestigkeit und der Bruch-

dehnung führt. Dieser Faktor κ_{II} muss an zusätzlichen Versuchen für unterschiedlich alte Proben ermittelt werden. Da das Verhältnis von Endwert der Spannung zu Kurzzeit-Zugfestigkeit hier bei allen vier Probekörpern im Bereich von ca. 40 % lag, ergibt sich unter Berücksichtigung des Dauerstandfaktors $\kappa_{II} \approx 0,6$.

Um den Dauerstandbeiwert und den Alterungsfaktor endgültig festlegen zu können, sind weitere Untersuchungen erforderlich, die die Abnahme bzw. Veränderung der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung bei zunehmendem Probenalter systematisch anhand von Kurzzeit-Zugversuchen erfassen und mit der Resttragfähigkeit und den Dehnungs- bzw. Spannungsänderungen während einer andauernden Belastung vergleichen.

5.2.3 Fazit

Die Versuche unter Kurzzeit- und Langzeitbelastung haben gezeigt, dass der hochduktile Faserbeton in Kombination mit einer leichten Textilbewehrung für den Anwendungsfall Fugenabdeckung prinzipiell geeignet ist. Auch gealterter Beton zeigt bei Dehnungen bis etwa 1 % nur feine Risse mit Rissbreiten unter 0,1 mm.

Die Kombination von Kurzfasern und Textilbewehrung hat sich als sinnvoll erwiesen, da:

- die Textilbewehrung die Auswirkungen einer ungünstigen Verteilung der Kurzfasern abschwächt,
- durch die Textilbewehrung der Kurzfasergehalt verringert werden kann, wodurch die Verarbeitbarkeit verbessert wird,
- verglichen mit einem nur textilbewehrten Bauteil der Aufwand zum Einbau der Textilbewehrung verringert und die Ausführung erleichtert wird.

Da bisher nur vier Probekörper unter Dauerbeanspruchung untersucht wurden, ist es jedoch dringend erforderlich, weitere Versuche unter Dauerbelastung durchzuführen. Außerdem muss das Trag- und Verformungsverhalten von Probekörpern mit kombinierter Bewehrung unter zyklischer Belastung untersucht werden.

5.3 Vorläufiges Bemessungsmodell

Bei der Entwicklung eines Bemessungsmodells für Bauteile mit kombinierter Kurzfaser- und Textilbewehrung unter Zwangbeanspruchung besteht die Schwierigkeit, dass sich das Tragverhalten bei der Verwendung anderer Bewehrungstextilien oder einer Änderung der Matrixzusammensetzung wesentlich ändern kann. Das Tragverhalten wird nicht nur von der eigentlichen Verbundfestigkeit zwischen Bewehrung und Matrix und dem Bewehrungsgrad bestimmt, sondern auch die Eigenschaften des Textils selbst, also die Feinheit, die Aufmachung und die Oberflächenbehandlung, haben einen maßgebenden Einfluss auf das Tragverhalten. Eine zuverlässige Prognose über das Tragverhalten kann demnach nur getroffen werden, wenn die wesentlichen Aspekte des Tragverhaltens der gewählten Matrix-Textil-Kombination bereits bekannt sind, was bedeutet, dass bereits entsprechende Versuche durchgeführt wurden.

Da das im Folgenden vorgestellte Bemessungsmodell auf der Betrachtung von nur einer Matrix mit einem Kurzfasertyp und im Prinzip nur einem Textil beruht, muss es bei der Verwendung anderer Matrix-Faser-Kombinationen auf seine Übertragbarkeit überprüft werden.

Aufgrund der geringen Versuchsanzahlen bei den einzelnen Faser-Textil-Kombinationen werden die Versuche mit Kurzfasergehalten von 1,50 % bis 2,00 % bei gleichem Textilbewehrungsgrad hier zusammengefasst betrachtet. Die bei diesen Versuchen geprüften Probekörper waren ungefähr gleich alt, und da die Unterschiede der Ergebnisse im Rahmen der Streuung der Einzelversuche lagen, ist diese Vorgehensweise sinnvoll, weil dadurch eine größere Datenbasis für die einzelnen Bewehrungskombinationen (mittlerer Kurzfasergehalt 1,75 % und 1, 2 oder 3 Lagen Textilbewehrung) zur Verfügung steht. Aufgrund des größeren Anteils an der Gesamtbewehrungsmenge wird die Kurzfaserbewehrung als Hauptbewehrungselement angesehen.

Im Gegensatz zu [Leutbecher 2007] werden innere Schnittgrößen infolge Schwinden nicht berücksichtigt, da davon ausgegangen wird, dass sich die Betonmatrix ungestört durch die Faser- bzw. Textilbewehrung verkürzen kann und daher weder in der Matrix Zugkräfte noch in den Fasern/Rovings Druckkräfte entstehen. Begründet wird dies mit der Annahme, dass die Packungsdichte der Rovings gering ist und den Rovings auch innerhalb der Matrix Raum zum seitlichen Ausweichen bei Druckbeanspruchung zur Verfügung steht und auch die eingebetteten Kurzfasern keine Druckkräfte aufnehmen können.

Das vorgestellte vorläufige Bemessungsmodell soll es ermöglichen, anhand einfach zu ermittelnder bzw. vorgegebener Parameter Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung sowie Zugfestigkeit und Bruchdehnung kombiniert bewehrter Bauteile unter Zugbeanspruchung abzuschätzen. Zur Validierung des Modells sind weitere Versuche zur Schaffung einer breiteren Datenbasis bei optimiertem Versuchsablauf erforderlich. Des Weiteren müssen Untersuchungen mit weiteren Matrix-Textil-Kombinationen durchgeführt werden, um das Modell auf seine allgemeine Gültigkeit hin bewerten zu können.

5.3.1 Mechanisches Modell und Tragverhalten

Die Betrachtung der Spannungs-Dehnungs-Kurven der kombiniert bewehrten Probekörper zeigt, dass das Tragverhalten eher dem des nur faserbewehrten Betons entspricht, als dem eines Textilbetonprobekörpers. Ein Spannungsplateau, wie es für Textilbeton im Zustand IIa typisch ist, ist nicht festzustellen. Nach Auftreten des Erstrisses stellt sich vielmehr eine bis zum Versagen konstante Nachrisssteifigkeit ein.

Allgemein erhält man ein Spannungs-Dehnungs-Verhalten wie in Abbildung 5.11 dargestellt. Die Änderung des Kurzfasergehaltes hat nur einen vergleichsweise geringen Einfluss auf Festigkeit und Dehnung beim Erstriss bzw. im Bruchzustand. Die Änderungen der Ergebnisse liegen im Bereich der Streuung der Versuche bei gleichem Kurzfasergehalt. Das Tragverhalten wird überwiegend durch den Textilbewehrungsgrad bestimmt. Mit zunehmendem Textilbewehrungsgrad steigen Nachrisssteifigkeit und Zugfestigkeit an, während die Bruchdehnung abnimmt.

Verglichen mit Textilbeton bewirkt die Faserbewehrung einen gleichmäßigeren Spannungsverlauf in Probenlängsachse sowohl in der Matrix als auch in den Rovings, da – vereinfacht ausgedrückt – nie die gesamte Last aus der Matrix in die Bewehrung übertragen werden muss und die Matrix aufgrund der Kurzfaserbewehrung, außer direkt an den Rissflanken, praktisch nie spannungsfrei ist. Das durch die Kurzfaserbewehrung hervorgerufene feine Rissbild bewirkt eine gleichmäßigere Beanspruchung der Rovings in Längsrichtung, während die Ausnutzung in den hoch belasteten Querschnitten abnimmt. Die Verformungen der Rovings treten aufgrund der Vielfachrissbildung weniger punktuell auf, wodurch die auf die Rovinglänge bezogenen Dehnungen vor dem Rovingversagen anwachsen.

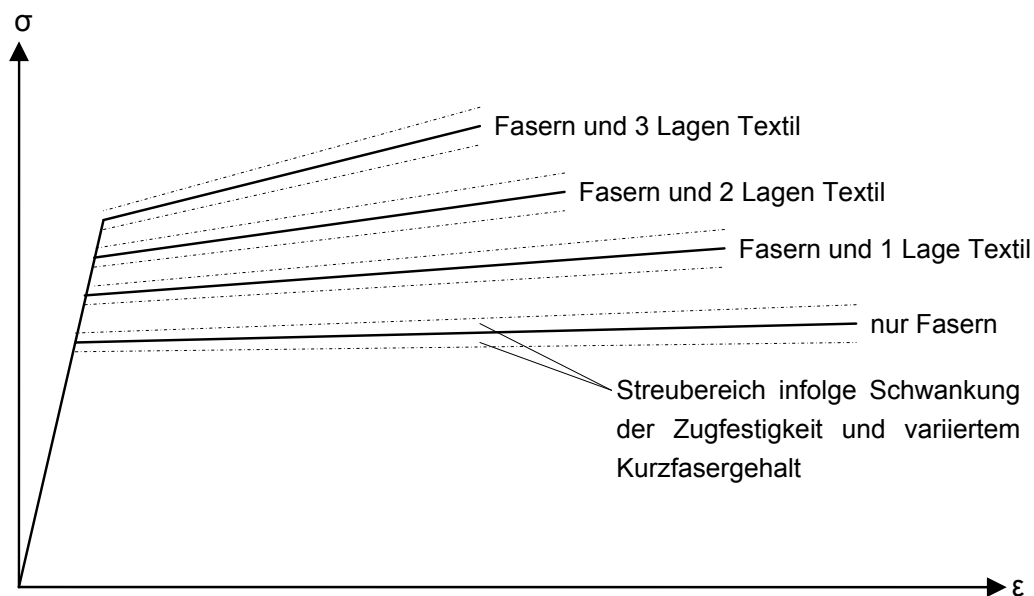


Abb. 5.11: Vereinfachte schematische Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Linie bei anstiegenderm Textilbewehrungsgrad und variiertem Kurzfasergehalt.

Zur vollständigen Charakterisierung des Tragverhaltens kann analog Abbildung 5.11 von einem bilinearen Spannungs-Dehnungs-Verhalten ausgegangen werden. Um die Bemessung von kombiniert bewehrten Bauteilen unter Zugbeanspruchung zu ermöglichen, ist daher lediglich die Berechnung von Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung bzw. Zugfestigkeit und Bruchdehnung erforderlich.

5.3.2 Erstrissfestigkeit und Erstrissdehnung

Es ist zu beachten, dass eine exakte Ermittlung des Zeitpunktes des Erstrisses anhand der Messdatenaufzeichnung nicht möglich war, da die Messfrequenz zur Reduktion der Datenmenge begrenzt wurde. Die Versuchsergebnisse können daher nur Anhaltswerte interpretiert werden. Die Erstrissdehnung wird aus diesem Grund entsprechend der Bruchdehnung von Normalbeton zu 0,01 % angenommen.

Nach Tabelle 5.1 nimmt die Erstrissfestigkeit mit steigendem Textilbewehrungsgrad und steigendem Kurzfasergehalt aufgrund der rissunterdrückenden Wirkung der Bewehrung zu, während die Alterung des Betons zu einer Reduktion der Erstrissfestigkeit führt. Dieser Rückgang der Erstrissfestigkeit mit zunehmendem Probenalter kann dadurch begründet sein, dass aufgrund des hohen Flugascheanteils langanhaltend

tende Schwindvorgänge ablaufen. Dies würde zu einer Zunahme der in der Probe „gespeicherten“ Schwindspannungen mit ansteigendem Probenalter führen, wodurch die bis zum Erreichen der Erstrissfestigkeit zusätzlich aufnehmbare äußere Belastung abnimmt. Die experimentell ermittelte Erstrissfestigkeit beruht auf der im Zugversuch ermittelten Erstrisslast. Die im Probekörper vorhandenen Schwindspannungen werden dabei nicht mit erfasst, wodurch sich ein Rückgang der rechnerischen Erstrissfestigkeit bei mit höherem Probenalter zunehmenden Schwindspannungen ergibt.

Geht man davon aus, dass der Elastizitätsmodul der Textilbewehrung wie von *Molter* angegeben nur im Bereich von ca. 50 % des Elastizitätsmoduls der Einzelfilamente liegt, so ergeben sich für die Kurzfaser- und die Textilbewehrung ähnliche Elastizitätsmoduln und man kann beide Bewehrungsarten in einem „effektiven Bewehrungsgrad“ zusammenfassen:

$$\varphi_{\text{eff}} = \varphi_{\text{tex}} + \eta_1 \cdot V_f \quad (5.6)$$

mit: φ_{eff} effektiver Bewehrungsgrad
 φ_{tex} Textilbewehrungsgrad
 η_1 Faserorientierungsbeiwert, abhängig von Anzahl der Textillagen
 V_f Kurzfasergehalt

Man erhält damit für:

einlagige Bewehrung: $\varphi_{\text{eff}} = 1,21\%$

zweilagige Bewehrung: $\varphi_{\text{eff}} = 1,36\%$

dreilagige Bewehrung: $\varphi_{\text{eff}} = 1,51\%$

Maßgebende Einflussgrößen für die Höhe der Erstrissfestigkeit sind der Bewehrungsgrad und die Zugfestigkeit der Matrix. Man kann demnach davon ausgehen, dass sich die Erstrissfestigkeit anhand der Matrixzugfestigkeit, dem Bewehrungsgrad und einem empirisch ermittelten Faktor zur Erfassung weiterer Material- und Verbundparameter berechnen lässt, z. B. in der Form:

$$\sigma_{1R} = k_R \cdot \varphi_{\text{eff}} + f_m \quad (5.7)$$

mit: k_R Zuwachsfaktor
 f_m Zugfestigkeit der Matrix

Trägt man die Erstrissfestigkeit über dem effektiven Bewehrungsgrad auf, so ergibt sich eine lineare Abhängigkeit gemäß Abbildung 5.12 und die Erstrissfestigkeit lässt sich berechnen mit:

$$\sigma_{1R} = 0,6 \cdot \varphi_{\text{eff}} + 2,90 \quad (5.8)$$

φ_{eff} muss hierbei in [%] angegeben werden.

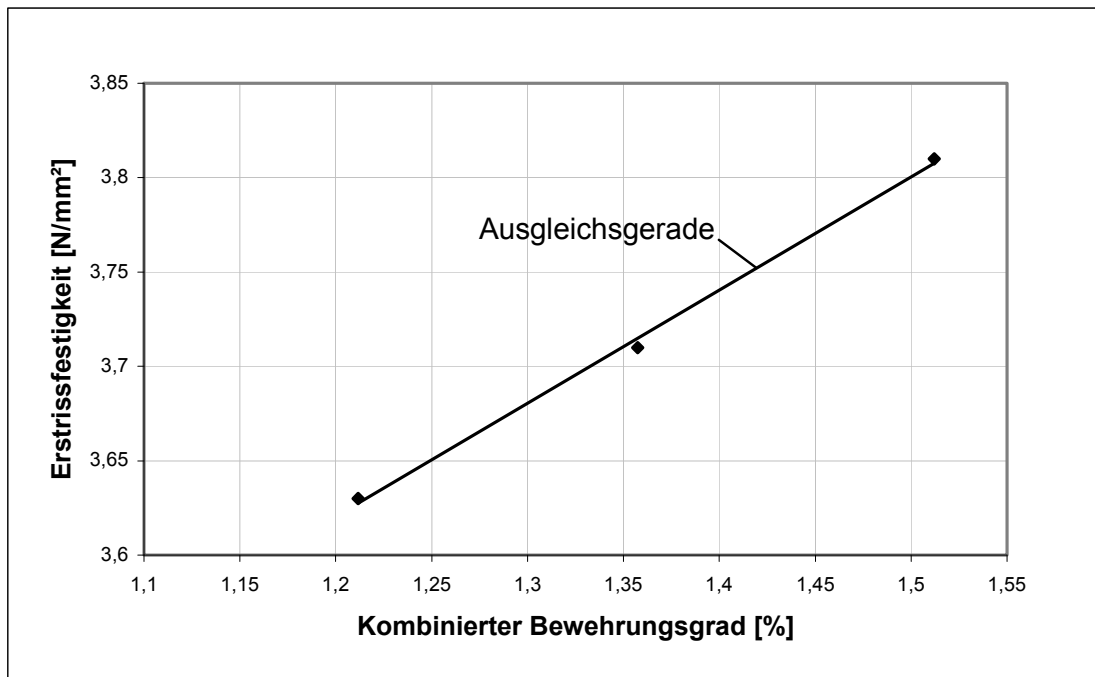


Abb. 5.12: Abhängigkeit der Erstrissfestigkeit vom effektiven Bewehrungsgrad der kombinierten Bewehrung.

Da die Matrixfestigkeit aus den hier durchgeführten Versuchen $f_m = 2,90 \text{ N/mm}^2$ beträgt, kann die Erstrissfestigkeit für die vorliegende Matrix-Textil-Faser-Kombination entsprechend dem in Gleichung (5.7) angenommenen Zusammenhang ermittelt werden.

Aufgrund der Sensitivität sowohl des hochduktilen Betons als auch des Textilbetons gegenüber Änderungen der Matrixzusammensetzung bzw. Änderungen der Kurzfasern/Textilien muss die Gültigkeit für andere Matrix-Faser-Textilkombinationen überprüft werden. Es steht daher zu erwarten, dass sich bei einer Variation der Matrix-Faser-Textil-Kombination Änderungen des Tragverhaltens ergeben.

5.3.3 Zugfestigkeit und Bruchdehnung

5.3.3.1 Traganteil der Kurzfaserbewehrung

Für die Ermittlung des Traganteils der Kurzfaserbewehrung wird der Ansatz nach L_i , Gleichung (3.24) verwendet.

$$\max \sigma_{cu,f} = \eta_1 \cdot g \cdot V_f \cdot \frac{l_f}{d_f} \cdot \tau \quad (3.24)$$

Da eine exakte Ermittlung des Snubbing-Faktors nicht möglich und die Vorgehensweise zur Ermittlung in der Literatur auf unterschiedliche Art beschrieben wird (s. Abschnitt 5.2.1.5), wird der Snubbing-Faktor konstant zu 1,4 angenommen. Durch die Abminderung gegenüber dem in Kapitel 3 ermittelten Snubbing-Faktor wird die stärkere Ausrichtung der Kurzfasern infolge der zusätzlichen Textilbewehrung berücksichtigt. Mit den in Abschnitt 5.2.1.5 ermittelten Faserorientierungsbeiwerten η_1 , einer Verbundfestigkeit von $\tau = 1 \text{ N/mm}^2$, einem mittleren Kurzfasergehalt von 1,75 %

(Mittelwert von 1,50 % - 2,00 %) und den Angaben zur Kurzfasergeometrie aus Kapitel 2 ergeben sich im Bruchzustand als Traganteile der Kurzfaserbewehrung bei

einlagiger Textilbewehrung: $\sigma_{cu} = 0,645 \cdot 1,4 \cdot 0,0175 \cdot 300 = 4,74 \text{ N/mm}^2$

zweilagiger Textilbewehrung: $\sigma_{cu} = 0,678 \cdot 1,4 \cdot 0,0175 \cdot 300 = 4,98 \text{ N/mm}^2$

dreilagiger Textilbewehrung: $\sigma_{cu} = 0,707 \cdot 1,4 \cdot 0,0175 \cdot 300 = 5,20 \text{ N/mm}^2$

Da die zusätzliche Textilbewehrung zu einer stärkeren Faserorientierung führt, werden hier Synergie-Effekte der kombinierten Bewehrung berücksichtigt. Dies wird dadurch deutlich, dass sich hier, verglichen mit der Zugfestigkeit bei nur faserbewehrten Zugproben von 4,51 N/mm², höhere Traganteile der Fasern ergeben.

5.3.3.2 Traganteil der Textilbewehrung

Die rechnerische Differenz zwischen der Zugfestigkeit der Probekörper und den als Traganteil berechneten Spannungen der Kurzfaserbewehrung stellt den von der Textilbewehrung aufgenommenen Traganteil dar. Die Ermittlung der Rovingspannungen und der Rovingausnutzung bzw. -effektivität kann tabellarisch erfolgen.

Bezieht man die Rovingspannungen auf die Zugfestigkeit des Einzelfilaments, so ergeben sich Effektivitätsbeiwerte im Bereich von 0,25 bis 0,33. Die Zugfestigkeit des Einzelfilaments wird als Bezugswert verwendet, da hierzu Herstellerangaben vorliegen und daher keine zusätzlichen Versuche notwendig sind. Würde man die Rovingzugfestigkeit als Bezugswert verwenden, so wären hier weitere Versuche nötig.

Rovinganzahl n		5	10	15
σ_u	[N/mm ²]	5,17	5,75	6,07
σ_{cu}	[N/mm ²]	4,74	4,98	5,20
$\Delta\sigma$	[N/mm ²]	0,46	0,77	1,20
φ_{tex}	[%]	0,083	0,171	0,275
$A_c = A_{tex} \cdot \varphi_{tex}$	[mm ²]	1.409,5	1.365,9	1.274,7
$\Delta F = A_c \cdot \Delta\sigma$	[N]	648,4	1.051,7	1.529,6
$F_R = \Delta F / n$	[N]	129,7	105,2	102,0
$\sigma_R = F_R / A_R$	[N/mm ²]	555,3	450,4	436,7
$e_1 = \sigma_R / f_{fil}$	[-]	0,327	0,265	0,257

Tab. 5.8: Ermittlung des Effektivitätsfaktors e_1 anhand der Versuchsergebnisse.

Bei der Berechnung nach Tabelle 5.8 wird angenommen, dass alle Rovings intakt sind und mittragen. Tatsächlich haben bei Erreichen des Versagenszustandes des Probekörpers bereits einige Rovings ganz oder teilweise versagt, wodurch die verbleibenden Rovings höher belastet sind und einen höheren Effektivitätsbeiwert aufweisen. Da jedoch nicht ermittelt werden kann, welcher Anteil der Textilfläche in einem Querschnitt versagt bzw. noch trägt, werden die unter der Annahme vollständig mittragender Rovings ermittelten niedrigen Effektivitätsbeiwerte beibehalten.

Abbildung 5.13 zeigt, dass die Effektivität der Bewehrung vom Textilbewehrungsgrad abhängig ist, was auch schon in den in Kapitel 4 vorgestellten Untersuchungen

von *Jesse, Molter* und *Voss* festgestellt wurde. Für die in dieser Arbeit verwendete Kombination aus Matrix, Kurzfasern und Textilbewehrung lässt sich der Effektivitätsfaktor nach Gleichung (5.9) abschätzen:

$$e_1 = 0,35 \cdot (1 - \varphi_{\text{tex}}) \quad (5.9)$$

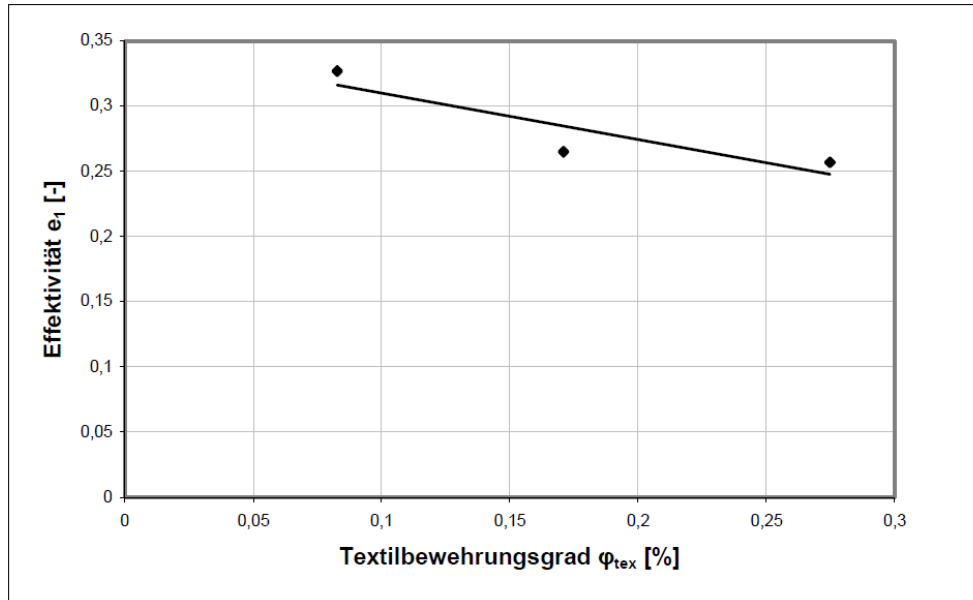


Abb. 5.13: Mittlere Effektivität der Textilbewehrung nach Tab. 5.8 bei unterschiedlichem Textilbewehrungsgrad und kombinierter Kurzfaserbewehrung.

Der Traganteil der Textilbewehrung im Versagenszustand lässt sich dann unter Berücksichtigung der durch die kombinierte Bewehrung bewirkten Synergie-Effekte und des teilweisen vorzeitigen Textilversagens als ideale Betonspannung berechnen zu:

$$\sigma_{\text{cu,tex}} = e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{fil}} \quad (5.10)$$

Bringt man die von *Molter* und *Jesse* vorgeschlagenen Gleichungen zur Ermittlung der Zugfestigkeit eines Textilbetonbauteils ebenfalls in die Form zur Berechnung einer „ideellen Betonspannung“ (Bezug der Bruchkraft auf die Betonquerschnittsfläche), so erhält man:

$$\text{Molter: } \sigma_{\text{tc,u}} = \frac{A_t}{A_c} \cdot f_{\text{rt}} \cdot e_{\text{tc}} \cdot k_0 \cdot k_1 \cdot k_2$$

Da zentrischer Zug vorliegt und die Textilbewehrung in Zugrichtung ausgerichtet ist, gilt $k_0 = k_2 = 1$ und man erhält:

$$\sigma_{\text{tc,u}} = \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{rt}} \cdot (e_{\text{tc}} \cdot k_1)$$

$$\text{Voss: } \sigma_{\text{tc,u}} = \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{fil}} \cdot k_1$$

Jesse gibt keine Formel zur Berechnung der Zugfestigkeit an, sondern schlägt lediglich eine experimentelle Ermittlung vor.

Es zeigt sich, dass sowohl bei der Ermittlung des Traganteils der Textilbewehrung bei kombinierter Bewehrung, als auch bei der Berechnung der Zugfestigkeit von

Textilbetonbauteilen jeweils die Verwendung der Filament- bzw. Rovingfestigkeit, des Textilbewehrungsgrads und eines empirisch ermittelten Effektivitätsfaktors zur Berücksichtigung zusätzlicher Einflüsse vorgeschlagen wird.

Da die empirisch ermittelten Effektivitäts- bzw. Abminderungsfaktoren e_1 , k_1 bzw. $e_{tc} \cdot k_1$ außer vom Textilbewehrungsgrad auch von den Textileigenschaften, wie Feinheit, Aufmachung, usw., und den Verbundbedingungen abhängen, müssen sie immer für die jeweils verwendete Matrix-Faser-Textil-Kombination in Materialversuchen neu ermittelt werden.

5.3.3.3 Zugfestigkeit bei kombinierter Bewehrung

Die Zugfestigkeit kombiniert bewehrter Zugproben lässt sich durch die Addition der Traganteile von Kurzfaser- und Textilbewehrung ermitteln. Man erhält:

$$\sigma_{cu} = \kappa_I \cdot \kappa_{II} \cdot (\sigma_{cu, \text{tex}} + \sigma_{cu, \text{f}}) = \kappa_I \cdot \kappa_{II} \cdot \left(e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{fil}} + \eta_I \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot \frac{l_f}{d_f} \right) \quad (5.11)$$

mit: κ_I Faktor zur Berücksichtigung der Lastdauer
1,0 bei Kurzzeitbelastung; 0,7 bei Dauerbelastung
 κ_{II} Faktor zur Berücksichtigung der Alterung

In [Molter 2005] wird κ_I für eine Dauerbelastung mit 0,7 angenommen. Der Faktor κ_{II} ist abhängig vom Probenalter und muss in weiteren Untersuchungen für unterschiedlich alte Proben ermittelt werden. Für die im Rahmen dieser Arbeit im Dauer-versuch untersuchten Proben ergibt sich mit $\kappa_I = 0,7$ und einem insgesamt festgestellten Lastrückgang auf 40 % der Ausgangsbelastung $\kappa_{II} = 0,60$.

5.3.3.4 Ermittlung der prozentualen Traganteile der Faser- und Textilbewehrung im Zustand II

Wie bereits in Abbildung 5.4 dargestellt, ändern sich die prozentualen Traganteile der beiden Bewehrungstypen mit zunehmender Dehnung, da die Rovings bzw. die Rovingfilamente sukzessive versagen. Der Traganteil der Kurzfaserbewehrung nimmt demnach zu, während der Traganteil der Textilbewehrung abnimmt. In Abschnitt 5.2.1.7 konnte die Aufteilung der aufgenommenen Belastung auf die unterschiedlichen Bewehrungsarten jedoch erst ab einer Dehnung von ca. 1 % vorgenommen werden, da bei dieser Dehnung die ersten als Rovingversagen interpretierten großen Lastsprünge auftraten. Für den Bereich unterhalb dieser Dehnung liegen bisher keine Erkenntnisse vor. Nähme man die sich nach Abbildung 5.4 ergebende Aufteilung in 65 % Traganteil der Kurzfasern und 35 % Traganteil der Textilbewehrung vor, so ergäben sich bei einlagiger Textilbewehrung Rovingspannungen im Bereich von über 1.500 N/mm², was ein sofortiges Reißen der Rovings zur Folge hätte.

Analog dem Vorgehen in Tabelle 5.8 werden daher zunächst die Rovingspannungen nach Entstehen des Erstrisses ermittelt (Tab. 5.9). Hierbei wird vereinfacht angenommen, dass der Traganteil der Fasern der Erstrissfestigkeit des nur faserbewehrten Betons entspricht.

Der Traganteil der Textilbewehrung ist demnach direkt nach dem Auftreten des Erstrisses wesentlich geringer als nach Abbildung 5.4 angenommen. Er steigt mit zunehmendem Textilbewehrungsgrad an und liegt für die hier untersuchten Bewehrungskombinationen im Bereich von ca. 10 % der Erstrissfestigkeit. Dies kann damit erklärt werden, dass die Einzelfilamente der Rovings zunächst aufgrund ihrer Welligkeit noch nicht gestreckt vorliegen und bei kleinen Dehnungen erst „gerade gezogen“ werden, bevor sie sich zunehmend am Lastabtrag beteiligen. Wie schnell dieses Geradeziehen vonstattengeht, ist nicht feststellbar. Abbildung 5.4 muss daher wie in Abb. 5.14 dargestellt verbessert werden.

Rovinganzahl n		5	10	15
σ_{1R}	[N/mm ²]	3,63	3,71	3,81
$\sigma_{1R,f}$	[N/mm ²]	3,34	3,34	3,34
$\Delta\sigma$	[N/mm ²]	0,29	0,37	0,47
φ_{tex}	[%]	0,08286	0,171	0,27486
$A_c = A_{\text{tex}} / \varphi_{\text{tex}}$	[mm ²]	1.409,5	1.365,9	1.274,7
$\Delta F = A_c \cdot \Delta\sigma$	[N]	408,8	505,4	599,1
$F_r = \Delta F / n$	[N]	81,8	50,5	40
$\sigma_r = F_r / A_r$	[N/mm ²]	350	216,4	171,9
$\Delta\sigma / \sigma_u$	[-]	0,08	0,10	0,12

Tab. 5.9: Ermittlung der Rovingspannungen nach dem Erstriss.

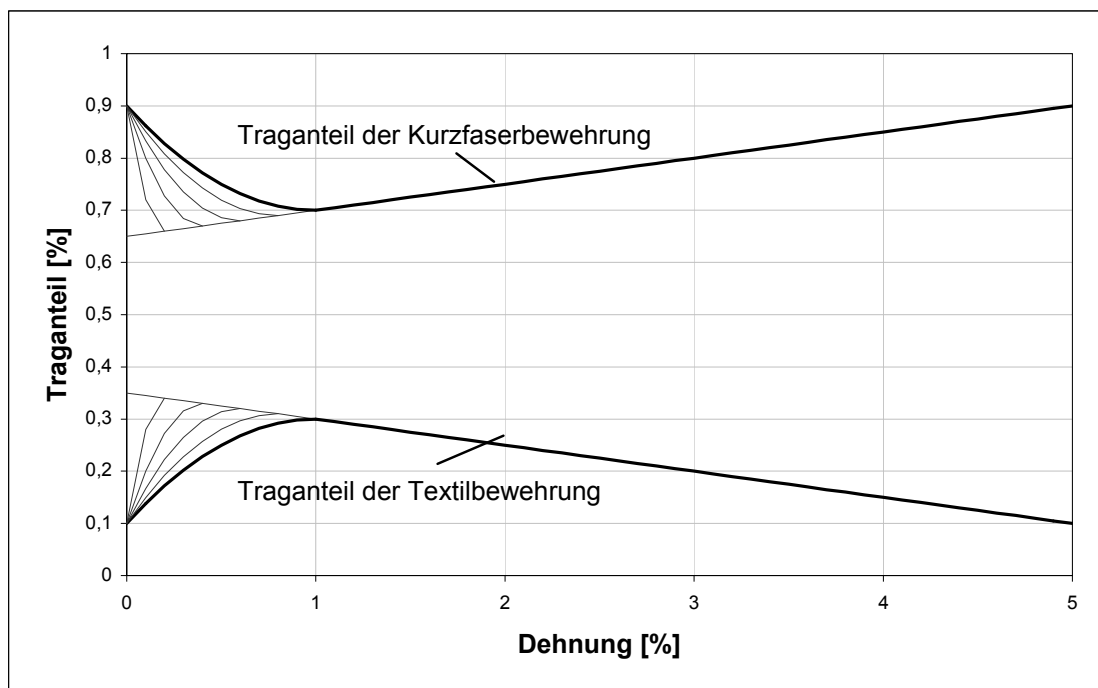


Abb. 5.14: Prozentuale Traganteile der Kurzfaser- und der Textilbewehrung.

Am stärksten beteiligt sich die Textilbewehrung, wenn die Filamente gerade gezogen sind und noch keine Rovings versagen. Direkt nach dem Erstriss betragen die Traganteile der Kurzfaserbewehrung ca. 90 % und die der Textilbewehrung ca. 10 %. Bei einer Dehnung von 1 % belaufen sich die Traganteile dann auf 70 % bzw. 30 %, ...

danach nimmt der Traganteil der Textilbewehrung aufgrund des sukzessiven Rovingversagens wieder ab.

Da für den Bereich unterhalb einer Dehnung von 1 % keine Erkenntnisse über die Größe der jeweiligen Traganteile vorliegen, wird angenommen, dass sich die Traganteile entsprechend der in Abbildung 5.14 dargestellten schwarzen Linien einstellen und die Textilbewehrung ihre maximale Mitwirkung bei einer Dehnung von ca. 1 % erreicht. Ein Verlauf entsprechend der grau dargestellten Linien wäre jedoch auch denkbar unter der Voraussetzung, dass das sukzessive Rovingversagen bereits früher einsetzt und lediglich anhand der Spannungs-Dehnungs-Kurve nicht erkannt werden kann.

5.3.3.5 Berechnung der Bruchdehnung

Für die Berechnung der Bruchdehnung soll auf den in [Molter 2005] und [Voss 2008] dargestellten Ansatz zurückgegriffen werden, der Ansatz von Jesse wird nicht weiter verfolgt. Der in [Leutbecher 2007] vorgestellte Ansatz für hochfesten Stahlfaserbeton mit zusätzlicher Stabstahlbewehrung wird ebenfalls nicht weiter berücksichtigt, da Nachrechnungen gezeigt haben, dass sich hiermit keine zufriedenstellenden Ergebnisse erzielen lassen.

Die von Molter und Voss verwendete Berechnungsgleichung lässt sich in allgemeiner Form angeben mit:

$$\varepsilon_{tm} = \frac{\sigma_t}{E_t \cdot k_{st}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \left[\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right]^2 \right) \quad (5.12)$$

- mit:
- ε_{tm} mittlere Textildehnung
 - σ_{tr}, σ_t Textilspannung beim Erstriss bzw. beim betrachteten Dehnzustand
 - E_t Elastizitätsmodul des Textils
 - k_{st} empirischer Abminderungsfaktor
 - β_1 Faktor zur Berücksichtigung der Verbundeigenschaften
 - β_2 1,0 für Kurzzeitlast; 0,5 für Dauerlast oder wiederholte Belastung

Für Bewehrungen mit ungefähr gleichem Elastizitätsmodul kann diese Gleichung übernommen werden, wobei es jedoch erforderlich ist, effektive Bewehrungsspannungen σ_{eff} für beide Bewehrungstypen zu ermitteln. Da nach [Molter 2005] für Bewehrungstextilien aus AR-Glas davon ausgegangen werden kann, dass der Elastizitätsmodul der Rovings etwa 50 % des Elastizitätsmoduls der Einzelfilamente beträgt, kann hier für beide Bewehrungstypen von einem Elastizitätsmodul von etwa 40.000 N/mm² ausgegangen werden.

Rovinganzahl n		5	10	15
σ_r	[N/mm ²]	350	216,4	171,9
$\sigma_f = \sigma_{faser} / (V_f \cdot \eta_1)$	[N/mm ²]	296	281,5	270
$\sigma_{eff,1R} = 0,1 \cdot \sigma_r + 0,9 \cdot \sigma_f$	[N/mm ²]	301,4	275,0	260,2

Tab. 5.10: Ermittlung der effektiven Bewehrungsspannung nach dem Erstriss anhand der Traganteile nach Abbildung 5.14 und Tabelle 5.9.

Rovinganzahl n		5	10	15
σ_r	[N/mm ²]	555,3	450,4	436,7
$\sigma_f = \sigma_{faser} / (V_f \cdot \eta_1)$	[N/mm ²]	419,9	419,7	422,4
ε_u	[%]	3,48	2,95	1,76
Traganteil Fasern p_f	[%]	82,4	79,75	73,8
Traganteil Textil p_t	[%]	17,6	20,25	26,2
$\sigma_{eff,u} = p_t \cdot \sigma_r + p_f \cdot \sigma_f$	[N/mm ²]	443,8	425,9	426,1

Tab. 5.11: Ermittlung der effektiven Bewehrungsspannung im Bruchzustand anhand der Traganteile nach Abbildung 5.14 und Tabelle 5.8.

Der Faktor β_2 wird zu 1,0 angenommen, da von den Ergebnissen der Kurzzeitversuche ausgegangen wird. Für β_1 wird in [Molter2005] für unbeschichtete AR-Glas-Bewehrung ein Wert von 0,5 angegeben und für beschichtete AR-Glas-Bewehrung ein Wert von 0,7. Voss verwendet dagegen bei der Nachrechnung seiner Versuche für AR-Glas $\beta_1 = 0,85$. Hier wird der in [Molter2005] für unbeschichtete AR-Glas-Bewehrung angegebene Wert verwendet.

Es ergibt sich ein mit dem effektiven Bewehrungsgrad zunehmender Faktor k_{st} . In Abbildung 5.15 ist k_{st} über dem effektiven Bewehrungsgrad φ_{eff} aufgetragen. Für die verwendete Matrix-Faser-Textil-Kombination verhält sich k_{st} in etwa proportional zu φ_{eff} .

Rovinganzahl n		5	10	15
$\sigma_{eff,u}$	[N/mm ²]	443,8	425,9	426,1
$\sigma_{eff,1R}$	[N/mm ²]	301,4	275,0	260,2
ε_u	[%]	3,48	2,95	1,76
E	[N/mm ²]	40.000		
$\beta_1 \cdot \beta_2$	[-]	0,5		
k_{st}	[-]	0,245	0,286	0,492

Tab. 5.12: Ermittlung des Abminderungsfaktors k_{st} zur Berechnung der Bruchdehnung.

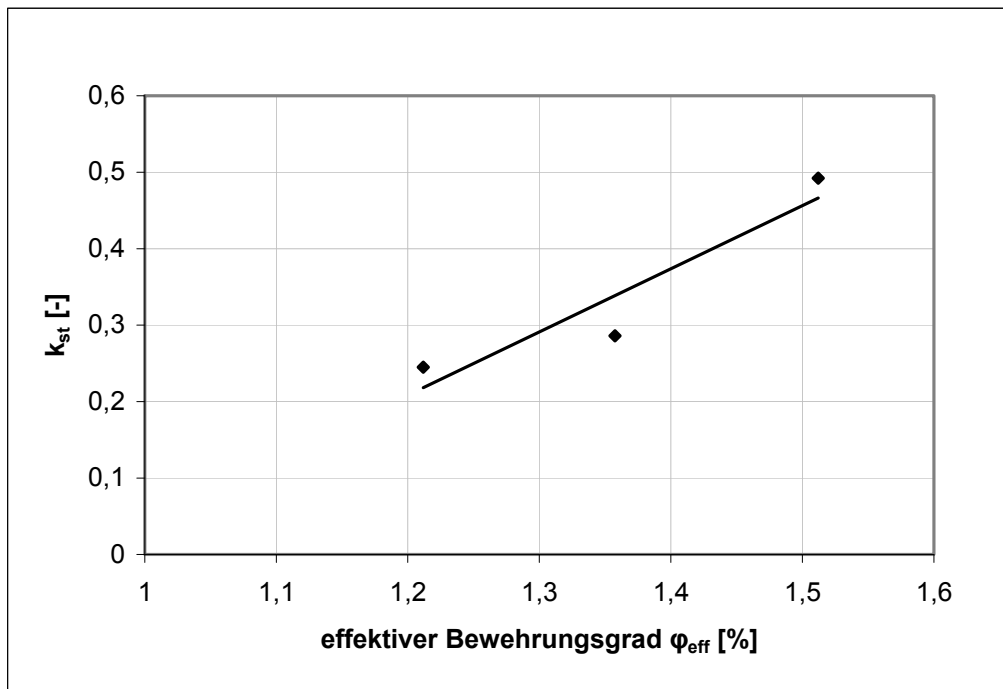


Abb. 5.15: Abminderungsfaktor k_{st} in Abhängigkeit vom effektiven Bewehrungsgrad φ_{eff} der kombinierten Bewehrung.

Bei der Verwendung von Gleichung (5.12) wird durch Einsetzen $\beta_2 = 0,5$ für eine Dauerbelastung rechnerisch eine Erhöhung der Bruchdehnung erreicht. Dies wurde in Versuchen von *Mechtcherine* bestätigt, da festgestellt wurde, dass die Dehnung bei konstanter Belastung infolge Verbundkriechen zunimmt [*Mechtcherine 2007/1*, [*Jun 2008*], [*Boshoff 2009/1*]. Zusätzlich muss jedoch der Einfluss der Alterung der Probekörper, der zu einer Abnahme der Bruchdehnung führt, berücksichtigt werden. Hierzu wird zusätzlich der bereits bekannte Faktor κ_{II} zur Berücksichtigung der Alterung verwendet und man erhält zur Berechnung der Bruchdehnung:

$$\varepsilon_{\text{tm}} = \frac{\sigma_t}{E_t \cdot k_{\text{st}}} \cdot \kappa_{\text{II}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \left[\frac{\sigma_{\text{tr}}}{\sigma_t} \right]^2 \right) \quad (5.13)$$

Wie bereits festgestellt wurde, kann für die verwendete Matrix-Faser-Textil-Kombination $\kappa_{\text{II}} = 0,60$ angesetzt werden. Für andere Matrix-Faser-Textil-Kombinationen muss sowohl k_{st} als auch κ_{II} jeweils neu ermittelt werden.

5.3.4 Nachrisssteifigkeit

Wie in Abschnitt 5.2.1.6 dargestellt, ist die Berechnung der Nachrisssteifigkeit mit Gleichung (5.3) möglich.

$$E_{\text{Nachriss}} = \eta_{1,\text{eff}} \cdot E_{\text{Faser}} \cdot V_f + 1,0 \cdot E_{\text{Roving}} \cdot \xi \cdot \varphi_{\text{Textil}} \quad (5.3)$$

Trägt man die aus den Versuchen ermittelten Steifigkeitsfaktoren ξ über dem effektiven Bewehrungsgrad φ_{eff} an, so ergibt sich auch hier mit steigendem φ_{eff} eine proportionale Zunahme von ξ , Abbildung 5.16.

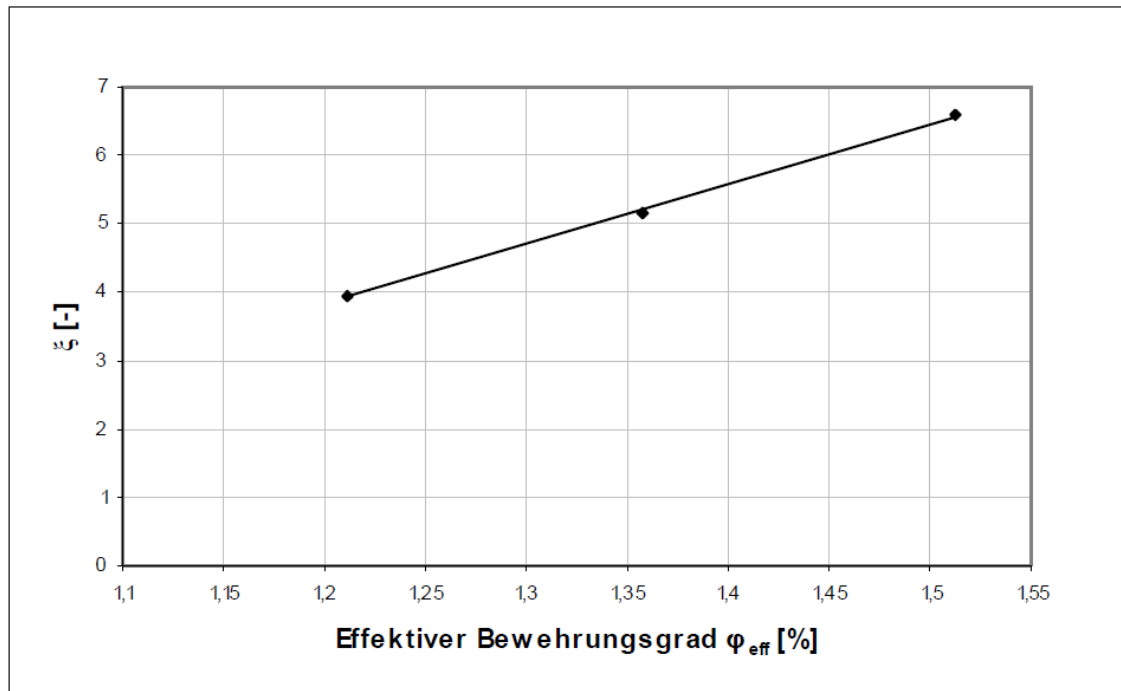


Abb. 5.16: ξ in Abhängigkeit vom effektiven Bewehrungsgrad φ_{eff} der kombinierten Bewehrung.

5.3.5 Rissbreiten und Rissbild

Eine Berechnung der zu erwartenden Rissbreiten ist nicht möglich. Auf der Grundlage der durchgeführten Untersuchungen kann jedoch festgestellt werden, dass bei kombinierter Bewehrung mit einem sehr fein verteilten Rissbild und Rissbreiten im Bereich unter 0,06 mm bis in hohe Dehnbereiche gerechnet werden kann. Bei zunehmendem Alter des Bauteils wird das Rissbild allerdings schlechter, es bilden sich keine großen Risszonen mehr aus und die Rissbreiten nehmen zu. In den Zugversuchen wurde außerdem festgestellt, dass sich bei älteren Proben häufig ein sehr schräger und "ausgefranst" Bruchquerschnitt einstellt.

5.3.6 Zusammenfassung

Mit dem vorgestellten Konzept ist die Ermittlung von Erstrissfestigkeit, Zugfestigkeit und Bruchdehnung möglich, eine Berechnung der zu erwartenden Rissbreiten und Rissabstände kann nicht durchgeführt werden. Es ist jedoch immer zu berücksichtigen, dass

- das Modell lediglich auf Versuchen mit einer Faserart, einem Textiltyp und einer Matrixzusammensetzung beruht und nicht ohne Weiteres auf andere Matrix-Faser-Textil-Kombinationen übertragen werden kann,
- nur eine geringe Versuchsanzahl zur Verfügung stand und die Bruchdehnungen teilweise große Streuungen aufwiesen,
- nur ein kleiner Bereich der möglichen Fasergehalte und Textilbewehrungsgrade untersucht wurde.

5.4 Beispiele

Zur Veranschaulichung der Handhabung des Bemessungsmodells, wird das Vorgehen im Folgenden anhand von drei Beispielen dargestellt. Hierbei werden jeweils die Querschnittswerte eines Versuchs als Ausgangsbasis verwendet und die Ergebnisse der Bemessung anschließend mit den Versuchsergebnissen verglichen.

Bei allen drei Beispielen werden die Materialeigenschaften von Fasern, Textil und Matrix folgendermaßen angesetzt:

Textil	Fasern	Matrix
$f_{ct,fil} = 1.700 \text{ N/mm}^2$	$f_{ct,f} = 1.600 \text{ N/mm}^2$	$f_{ct,m} = 2,90 \text{ N/mm}^2$
$E_{tex} \approx 40.000 \text{ N/mm}^2$ (**)	$E_f = 40.000 \text{ N/mm}^2$	$E_m = 16.170 \text{ N/mm}^2$
$A_{tex} = 1,168 \text{ mm}^2 / \text{Rovinglage}$	$\tau = 1 \text{ N/mm}^2$ (**)	
	$\eta_1 = 0,677$ (*)	
	$g = 1,4$ (*)	

Die mit (*) bzw. (**) gekennzeichneten Parameter wurden aufgrund der durchgeführten theoretischen bzw. experimentellen Untersuchungen angenommen. Der Faserorientierungsbeiwert und der Snubbing-Faktor werden vereinfacht für jede Kombination konstant angenommen.

5.4.1 Beispiel 1

Verwendet werden die Ausgangswerte des Versuchs GP-1L-1,50-1.

$$A = 1.320 \text{ mm}^2 \quad V_f = 0,015 \quad \varphi_{tex} = 0,000885$$

5.4.1.1 Erstrissspannung und Erstrissdehnung

eff. Bewehrungsgrad: $\varphi_{eff} = \eta_1 \cdot V_f + \varphi_{tex}$
 $\varphi_{eff} = 0,677 \cdot 0,015 + 0,000885 = 1,104 \%$

Erstrissspannung: $\sigma_{1R} = k_R \cdot \varphi_{eff} + f_{ct,m}$ mit $k_R = 0,6$ (Abschnitt 5.3.2)
 $\sigma_{1R} = 0,6 \cdot 1,104 + 2,90 = 3,56 \text{ N/mm}^2$

Die Erstrissdehnung wird nach Abschnitt 5.3.2 zu $\varepsilon_{1R} = 0,01\%$ angenommen.

Traganteile und Spannungen der Kurzfasern bzw. Rovings:

Rovings: $\sigma_r = \frac{p_t \cdot \sigma_{1R}}{\varphi_{tex}}$ mit $p_t = 0,1$ nach Abb. 5.14
 $\sigma_r = \frac{0,1 \cdot 3,56}{0,000885} = 402,5 \text{ N/mm}^2$

Kurzfasern: $\sigma_f = \frac{p_f \cdot \sigma_{1R}}{\eta_1 \cdot V_f}$ mit $p_f = 0,9$ nach Abb. 5.14
 $\sigma_f = \frac{0,9 \cdot 3,56}{0,677 \cdot 0,015} = 315,7 \text{ N/mm}^2$

eff. Faserverspannung: $\sigma_{\text{eff}} = p_f \cdot \sigma_f + p_t \cdot \sigma_r$
 $\sigma_{\text{eff}} = 0,9 \cdot 315,7 + 0,1 \cdot 402,5 = 324,4 \text{ N/mm}^2$

5.4.1.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung

Zugfestigkeit: $\sigma_{\text{cu}} = \kappa_I \cdot \kappa_{II} \cdot (e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{ct,fil}} + \eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f)$
 mit $\kappa_I \cdot \kappa_{II} = 1,0$ (junger Beton, Kurzzeitbelastung)
 $e_1 = 0,35 \cdot (1 - \varphi_{\text{tex}}) = 0,35 \cdot (1 - 0,0885) = 0,319$

$$\sigma_{\text{cu}} = 1 \cdot (0,319 \cdot 0,000885 \cdot 1.700 + 0,677 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,015 \cdot 300)$$

$$= 4,75 \text{ N/mm}^2$$

Iterative Ermittlung der Bruchdehnung:

erste Annahme: Traganteile entsprechend der Berechnung nach Gl. (5.11)

Rovings: $p_t = \frac{e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{ct,fil}}}{\sigma_{\text{cu}}} = \frac{0,319 \cdot 0,000885 \cdot 1700}{4,75} = 0,101$

$$\sigma_r = \frac{0,101 \cdot 4,75}{0,000885} = 542,3 \text{ N/mm}^2$$

Kurzfasern: $p_f = \frac{\eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f}{\sigma_{\text{cu}}} = \frac{0,677 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,015 \cdot 300}{4,75} = 0,899$

$$\sigma_f = \frac{0,899 \cdot 4,75}{0,677 \cdot 0,015} = 420,0 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserverspannung: $\sigma_{\text{eff}} = 0,899 \cdot 420,0 + 0,101 \cdot 542,3 = 432,4 \text{ N/mm}^2$

Bruchdehnung: $\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{\sigma_{\text{tu}}}{E_t \cdot k_{\text{st}}} \cdot \kappa_{II} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{tr}}}{\sigma_{\text{tu}}} \right]^2 \right)$

mit: $k_{\text{st}} = 0,129$ extrapoliert aus Abb. 5.15

$\kappa_{II} = 1,0$, da Kurzzeitbelastung

$\beta_1 = 0,5$ für glatte Bewehrung

$\beta_2 = 1,0$, da einmalige Belastung

$$\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{432,4}{40.000 \cdot 0,129} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{324,4}{432,4} \right]^2 \right) = 6,03 \%$$

1. Iterationsschritt (Kontrolle):

Traganteile nach Abb. 5.14 für $\varepsilon_{\text{tu}} = 6,03 \%$: $p_t = 0,049$; $p_f = 0,951$

Rovings: $\sigma_r = \frac{0,049 \cdot 4,75}{0,000885} = 261,3 \text{ N/mm}^2$

Kurzfasern: $\sigma_f = \frac{0,951 \cdot 4,75}{0,677 \cdot 0,015} = 444,5 \text{ N/mm}^2$

eff. Faserspannung: $\sigma_{\text{eff}} = 0,951 \cdot 444,5 + 0,049 \cdot 261,3 = 435,6 \text{ N/mm}^2$

Bruchdehnung: $\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{435,6}{40.000 \cdot 0,129} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{324,4}{435,6} \right]^2 \right) = 6,10 \%$

2. Iterationsschritt:

Traganteile nach Abb. 5.14 für $\varepsilon_{\text{tu}} = 6,10 \%$: $p_t = 0,045$; $p_f = 0,955$

Rovings: $\sigma_r = \frac{0,045 \cdot 4,75}{0,000885} = 240,1 \text{ N/mm}^2$

Kurzfasern: $\sigma_f = \frac{0,955 \cdot 4,75}{0,677 \cdot 0,015} = 446,3 \text{ N/mm}^2$

eff. Faserspannung: $\sigma_{\text{eff}} = 0,955 \cdot 446,3 + 0,045 \cdot 240,1 = 437,1 \text{ N/mm}^2$

Bruchdehnung: $\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{437,1}{40.000 \cdot 0,129} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{324,4}{437,1} \right]^2 \right) = 6,14 \%$

...

Nach dem 5. Iterationsschritt erhält man $\varepsilon_{\text{tu}} = 6,18 \%$, was im 6. Iterationsschritt bestätigt wird.

5.4.1.3 Fazit

Der Vergleich der berechneten Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Spannungs-Dehnungs-Linie des Probekörpers GP-1L-1,50-1 zeigt, dass die Bemessung in diesem Fall Werte unterhalb der Versuchsergebnisse ergibt (s. Abb. 5.17). Lediglich die Bruchdehnung wird anhand des Bemessungsmodells zu hoch ermittelt. Die Erstrissfestigkeit und die Zugfestigkeit werden dagegen um ca. 10 % unterschätzt.

Da der Unterschied zwischen der anhand der Traganteile nach Gleichung (5.11) berechneten Bruchdehnung und der durch die anschließende Iteration erhaltenen Bruchdehnung nur gering ist, kann hier im Grunde auf die Iteration verzichtet werden. Gleichung (5.11) berücksichtigt die Lastaufteilung hinreichend genau.

Für die Berechnung ist es allerdings erforderlich, dass die Faktoren g und η_1 zur Berücksichtigung der Faserorientierung und die Verbundfestigkeit τ bekannt sind oder sinnvoll abgeschätzt werden können. Außerdem müssen die Elastizitätsmoduli der unterschiedlichen Bewehrungstypen ungefähr gleich groß sein.

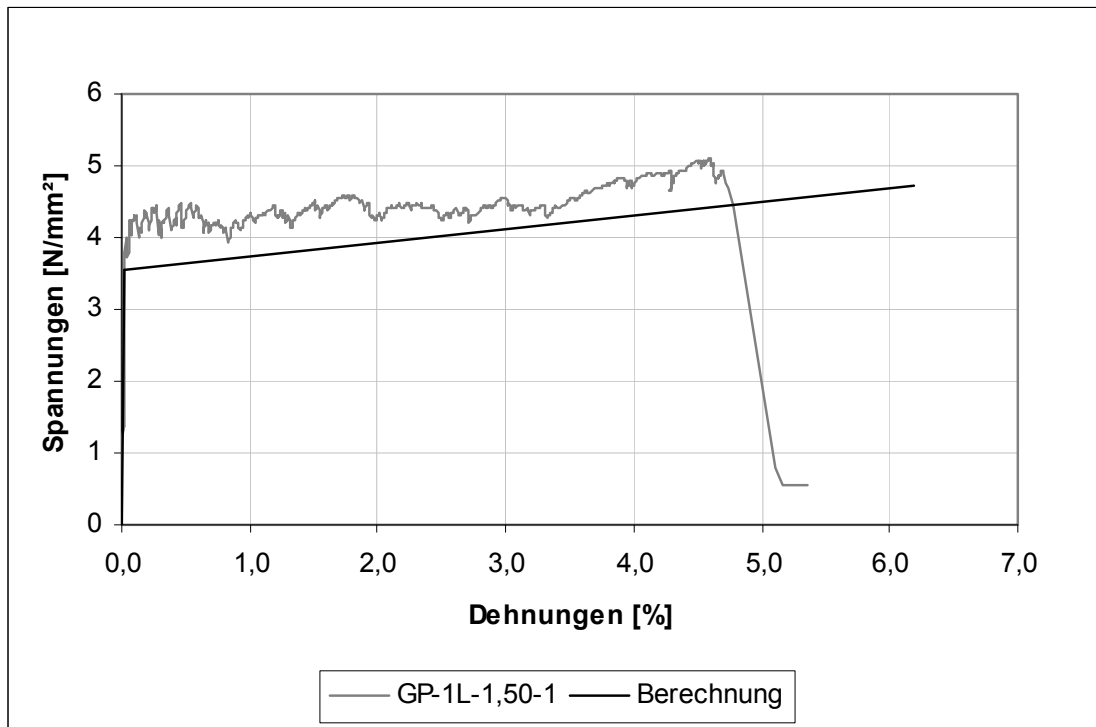


Abb. 5.17: Vergleich der berechnete Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Spannungs-Dehnungs-Linie des Probekörpers GP-1L-1,50-1.

5.4.2 Beispiel 2

Verwendet werden die Ausgangswerte des Versuchs GP-2L-2,00-2.

$$A = 946 \text{ mm}^2$$

$$V_f = 0,02$$

$$\varphi_{\text{tex}} = 0,00247$$

5.4.2.1 Erstrissspannung und Erstrissdehnung

eff. Bewehrungsgrad:

$$\varphi_{\text{eff}} = \eta_1 \cdot V_f + \varphi_{\text{tex}}$$

$$\varphi_{\text{eff}} = 0,677 \cdot 0,02 + 0,00247 = 1,601\%$$

Erstrissspannung:

$$\sigma_{1R} = k_R \cdot \varphi_{\text{eff}} + f_{\text{ct,m}} \text{ mit } k_R = 0,6 \text{ (Abschnitt 5.3.2)}$$

$$\sigma_{1R} = 0,6 \cdot 1,601 + 2,90 = 3,86 \text{ N/mm}^2$$

Die Erstrissdehnung wird nach Abschnitt 5.3.2 zu $\varepsilon_{1R} = 0,01\%$ angenommen.

Traganteile und Spannungen der Kurzfasern bzw. Rovings:

Rovings:

$$\sigma_r = \frac{p_t \cdot \sigma_{1R}}{\varphi_{\text{tex}}} \text{ mit } p_t = 0,1 \text{ nach Abb. 5.14}$$

$$\sigma_r = \frac{0,1 \cdot 3,86}{0,00247} = 156,4 \text{ N/mm}^2$$

Kurzfasern:

$$\sigma_f = \frac{p_f \cdot \sigma_{1R}}{\eta_1 \cdot V_f} \text{ mit } p_f = 0,9 \text{ nach Abb. 5.14}$$

$$\sigma_f = \frac{0,9 \cdot 3,86}{0,677 \cdot 0,02} = 256,3 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserverspannung: $\sigma_{\text{eff}} = p_f \cdot \sigma_f + p_t \cdot \sigma_r$
 $\sigma_{\text{eff}} = 0,9 \cdot 256,3 + 0,1 \cdot 156,4 = 324,4 \text{ N/mm}^2$

5.4.2.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung

Zugfestigkeit: $\sigma_{\text{cu}} = \kappa_I \cdot \kappa_{II} \cdot (e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{ct,fil}} + \eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f)$
 mit $\kappa_I \cdot \kappa_{II} = 1,0$ (junger Beton, Kurzzeitbelastung)
 $e_1 = 0,35 \cdot (1 - \varphi_{\text{tex}}) = 0,35 \cdot (1 - 0,247) = 0,264$
 $\sigma_{\text{cu}} = 1 \cdot (0,264 \cdot 0,00247 \cdot 1.700 + 0,677 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,02 \cdot 300)$
 $= 6,40 \text{ N/mm}^2$

Iterative Ermittlung der Bruchdehnung:

erste Annahme: Traganteile entsprechend der Berechnung nach Gl. (5.11)

Rovings: $p_t = \frac{e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{ct,fil}}}{\sigma_{\text{cu}}} = \frac{0,264 \cdot 0,00247 \cdot 1700}{6,40} = 0,173$

$$\sigma_r = \frac{0,173 \cdot 6,40}{0,00247} = 448,0 \text{ N/mm}^2$$

Kurzfasern: $p_f = \frac{\eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f}{\sigma_{\text{cu}}} = \frac{0,677 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,02 \cdot 300}{6,4} = 0,823$

$$\sigma_f = \frac{0,823 \cdot 6,40}{0,677 \cdot 0,02} = 390,0 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserverspannung: $\sigma_{\text{eff}} = 0,823 \cdot 390,0 + 0,173 \cdot 448,0 = 400,0 \text{ N/mm}^2$

Bruchdehnung: $\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{\sigma_{\text{tu}}}{E_t \cdot k_{\text{st}}} \cdot \kappa_{II} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{tr}}}{\sigma_{\text{tu}}} \right]^2 \right)$

mit: $k_{\text{st}} = 0,542$ extrapoliert aus Abb. 5.15

$\kappa_{II} = 1,0$, da Kurzzeitbelastung

$\beta_1 = 0,5$ für glatte Bewehrung

$\beta_2 = 1,0$, da einmalige Belastung

$$\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{400,0}{40.000 \cdot 0,542} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{246,3}{400,0} \right]^2 \right) = 1,50 \%$$

1. Iterationsschritt (Kontrolle):

Traganteile nach Abb. 5.14 für $\varepsilon_{\text{tu}} = 1,50 \%$: $p_t = 0,275$; $p_f = 0,725$

Rovings: $\sigma_r = \frac{0,275 \cdot 6,40}{0,00247} = 712,4 \text{ N/mm}^2$

Kurzfasern: $\sigma_f = \frac{0,725 \cdot 6,40}{0,677 \cdot 0,02} = 341,8 \text{ N/mm}^2$

eff. Faserverspannung: $\sigma_{\text{eff}} = 0,725 \cdot 341,8 + 0,275 \cdot 712,4 = 443,8 \text{ N/mm}^2$

Bruchdehnung: $\varepsilon_{\text{tu}} = \frac{443,8}{40.000 \cdot 0,129} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{246,3}{443,8} \right]^2 \right) = 1,73 \%$

2. Iterationsschritt:

Traganteile nach Abb. 5.14 für $\varepsilon_{tu} = 1,73\%$: $p_t = 0,263$; $p_f = 0,737$

Rovings:
$$\sigma_r = \frac{0,263 \cdot 6,40}{0,00247} = 681,8 \text{ N/mm}^2$$

Kurzfasern:
$$\sigma_f = \frac{0,737 \cdot 6,40}{0,677 \cdot 0,02} = 347,4 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserverspannung:
$$\sigma_{\text{eff}} = 0,737 \cdot 347,4 + 0,263 \cdot 681,8 = 435,5 \text{ N/mm}^2$$

Bruchdehnung:
$$\varepsilon_{tu} = \frac{435,5}{40.000 \cdot 0,129} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{246,3}{435,5} \right]^2 \right) = 1,69\%$$

...

Nach dem 3. Iterationsschritt erhält man $\varepsilon_{tu} = 1,70\%$, was im 4. Iterationsschritt bestätigt wird.

5.4.2.3 Fazit

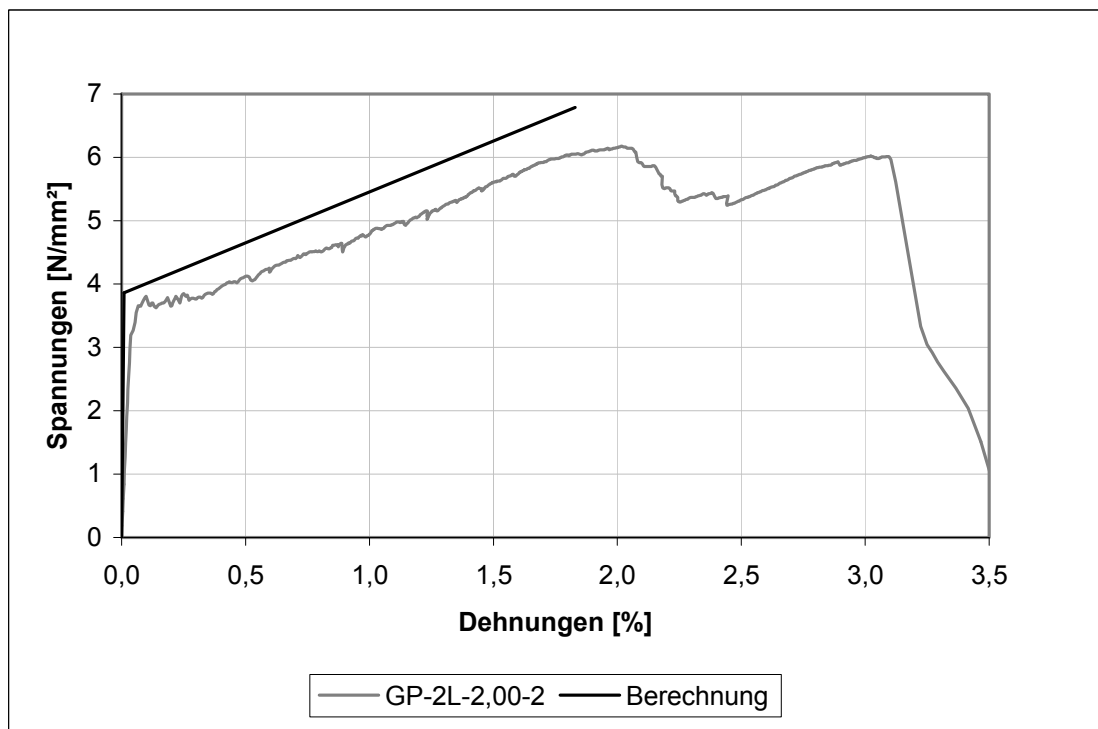


Abb. 5.18: Vergleich der berechnete Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Spannungs-Dehnungs-Linie des Probekörpers GP-2L-2,00-2.

Der Vergleich der berechneten Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Spannungs-Dehnungs-Linie des Probekörpers GP-2L-2,00-2 zeigt, dass die Bemessung hier Werte ca. 5 % oberhalb der Versuchsergebnisse ergibt (s. Abb. 5.18). Die bei der Bemessung ermittelte Bruchdehnung entspricht in etwa der im Versuch erreichten Dehnung bei Maximallast. Der nach dem Versagen eines Teils der Rovings auftretende Dehnungsanstieg kann mit dem Modell nicht abgebildet werden.

Da der Unterschied zwischen der anhand der Traganteile nach Gleichung (5.11) berechneten Bruchdehnung und der durch die anschließende Iteration erhaltenen

Bruchdehnung ist hier größer. Auf die Iteration kann hier nicht verzichtet werden. Der erste Iterationsschritt ergibt jedoch bereits eine ausreichende Genauigkeit.

5.4.3 Beispiel 3

Verwendet werden die Ausgangswerte des Versuchs GP-3L-2,00-2.

$$A = 1287 \text{ mm}^2 \quad V_f = 0,02 \quad \varphi_{\text{tex}} = 0,00272$$

5.4.3.1 Erstrissspannung und Erstrissdehnung

eff. Bewehrungsgrad: $\varphi_{\text{eff}} = \eta_1 \cdot V_f + \varphi_{\text{tex}}$
 $\varphi_{\text{eff}} = 0,677 \cdot 0,02 + 0,00272 = 1,628 \%$

Erstrissspannung: $\sigma_{1R} = k_R \cdot \varphi_{\text{eff}} + f_{\text{ct,m}}$ mit $k_R = 0,6$ (Abschnitt 5.3.2)
 $\sigma_{1R} = 0,6 \cdot 1,628 + 2,90 = 3,88 \text{ N/mm}^2$

Die Erstrissdehnung wird nach Abschnitt 5.3.2 zu $\varepsilon_{1R} = 0,01\%$ angenommen.

Traganteile und Spannungen der Kurzfasern bzw. Rovings:

Rovings: $\sigma_r = \frac{p_t \cdot \sigma_{1R}}{\varphi_{\text{tex}}}$ mit $p_t = 0,1$ nach Abb. 5.14
 $\sigma_r = \frac{0,1 \cdot 3,88}{0,00272} = 142,5 \text{ N/mm}^2$

Kurzfasern: $\sigma_f = \frac{p_f \cdot \sigma_{1R}}{\eta_1 \cdot V_f}$ mit $p_f = 0,9$ nach Abb. 5.14
 $\sigma_f = \frac{0,9 \cdot 3,88}{0,677 \cdot 0,02} = 257,3 \text{ N/mm}^2$

eff. Faserspannung: $\sigma_{\text{eff}} = p_f \cdot \sigma_f + p_t \cdot \sigma_r$
 $\sigma_{\text{eff}} = 0,9 \cdot 257,3 + 0,1 \cdot 142,5 = 245,8 \text{ N/mm}^2$

5.4.3.2 Zugfestigkeit und Bruchdehnung

Zugfestigkeit: $\sigma_{\text{cu}} = \kappa_I \cdot \kappa_{II} \cdot (e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{ct,fil}} + \eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f)$
mit $\kappa_I \cdot \kappa_{II} = 1,0$ (junger Beton, Kurzzeitbelastung)
 $e_1 = 0,35 \cdot (1 - \varphi_{\text{tex}}) = 0,35 \cdot (1 - 0,272) = 0,255$
 $\sigma_{\text{cu}} = 1 \cdot (0,255 \cdot 0,00272 \cdot 1.700 + 0,677 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,02 \cdot 300)$
 $= 6,47 \text{ N/mm}^2$

Iterative Ermittlung der Bruchdehnung:

erste Annahme: Traganteile entsprechend der Berechnung nach Gl. (5.11)

Rovings: $p_t = \frac{e_1 \cdot \varphi_{\text{tex}} \cdot f_{\text{ct,fil}}}{\sigma_{\text{cu}}} = \frac{0,255 \cdot 0,00272 \cdot 1700}{6,47} = 0,182$
 $\sigma_r = \frac{0,182 \cdot 6,47}{0,00272} = 433,2 \text{ N/mm}^2$

Kurzfasern:
$$p_f = \frac{\eta_1 \cdot g \cdot \tau \cdot V_f \cdot l_f / d_f}{\sigma_{cu}} = \frac{0,677 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,02 \cdot 300}{6,47} = 0,818$$

$$\sigma_f = \frac{0,818 \cdot 6,47}{0,677 \cdot 0,02} = 390,0 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserspannung:
$$\sigma_{\text{eff}} = 0,818 \cdot 390,0 + 0,182 \cdot 433,2 = 397,9 \text{ N/mm}^2$$

Bruchdehnung:
$$\varepsilon_{tu} = \frac{\sigma_{tu}}{E_t \cdot k_{st}} \cdot \kappa_{II} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left[\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_{tu}} \right]^2 \right)$$

mit: $k_{st} = 0,562$ extrapoliert aus Abb. 5.15

$\kappa_{II} = 1,0$, da Kurzzeitbelastung

$\beta_1 = 0,5$ für glatte Bewehrung

$\beta_2 = 1,0$, da einmalige Belastung

$$\varepsilon_{tu} = \frac{397,7}{40.000 \cdot 0,562} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{245,8}{397,7} \right]^2 \right) = 1,43 \%$$

1. Iterationsschritt (Kontrolle):

Traganteile nach Abb. 5.14 für $\varepsilon_{tu} = 1,43 \%$: $p_t = 0,278$; $p_f = 0,722$

Rovings:
$$\sigma_r = \frac{0,278 \cdot 6,47}{0,00272} = 662,0 \text{ N/mm}^2$$

Kurzfasern:
$$\sigma_f = \frac{0,722 \cdot 6,47}{0,677 \cdot 0,02} = 344,1 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserspannung:
$$\sigma_{\text{eff}} = 0,722 \cdot 344,1 + 0,278 \cdot 662,0 = 432,6 \text{ N/mm}^2$$

Bruchdehnung:
$$\varepsilon_{tu} = \frac{432,6}{40.000 \cdot 0,562} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{245,8}{432,6} \right]^2 \right) = 1,61 \%$$

2. Iterationsschritt:

Traganteile nach Abb. 5.14 für $\varepsilon_{tu} = 1,61 \%$: $p_t = 0,270$; $p_f = 0,730$

Rovings:
$$\sigma_r = \frac{0,270 \cdot 6,47}{0,00272} = 640,4 \text{ N/mm}^2$$

Kurzfasern:
$$\sigma_f = \frac{0,730 \cdot 6,47}{0,677 \cdot 0,02} = 348,4 \text{ N/mm}^2$$

eff. Faserspannung:
$$\sigma_{\text{eff}} = 0,730 \cdot 348,4 + 0,270 \cdot 640,4 = 427,1 \text{ N/mm}^2$$

Bruchdehnung:
$$\varepsilon_{tu} = \frac{427,1}{40.000 \cdot 0,562} \cdot 1 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot 1 \cdot \left[\frac{245,8}{427,1} \right]^2 \right) = 1,58 \%$$

...

Nach dem 3. Iterationsschritt erhält man $\varepsilon_{tu} = 1,59 \%$, was im 4. Iterationsschritt bestätigt wird.

5.4.3.3 Fazit

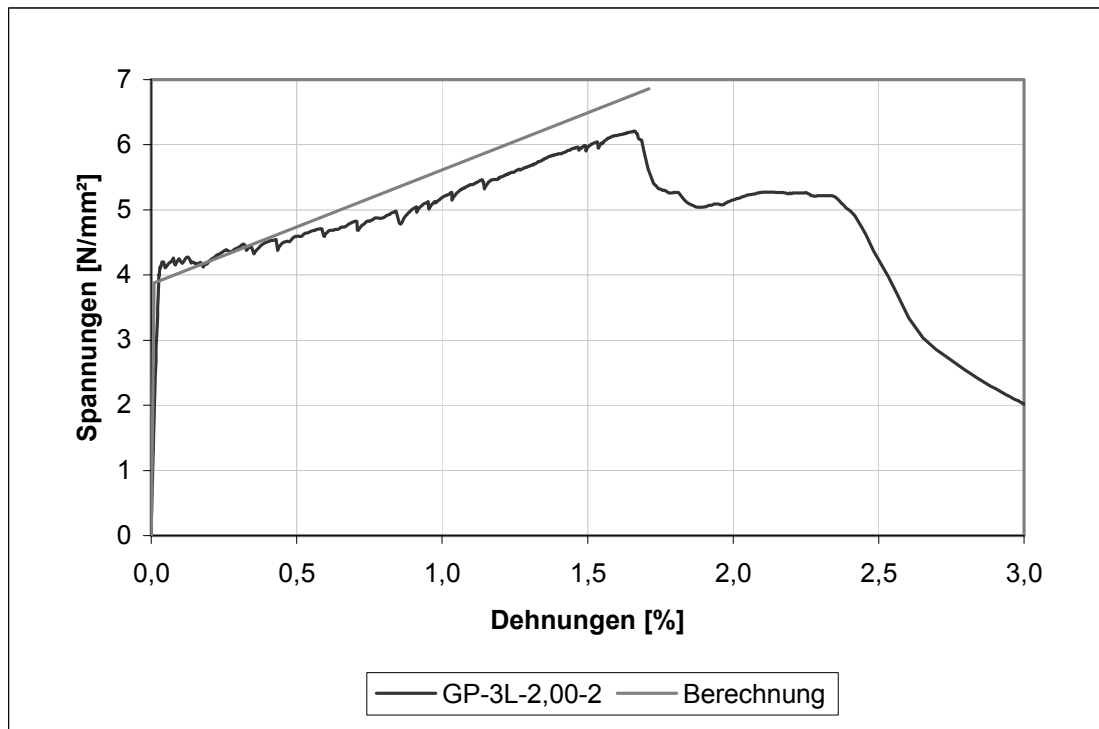


Abb. 5.19: Vergleich der berechnete Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Spannungs-Dehnungs-Linie des Probekörpers GP-3L-2,00-2.

Der Vergleich der berechneten Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Spannungs-Dehnungs-Linie des Probekörpers GP-3L-2,00-2 zeigt eine gute Übereinstimmung. Die Abweichungen liegen unterhalb 5 %. Auch in diesem Fall entspricht die berechnete Bruchdehnung in etwa der im Versuch erreichten Dehnung bei Maximallast. Der nach dem Versagen eines Teils der Rovings auftretende Dehnungsanstieg wird nicht erfasst.

Da der Unterschied zwischen der anhand der Traganteile nach Gleichung (5.11) berechneten Bruchdehnung und der durch die anschließende Iteration erhaltenen Bruchdehnung ist hier größer. Auf die Iteration kann hier nicht verzichtet werden. Nach dem ersten Iterationsschritt wird jedoch bereits eine ausreichende Genauigkeit erreicht.

5.4.4 Anmerkungen zum Vergleich Bemessungsmodell - Versuch

Für jede Bewehrungskombination wurden die Ergebnisse nach dem Bemessungsmodell nur mit einem Versuch verglichen, für den sich eine relativ gute Übereinstimmung ergab. Aufgrund der Streuung der Versuchsergebnisse und der geringen Versuchsanzahl ist ein Vergleich mit allen Versuchen bzw. den Mittelwerten nicht sinnvoll. Hierzu müssten weitere Untersuchungen durchgeführt werden, anhand derer der Faserorientierungsbeiwert und der Snubbingfaktor, die hier für alle Bewehrungskombinationen pauschal angenommen wurden, für die einzelnen Bewehrungskombinationen genauer ermittelt und die (Abminderungs-)Beiwerte aus dem Bemessungsmodell besser kalibriert werden können.

5.5 Zusammenfassung

Das vorgestellte Bemessungskonzept beruht auf der Kombination bestehender Bemessungsmodelle für Kurzfaser- und Textilbeton und verwendet daher, wie bei der Textilbetonbemessung üblich, empirisch ermittelte Beiwerte (e_1 , k_R , k_{St} , ξ) zur Berücksichtigung der Textil- und auch der Fasereigenschaften. Über weitere experimentell ermittelte Beiwerte κ_I und κ_{II} können die Auswirkungen einer anhaltenden Belastung und der Betonalterung erfasst werden. Synergie-Effekte durch die Kombination zweier Bewehrungsarten und die Auswirkungen des sukzessiven Rovingreißen bei steigender Dehnung werden ebenfalls berücksichtigt.

Die genannten Beiwerte müssen für jede Kombination Faser-Matrix-Textil experimentell ermittelt werden und können nicht auf der Grundlage der Matrixzusammensetzung, der Textileigenschaften und –aufmachung und den Fasereigenschaften berechnet werden. Das Bemessungsmodell kann daher nicht ohne weiteres auf andere Materialkombinationen oder auch andere wesentlich abweichende Bewehrungsgrade bei gleicher Materialkombination übertragen werden, da hierzu die erforderliche Datenbasis fehlt. Die Allgemeingültigkeit des Bemessungsmodells muss dadurch weitere Versuche verifiziert werden. Voraussetzung ist hierbei, dass die E-Moduli der verwendeten Bewehrungsmaterialien annähernd gleich groß sind.

Problematisch ist die sinnvolle Abschätzung der Faktoren zur Berücksichtigung der Orientierung der Kurzfaserbewehrung und die Ermittlung der Verbundfestigkeit zwischen Kurzfasern und Matrix. Zur Ermittlung von η_1 und g existieren jeweils mehrere Vorschläge, die stark unterschiedliche Ergebnisse bewirken. Die direkte Untersuchung der Faserorientierung, z. B. durch Untersuchung von aus dem Bauteil heraus getrennten Proben in hochauflösenden Computertomografen, ist zeitaufwendig, teuer und aufgrund der Feinheit der Kurzfasern technisch aufwendig. Zudem kann sie nur nach Fertigstellung des entsprechenden Bauteils erfolgen und daher lediglich zur Überprüfung der getroffenen Annahmen dienen.

Das vorgestellte vorläufige Bemessungsmodell ermöglicht die Abschätzung der Erst-rissfestigkeit, der Zugfestigkeit, der Bruchdehnung, der Nachrisssteifigkeit und der Spannungen in den unterschiedlichen Bewehrungsarten bei kombinierter Bewehrung mit PVA-Kurzfasern und AR-Glas-Textilien unter Zugbeanspruchung. Es ist einfach anwendbar und kann leicht zur Berücksichtigung weiterer Aspekte erweitert werden. Das Bemessungsmodell kann daher gut sowohl als Ausgangspunkt für weitere Untersuchungen als auch für die Bemessung einfacher Bauteile unter Zugbeanspruchung eingesetzt werden.

6 Fugenabdeckung

In dem vorangegangenen Kapitel wurden die Versuchsergebnisse der Zugversuche an Probekörpern aus hochduktilen Beton mit zusätzlicher Textilbewehrung dargestellt und ausgewertet und es wurde ein einfaches Bemessungskonzept entwickelt. In diesem Kapitel soll nun untersucht werden, ob eine Fugenabdeckung mit kombinierter Bewehrung aus PVA-Kurzfasern und einer AR-Glas-Textilbewehrung aufgrund der ermittelten Materialeigenschaften möglich und ausführbar ist.

Für die Anwendung als Fugenüberbrückung zwischen Deckenfertigteilen, z. B. Spannbetonhohldielen, ergeben sich aus der Breite der Fertigteile und den auftretenden Temperaturänderungen die aufzunehmenden Mindestverformungen. Bei angrenzenden Bauteilen der Breite 1,20 m und einem angenommenen Temperaturäquivalent aus Temperaturänderungen und Schwinden von $\Delta T = 50 \text{ K}$ ergibt sich mit der Temperaturdehnzahl von Beton eine Fugenbewegung von ca. 0,6 mm. Es soll daher davon ausgegangen werden, dass unter Berücksichtigung von Sicherheiten und dem Schwinden der Fugenabdeckung selbst insgesamt eine Verformung von 1 mm aufgenommen werden muss. Bei einer Dehnlänge der Fugenabdeckung von z. B. 200 mm erhält man dann eine erforderliche Mindestdehnung von 0,5 %, wobei Faktoren wie Einfluss einer Dauerbelastung, Betonalterung, Streuung der Bruchdehnung und eventuell Ermüdungserscheinungen berücksichtigt werden müssen, da sie zu einem Rückgang der erreichbaren Bruchdehnung führen. Da das Bemessungskonzept im Wesentlichen auf Ergebnissen aus Kurzzeitzugversuchen basiert, muss der bei der Bemessung anzusetzende Zielwert der Bruchdehnung entsprechend höher gewählt werden.

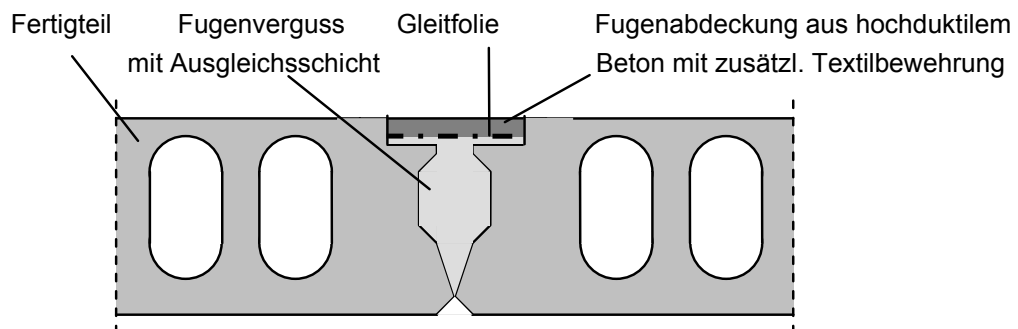


Abb. 6.1: Schematische Darstellung der Fugenabdeckung im Fertigteilbau. Die Lasteinleitung in die Fertigteile wurde nicht untersucht. Dicke der Fugenabdeckung 20 mm.

Die Erstriss- und Zugfestigkeit der Fugenabdeckung darf nur so groß sein, dass die Fugenabdeckung in der Kette Fertigteil – Fugenabdeckung – Fertigteil – ... das schwächste Glied ist, da sonst Schäden an den Fertigteilen entstehen können, die möglicherweise auch deren Standsicherheit gefährden. Bei einigen Spannbetonhohldielen beträgt die Dicke des oberen Deckenspiegels nur 20 mm und die Dicke des unteren Deckenspiegels 30 mm. Bei Beton der Festigkeitsklasse C45/55 ist $f_{ctm} = 3,8 \text{ N/mm}^2$. Wird die sich aufbauende Zugkraft im Wesentlichen über den oberen Deckenspiegel abgetragen, so liegt die Zugfestigkeit des Fertigteils nur wenig

über oder bei hohem Textilbewehrungsgrad sogar unter der Erstrissfestigkeit der Fugenabdeckung.

Unter Dauerbelastung dürfen sich die Verformungen nicht in einem Riss lokalisieren. Die zusätzliche Textilbewehrung ist hier sinnvoll, da das Tragverhalten von nur kurzfaserbewehrtem Beton unter lang anhaltender Verformung bisher nicht untersucht wurde. Durch die Textilbewehrung wird hier eine einheitlichere Faserausrichtung bewirkt, die Zahl der Faserfehlstellen dadurch vermindert und die Auswirkungen einer ungleichmäßigen Faserverteilung werden durch das Mitwirken der Rovings abgemindert.

Da Erstriss- und Zugfestigkeit mit steigendem Textilbewehrungsgrad stärker zunehmen als mit steigendem Kurzfasergehalt und die Bruchdehnung mit steigendem Textilbewehrungsgrad schnell abnimmt, ist eine kombinierte Bewehrung mit möglichst geringem Textilbewehrungsgrad anzustreben. Von den untersuchten Bewehrungskombinationen erscheint unter diesen Aspekten eine zusätzliche ein- bis zweilagige Textilbewehrung sinnvoll.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde festgestellt, dass sich sowohl in den Kurzzeitzugversuchen als auch im Dauerversuch auch bei älteren Proben bei Dehnungen bis 1 % ein günstiges Rissbild mit Rissbreiten unter 0,1 mm einstellt. Nimmt man für die Fugenüberdeckung im Gebrauchszustand eine Dehnung um 0,5 % an, so kann aufgrund der Versuchsergebnisse davon ausgegangen werden, dass die Rissbreiten klein genug sind und die Abdeckung quasi-wasserundurchlässig ist. Zur Aufklärung des Trag- und Verformungsverhaltens unter dynamischer Belastung ist die Durchführung von zyklischen Versuchen im Rahmen weiterer Untersuchungen erforderlich.

Hinsichtlich der Geometrie ist eine Dicke der Fugenabdeckung von ca. 20 mm sinnvoll. Hiermit wird zum Einen die über die Fugenabdeckung übertragbare Kraft begrenzt, zum Anderen ist die Abdeckung aber auch noch dick genug, um die Textilbewehrung einlegen und etwaige Unebenheiten ausgleichen zu können. Auch die Länge der Fugenabdeckung muss begrenzt werden, damit der Bereich über den Hohlkammern der Fertigteile nicht geschwächt wird.

Aufgrund der Anforderungen und der festgestellten Materialeigenschaften kann daher die grundsätzliche Eignung des hochduktilen Kurzfaserbetons mit zusätzlicher Textilbewehrung für den Einsatz als Fugenüberbrückung festgestellt werden, wobei – wie oben bereits erwähnt – Versuche unter zyklischer Beanspruchung bisher nicht durchgeführt wurden. Vor einem Praxiseinsatz müssen jedoch noch Untersuchungen zur optimalen Form der Ausbildung der Fugenabdeckung durchgeführt werden. Hierzu sind Bauteilversuche erforderlich. Das Tragverhalten des hochduktilen Faserbetons kann anhand benutzerdefinierter Spannungs-Dehnungs-Linien in FE-Simulationen zwar gut nachgefahren werden, eine Reproduktion des fein verteilten Rissbildes ist jedoch nicht möglich. Es können nur Makro-Risse simuliert werden, deren Rissbreiten dann verschmiert über die Kantenlänge des FE-Netzes als Mikro-risse angenommen werden müssen. Darüber hinaus ist die Modellierung von textilbewehrten Bauteilen generell äußerst komplex, da die Bewehrung nicht homogen ist und außerdem ein von herkömmlicher Stahlbewehrung sehr unterschiedliches Verbund- und Tragverhalten aufweist, sodass herkömmliche Modelle aus dem Stahlbetonbau nicht verwendet werden können [Chudoba 2004].

Fugenabdeckung

Außerdem sind eine Verbesserung der Verarbeitbarkeit und eine Optimierung des Textileinbaus bzw. der Textilvorbereitung unabdingbare Voraussetzungen vor der Realisierung der Fugenabdeckung in der Praxis.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Ausgehend von der Überlegung, hochduktile Faserbeton für den Einsatz als wasserundurchlässige Fugenabdeckung zu nutzen, wurde aufgrund vom Forschungsergebnissen, die ein vorzeitiges Versagen des Faserbetons unter anhaltender Belastung zeigten, eine Bewehrungskombination aus PVA-Kurzfasern und AR-Glas-Textilien konzipiert, die gegenüber der alleinigen Verwendung einer der beiden Bewehrungsarten deutliche Vorteile besitzt:

1. Die Textilbewehrung verringert die Auswirkungen einer ungünstigen Verteilung der Kurzfasern.
2. Durch die Textilbewehrung kann der Kurzfasergehalt verringert werden, wodurch die Verarbeitbarkeit verbessert wird.
3. Verglichen mit einem nur textilbewehrten Bauteil wird der Aufwand zum Einbau der Textilbewehrung verringert und die Ausführung erleichtert. Durch den geringeren Zeitaufwand beim Einbau der Textilbewehrung ergeben sich außerdem gegenüber einer reinen Textilbewehrung wirtschaftliche Vorteile.

Eine umfassende Literaturrecherche ergab, dass Bewehrungskombinationen mit Kurzfasern aus Kunststoff und Textilbewehrung aus Glasfasern kaum untersucht sind und dass bisher kein Bemessungsmodell existiert.

Daher war es notwendig, zunächst anhand experimenteller Untersuchungen Aufschlüsse über das Tragverhalten bei kombinierter Bewehrung zu erhalten. Hierzu wurden einaxiale Zugversuche an Flachproben aus Faserbeton, aus Textilbeton und mit kombinierter Faser- und Textilbewehrung durchgeführt, wobei Fasergehalt und Textilbewehrungsgrad variiert wurden.

Die aus der Literatur verfügbaren theoretischen Grundlagen der Bemessung von Bauteilen aus Faser- und Textilbeton wurden aufgearbeitet und bestehende Bemessungsmodelle wurden analysiert. Anhand der Ergebnisse der Zugversuche von nur faser- bzw. textilbewehrten Probekörpern wurden die für die Anwendung der Bemessungsmodelle benötigten Parameter ermittelt.

Auf der Grundlage der Versuchsergebnisse bei kombinierter Bewehrung wurde dann ein vorläufiges Bemessungskonzept zur Bemessung von Bauteilen mit Faser- und Textilbewehrung unter Zugbeanspruchung entwickelt, wobei die zuvor ermittelten Parameter zu Hilfe genommen wurden. Die Anwendung des Bemessungsmodells wurde an Beispielen demonstriert. Es ist jedoch notwendig, das Bemessungsmodell auch für andere Faser-Textil-Matrix-Kombinationen zu überprüfen. Außerdem sollte die Auswirkungen zyklischer Beanspruchung noch untersucht und das Modell dementsprechend erweitert werden.

Anhand der Ergebnisse der durchgeführten Versuche wurde festgestellt, dass die verwendete Kombination von Kurzfasern und Textil grundsätzlich für den Einsatz als Fugenabdeckung geeignet ist. Der Kurzfasergehalt kann dabei auf 1,50 Vol-% redu-

ziert werden, der Textilbewehrungsgrad sollte bei ca. 0,2 % - 0,3 % liegen und ist damit verglichen mit einer reinen Textilbewehrung sehr niedrig.

Anschließend wurden die Anforderungen an Materialeigenschaften und Geometrie der Fugenabdeckung diskutiert und die Eignung des hochduktilen Faserbetons mit zusätzlicher Textilbewehrung im Hinblick auf den Einsatz als Fugenabdeckung und deren Ausführung erörtert.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Versuchsergebnisse wiesen große Streuungen, vor allem hinsichtlich der Bruchdehnung, auf. Dies ist ein allgemeines Problem der kurz- und langfaserbewehrten Betone und ist auf Unregelmäßigkeiten in der Faserverteilung bzw. -orientierung und auf Oberflächendefekte der Glasfasertextilien zurückzuführen. U. a. wird auch in [Molter 2005] auf die großen Streuungen bei Zugversuchen an Textilbetonbauteilen hingewiesen.
- Ein hoher Prozentsatz der großen Probekörper versagte außerhalb der Messlänge im Bereich der Lasteinleitung und konnte daher nicht zur Versuchsauswertung herangezogen werden. Es stand daher nur eine eingeschränkte Versuchszahl pro Bewehrungskombination zur Verfügung, was in Verbindung mit den schon angesprochenen großen Streuungen der Versuchsergebnisse dazu führte, dass nur eine kleine Datenbasis zur Verfügung stand. Aus diesem Grund wurden Versuche mit gleichem Kurzfasergehalt zusammengefasst betrachtet, was durch den dominanten Einfluss der Textilbewehrung gegenüber einem geänderten Fasergehalt möglich war.
- Die zusätzliche Textilbewehrung führte zu einer steigenden Erstriss- und Zugfestigkeit bei abnehmender Bruchdehnung, die Nachrisssteifigkeit stieg ebenfalls an. Eine Erhöhung des Textilbewehrungsgrades verstärkte diese Effekte und wirkte sich wesentlich stärker aus als eine Erhöhung des Kurzfasergehaltes.
- Es wurde festgestellt, dass bei zunehmendem Alter der Proben zwar die Nachrisssteifigkeit unverändert blieb, jedoch die Bruchdehnung und damit auch die Zugfestigkeit abnahm. Da dieser Effekt auch bei nur faserbewehrten Proben auftrat, wird davon ausgegangen, dass durch die Alterung die Verbundsteifigkeit in der Faser-Matrix-Kontaktzone ansteigt, wodurch der für die Duktilität verantwortliche Faserauszug erschwert wird und der Anteil der brechenden Fasern zunimmt. Ein höheres Probenalter führte außerdem zu einer deutlichen Verschlechterung des Rissbildes mit nur noch wenigen Rissen und dadurch größeren Rissbreiten.
- Die Dauerstandversuche haben gezeigt, dass die zur Aufrechterhaltung der aufgezwungenen Längenänderung erforderlichen Zwangkräfte mit der Zeit abnahmen, während die Verformung in der Messstrecke aufgrund der noch vorhandenen Zwängungen weiter zunahm. Die Resttragfähigkeit und die Bruchdehnung nach Ende des Dauerstandversuchs lagen unterhalb der Werte der Kurzzeitversuche. Die Resttragfähigkeit lag zwischen 50 % und 85 % der Zugfestigkeit im Kurzzeitversuch, die Bruchdehnung zwischen ca. 40 % und 80 %, wobei die Abnahme der Bruchdehnung mit zunehmendem Textilbewehrungsgrad weniger groß war. Es kann jedoch nicht festgestellt werden, wie groß hierbei jeweils der Einfluss der Dauerbelastung bzw. der Alterung der Proben während der Ver-

suchsdauer war. Außerdem waren die Proben am Ende des Dauerstandversuchs bereits ca. 1 Jahr und 10 Monate alt und somit wesentlich älter als die in den Kurzzeitversuchen geprüften Probekörper. Anhand des Vergleiches der aufgezeichneten Klimadaten mit den Messwerten der Wegaufnehmer und der Kraftmessdosen wurde festgestellt, dass ein Anstieg der Luftfeuchtigkeit und die dadurch bewirkte Erhöhung der Betonfeuchte zu einer Volumenänderung führten (die gemessenen Kräfte nahmen ab). Nimmt die Luftfeuchtigkeit wieder ab und der Beton gibt dementsprechend auch wieder Feuchtigkeit ab, so nimmt das Volumen wieder ab und damit die aufgezeichnete Kraft wieder zu. Die mit dieser Volumenänderung einhergehende Längenänderung der Proben konnte aufgrund der Anordnung der Wegaufnehmer, die nur einen kleinen Bereich in der Mitte der Probekörper überspannten, nicht messtechnisch erfasst werden.

- Das auf der Grundlage der Versuchsergebnisse entwickelte Bemessungsmodell berücksichtigt die durch die Bewehrungskombination bewirkten Synergie-Effekte und das sukzessive Rovingreißen bei zunehmender Bauteildehnung. Es ermöglicht die einfache Ermittlung von Erstrissfestigkeit, Zugfestigkeit, Bruchdehnung und der jeweiligen Traganteile der Bewehrungsarten. Bei vorgegebenen Randbedingungen ist durch Rückwärtsrechnung auch die Berechnung des erforderlichen Textilbewehrungsgrades bei gegebenem Fasergehalt bzw. umgekehrt möglich. Die Bemessungsformeln enthalten empirisch ermittelte Beiwerte und Faktoren, die für jede Kombination aus Matrix, Faser und Textil in Abhängigkeit von den Bewehrungsgraden neu ermittelt werden müssen. Da das Bemessungsmodell nur anhand einer Matrix-Faser-Textil-Kombination und begrenzter Bewehrungsgrade erstellt wurde, ist die allgemeine Gültigkeit nicht sichergestellt. Hier müssen weitere Untersuchungen zur Verifizierung erfolgen.
- Aufgrund der in den Versuchen festgestellten Materialeigenschaften ist der verwendete hochduktile Faserbeton mit zusätzlicher Textilbewehrung für die Verwendung als Fugenüberdeckung prinzipiell geeignet. Die Rissbreiten im Gebrauchszustand bleiben sowohl im Kurzzeit- als auch im Langzeitversuch kleiner als 0,1 mm. Die zusätzliche Anordnung einer leichten Textilbewehrung ist sinnvoll, da dadurch der Fasergehalt reduziert und die Verarbeitbarkeit verbessert werden kann. Außerdem hat sich im Dauerstandversuch gezeigt, dass die Bruchdehnung gealterter und einer Dauerbelastung unterzogener Probekörper bei kombiniert bewehrten Proben verglichen mit den Ergebnissen aus den Kurzzeitversuchen weniger absinkt ist als bei reiner Faserbewehrung.

Aufgrund der eingeschränkten Anzahl, der zur Auswertung zur Verfügung stehenden Versuche und da bisher nur eine Faser-Textil-Matrix Kombination untersucht wurde, ist es für die Entwicklung einer Fugenabdeckung erforderlich, weitere Versuche durchzuführen. Zwingend notwendig ist außerdem die Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens kombiniert bewehrter Probekörper unter zyklischer Belastung.

7.2 Ausblick

Bis zur Praxisreife einer fugenüberbrückenden Abdeckung sind, wie bereits angesprochen, weitere Untersuchungen zur Erweiterung der Datenbasis erforderlich. In Kombination mit der Durchführung zyklischer Versuche kann dadurch außerdem ein

besseres Verständnis der auftretenden Schädigungsmechanismen gewonnen werden.

Ein weiterer für einen Praxiseinsatz erforderlicher Punkt ist, ist die betontechnologische Optimierung der Verarbeitbarkeit des Kurzfaserbetons. Zusätzlich muss ein Verfahren entwickelt werden, das den lagegenauen Einbau der Textilbewehrung über Längen von annähernd 20 m (Fertigteillänge) ermöglicht. Die optimale geometrische Ausbildung der Fugenabdeckung muss für den jeweiligen Anwendungsfall anhand von Bauteilversuchen ergänzt durch Simulation in verbesserten FE-Modellen untersucht werden.

Das vorgestellte vorläufige Bemessungsmodell muss verifiziert bzw. für andere Matrix-Faser-Textil-Kombinationen erweitert werden. Hierzu ist eine Vielzahl von Zugversuchen mit unterschiedlichen Bewehrungskombinationen zur Erweiterung der Datenbasis erforderlich.

Da die kombinierte Bewehrung mit Kurzfasern und Bewehrungstextilien noch weitgehend unerforscht ist, bestehen für künftige Forschungsvorhaben viele offene Fragen, z. B.:

- Verhalten bei zyklischer Beanspruchung,
- Detaillierte Untersuchung des Trag- und Verbundverhaltens bei kombinierter Bewehrung,
- Biegetragverhalten bei kombinierter Bewehrung,
- Alterung und Dauerstandverhalten,
- Widerstand gegen mechanischen und chemischen Angriff,
- Einfluss der Klimabedingungen,
- Erweiterung des vorläufigen Bemessungsmodells für andere Materialkombinationen und Bewehrungsgrade.

Literatur

- Aveston 1971** Aveston, J.; Cooper, G. A.; Kelly, A.: Single and multiple fracture. The properties of fibre composites. Conference Proceedings of N. P. L. Conference. IPC Science and Technology Press, Ltd., 1971, S. 15-24.
- Aveston 1976** Aveston, J.; Mercer, R. A.; Sillwood, J. M.: The mechanisms of fibre-reinforcement of cement and concrete. National Physical Laboratory Report No. SI, No. 90/11/98, Part I, January 1975; Part II, DMA 228, February 1976.
- Banholzer 2004** Banholzer, B.: Bond Behaviour of a Multi-Filament Yarn Embedded in a Cementitious Matrix. In: Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen, Nr. 12, 2004.
- Barhum 2010** Barhum, R.; Mechtcherine, V.: Effects of short fibres on fracture behaviour of textile reinforced concrete. In: Oh, B. H. et al. (eds.): Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures – High Performance, Fibre Reinforced Concrete, Special Loadings and Structural Applications. Korea Concrete Institute, 2010.
- Boshoff 2009/1** Boshoff, W. P.; Mechtcherine, V.; van Zijl, G.P.A.: Characterizing the time-dependant behaviour on the single fibre level of SHCC: Part 1: Mechanisms of fibre pull-out creep. Cement and Concrete Research 39 (2009), pp. 779-786.
- Boshoff 2009/2** Boshoff, W. P.; Mechtcherine, V.; van Zijl, G.P.A.: Characterizing the time-dependant behaviour on the single fibre level of SHCC: Part 2: The rate effects on fibre pull-out test. Cement and Concrete Research 39 (2009), pp. 787-797.
- Bruckermann 2007** Bruckermann, O.: Zur Modellierung des Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton. Dissertation, RWTH Aachen, 2007.
- Büge 2008** Büge, R.: Optimierung der Verarbeitbarkeit eines hochduktilen Betons mit Kurzfaserbewehrung aus Kunststoff. Diplomarbeit, FH Kaiserslautern, 2008.
- Butler 2009/1** Butler, M.; Mechtcherine, V.; Hempel, S.: Experimental investigations on the durability of fibre-matrix interfaces in textile-reinforced concrete. Cement & Concrete Composites 31 (2009), pp. 221-231.
- Butler 2009/2** Butler, M.: Zur Dauerhaftigkeit von Verbundwerkstoffen aus zementgebundenen Matrices und alkaliresistenten Glasfaser-Multifilamentgarnen. Dissertation, TU Dresden, 2009.
- Butler 2010** Butler, M.; Mechtcherine, V.; Hempel, S.: Durability of textile reinforced concrete made with AR glass fibre: effect of the matrix composition. Materials and Structures (2010) 43, pp. 1351-1368.
- Chudoba 2004** Chudoba, R.; Graf, W.; Meskouris, K.; Zastrau, B.: Numerische Modellierung von textilbewehrtem Beton. Beton- und Stahlbetonbau 99, Heft 6, S. 460 – 465, Berlin, 2004.

- Curbach 1998** Curbach, M.; Hegger, J. et al.: Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau. Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, Heft 448, Berlin, 1998.
- Curbach 2001** Curbach, M.; Jesse, F.: Dehnkörper aus textilibewehrtem Beton – Phänomene, Deutung, Schlussfolgerungen. In: Tagungsband zum 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, S. 125 – 136, Aachen, Februar 2001.
- Curbach 2003** Curbach, M.(Hrsg.): Textile Reinforced Structures. Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2). Dresden, 2003.
- DIN 1045-1** DIN 1045-1:Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton. Teil 1: Bemessung und Konstruktion. August 2008.
- DWS 2006** DW Systembau: Technische Informationen für BRESPA-Decken. 2006.
- Gries 2006** Gries, T.; Roye, A.; Offermann, P.; Engler, T.; Peled, A.: Textiles. In: Brameshuber, W. (Eds): State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 201-TRC: Textile Reinforced Concrete. S.11 – 27. RILEM Publications S.A.R.L., Aachen, 2006.
- Grübl 2001** Grübl, P.; Weigler, H.; Karl, S.: Beton – Arten, Herstellung und Eigenschaften. 2. Auflage, Verlag Ernst & Sohn, 2001.
- Habel 2004** Habel, K.: Structural behaviour of elements combining ultra-high performance fibre reinforced concretes (UHPFRC) and reinforced concrete. Thèse N° 3036, Faculté Environnement Naturel, Architectural et Construit, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2004.
- HBM 2005** Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH: catman® Professional 5.0, Bedienungsanleitung. HBM Software, 2005.
- Hanisch 2006** Hanisch, V.; et al.: Influence of machine settings on mechanical performance of yarn and textile structures. In: Hegger, J.; Curbach, M.; Will, N. (Hrsg.): Textile Reinforced Concrete. Proceedings of the 1st International RILEM Symposium. S. 13-22. Aachen, 2006.
- Hannant 1978** Hannant, D. J.: Fibre Cements and Fibre Concretes. John Wiley and Sons, Ltd., 1978.
- Hegger 2004** Hegger, J.; Will, N.; Curbach, M.; Jesse, F.: Tragverhalten von textilibewehrtem Beton. Beton- und Stahlbetonbau 99. Vol. 6. S. 452-455, 2004.
- Hegger 2006** Hegger, J.; et al.: Composite Materials – Mechanical behaviour of textile reinforced concrete. In: Brameshuber, W. (Eds): State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 201-TRC: Textile Reinforced Concrete. S. 133-186. RILEM Publications S.A.R.L., Aachen, 2006.
- Hegger 2007** Hegger, J.; Bruckermann, O.; Sherif, A. G.: Modeling Local Pressure on Inclined Rovings in Textile-Reinforced Concrete. ACI Materials Journal, September-October 2007, S. 520-525.

- Hinzen 2007** Hinzen, M.; Brameshuber, W.: Influence of short fibres on strength, ductility and crack development of textile reinforced concrete. In: High Performance Fibre Reinforced Cement Composites (HPFRCC5), Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop, Mainz, 10.-13.07.2007.
- Hinzen 2008** Hinzen, M.; Brameshuber, W.: Improvement of servicability and strength of textile reinforced concrete elements with short fiber mixes. In: Design and Application of Textile Reinforced Concrete, ACI Fall Convention 2007, Fajardo, Puerto Rico, 14.-18.10.2007, American Concrete Institute, 2008, ACI SP-251.
- Jesse 2004** Jesse, F.: Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix. Dissertation, TU Dresden. Dresden 2004.
- Jun 2008** Jun, P.; Mechtcherine, V.: Deformation behavior of cracked strain-hardening cement-based composites (SHCC) under sustained and repeated tensile loading. IN: Tanabe, T.; et al. (eds.): Proceedings of 8th int. conference on creep, shrinkage and durability of concrete structure, CONCREEPO 8. Ise-Shima, London (Japan): Taylor & Francis Group; 2008. p. 487-493.
- Jun 2010/1** Jun, P.; Mechtcherine, V.: Behaviour of Strain-hardening Cement-based Composites (SHCC) under monotonic and cyclic tensile loading. Part 1 – Experimental investigations. Cement & Concrete Composites 32 (2010), pp. 801-809.
- Jun 2010/2** Jun, P.; Mechtcherine, V.: Behaviour of Strain-hardening Cement-based Composites (SHCC) under monotonic and cyclic tensile loading. Part 2 – Modelling. Cement & Concrete Composites 32 (2010), pp. 810-818.
- Jungwirth 2005** Jungwirth, J.; Muttoni, A.: Versuche zum Tragverhalten von ultrahochfestem Beton – Zusammenfassung. Institute de structures – Construction en béton, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, August 2005.
- Kelly 1966** Kelly, A.: Strong Solids. Clarendon Press, Oxford, 1966.
- Li 1990** Li, V.C.; Wang, Y.; Backer, S.: Effect of inclining angle, bundling and surface treatment on synthetic fibre pull-out from a cement matrix. Composites, Volume 21, Number 2, March 1990.
- Li 1993** Li, V.C.: From Micromechanics to Structural Engineering – The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications. Structural Eng./ Earthquake Eng., Vol. 10, No. 2, S. 37 – 48, Juli 1993. Japan Society of Civil Engineers.
- Li 1995** Li, V. C.; Mishra, D. K.; Wu, H.-C.: Matrix design for pseudo-strain-hardening fibre reinforced cementitious composites. Materials and Structures, 1995, 28, pp. 586-595.
- Liebholt 2011** Liebholt, M.; Mechtcherine, V.; Hampel, U.: Protective behavior of textile reinforced concrete in the repair and strengthening of structural concrete members. Veröffentlichung in Vorbereitung in: ACI Special Issue, 2011.

- Lin 1999** Lin, Y.: Tragverhalten von Stahlfaserbeton. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 494, Beuth Verlag, Berlin, 1999.
- Leutbecher 2007** Leutbecher, T.: Rissbildung und Zugtragverhalten von mit Stabstahl und Fasern bewehrtem Ultrahochfestem Beton (UHPC). Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau, Heft 9, Kassel university press GmbH, Kassel, 2008.
- Mechtcherine 2005** Mechtcherine, V., Schulze, J.: Hochduktiler Beton – Baustoffliche Grundlagen und Prüfung der Eigenschaften. In: Mechtcherine, V. (ed.): Hochduktiler Betone mit Kurzfaserbewehrung – Entwicklung, Prüfung, Anwendung, S. 11-36, Kaiserslautern, 2005.
- Mechtcherine 2007/1** Mechtcherine, V.; Jun, P.: Ermüdungsverhalten hochduktiler Betone mit Kurzfasern. Beiträge zum 48. DAfStb-Forschungskolloquium, S. 117-128. Dresden, 2007.
- Mechtcherine 2007/2** Mechtcherine, V.: Testing behaviour of strain hardening cement-based composites in tension – Summary of recent research. RILEM-Symposium on High-Performance Fibre Reinforced Cementitious Composites HPFRCC 5, H.-W.; Reinhardt and A. Naaman (eds.), Rilem Pro 53, pp. 13-22, 2007.
- Molter 2005** Molter, M.: Zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton. Dissertation RWTH Aachen. Aachen, 2005.
- Naaman 2003** Naaman, A. E.: Strain hardening and deflection hardening fibre reinforced cement composites. In: High Performance Fibre Reinforced Composites (HPFRCC4), A.E. Naaman and H.W. Reinhardt (eds.), Ann Arbor, Michigan, RILEM Publications, pp. 95-104, 2003.
- Ohno 1994** Ohno, S.; Hannant, D. J.: Modelling the Stress-Strain-Response of Continuous Fibre Reinforced Cement Composites. ACI Materials Journal, 1994, Vol. 91, No. 3, S. 306-312.
- Orlowsky 2005** Orlowsky, J.: Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton. Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, Heft 558, Berlin, 2005.
- Purnell 2006** Purnell, P.; et al.: Composite materials – Durability. In: Bramehuber, W. (Eds): State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 201-TRC: Textile Reinforced Concrete. S. 187-210. RILEM Publications S.A.R.L., Aachen, 2006.
- Pfyl 2001** Pfyl, Th.; Marti, P.: Versuche an stahlfaserverstärkten Stahlbetonelementen. Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, Juli 2001.
- Pfyl 2003** Pfyl, Th.: Tragverhalten von Stahlfaserbeton. Dissertation ETH Nr. 15005, ETH Zürich, 2003.
- Reinhardt 2006** Reinhardt, H.-W.; et al.: Composite materials – Bond. In: Bramehuber, W. (Eds): State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 201-TRC: Textile Reinforced Concrete. S. 83-131. RILEM Publications S.A.R.L., Aachen, 2006.

- Richter 2005** Richter, M.: Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textildbewehrtem Feinbeton. Berichte des Instituts für Mechanik und Tragwerke, Technische Universität Dresden, 2005, No. 2.
- Schießl 1986** Schießl, P.; Wölfel, E.: Konstruktionsregeln zur Beschränkung der Rissbreite – Grundlagen der Neufassung DIN 1045, Abschnitt 17.6 (Entwurf 1985). Beton- und Stahlbetonbau, Heft 6/1986, S. 8-15, 1986.
- Schießl 1989** Schießl, P.: Grundlagen der Neuregelung zur Beschränkung der Rissbreite. Beuth-Verlag, Berlin. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 400, 1989.
- Schnell 2008** Schnell, J.; Ackermann, F. P.; Rösch, R.; Sych, T.: Statistical analysis of fibre distribution in ultra high performance concrete using computer tomography. 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete, March 2008, Kassel, Germany, pp. 145-152.
- Schnell 2010** Schnell, J.; Schladitz, K.; Schuler, F.: Richtungsanalyse von Fasern in Betonen auf Basis der Computer-Tomographie. Beton- und Stahlbetonbau 105, Vol. 2, S. 72-77, 2010.
- Schorn 2001** Schorn, H.; Hempel, R.; Weise, S.: Untersuchungen zum Verbundverhalten von Fasern und Faserbündeln in zementgebundener Matrix unter Einbeziehung von Faser-Bragg-Gittern. In: 1. Fachkolloquium Textilbeton. RWTH Aachen, 2001, S. 113 – 124.
- Soroushian 1990** Soroushian, P.; Lee, C.-D.: Distribution and Orientation of Fibers in Steel Fibre Reinforced Concrete. ACI Materials Journal, Vol.87, No. 5, S. 433-439, Sept.-Okt. 1990.
- van Zijl 2005** van Zijl, G. P. A.: Optimisation of the composition and fabrication methods; Applications for precast concrete members. In: Mechtcherine, V. (ed.): Hochduktile Betone mit Kurzfaserbewehrung – Entwicklung, Prüfung, Anwendung, S. 37-54, Kaiserslautern, 2005.
- Vetrotex 2007** Produktdatenblatt für Cem-FIL® Direktroving LTR 5325
- Voss 2008** Voss, S.: Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textildbewehrtem Beton. Dissertation, RWTH Aachen, 2008.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Es wurden insgesamt 65 große taillierte Probekörper gültig geprüft. Die folgende Tabelle gibt eine Übersicht über die Versuchsbezeichnungen und die jeweiligen Bewehrungskombinationen.

Fasergehalt	Anzahl der Textilbewehrungslagen			
	0	1	2	3
0,00 %	GP-0L-0,00-1	GP-1L-0,00-1	GP-2L-0,00-1	GP-3L-0,00-1
	GP-0L-0,00-2	GP-1L-0,00-2	GP-2L-0,00-2	GP-3L-0,00-2
		GP-1L-0,00-3	GP-2L-0,00-3	GP-3L-0,00-3
		GP-1L-0,00-4	GP-2L-0,00-4	GP-3L-0,00-4
		GP-1L-0,00-5	GP-2L-0,00-5	
			GP-2L-0,00-6	
			GP-2L-0,00-7	
1,50 %	GP-0L-1,50-1	GP-1L-1,50-1	GP-2L-1,50-1	GP-3L-1,50-1
	GP-0L-1,50-2	GP-1L-1,50-2	GP-2L-1,50-2	GP-3L-1,50-2
1,75 %	GP-0L-1,75-1	GP-1L-1,75-1	GP-2L-1,75-1	GP-3L-1,75-1
	GP-0L-1,75-2	GP-1L-1,75-2	GP-2L-1,75-2	GP-3L-1,75-2
		GP-1L-1,75-3		
2,00 %	GP-0L-2,00-1	GP-1L-2,00-1	GP-2L-2,00-1	GP-3L-2,00-1
	GP-0L-2,00-2	GP-1L-2,00-2	GP-2L-2,00-2	GP-3L-2,00-2
			GP-2L-2,00-3	GP-3L-2,00-3
2,25 %	GP-0L-2,25-1	GP-1L-2,25-1	GP-2L-2,25-1	GP-3L-2,25-1
	GP-0L-2,25-2	GP-1L-2,25-2	GP-2L-2,25-2	GP-3L-2,25-2
		GP-1L-2,25-3	GP-2L-2,25-3	GP-3L-2,25-3
		GP-1L-2,25-4	GP-2L-2,25-4	GP-3L-2,25-4
		GP-1L-2,25-5	GP-2L-2,25-5	
		GP-1L-2,25-6	GP-2L-2,25-6	
		GP-1L-2,25-7		

Tab. A1.1: Übersicht über die Versuchsbezeichnungen und die jeweiligen Bewehrungskombinationen der gültig geprüften großen taillierten Probekörper.

Auf den folgenden Seiten werden die Ergebnisse der einzelnen Versuche kurz dargestellt.

WAN – Verformungsmessung Wegaufnehmer

Labtronic – Verformungsmessung Prüfmaschine

a) Feinkornbeton, unbewehrt

Versuch GP-0L-0,00-1

Bewehrung:	0,00 %, keine Textilbewehrung
Betonierdatum - Prüfalalter:	22. 08. 2007 – 96 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung:	$f_{ctu} = 2,46 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 0,015 \%$
Bruchquerschnitt:	$A = 64,15 \cdot 22 = 1.411,3 \text{ mm}^2$

Versuch GP-0L-0,00-2

Bewehrung:	0,00 %, keine Textilbewehrung
Betonierdatum/Prüfalalter:	07. 02. 2008 – 139 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung:	$f_{ctu} = 3,33 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 0,036 \%$
Bruchquerschnitt:	$A = 61,50 \cdot 20,78 = 1.278,0 \text{ mm}^2$

b) **Textilbeton, ohne Kurzfaserbewehrung**

Versuch GP-1L-0,00-1

Bewehrung: 0,00 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 10. 10. 2007 – 62 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,05 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,013 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 64,25 \cdot 21,38 = 1.373,7 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 0,88 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,214 \%$
Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.

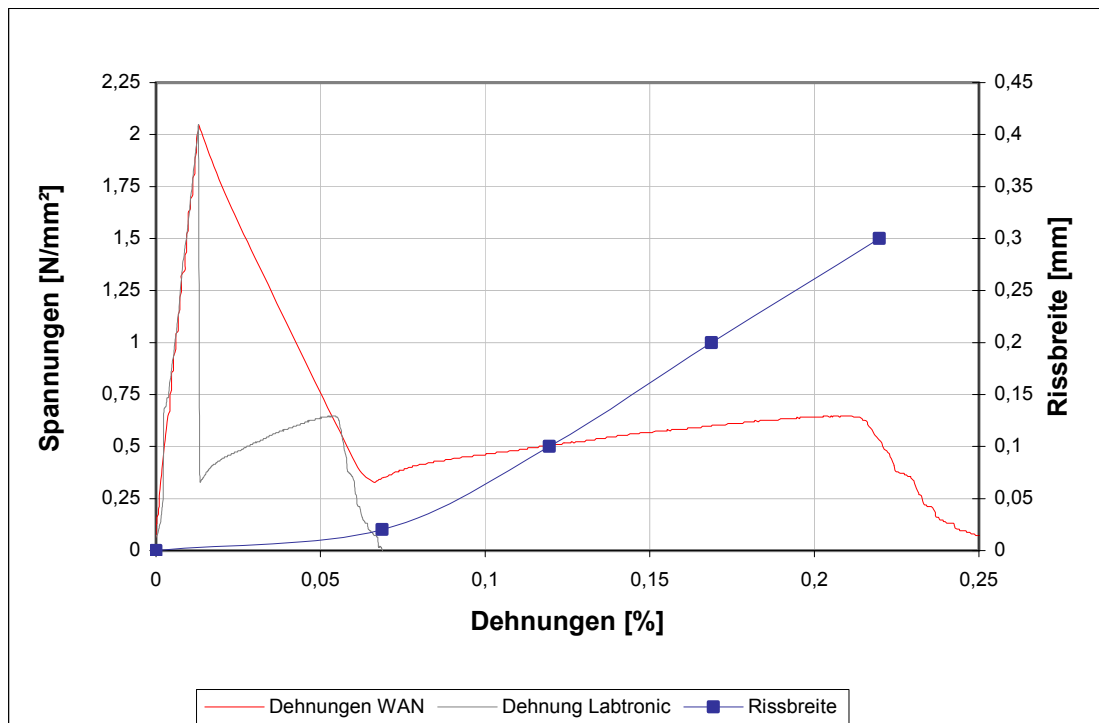


Abb. A1.1: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-0,00-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-0,00-2

Bewehrung: 0,00 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 12. 03. 2008 – 157 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,67 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,023 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 63,75 \cdot 20,20 = 1.287,8 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 0,95 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,285 \%$
Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.

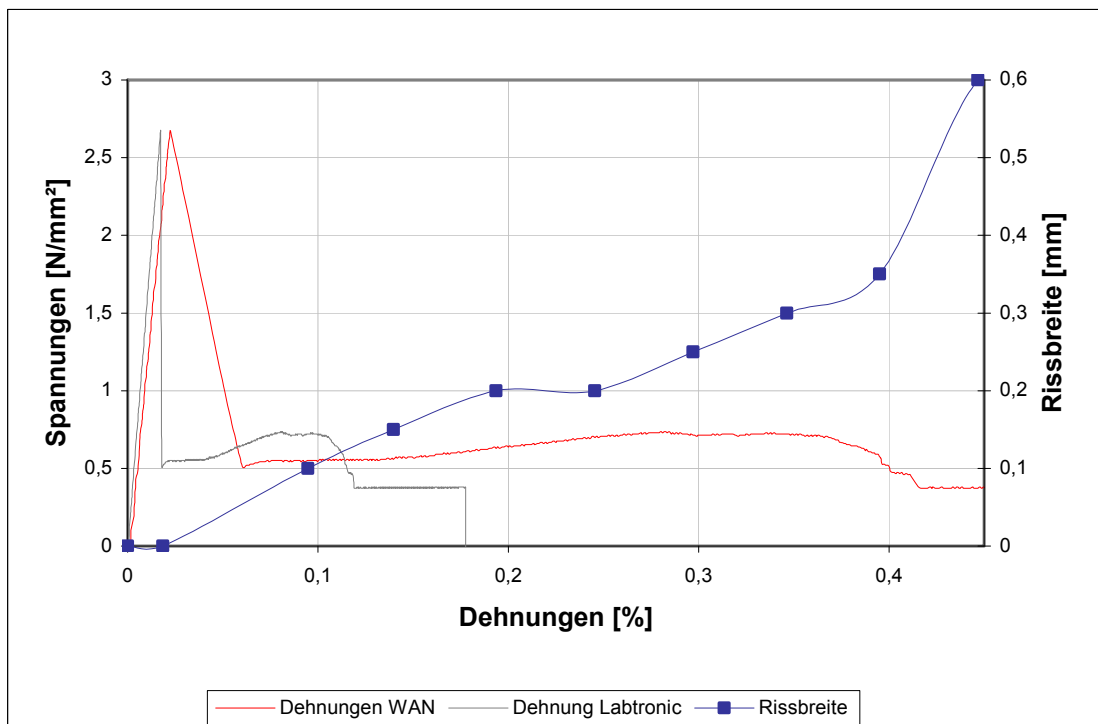


Abb. A1.2: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-0,00-2.

Versuch GP-1L-0,00-3

Bewehrung: 0,00 %, 1 Lage Textil B, Schuss in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 17. 10. 2007 – 62 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,48 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 0,015 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 61,10 \cdot 24,30 = 1.484,7 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 1,05 \text{ kN}$, $\varepsilon_{ctu} = 0,395 \%$
Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.

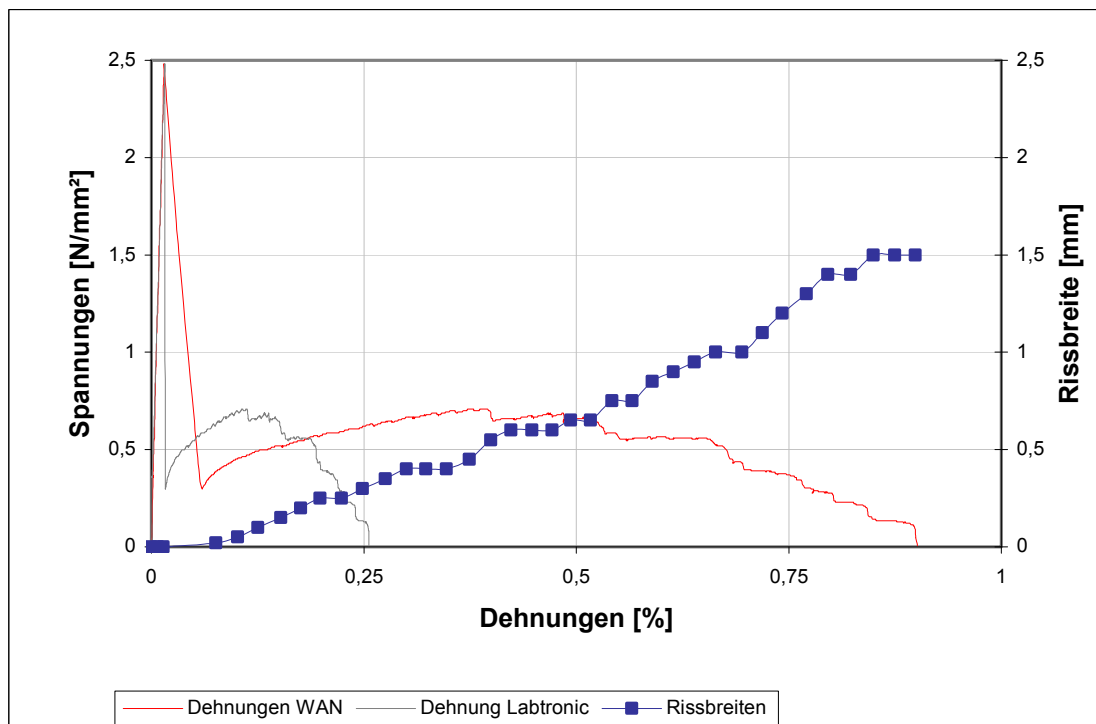


Abb. A1.3: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-0,00-3.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-0,00-4

Bewehrung: 0,00 %, 1 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 10. 10. 2007 – 62 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 3,16 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,019 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 61,00 \cdot 23,00 = 1.403,0 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 0,72 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,193 \%$
Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.
Der Versuch wurde zu früh abgebrochen, die Rovings hätten noch mehr Last aufnehmen können.

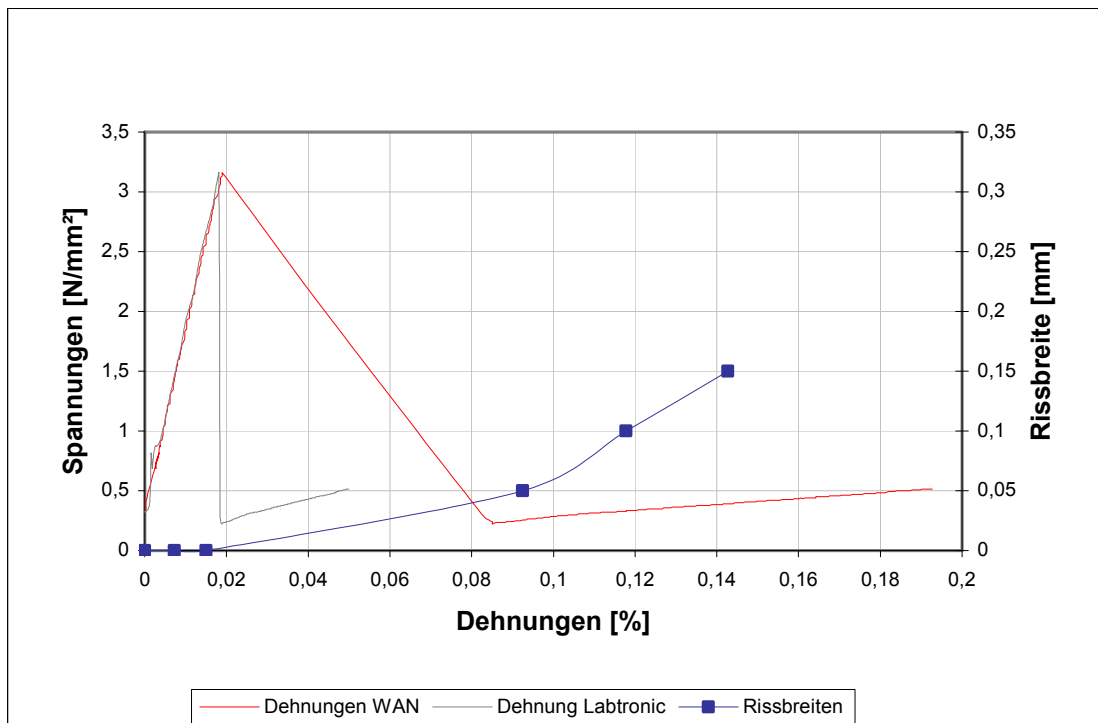


Abb. A1.4: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-0,00-4.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-0,00-5

Bewehrung: 0,00 %, 1 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 30. 01. 2008 – 142 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,36 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,010 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 61,88 \cdot 22,40 = 1.386,1 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 0,93 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,252 \%$
Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.

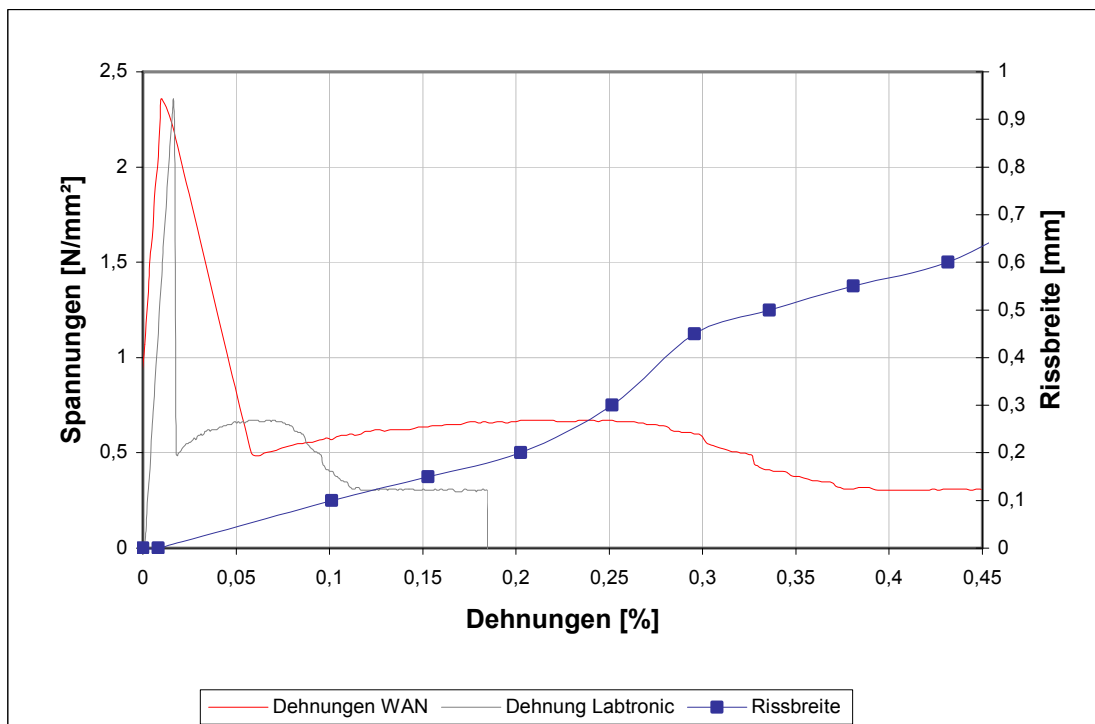


Abb. A1.5: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-0,00-5.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-1

Bewehrung: 0,00 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 15. 08. 2007 – 69 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,30 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 0,018 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 63,58 \cdot 23,00 = 1.462,2 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 1,87 \text{ kN}$, $\varepsilon_{ctu} = 0,210 \%$
Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.

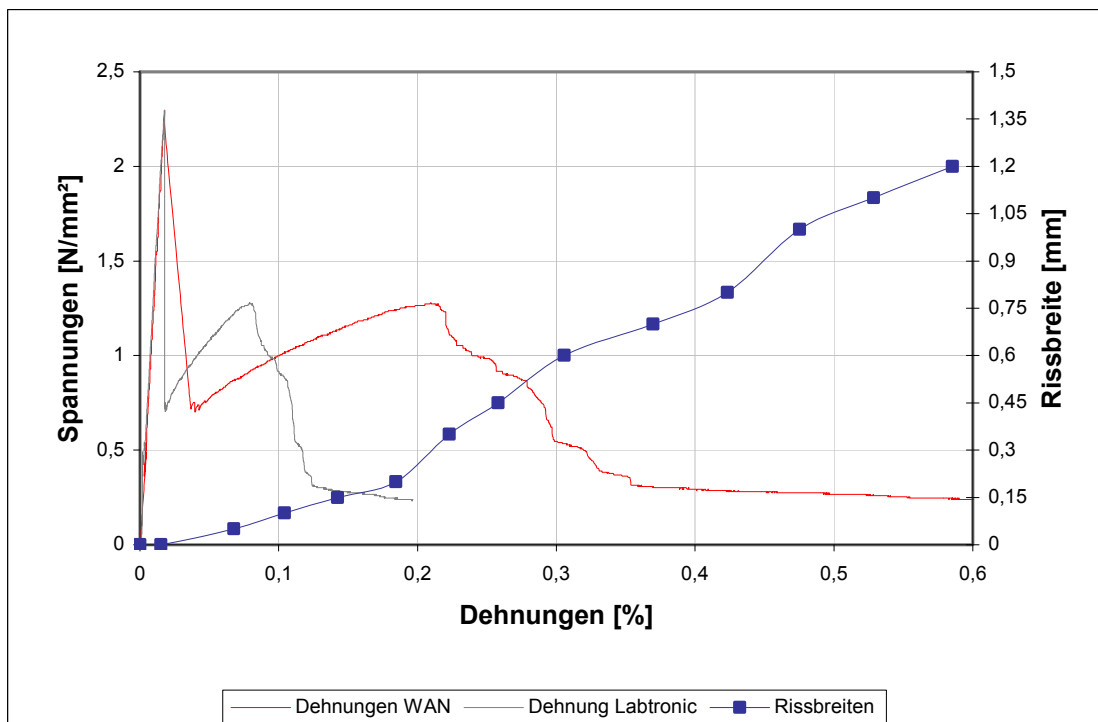


Abb. A1.6: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-2

Bewehrung: 0,00 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 14. 02. 2008 – 165 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 0,72 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 1,155 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,30 \cdot 20,20 = 1.258,5 \text{ mm}^2$
 Rovingversagen: $F_{ru} = 0,90 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 1,155 \%$
 Versagensmodus: Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach kann von der Textilbewehrung wieder Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

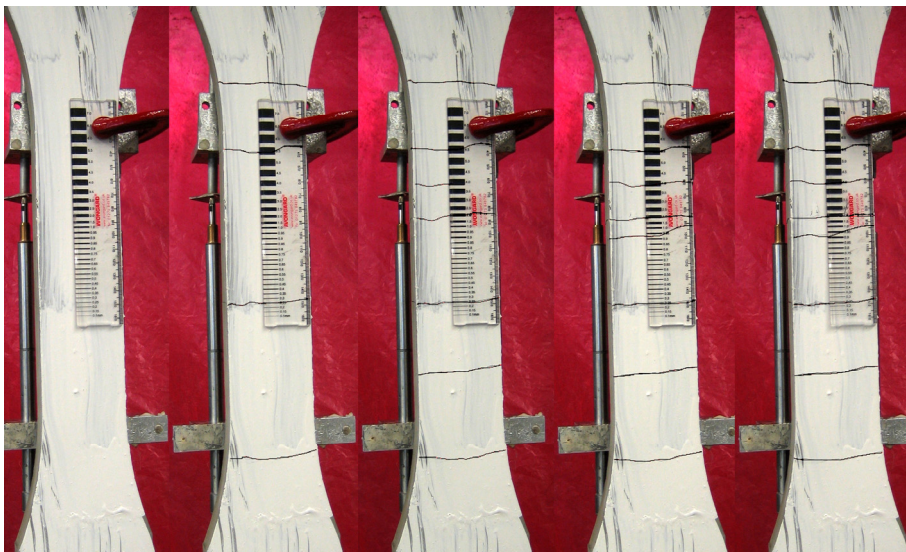


Abb. A1.7: Rissbilder bei 0 – 0,57 – 0,88 – 1,07 – 1,20 % Dehnung im Messbereich.

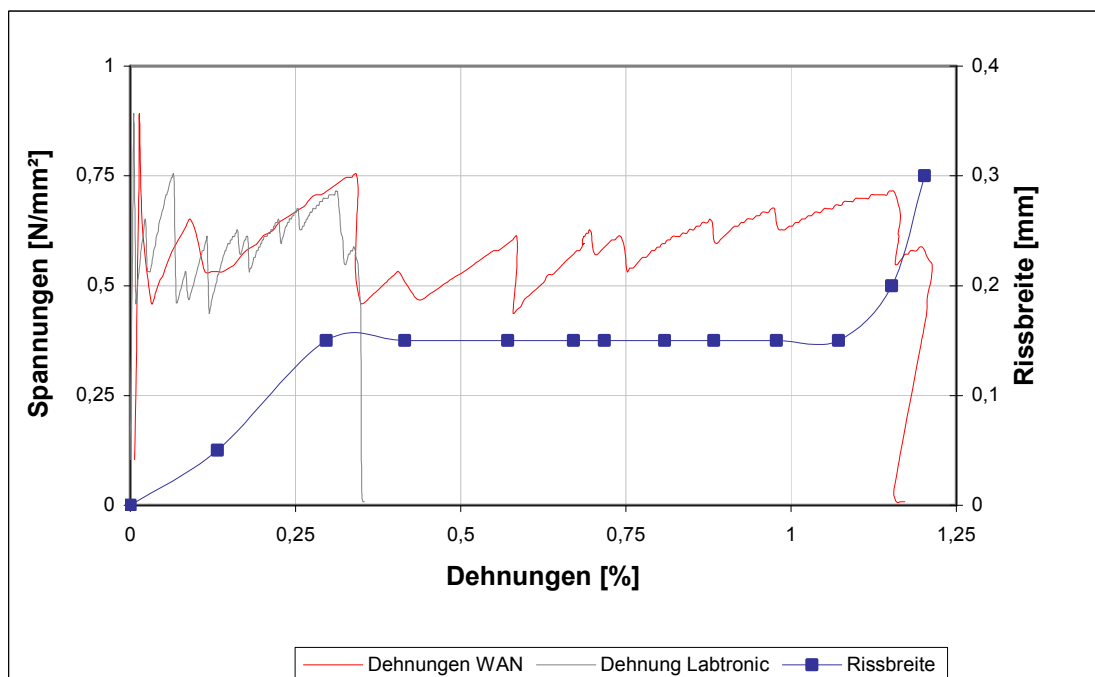


Abb. A1.8: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-3

Bewehrung:	0,00 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter:	12. 03. 2008 – 147 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung:	$f_{ctu} = 1,56 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 1,602 \%$
Bruchquerschnitt:	$A = 62,10 \cdot 18,70 = 1.161,3 \text{ mm}^2$
Rovingversagen:	$F_{ru} = 1,67 \text{ kN}$, $\varepsilon_{ctu} = 1,836 \%$
Versagensmodus:	Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.



Abb. A1.9: Rissbilder bei 0 – 0,48 – 0,57 – 1,03 – 1,53 – 1,79 % Dehnung im Messbereich.

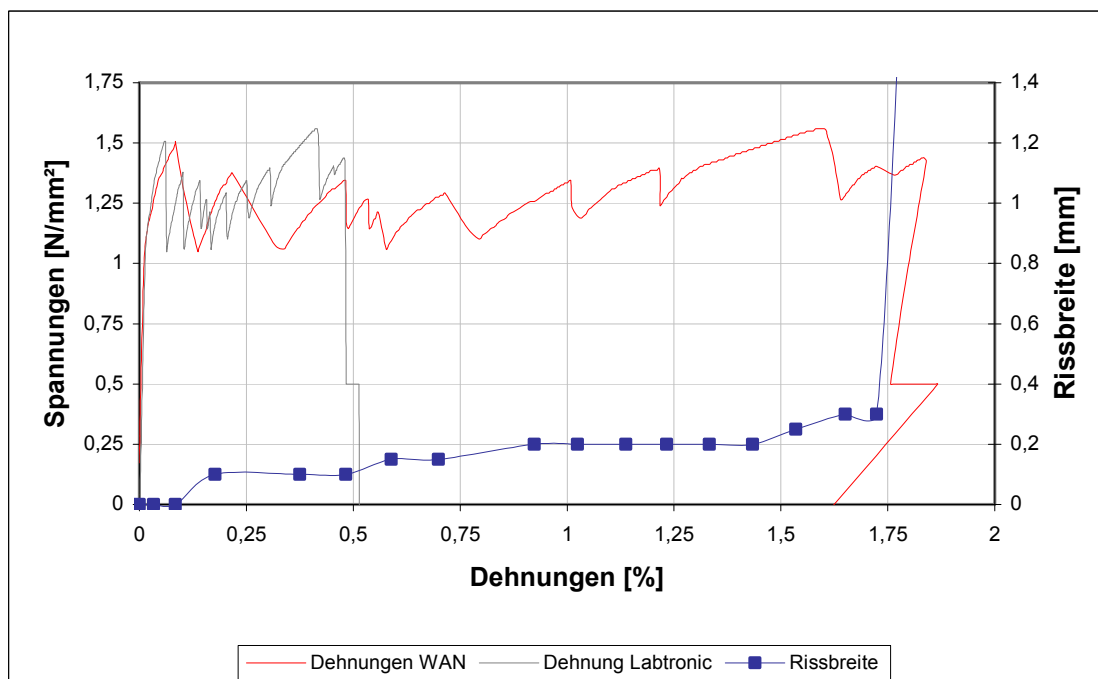


Abb. A1.10: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-3.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-4

Bewehrung:	0,00 %, 2 Lagen Textil B, Schuss in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter:	22. 08. 2007 – 96 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung:	$f_{ctu} = 1,74 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,008 \%$
Bruchquerschnitt:	$A = 63,10 \cdot 22,00 = 1.388,2 \text{ mm}^2$
Rovingversagen:	$F_{ru} = 2,05 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,392 \%$
Versagensmodus:	Erstriss der Matrix ist maßgebend, danach erneuter leichter Lastanstieg bis die Rovings versagen und ausgezogen werden.

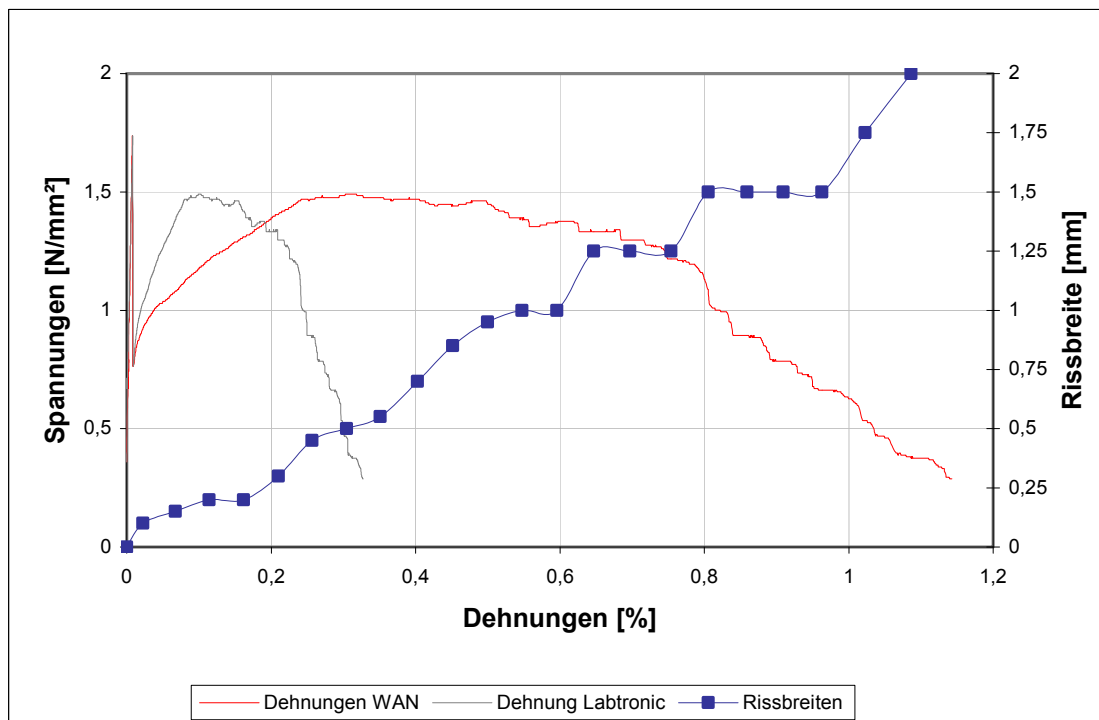


Abb. A1.11: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-4.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-5

Bewehrung: 0,00 %, 2 Lagen Textil B, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 07. 02. 2008 – 139 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 1,58 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 0,758 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,30 \cdot 19,05 = 1.186,8 \text{ mm}^2$
 Rovingversagen: $F_{ru} = 1,87 \text{ kN}$, $\varepsilon_{ctu} = 0,758 \%$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

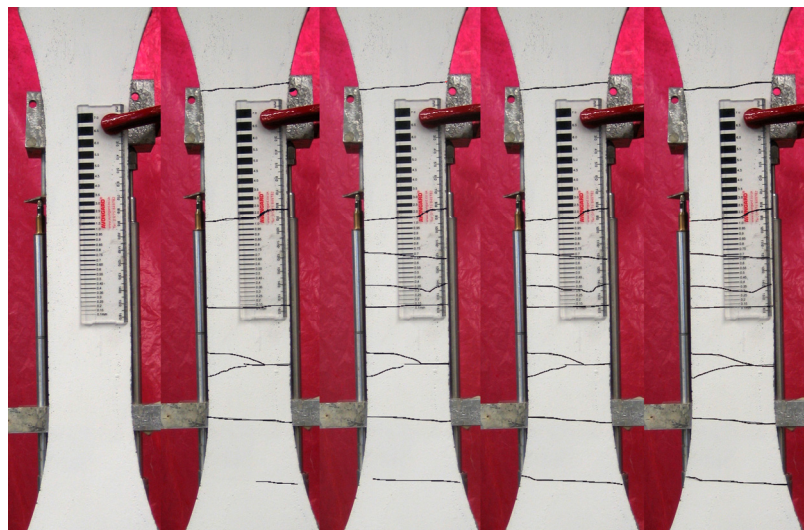


Abb. A1.12: Rissbilder bei 0 – 0,21 – 0,41 – 0,60 – 0,81 % Dehnung im Messbereich.

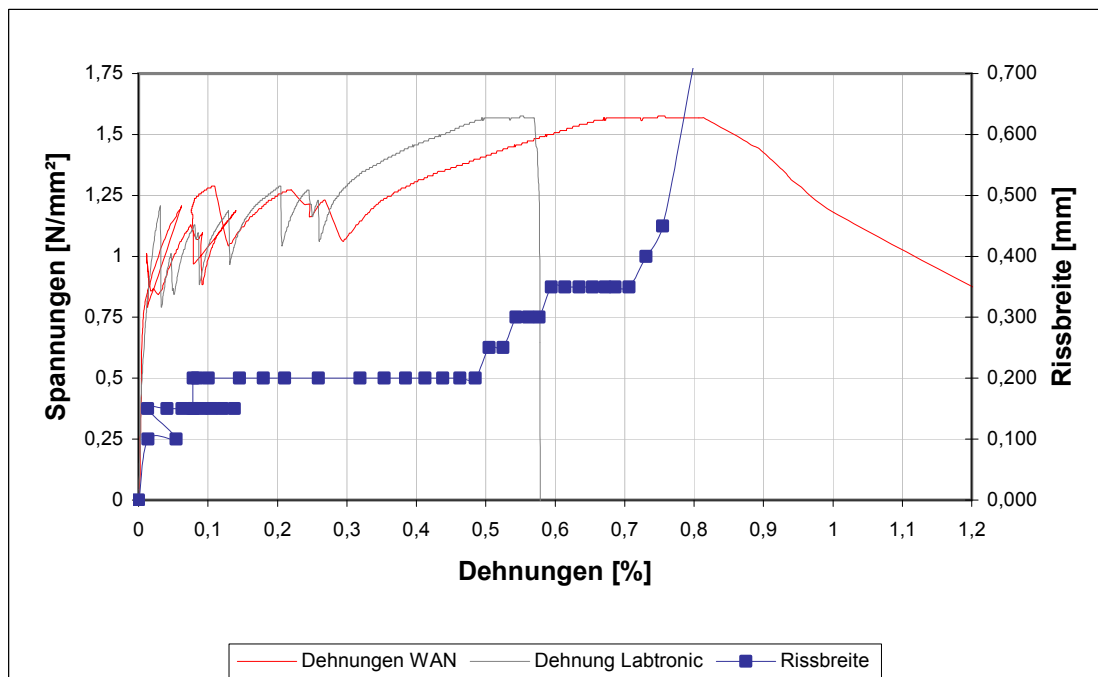


Abb. A1.13: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-5.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-6

Bewehrung: 0,00 %, 2 Lagen Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 10. 10. 2007 – 62 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 1,16 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,741\%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,80 \cdot 23,00 = 1.421,4 \text{ mm}^2$
 Rovingversagen: $F_{ru} = 1,65 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,750\%$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

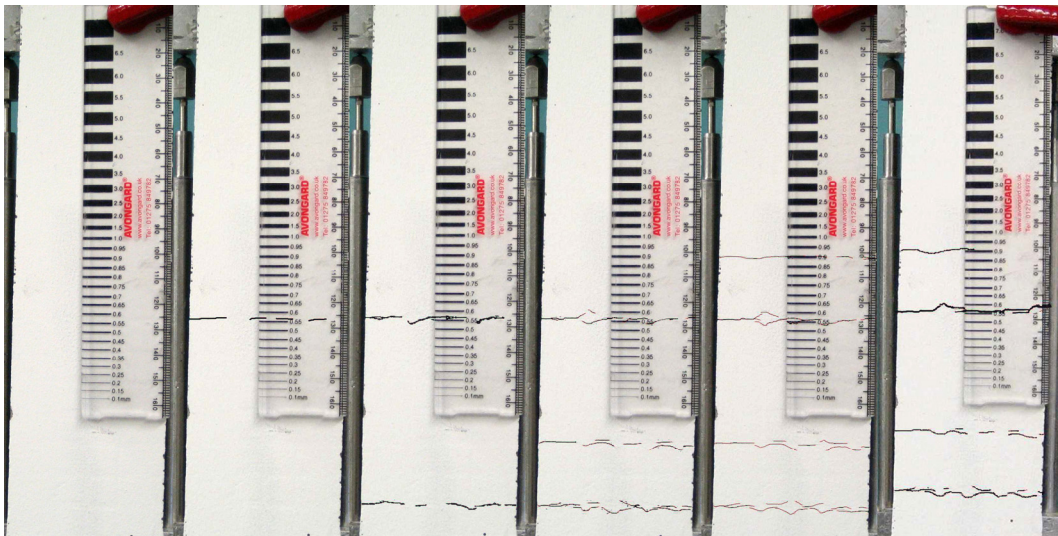


Abb. A1.14: Rissbilder bei 0 – 0,12 – 0,22 – 0,44 – 0,54 – 0,71 % Dehnung im Messbereich.

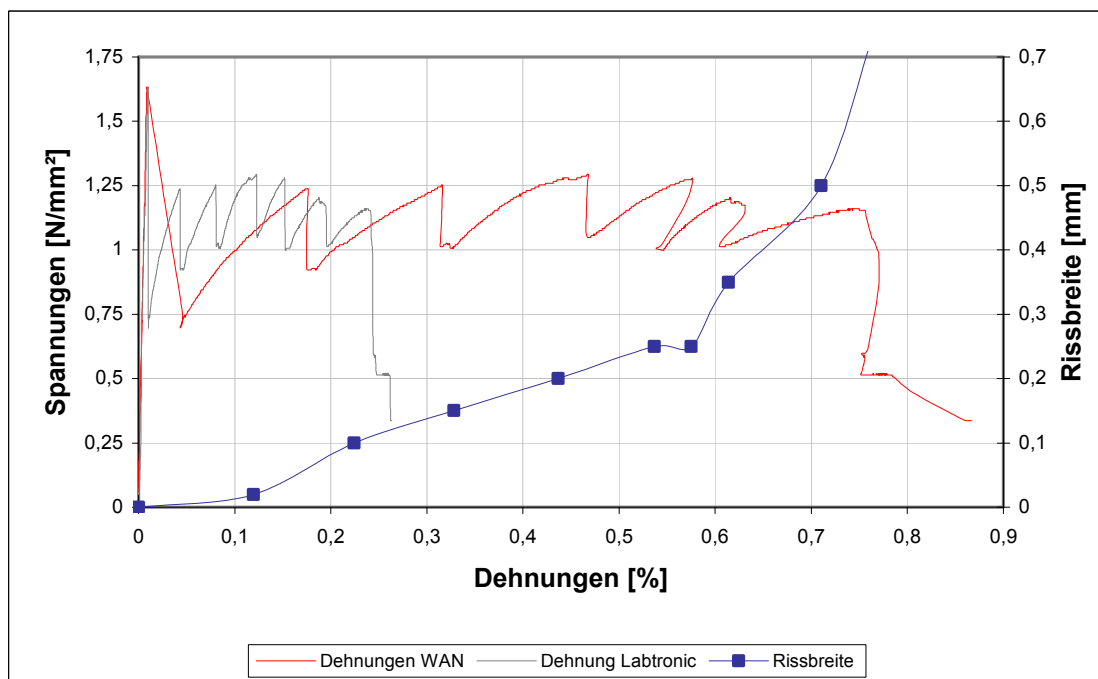


Abb. A1.15: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-6.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-0,00-7

Bewehrung: 0,00 %, 2 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 30. 01. 2008 – 140 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,13 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,577 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 64,30 \cdot 18,85 = 1.212,1 \text{ mm}^2$
 Rovingversagen: $F_{ru} = 2,58 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,577 \%$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

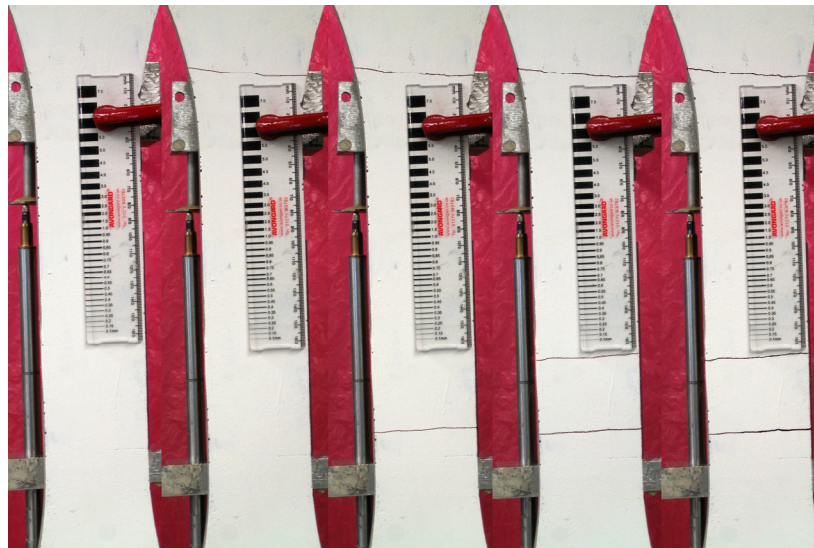


Abb. A1.16: Rissbilder bei 0 – 0,005 – 0,15 – 0,42 – 0,58 % Dehnung im Messbereich.

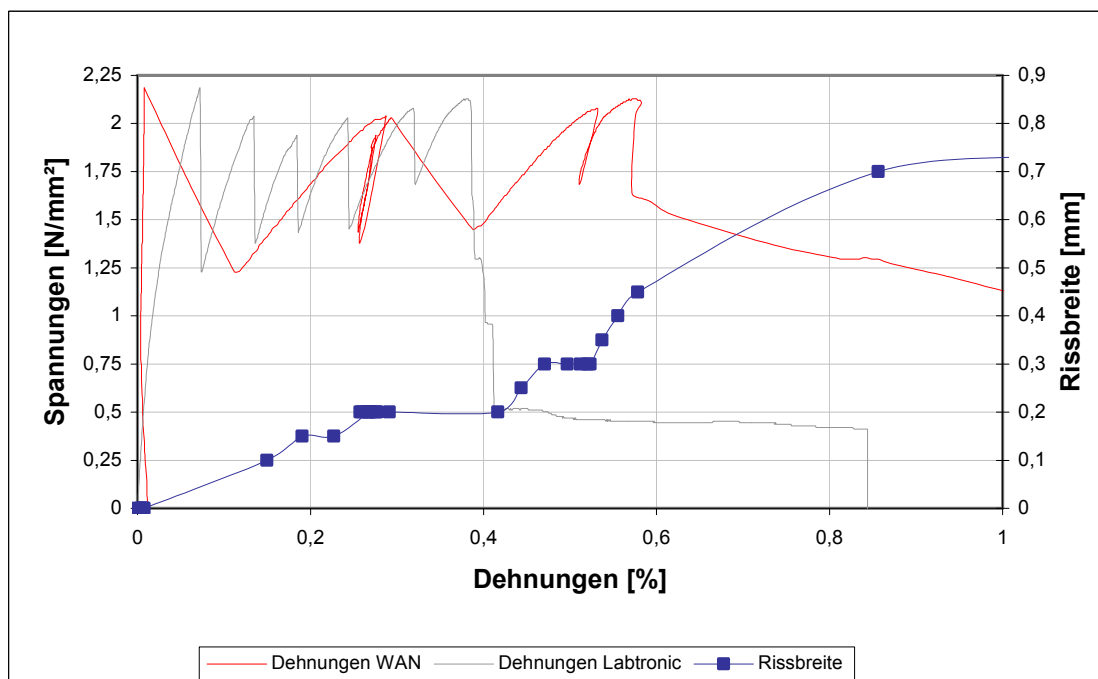


Abb. A1.17: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-0,00-7.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-0,00-1

Bewehrung: 0,00 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 15. 08. 2007 – 69 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 0,98 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,845 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,48 \cdot 24,75 = 1.546,4 \text{ mm}^2$
 Rovingversagen: $F_{ru} = 1,52 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,845 \%$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

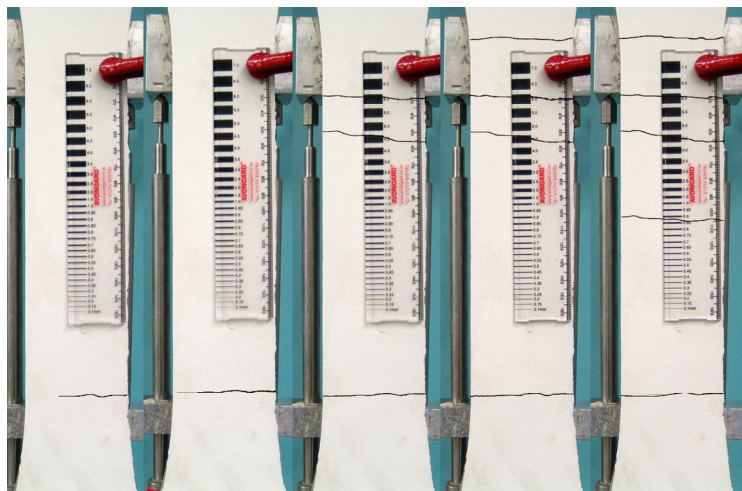


Abb. A1.18: Rissbilder bei 0 – 0,10 – 0,35 – 0,48 – 0,76 % Dehnung im Messbereich.

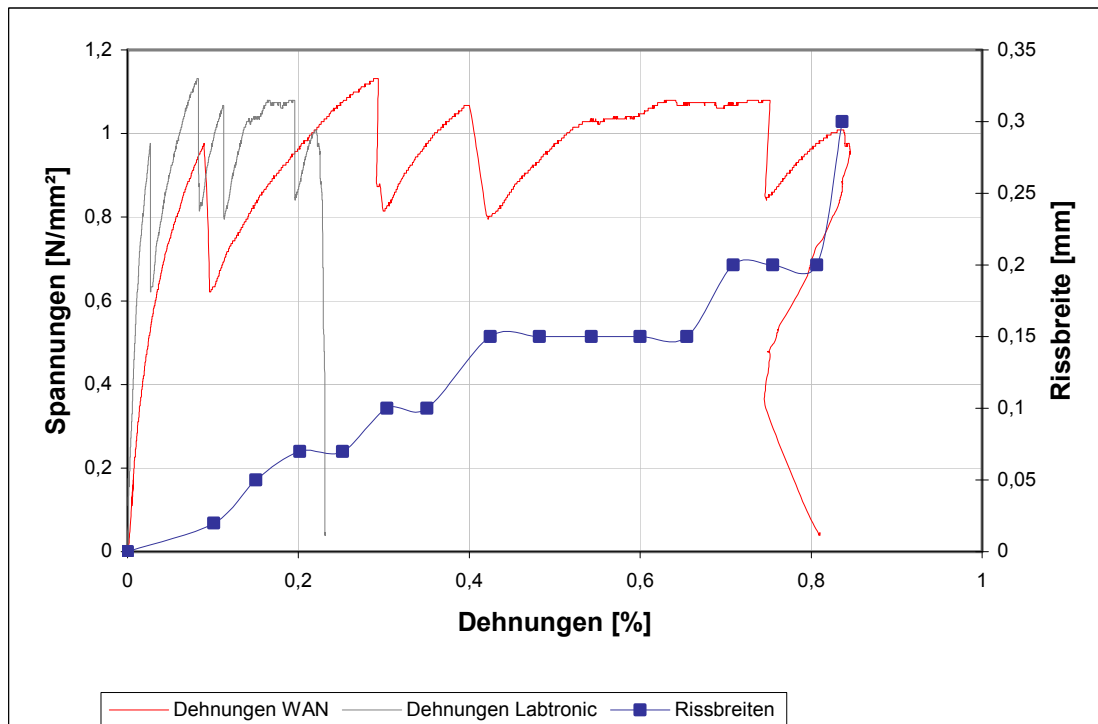


Abb. A1.19: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-0,00-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-0,00-2

Bewehrung: 0,00 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 10. 10. 2007 – 62 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 1,45 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 1,477 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 62,80 \cdot 19,20 = 1.205,8 \text{ mm}^2$
Rovingversagen: $F_{ru} = 1,75 \text{ kN}$, $\varepsilon_{ctu} = 1,477 \%$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

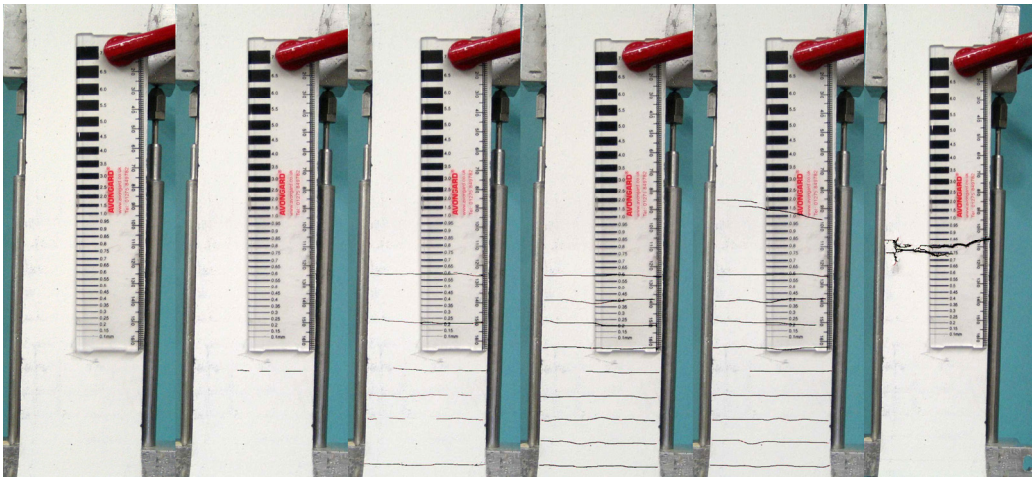


Abb. A1.20: Rissbilder bei 0 – 0,93 – 1,12 – 1,30 – 1,45 % Dehnung im Messbereich und nach dem Versagen.

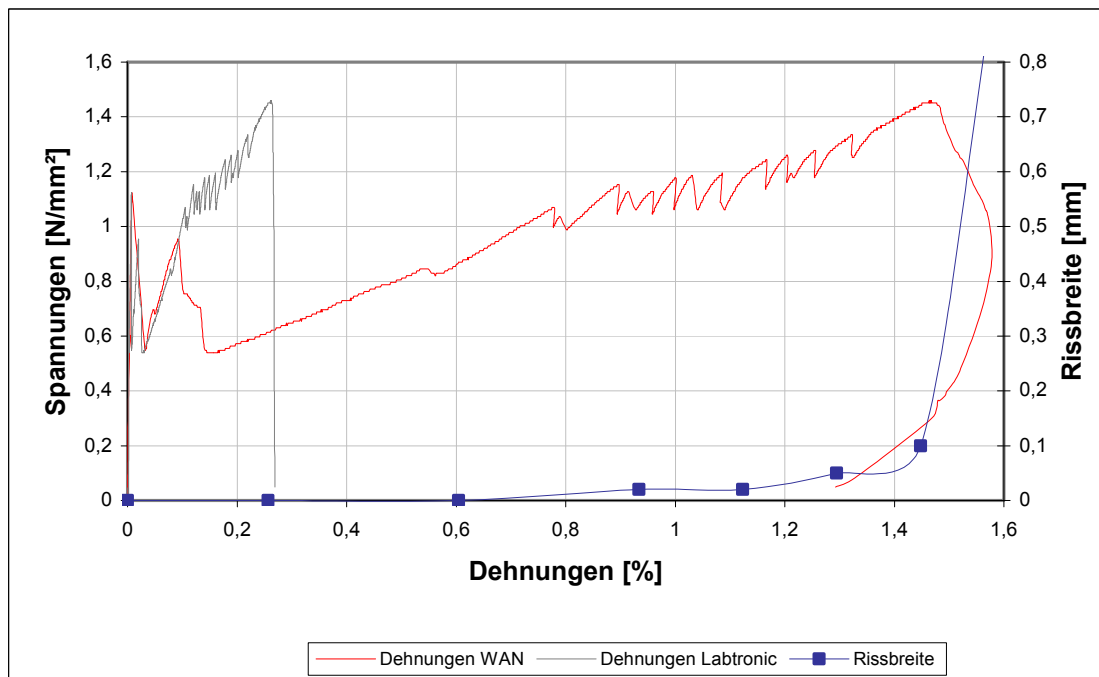


Abb. A1.21: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-0,00-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-0,00-3

Bewehrung:	0,00 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter:	14. 02. 2008 – 166 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung:	$f_{ctu} = 1,45 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 1,010 \%$
Bruchquerschnitt:	$A = 63,20 \cdot 21,50 = 1.358,8 \text{ mm}^2$
Rovingversagen:	$F_{ru} = 1,97 \text{ kN}$, $\varepsilon_{ctu} = 1,010 \%$
Versagensmodus:	Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

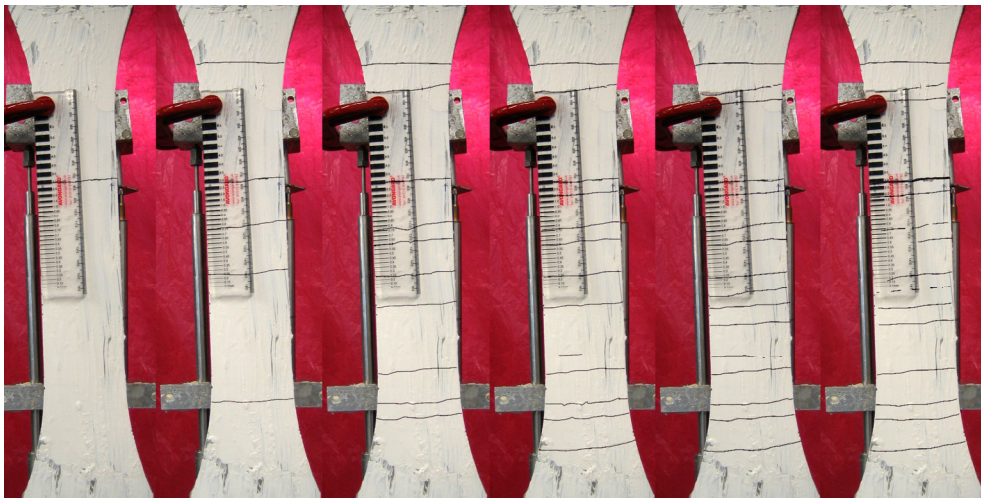


Abb. A1.22: Rissbilder bei 0,01 – 0,21 – 0,61 – 0,87 – 0,99 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

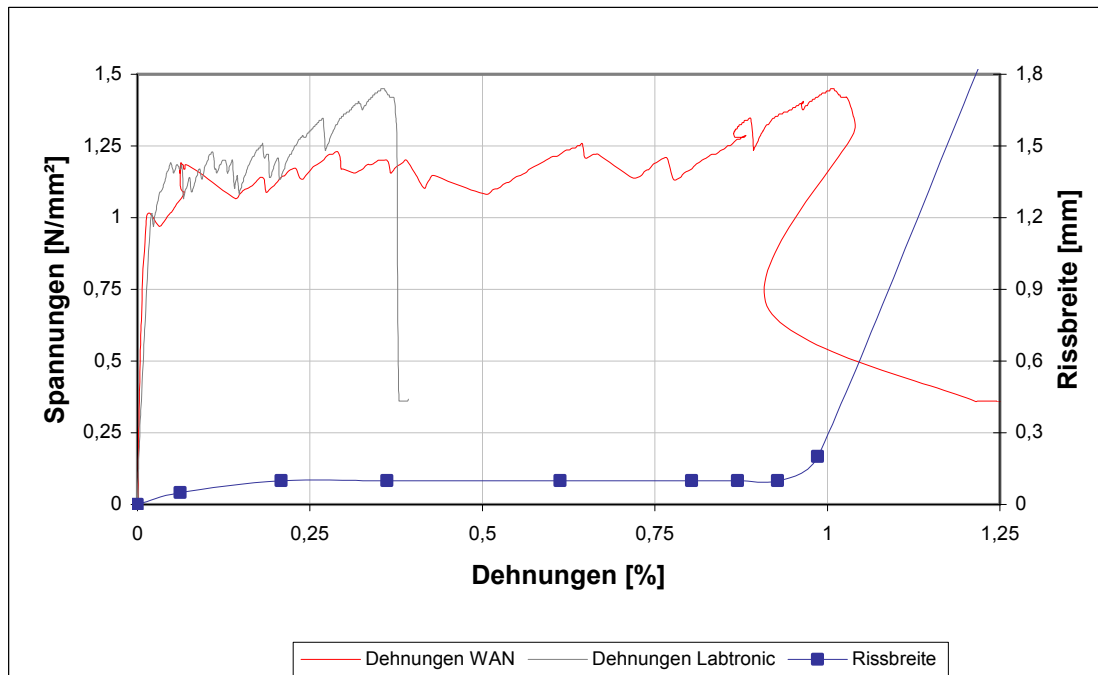


Abb. A1.23: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-0,00-3.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-0,00-4

Bewehrung: 0,00 %, 3 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 22. 08. 2007 – 92 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 2,61 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,824 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,40 \cdot 22,20 = 1.372,8 \text{ mm}^2$
 Rovingversagen: $F_{ru} = 3,59 \text{ kN}$, $\epsilon_{ctu} = 0,817 \%$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden, so dass weitere Risse entstehen, bis schließlich die Rovings reißen.

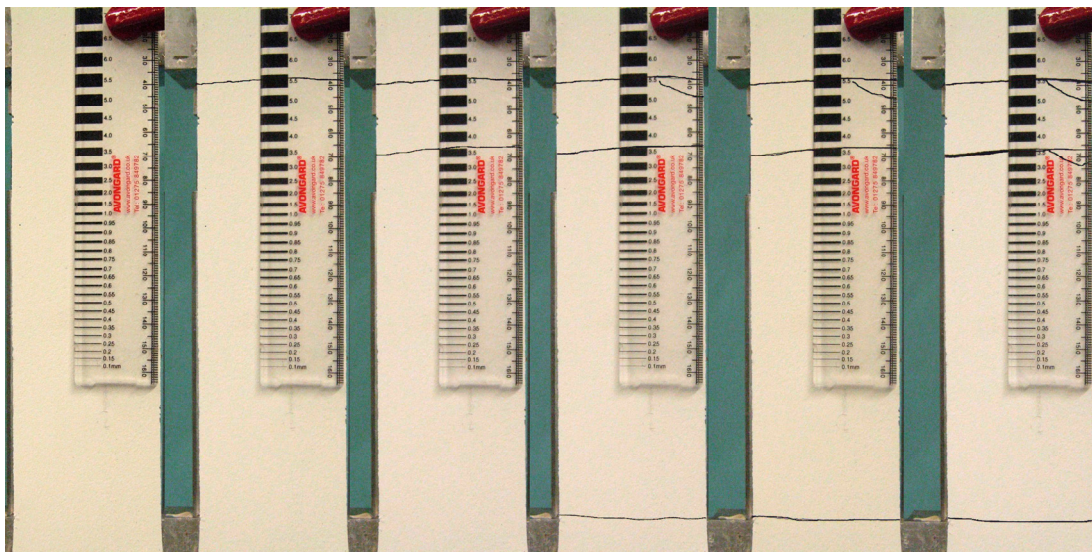


Abb. A1.24: Rissbilder bei 0 – 0,072 – 0,22 – 0,43 – 0,68 – 0,99 % Dehnung im Messbereich.

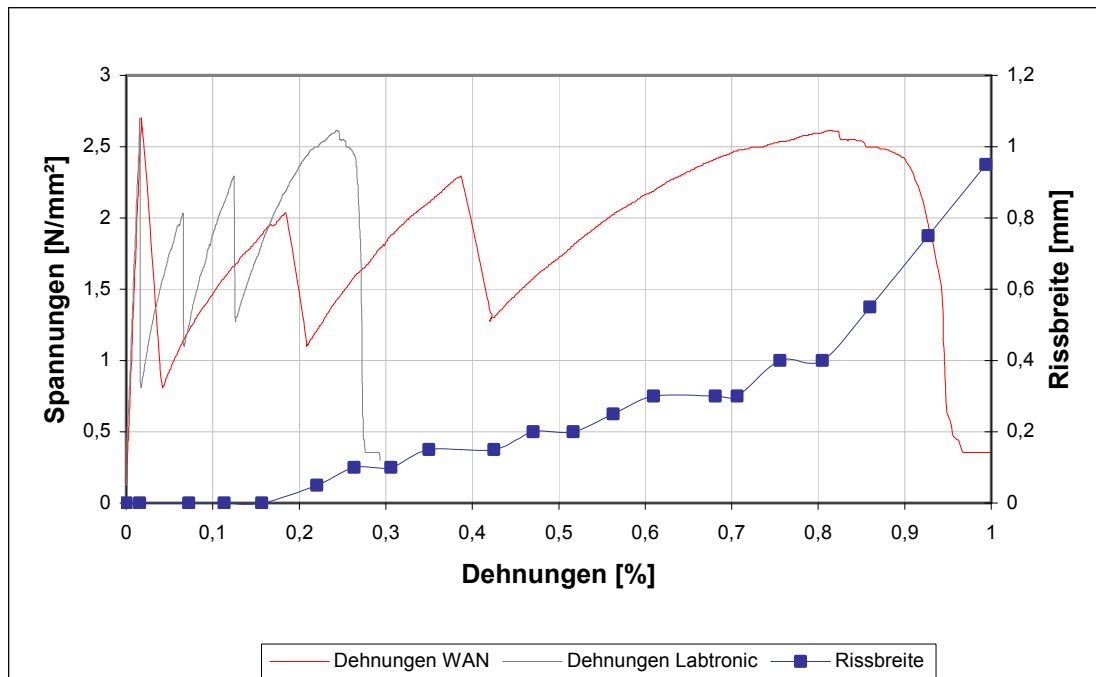


Abb. A1.25: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-0,00-4.

c) Faserbeton, ohne Textilbewehrung

Versuch GP-0L-1,50-1

Bewehrung: 1,50 %, keine Textilbewehrung
 Betonierdatum/Prüfalter: 27. 10. 2008 – 42 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,10 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 4,316 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,80 \cdot 18,40 = 1.137,1 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

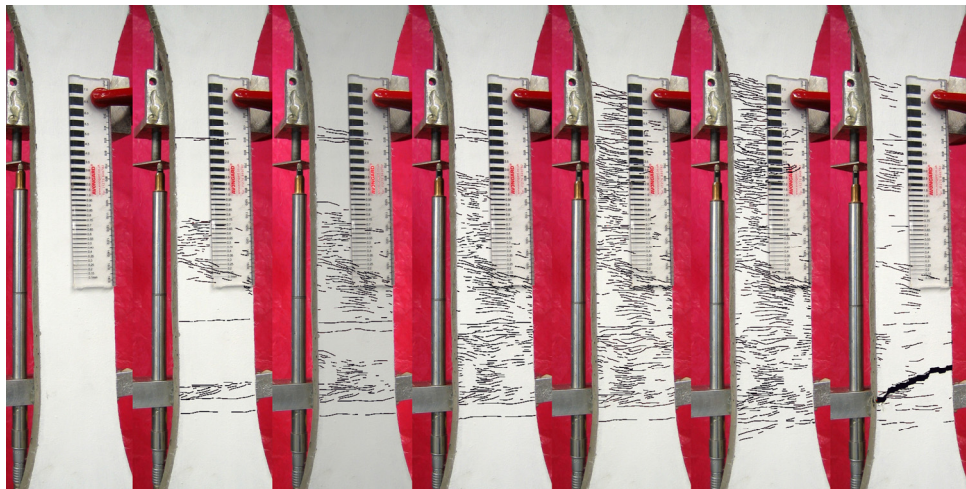


Abb. A1.26: Rissbilder bei 0 – 1,03 – 2,04 – 2,97 – 4,00 – 4,283 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

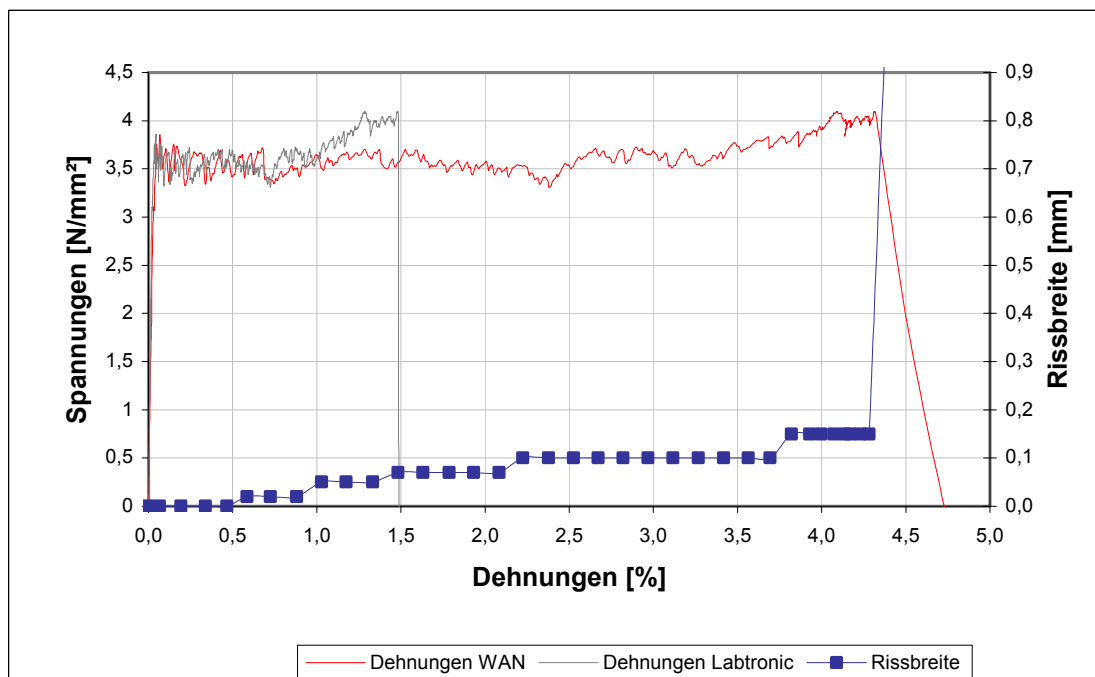


Abb. A1.27: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-1,50-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-1,50-2

Bewehrung: 1,50 %, keine Textilbewehrung
Betonierdatum/Prüfalter: 11. 12. 2008 – 28 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,56 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 4,714 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 61,35 \cdot 21,50 = 1.319,0 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss \rightarrow Multiple Cracking mit Strain Hardening.

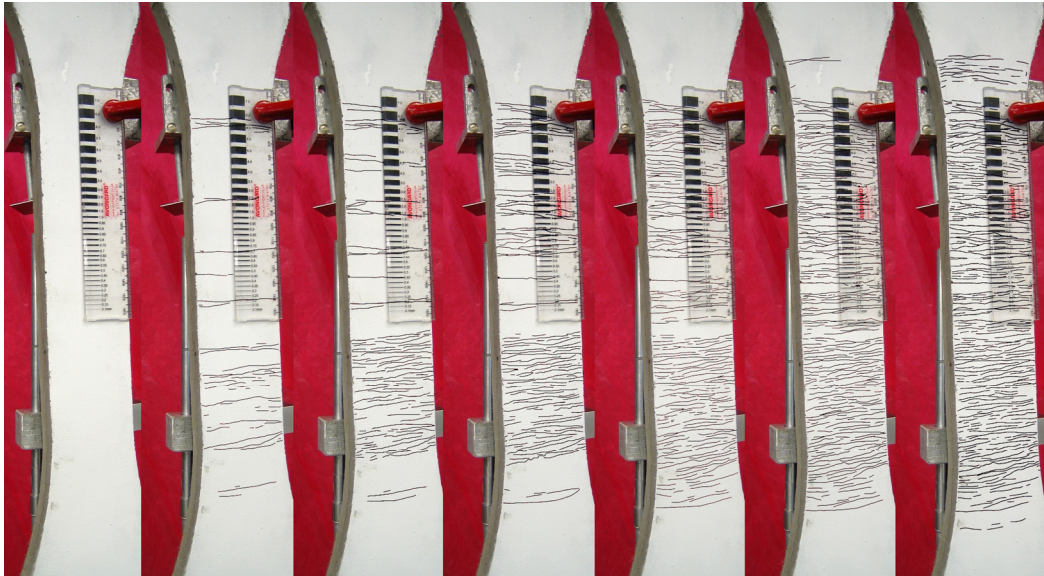


Abb. A1.28: Rissbilder bei 0 – 1,06 – 2,06 – 2,98 – 4,07 – 4,65 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

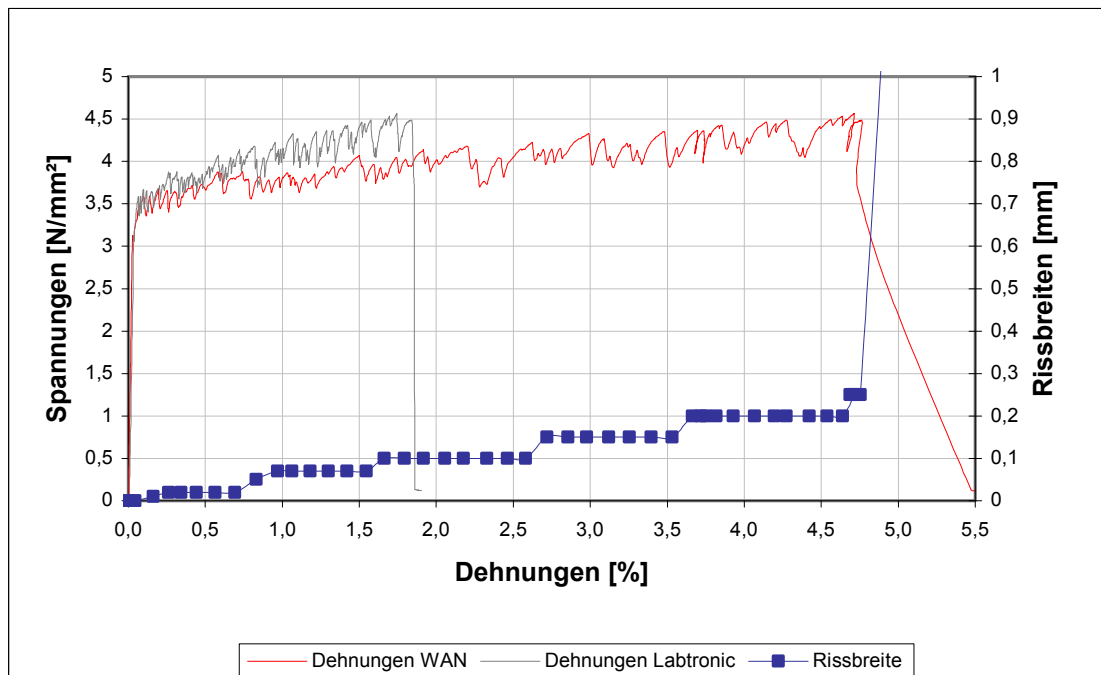


Abb. A1.29: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-1,50-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-1,75-1

Bewehrung: 1,75 %, keine Textilbewehrung
Betonierdatum/Prüfalter: 06. 10. 2008 – 28 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,62 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 4,238 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 63,65 \cdot 21,35 = 1.358,9 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss \rightarrow Multiple Cracking mit Strain Hardening.

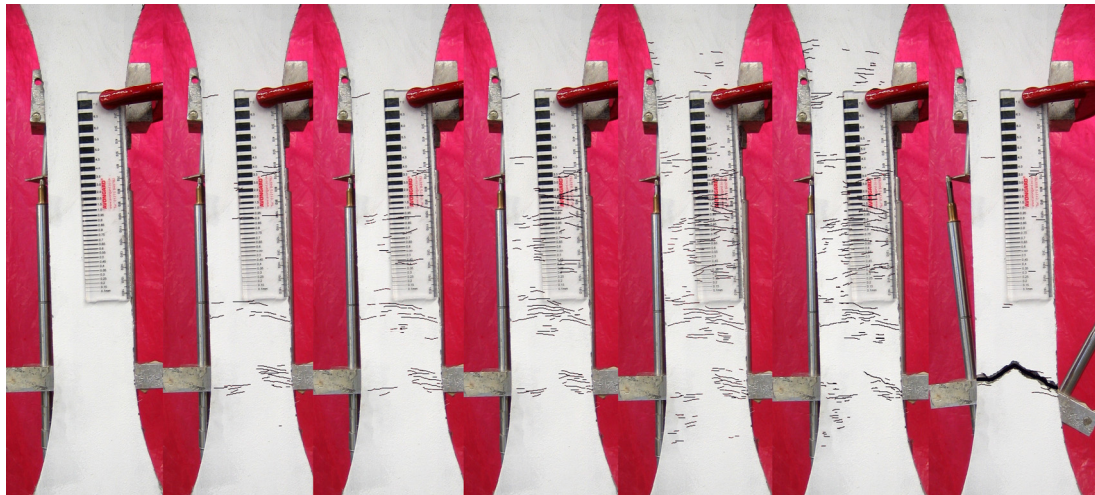


Abb. A1.30: Rissbilder bei 0 – 1,00 – 1,97 – 2,94 – 3,99 – 4,24 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

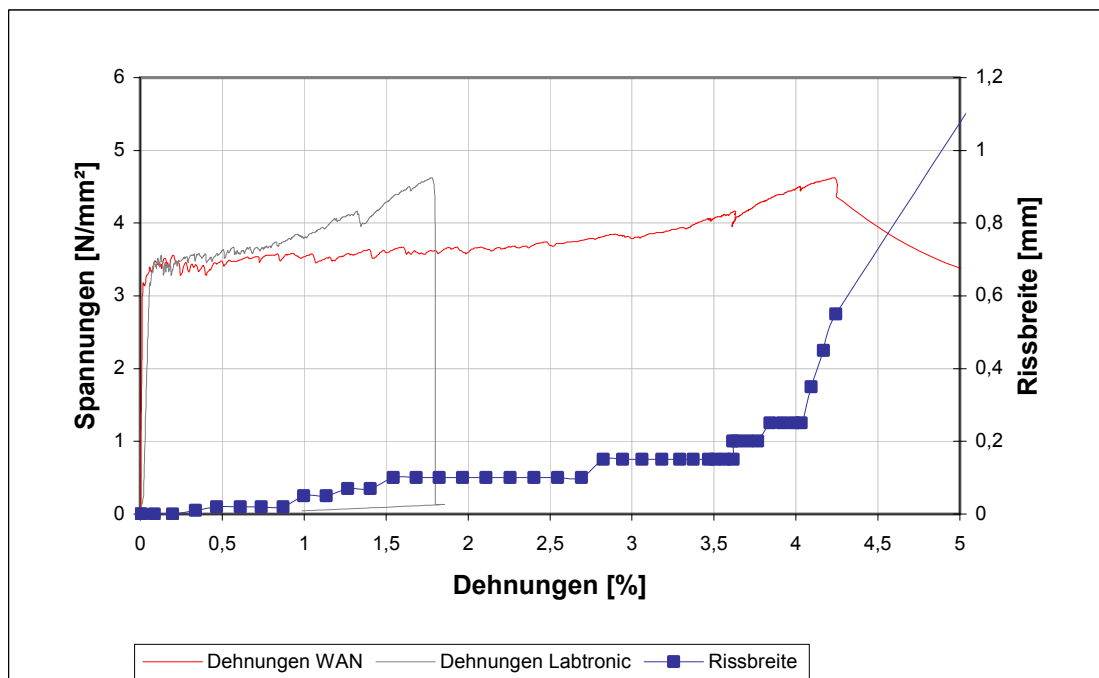


Abb. A1.31: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-1,75-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-1,75-2

Bewehrung: 1,75 %, keine Textilbewehrung
Betonierdatum/Prüfalter: 06. 10. 2008 – 28 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,08 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 4,163 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 62,43 \cdot 22,50 = 1.404,7 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss \rightarrow Multiple Cracking mit Strain Hardening.

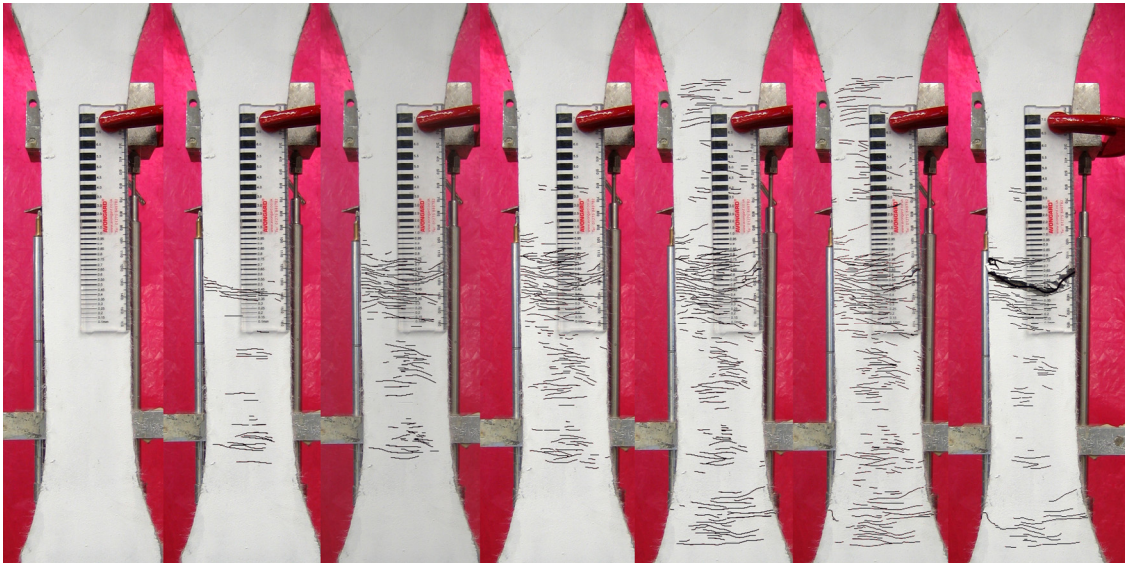


Abb. A1.32: Rissbilder bei 0 – 1,00 – 1,97 – 2,96 – 3,97 – 4,15 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

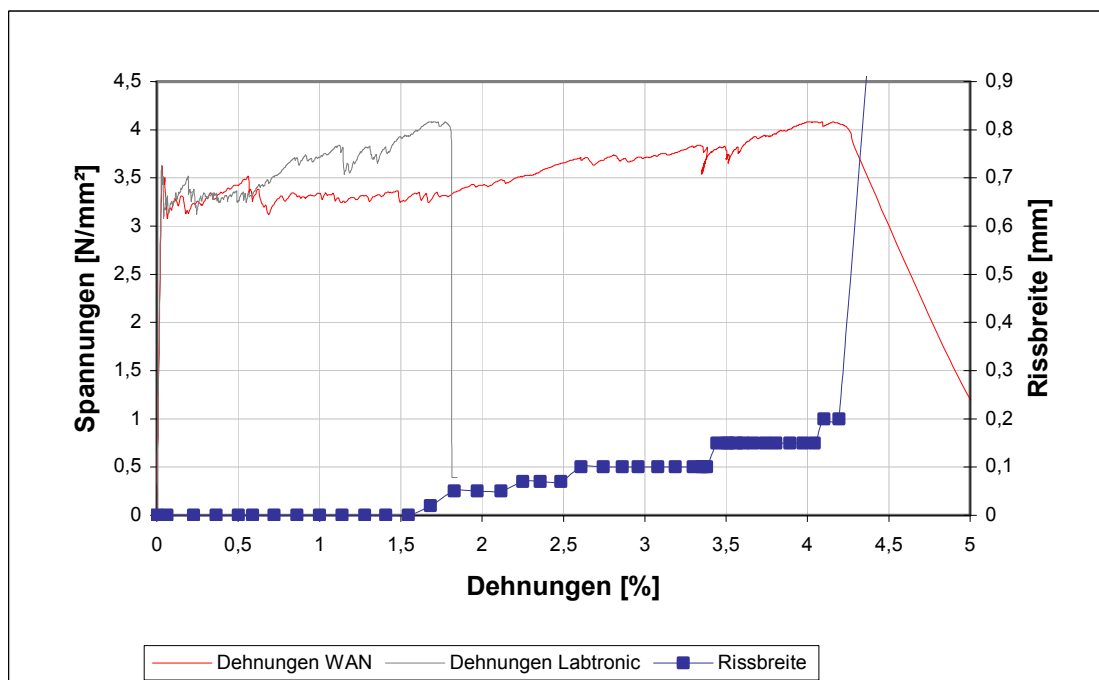


Abb. A1.33: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-1,75-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-2,00-1

Bewehrung: 2,00 %, keine Textilbewehrung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 09. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,47 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 3,777 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,65 \cdot 23,90 = 1.473,4 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss \rightarrow Multiple Cracking mit Strain Hardening.

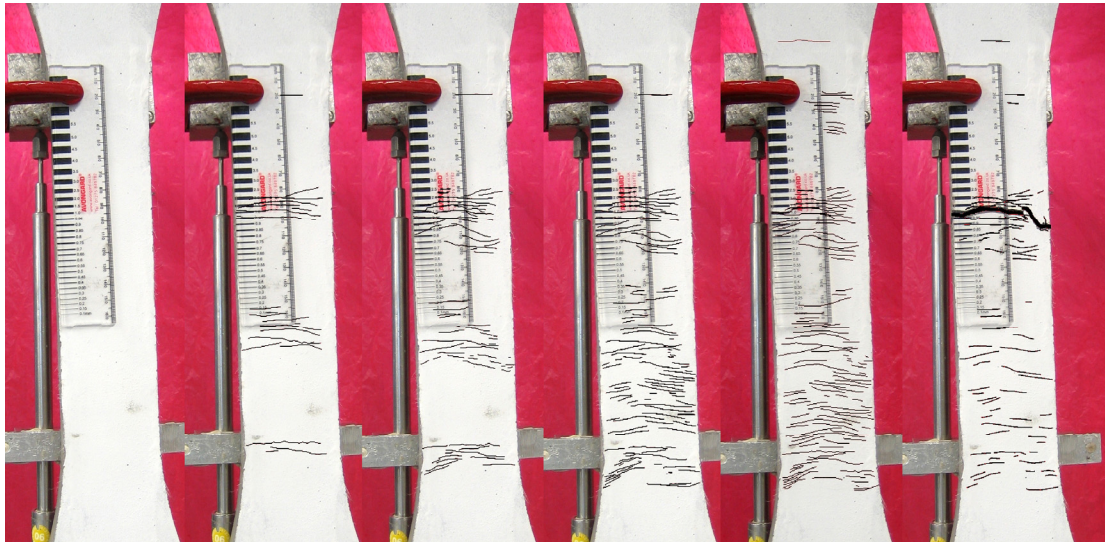


Abb. A1.34: Rissbilder bei 0 – 1,04 – 2,04 – 2,98 – 3,94 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

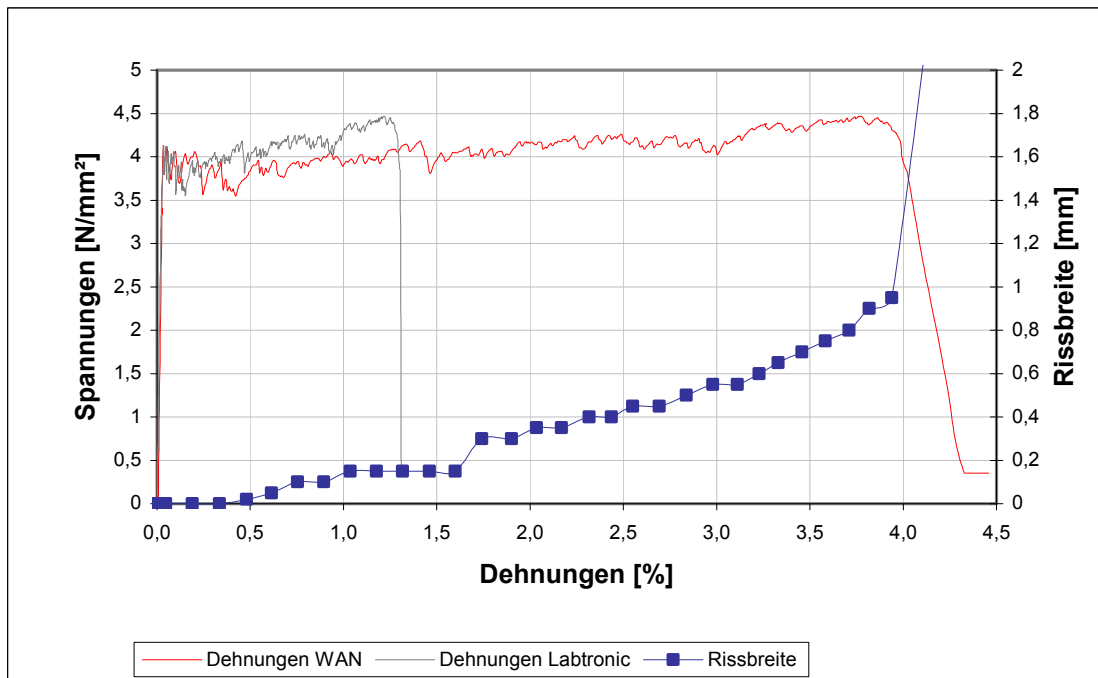


Abb. A1.35: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-2,00-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-2,00-2

Bewehrung: 2,00 %, keine Textilbewehrung
Betonierdatum/Prüfalter: 04. 11. 2008 – 34 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,21 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 3,994 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 62,50 \cdot 19,20 = 1.200,0 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss \rightarrow Multiple Cracking mit Strain Hardening.

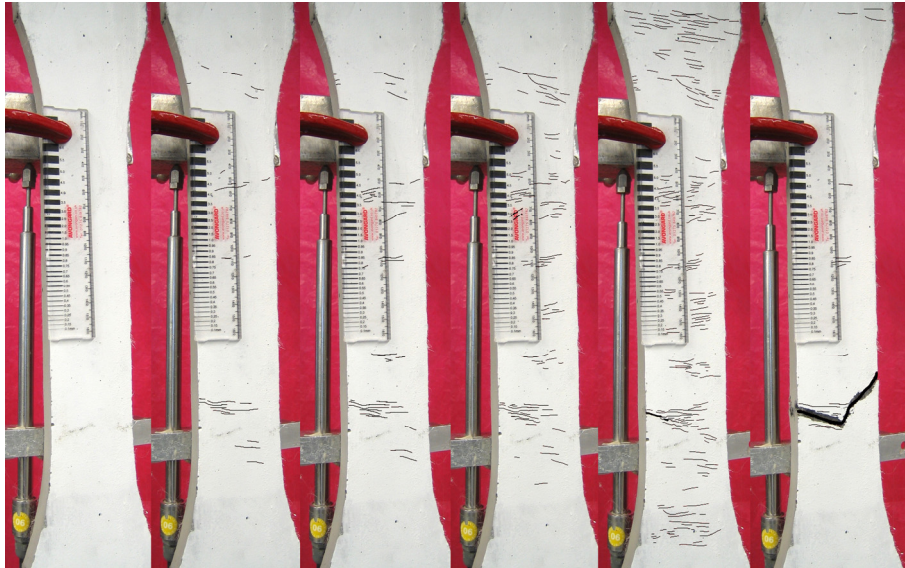


Abb. A1.36: Rissbilder bei 0 – 1,04 – 1,99 – 2,96 – 3,98 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

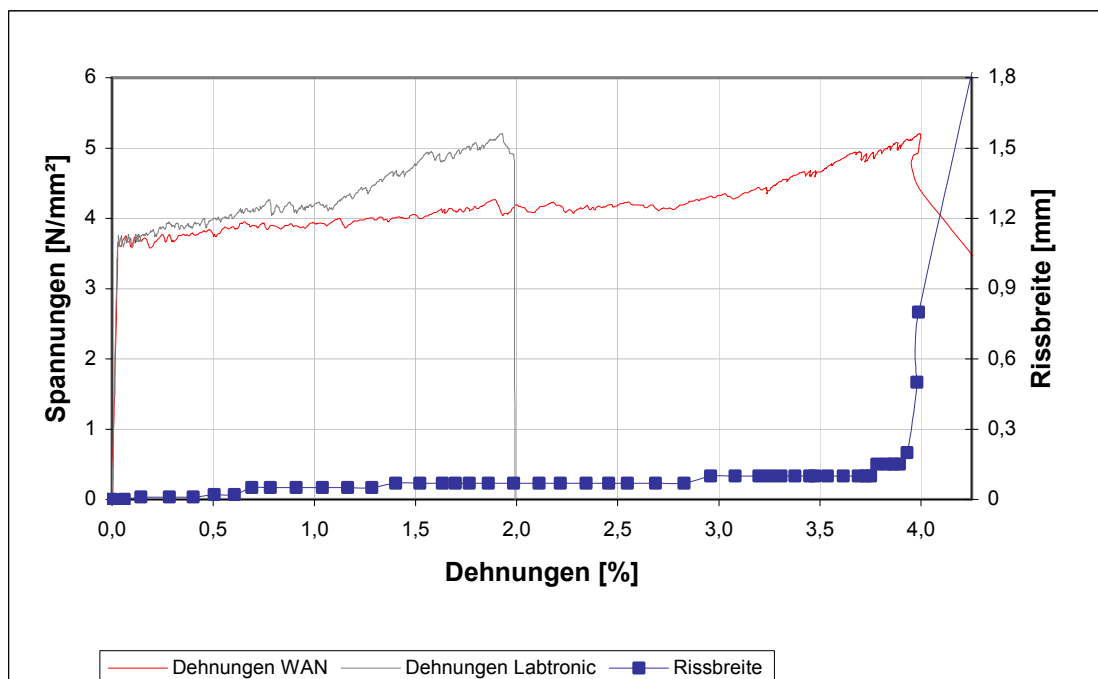


Abb. A1.37: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-2,00-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-2,25-1

Bewehrung: 2,25 %, keine Textilbewehrung
 Betonierdatum/Prüfalter: 28. 06. 2007 – 110 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,51 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,995 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,65 \cdot 21,05 = 1.318,8 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss \rightarrow Multiple Cracking mit Strain Hardening.

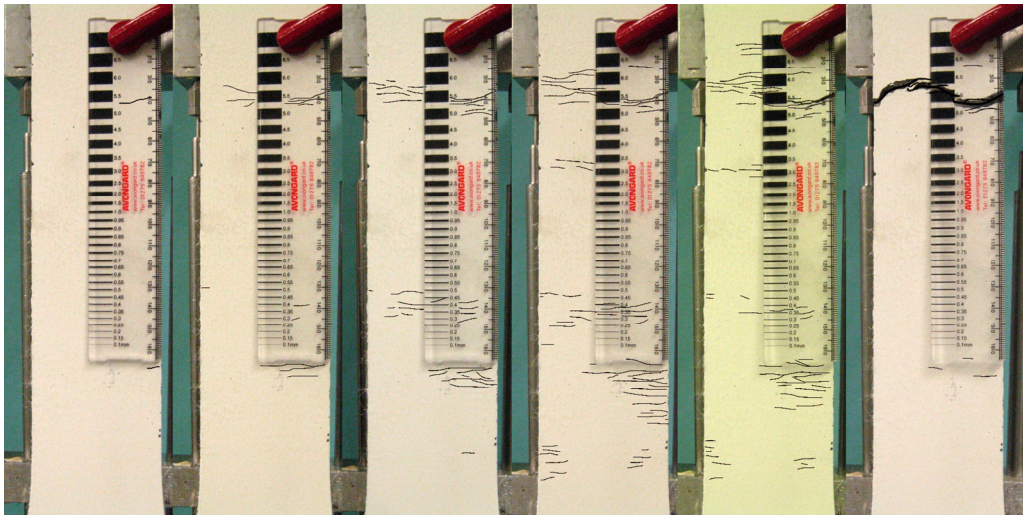


Abb. A1.38: Rissbilder bei 0– 1,09 – 1,96– 2,96 – 3,54 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

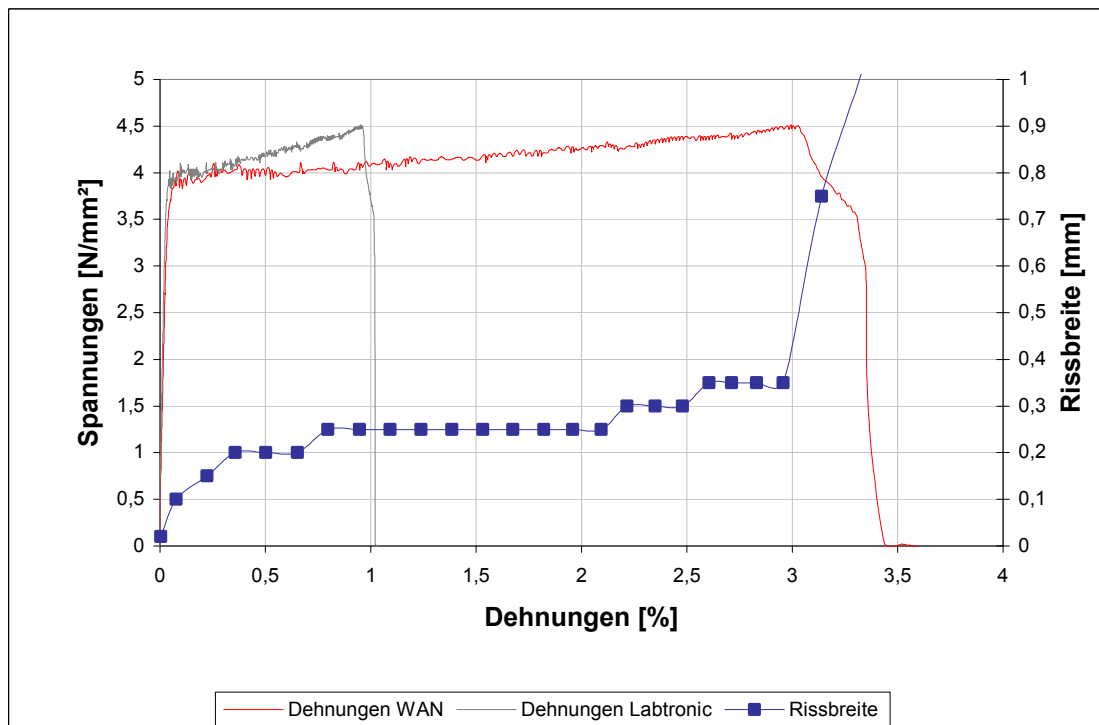


Abb. A1.39: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-2,25-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-0L-2,25-2

Bewehrung: 2,25 %, keine Textilbewehrung
 Betonierdatum/Prüfalter: 28. 06. 2007 – 110 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,41 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 1,210 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 64,20 \cdot 20,48 = 1.314,8 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix überbrücken die Fasern den Riss → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

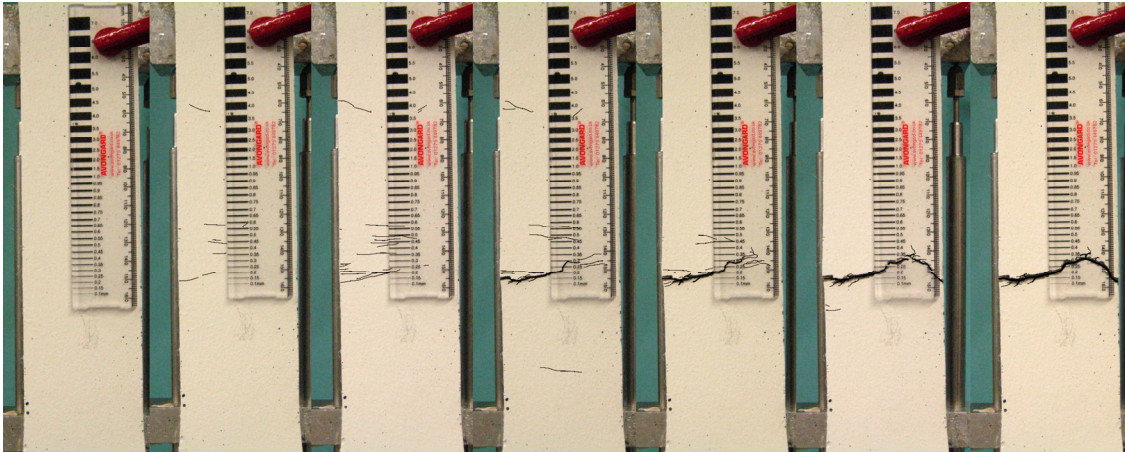


Abb. A1.40: Rissbilder bei 0 – 0,54 – 0,96 – 1,52 – 1,88 – 1,95 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

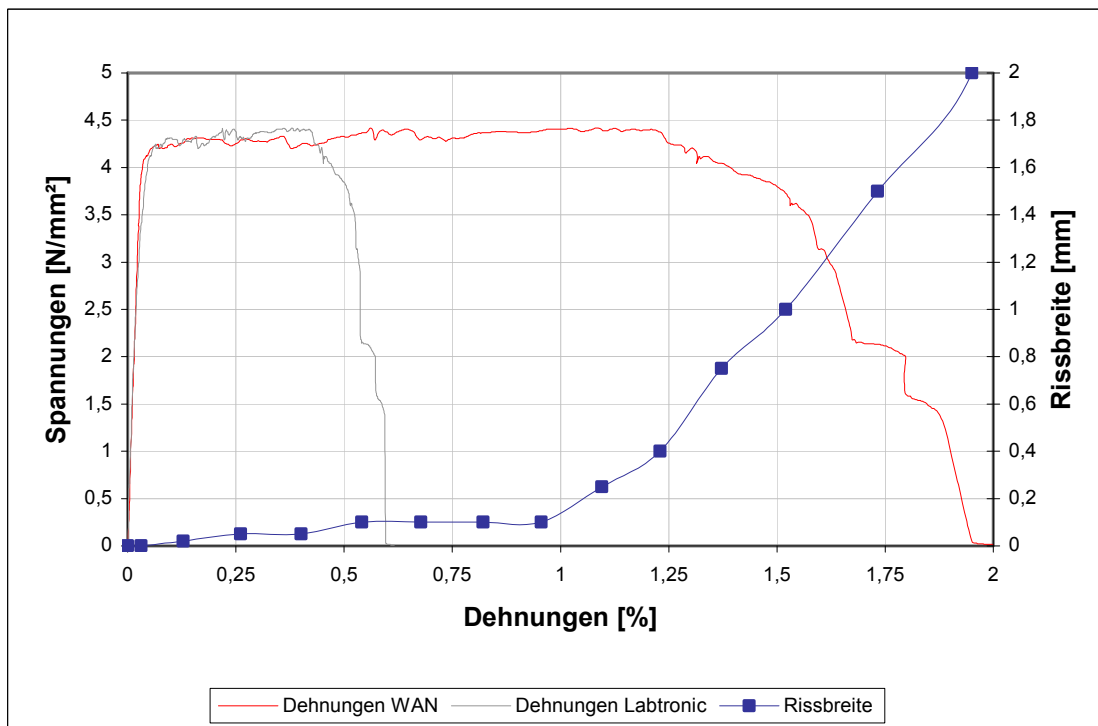


Abb. A1.41: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-0L-2,25-2.

d) Faserbeton mit zusätzlicher Textilbewehrung

Versuch GP-1L-1,50-1

Bewehrung: 1,50 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 17. 10. 2008 – 27 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,09 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 4,608\%$
Bruchquerschnitt: $A = 63,15 \cdot 20,90 = 1319,8 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

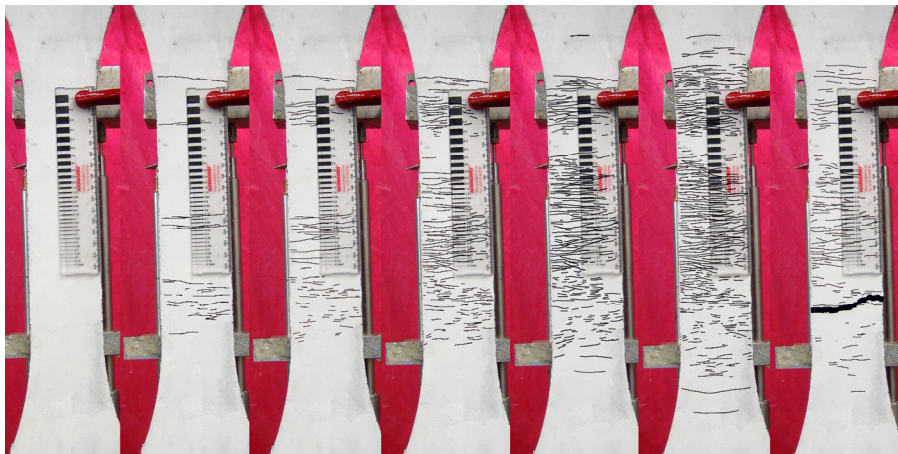


Abb. A1.42: Rissbilder bei 0 – 0,99 – 1,94 – 3,06 – 4,00 – 4,66 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

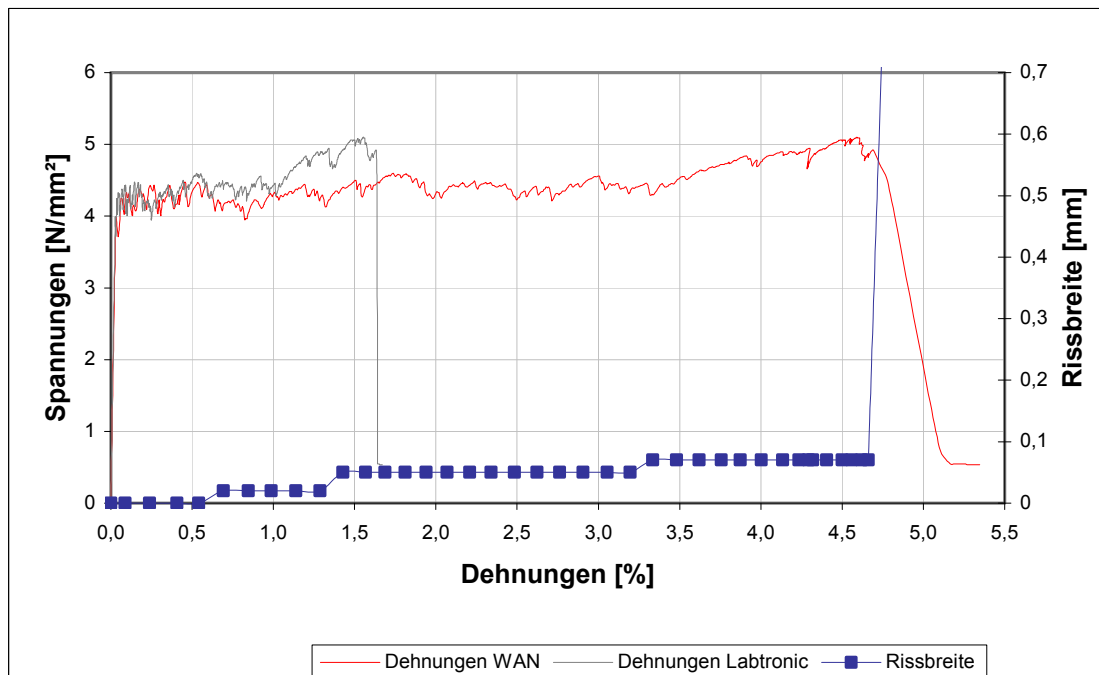


Abb. A1.43: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-1,50-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-1,50-2

Bewehrung: 1,50 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 11. 12. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,80 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 2,468 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,15 \cdot 25,75 = 1.600,4 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

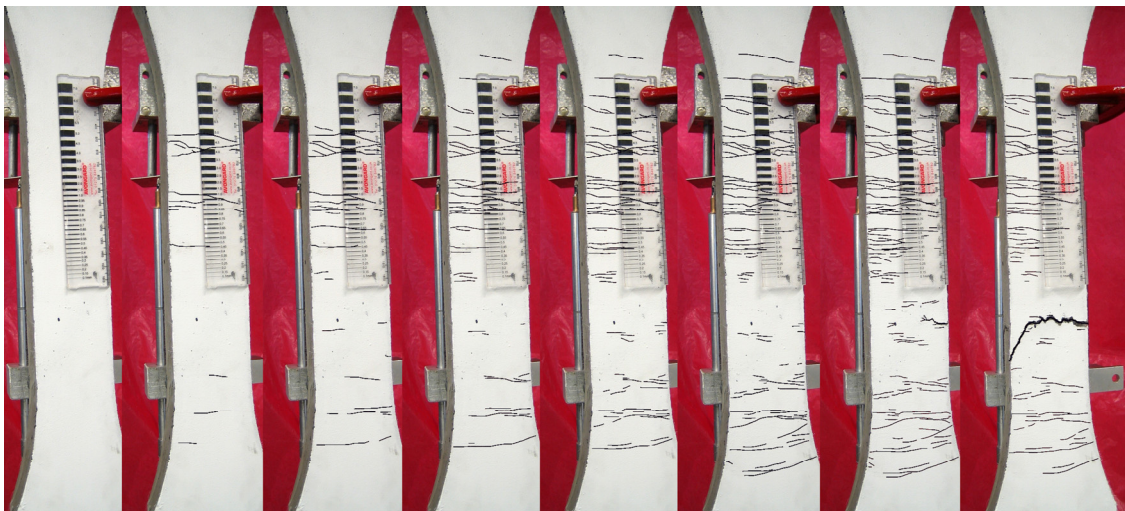


Abb. A1.44: Rissbilder bei 0 – 0,49 – 0,97 – 1,47 – 2,02 – 2,48 – 2,93 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

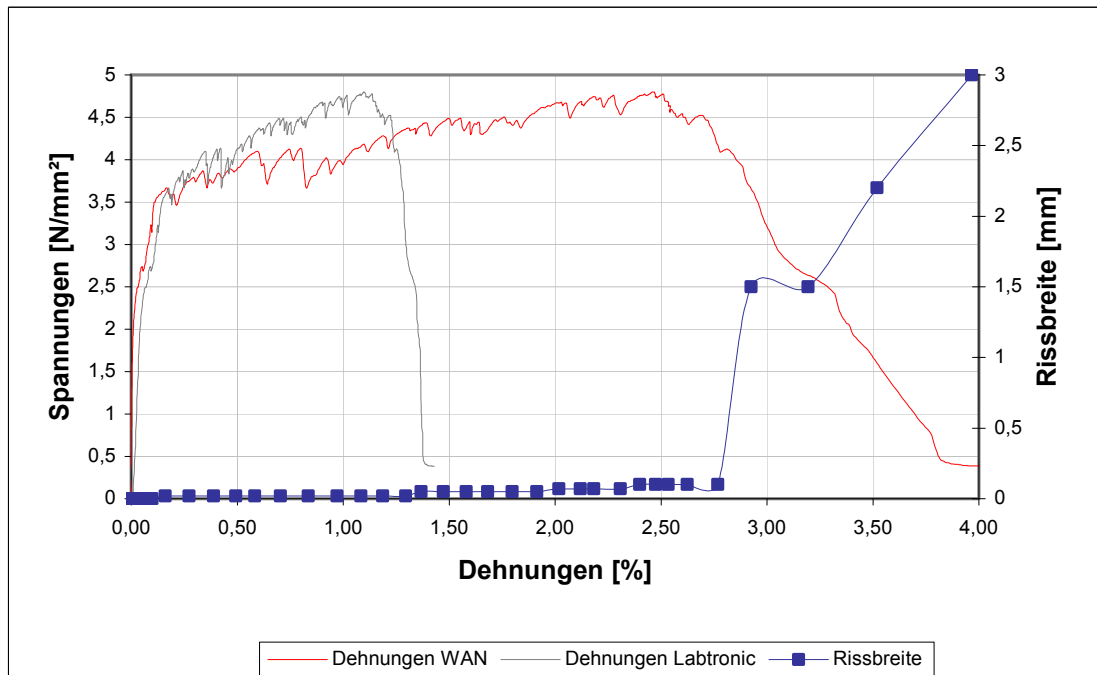


Abb. A1.45: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-1,50-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-1,50-1

Bewehrung: 1,50 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 11. 12. 2008 – 28 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 6,01 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,254 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 63,05 \cdot 18,80 = 1.185,3 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

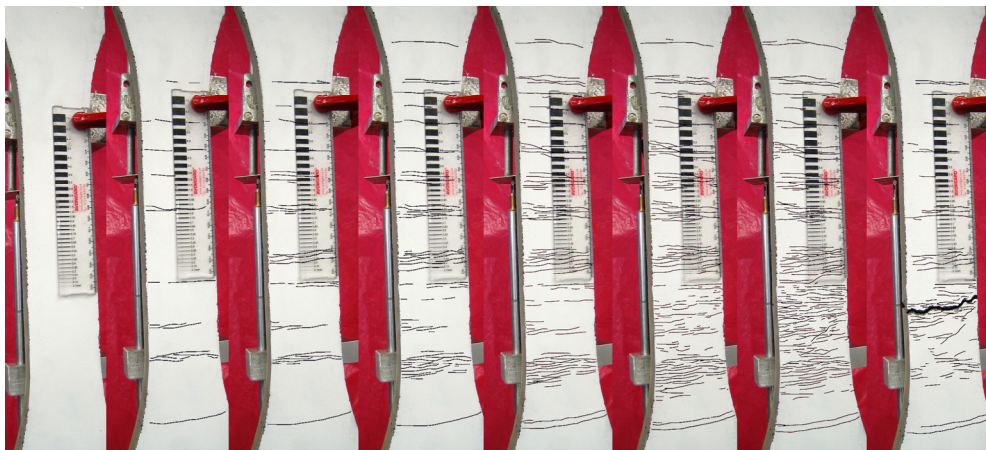


Abb. A1.46: Rissbilder bei 0 – 0,48 – 1,00 – 1,46 – 2,06 – 2,50 – 2,99 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

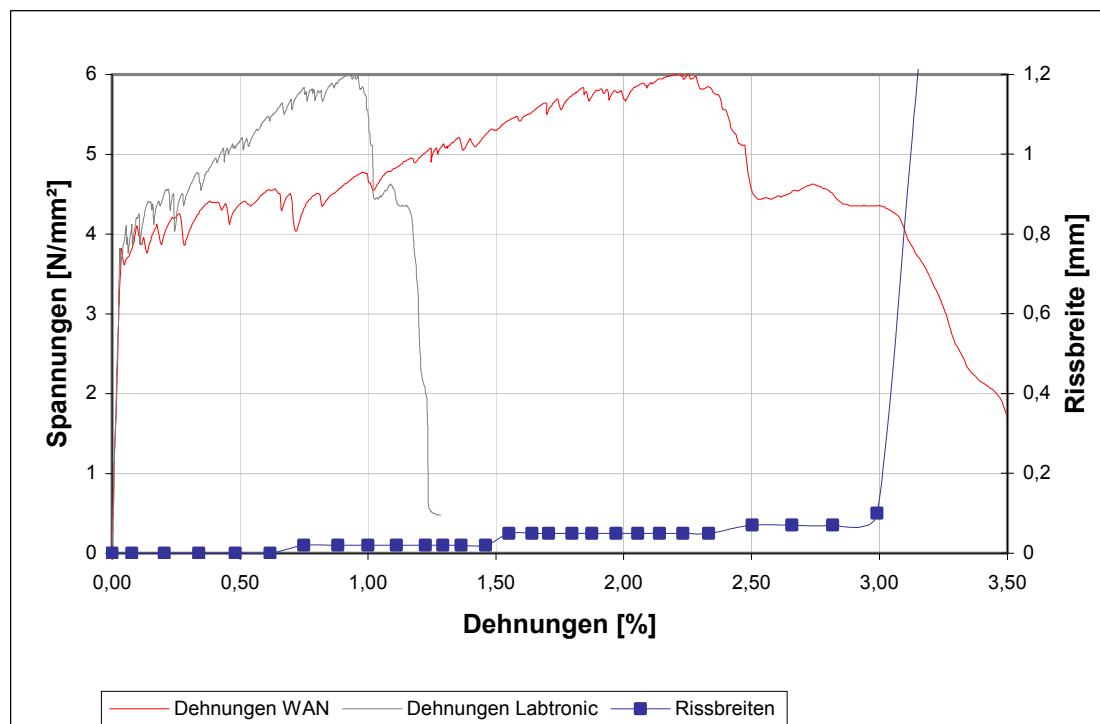


Abb. A1.47: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-1,50-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-1,50-2

Bewehrung: 1,50 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 11. 12. 2008 – 28 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,95 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 2,089 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 64,10 \cdot 18,15 = 1.163,4 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

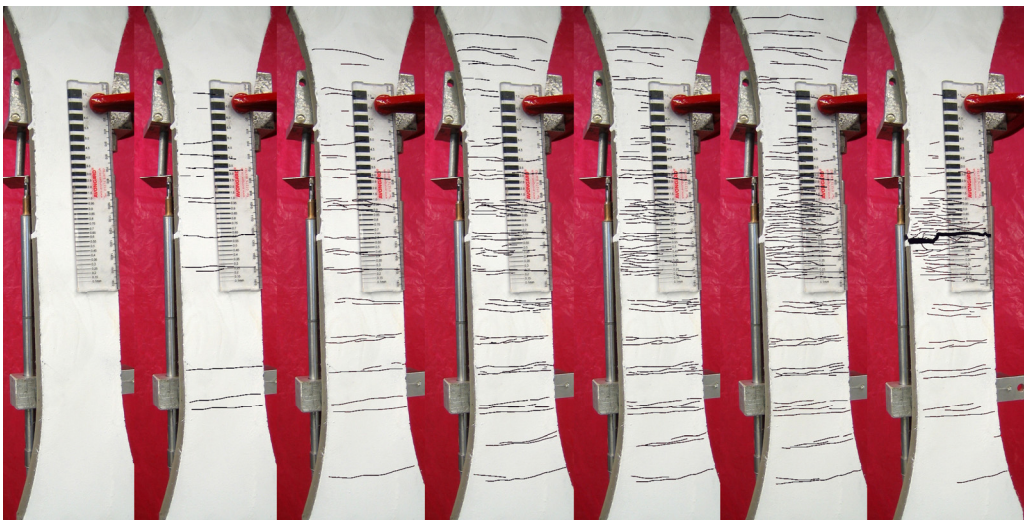


Abb. A1.48: Rissbilder bei 0 – 0,49 – 1,02 – 1,50 – 2,00 – 2,57 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

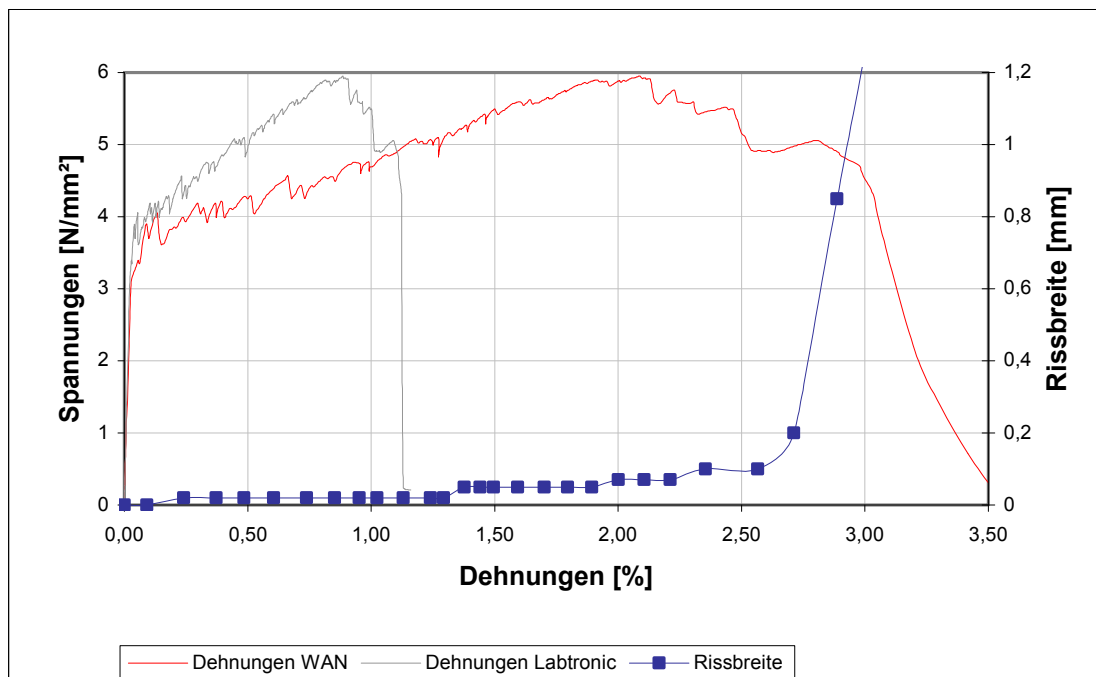


Abb. A1.49: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-1,50-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-1,50-1

Bewehrung: 1,50 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 17. 10. 2008 – 27 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,76 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 4,375 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,10 \cdot 21,15 = 1.292,3 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

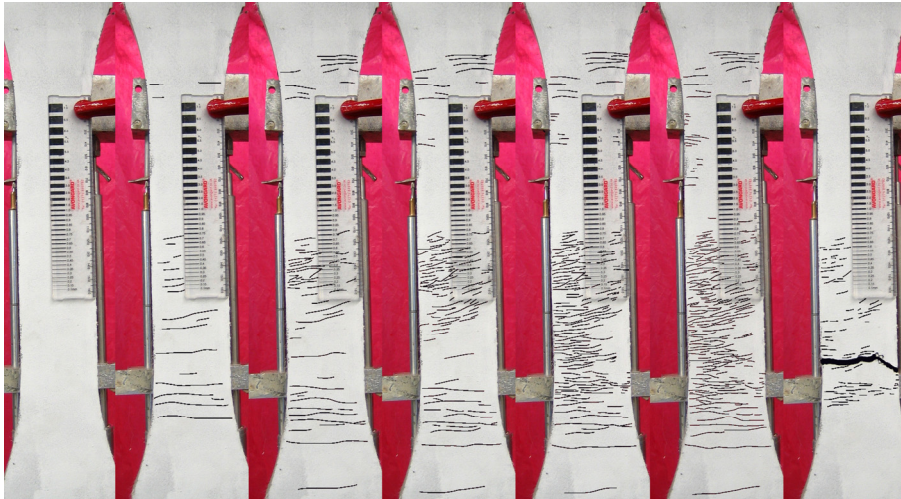


Abb. A1.50: Rissbilder bei 0 – 0,96 – 2,00 – 3,02 – 4,03 – 4,28 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

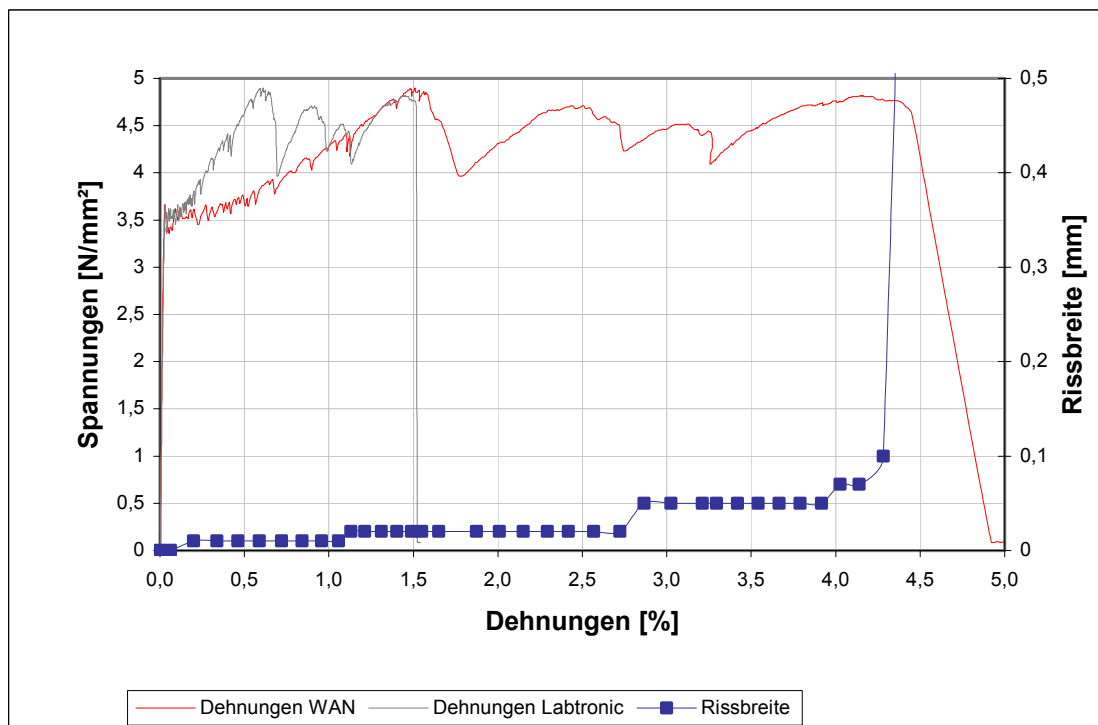


Abb. A1.51: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-1,50-1.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-1,50-2

Bewehrung: 1,50 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 11. 12. 2008 – 29 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 6,58 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 2,420 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 61,75 \cdot 17,50 = 1.080,6 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

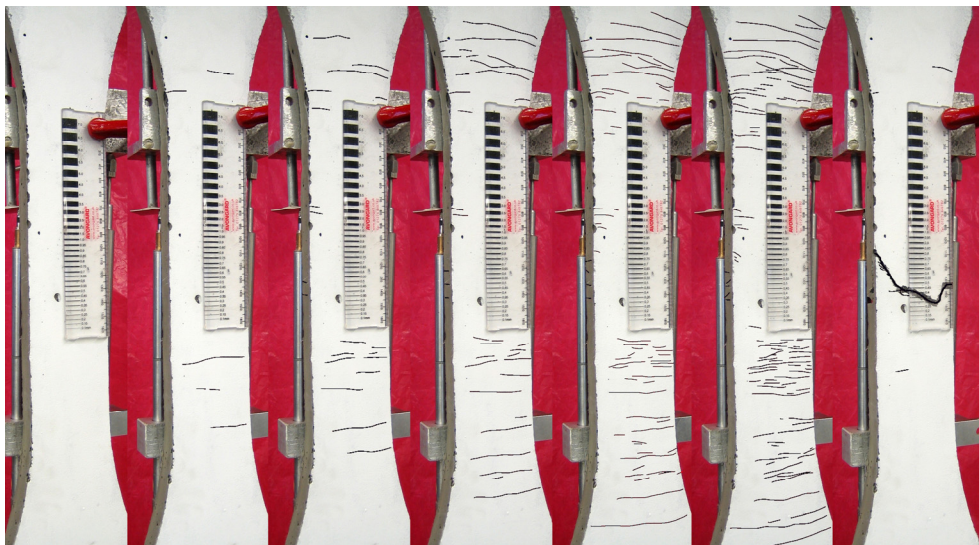


Abb. A1.52: Rissbilder bei 0 – 0,55 – 0,97 – 1,48 – 2,03 – 2,56 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

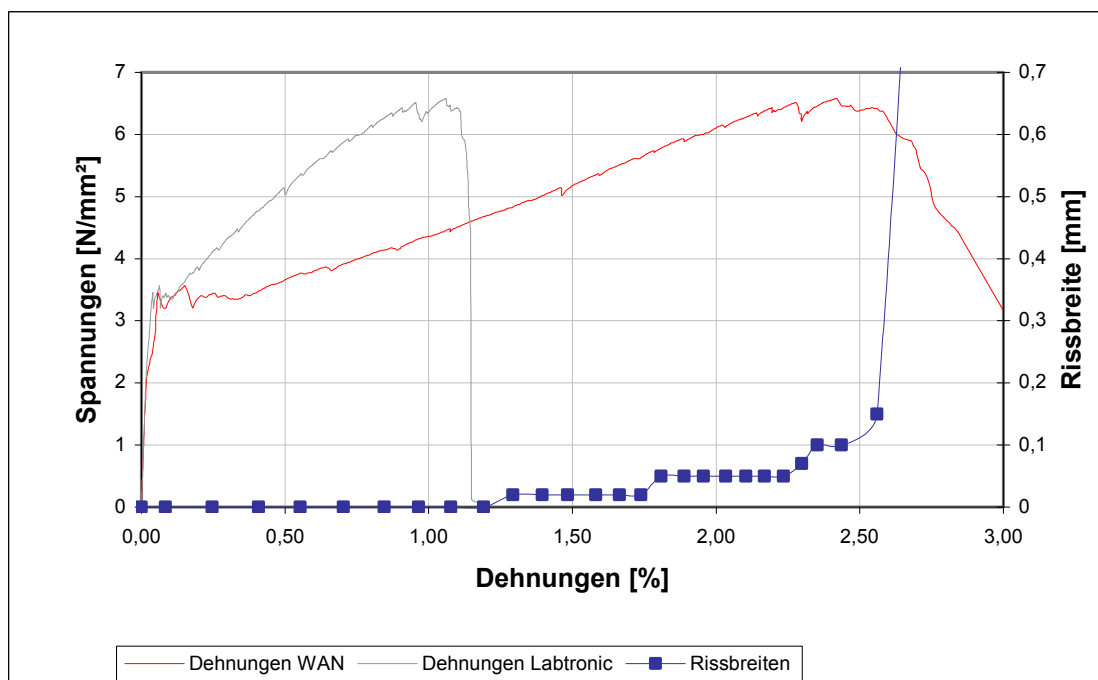


Abb. A1.53: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-1,50-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-1,75-1

Bewehrung: 1,75 %, 1 Lage Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 06. 10. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 3,76 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 1,901\%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,00 \cdot 21,30 = 1.320,6 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

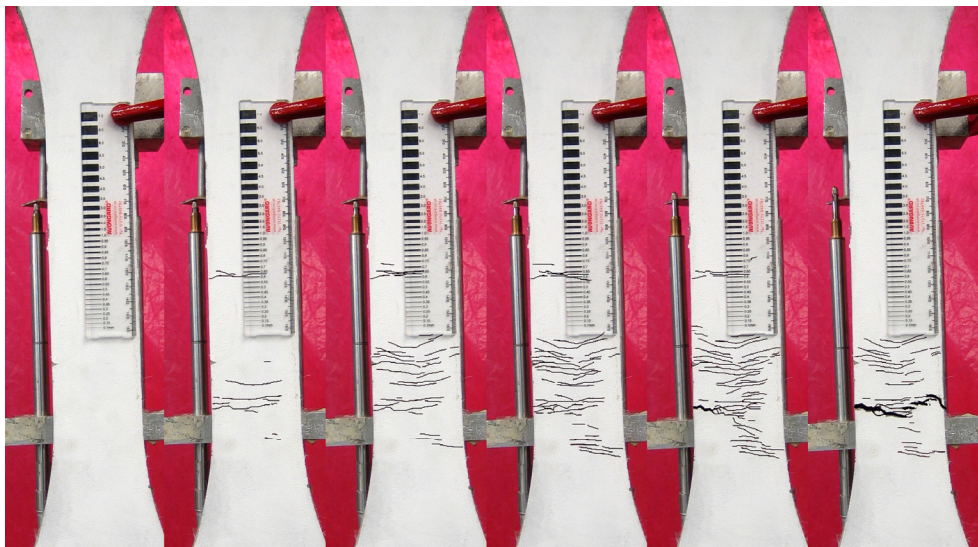


Abb. A1.54: Rissbilder bei 0 – 0,48 – 1,08 – 1,50 – 1,96 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

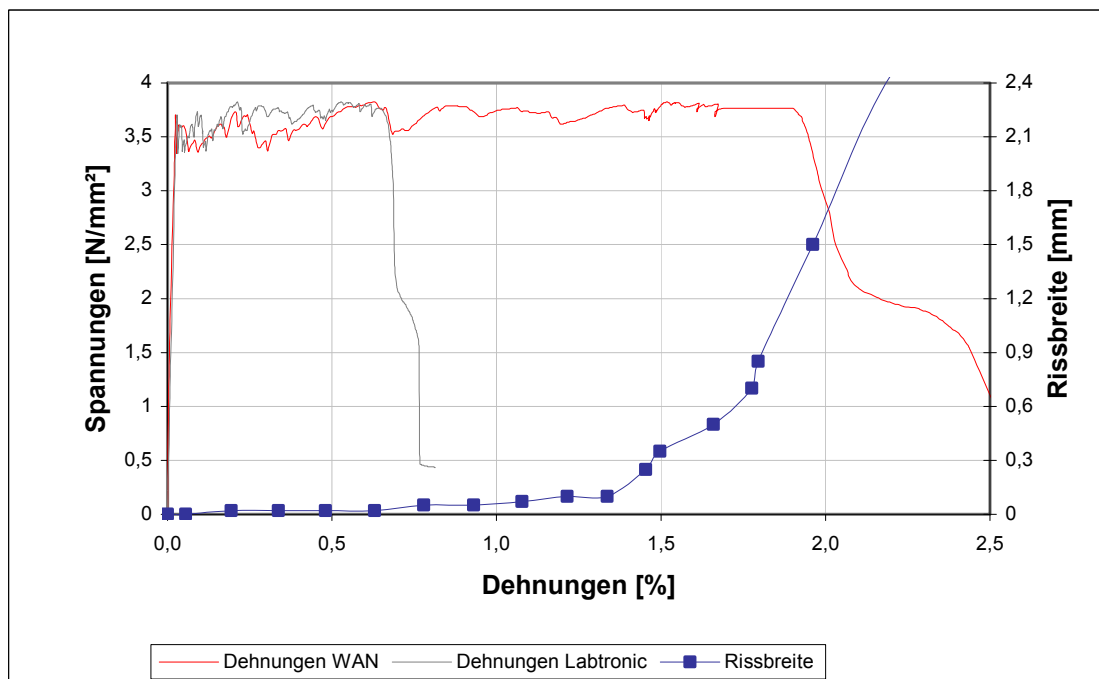


Abb. A1.55: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-1,75-1.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-1,75-2

Bewehrung: 1,75 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 11. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 6,53 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 5,051\%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,00 \cdot 22,10 = 1.370,2 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

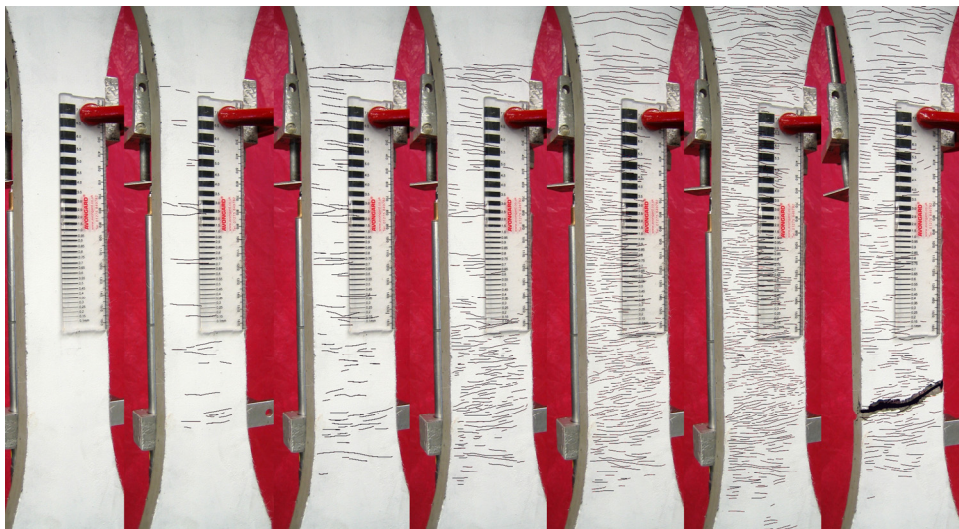


Abb. A1.56: Rissbilder bei 0 – 1,03 – 1,99– 2,95 – 4,01 – 4,99 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

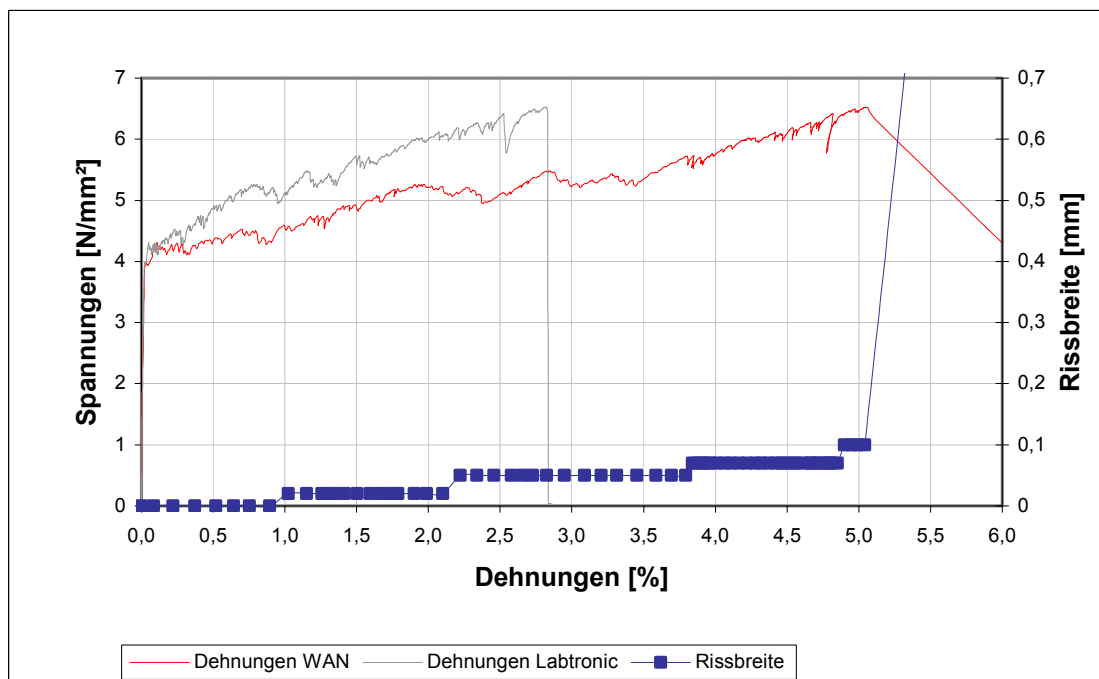


Abb. A1.57: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-1,75-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-1,75-3

Bewehrung: 1,75 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 11. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,58 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 4,362 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,50 \cdot 23,90 = 1.493,8 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

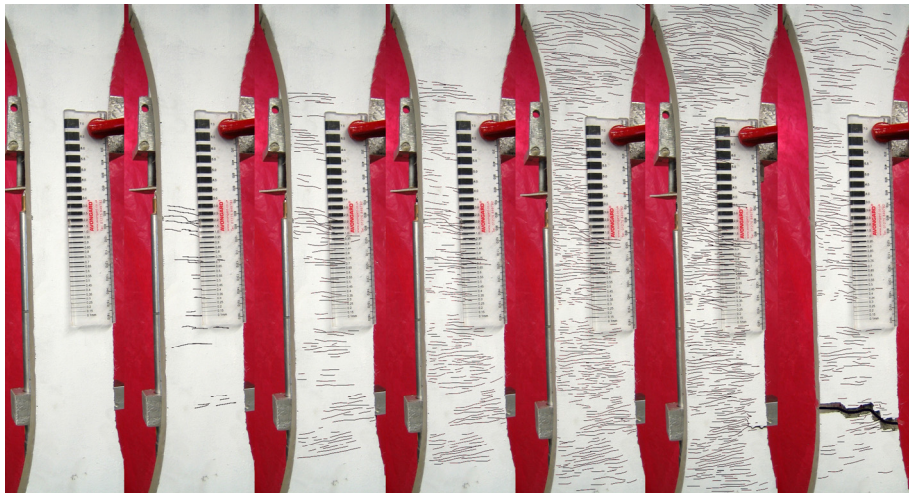


Abb. A1.58: Rissbilder bei 0 – 1,01 – 2,00 – 3,01 – 4,00 – 4,64 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

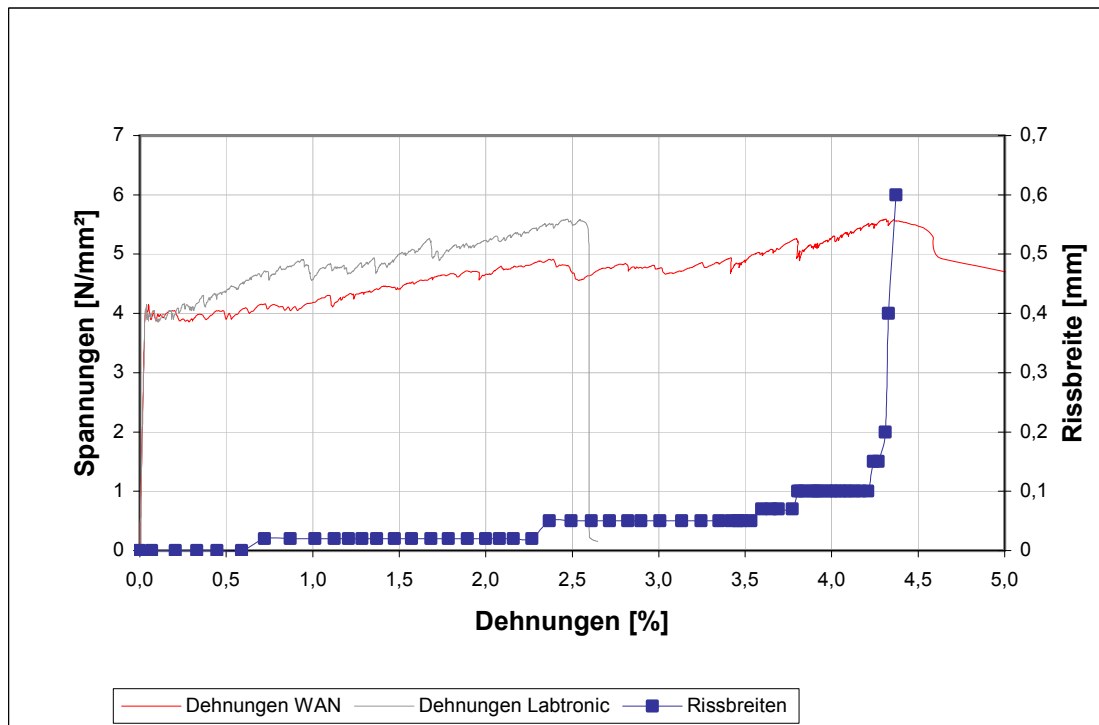


Abb. A1.59: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-1,75-3.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-1,75-1

Bewehrung: 1,75 %, 2 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 13. 10. 2008 – 29 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,99 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 3,940 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 63,05 \cdot 22,95 = 1.447,0 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

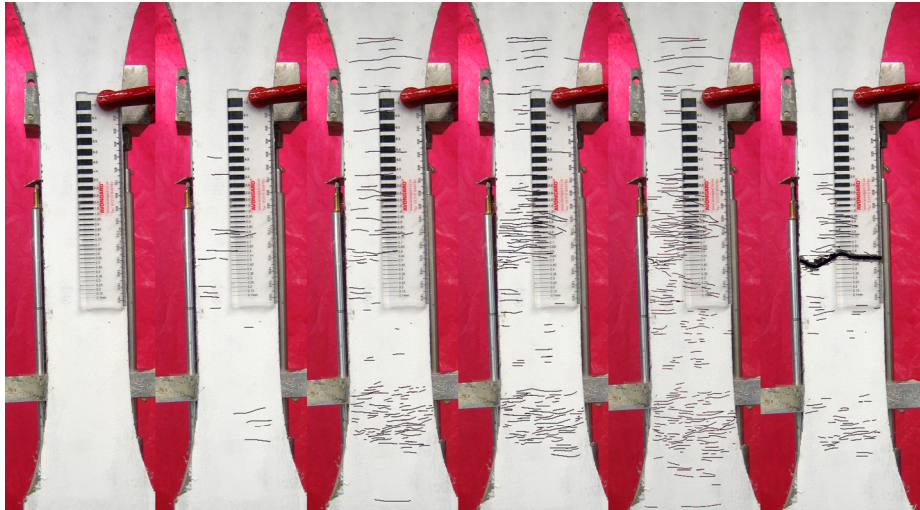


Abb. A1.60: Rissbilder bei 0 – 1,04 – 1,97 – 3,01 – 3,93 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

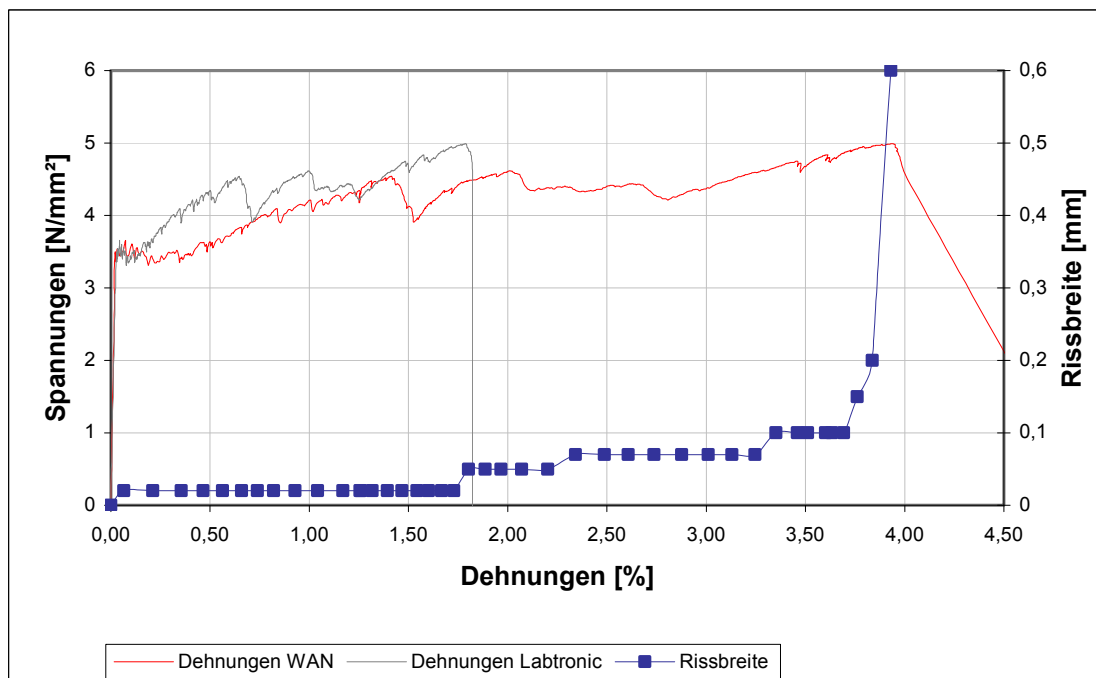


Abb. A1.61: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-1,75-1.
 In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-1,75-2

Bewehrung: 1,75 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 11. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,96 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 3,661\%$
 Bruchquerschnitt: $A = 60,90 \cdot 21,75 = 1.324,6 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

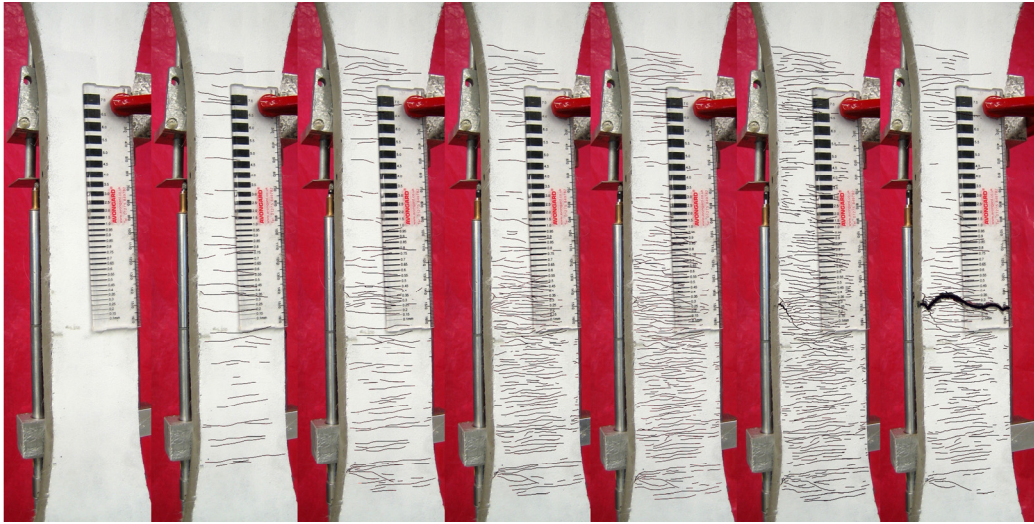


Abb. A1.62: Rissbilder bei 0 – 1,05 – 1,95 – 3,07 – 4,04 – 4,65 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

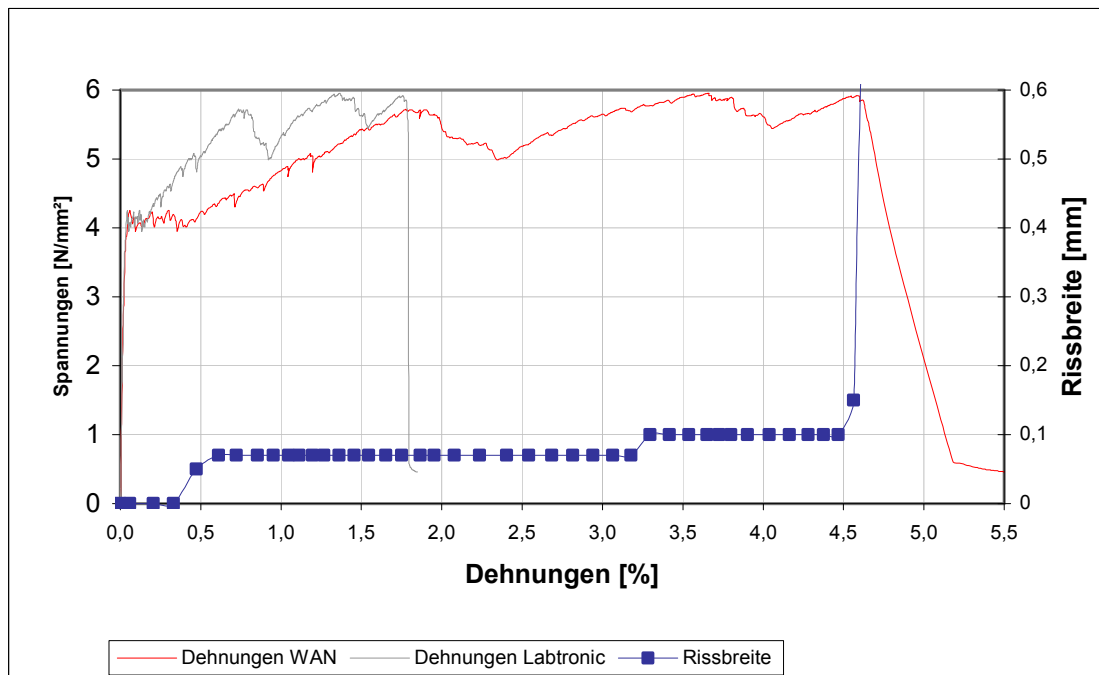


Abb. A1.63: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-1,75-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-1,75-1

Bewehrung: 1,75 %, 3 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 13. 10. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,03 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 2,128 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,00 \cdot 21,70 = 1.345,4 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

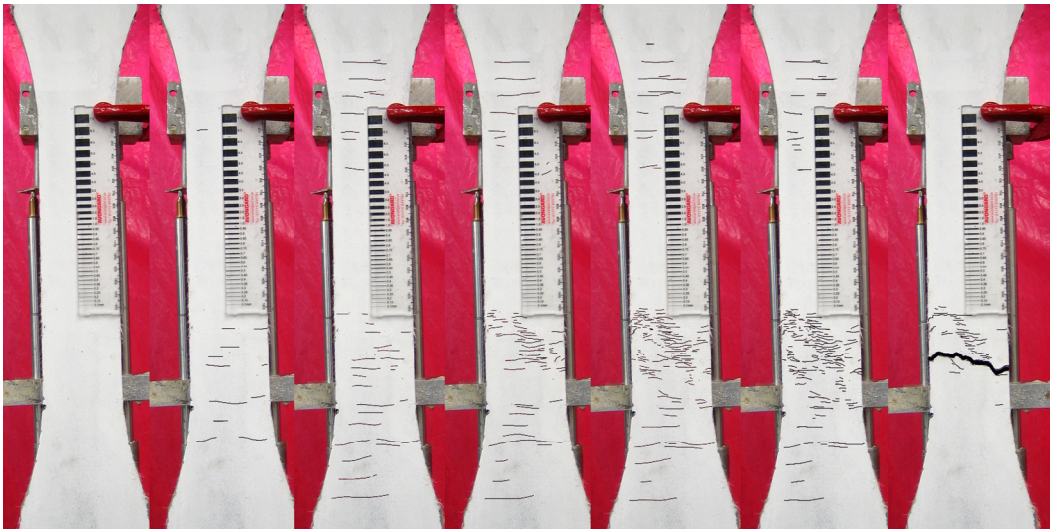


Abb. A1.64: Rissbilder bei 0 – 0,55 – 1,01 – 1,51 – 2,04 – 2,13 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

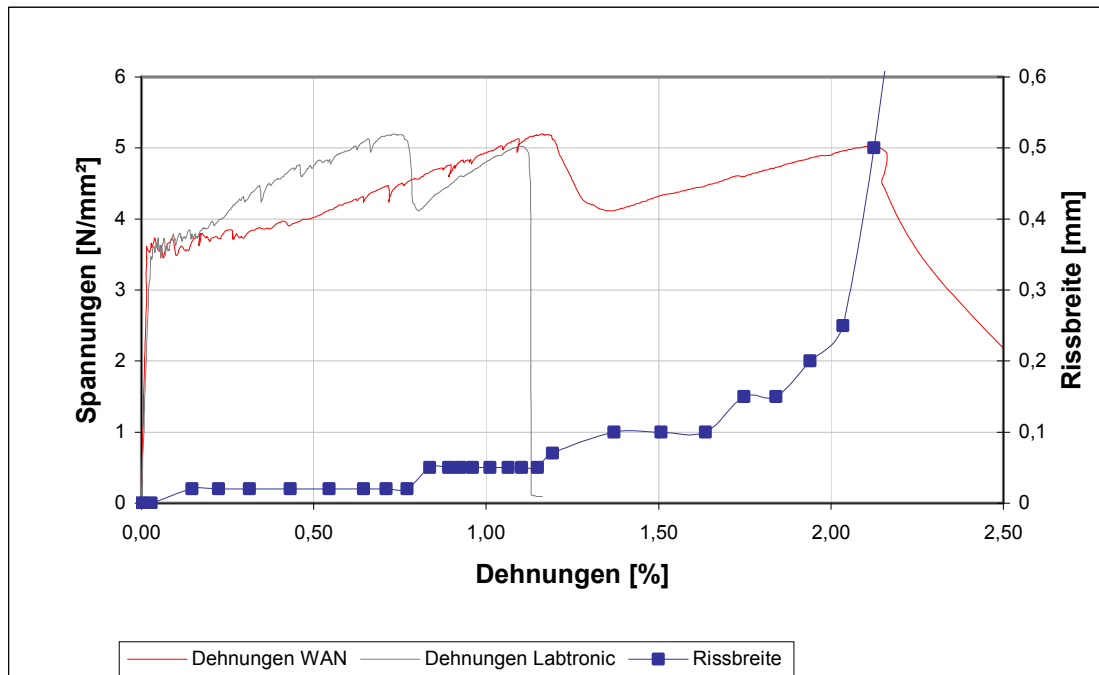


Abb. A1.65: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-1,75-1.
 In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-1,75-2

Bewehrung: 1,75 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 11. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 6,18 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 3,035 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 63,40 \cdot 22,35 = 1.417,0 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

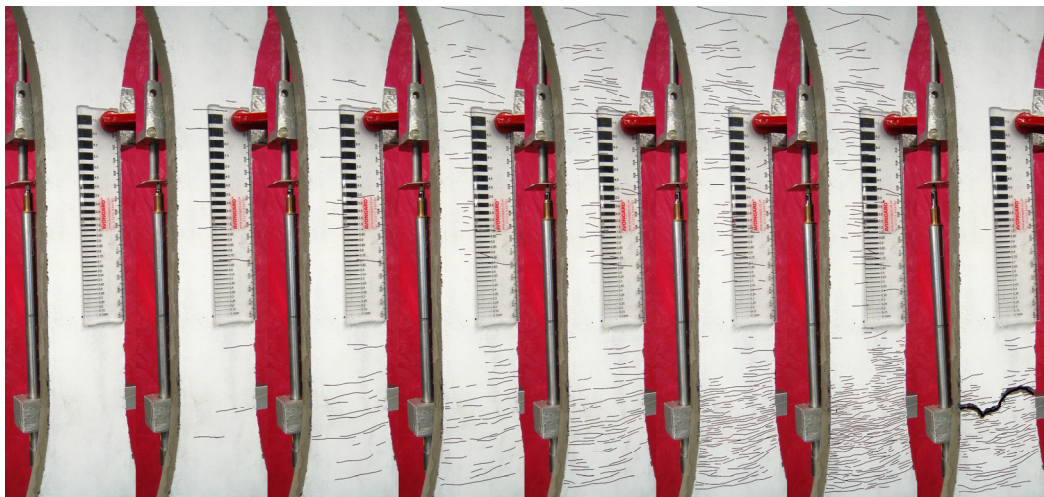


Abb. A1.66: Rissbilder bei 0 – 0,47 – 1,05 – 1,48 – 2,00 – 2,50 – 3,05 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

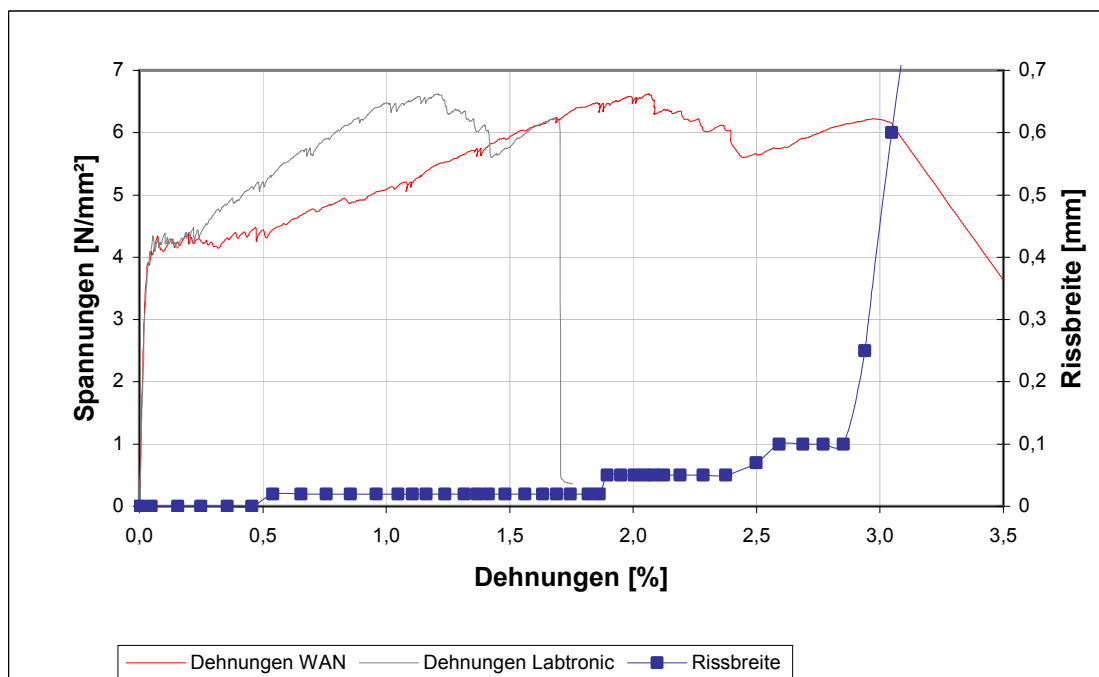


Abb. A1.67: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-1,75-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,00-1

Bewehrung: 2,00 %, 1 Lage Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 11. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,66 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 1,50 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 63,55 \cdot 22,48 = 1.428,6 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

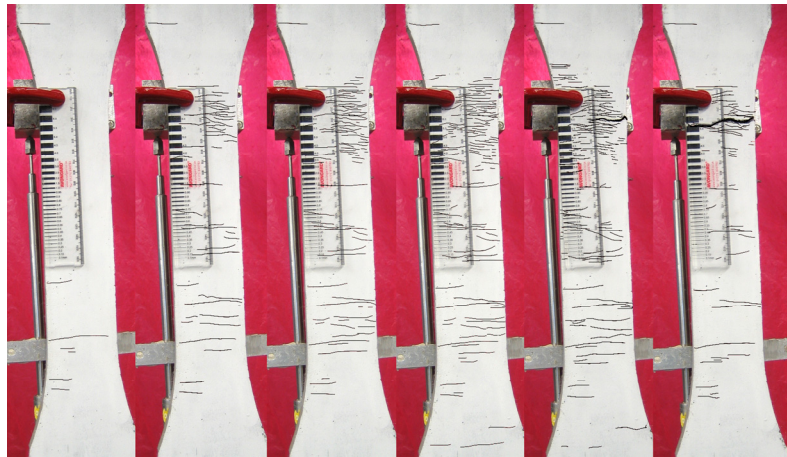


Abb. A1.68: Rissbilder bei 0 – 0,51 – 1,04 – 1,50 – 2,12– 2,86 % Dehnung im Messbereich.

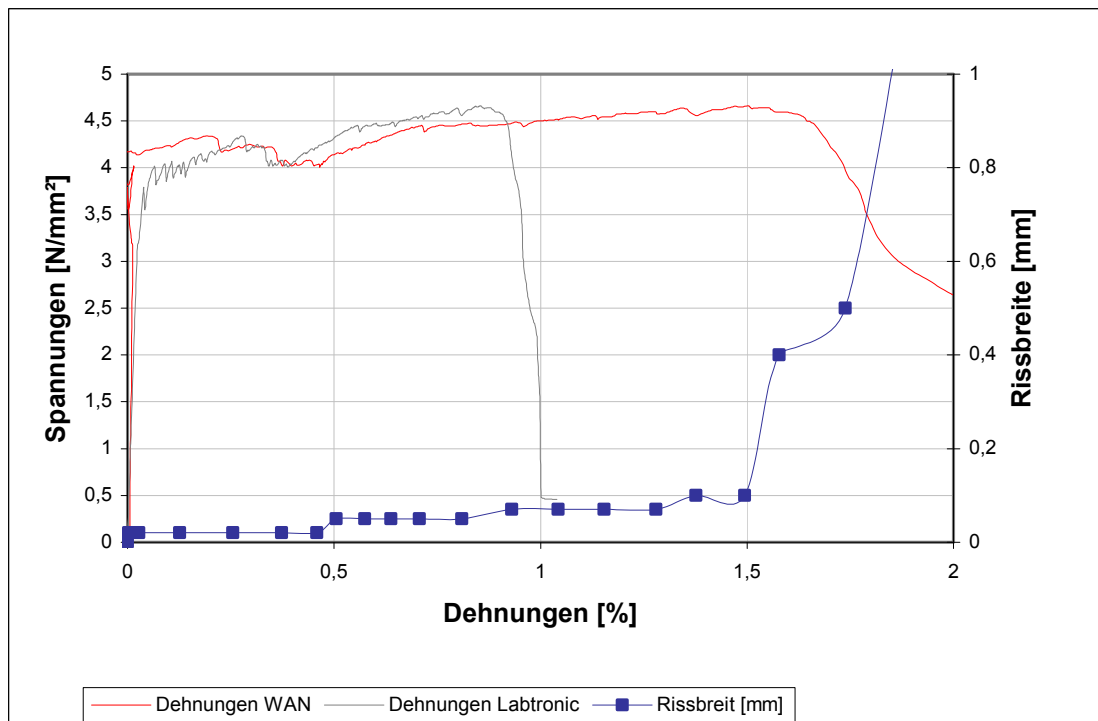


Abb. A1.69: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,00-1.

Im Bruchquerschnitt lagen Bereiche ohne Fasern vor, wodurch die relativ geringe Bruchdehnung erklärt werden kann.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,00-2

Bewehrung: 2,00 %, 1 Lage Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 29. 11. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,70 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 4,874 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,00 \cdot 22,45 = 1.391,9 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

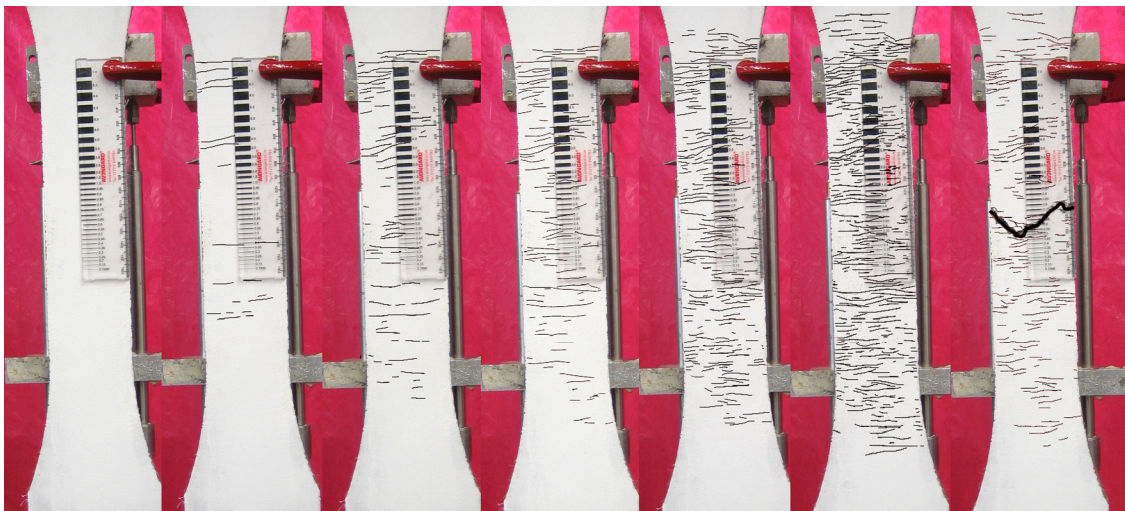


Abb. A1.70: Rissbilder bei 0 – 1,00 – 2,06 – 3,02 – 4,01 – 4,86 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

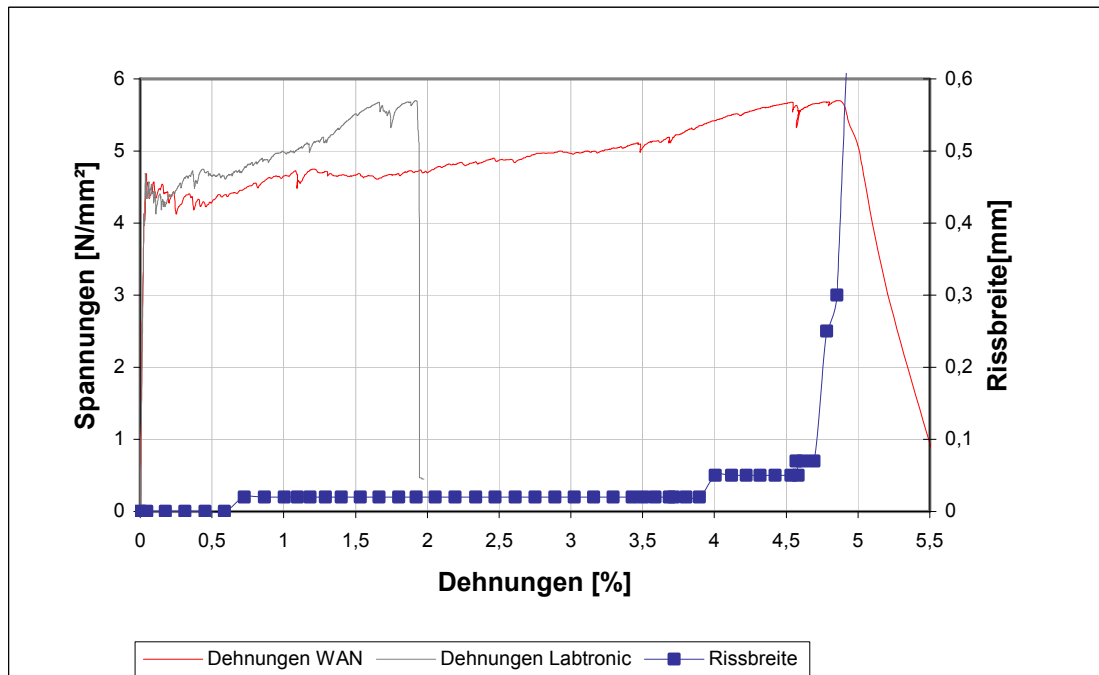


Abb. A1.71: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,00-2.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,00-1

Bewehrung: 2,00 %, 2 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 29. 09. 2008 – 29 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,31 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 4,335 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 63,75 \cdot 21,85 = 1.392,9 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.



Abb. A1.72: Rissbilder bei 0 – 1,03 – 2,05 – 3,09 – 3,99 – 4,37 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

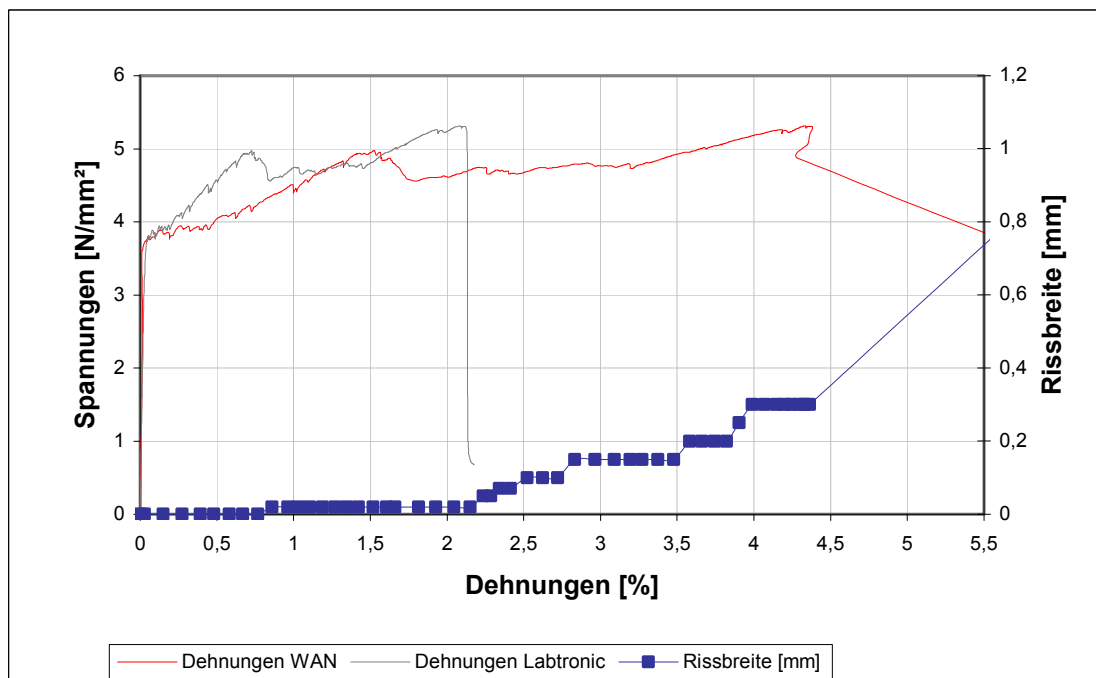


Abb. A1.73: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,00-1.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,00-2

Bewehrung: 2,00 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 04. 11. 2008 – 35 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 6,02 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 3,095 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,85 \cdot 15,05 = 945,9 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

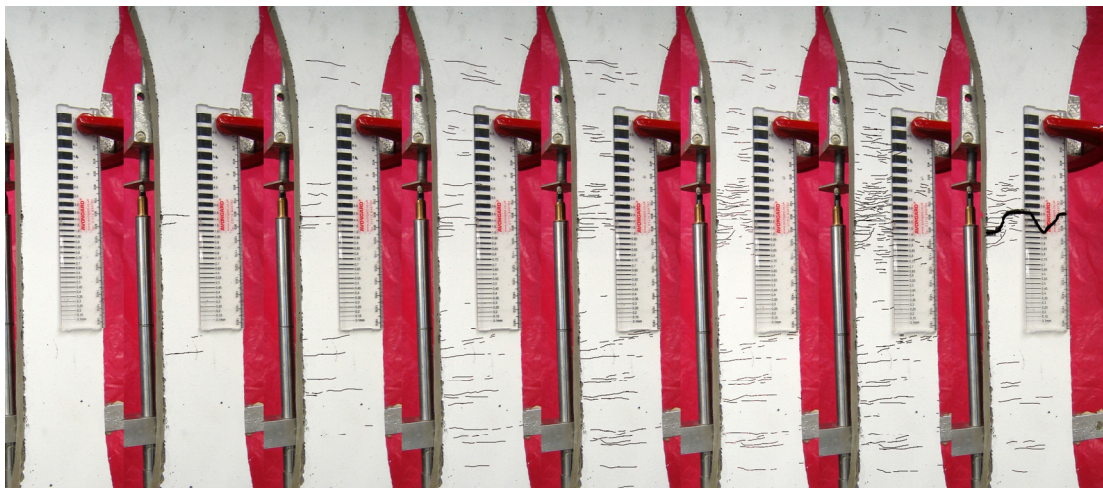


Abb. A1.74: Rissbilder bei 0 – 0,47 – 0,98 – 1,51 – 2,01 – 2,47 – 3,05 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

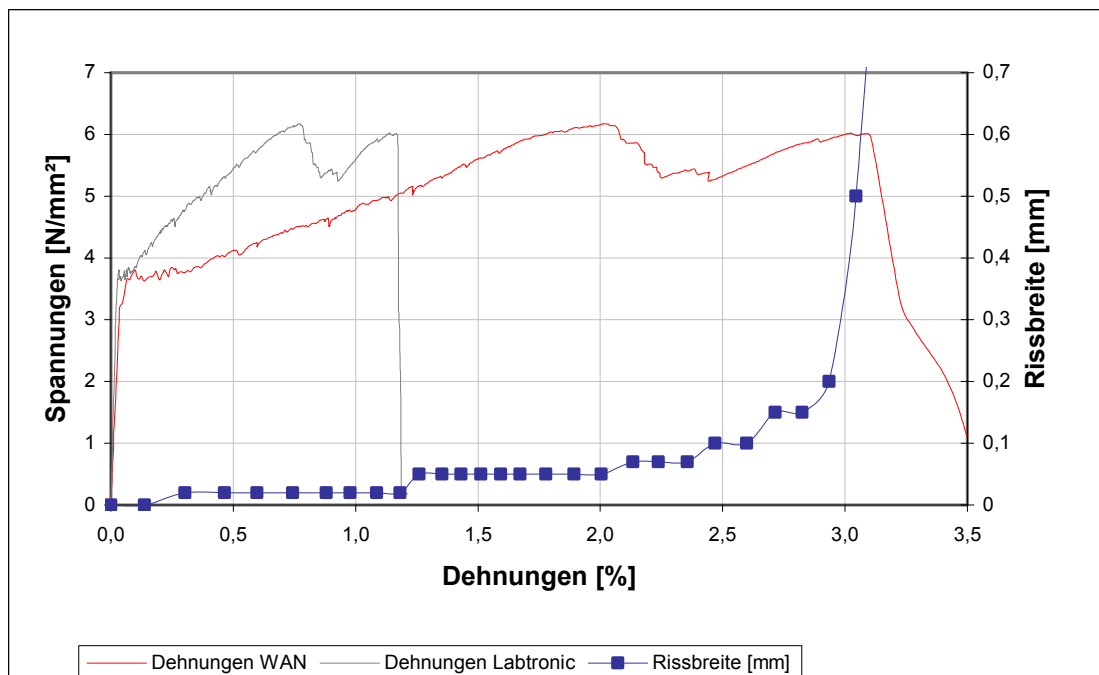


Abb. A1.75: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,00-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,00-3

Bewehrung: 2,00 %, 2 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 04. 11. 2008 – 35 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,63 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 3,424 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,00 \cdot 18,35 = 1.137,7 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.



Abb. A1.76: Rissbilder bei 0 – 0,95 – 2,01 – 2,96 – 3,42 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

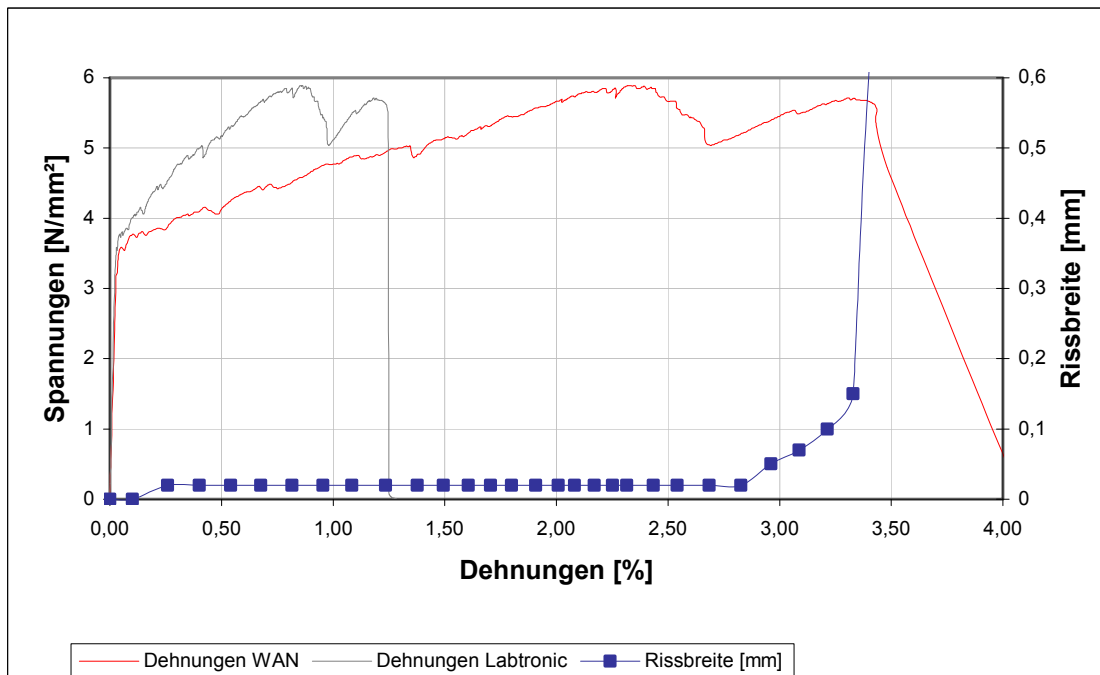


Abb. A1.77: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,00-3.
 In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,00-1

Bewehrung: 2,00 %, 3 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 29. 09. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,49 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,47 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,20 \cdot 23,63 = 1.469,8 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

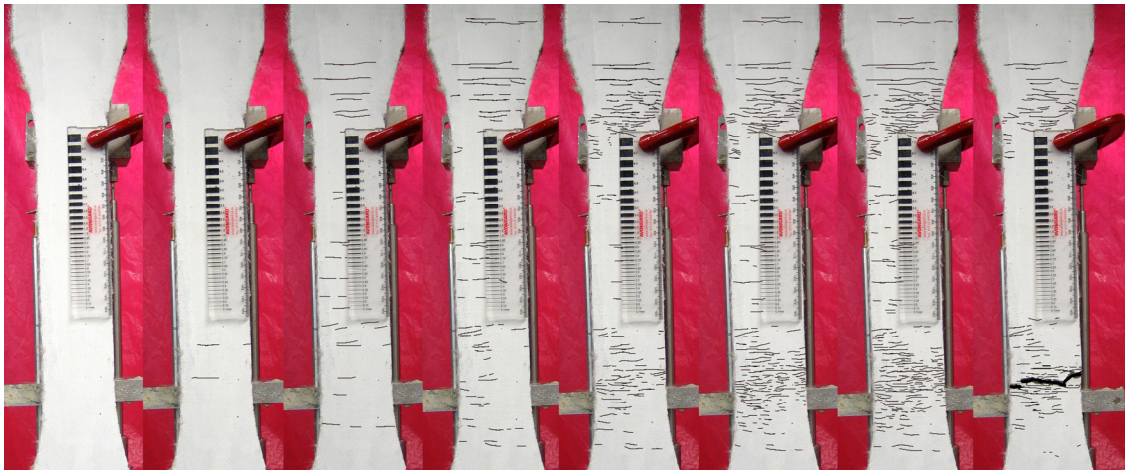


Abb. A1.78: Rissbilder bei 0 – 0,55 – 0,99 – 1,47 – 1,97 – 2,44 – 2,70 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

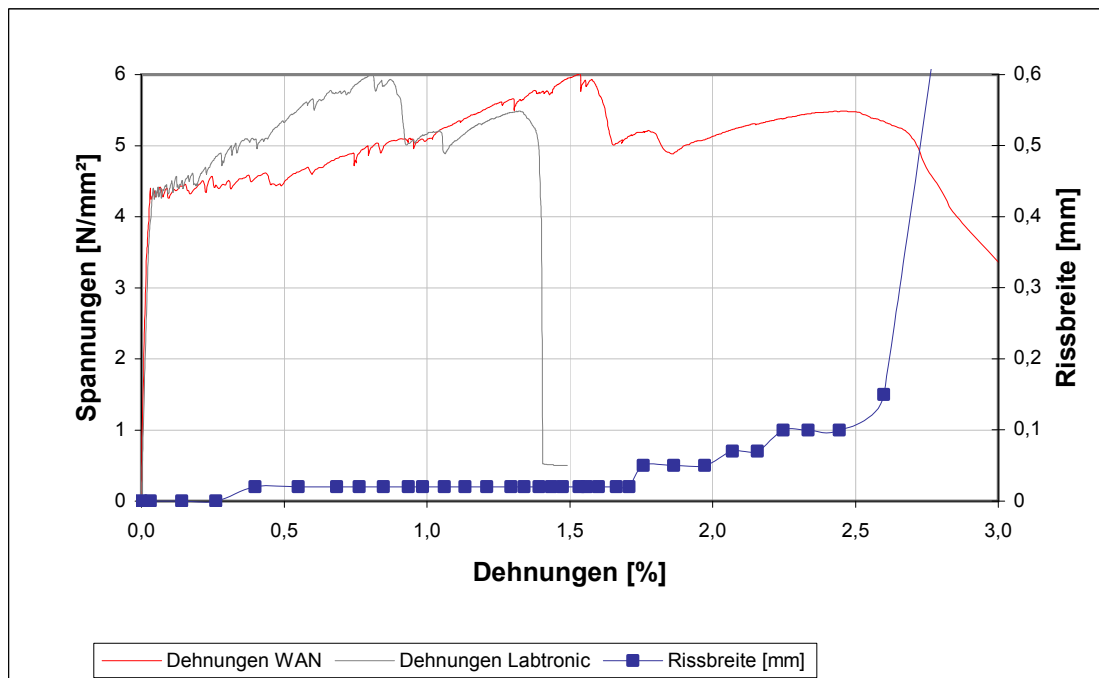


Abb. A1.79: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-2,00-1.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,00-2

Bewehrung: 2,00 %, 3 Lagen Textil A, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 29. 09. 2008 – 28 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,27 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,250 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,95 \cdot 20,45 = 1.287,3 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

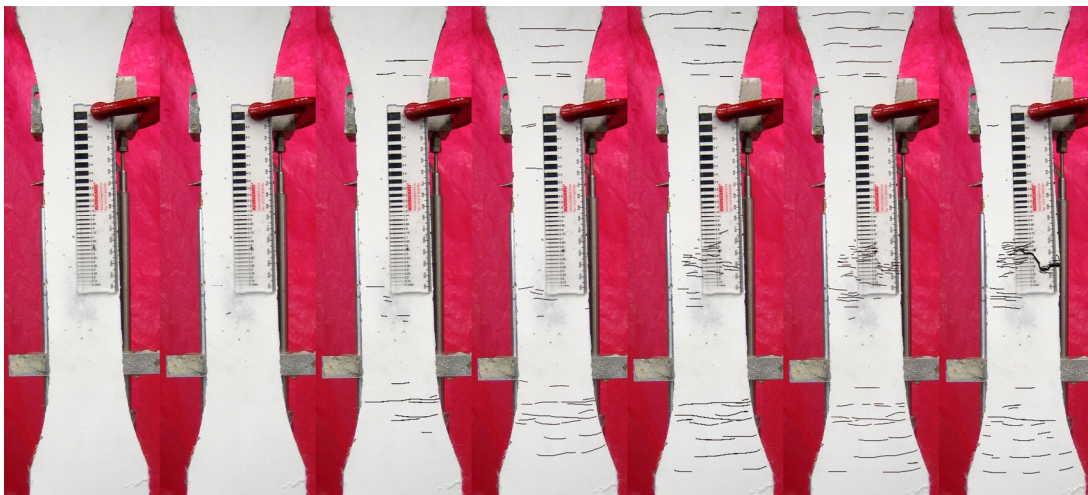


Abb. A1.80: Rissbilder bei 0 – 0,53 – 1,03 – 1,50 – 2,05 – 2,32 – 2,86 % Dehnung im Messbereich.

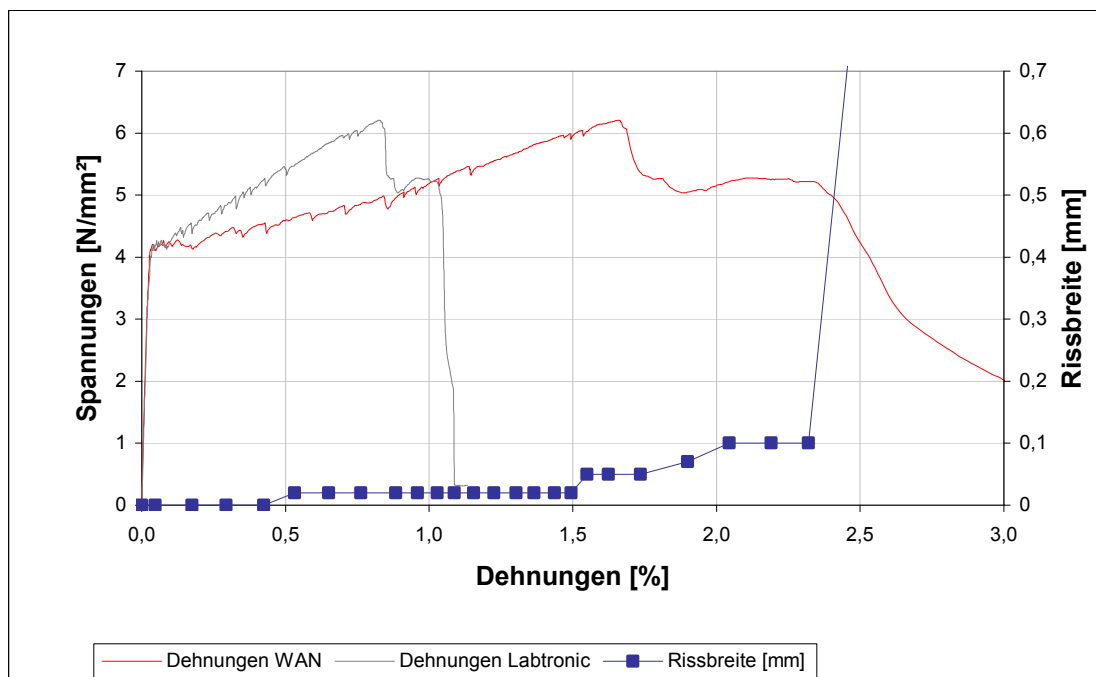


Abb. A1.81: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-2,00-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,00-3

Bewehrung: 2,00 %, 3 Lagen Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 04. 11. 2008 – 34 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 6,94 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 2,887 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 64,28 \cdot 17,85 = 1.147,4 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

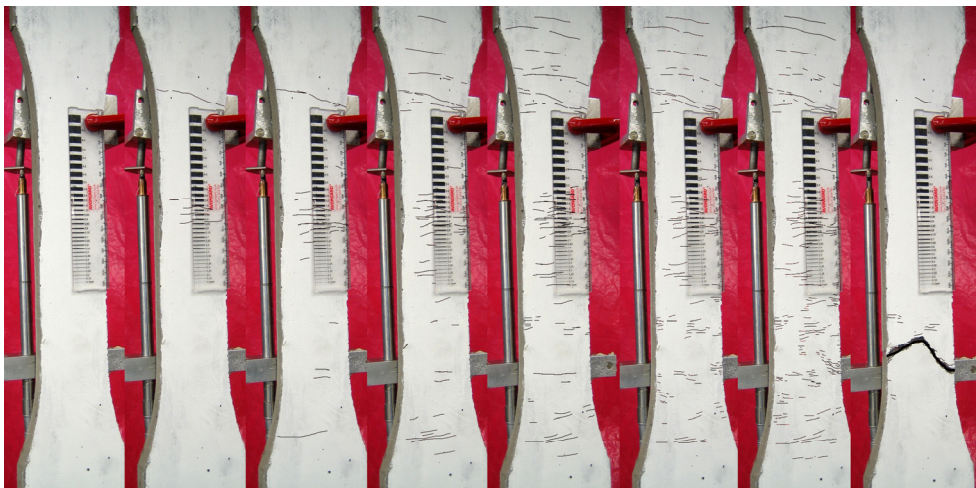


Abb. A1.82: Rissbilder bei 0 – 0,51 – 1,03 – 1,51 – 2,03 – 2,249 – 2,87 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

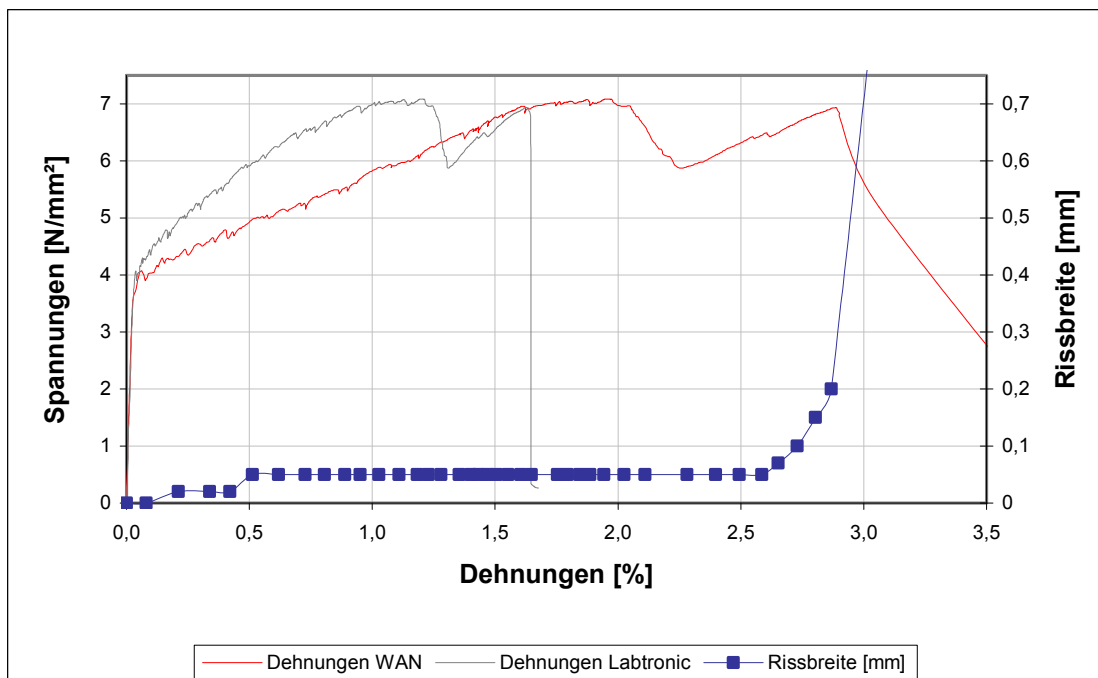


Abb. A1.83: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-2,00-3.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,25-1

Bewehrung: 2,25 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 17. 01. 2001 – 176 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 3,39 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 1,012 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,93 \cdot 22,13 = 1.370,5 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

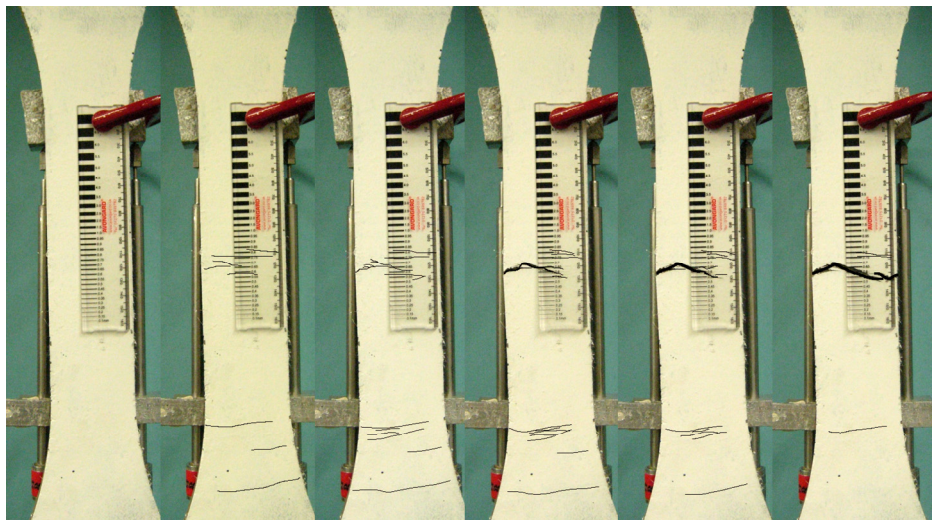


Abb. A1.84: Rissbilder bei 0 – 0,54 – 1,05 – 1,53 – 1,49 – 2,49 % Dehnung im Messbereich.

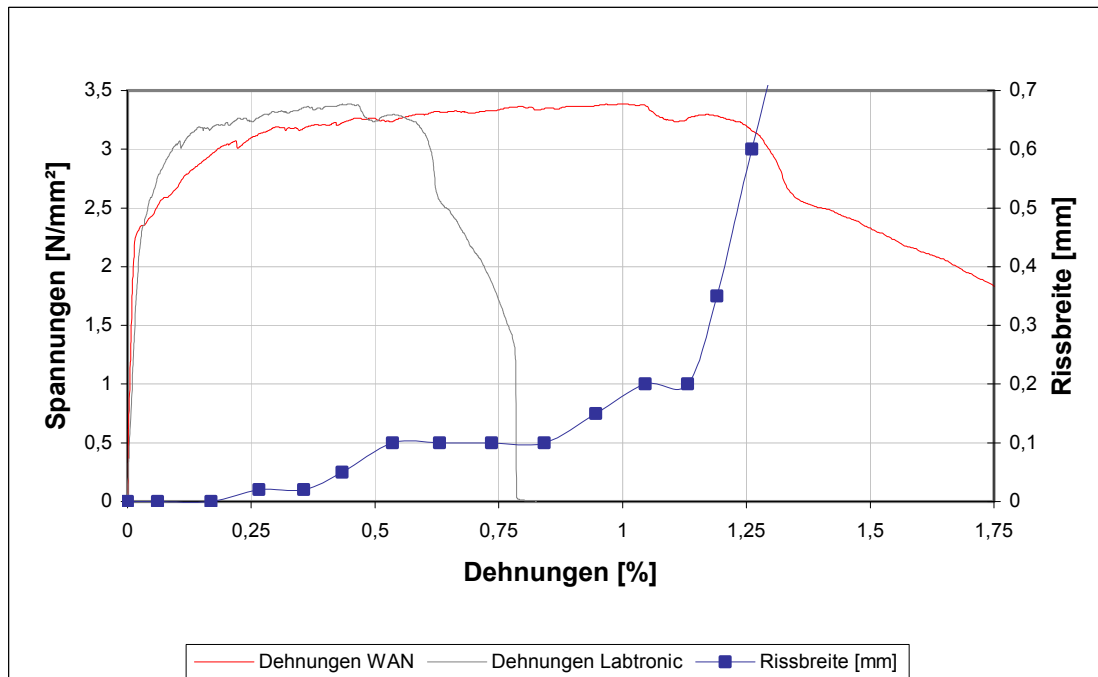


Abb. A1.85: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,25-1.

Nur wenige Risse.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,25-2

Bewehrung: 2,25 %, 1 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 17. 01. 2007 – 176 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 3,48 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 1,492 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,00 \cdot 17,18 = 1.065,6 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.



Abb. A1.86: Rissbilder bei 0 – 0,55 – 0,99 – 1,56 – 2,09 % Dehnung im Messbereich.

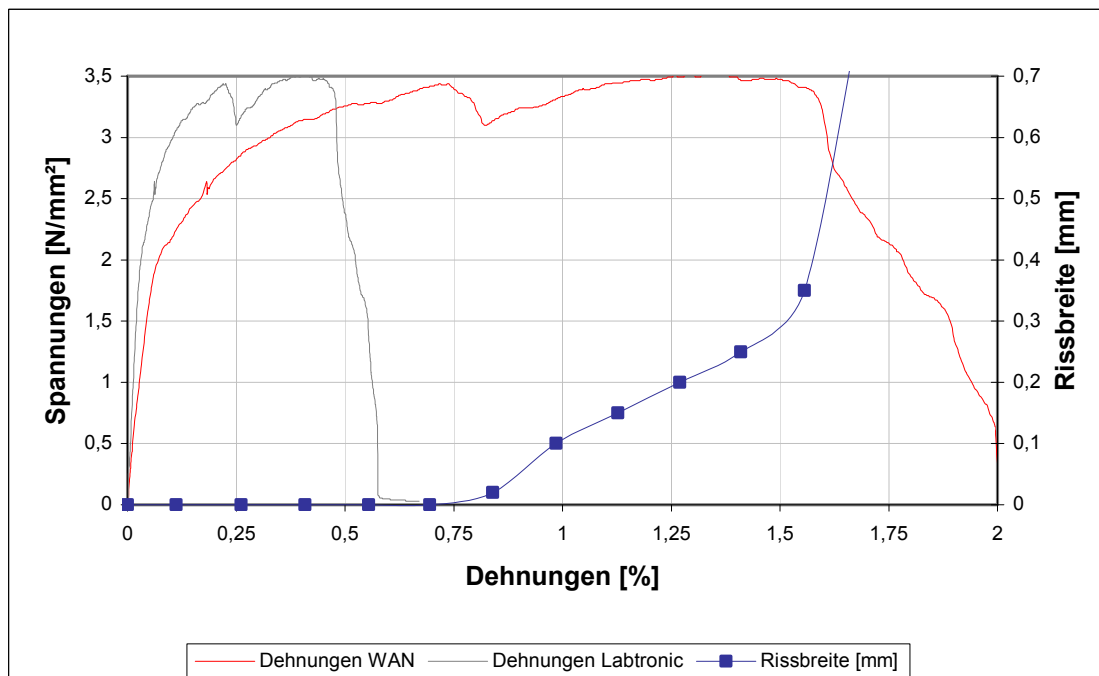


Abb. A1.87: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,25-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur wenige Risse.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,25-3

Bewehrung: 2,25 %, 1 Lage Textil B, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 02. 11. 2006 – 176 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 3,52 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 0,714 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,15 \cdot 23,10 = 1.412,6 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.



Abb. A1.88: Rissbilder bei 0 – 0,11 – 0,39 – 0,57– 0,92 – 1,80 % Dehnung im Messbereich.

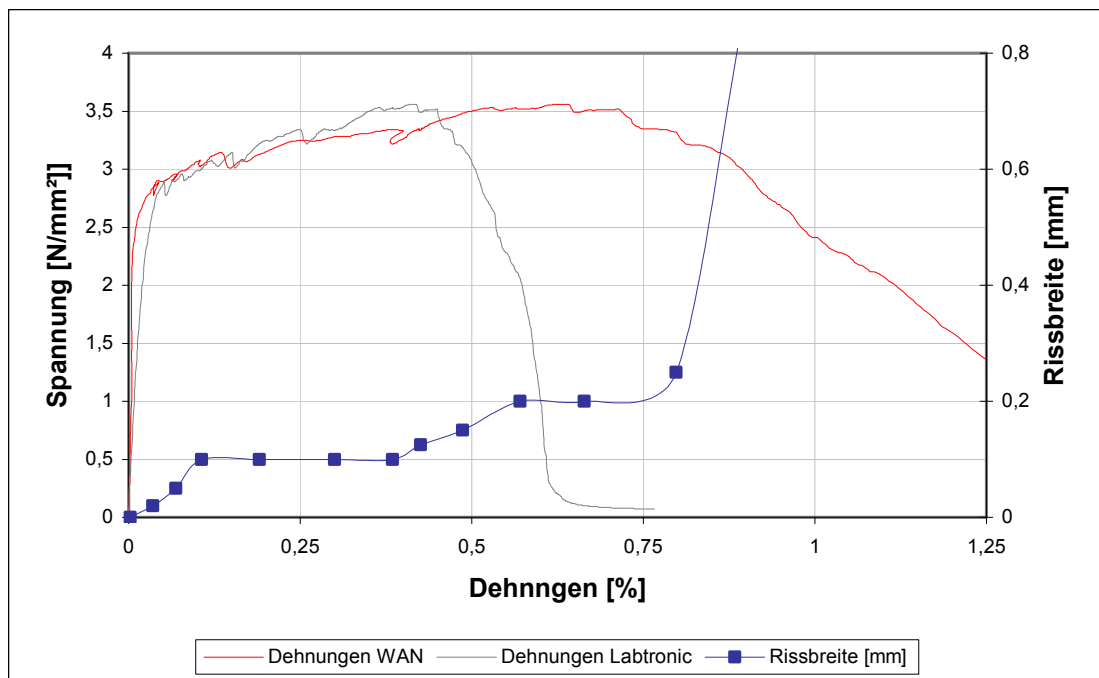


Abb. A1.89: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,25-3.

Nur wenige Risse.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,25-4

Bewehrung: 2,25 %, 1 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 08. 05. 2007 – 120 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 3,92 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,493 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 63,25 \cdot 22,20 = 1.404,2 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

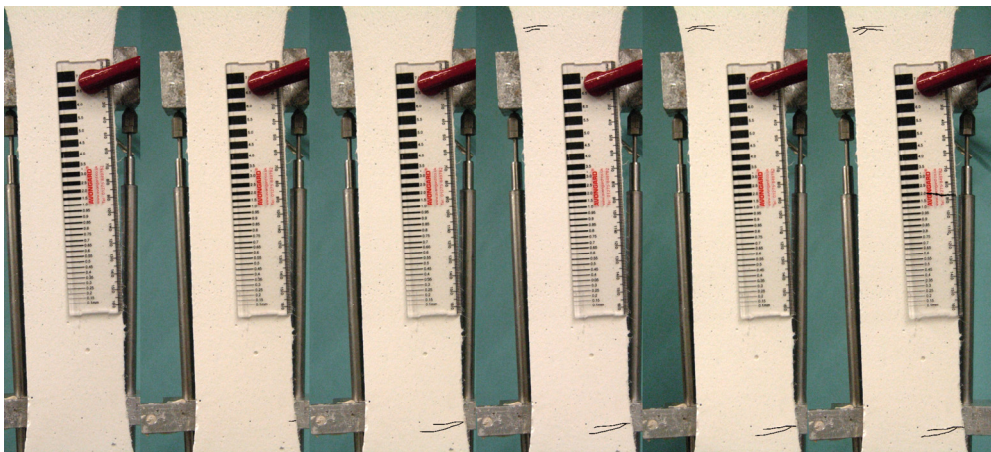


Abb. A1.90: Rissbilder bei 0 – 0,56 – 1,01 – 1,48 – 2,04 – 2,54 % Dehnung im Messbereich.

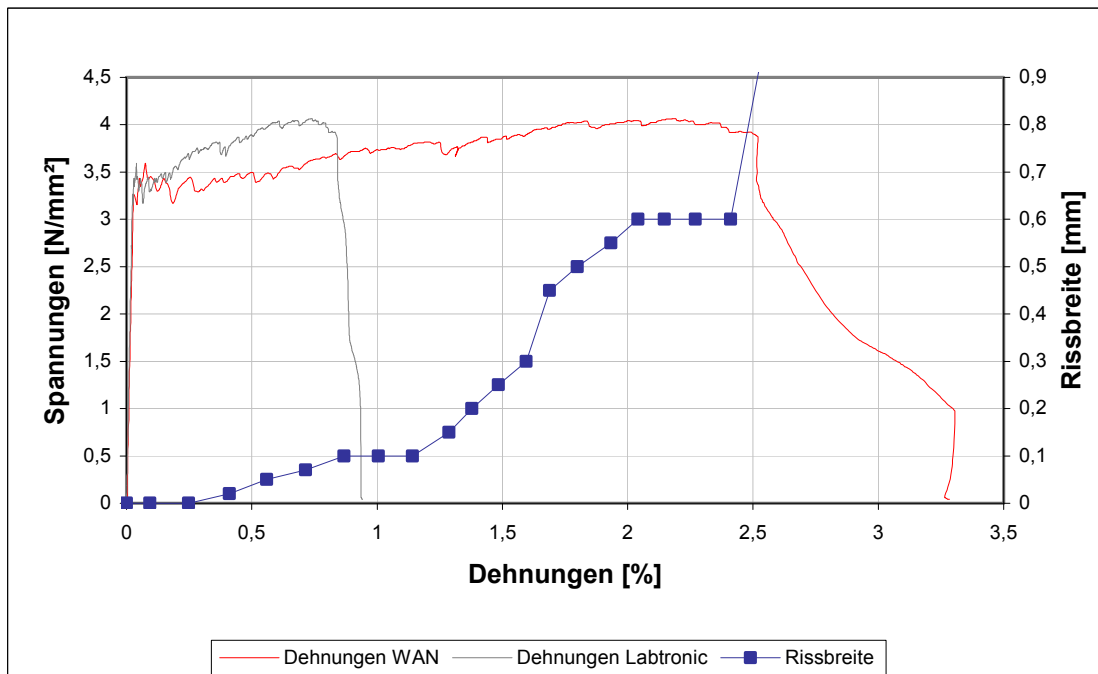


Abb. A1.91: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,25-4.

Nur sehr wenige Risse, hörbares Reißen der Rovings ab einer Dehnung von 1,86 % im Messbereich.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,25-5

Bewehrung: 2,25 %, 1 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 08. 05. 2007 – 120 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 3,89 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 1,925 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 61,50 \cdot 19,58 = 1.204,2 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

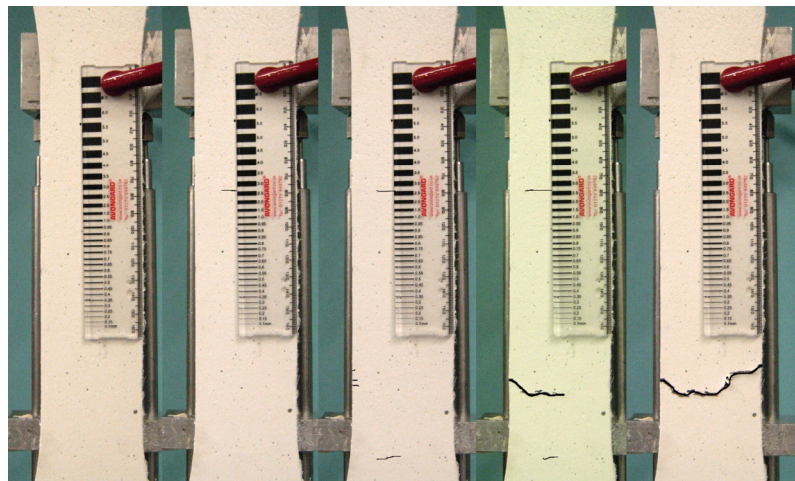


Abb. A1.92: Rissbilder bei 0 – 1,07 – 2,01– 2,32 – 2,41 % Dehnung im Messbereich.

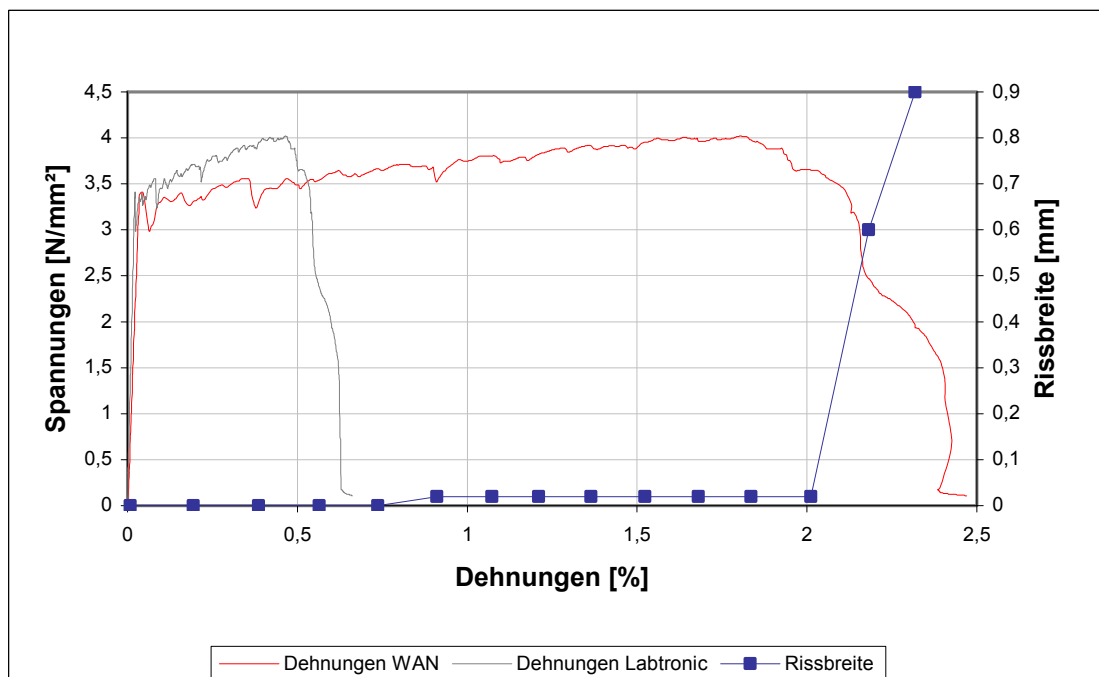


Abb. A1.93: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,25-5.

Nur sehr wenige Risse, hörbares Reißen der Rovings ab einer Dehnung von 1,89 % im Messbereich.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-1L-2,25-6

Bewehrung: 2,25 %, 1 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 08. 05. 2007 – 120 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,28 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 1,382 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,93 \cdot 19,25 = 1.211,4 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

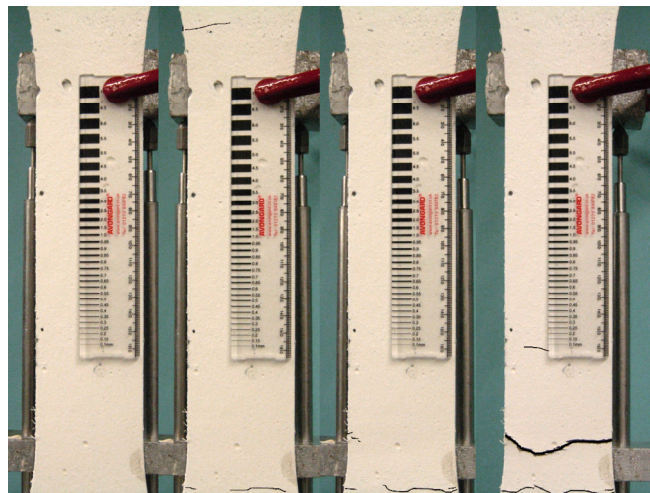


Abb. A1.94: Rissbilder bei 0 – 0,96 – 2,01 – 2,83 % Dehnung im Messbereich (Versagen).

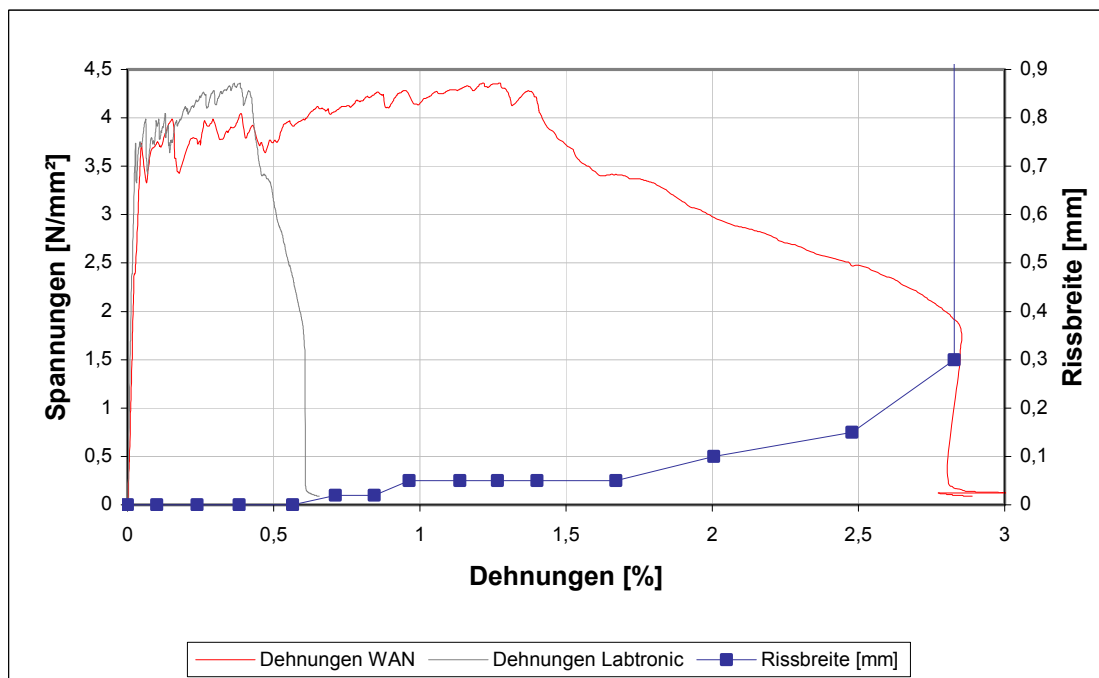


Abb. A1.95: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-1L-2,25-6.

Nur sehr wenige Risse, hörbares Reißen der Rovings ab einer Dehnung von 0,96 % im Messbereich.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,25-1

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
Betonierdatum/Prüfalter: 27. 11. 2006 – 161 d
Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,01 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 1,906 \%$
Bruchquerschnitt: $A = 61,00 \cdot 22,00 = 1.342,0 \text{ mm}^2$
Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

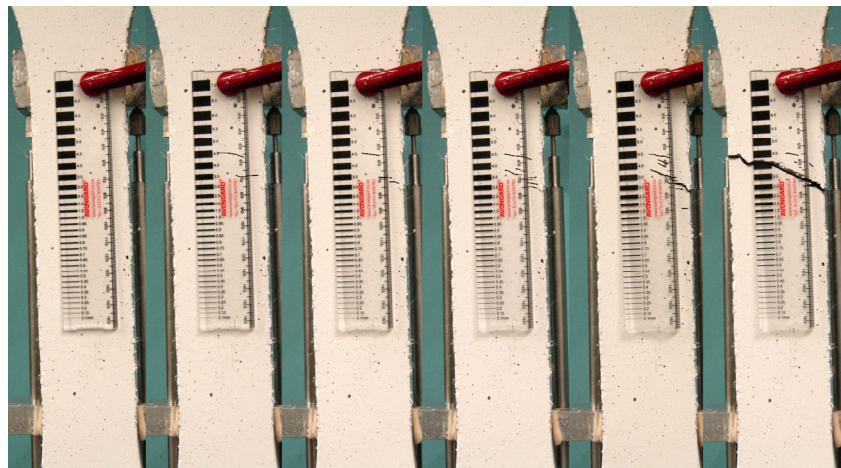


Abb. A1.96: Rissbilder bei 0 – 0,51 – 0,96 – 1,48 – 1,93 – 2,50 % Dehnung im Messbereich.

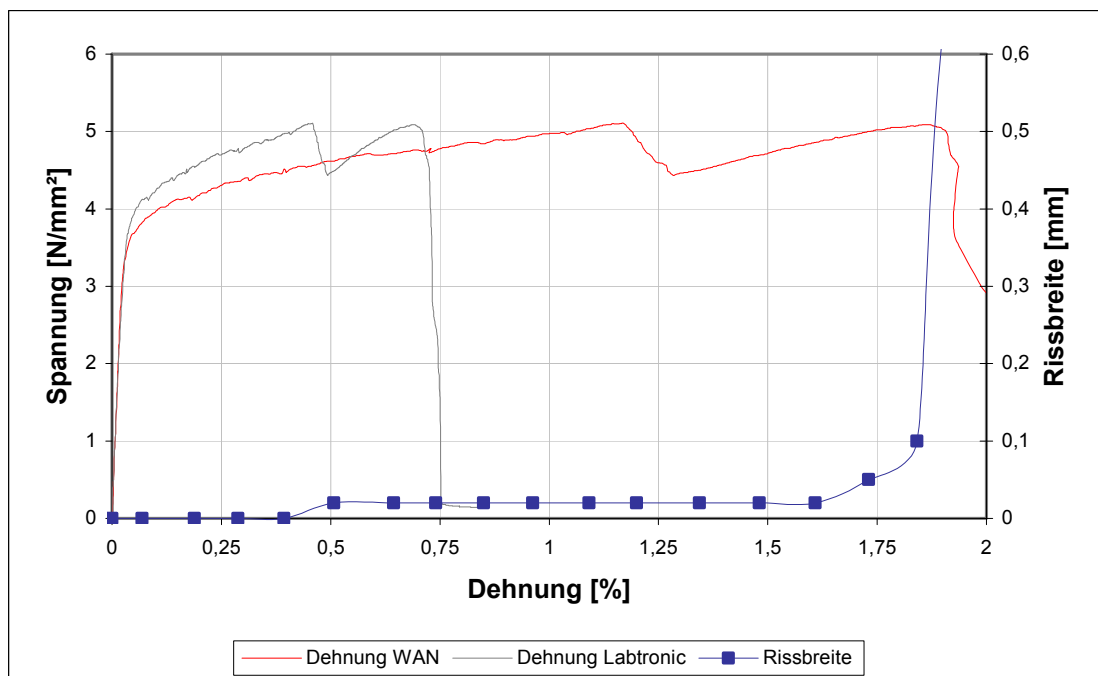


Abb. A1.97: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,25-1.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur sehr wenige Risse.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,25-2

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 27. 11. 2006 – 162 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,31 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,898 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 63,88 \cdot 19,75 = 1.261,6 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

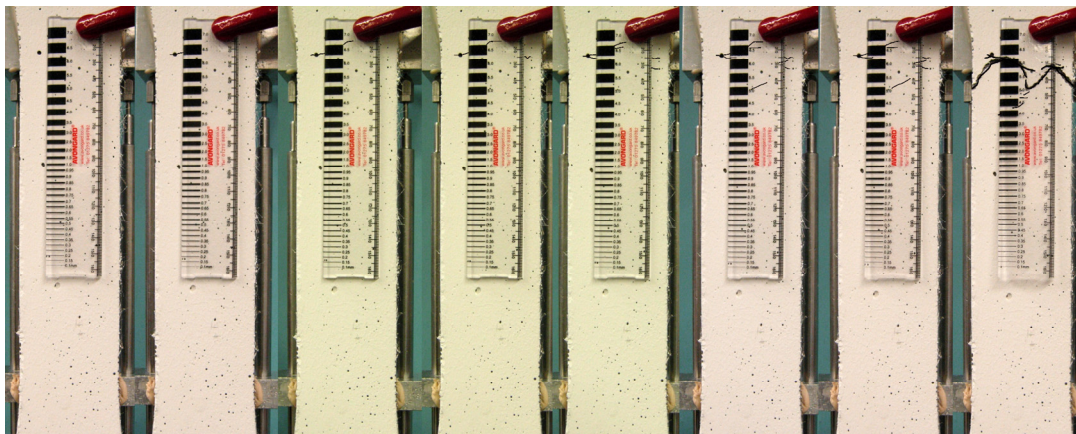


Abb. A1.98: Rissbilder bei 0 – 0,57 – 1,02 – 1,45 – 2,00 – 2,55 – 2,85 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

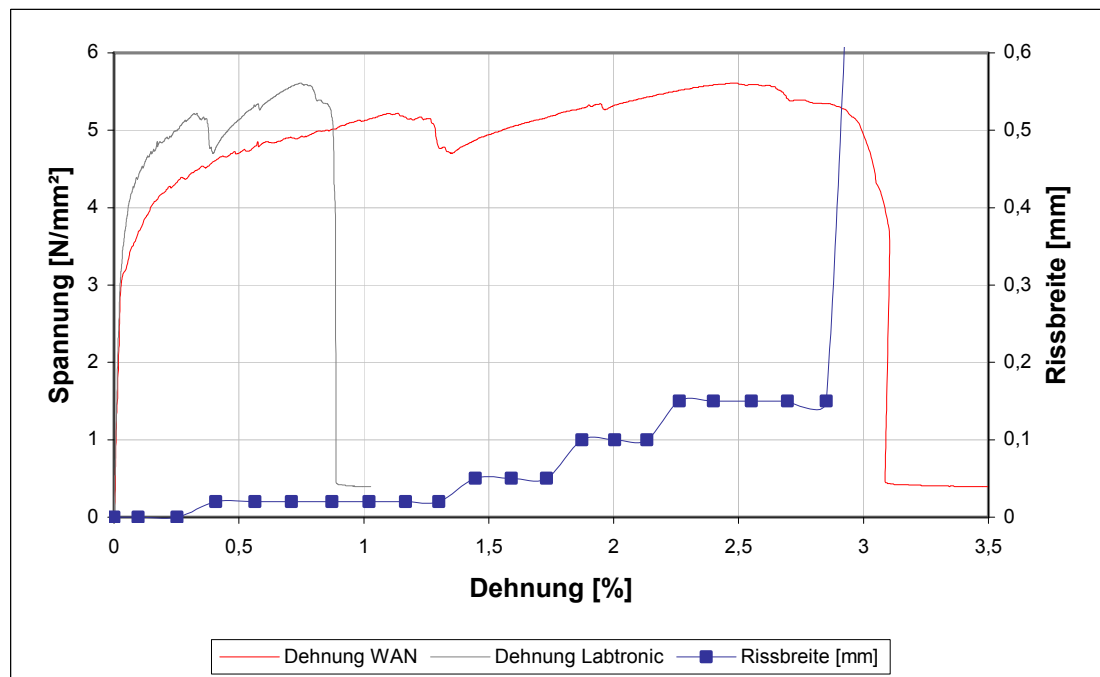


Abb. A1.99: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,25-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur sehr wenige Risse.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuchen GP-2L-2,25-3

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil B, Schuss in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 27. 01. 2007 – 164 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,69 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 2,631\%$
 Bruchquerschnitt: $A = 60,95 \cdot 28,50 = 1.737,1 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

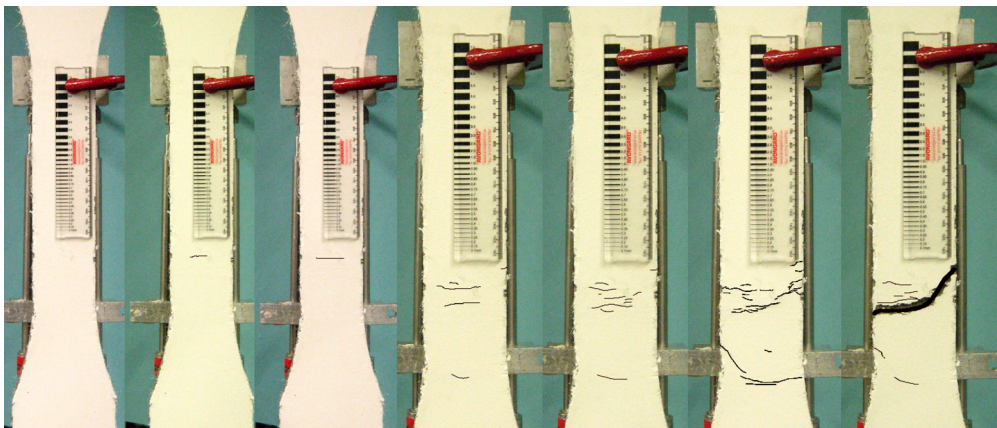


Abb. A1.100: Rissbilder bei 0 – 0,49 – 0,98 – 1,49 – 2,04 – 2,65 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

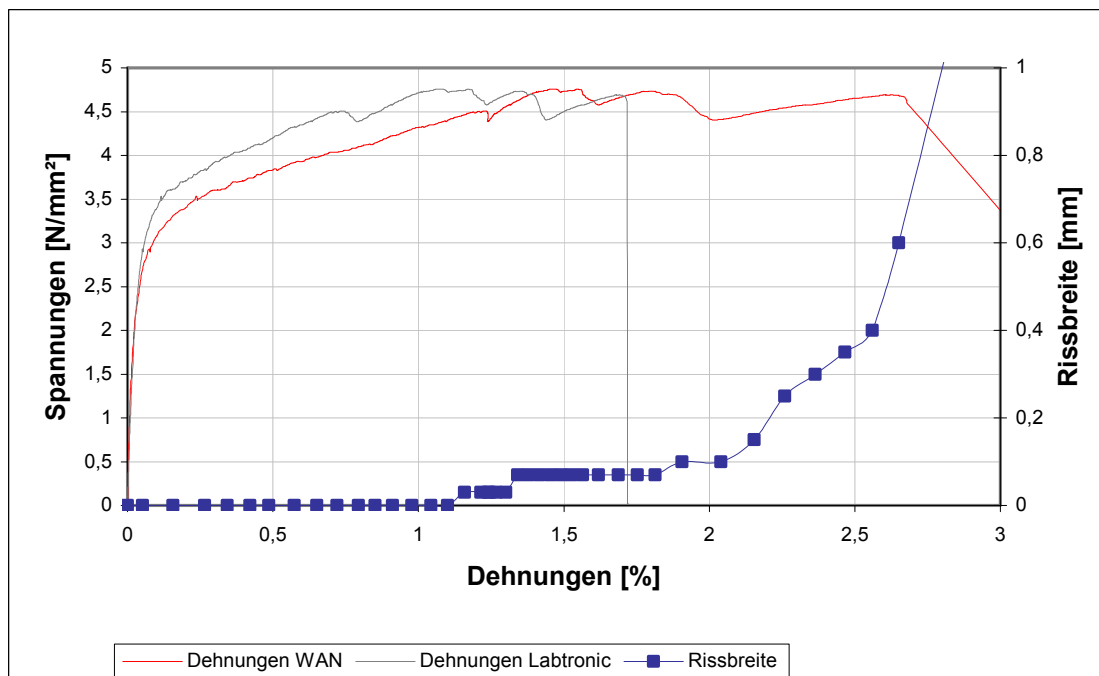


Abb. A1.101: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,25-3.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur sehr wenige Risse.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,25-4

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 08. 05. 2007 – 121 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,68 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ctu} = 1,660 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,48 \cdot 21,25 = 1.327,7 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

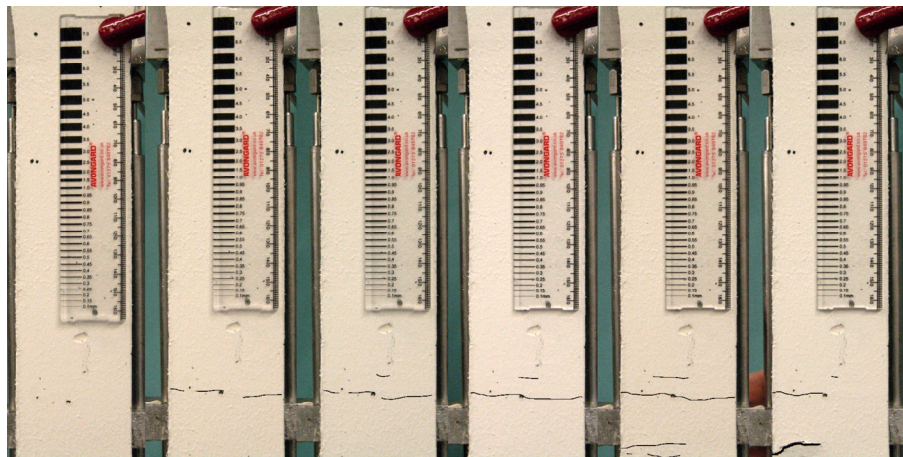


Abb. A1.102: Rissbilder bei 0 – 0,45 – 0,94 – 1,56 – 1,94 – 2,34 % Dehnung im Messbereich.

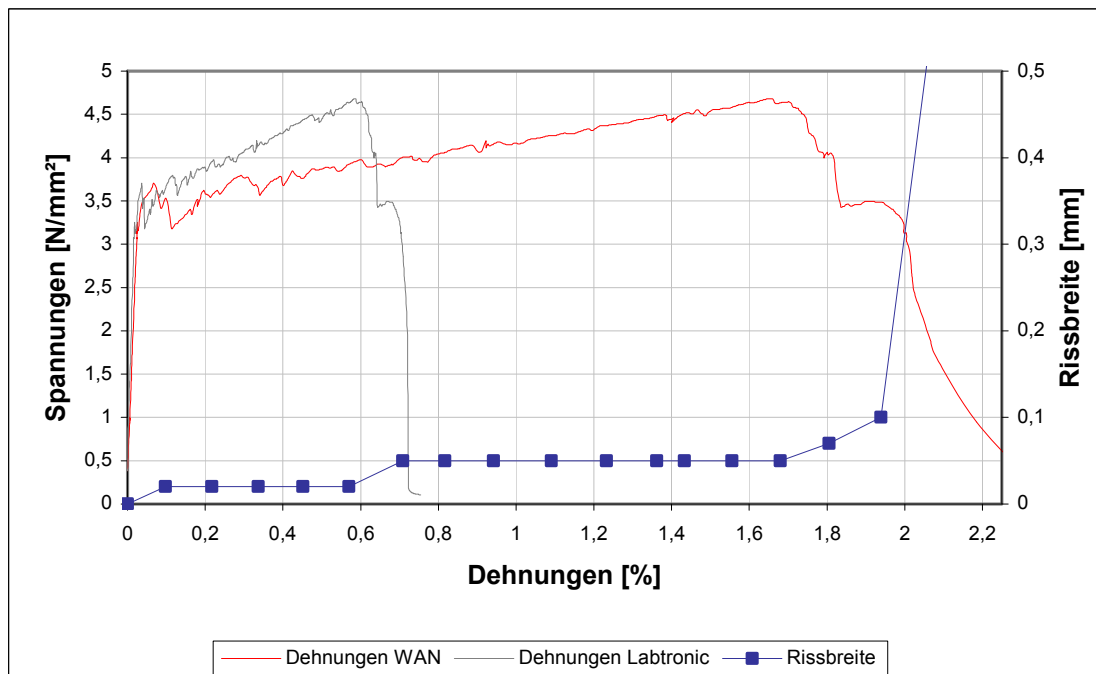


Abb. A1.103: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,25-4.

Nur sehr wenige Risse, hörbares Reißen der Rovings ab einer Dehnung von 1,66 % im Messbereich.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,25-5

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 08. 05. 2007 – 121 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,04 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 1,319 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 64,00 \cdot 23,70 = 1.516,8 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

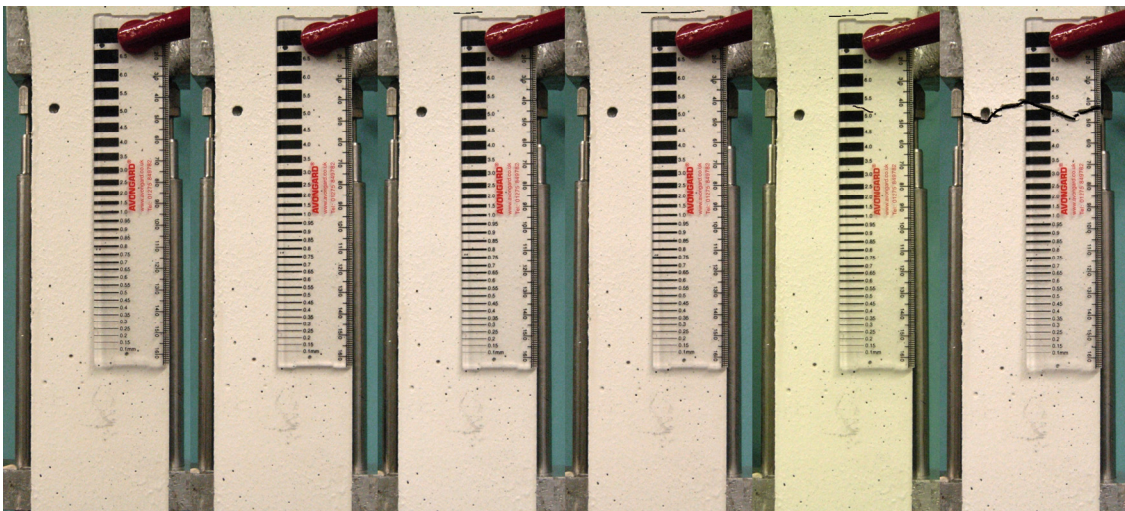


Abb. A1.104: Rissbilder bei 0 – 0,46 – 0,96 – 1,43 – 1,99– 2,34 % Dehnung im Messbereich.

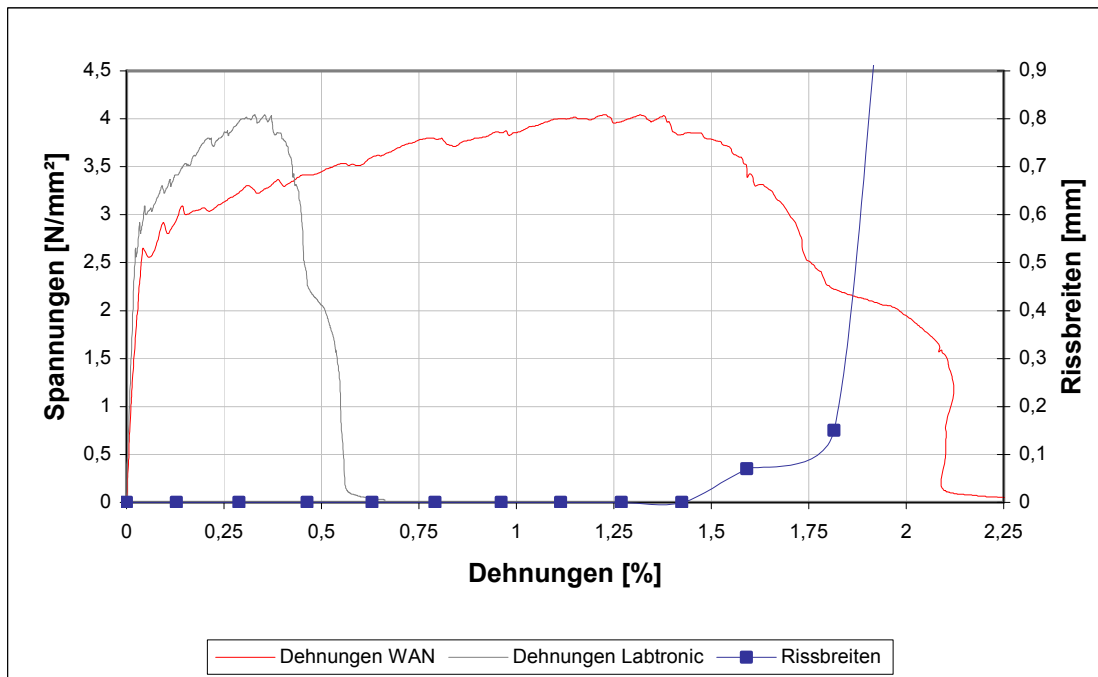


Abb. A1.105: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagenstelle bei Versuch GP-2L-2,25-5.

Nur ein sichtbarer Riss, der erst spät entsteht. Schlagartiges Versagen.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-2L-2,25-6

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil A, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 08. 05. 2007 – 121 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 4,62 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 2,730 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,65 \cdot 22,38 = 1.402,1 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

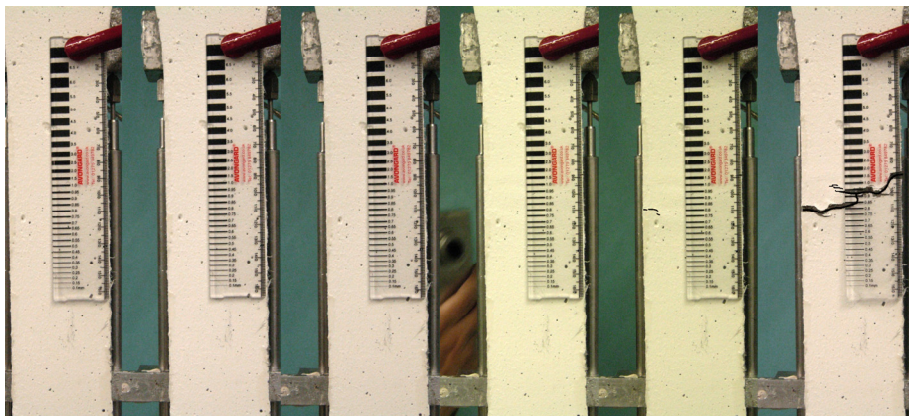


Abb. A1.106: Rissbilder bei 0 – 0,99 – 2,05 – 2,59 – 3,07 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

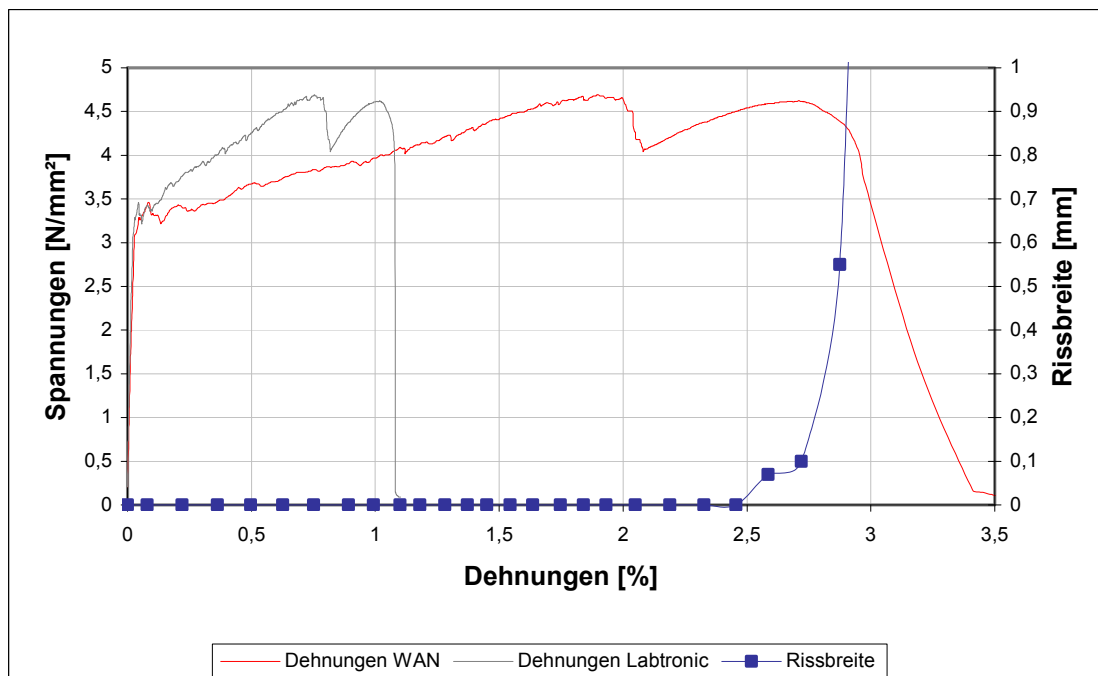


Abb. A1.107: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-2L-2,25-6.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur ein sichtbarer Riss, der erst spät entsteht. Schlagartiges Versagen.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,25-1

Bewehrung: 2,25 %, 3 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 27. 11. 2006 – 149 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 5,59 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 1,879 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 63,73 \cdot 21,33 = 1.359,4 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.



Abb. A1.108: Rissbilder bei 0 – 1,01 – 1,48 – 2,04 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

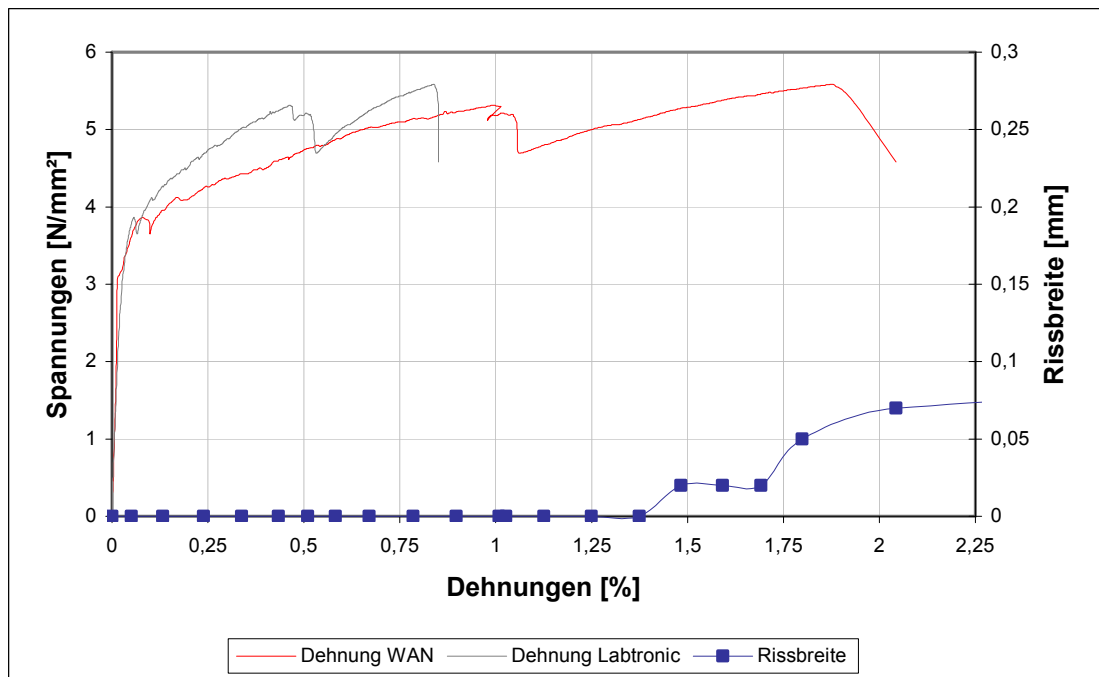


Abb. A1.109: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagenstelle bei Versuch GP-3L-2,25-1.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur ein sichtbarer Riss, der erst spät entsteht. Schlagartiges Versagen.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,25-2

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 27. 11. 2006 – 149 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ctu} = 4,52 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ctu} = 2,932 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 72,15 \cdot 22,10 = 1.594,5 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

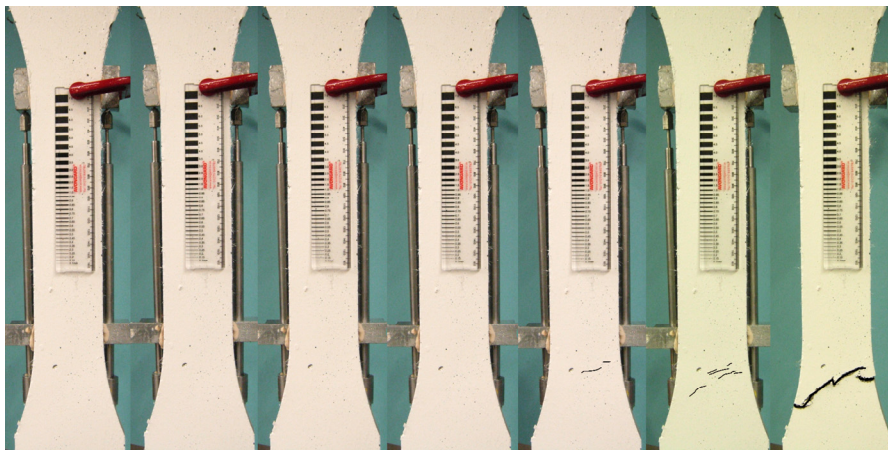


Abb. A1.110: Rissbilder bei 0 – 0,52 – 1,02 – 1,55 – 2,00 – 2,76 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

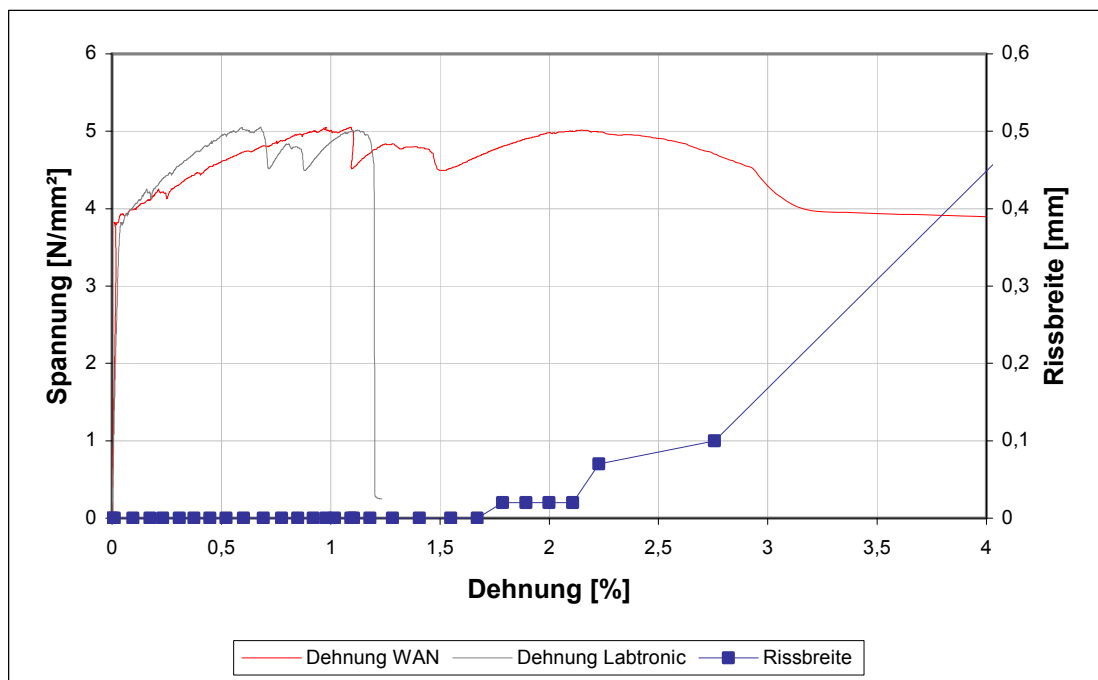


Abb. A1.111: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-2,25-2.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur ein sichtbarer Riss, der erst spät entsteht. Schlagartiges Versagen.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,25-3

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 27. 11. 2006 – 161 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,44 \text{ N/mm}^2$, $\epsilon_{ct,u} = 2,789 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,63 \cdot 17,90 = 1.121,1 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

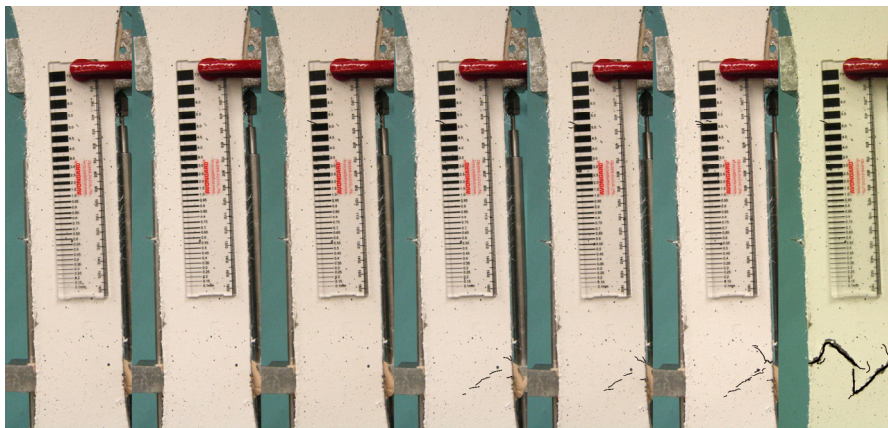


Abb. A1.112: Rissbilder bei 0 – 1,02 – 1,49 – 2,02 – 2,51 – 2,80 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

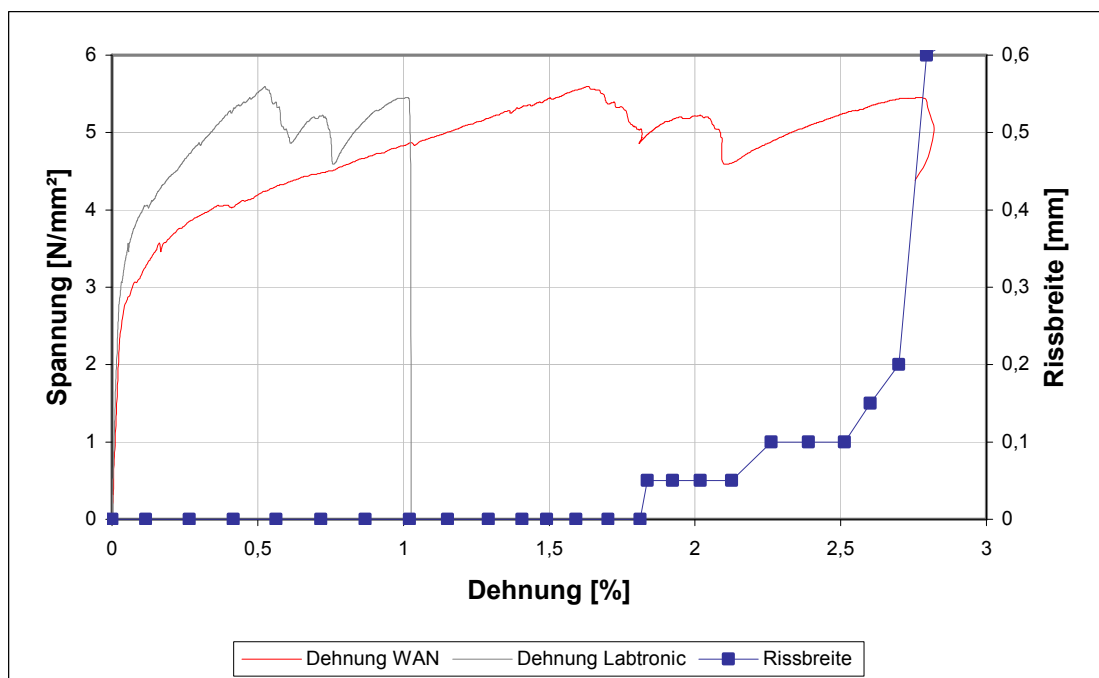


Abb. A1.113: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-2,25-3.

In der Spannungs-Dehnungs-Kurve ist das Reißen einzelner Rovings gut erkennbar. Nur ein sichtbarer Riss, der erst spät entsteht. Schlagartiges Versagen.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch GP-3L-2,25-4

Bewehrung: 2,25 %, 2 Lage Textil B, Kette in Zugrichtung
 Betonierdatum/Prüfalter: 18. 04. 2007 – 70 d
 Zugfestigkeit/Bruchdehnung: $f_{ct,u} = 5,72 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_{ct,u} = 2,145 \%$
 Bruchquerschnitt: $A = 62,43 \cdot 18,38 = 1.147,5 \text{ mm}^2$
 Versagensmodus: Nach dem Erstriss der Matrix kann von der Faser- und Textilbewehrung weiter Last aufgenommen werden → Multiple Cracking mit Strain Hardening.

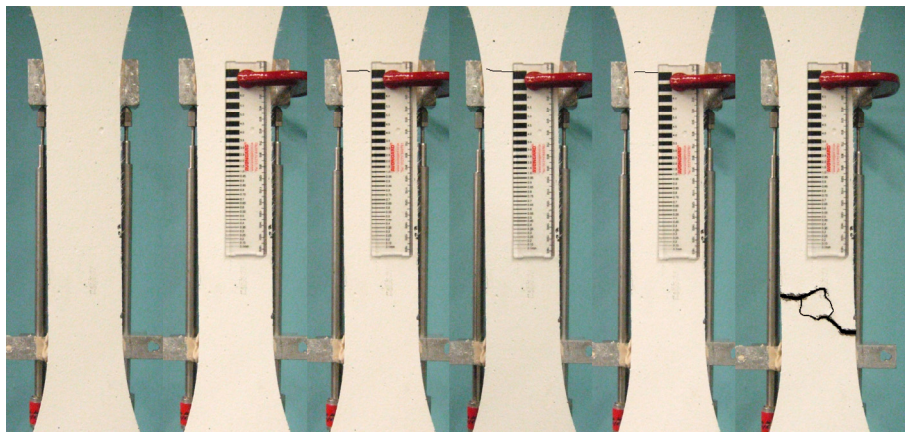


Abb. A1.114: Rissbilder bei 0 – 0,51 – 1,06 – 1,52 – 2,01 % Dehnung im Messbereich und nach Versagen.

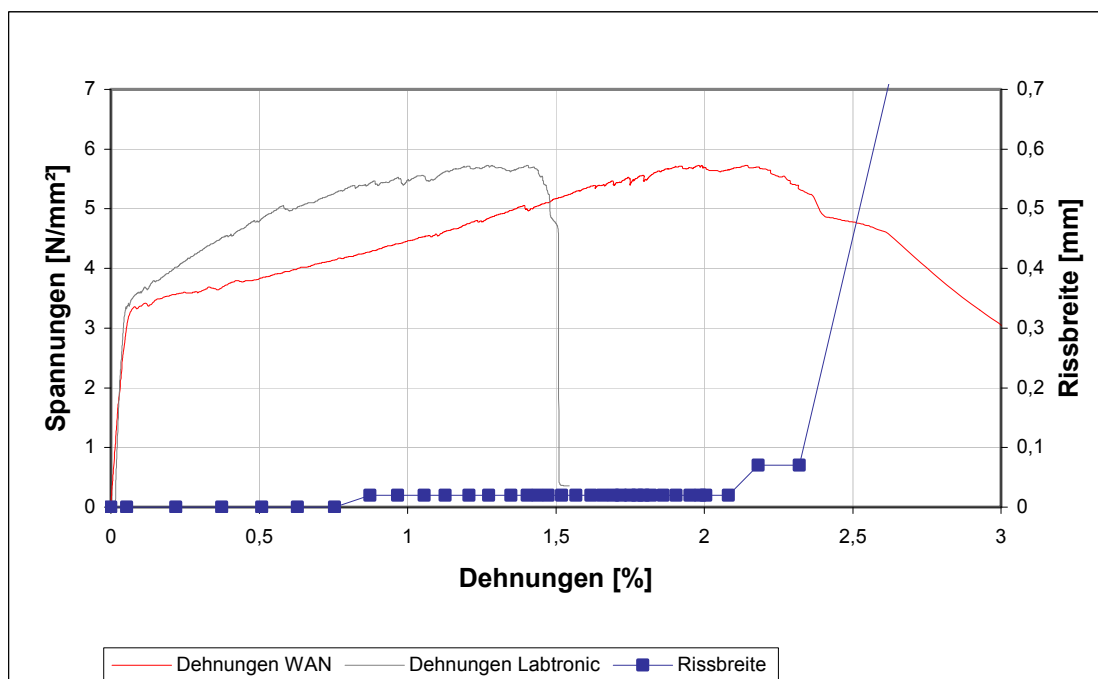


Abb. A1.115: Spannungs-Dehnungs-Kurve und Rissentwicklung an der Versagensstelle bei Versuch GP-3L-2,25-4.

Nur ein sichtbarer Riss, der erst spät entsteht. Hörbares Reißen der Rovings ab einer Dehnung von 2,00 % im Messbereich. Schlagartiges Versagen.

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

e) Tabellarische Übersicht

Versuch	Erstriss		Maximallast*		Versagen*		Fläche [mm ²]	Alter [d]
	σ [N/mm ²]	ε [%]	σ [N/mm ²]	ε [%]	σ [N/mm ²]	ε [%]		
a)								
GP-0L-0,00-1	2,46*	0,015					1.411,3	96
GP-0L-0,00-2	3,33*	0,036					1.278,0	139
b)								
GP-1L-0,00-1	2,05*	0,013			**	**	1.373,7	62
GP-1L-0,00-2	2,67*	0,023			**	**	1.287,8	157
GP-1L-0,00-3	2,48*	0,015			**	**	1.484,7	62
GP-1L-0,00-4	3,16*	0,019			**	**	1.403,0	62
GP-1L-0,00-5	2,36*	0,010			**	**	1.386,1	142
GP-2L-0,00-1	2,30*	0,018			**	**	1.462,2	69
GP-2L-0,00-2	0,89	0,014			0,72*	1,155	1.258,5	165
GP-2L-0,00-3	1,51	0,084	1,56*	1,602			1.161,3	147
GP-2L-0,00-4	1,74*	0,008			**	**	1.388,2	96
GP-2L-0,00-5	1,21	0,062	1,58*	0,758			1.186,8	139
GP-2L-0,00-6	1,63	0,009			1,16*	0,741	1.421,4	62
GP-2L-0,00-7	2,19	0,008			2,13*	0,577	1.212,1	140
GP-3L-0,00-1	***	***	1,13	0,293	0,98*	0,845	1.546,4	69
GP-3L-0,00-2	0,60	0,004	1,45*	1,477			1.205,8	62
GP-3L-0,00-3	1,02	0,018	1,45*	1,010			1.358,8	166
GP-3L-0,00-4	2,70	0,017			2,61*	0,824	1.372,8	92
c)								
GP-0L-1,50-1	3,10	0,032	4,10*	4,316			1.137,1	42
GP-0L-1,50-2	3,12	0,028	4,56*	4,714			1.319,0	28
GP-0L-1,75-1	3,18	0,019	4,62*	4,238			1.358,9	28
GP-0L-1,75-2	3,50	0,031	4,08*	4,163			1.404,7	28
GP-0L-2,00-1	3,41	0,027	4,47*	3,777			1.473,4	28
GP-0L-2,00-2	3,75	0,032	5,21*	3,994			1.200,0	34
GP-0L-2,25-1	2,71	0,025	4,51*	2,995			1.318,8	110
GP-0L-2,25-2	4,12	0,043	4,42	1,087	4,41*	1,210	1.314,8	110
d)								
GP-1L-1,50-1	3,99	0,031	5,09*	4,608			1.319,8	27
GP-1L-1,50-2	2,49	0,029	4,80*	2,468			1.600,4	28
GP-2L-1,50-1	3,82	0,036	6,01*	2,254			1.185,3	28
GP-2L-1,50-2	3,40	0,057	5,95*	2,089			1.163,4	28
GP-3L-1,50-1	3,66	0,027	4,90	1,511	4,76*	4,374	1.292,3	27
GP-3L-1,50-2	3,22	0,075	6,58*	2,420			1.080,6	29
GP-1L-1,75-1	3,70	0,025	3,82	1,520	3,76*	1,901	1.320,6	28
GP-1L-1,75-2	3,93	0,025	6,53*	5,051			1.370,2	28
GP-1L-1,75-3	4,15	0,050	5,58*	4,362			1.493,8	28
GP-2L-1,75-1	3,50	0,021	4,99*	3,940			1.447,0	29

Anhang A-1: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden großen taillierten Probekörper

Versuch	Erstriss		Maximallast*		Versagen*		Fläche [mm ²]	Alter [d]
	σ [N/mm ²]	ε [%]	σ [N/mm ²]	ε [%]	σ [N/mm ²]	ε [%]		
GP-2L-1,75-2	4,25	0,060	5,96	3,661	5,86*	4,620	1.324,6	28
GP-3L-1,75-1	3,46	0,015	5,20	1,165	5,03*	2,128	1.345,4	28
GP-3L-1,75-2	3,91	0,034	6,62	2,058	6,18*	3,035	1.417,0	28
GP-1L-2,00-1	3,79	0,001	4,66*	1,500			1.428,6	28
GP-1L-2,00-2	4,13	0,027	5,70*	4,874			1.391,9	29
GP-2L-2,00-1	3,74	0,033	5,31*	4,335			1.392,9	29
GP-2L-2,00-2	3,66	0,067	6,17	2,019	6,02*	3,095	945,9	35
GP-2L-2,00-3	3,59	0,053	5,89	2,354	5,63*	3,424	1.137,7	35
GP-3L-2,00-1	4,40	0,032	5,92	1,537	5,49*	2,470	1.469,8	28
GP-3L-2,00-2	4,02	0,027	6,20	1,666	5,27*	2,250	1.287,3	28
GP-3L-2,00-3	3,97	0,072	7,09	1,973	6,94*	2,887	1.147,4	34
GP-1L-2,25-1	2,35	0,033	3,39*	1,012			1.370,5	176
GP-1L-2,25-2	2,14	0,096	3,50	1,383	3,48*	1,492	1.065,6	176
GP-1L-2,25-3	2,89	0,044	3,56	0,642	3,52*	0,714	1.412,6	173
GP-1L-2,25-4	3,23	0,027	4,05	2,193	3,92*	2,493	1.404,2	120
GP-1L-2,25-5	3,41	0,045	4,02	1,807	3,89*	1,925	1.204,2	120
GP-1L-2,25-6	3,74	0,048	4,36	1,275	4,28*	1,382	1.211,4	120
GP-2L-2,25-1	4,15	0,114	5,11	1,169	5,01*	1,906	1.342,0	161
GP-2L-2,25-2	4,08	0,163	5,59	2,579	5,31*	2,898	1.261,6	162
GP-2L-2,25-3	2,93	0,074	4,76	1,551	4,69*	2,631	1.737,1	164
GP-2L-2,25-4	3,25	0,026	4,68*	1,660			1.327,7	121
GP-2L-2,25-5	2,65	0,043	4,04	1,319	3,86*	1,445	1.516,8	121
GP-2L-2,25-6	3,29	0,046	4,69	1,900	4,62*	2,730	1.402,1	121
GP-3L-2,25-1	3,86	0,081	5,59*	1,879			1.359,4	149
GP-3L-2,25-2	3,82	0,010	5,06	1,092	4,52*	2,932	1.594,5	149
GP-3L-2,25-3	3,57	0,163	5,59	1,637	5,44*	2,780	1.121,1	161
GP-3L-2,25-4	3,42	0,115	5,72*	2,145			1.147,5	70

Tab. A1.2: Tabellarische Übersicht über die Versuchsergebnisse der gültig geprüften großen taillierten Probekörper.

* Zur Ermittlung der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung wird im Regelfall die Maximallast herangezogen. Es gibt jedoch Versuche, bei denen die Maximallast bereits sehr früh erreicht wird, der Probekörper jedoch noch nicht versagt, sondern wieder Last aufnehmen kann und der Bruch erst zu einem späteren Zeitpunkt bei wesentlich höherer Dehnung eintritt. Die zur Ermittlung der Zugfestigkeit verwendete Last und dazugehörige (Bruch-)Dehnung wird daher bei jedem Versuch mit (*) gekennzeichnet.

** Last steigt bis zum Rovingversagen nochmals an, bleibt jedoch wesentlich unterhalb der Erstrisslast, die hier auch die Maximallast darstellt.

*** Erstrisslast kann aus der Aufzeichnung nicht ermittelt werden.

Anhang A-2: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden kleinen taillierten Probekörper

Es wurden insgesamt 99 kleine taillierte Probekörper gültig geprüft. Die folgende Tabelle gibt eine Übersicht über die jeweilige Anzahl der pro Charge hergestellten Probekörper.

Charge	Fasergehalt				
	0,00 %	1,50 %	1,75 %	2,00 %	2,25 %
1	1	5	5	5	9
2	3	5	6	4	7
3	1	5	6	6	0
4	0				4
5	2				6
6	2				6
7	3				2
8	3				
9	3				

Tab. A2.1: Übersicht über die Versuchsbezeichnungen der gültig geprüften kleinen taillierten Probekörper.

Auf die Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Kurven der einzelnen Versuche wird aus Platzgründen verzichtet. Es werden nur die wesentlichen Eckdaten der Versuche angegeben. Zur Ermittlung der Zugfestigkeit wird jeweils die Maximallast herangezogen. Dies ist möglich, da hier keine zusätzliche Textilbewehrung eingelegt wurde und sich dadurch einheitlichere Versuchskurven ergaben.

Die Bezeichnung der Versuche erfolgt nach dem Schema:

KP-1-0,00-1

Probekörperform (KP) - Betoncharge (1) - Fasergehalt (0,00) - Versuchsnummer(1)

Versuch	Erstriss		Maximallast		Fläche [mm ²]	Alter [d]
	σ [N/mm ²]	ϵ [%]	σ [N/mm ²]	ϵ [%]		
KP-1-0,00-1	1,01	0,007			1.140,0	68
KP-2-0,00-1	2,70	0,015			964,8	97
KP-2-0,00-2	2,44	0,015			946,2	97
KP-2-0,00-3	3,08	0,023			960,0	97
KP-3-0,00-1	1,47	0,005			972,6	84
KP-5-0,00-1	2,18	0,015			934,5	61
KP-5-0,00-2	1,63	0,009			982,1	61
KP-6-0,00-1	2,37	0,019			971,0	174
KP-6-0,00-2	2,11	0,018			954,0	174

Anhang A-2: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden kleinen taillierten Probekörper

Versuch	Erstriss		Maximallast		Fläche [mm ²]	Alter [d]
	σ [N/mm ²]	ϵ [%]	σ [N/mm ²]	ϵ [%]		
KP-7-0,00-1	2,49	0,032			990,7	166
KP-7-0,00-2	2,47	0,022			1.007,4	166
KP-7-0,00-3	2,80	0,021			995,4	166
KP-8-0,00-1	1,63	0,016			1.009,2	194
KP-8-0,00-2	1,85	0,014			1.005,9	194
KP-8-0,00-3	2,37	0,011			1.006,8	194
KP-9-0,00-1	2,07	0,016			1.078,9	166
KP-9-0,00-2	2,42	0,015			1.007,4	166
KP-9-0,00-2	1,43	0,013			1.020,0	166
KP-1-1,50-1	2,68	0,021	3,70	4,202	1.002,0	27
KP-1-1,50-2	2,54	0,019	3,21	2,359	960,0	27
KP-1-1,50-3	2,48	0,192	3,08	2,839	1.004,4	28
KP-1-1,50-4	3,40	0,021	4,14	1,008	988,1	28
KP-1-1,50-5	2,59	0,015	3,51	3,043	907,2	28
KP-2-1,50-1	2,55	0,023	3,45	5,593	934,5	28
KP-2-1,50-2	2,52	0,024	2,90	2,856	979,6	28
KP-2-1,50-3	2,88	0,071	3,99	1,420	920,4	28
KP-2-1,50-4	3,05	0,029	4,01	4,132	940,2	28
KP-2-1,50-5	2,85	0,046	3,91	2,924	919,7	28
KP-3-1,50-1	2,60	0,016	4,02	4,874	939,4	27
KP-3-1,50-2	2,95	0,017	4,20	3,860	909,2	27
KP-3-1,50-3	2,65	0,026	3,78	3,043	981,4	27
KP-3-1,50-4	3,12	0,019	4,19	5,061	952,0	27
KP-3-1,50-5	2,77	0,025	4,12	3,320	958,2	27
KP-1-1,75-1	2,92	0,027	3,96	2,925	974,1	28
KP-1-1,75-2	3,17	0,035	4,30	4,428	968,0	28
KP-1-1,75-3	3,15	0,026	4,15	3,934	1.012,5	29
KP-1-1,75-4	3,82	0,032	4,06	2,510	1.030,6	29
KP-1-1,75-5	3,60	0,057	4,57	1,865	991,2	29
KP-2-1,75-1	3,96	0,030	5,14	5,570	956,8	28
KP-2-1,75-2	3,54	0,033	3,96	2,567	1.060,2	28
KP-2-1,75-3	2,38	0,019	3,51	3,519	1.020,9	28
KP-2-1,75-4	2,71	0,144	4,16	6,047	1.010,6	28
KP-2-1,75-5	2,50	0,028	3,50	5,237	1.042,3	28
KP-2-1,75-6	2,80	0,054	3,93	4,907	968,0	28
KP-3-1,75-1	3,21	0,016	3,92	1,662	964,0	30
KP-3-1,75-2	3,51	0,020	4,10	2,225	921,6	30
KP-3-1,75-3	3,07	0,062	4,61	2,106	927,2	30
KP-3-1,75-4	3,22	0,016	3,84	2,189	958,8	30
KP-3-1,75-5	3,70	0,025	4,51	3,462	929,3	30
KP-3-1,75-6	3,17	0,026	4,07	2,159	928,1	30
KP-1-2,00-1	3,55	0,024	5,18	4,990	956,9	27

Anhang A-2: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden kleinen taillierten Probekörper

Versuch	Erstriss		Maximallast		Fläche [mm ²]	Alter [d]
	σ [N/mm ²]	ε [%]	σ [N/mm ²]	ε [%]		
KP-1-2,00-2	3,67	0,028	4,42	2,165	941,9	27
KP-1-2,00-3	3,29	0,031	4,34	3,532	940,0	27
KP-1-2,00-4	3,80	0,021	5,39	5,420	942,0	27
KP-1-2,00-5	3,46	0,088	5,11	2,442	910,6	27
KP-2-2,00-1	4,09	0,024	4,66	1,935	956,8	29
KP-2-2,00-2	4,43	0,022	5,46	2,017	846,1	28
KP-2-2,00-3	4,53	0,039	4,61	3,771	921,5	28
KP-2-2,00-4	4,06	0,030	4,46	4,687	963,3	28
KP-3-2,00-1	3,05	0,034	3,30	3,240	940,3	35
KP-3-2,00-2	2,80	0,043	3,80	4,846	975,2	35
KP-3-2,00-3	2,97	0,039	4,54	5,498	922,8	35
KP-3-2,00-4	3,15	0,043	4,10	3,087	933,9	36
KP-3-2,00-5	3,39	0,062	4,57	3,440	924,0	36
KP-3-2,00-6	3,26	0,020	4,22	2,063	938,1	36
KP-1-2,25-1	4,24	0,022	4,57	1,953	955,6	200
KP-1-2,25-2	2,91	0,017	4,36	0,508	972,5	200
KP-1-2,25-3	3,59	0,023	4,17	1,306	1.008,1	200
KP-1-2,25-4	3,43	0,021	4,81	2,114	958,5	200
KP-1-2,25-5	4,46	0,022	4,68	1,022	962,5	203
KP-1-2,25-6	4,41	0,025	4,84	1,570	943,2	203
KP-1-2,25-7	3,54	0,023	5,03	1,627	940,1	203
KP-1-2,25-8	3,96	0,029	4,70	1,483	950,3	203
KP-1-2,25-9	3,75	0,026	4,50	1,661	930,0	203
KP-2-2,25-1	4,15	0,028	4,32	2,007	959,5	176
KP-2-2,25-2	4,16	0,031	4,91	4,250	958,5	176
KP-2-2,25-3	3,81	0,030	4,45	3,405	947,1	176
KP-2-2,25-4	4,10	0,026	5,02	2,731	958,2	198
KP-2-2,25-5	4,05	0,057	4,22	0,340	928,2	198
KP-2-2,25-6	3,88	0,033	5,38	4,085	962,9	198
KP-2-2,25-7	4,08	0,041	4,49	1,467	988,0	198
KP-4-2,25-1	4,79	0,028	5,55	3,394	908,9	42
KP-4-2,25-2	4,33	0,027	5,52	5,150	908,2	42
KP-4-2,25-3	3,99	0,029	5,19	4,300	946,5	42
KP-4-2,25-4	3,53	0,021	4,82	4,334	922,8	42
KP-5-2,25-1	3,61	0,108	4,40	1,063	948,4	126
KP-5-2,25-2	3,97	0,075	4,64	1,961	952,8	126
KP-5-2,25-3	3,90	0,020	3,69	1,178	951,6	126
KP-5-2,25-4	4,60	0,031	4,21*	1,406	965,5	126
KP-5-2,25-5	4,07	0,034	4,43	1,650	949,2	127
KP-5-2,25-6	3,50	0,011	3,97	0,914	952,0	127
KP-6-2,25-1	5,21	0,030	5,40	1,796	971,1	119
KP-6-2,25-2	3,55	0,025	5,26	5,109	920,6	119

Anhang A-2: Darstellung der Versuchsergebnisse der innerhalb des Messbereichs versagenden kleinen taillierten Probekörper

Versuch	Erstriss		Maximallast		Fläche [mm ²]	Alter [d]
	σ [N/mm ²]	ε [%]	σ [N/mm ²]	ε [%]		
KP-6-2,25-3	3,82	0,018	3,02	3,22	928,3	119
KP-6-2,25-4	4,34	0,026	5,23	3,699	973,9	119
KP-6-2,25-5	4,03	0,022	4,44	3,312	950,9	119
KP-6-2,25-6	3,30	0,035	3,68	1,579	942,1	119
KP-7-2,25-1	3,97	0,029	4,65	2,911	953,3	136
KP-7-2,25-2	3,81	0,069	4,23	1,790	964,1	136

Tab. A2.2: Tabellarische Übersicht über die Versuchsergebnisse der gültig geprüften kleinen taillierten Probekörper.

Anhang A-3: Allgemeine Auswertung der Versuchsergebnisse

a) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus unbewehrtem Feinkornbeton

Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Zugfestigkeit	f_{mtu}	[N/mm ²]	2,90	0,62
Bruchdehnung	ϵ_{mtu}	[%]	0,026	0,015
Querschnittsfläche	A_m	[mm ²]	1.344,6	94,3
Spezifische Brucharbeit bei f_{mtu}	$W_{F, f_{mtu}}$	[N/m]	72,2	42,9
Probenalter	a	[d]	117,5	30,4

Tab. A3.1: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Feinkornbeton.

Die spezifische Bruchenergie G_F wird in der Bruchmechanik verwendet und stellt per Definition die Energie dar, die zur vollständigen Öffnung eines einzigen Hauptrisses von einer Einheitsfläche führt. Bei der Verwendung duktiler Betone ergibt die Fläche unter der Spannungs-Verformungs-Kurve jedoch die Energie, die zur Bildung und Entwicklung nicht eines einzelnen Risses, sondern einer Vielzahl mehr oder weniger parallel verlaufender Risse verbraucht wird. Um Missverständnisse zu vermeiden, verwendet *Mechtcherine* [Mechtcherine 2005] den Begriff „spezifische Brucharbeit W_F “, da auch im Falle multipler Rissbildung die gesamte für die Rissbildung verbrauchte Energie durch die Querschnittsfläche des Prüfkörpers dividiert wird. Hiermit wird ein besserer Vergleich unterschiedlicher Versuchstypen (Versuchsaufbau, Probekörpergeometrie, usw.) im Hinblick auf den Energieverbrauch bei der Rissbildung ermöglicht. Es muss dabei jedoch beachtet werden, dass die spezifische Brucharbeit anhand der Spannungs-Verformungs-Kurve ermittelt wird und daher bei unterschiedlichen Messlängen keine direkte Vergleichbarkeit besteht, sondern zunächst auf gleiche Messlängen „normiert“ werden muss. Als Vergleichslänge soll hier eine Messlänge von 20 cm verwendet werden, was bedeutet, dass die Brucharbeiten der kleinen Probekörper verdoppelt werden müssen.

Für die Probekörper aus unbewehrtem Feinkornbeton wurde keine Rissbreitenmessung vorgenommen.

b) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus textilbewehrtem Feinkornbeton

1-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus A)

$A_t = 1,16789 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 5

			Mittelwert	Standardabw.
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	2,54	0,41
Bruchdehnung	ε_{ftu}	[%]	0,016	0,005
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.387,1	70,4
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,084	0,004
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	46,5	16,8
Probenalter	a	[d]	97	48,2

Tab. A3.2: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Feinkornbeton mit zusätzlicher einlagiger Textilbewehrung.

2-lagige Textilbewehrung, Versagen mit nur einem Riss (Versagensmodus A):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	2,02	0,40
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	0,013	0,007
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.425,2	52,3
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,164	0,006
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	29,7	19,1
Probenalter	a	[d]	82,5	19,1

Tab. A3.3: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Feinkornbeton mit zusätzlicher zweilagiger Textilbewehrung (Versagensmodus A).

2-lagige Textilbewehrung, mehrere Risse (Versagensmodus B):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 5

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	1,49	0,49
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,035	0,035
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	1,43	0,53
Bruchdehnung	ε_{ftu}	[%]	0,966	0,414
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.248,0	103,4
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,188	0,014
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	2.622,6	1.004,7
Probenalter	a	[d]	130,6	39,7

Tab. A3.4: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Feinkornbeton mit zusätzlicher zweilagiger Textilbewehrung (Versagensmodus B).

3-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 3,50366 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 4

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	1,44	1,11
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,013	0,008
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	1,66	0,65
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	0,901	0,49
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.371,0	139,3
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,258	0,026
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	2.614,4	721,1
Probenalter	a	[d]	97,25	47,6

Tab. A3.5: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Feinkornbeton mit zusätzlicher dreilagiger Textilbewehrung (Versagensmodus B).

c) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus Faserbeton

Fasergehalt 1,50 Vol-%

Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,11	0,01
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,030	0,003
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,33	0,33
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	4,515	0,281
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.228,1	128,6
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	35.191,8	4.638,9
Probenalter	a	[d]	35	9,9

Tab. A3.6: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,50 Vol-% (Versagensmodus B).

Fasergehalt 1,75 Vol-%

Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,34	0,23
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,025	0,009
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,35	0,38
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	4,201	0,053
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.381,8	32,4
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	31.500,3	1.365,4
Probenalter	a	[d]	28	0

Tab. A3.7: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,75 Vol-% (Versagensmodus B).

Fasergehalt 2,00 Vol-%

Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,58	0,24
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,030	0,004
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,84	0,52
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,886	0,153
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.336,7	193,3
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	32.532,7	2.285,0
Probenalter	a	[d]	31	4,24

Tab. A3.8: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,00 Vol-% (Versagensmodus B).

Fasergehalt 2,25 Vol-%

Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,42	1,00
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,034	0,013
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,46	0,071
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,103	1,262
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.316,8	2,8
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	17.698,8	10.394,0
Probenalter	a	[d]	110	0

Tab. A3.9: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% (Versagensmodus B).

d) Auswertung der Versuche an großen taillierten Probekörpern aus Faserbeton mit zusätzlicher Textilbewehrung

Fasergehalt 1,50 Vol-%, 1-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 1,16789 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,24	1,06
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,030	0,001
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,95	0,205
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,538	1,513
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.460,1	198,4
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,081	0,011
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	31373,0	15193,2
Probenalter	a	[d]	27,5	0,7

Tab. A3.10: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,50 Vol-% und zusätzlicher 1-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 1,50 Vol-%, 2-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,61	0,30
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,047	0,015
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,98	0,042
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,172	0,117
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.174,4	15,5
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,199	0,003
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	21.193,9	14.46,2
Probenalter	a	[d]	28	0

Tab. A3.11: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,50 Vol-% und zusätzlicher 2-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 1,50 Vol-%, 3-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,44	0,311
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,051	0,034
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,67	1,29
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,397	1,382
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.186,5	149,7
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,298	0,038
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	30.797,4	10.810,0
Probenalter	a	[d]	28	1,4

Tab. A3.12: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,50 Vol-% und zusätzlicher 3-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 1,75 Vol-%, 1-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 1,16789 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 3

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,93	0,23
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,033	0,014
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,29	1,41
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,771	1,656
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.394,9	89,2
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,084	0,005
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	37.093,0	21.037,2
Probenalter	a	[d]	28	0

Tab. A3.13: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,75 Vol-% und zusätzlicher 1-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 1,75 Vol-%, 2-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,88	0,53
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,041	0,028
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,43	0,62
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	4,28	0,48
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.385,8	86,6
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,169	0,011
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	41.670,7	10.233,1
Probenalter	a	[d]	28,5	0,7

Tab. A3.14: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,75 Vol-% und zusätzlicher 2-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 1,75 Vol-%, 3-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 3,50366 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,69	0,32
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,025	0,013
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,61	0,81
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,582	0,641
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.381,3	50,6
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,254	0,009
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	26.646,2	10.543,4
Probenalter	a	[d]	28	0

Tab. A3.15: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,75 Vol-% und zusätzlicher 3-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 2,00 Vol-%, 1-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 1,16789 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 2

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,96	0,24
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,014	0,018
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,18	0,74
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,187	2,386
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.410,3	26,0
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,083	0,002
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	32.032,6	24.378,6
Probenalter	a	[d]	28,5	0,7

Tab. A3.16: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,00 Vol-% und zusätzlicher 1-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 2,00 Vol-%, 2-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 3

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,66	0,075
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,051	0,017
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,67	0,23
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,314	0,190
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.158,8	224,3
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,207	0,040
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	35.687,7	43.88,1
Probenalter	a	[d]	33	3,5

Tab. A3.17: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,00 Vol-% und zusätzlicher 2-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 2,00 Vol-%, 3-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 3,50366 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 3

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	4,13	0,24
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,044	0,025
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,90	0,91
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,536	0,324
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.301,5	161,7
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,272	0,033
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	27.620,2	6.249,2
Probenalter	a	[d]	30	3,5

Tab. A3.18: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,00 Vol-% und zusätzlicher 3-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 2,25 Vol-%, 1-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 1,16789 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 6

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	2,96	0,62
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,049	0,025
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	3,75	0,34
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	1,503	0,638
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.278,1	139,7
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,092	0,011
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fctu}$	[N/m]	10.823,5	5.034,9
Probenalter	a	[d]	147,5	30,1

Tab. A3.19: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% und zusätzlicher 1-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 2,25 Vol-%, 2-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 2,33577 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 6

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,39	0,61
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,078	0,052
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,70	0,49
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,212	0,617
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.431,2	172,7
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,165	0,018
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fcu}$	[N/m]	19.237,4	6.795,1
Probenalter	a	[d]	141,7	22,7

Tab. A3.20: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% und zusätzlicher 2-lagiger Textilbewehrung.

Fasergehalt 2,25 Vol-%, 3-lagige Textilbewehrung (Versagensmodus B):

$A_t = 3,50366 \text{ mm}^2$ Versuchsanzahl: 4

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,67	0,21
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,092	0,064
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	5,32	0,54
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,434	0,503
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	1.305,6	220,2
Textilbewehrungsgrad	φ_t	[%]	0,274	0,043
Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fcu}$	[N/m]	23.493,1	4.736,8
Probenalter	a	[d]	132,25	41,9

Tab. A3.21: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für große taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-% und zusätzlicher 3-lagiger Textilbewehrung.

e) Auswertung der Versuche an kleinen taillierten Probekörpern aus Faserbeton

Fasergehalt 0,00 Vol-%:

Versuchsanzahl: 18

			Mittelwert	Standardabw.
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	2,14	0,54
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	0,016	0,006
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	997,1	48,8
*Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fcu}$	[N/m]	22,6	12,6
Probenalter	a	[d]	138,4	49,4

Tab. A3.22: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für kleine taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 0,00 Vol-%.

Fasergehalt 1,50 Vol-%:

Versuchsanzahl: 15

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	2,78	0,27
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,038	0,045
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	3,75	0,42
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,369	1,280
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	953,1	32,5
*Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	10.847,6	4.510,1
Probenalter	a	[d]	27,6	0,5

Tab. A3.23: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für kleine taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,50 Vol-%.

Fasergehalt 1,75 Vol-%:

Versuchsanzahl: 17

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,20	0,45
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,039	0,031
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,14	0,41
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,371	1,411
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	980,3	43,1
*Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	12.231,8	5.264,4
Probenalter	a	[d]	28,9	0,9

Tab. A3.24: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für kleine taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 1,75 Vol-%.

Fasergehalt 2,00 Vol-%:

Versuchsanzahl: 15

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,57	0,53
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,037	0,018
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,54	0,58
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	3,542	1,282
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	934,2	29,9
*Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,ftu}$	[N/m]	13.336,1	5.604,7
Probenalter	a	[d]	31,0	4,1

Tab. A3.25: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für kleine taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,00 Vol-%.

Fasergehalt 2,25 Vol-%:

Versuchsanzahl: 34

			Mittelwert	Standardabw.
Erstrissspannung	$\sigma_{m,1}$	[N/mm ²]	3,97	0,45
Erstrissdehnung	$\varepsilon_{m,1}$	[%]	0,032	0,019
Zugfestigkeit	f_{ctu}	[N/mm ²]	4,61	0,56
Bruchdehnung	ε_{ctu}	[%]	2,362	1,321
Querschnittsfläche	A_c	[mm ²]	951,0	20,6
*Spezifische Brucharbeit bei f_{ctu}	$W_{F,fcu}$	[N/m]	9.158,1	6.945,7
Probenalter	a	[d]	146,9	52,6

Tab. A3.26: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für kleine taillierte Probekörper aus Faserbeton mit einem Fasergehalt von 2,25 Vol-%.

* Die spezifische Brucharbeit bezieht sich auf eine Messlänge von 10 cm.

f) Übersicht

Fasergehalt [%]	Probekörpergeometrie	Textil-Lagenanzahl [-]	Versuchsanzahl [-]	Erstrissspannung [N/mm ²]	Erstrissdehnung [%]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]	Querschnittsfläche [mm ²]	Textilbewehrungsgrad [%]	Spezifische Brucharbeit bei $f_{ct,u}$ [N/m]	Probenalter [d]
				$\sigma_{m,1}$	$\varepsilon_{m,1}$	$f_{ct,u}$	$\varepsilon_{ft,u}$	A_c	φ_t	$W_{F,fcu}$	a
0,00	KP	0	18	2,14	0,016	2,14	0,016	997,1	0,000	45,2	138,4
	GP	0	2	2,90	0,026	2,90	0,026	1.344,6	0,000	72,2	117,5
		1	5	2,54	0,016	2,54	0,016	1.387,1	0,084	46,5	97
		2A	2	2,02	0,013	2,02	0,013	1.425,2	0,164	29,7	82,5
		2B	5	1,49	0,035	1,43	0,996	1.248,0	0,188	2.622,6	130,6
		3	4	1,44	0,013	1,66	0,901	1.371,0	0,258	2.614,4	97,25
1,50	KP	0	15	2,78	0,038	3,75	3,369	953,1	0,000	21.695,2	27,6
	GP	0	2	3,11	0,030	4,33	4,515	1.228,1	0,000	35.191,8	35
		1	2	3,24	0,030	4,95	3,538	1.460,1	0,081	31.373,0	27,5
		2	2	3,61	0,047	5,98	2,172	1.174,4	0,199	21.193,9	28
		3	2	3,44	0,051	5,67	3,397	1.186,5	0,298	30.797,4	28
1,75	KP	0	17	3,20	0,039	4,14	3,371	980,3	0,000	24.463,6	28,9
	GP	0	2	3,34	0,025	4,35	4,201	1.381,8	0,000	31.500,3	28
		1	3	3,93	0,033	5,29	3,771	1.394,9	0,084	37.093,0	28
		2	2	3,88	0,041	5,43	4,28	1.385,8	0,169	41.670,7	28,5
		3	2	3,69	0,025	5,61	2,582	1.381,3	0,254	26.646,2	28
2,00	KP	0	15	3,57	0,037	4,54	3,542	934,2	0,000	26.672,2	31
	GP	0	2	3,58	0,030	4,84	3,886	1.336,7	0,000	32.532,7	31
		1	2	3,96	0,014	5,18	3,187	1.410,3	0,083	32.032,6	28,5
		2	3	3,66	0,051	5,67	3,314	1.158,8	0,207	35.687,7	33
		3	3	4,13	0,044	5,90	2,536	1.301,5	0,272	27.620,2	30
2,25	KP	0	34	3,97	0,032	4,61	2,362	951,0	0,000	18.316,2	147,9
	GP	0	2	3,42	0,034	4,46	2,103	1.316,8	0,000	17.698,8	110
		1	6	2,96	0,049	3,75	1,503	1.278,1	0,092	10.823,5	147,5
		2	6	3,39	0,078	4,70	2,212	1.431,2	0,165	19.237,4	141,7
		3	4	3,67	0,092	5,32	2,434	1.305,6	0,274	23.493,1	132,3

Tab. A3.27: Übersicht über die Versuchsergebnisse. Die spezifische Brucharbeit der kleinen Probekörper wurde zur besseren Vergleichbarkeit auf eine Messlänge von 20 cm bezogen.

Anhang A-4: Faserorientierungsbeiwerte

a) nach Schnütgen

Schnütgen ermittelt den Faserorientierungsfaktor für Fasern im Innern eines Betonkörpers mit [Lin 1999]:

$$\eta_{1,3D} = 1 - \frac{2}{15}(1 - V_f) \cdot \left(\frac{6(E_f/E_m - 1)}{E_f/E_m} + v_c \right) \quad (\text{A4.1})$$

Für Fasern an der Oberfläche eines Betonkörpers gibt *Schnütgen* den Faserorientierungsfaktor an mit [Lin 1999]:

$$\eta_{1,2D} = 1 - \frac{1}{8}(1 - V_f) \left(\frac{5(n-1)}{n} + v_c \right) \quad (\text{A4.2})$$

Mit $E_f = 40.000 \text{ N/mm}^2$, $E_m = 16.170 \text{ N/mm}^2$ und einer angenommenen Matrixquerdehnzahl $v_c = 0,2$ ergibt sich für die unterschiedlichen Fasergehalte:

Faserorientierungsfaktor	Fasergehalt [%]			
	1,50	1,75	2,00	2,25
$\eta_{1,3D}$	0,504	0,506	0,507	0,508
$\eta_{1,2D}$	0,609	0,610	0,611	0,612

Tab. A4.1: Faserorientierungsbeiwerte nach *Schnütgen*.

Es zeigt sich, dass die Faserorientierungsbeiwerte bei der nur geringen Änderung des Fasergehaltes nur sehr wenig voneinander abweichen. Es kann daher vereinfacht für eine dreidimensionale Faserverteilung ein Faserorientierungsbeiwert von 0,506 und bei zweidimensionaler Faserverteilung von etwa 0,610 angenommen werden.

b) nach Soroushian und Lee

Soroushian und Lee unterscheiden prinzipiell zwischen ein-, zwei- und dreidimensionaler Faserorientierung. In einem realen Betonkörper liegt jedoch nie eine eindeutige Faserorientierung vor, da die Fasern an den Kanten eher ein-, an den Oberflächen dagegen eher zwei- und in der Mitte eher dreidimensional ausgerichtet sind. Zusätzlich berücksichtigen *Soroushian und Lee* weitere Randbedingungen, in dem sie zum einen Fälle mit zwei bzw. vier Schalungsflächen betrachten und zum anderen Möglichkeiten zur Wichtung einzelnen Orientierungsfaktoren in Abhängigkeit von den Geometrieverhältnissen der Probekörper vorstellen.

Da die von *Soroushian und Lee* verwendeten Formeln umfangreich sind, sind sowohl für den Fall „2 Grenzflächen“ als auch für den Fall „4 Grenzflächen“ in [Soroushian 1990] Diagramme enthalten, anhand derer man unter Berücksichtigung der Geometrieverhältnisse die Faserorientierungsfaktoren ermitteln kann.

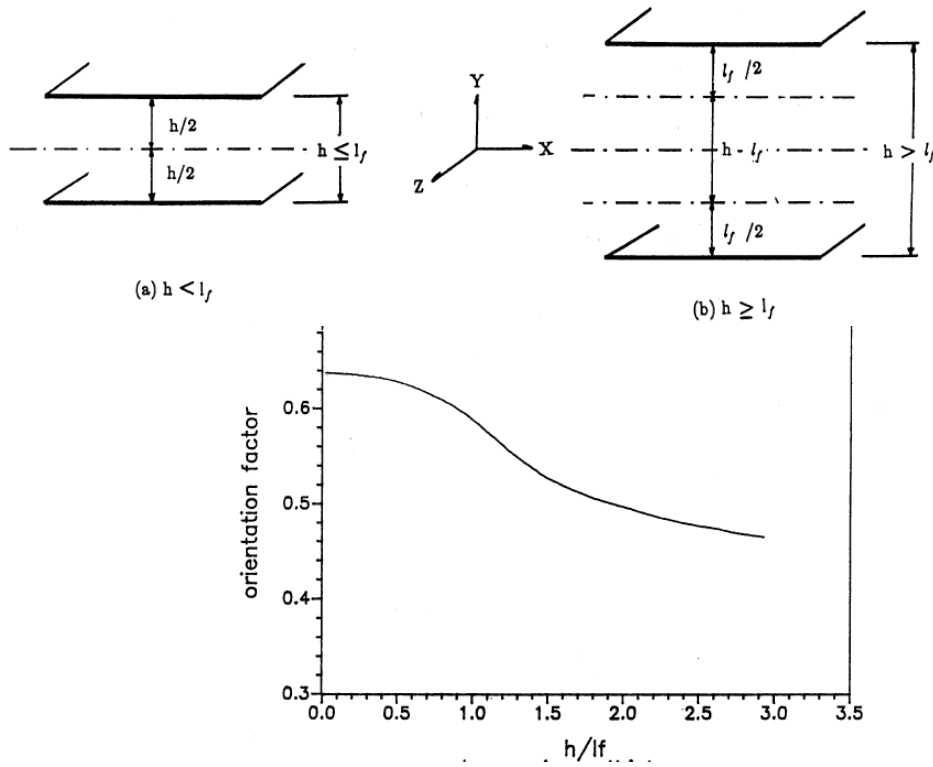


Abb. A4.1: Unterschiedliche Bedingungen bei zwei Grenzflächen und zugehöriges Diagramm zur Ermittlung des Faserorientierungsbeiwerts. Aus [Soroushian 1990].

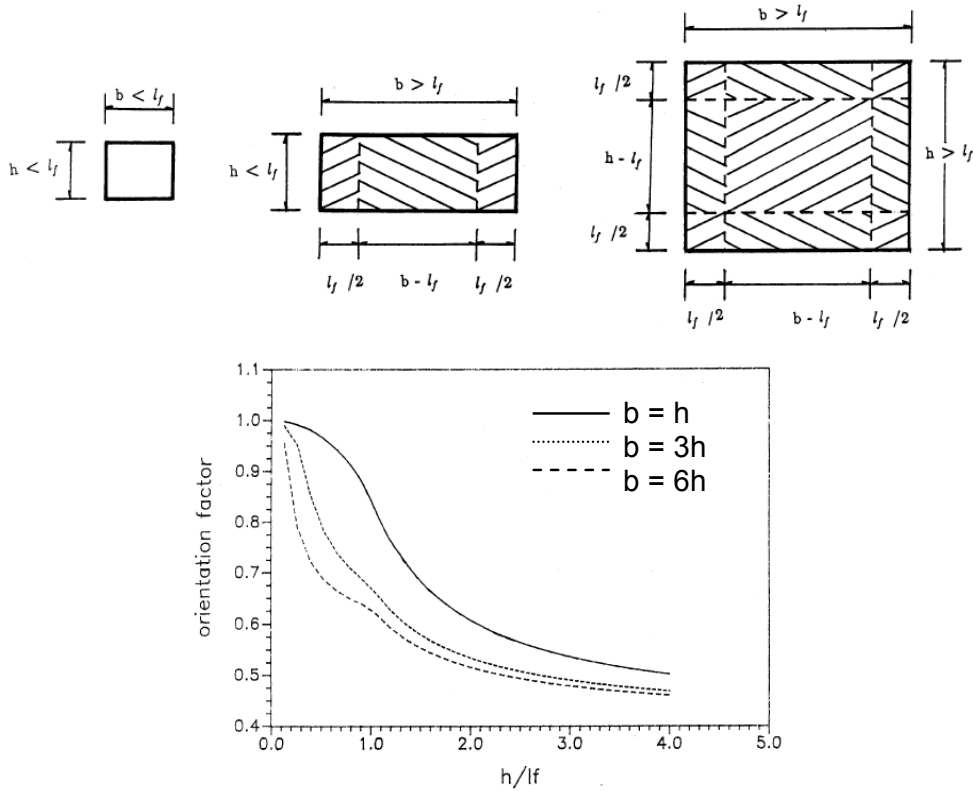


Abb. A4.2: Unterschiedliche Bedingungen bei vier Grenzflächen und zugehöriges Diagramm zur Ermittlung des Faserorientierungsbeiwerts. Aus [Soroushian 1990].

Ermittelt man die Faserorientierungsbeiwerte für die KP und die GP anhand der planmäßigen Abmessungen bei zwei bzw. vier Grenzflächen, so erhält man:

Faserorientierungsfaktor	GP		KP	
	ungewichtet	gewichtet	ungewichtet	gewichtet
Zwei Grenzflächen	0,515	0,471	0,500	0,540
Vier Grenzflächen	0,570	0,486	0,580	0,479

Tab. A4.2: Faserorientierungsbeiwerte nach *Soroushian und Lee* unter Verwendung der planmäßigen Querschnittsabmessungen.

Verwendet man stattdessen die Mittelwerte der tatsächlichen Bruchquerschnittsflächen, so erhält man:

Faserorientierungsfaktor	GP		KP	
	ungewichtet	gewichtet	ungewichtet	gewichtet
Zwei Grenzflächen	0,505	0,465	0,500	0,540
Vier Grenzflächen	0,560	0,481	0,580	0,479

Tab. A4.3: Faserorientierungsbeiwerte nach *Soroushian und Lee* unter Verwendung der tatsächlichen Abmessungen der Bruchquerschnitte.

Für die kleinen Probekörper erhält man aufgrund der geringen Schwankungen der Querschnittsflächen die gleichen Faserorientierungsbeiwerte wie bei Annahme der idealen Abmessungen. Bei den großen Probekörpern ist der Faserorientierungsfaktor geringer, da die Flächen der Querschnittsflächen durchschnittlich größer sind als planmäßig vorgesehen.

Aufgrund des geringen Unterschieds zwischen den fett und kursiv dargestellten Werten für die kleinen und großen Probekörper soll im Rahmen dieser Arbeit von einem Faserorientierungsbeiwert $\eta_1 = 0,48$ ausgegangen werden.

Anhang A-5: Ermittlung des Snubbing-Faktors g und des mittleren Faserauszugswinkels

Die Berechnung erfolgt tabellarisch mit den folgenden Voraussetzungen:

- Volumenelement mit Kantenlänge 1 mm: $V = 1 \text{ mm}^3$
- Volumen einer Faser: $V_f = l_f \cdot \frac{\pi \cdot d_f^2}{4} = 12 \cdot \frac{\pi \cdot 0,04^2}{4} = 0,01508 \text{ mm}^3$

Im *ersten Schritt* werden die Faserflächen an der OK eines Einheits-Volumenelementes bei Faserausrichtung in Zugrichtung und die Kraft berechnet, die eine in Zugrichtung ausgerichtete Faser maximal aufnehmen kann. Diese Werte sind unabhängig von der Probengeometrie.

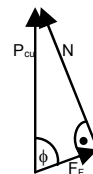
Fasergehalt [%]		1,50	1,75	2,00	2,25
Faservolumen in einem Volumenelement [mm ³]	$V_{ff} = V \cdot V_f$	0,0150	0,0175	0,0200	0,0225
Faseranzahl pro Volumenelement [-]	$n = V_{ff}/V_f$	0,9947	1,1605	1,3263	1,4920
Faserfläche an OK Volumenelement ⁺ [mm ² /mm ²]	$A_f = n \cdot \pi \cdot \frac{d_f^2}{4}$	0,0013	0,0015	0,0017	0,0019
Normierte Auszugskraft pro Faser für $\phi = 0$ [N]	$P_{\max, \phi=0} = f_{ft} \cdot \pi \cdot \frac{d_f^2}{4}$	2,0106	2,0106	2,0106	2,0106

Tab. A5.1: Ausgangswerte zur Berechnung des Snubbing-Faktors (Schritt 1).

(⁺) Bei in Zugrichtung ausgerichteten Fasern.

Im *zweiten Schritt* wird dann unter Berücksichtigung der Bruchquerschnittsfläche die in dem jeweiligen Bruchquerschnitt vorhandene Faserquerschnittsfläche und die Kraft, die diese Fasern maximal aufnehmen können, berechnet, wobei auch hier angenommen wird, dass die Fasern in Zugrichtung ausgerichtet sind.

Die Berechnung des mittleren Faserauszugswinkels erfolgt im *dritten Schritt*. Hierbei wird über ein Kräftedreieck aus Kantenkraft N, maximal aufnehmbarer Last bei Faserausrichtung in Zugrichtung und tatsächlicher Bruchlast der Faserauszugswinkel bestimmt.



Im *vierten Schritt* wird anhand des nun bekannten mittleren Auszugswinkels und der in Tabelle A5.1 berechneten normierten Auszugskraft pro Faser bei Faserauszug unter $\phi = 0$ die Faserauszugskraft pro Faser ermittelt. Anschließend wird diese Faserkraft bezüglich der Auszugslänge normiert, wobei hier angenommen wird, dass $L_1' \approx L_1 = 3 \text{ mm}$.

Im *fünften Schritt* können nun der Snubbing-Reibbeiwert f und der Snubbing-Faktor g ermittelt werden.

a) **Berechnung von g und ϕ für die GP unter Verwendung der Versuchsergebnisse**

Fasergehalt [%]		1,50	1,75	2,00	2,25
Fläche Bruchquerschnitt [mm ²]	A	1.228,08	1.381,75	1.336,72	1.316,64
Faserfläche im Bruch-QS ⁺ [mm ²]	$A_{f,ges} = A \cdot A_f$	1,597	2,073	2,272	2,502
Maximal aufnehmbare Last ⁺ [N]	$F_F = A_{f,ges} \cdot f_{ft}$	2.555,2	3.316,8	3.635,2	4.003,2
Mittlere Bruchlast [N]	$P_{cu,Versuch}$	5.317,6	6.010,6	6.469,7	5.872,2
Mittlerer Auszugswinkel [rad]	$\phi = \arccos \frac{F_F}{P_{cu}}$	1,070	0,986	0,974	0,821
Mittlerer Auszugswinkel [°]		61,28	56,51	55,81	47,02
Auszugskraft pro Faser für $\phi \neq 0$ [N]	$P_{max,\phi \neq 0} = \frac{P_{max,\phi=0}}{\cos \phi}$	4,188	3,642	3,578	2,950
Normierte Auszugskraft [N]	$P^* = \frac{(P_{max}/L_1')_{\phi}}{(P_{max}/L_1)_{\phi=0}}$	2,083	1,811	1,780	1,467
Snubbing-Reibbeiwert f [-]	$f = \frac{\ln(P^*)}{\phi}$	0,686	0,602	0,592	0,467
Snubbing-Faktor g [-]	$g = 2 \cdot \frac{1 + e^{f \cdot \pi/2}}{4 + f^2}$	1,762	1,639	1,625	1,462

Tab. A5.2: Berechnung von g und ϕ für die GP anhand der Versuchsergebnisse (Schr. 2 – 5).

(⁺) Bei in Zugrichtung ausgerichteten Fasern.

Anhang A-5: Ermittlung des Snubbing-Faktors g und des mittleren Faserauszugswinkels

b) Berechnung von g und ϕ für die GP unter Verwendung der korrigierten Zugfestigkeiten

Fasergehalt [%]		1,50	1,75	2,00	2,25
Fläche Bruchquerschnitt [mm ²]	A	1.228,08	1.381,75	1.336,72	1.316,64
Faserfläche im Bruch-QS ⁺ [mm ²]	$A_{f,ges} = A \cdot A_f$	1,597	2,073	2,272	2,502
Maximal aufnehmbare Last ⁺ [N]	$F_F = A_{f,ges} \cdot f_{ft}$	2.555,2	3.316,8	3.635,2	4.003,2
Mittlere Bruchlast [N]	$P_{cu,korr}$	4.924,6	6.093,5	6.416,3	6.846,5
Mittlerer Auszugswinkel [rad]	$\phi = \arccos \frac{F_F}{P_{cu}}$	1,025	0,995	0,965	0,941
Mittlerer Auszugswinkel [°]		58,74	57,02	55,49	53,91
Auszugskraft pro Faser für $\phi \neq 0$ [N]	$P_{max,\phi \neq 0} = \frac{P_{max,\phi=0}}{\cos \phi}$	3,875	3,694	3,549	3,413
Normierte Auszugskraft [N]	$P^* = \frac{(P_{max}/L_1)_{\phi}}{(P_{max}/L_1)_{\phi=0}}$	1,927	1,837	1,765	1,697
Snubbing-Reibbeiwert f [-]	$f = \frac{\ln(P^*)}{\phi}$	0,640	0,611	0,589	0,562
Snubbing-Faktor g [-]	$g = 2 \cdot \frac{1 + e^{f \cdot \pi/2}}{4 + f^2}$	1,693	1,651	1,621	1,584

Tab. A5.3: Berechnung von g und ϕ für die GP anhand der korrigierten Zugfestigkeiten.

(⁺) Bei in Zugrichtung ausgerichteten Fasern.

c) **Berechnung von g und ϕ für die KP unter Verwendung der Versuchsergebnisse**

Fasergehalt [%]		1,50	1,75	2,00	2,25
Fläche Bruchquerschnitt [mm ²]	A	953,08	989,06	934,95	950,98
Faserfläche im Bruchquerschnitt [†] [mm ²]	$A_{f,ges} = A \cdot A_f$	1,239	1,484	1,589	1,807
Maximal aufnehmbare Last [†] [N]	$F_F = A_{f,ges} \cdot f_{ft}$	1.982,4	2.374,4	2.542,4	2.891,2
Mittlere Bruchlast [N]	$P_{cu,Versuch}$	3.574,1	4.094,7	4.244,7	4.384,0
Mittlerer Auszugswinkel [rad]	$\phi = \arccos \frac{F_F}{P_{cu}}$	0,983	0,952	0,929	0,851
Mittlerer Auszugswinkel [°]		56,31	54,56	53,21	48,74
Auszugskraft pro Faser für $\phi \neq 0$ [N]	$P_{max,\phi \neq 0} = \frac{P_{max,\phi=0}}{\cos \phi}$	3,625	3,467	3,357	3,049
Normierte Auszugskraft [N]	$P^* = \frac{(P_{max}/L_1)_{\phi}}{(P_{max}/L_1)_{\phi=0}}$	1,803	1,725	1,670	1,516
Snubbing-Reibbeiwert f [-]	$f = \frac{\ln(P^*)}{\phi}$	0,600	0,573	0,552	0,489
Snubbing-Faktor g [-]	$g = 2 \cdot \frac{1 + e^{f \cdot \pi/2}}{4 + f^2}$	1,636	1,599	1,570	1,489

Tab. A5.4: Berechnung von g und ϕ für die KP anhand der Versuchsergebnisse.

([†]) Bei in Zugrichtung ausgerichteten Fasern.

Anhang A-5: Ermittlung des Snubbing-Faktors g und des mittleren Faserauszugswinkels

d) Berechnung von g und ϕ für die KP unter Verwendung der korrigierten Zugfestigkeiten

Fasergehalt [%]		1,50	1,75	2,00	2,25
Fläche Bruchquerschnitt [mm ²]	A	953,08	989,06	934,95	950,98
Faserfläche im Bruchquerschnitt [†] [mm ²]	$A_{f,ges} = A \cdot A_f$	1,239	1,484	1,589	1,807
Maximal aufnehmbare Last [†] [N]	$F_F = A_{f,ges} \cdot f_{ft}$	1.982,4	2.374,4	2.542,4	2.891,2
Mittlere Bruchlast [N]	$P_{cu,korr}$	3.574,1	4.104,6	4.244,7	4.697,8
Mittlerer Auszugswinkel [rad]	$\phi = \arccos \frac{F_F}{P_{cu}}$	0,983	0,954	0,929	0,908
Mittlerer Auszugswinkel [°]		56,31	54,66	53,21	52,02
Auszugskraft pro Faser für $\phi \neq 0$ [N]	$P_{max,\phi \neq 0} = \frac{P_{max,\phi=0}}{\cos \phi}$	3,625	3,476	3,357	3,267
Normierte Auszugskraft [N]	$P^* = \frac{(P_{max}/L_1)_{\phi}}{(P_{max}/L_1)_{\phi=0}}$	1,803	1,729	1,670	1,625
Snubbing-Reibbeiwert f [-]	$f = \frac{\ln(P^*)}{\phi}$	0,600	0,574	0,552	0,535
Snubbing-Faktor g [-]	$g = 2 \cdot \frac{1 + e^{f \cdot \pi/2}}{4 + f^2}$	1,636	1,600	1,570	1,548

Tab. A5.5: Berechnung von g und ϕ für die KP anhand der korrigierten Zugfestigkeiten.

([†]) Bei in Zugrichtung ausgerichteten Fasern.

Anhang A-6: Ermittlung der Verbundspannungen τ für die Textilbetonprobekörper

1. Vorgehensweise

1.1 Rissbildung

Die in den Beton eingeleitete Last wird gesteigert, bis die Betonzugspannungen in einem Querschnitt die Betonzugfestigkeit erreichen. Der Riss entsteht an der Stelle der geringsten Zugtragfähigkeit (Streuung der Materialeigenschaften bzw. Abweichungen in der Geometrie). Im Riss ist die Betonzugspannung „0“, die gesamte Zugkraft wird von der Bewehrung getragen, s. Abb. 4.4, links.

Kann die Bewehrung noch zusätzlich belastet werden, so kann die Last gesteigert werden. Die Betonzugfestigkeit wird schließlich im nächstschwächeren Querschnitt erneut erreicht und ein neuer Riss entsteht. Schließlich wird ein Zustand erreicht, in dem die Rissabstände nicht mehr groß genug sind, um durch die Verbundspannungen wieder genug Last in die Matrix einzuleiten und die Betonzugfestigkeit wieder zu erreichen. Die Zugprobe ist nun im Zustand IIb, der abgeschlossenen Rissbildung, s. Abb. 4.4, rechts. Bei einer weiteren Steigerung der Last wird nur noch die Bewehrung zusätzlich belastet. Es gilt:

$$\tau = \frac{F_{ct}}{n \cdot U_r \cdot s} \quad (\text{A6.1})$$

Mit:	τ	Verbundfestigkeit
	F_{ct}	Risslast
	n	Anzahl der Bewehrungsstränge
	U_r	Umfang eines Bewehrungsstrangs
	s	Rissabstand

Der Rissabstand s stellt demnach die doppelte Lasteinleitungslänge x' dar, die erforderlich ist, um die Risslast F_{ct} durch die Verbundspannung τ über den Gesamtumfang $n \cdot U_R$ der Bewehrung in die Matrix einzuleiten.

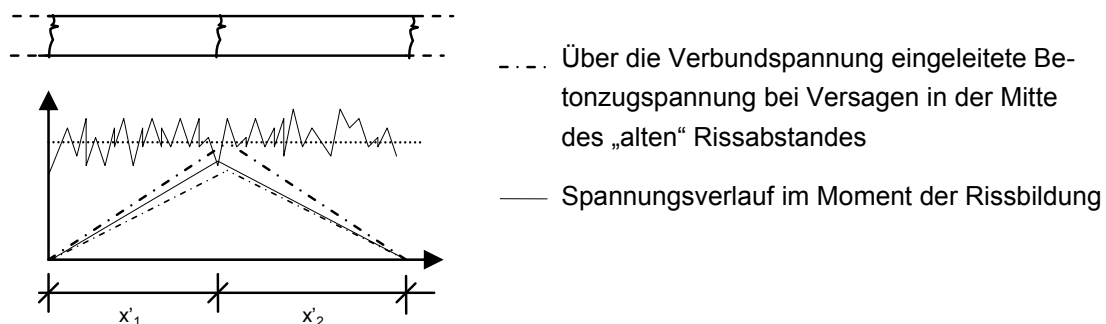


Abb. A6.1: Auswirkung der Streuung der Zugfestigkeit auf die Rissbildung.

Entsteht während der Rissbildungsphase zwischen zwei Rissen ein weiterer Riss, so muss dieser nicht in der Mitte des „alten“ Rissabstandes auftreten, sondern kann aufgrund der Streuung von Zugfestigkeit und Verbundspannung auch seitlich von der

Mitte des alten Rissabstandes entstehen, s. Abb. A6.1. In einem solchen Fall muss daher zur Berechnung der Verbundspannung der kleinere Rissabstand verwendet werden.

1.2 Ermittlung der Rissabstände und der Risslasten

a) Reihenfolge der Rissentstehung

Während der Zugversuche wurde in festgelegten Zeitintervallen – je nach Bewehrungsgrad nach 10 s, 20 s oder 30 s – Fotos der Versuchskörper aufgenommen. Anhand dieser Fotos wird die Reihenfolge der im eingeschnürten Bereich der Probekörper entstandenen Risse ermittelt. Entstehen innerhalb eines Zeitintervalls mehrere Risse, kann die Reihenfolge nicht exakt festgelegt werden.

b) Ermittlung der Risslasten

Die Reihenfolge der entstandenen Risse wird mit der Aufzeichnung der Zylinderlast und der Versuchsdauer verglichen. Hieraus kann ermittelt werden, welcher Lastabfall mit der Entstehung eines Risses zusammenfällt. Es muss jedoch berücksichtigt werden, dass:

- bei der Entstehung mehrerer Risse in einem Fotointervall die jeweiligen Lasten nicht eindeutig zugeordnet werden können.
- auch außerhalb des auf dem Foto sichtbaren Bereiches Risse entstehen können, bei denen die zugehörigen Lastabfälle in der Messwertaufzeichnung erfasst sind.

c) Ermittlung der Rissabstände

Während der Durchführung der Zugversuche wurde an den Probekörpern ein Lineal befestigt. Mit Hilfe einer Bildbearbeitungssoftware wurde für die untersuchten Probekörper das Lineal auf den Fotos „ausgeschnitten“ und von Riss zu Riss über den Probekörper verschoben. Die Rissabstände konnten dann von der Linealskalierung abgelesen werden, wobei jeweils versucht wurde, den mittleren Rissabstand festzulegen, entweder durch Augenmaß oder durch Mittelung mehrerer Messungen.

1.3 Berechnung der Verbundspannungen

Die Berechnung der Verbundspannungen erfolgt mit Gleichung (A6.1), wobei für s der jeweils kleinere Abstand zwischen dem neu entstandenen und den bereits bestehenden, direkt benachbarten Risse angesetzt wird.

a) Berücksichtigte Risse

Es werden nur diejenigen Risse berücksichtigt, die neben einem Riss entstehen, der auch im Endzustand noch direkt neben dem neu entstandenen Riss liegt. Außerdem werden Risse, die einen wesentlich größeren Abstand von den benachbarten Rissen aufweisen als der Durchschnitt, nicht berücksichtigt, da davon ausgegangen wird, dass hier weitere Risse hätten entstehen können.

b) Umfang der Bewehrungsrovings

Nimmt man kreisrunde Vollquerschnitte an, so lässt sich aus den angegebenen Rovingfeinheiten jeweils ein theoretischer Rovingumfang berechnen. Mit den in Abschnitt 2.2.2 berechneten äquivalenten Garndurchmessern erhält man:

Kette (2 x 320 tex): $U_{2 \times 320 \text{tex}} = 2 \cdot \pi \cdot 0,3856 = 2,423 \text{ mm}$

Schuss (640 tex): $U_{640 \text{tex}} = \pi \cdot 0,5453 = 1,713 \text{ mm}$

Da die Rovings aus einer Vielzahl einzelner Filamente bestehen, entspricht die Annahme eines runden Vollquerschnitts nicht der Realität. Hinzu kommt, dass die beiden 320 tex-Roving der Kette umeinander verdreht sind, weshalb nicht einfach der doppelte Umfang eines einzelnen Rovings angenommen werden kann.

In [Jesse 2004] wurden Rovings des gleichen Herstellers mit gleichen Feinheiten mittels Dünnschliffuntersuchungen und digitaler Bildbearbeitung charakterisiert. Die dort angegebenen Werte für den Rovingumfang sollen im Weiteren verwendet werden, s. Abschnitt 2.2.2:

Kette (2 x 320 tex): $U_{2 \times 320 \text{tex}} = 6,15 \text{ mm}$

Schuss (640 tex): $U_{640 \text{tex}} = 3,77 \text{ mm}$

c) Berücksichtigte Versuche

Zur Ermittlung der Verbundspannungen werden alle Versuche herangezogen, bei denen gleichmäßig verteilte Risse in ausreichender Anzahl vorliegen – unabhängig davon, ob das Versagen innerhalb der Messlänge auftrat oder der Probekörper beim Einbau beschädigt wurde.

4-lagige Bewehrung	3-lagige Bewehrung	2-lagige Bewehrung
GP-4L-0,00-1*	GP-3L-0,00-2	GP-2L-0,00-2
GP-4L-0,00-2*	GP-3L-0,00-3	GP-2L-0,00-3
GP-4L-0,00-3*	GP-3L-0,00-5*	GP-2L-0,00-5
	GP-3L-0,00-6*	GP-2L-0,00-6
	GP-3L-0,00-7*	GP-2L-0,00-8*
	GP-3L-0,00-8*	GP-2L-0,00-9*
	GP-3L-0,00-9*	

Tab. A6.1: Zur Ermittlung der Verbundspannungen berücksichtigte Versuche.

*Versagen außerhalb der Messlänge

Versuch GP-4L-0,00-1

nicht vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich

Betoniert am: 07.02.2008, Prüfalter 139 d

Zeitintervall [sec]	Riss- Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 - 30	6	2,26	9,0	61	1 - 2
30 - 60	2	2,54	78,5	27	2 - 3
90 - 120	3	2,58	103,5	28	3 - 4
120 - 150	4	2,51	120,5	36	4 - 5
	7	2,46	135,5	22	5 - 6
150 - 180	8	2,45	151,0	30	6 - 7
	9	2,28	159,5	27	7 - 8
180 - 210	1	2,52	189,0	29	8 - 9
210 - 240	10	2,66	240,5	28	9 - 10
240 - 270	5	2,68	255,0		

Tab. A6.2: Versuch GP-4L-0,00-1

- Riss 1 liegt außerhalb Messbereich, Riss 6 ist Erstriss, Riss 2 und Riss 9 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 20 Schussrovings: $U = 75,4 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,24 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_3 = 2.580 / (75,4 \cdot 27) = 1,27 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_4 = 2.510 / (75,4 \cdot 28) = 1,19 \text{ N/mm}^2$$

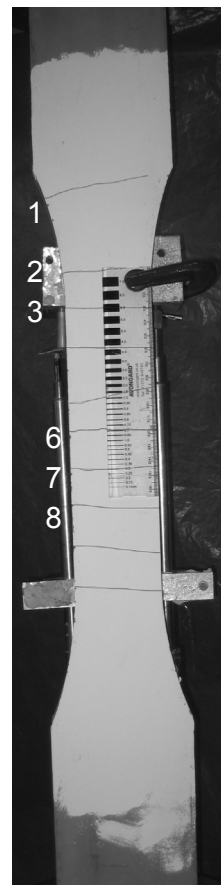
$$\tau_5 = 2.680 / (75,4 \cdot 22) = 1,62 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 2.460 / (75,4 \cdot 30) = 1,09 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 2.450 / (75,4 \cdot 27) = 1,20 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_9 = 2.280 / (75,4 \cdot 29) = 1,04 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{10} = 2.660 / (75,4 \cdot 28) = 1,26 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-4L-0,00-2

nicht vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich

Betoniert am: 14.02.2008, Prüfalter 173 d

Zeitintervall [sec]	Riss- Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 - 30	5	2,18	9	27	1 - 2
30 - 60	4	2,95	37	28	2 - 3
	9	3,06	55	28	3 - 4
60 - 90	10	2,59	71	23	4 - 5
90 - 120	8	2,70	91	24	5 - 6
	7	2,79	114	35	6 - 7
120 - 150	11	2,62	128	30	7 - 8
150 - 180	6	2,71	150	28	8 - 9
	3	2,55	162	27	9 - 10
210 - 240	12	3,13	212	30	10 - 11
	2	2,95	226	28	11 - 12
300 - 330	1	3,67	307	129	12 - 13
330 - 360	15	3,69	336	69	13 - 14
450 - 480	14	3,88	455	17	14 - 15
480 - 510	13	3,83	483		

Tab. A6.3: Versuch GP-4L-0,00-2

- Risse 1,13,14 und 15 liegen außerhalb Messbereich, Riss 5 ist Erstriss, Riss 9 hat bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 20 Schussrovings: $U = 75,4 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,36 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_2 = 2.950 / (75,4 \cdot 28) = 1,40 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_3 = 2.550 / (75,4 \cdot 28) = 1,21 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_4 = 2.950 / (75,4 \cdot 23) = 1,70 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_6 = 2.710 / (75,4 \cdot 24) = 1,50 \text{ N/mm}^2$$

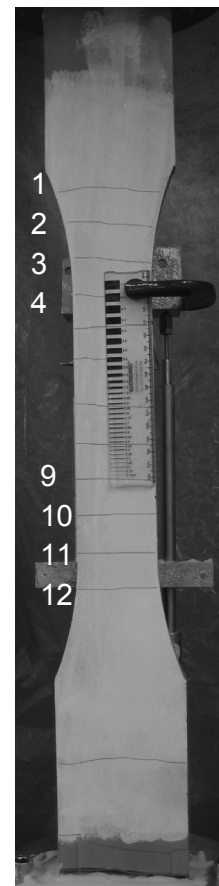
$$\tau_7 = 2.790 / (75,4 \cdot 30) = 1,23 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 2.700 / (75,4 \cdot 28) = 1,28 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{10} = 2.590 / (75,4 \cdot 27) = 1,27 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{11} = 2.620 / (75,4 \cdot 30) = 1,16 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{12} = 3.130 / (75,4 \cdot 28) = 1,48 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-4L-0,00-3

Vorgeschädigt (Riss 3), Versagen außerhalb Messbereich
 Betoniert am: 12.03.2008, Prüfalter 147 d

Zeitintervall [sec]	Riss- Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 - 30	5	2,07	24	21	1 - 2
30 - 60	2	2,38	37	26	2 - 3
	17	2,47	49	11	3 - 4
	18	2,52	55	14	4 - 5
60 - 90	4	2,52	66	16	5 - 6
	13	2,56	79	16	6 - 7
	14	2,45	88	14	7 - 8
90 - 120	5	2,50	102	16	8 - 9
120 - 150	7	2,67	123	10	9 - 10
	9	2,29	128	15	10 - 11
	11	2,50	146	16	11 - 12
150 - 180	8	2,38	151	14	12 - 13
	16	2,51	163	25	13 - 14
180 - 210	6	2,60	180	16	14 - 15
210 - 240	10	2,97	218	12	15 - 16
	12	3,22	252		
330 - 360	1	3,23	314		
	15	2,91	329		

Tab. A6.4: Versuch GP-4L-0,00-3

- Risse 1,16,17 und 18 liegen außerhalb Messbereich, Riss 3 ist Erstriss, Risse 7, 9, 11 und 16 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 20 Schussrovings: $U = 75,4 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 2,59 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_2 = 2.380 / (75,4 \cdot 26) = 1,21 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_4 = 2.520 / (75,4 \cdot 11) = 3,04 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 2.500 / (75,4 \cdot 14) = 2,37 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_6 = 2.600 / (75,4 \cdot 16) = 2,16 \text{ N/mm}^2$$

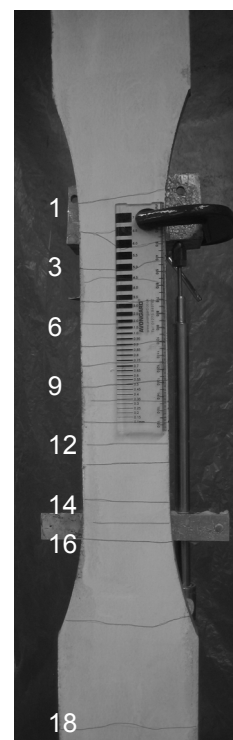
$$\tau_8 = 2.380 / (75,4 \cdot 14) = 2,25 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{10} = 2.970 / (75,4 \cdot 10) = 3,94 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{12} = 3.220 / (75,4 \cdot 14) = 3,05 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{14} = 2.450 / (75,4 \cdot 16) = 2,03 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{15} = 2.910 / (75,4 \cdot 12) = 3,22 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-2

Nicht vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich

Betoniert am: 10.10.2007, Prüfalter 62 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 - 30	x	1,35	4,9	35	1 - 2
	x	1,15	14,2	14	2 - 3
60 - 90	6	1,29	74,5	11	3 - 4
90 - 120	2	1,39	85,3	13	4 - 5
	4	1,36	89,1	12	5 - 6
	7	1,42	99,1	13	6 - 7
	8	1,43	105,5	12	7 - 8
	10	1,44	113,1	12	8 - 9
120 - 150	3	1,50	125,9	13	9 - 10
	9	1,52	133,4		
	5	1,54	142,1		
150 - 180	1	1,61	154,9		

Tab. A6.5: Versuch GP-3L-0,00-2

- 2 Risse (x) liegen außerhalb Messbereich (nicht auf Foto), Risse 2, 4, 6 und 10 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss, Abstand von Riss 1 zu Riss 2 ist wesentlich größer als der Durchschnitt
- Bewehrung mit 15 Kettroving: $U = 92,25 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,36 \text{ N/mm}^2$

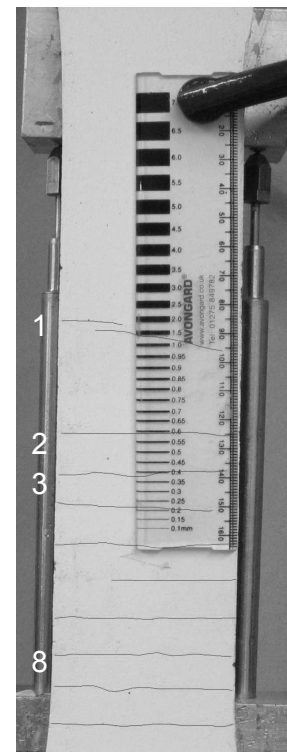
$$\tau_3 = 1.500 / (92,25 \cdot 11) = 1,48 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 1.540 / (92,25 \cdot 12) = 1,39 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 1.420 / (92,25 \cdot 12) = 1,29 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 1.430 / (92,25 \cdot 12) = 1,29 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_9 = 1.520 / (92,25 \cdot 12) = 1,37 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-3

vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich

Betoniert am: 14.02.2008, Prüfalter 166 d

Zeitintervall [sec]	Riss- Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0	4	-	-	22	1 – 2
0 - 30	1	1,62	34	10	2 – 3
	6	1,61	41	63	3 – 4
	8	1,61	45	10	4 – 5
	14	1,55	53	26,5	5 – 6
60 – 90	7	1,59	64	11	6 – 7
	13	1,67	77	26	7 – 8
	15	1,63	90	14	8 – 9
90 – 120	2	1,63	97	11	9 – 10
	10	1,56	102	14	10 – 11
120 – 150	5	1,71	128	25	11 – 12
	16	1,66	134	14	12 – 13
150 – 180	12	1,64	144	26	13 – 14
180 - 210	3	1,83	190	11	14 – 15
210 - 240	9	1,91	226	25	15 - 16
	11	1,91	226		

Tab. A6.6: Versuch GP-3L-0,00-3

- Risse 1 - 3 und 14 - 16 liegen außerhalb Messbereich, Risse 4, 6, 8, 10 und 14 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss, Abstände von Riss 1 zu Riss 2 bzw. von Riss 13 zu Riss 14 sind wesentlich größer als der Durchschnitt
- Bewehrung mit 15 Kettrovings: $U = 92,25 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,61 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_5 = 1.710 / (92,25 \cdot 10) = 1,85 \text{ N/mm}^2$$

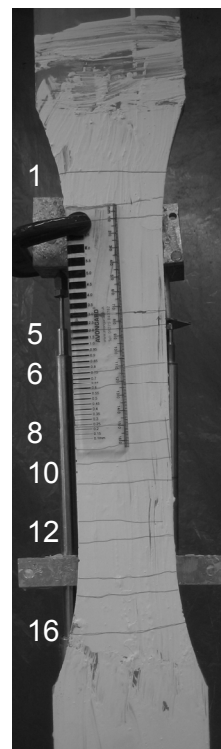
$$\tau_7 = 1.590 / (92,25 \cdot 11) = 1,57 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_9 = 1.910 / (92,25 \cdot 11) = 1,88 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{11} = 1.910 / (92,25 \cdot 14) = 1,48 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{12} = 1.640 / (92,25 \cdot 14) = 1,27 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{15} = 1.630 / (92,25 \cdot 11) = 1,61 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-5

Nicht vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich
 Betoniert am: 07.02.2008, Prüfalter 139 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 - 20	19	2,15	9,5	12	1 - 2
20 - 30	18	1,50	48,5	25	2 - 3
	17	1,51	59,0	25	3 - 4
60 - 80	6	1,58	71,5	13	4 - 5
80 - 100	16	1,63	81,5	12	5 - 6
	13	1,63	87,5	14	6 - 7
	12	1,61	91,5	11	7 - 8
	11	1,65	99,5	10	8 - 9
100 - 120	10	1,58	105,5	28	9 - 10
	8	1,61	112,5	14	10 - 11
	15	1,65	124,5	13	11 - 12
120 - 140	4	1,65	129,5	12	12 - 13
140 - 160	5	1,69	138,0	25	13 - 14
	9	1,66	153,0	11	14 - 15
160 - 180	20	1,77	171,5	15	15 - 16
200 - 220	7	1,87	214,5	13	16 - 17
220 - 240	3	1,85	221,5	12	17 - 18
240 - 260	2	2,01	267,0		
	1	1,90	273,0		

Tab. A6.7: Versuch GP-3L-0,00-5

- Risse 1, 2 und 17 - 20 liegen außerhalb Messbereich, Risse 4, 6, 8 und 13 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss, Abstand von Riss 3 zu Riss 2 bzw. 4 ist wesentlich größer als der Durchschnitt
- Bewehrung mit 15 Kettrovingen: $U = 92,25 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,50 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_5 = 1.690 / (92,25 \cdot 12) = 1,53 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 1.870 / (92,25 \cdot 11) = 1,84 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_9 = 1.660 / (92,25 \cdot 10) = 1,80 \text{ N/mm}^2$$

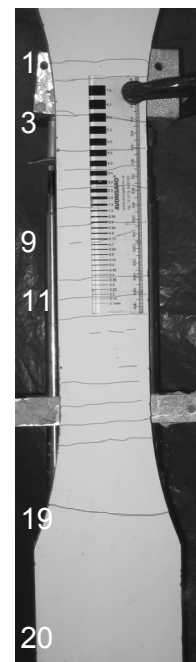
$$\tau_{10} = 1.580 / (92,25 \cdot 14) = 1,22 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{11} = 1.650 / (92,25 \cdot 13) = 1,38 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{12} = 1.610 / (92,25 \cdot 12) = 1,45 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{15} = 1.650 / (92,25 \cdot 13) = 1,38 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{16} = 1.630 / (92,25 \cdot 13) = 1,36 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-6

Nicht vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich

Betoniert am: 07.02.2008, Prüfalter 139 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
20 – 30	7	2,68	31,0	4	1 – 2
30 – 40	6	2,20	38,0	9	2 – 3
40 – 50	5	2,24	50,5	10	3 – 4
60 – 70	11	2,23	63,0	24	4 – 5
110 – 120	4	2,30	113,5	26	5 – 6
120 - 140	8	2,38	123,0	35	6 – 7
140 – 150	10	2,43	145,0	10	7 – 8
150 – 160	3	2,49	152,5	23	8 – 9
180 – 190	12	2,64	184,5	12	9 – 10
240 – 250	2	2,70	237,5	15	10 – 11
250 – 260	1	-	-	10	11 – 12
410 – 420	9	3,24	419,0	15	12 – 13

Tab. A6.8: Versuch GP-3L-0,00-6

- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 7 und 11 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss, Abstände von Riss 5 zu Riss 6, von Riss 5 zu Riss 4 und von Riss 6 zu Riss 7 sind wesentlich größer als der Durchschnitt
- Bewehrung mit 15 Schussrovings: $U = 56,55 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 4,49 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_2 = 2.700 / (56,55 \cdot 9) = 5,31 \text{ N/mm}^2$$

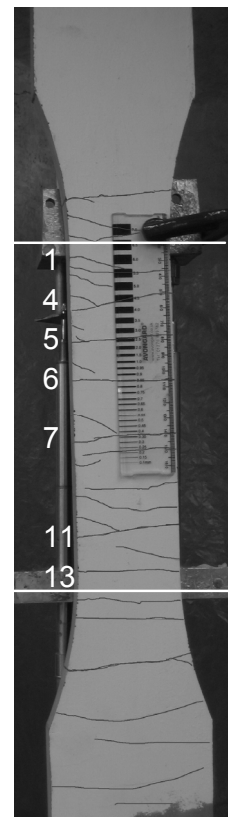
$$\tau_3 = 2.490 / (56,55 \cdot 10) = 4,40 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 2.380 / (56,55 \cdot 10) = 4,21 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_9 = 3.240 / (56,55 \cdot 12) = 4,77 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{10} = 2.430 / (56,55 \cdot 12) = 3,56 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{12} = 2.640 / (56,55 \cdot 10) = 4,67 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-7

Nicht vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich

Betoniert am: 12.09.2007, Prüfalter 84 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 – 30	2	2,41	7,6	27	1 – 2
30 – 60	9	2,70	37,3	28	2 – 3
	4	2,30	53,6	29	3 – 4
60 – 90	7	2,34	73,1	29	4 – 5
90 – 120	6	2,37	96,9	42	5 – 6
	5	2,25	111,1	31	6 – 7
120 – 150	3	2,33	133,0	40,5	7 – 8
150 - 180	8	2,42	152,1	30	8 – 9
180 – 210	10	2,53	196,0	27	9 - 10
270 – 300	1	3,12	385,9		

Tab. A6.9: Versuch GP-3L-0,00-7

- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 4, 7 und 9 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss

- Bewehrung mit 15 Kettroving: $U = 92,25 \text{ mm}$

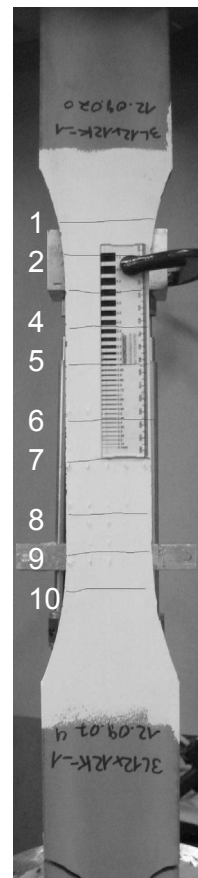
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 0,87 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_3 = 2.330 / (92,25 \cdot 27) = 0,94 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 2.250 / (92,25 \cdot 29) = 0,84 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_6 = 2.370 / (92,25 \cdot 31) = 0,83 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 2.420 / (92,25 \cdot 30) = 0,87 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-8

Nicht vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich

Betoniert am: 17.10.2007, Prüfalter 61 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
30 – 60	6	2,17	51,5	14	4 – 5
60 – 90	4	1,93	68,5	10	5 – 6
	5	1,95	80,9	14	6 – 7
90 – 120	7	1,86	89,4	13	7 – 8
	8	1,88	109,2	27	8 – 9
240 – 270	9	2,54	243,4	26	9 – 10
270 – 300	10	2,63	291,7	29	10 – 11
360 - 370	11	2,66	362,2	26	11 – 12
390 – 420	12	2,74	418,3	40	12 – 13
450 – 480	13	2,77	467,5	44	13 – 14
480 - 510	14	2,64	498,3		

Tab. A6.10: Versuch GP-3L-0,00-8

- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 4 und 6 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss, Abstände zwischen den Rissen 12 – 13 wesentlich größer als der Durchschnitt
- Bewehrung mit 15 Schussrovings: $U = 56,55 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 2,18 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_5 = 1.950 / (56,65 \cdot 10) = 3,45 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 1.860 / (56,55 \cdot 14) = 2,35 \text{ N/mm}^2$$

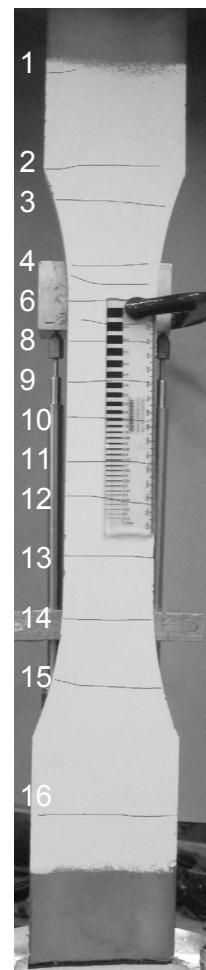
$$\tau_8 = 1.880 / (56,55 \cdot 13) = 2,56 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_9 = 2.540 / (56,55 \cdot 27) = 1,66 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{10} = 2.630 / (56,55 \cdot 26) = 1,79 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{11} = 2.660 / (56,55 \cdot 29) = 1,62 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{12} = 2.740 / (56,55 \cdot 26) = 1,86 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-3L-0,00-9

Vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich
 Betoniert am: 30.01.2008, Prüfalter 140 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
20 – 30	6	2,19	19,5	108	1 – 2
40 – 50	1	2,33	36,5	35,5	2 – 3
70 – 80	8	2,67	66,0	35	3 – 4
90 – 100	9	2,60	88,5	30	4 – 5
130 – 140	7	2,91	128,5	30	5 – 6
170 – 180	5	2,80	167,0	24	6 – 7
240 – 250	4	2,96	238,5	25	7 – 8
320 - 330	3	3,13	314,0	25	8 – 9
450 – 460	2	3,52	440,5		

Tab. A6.11: Versuch GP-3L-0,00-9

- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 1, 6 und 8 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 15 Schussrovings: $U = 56,55 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,77 \text{ N/mm}^2$

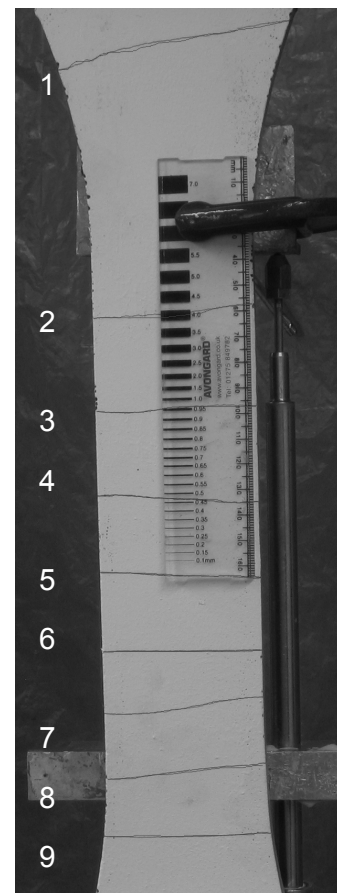
$$\tau_2 = 3.520 / (56,65 \cdot 35,5) = 1,75 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_3 = 3.130 / (56,55 \cdot 35) = 1,57 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_4 = 2.960 / (56,55 \cdot 30) = 1,75 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 2.800 / (56,55 \cdot 30) = 1,65 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 2.910 / (56,55 \cdot 24) = 2,14 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-2L-0,00-2

Vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich

Betoniert am: 14.02.2008, Prüfalter 165 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 – 20	1	1,12	4	50	1 – 2
	2	0,82	16	24	2 – 3
40 – 60	6	0,95	46	25	3 – 4
60 – 80	8	0,67	59	13	4 – 5
80 – 100	7	0,77	82	51	5 – 6
100 – 120	4	0,79	114	51	6 – 7
140 – 160	3	0,82	158	65	7 – 8
160 – 180	5	0,85	179		

Tab. A6.12: Versuch GP-2L-0,00-2

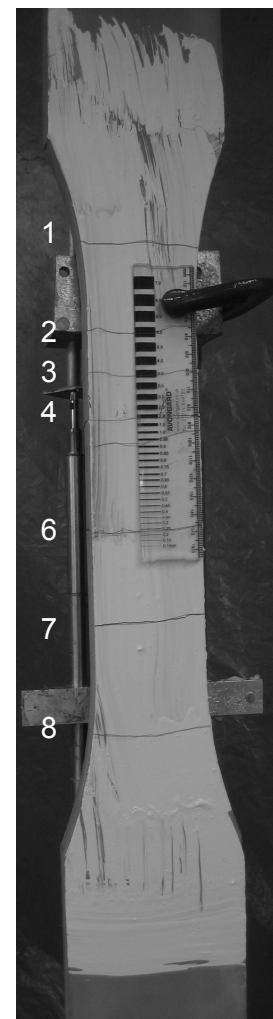
- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 2, 4 und 6 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 10 Kettrovings: $U = 61,5 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 0,62 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_3 = 820 / (61,5 \cdot 24) = 0,56 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 850 / (61,5 \cdot 13) = 1,06 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 770 / (61,5 \cdot 51) = 0,25 \text{ N/mm}^2$$

Aufgrund der vergleichsweise großen Rissabstände wird davon ausgegangen, dass die Rissbildung zum Zeitpunkt des Versagens noch nicht abgeschlossen war.



Versuch GP-2L-0,00-3

Vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich

Betoniert am: 12.03.2008, Prüfalter 147 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 – 20	2	-	-	100	1 – 2
40 – 60	8	1,75	43	36	2 – 3
60 – 80	5	1,60	72	23	3 – 4
100 – 120	4	1,56	100	37	4 – 5
	6	1,47	111	25	5 – 6
140 – 160	9	1,50	143	23	6 – 7
160 – 180	3	1,56	177	41	7 – 8
200 – 220	7	1,62	215	50	8 – 9
280 - 300	1	1,81	293		

Tab. A6.13: Versuch GP-2L-0,00-3

- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 5 und 8 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 10 Kettrovings: $U = 61,5 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 0,92 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_3 = 1.560 / (61,5 \cdot 23) = 1,10 \text{ N/mm}^2$$

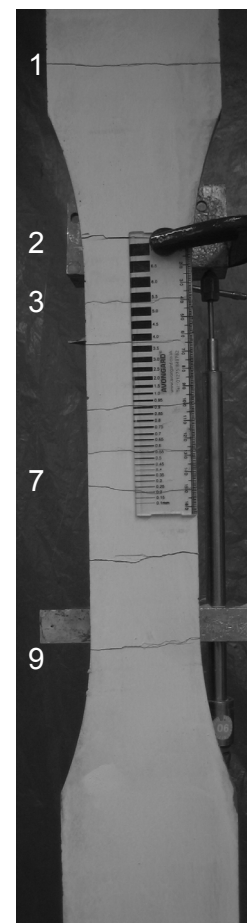
$$\tau_4 = 1.560 / (61,5 \cdot 37) = 0,69 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_6 = 1.470 / (61,5 \cdot 25) = 0,96 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 1.620 / (61,5 \cdot 23) = 1,15 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 1.750 / (61,5 \cdot 41) = 0,69 \text{ N/mm}^2$$

Aufgrund der vergleichsweise großen Rissabstände wird davon ausgegangen, dass die Rissbildung zum Zeitpunkt des Versagens noch nicht abgeschlossen war.



Versuch GP-2L-0,00-5

Nicht vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich

Betoniert am: 07.02.2008, Prüfalter 139 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 – 10	2	-	-	99	1 – 2
20 – 30	1	1,43	22,0	23	2 – 3
30 – 40	6	1,20	33,0	25	3 – 4
60 – 70	8	1,34	57,0	15	4 – 5
100 – 110	7	1,41	91,5	37	5 – 6
140 – 150	5	1,53	144,5	10	6 – 7
150 – 160	9	1,51	173,0	39	7 – 8
170 – 180	4	1,44	175,0	40	8 – 9
180 – 190	3	1,46	182,5		

Tab. A6.14: Versuch GP-2L-0,00-5

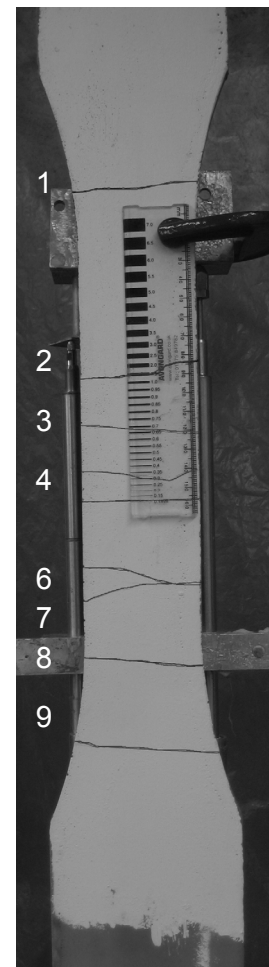
- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 6 und 8 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss, Abstand zwischen den Rissen 1 und 2 wesentlich größer als der Durchschnitt
- Bewehrung mit 10 Schussrovings: $U = 37,7 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 2,27 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_3 = 1.460 / (37,7 \cdot 23) = 1,68 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_4 = 1.440 / (37,7 \cdot 15) = 2,55 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 1.530 / (37,7 \cdot 37) = 1,10 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_7 = 1.410 / (37,7 \cdot 10) = 3,74 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-2L-0,00-6

Nicht vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich

Betoniert am: 10.10.2007, Prüfalter 62 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0 – 20	2	2,32	6,9	25	1 – 2
20 – 40	4	1,76	30,4	49	2 – 3
40 – 60	3	1,78	56,8	25	3 – 4
80 – 100	1	1,84	86,5		

Tab. A6.15: Versuch GP-2L-0,00-6

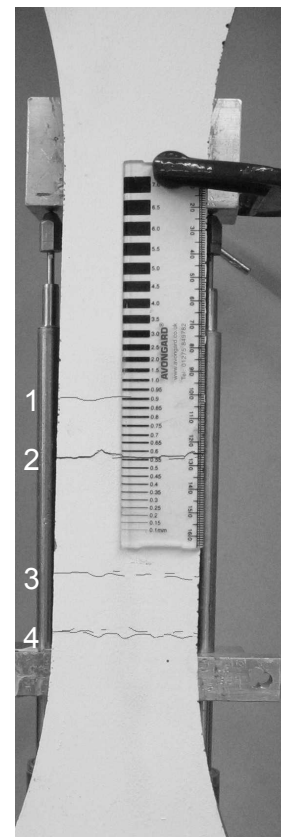
- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 2 und 4 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss

- Bewehrung mit 10 Schussrovings: $U = 37,7 \text{ mm}$

- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,92 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_1 = 1.840 / (37,7 \cdot 25) = 1,95 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_3 = 1.780 / (37,7 \cdot 25) = 1,89 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-2L-0,00-8

vorgeschädigt, Versagen innerhalb Messbereich
 Betoniert am: 10.10.2007, Prüfalter 63 d

Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
0	1,2	-	-	28,5	1 – 2
30 – 40	4	1,75	31,4	15	2 – 3
40 – 50	3	1,63	47,8	14,5	3 – 4
50 – 60	7	1,66	58,3	14	4 – 5
70 – 80	9	1,51	70,1	15	5 – 6
90 – 100	5	1,58	89,1	14,5	6 – 7
100 – 110	10	1,62	105,1	42,5	7 – 8
120 – 130	6	1,59	122,0	14,5	8 – 9
130 – 140	8	1,63	136,1	28,5	9 – 10

Tab. A6.16: Versuch GP-2L-0,00-8

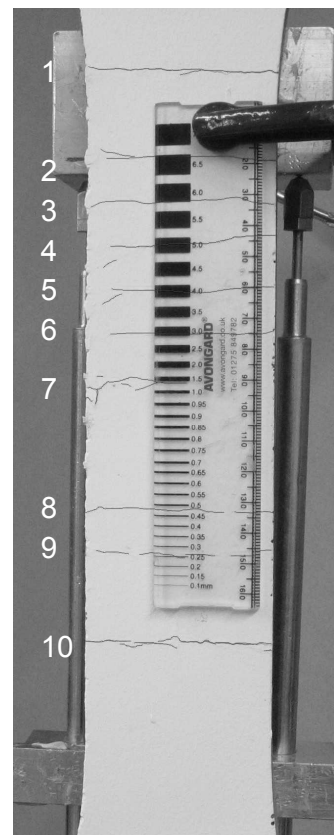
- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Risse 4, 7 und 9 haben bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 10 Kettrovings: $U = 61,5 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 1,82 \text{ N/mm}^2$

$$\tau_3 = 1.630 / (61,5 \cdot 14,5) = 1,83 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_5 = 1.580 / (61,5 \cdot 14) = 1,84 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_6 = 1.590 / (61,5 \cdot 14,5) = 1,78 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_8 = 1.630 / (61,5 \cdot 14,5) = 1,83 \text{ N/mm}^2$$



Versuch GP-2L-0,00-9

vorgeschädigt, Versagen außerhalb Messbereich
 Betoniert am: 12.09.2007, Prüfalter 84 d

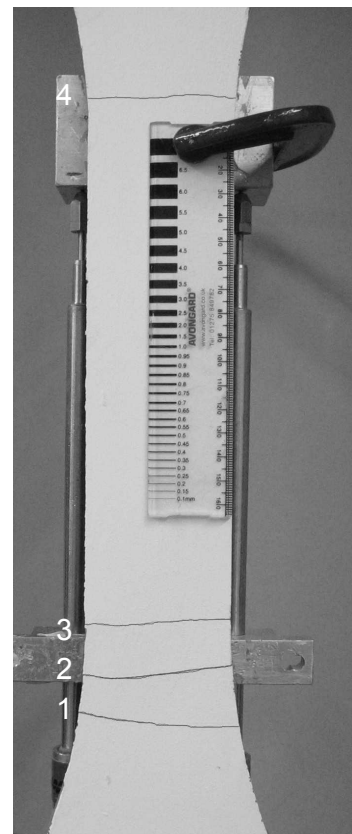
Zeitintervall [sec]	Riss-Nr.	Bruchlast [kN]	Zeit [sec]	Abstand [mm]	zwischen den Rissen
10 - 20	1	3,45	11,5	22	1 - 2
60 - 70	2	2,71	63,0	21	2 - 3
80 - 90	3	2,54	85,6		
140 - 150	4	2,71	142,6		

Tab. A6.17: Versuch GP-2L-0,00-9

- nur Risse im Messbereich berücksichtigt, Riss 1 hat bei Entstehung keinen direkt benachbarten Riss
- Bewehrung mit 10 Schussrovings: $U = 37,7 \text{ mm}$
- Berechnung der Verbundspannungen: $\tau_m = 3,24 \text{ N/mm}^2$


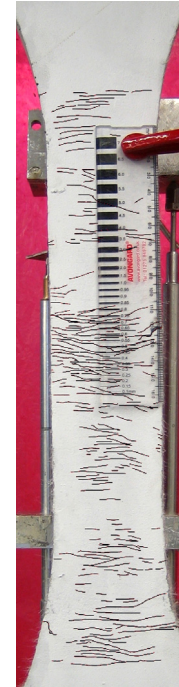
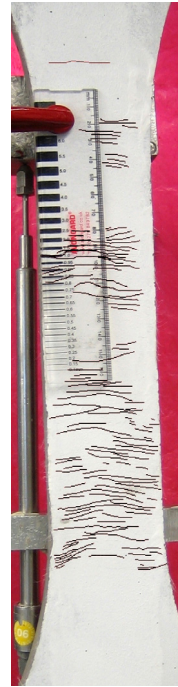
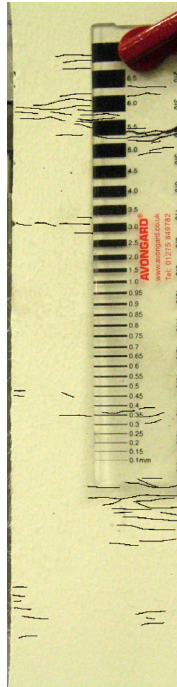

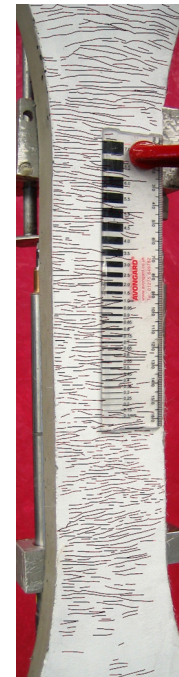
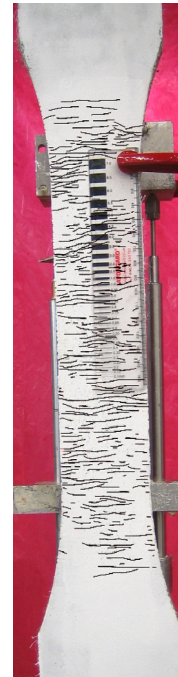
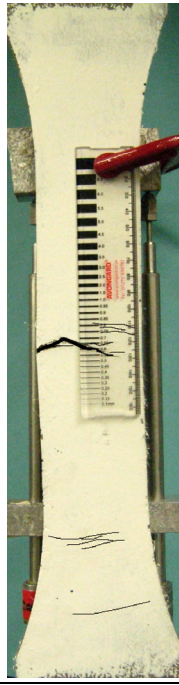
$$\tau_2 = 2.710 / (37,7 \cdot 22) = 3,27 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_3 = 2.540 / (37,7 \cdot 14) = 3,21 \text{ N/mm}^2$$



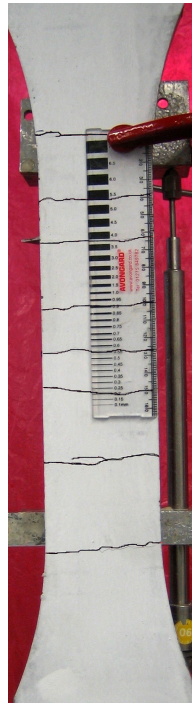
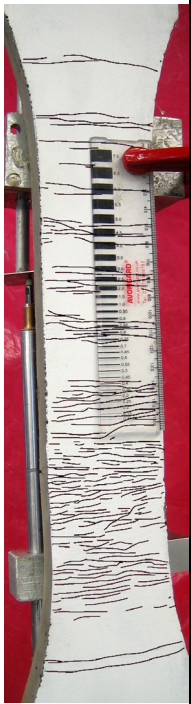
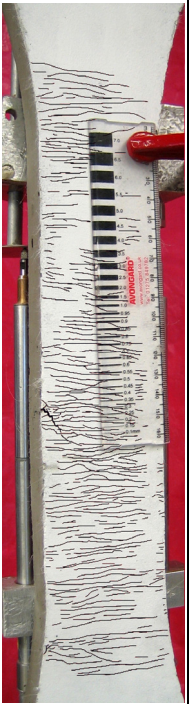
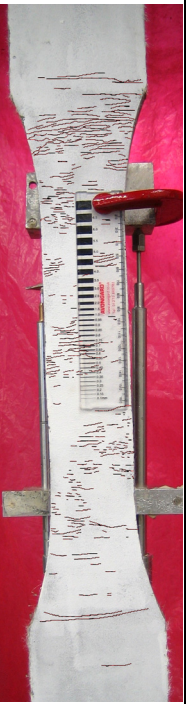

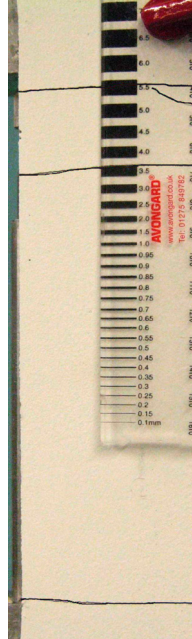
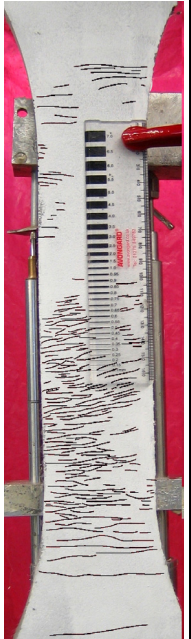


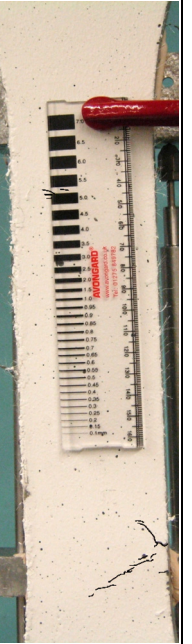
Anhang A-7: Synergie-Effekte durch kombinierte Bewehrung

a) Vergleich der Rissbilder

Lagen - anzahl	Fasergehalt [%]				
	0,00	1,50	1,75	2,00	2,25
0	versagt spröde mit nur einem Riss				
1	versagt spröde mit nur einem Riss				

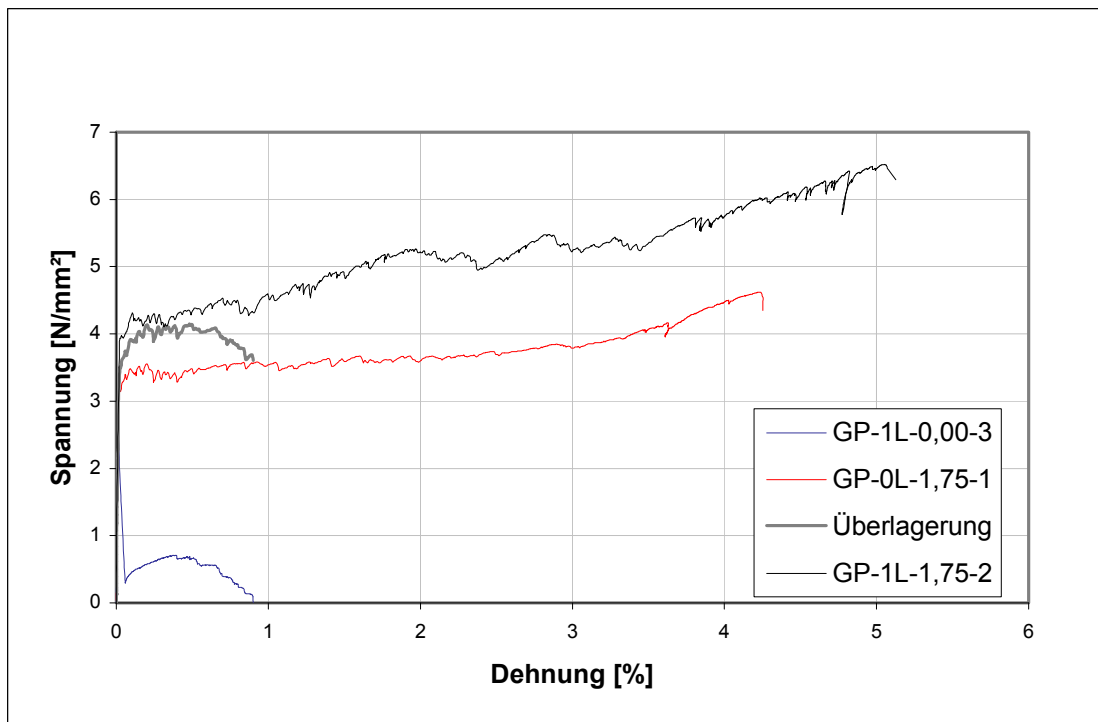
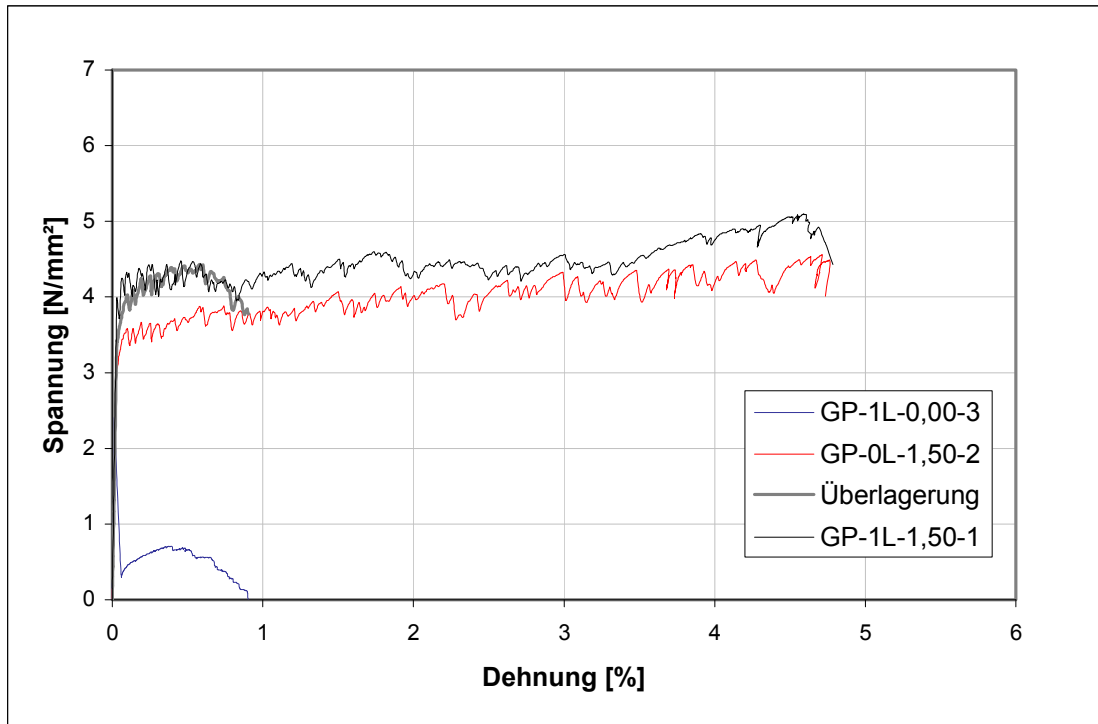
Tab. A7.1a: Vergleich der Rissbilder der in Abschnitt 5.2 angegebenen Versuche.
Rissbild jeweils kurz vor Versagen des Probekörpers.

Anhang A-7: Synergie-Effekte durch kombinierte Bewehrung

Lagen - anzahl	Fasergehalt [%]				
	0,00	1,50	1,75	2,00	2,25
2					
3					

Tab. A7.1b: Vergleich der Rissbilder der in Abschnitt 5.2 angegebenen Versuche.
Rissbild jeweils kurz vor Versagen des Probekörpers.

b) Überlagerung der Spannungs-Dehnungs-Linien bei einlagiger Textilbewehrung



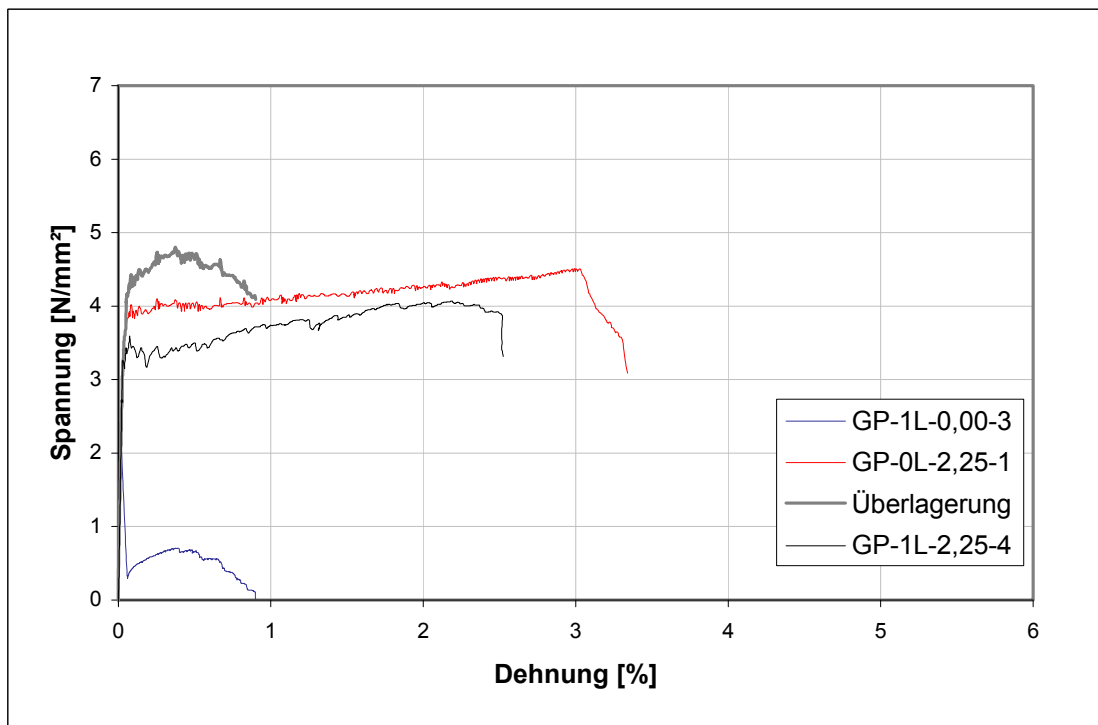
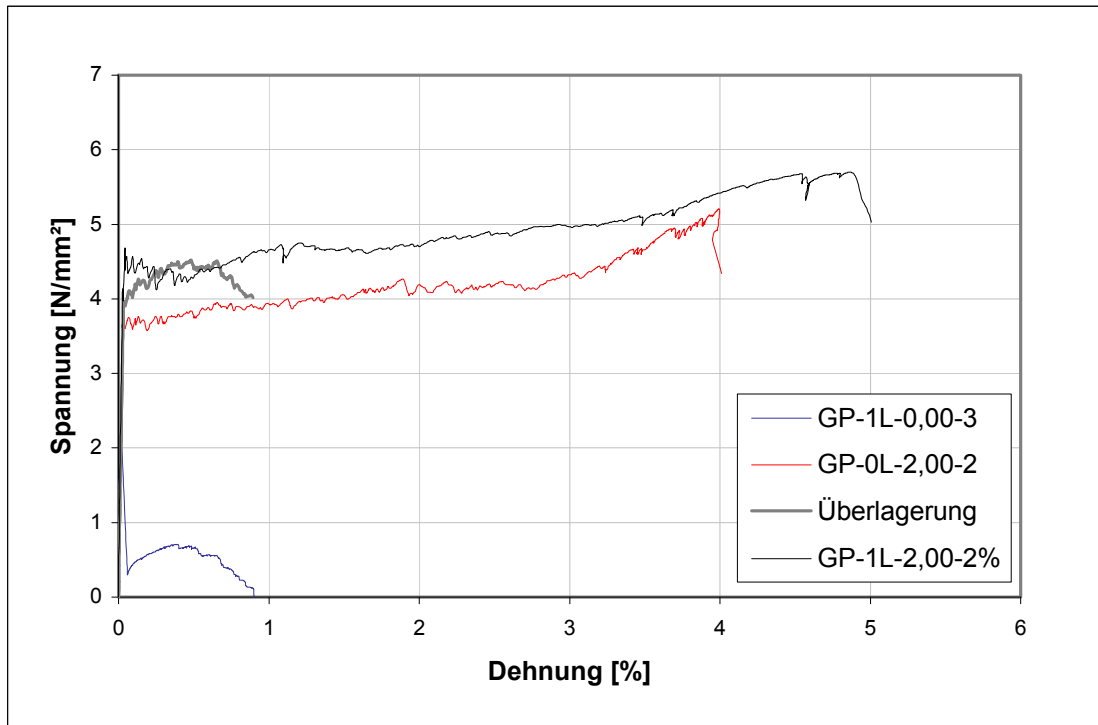
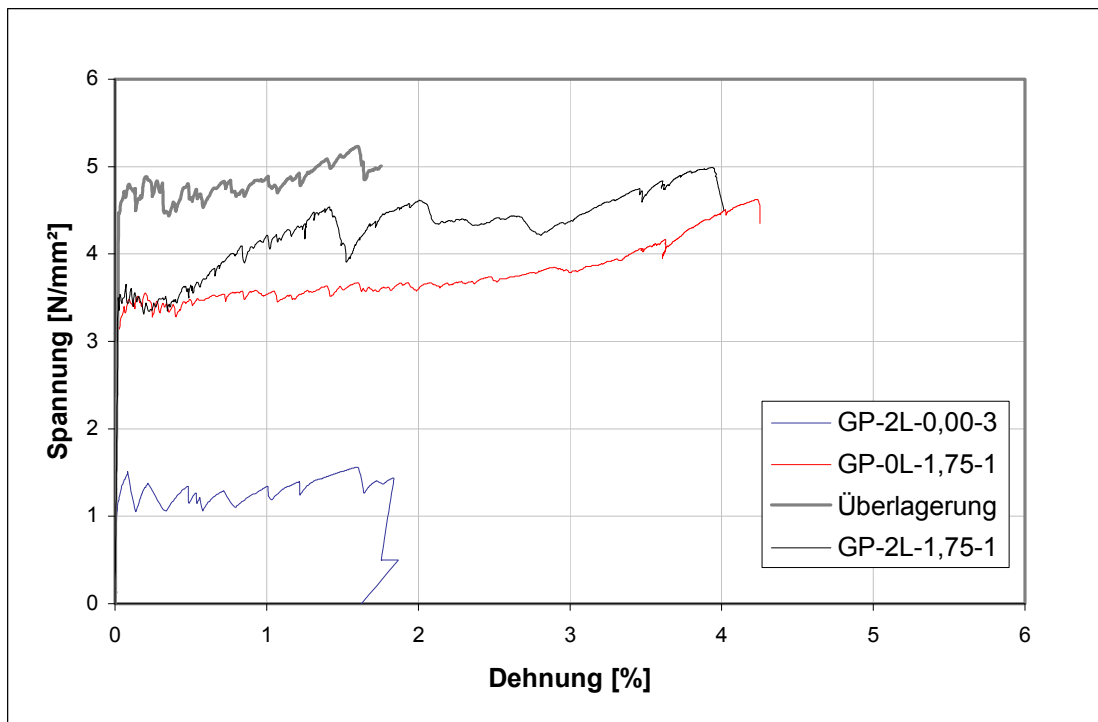
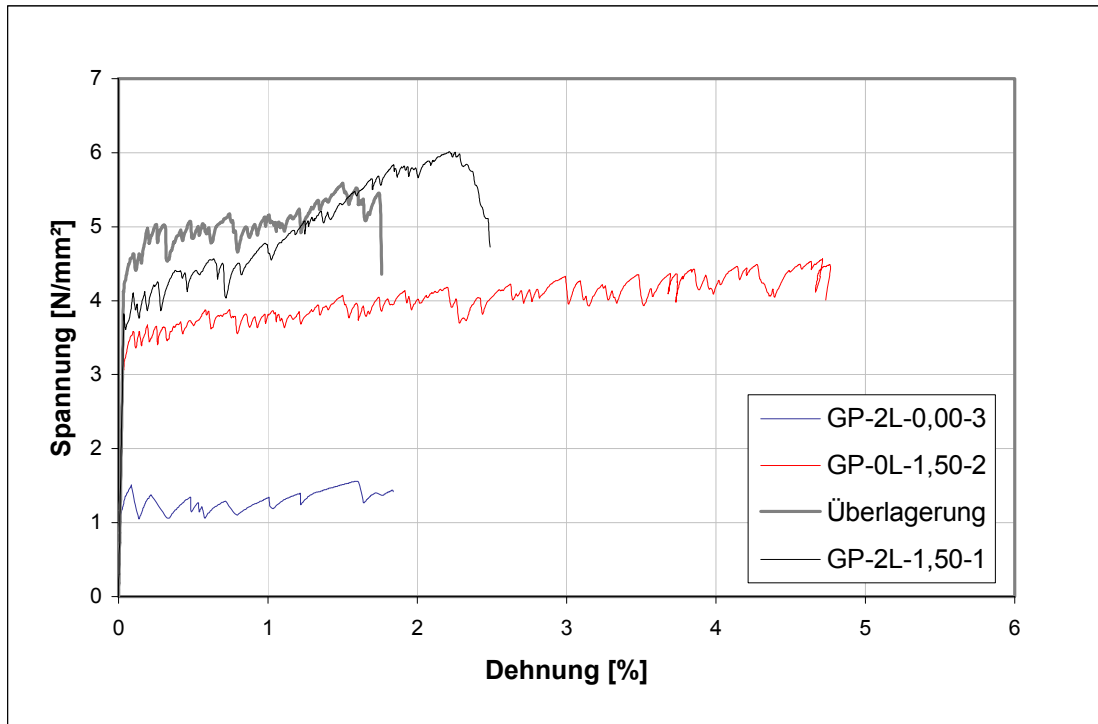


Abb. A7.1: Spannungs-Dehnungs-Kurven und Überlagerung bei einlagiger Textilbewehrung.

c) Überlagerung der Spannungs-Dehnungs-Linien bei zweilagiger Textilbewehrung



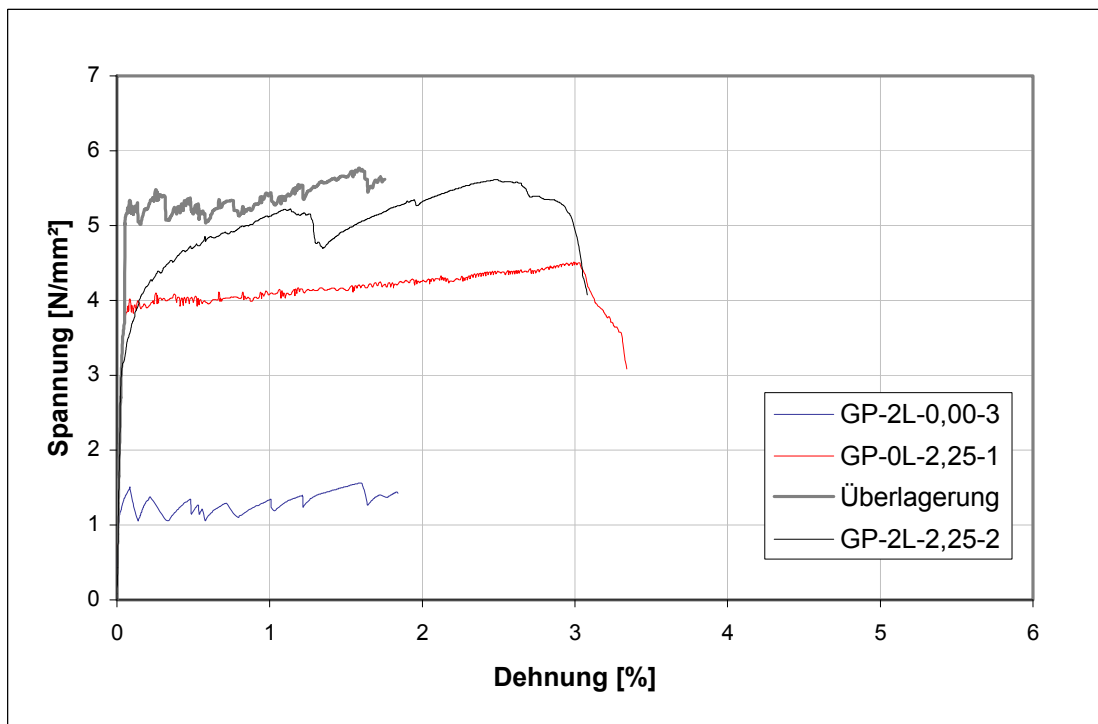
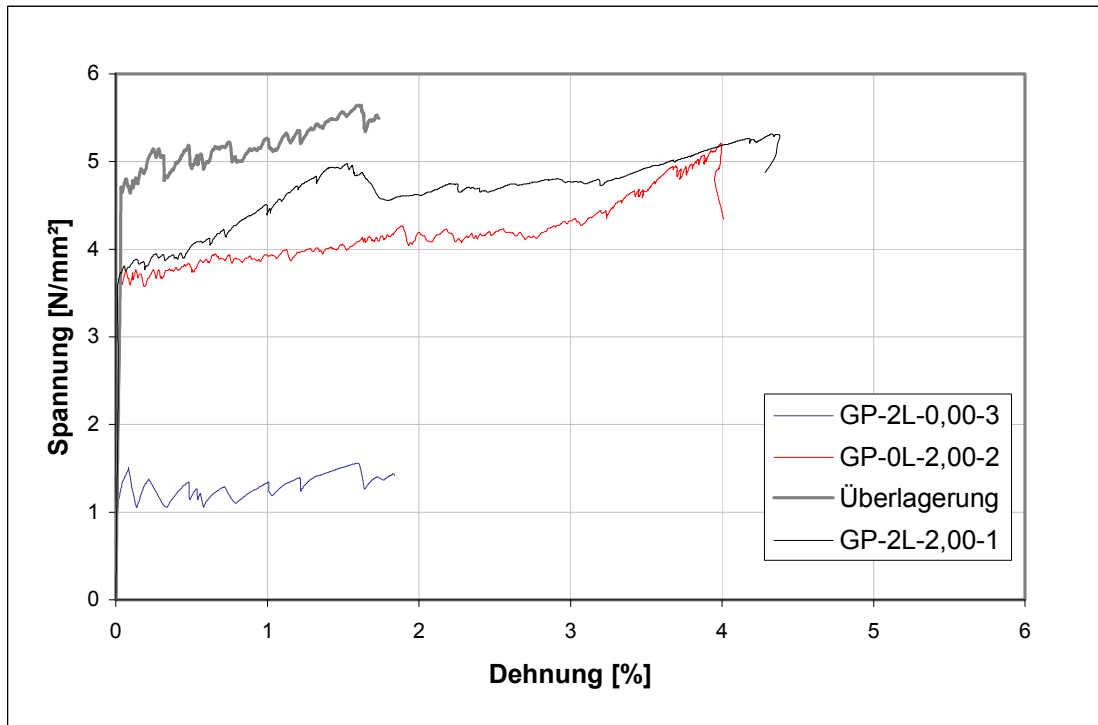
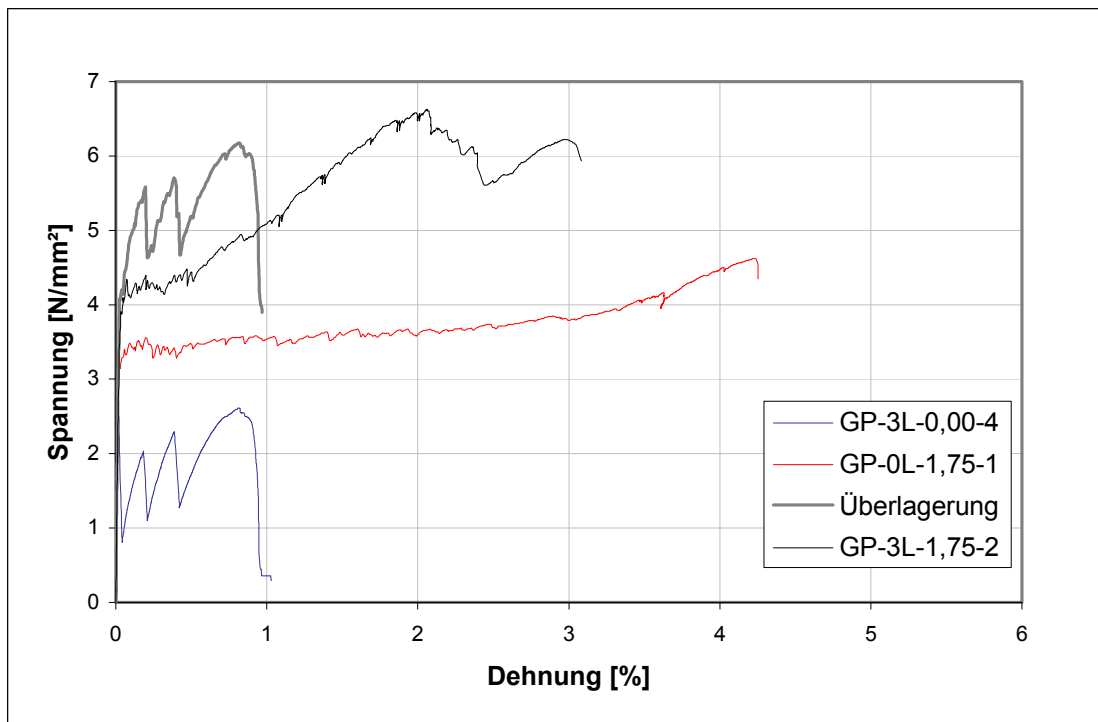
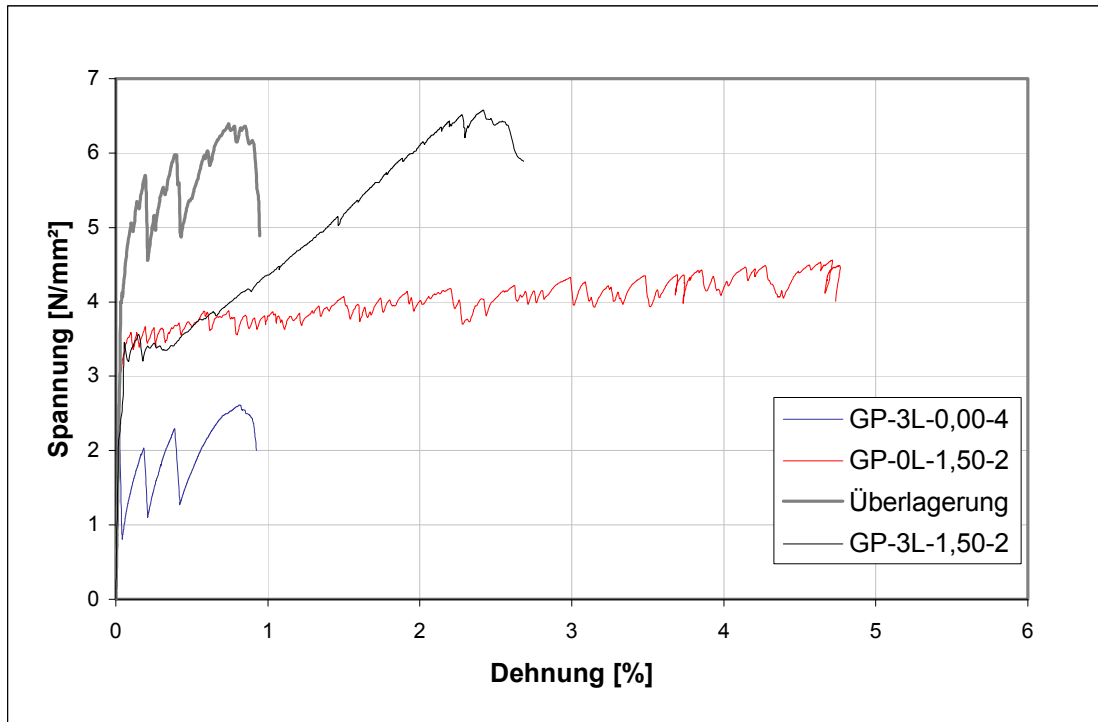


Abb. A7.2: Spannungs-Dehnungs-Kurven und Überlagerung bei zweilagiger Textilbewehrung.

d) Überlagerung der Spannungs-Dehnungs-Linien bei dreilagiger Textilbewehrung



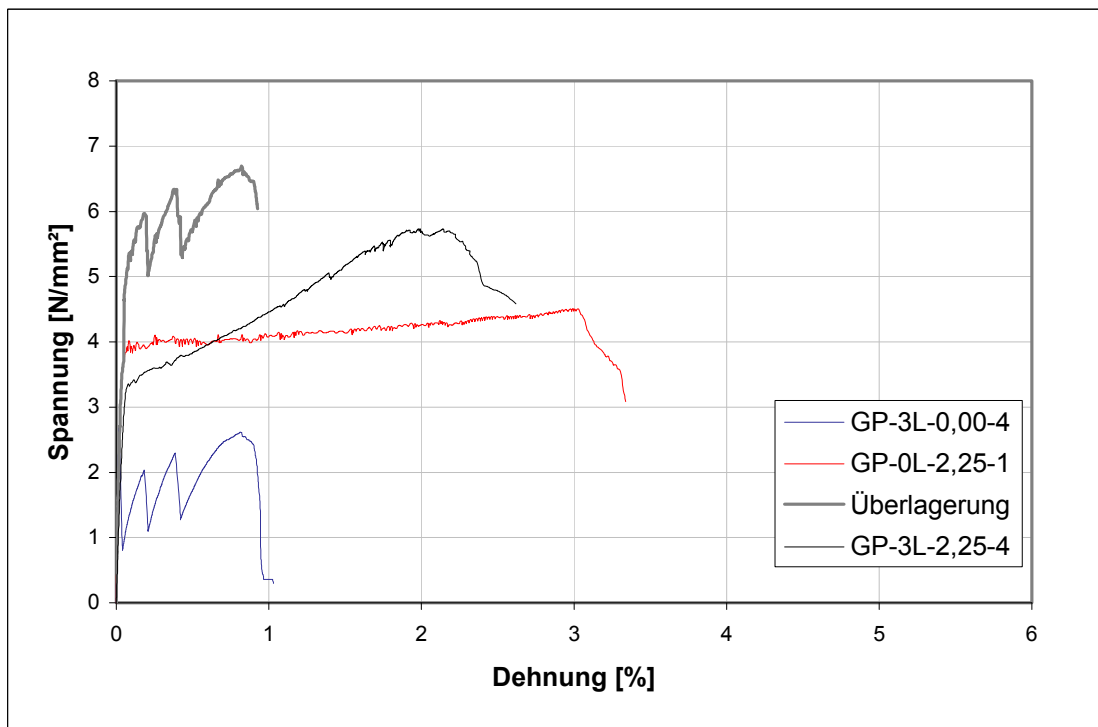
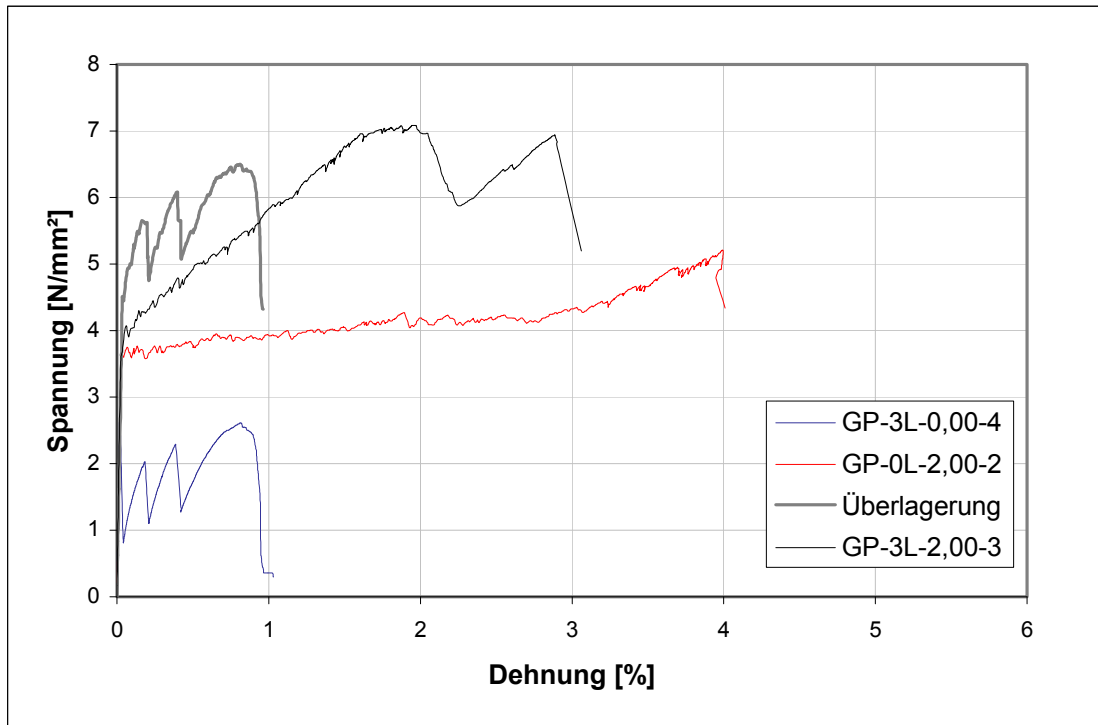


Abb. A7.3: Spannungs-Dehnungs-Kurven und Überlagerung bei dreilagiger Textilbewehrung.

Anhang A-8: Berechnung der Roving- und Faserspannungen

Versuch	Fläche [mm ²]	F [kN]	ΔF [kN]	ε [%]	n _{vers}	n _{rest}	F _{u,Roving} [N]	F _{Fasern} [N]	σ _{Fasern} [N/mm ²]	η [-]	V _f [%]	σ _{c,i} [N/mm ²]	σ _{f,i} [N/mm ²]	σ _{f,i} [N/mm ²]	σ _{f,i} /σ _{c,i} [%]	σ _{f,i} /σ _{c,i} [%]
GP-3L-1,50-1	1.292,3	6,28	1,16	1,665	7	8	166	3.794	276	0,707	1,50	4,86	2,94	1,92	60,5	39,5
		6,09	0,62	2,734	3	5	207	4.437	324	0,707	1,50	4,71	3,43	1,28	72,8	27,2
		5,84	0,55	3,260	3	2	183	4.923	359	0,707	1,50	4,52	3,81	0,71	84,3	15,7
GL-1L-1,75-1	1.320,6	8,80	0,89	4,821	5	0	178	7.910	531	0,645	1,75	6,66	5,99	0,67	89,9	10,1
		7,58	0,55	1,913	3	7	183	5.747	366	0,678	1,75	5,72	4,34	1,38	75,9	24,1
		7,89	0,68	3,860	4	3	170	6.700	426	0,678	1,75	5,96	5,06	0,90	84,9	15,1
GP-3L-1,75-1	1.345,4	6,98	1,44	1,260	8	7	180	4.280	257	0,707	1,75	5,19	3,18	2,01	61,3	38,7
		9,39	0,48	2,080	3	12	160	6.990	399	0,707	1,75	6,63	4,93	1,69	74,4	25,6
		7,90	0,49	4,559	3	2	163	7.083	384	0,645	2,00	5,53	4,96	0,57	89,7	10,3
GP-2L-2,00-1	1.392,9	7,25	0,61	1,657	3	7	203	5.217	276	0,645	2,00	5,21	4,04	1,17	77,5	22,5
		5,84	0,83	2,135	5	5	166	4.180	326	0,678	2,00	6,17	4,42	1,75	71,6	28,4
		5,10	0,14	2,444	1	4	140	4.400	343	0,678	2,00	5,39	4,65	0,74	86,3	13,7
GP-2L-2,00-3	1.137,7	6,69	0,96	2,545	6	4	160	5.090	329	0,678	2,00	5,88	4,47	1,41	76,0	24,0
		8,83	0,36	1,538	2	13	180	6.130	295	0,707	2,00	6,01	4,17	1,84	69,4	30,6
		8,72	1,36	1,615	8	5	170	6.510	313	0,707	2,00	5,93	4,43	1,50	74,7	25,3
GP-3L-2,00-1	1.469,8	7,66	0,48	1,822	3	2	160	6.860	330	0,707	2,00	5,21	4,67	0,54	89,6	10,4

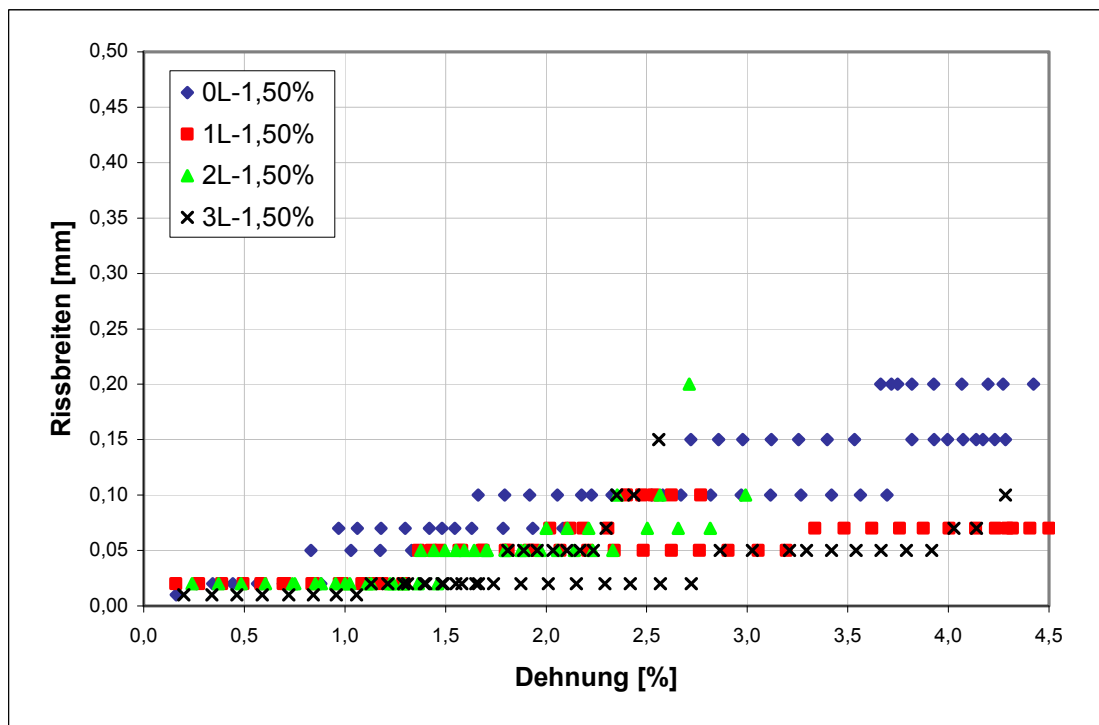
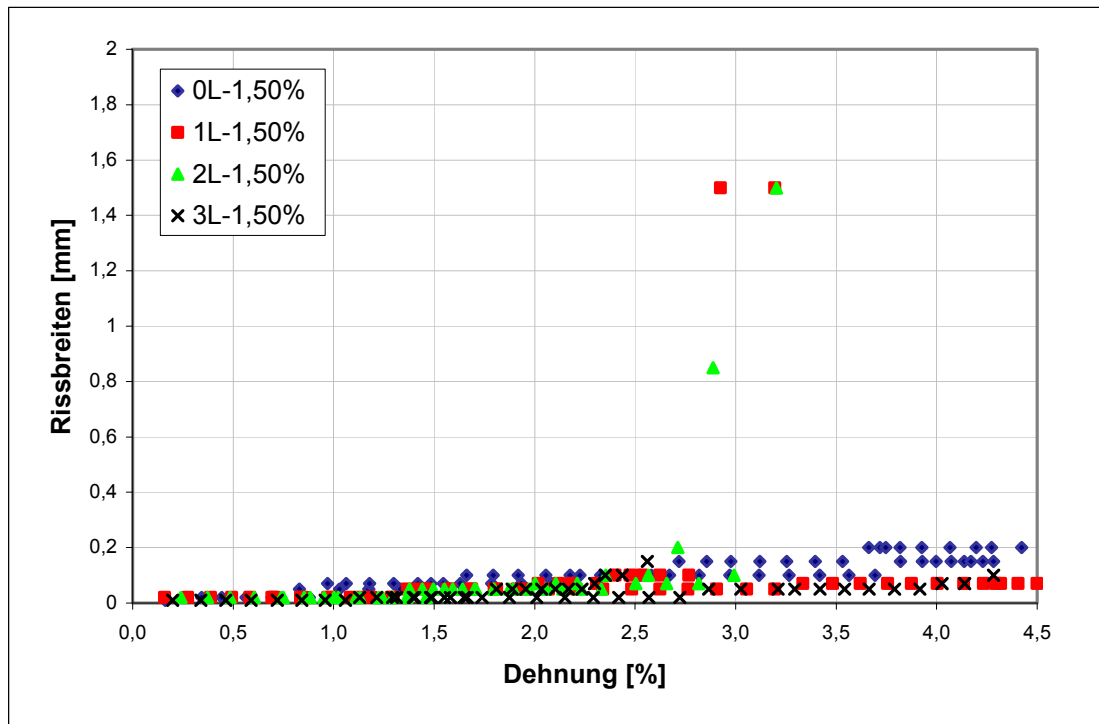
Tab. A8.1a: Berechnung der ideellen Faser- und Rovingspannungen.

Anhang A-8: Berechnung der Roving- und Faserspannungen

Versuch	Fläche [mm ²]	F [kN]	ΔF [kN]	ε [%]	n _{vers}	n _{Rest}	F _{u,Roving} [N]	F _{Fasern} [N]	σ _{Fasern} [N/mm ²]	η [-]	V _f [%]	σ _{c,i} [N/mm ²]	σ _{f,i} [N/mm ²]	σ _{f,i} / σ _{c,i} [N/mm ²]	σ _{f,i} / σ _{c,i} [%]
GP-3L-2,00-2	1.287,3	7,99	1,50	1,769	8	7	188	5.178	284	0,707	2,00	6.207	4.022	2.185	64,8
GP-3L-2,00-3	1.147,4	8,13	1,39	2,119	8	7	174	5.524	340	0,707	2,00	7.086	4.814	2.271	67,9
GP-1L-2,25-2	1.065,6	3,66	0,36	0,780	2	3	180	2.760	179	0,645	2,25	3.435	2.590	0.845	75,4
GP-2L-2,25-1	1.342,0	6,86	0,91	1,226	5	5	182	5.040	246	0,678	2,25	5.112	3.756	1.356	73,5
GP-2L-2,25-2	1.261,6	6,40	0,48	1,285	3	7	160	4.800	249	0,678	2,25	5.073	3.805	1.268	75,0
GP-2L-2,25-3	1.737,1	7,83	0,21	1,237	1	9	210	5.730	216	0,678	2,25	4.508	3.299	1.209	73,2
		8,25	0,30	1,589	2	7	150	6.900	260	0,678	2,25	4.749	3.972	0.777	83,6
		8,19	0,54	1,920	3	4	180	6.930	262	0,678	2,25	4.715	3.989	0.725	84,6
GP-2L-2,25-6	1.402,1	6,56	0,84	2,041	5	5	168	4.880	228	0,678	2,25	4.679	3.480	1.198	74,4
GP-3L-2,25-1	1.359,4	7,22	0,26	0,990	2	13	130	5.270	244	0,707	2,25	5.311	3.877	1.434	73,0
		7,08	0,70	1,041	4	9	175	4.805	222	0,707	2,25	5.208	3.535	1.674	67,9
GP-3L-2,25-2	1.594,5	8,06	0,86	1,093	5	10	172	5.480	216	0,707	2,25	5.055	3.437	1.618	68,0
		7,66	0,49	1,446	3	7	163	6.027	238	0,707	2,25	4.804	3.780	1.024	78,7
GP-3L-2,25-3	1.121,1	6,27	0,82	1,723	5	10	164	3.810	214	0,707	2,25	5.593	3.398	2.194	60,8
		5,86	0,71	2,659	4	6	178	4.085	229	0,707	2,25	5.227	3.644	1.583	69,7

Tab. A8.1b: Berechnung der ideellen Faser- und Rovingspannungen.

Anhang A-9: Rissentwicklung bei kombinierter Bewehrung



Tab. A9.1: In den Versuchen festgestellte maximale Rissbreiten allgemein (oben) und im Bereich bis 0,5 mm (unten) für den Fasergehalt 1,50 % und unterschiedliche Textilbewehrungsgrade.

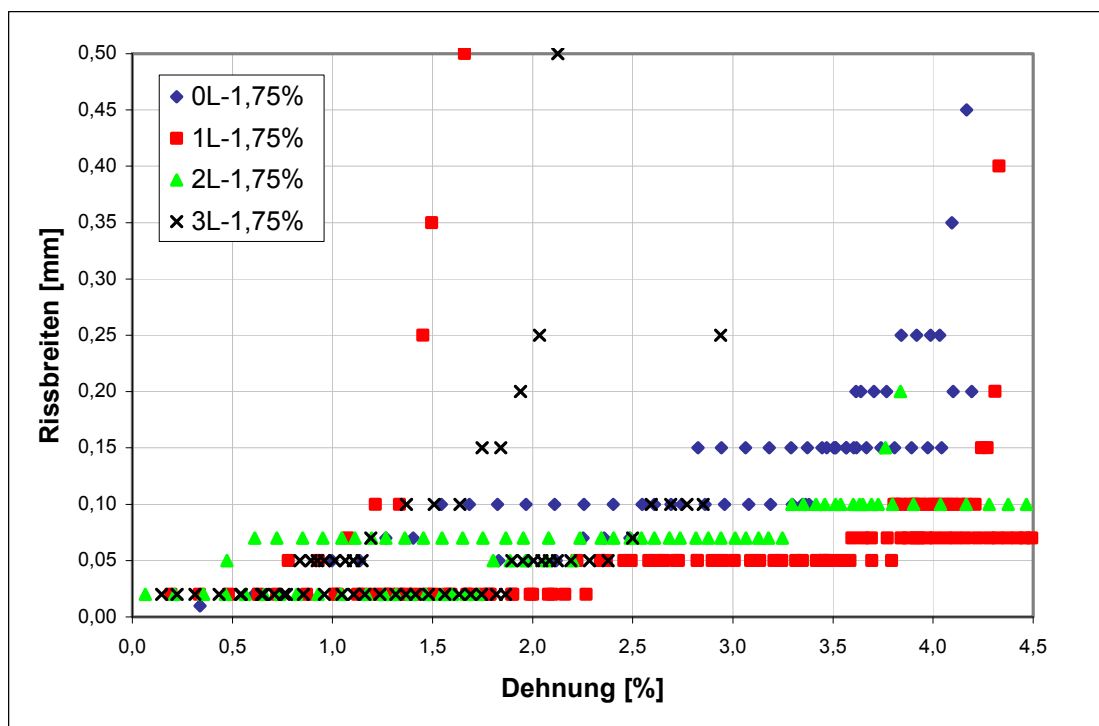
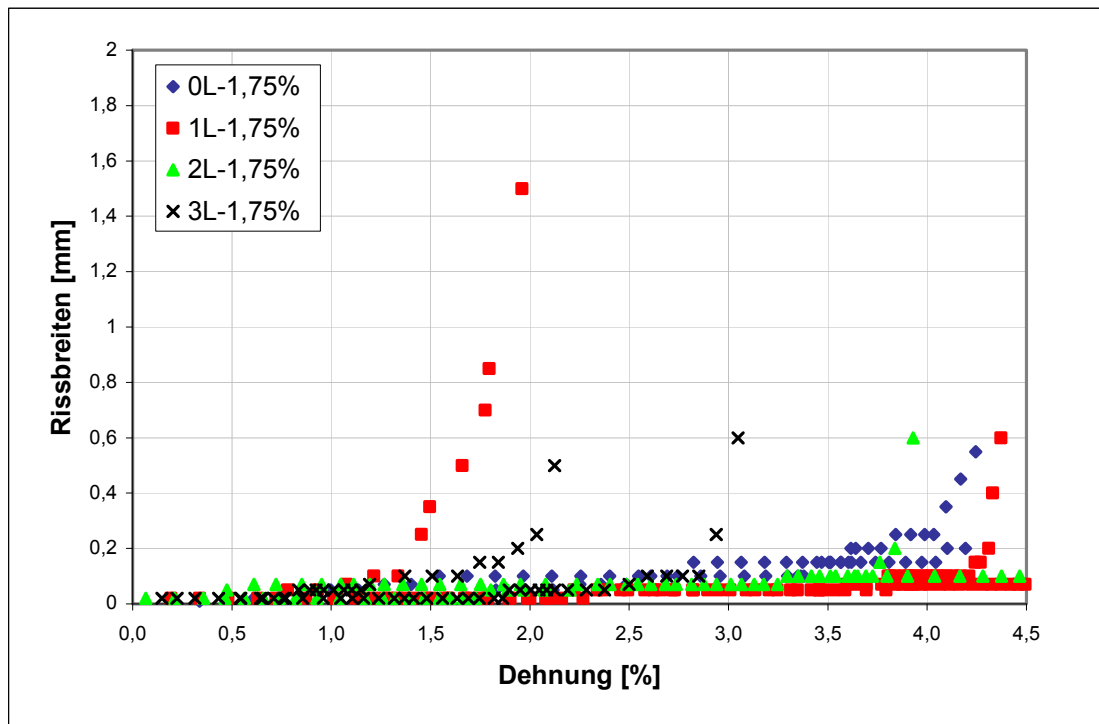


Abb. A9.2: In den Versuchen festgestellte maximale Rissbreiten allgemein (oben) und im Bereich bis 0,5 mm (unten) für den Fasergehalt 1,75 % und unterschiedliche Textilbewehrungsgrade.

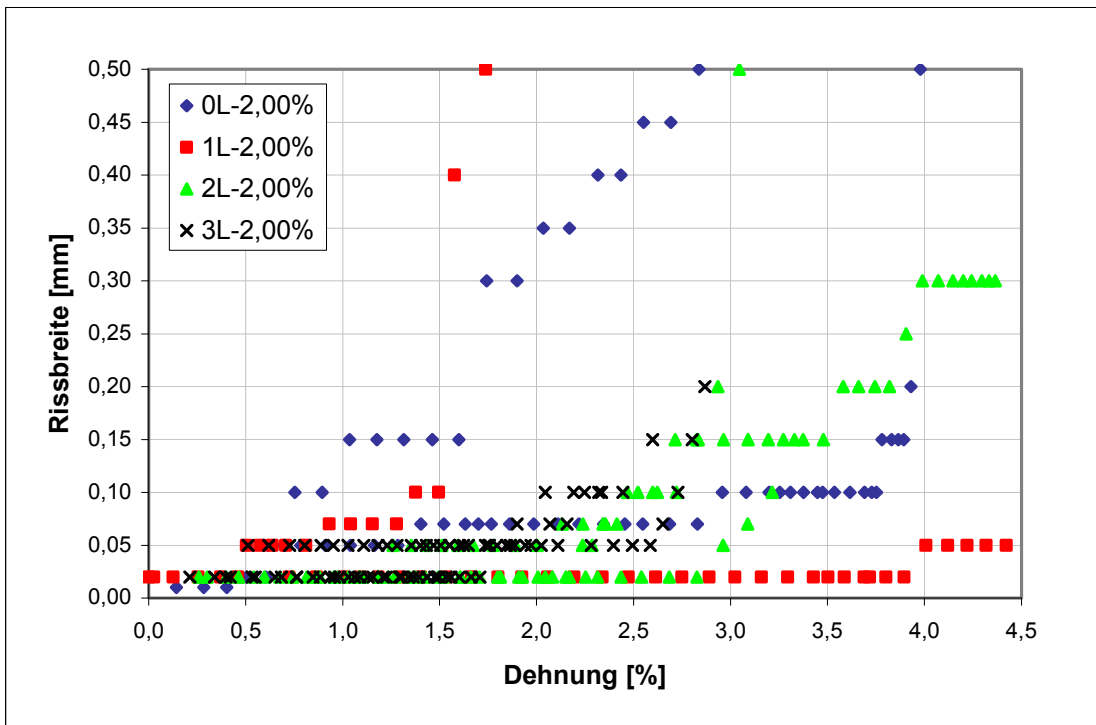
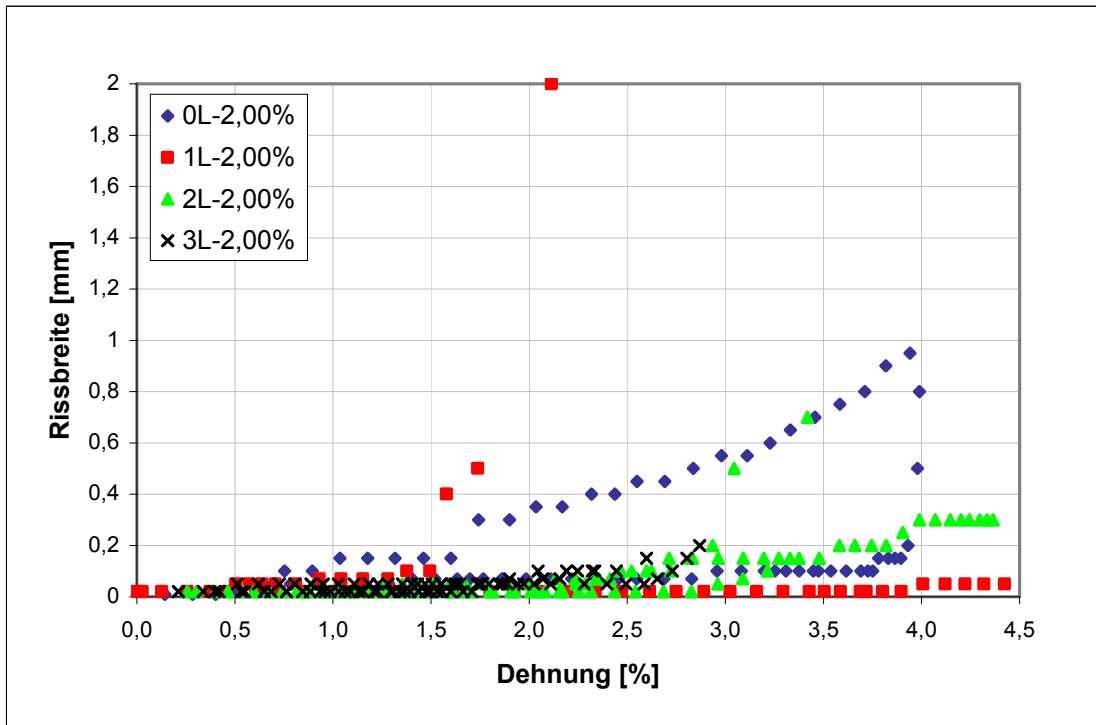


Abb. A9.3: In den Versuchen festgestellte maximale Rissbreiten allgemein (oben) und im Bereich bis 0,5 mm (unten) für den Fasergehalt 2,00 % und unterschiedliche Textilbewehrungsgrade.

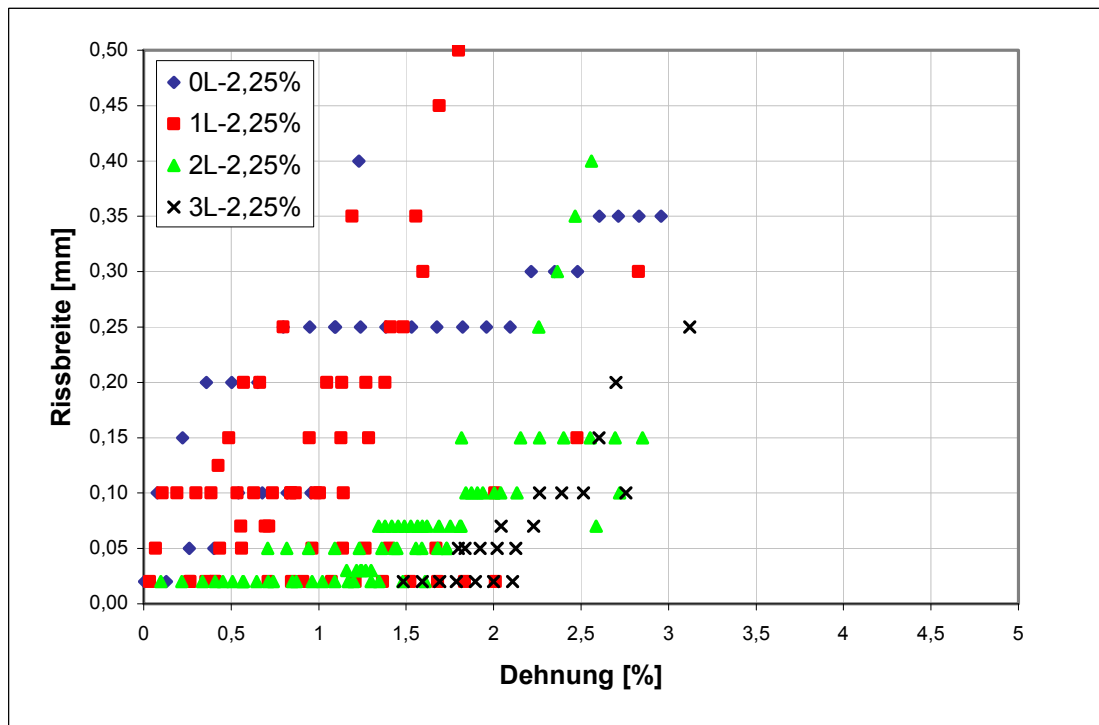
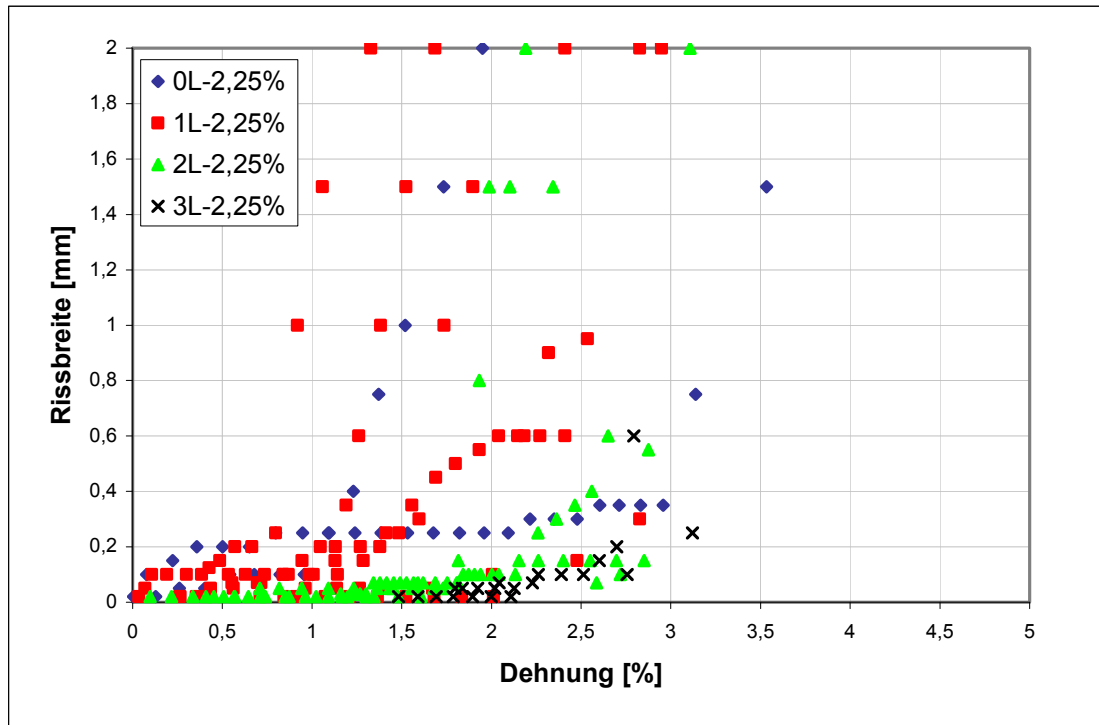


Abb. A9.4: In den Versuchen festgestellte maximale Rissbreiten allgemein (oben) und im Bereich bis 0,5 mm (unten) für den Fasergehalt 2,25 % und unterschiedliche Textilbewehrungsgrade

Anhang A-10: Dauerstandversuch

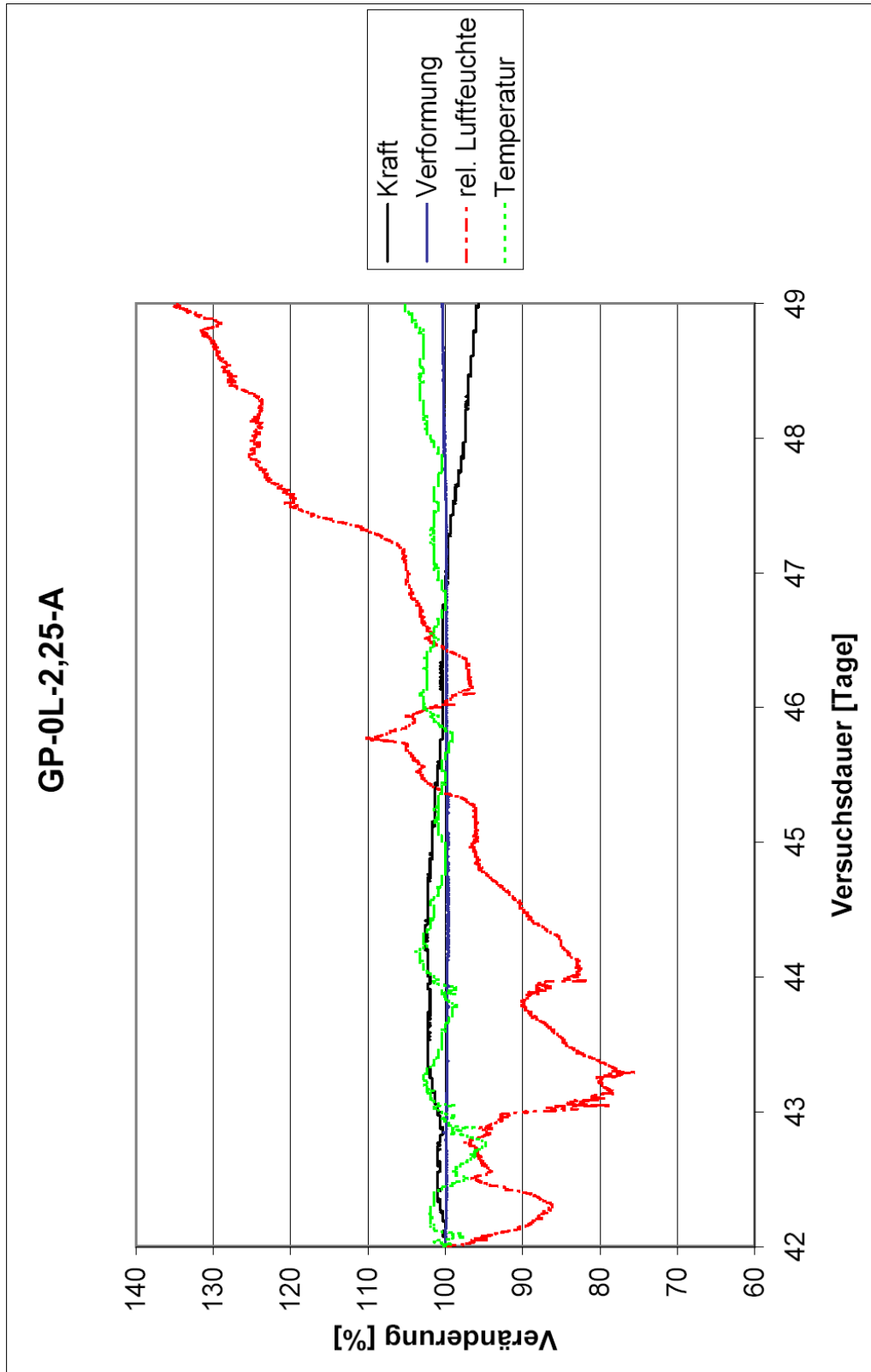


Abb. A10.1: Darstellung der Klimadaten und der für den Probekörper GP-0L-2,25-A gemessenen Spannungen und Dehnungen im Messbereich bezogen auf die Startwerte bei Versuchsbeginn. Startwerte: $\sigma = 3,01 \text{ N/mm}^2$; $\varepsilon = 0,50 \text{ \%}$; Temperatur $24,4^\circ\text{C}$; relative Luftfeuchte $26,8 \text{ \%}$.

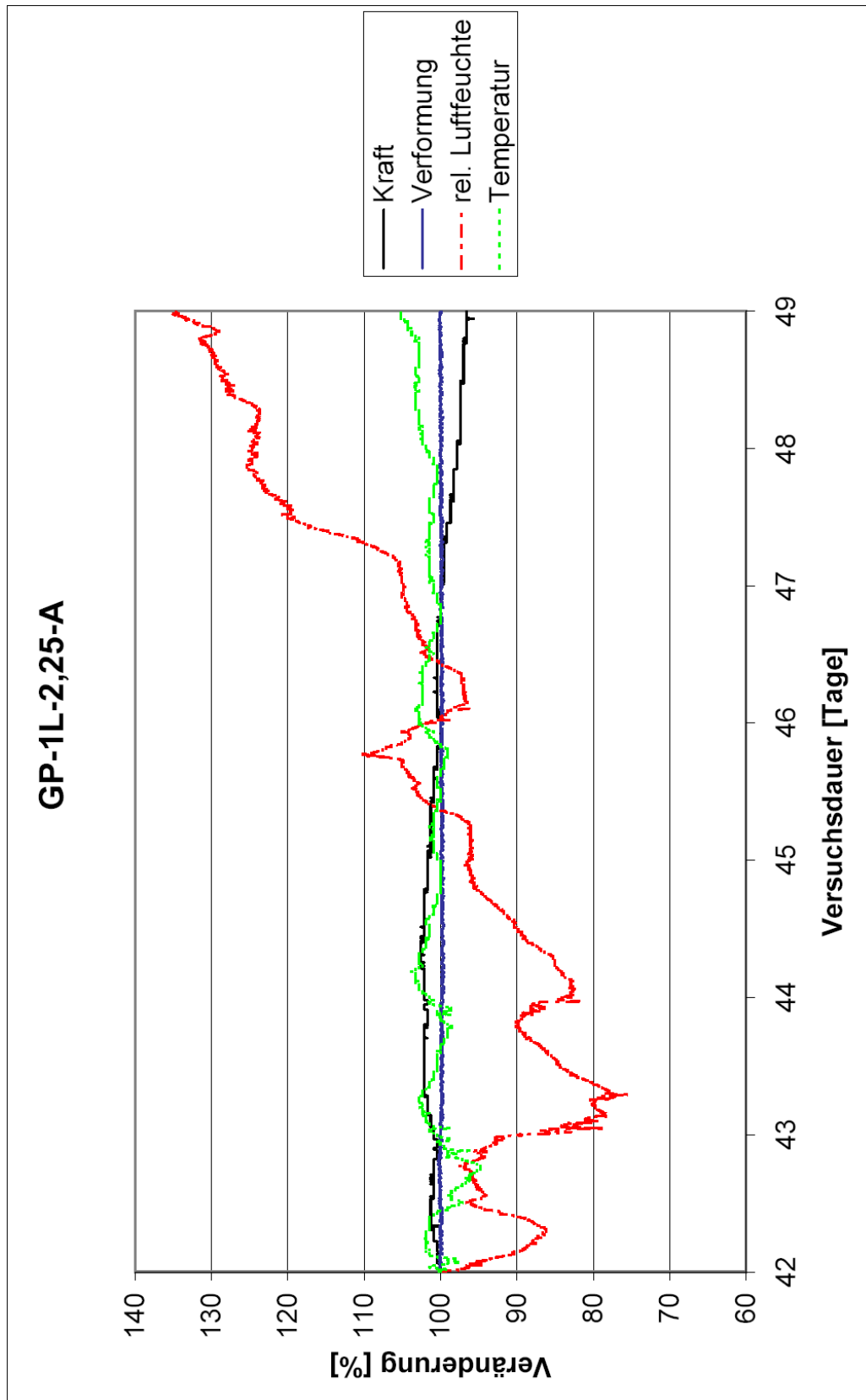


Abb. A10.2: Darstellung der Klimadaten und der für den Probekörper GP-1L-2,25-A gemessenen Spannungen und Dehnungen im Messbereich bezogen auf die Startwerte bei Versuchsbeginn. Startwerte: $\sigma = 2,61 \text{ N/mm}^2$; $\varepsilon = 0,47 \text{ \%$; Temperatur $24,4^\circ\text{C}$; relative Luftfeuchte $26,8 \text{ \%$.

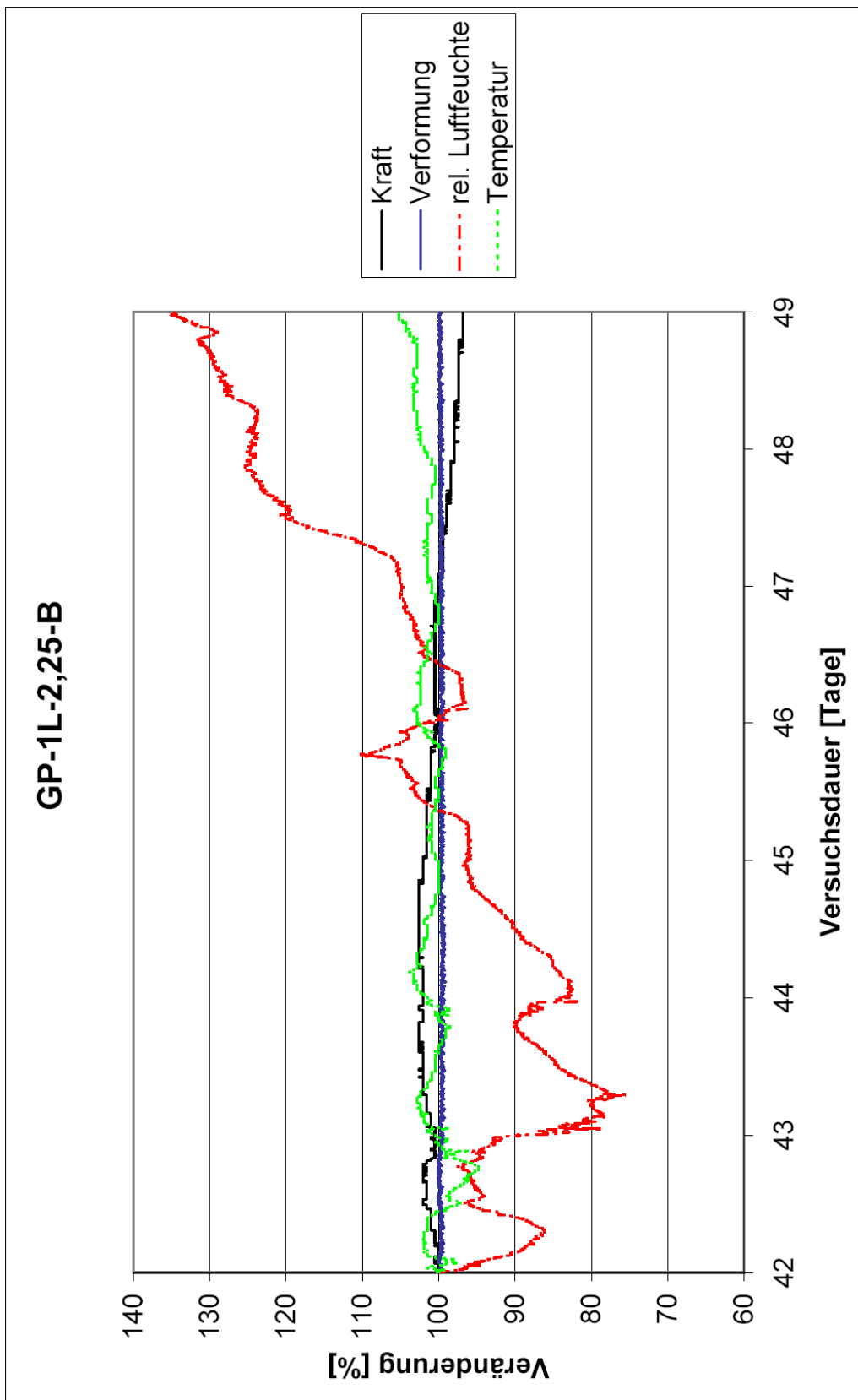


Abb. A10.3: Darstellung der Klimadaten und der für den Probekörper GP-1L-2,25-B gemessenen Spannungen und Dehnungen im Messbereich bezogen auf die Startwerte bei Versuchsbeginn. Startwerte: $\sigma = 2,29 \text{ N/mm}^2$; $\varepsilon = 0,60 \text{ \%}$; Temperatur $24,4^\circ\text{C}$; relative Luftfeuchte $26,8 \text{ \%}$.

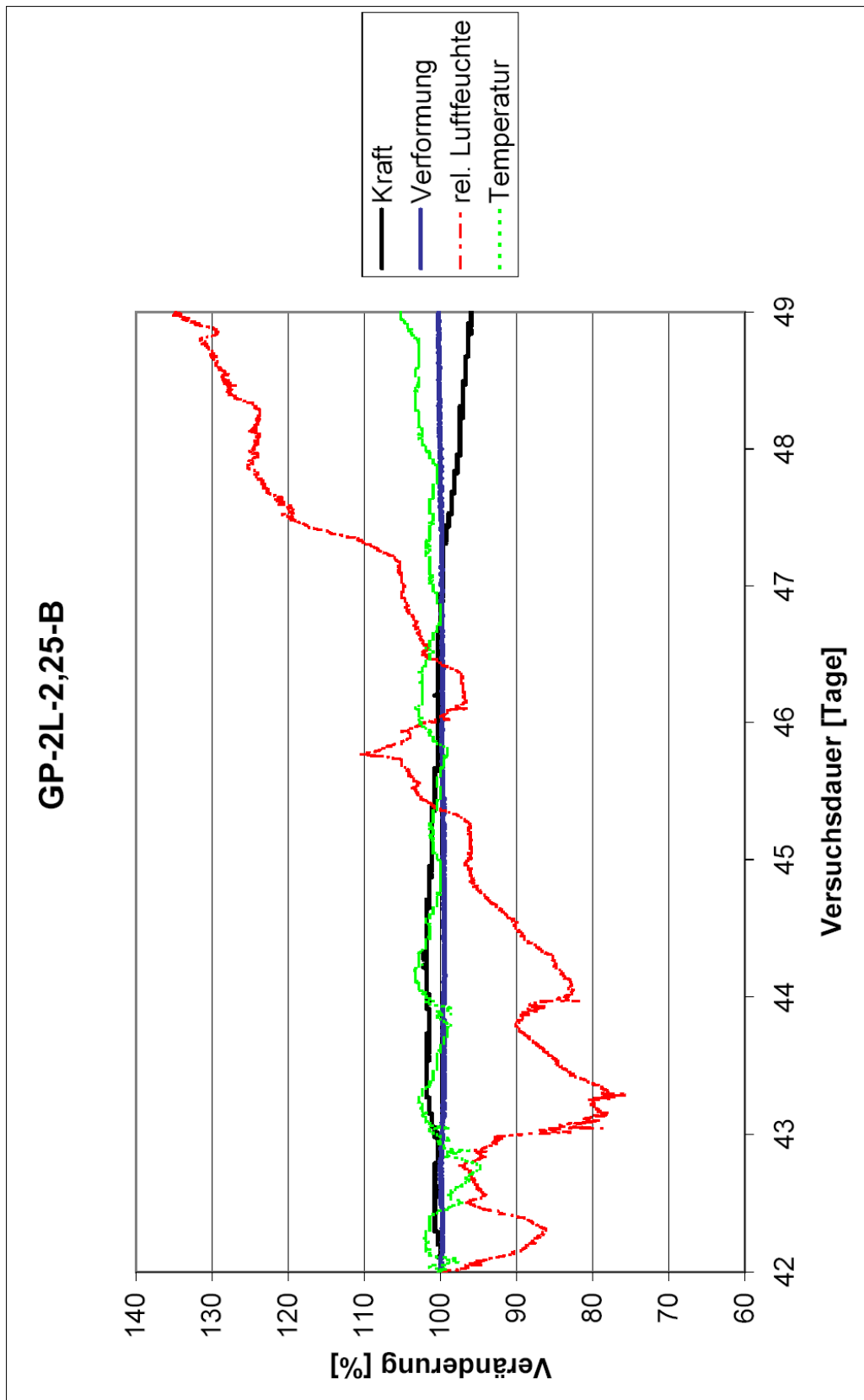


Abb. A10.4: Darstellung der Klimadaten und der für den Probekörper GP-2L-2,25-A gemessenen Spannungen und Dehnungen im Messbereich bezogen auf die Startwerte bei Versuchsbeginn. Startwerte: $\sigma = 3,64 \text{ N/mm}^2$; $\varepsilon = 0,53 \text{ \%}$; Temperatur $24,4^\circ\text{C}$; relative Luftfeuchte $26,8 \text{ \%}$.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Simone Korb, geb. Schreier
Geburtsdatum: 16. April 1981
Geburtsort: Ottweiler
Familienstand: verheiratet
Staatsangehörigkeit: deutsch

Beruflicher Werdegang

seit 09/2009: Tragwerksplanerin bei „SBS-Ingenieure, Ingenieurgesellschaft für das Bauwesen mbH“, Saarlouis/Kaiserslautern
09/2005 – 08/2007: Wissenschaftliche Mitarbeiterin im Fachgebiet Massivbau und Baukonstruktion der Technischen Universität Kaiserslautern bei Prof. Dr.-Ing. J. Schnell

Hochschulausbildung

08/2005 – 03/2010 Promotionsstudium an der Technischen Universität Kaiserslautern, Fachgebiet Massivbau und Baukonstruktion
06/2006 – 05/2009 Promotionsstipendium der Friedrich-Ebert-Stiftung
10/2000 – 07/2005 Studium des Bauingenieurwesens an der Technischen Universität Kaiserslautern, Vertiefungsfächer Massivbau, Stahlbau, Statik
Diplomarbeit im Fach Massivbau: „Lebensdauerprognose und Entwurf eines Monitoring-Programms für eine gefugte Flugbetriebsfläche aus Beton“
12/2002 – 06/2005: Wissenschaftliche Hilfskraft am Fachgebiet Massivbau und Baukonstruktion bei Prof. Dr.-Ing. J. Schnell

Schulbildung

06/2000 Abitur am Gymnasium Wendalinum in Sankt Wendel