

Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton

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

vorgelegt von

Stefan Voss

aus

Thuine

Berichter: Universitätsprofessor Dr.-Ing. Josef Hegger
 Universitätsprofessor Dr.-Ing. Manfred Curbach

Tag der mündlichen Prüfung: 16.05.2008

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Hochschulbibliothek online verfügbar.

STEFAN VOSS

**Ingenieurmodelle zum Trag-
verhalten von textilbewehrtem
Beton**

INHALTSVERZEICHNIS

Einheiten und Bezeichnungen

1 EINLEITUNG	1
1.1 Veranlassung.....	1
1.2 Zielsetzung und Inhalt der Arbeit.....	2
2 STAND DER ERKENNTNISSE	4
2.1 Allgemeines.....	4
2.2 Textile Bewehrung.....	4
2.2.1 Fasermaterialien und Filamenteigenschaften	4
2.2.2 Rovings und Garne	9
2.2.3 Textile Strukturen.....	11
2.2.4 Dreidimensionale Gelege als Betonbewehrung	15
2.2.5 Getränkte textile Bewehrungen.....	16
2.2.6 Mechanische Eigenschaften der Rovings	18
2.3 Feinbetonmatrix.....	22
2.4 Experimentelle Untersuchungen am Verbundwerkstoff Textilbeton	23
2.4.1 Allgemeines	23
2.4.2 Pull-out-Versuche am Filament.....	23
2.4.3 Pull-out-Versuche am Roving	25
2.4.4 Dehnkörperversuche.....	26
2.4.5 Biegeversuche	34
2.4.6 Querkraftversuche	35
2.5 Analytische und numerische Modellierung des Zugtragverhaltens.....	37
2.5.1 Allgemeines	37
2.5.2 Modelle der Mikroebene	38
2.5.3 Modelle der Mesoebene	39
2.5.4 Modelle der Makroebene	44
2.6 Modelle zur Biegetragfähigkeit	45
2.7 Modelle zur Querkrafttragfähigkeit.....	46
2.7.1 Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen ohne Querkraftbewehrung	46
2.7.2 Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen mit Querkraftbewehrung	47
2.8 Dauerhaftigkeit textiler Bewehrungen in zementgebundener Matrix.....	49
2.9 Dauerstandfestigkeit.....	50
2.10 Brandverhalten.....	50
2.11 Herstellverfahren.....	51
2.11.1 Allgemeines	51
2.11.2 Gießen	52
2.11.3 Laminieren	52
2.11.4 Spritzen.....	52
2.12 Zusammenfassung zum Stand der Erkenntnisse und offene Fragen.....	52

3 CHARAKTERISIERUNG DER VERWENDETEN MATERIALIEN	55
3.1 Feinbeton	55
3.2 Textile Bewehrung.....	58
4 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNG DES ZUGTRAGVERHALTENS	60
4.1 Einaxiale Zugbeanspruchung - Dehnkörperversuche.....	60
4.1.1 Allgemeines	60
4.1.2 Geometrie, Herstellung und Lagerung der Versuchskörper	60
4.1.3 Messtechnik	62
4.1.4 Versuchsdurchführung	66
4.1.5 Vergleich der Ergebnisse mit Dehnkörper Typ I und Typ II.....	66
4.1.6 Versuchsmatrix	68
4.1.7 Versuchsergebnisse mit Einzelrovings (Dehnkörper Typ II).....	69
4.1.8 Versuchsergebnisse mit textilen Gelegen (Dehnkörper Typ I)	72
4.1.9 Einfluss der Bewehrungsorientierung	81
4.1.10 Einfluss zyklischer Beanspruchung - Low cycle fatigue	86
4.1.11 Tragverhalten von getränkten Textilien	93
4.1.12 Einfluss der Herstelltechnik.....	95
4.1.13 Zusammenfassung der Ergebnisse der Dehnkörperversuche	96
4.2 Zweiaxiale Zugbeanspruchung – Scheibenversuche	98
4.2.1 Allgemeines	98
4.2.2 Versuchsstand für zweiaxiale Spannungszustände	99
4.2.3 Versuchskörpergeometrie und -herstellung	101
4.2.4 Versuchsdurchführung und Messtechnik	103
4.2.5 Versuchsprogramm.....	104
4.2.6 Untersuchungen zur Lasteintragung	105
4.2.7 Versuche an unbewehrten Scheiben	108
4.2.8 Versuche an bewehrten Scheiben	109
4.2.9 Zusammenfassung der Scheibenversuche	118
5 ANALYSEN ZUM ZUGTRAGVERHALTEN	120
5.1 Allgemeines	120
5.2 Finite-Elemente Berechnungen mit dem Two-Subroving-Model.....	120
5.2.1 Finite-Elemente Modell	120
5.2.2 Kalibrierung der Modellparameter	123
5.2.3 Ermittlung der Lasteintragungslängen für AR-Glasgelege	127
5.2.4 Untersuchung zum Verankerungsversagen bei Carbongelegen	128
5.2.5 Untersuchung zum Versagen der Randfilamente	131
5.3 Anwendbarkeit analytischer Modelle	133
5.3.1 Allgemeines	133
5.3.2 Modell von JESSE	134
5.3.3 Modell von MOLTER	135
5.4 Eigenes analytisches Modell	136

5.4.1	Vorüberlegungen	136
5.4.2	Zustand I (Bereich A-B)	137
5.4.3	Zustand II a (Bereich B-C)	138
5.4.4	Zustand IIb (Bereich C-D)	139
5.5	Zusammenfassung	141
6	TRAGVERHALTEN UNTER BIEGEBEANSPRUCHUNG	142
6.1	Allgemeines	142
6.2	Versuchsbeschreibung	142
6.2.1	Geometrie und Herstellung der Versuchskörper	142
6.2.2	Versuchsdurchführung und Messtechnik	143
6.3	Ergebnisse	144
6.3.1	Berechnung der Textilspannungen	144
6.3.2	Effekte der Biegebeanspruchung und des Bewehrungsgrades	145
6.3.3	Auswirkung zusätzlicher Längskräfte	150
6.3.4	Auswirkung zyklischer Beanspruchung (Low cycle fatigue)	151
6.4	Zusammenfassung der Biegeversuche	152
7	UNTERSUCHUNGEN ZUM QUERKRAFTTRAGVERHALTEN	153
7.1	Allgemeines	153
7.2	Beschreibung der Querkraftversuche	153
7.3	Versuchsmatrix	154
7.4	Ergebnisse	155
7.4.1	Versuche ohne Querkraftbewehrung	155
7.4.2	Versuche an Balken mit Querkraftbewehrung	159
7.5	Zusammenfassung der Querkraftversuche	166
8	ENTWICKLUNG VON INGENIEURMODELLEN	167
8.1	Allgemeines	167
8.2	Ingenieurmodell für die Berechnung der Zugtragfähigkeit	167
8.3	Ingenieurmodell für die Berechnung der Biegetragfähigkeit	170
8.4	Querkrafttragfähigkeit	173
8.4.1	Allgemeines	173
8.4.2	Querkrafttragfähigkeit ohne Querkraftbewehrung	173
8.4.3	Querkrafttragfähigkeit mit Querkraftbewehrung	176
8.4.4	Umformung zu einem baupraktischen Ingenieurmodell	177
9	ANWENDUNGSBEISPIELE	179
9.1	Allgemeines	179
9.2	Fassaden	179
9.3	Rautenfachwerksystem	180
9.4	Hohlkastenförmiges Deckenelement eines Systemhauses	183
9.5	Tonnenschale	185

10	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....	187
11	LITERATUR.....	191

ANHANG

A 1	ÜBERSICHT TEXTILE GELEGE.....	A-1
A 2	ÜBERSICHT DEHNKÖRPERVERSUCHE TYP I.....	A-7
A 3	KLEINFORMATIGE BIEGEVERSUCHE.....	A-11
A 4	FILT-TEST AN DEHNKÖRPERTEILSTÜCKEN.....	A-13
A 5	ESPI-MESSUNGEN WÄHREND ZYKLISCHER LASTWECHSEL.....	A-15
A 6	SCHEIBENVERSUCHE.....	A-18
A 7	ÜBERSICHT BIEGEVERSUCHE.....	A-19
A 8	ÜBERSICHT QUERKRAFTVERSUCHE.....	A-23
A 9	ERGEBNISSE DER PHOTOGRAMMETRIE-MESSUNGEN BEI SCHEIBENVERSUCHEN MIT SCHIEFWINKLIGER BEWEHRUNGSFÜHRUNG.....	A-25

Einheiten und Bezeichnungen

Nachfolgend sind die wichtigsten in dieser Arbeit verwendeten Einheiten und Formelzeichen aufgeführt. Nicht verzeichnete Symbole werden im Text näher erläutert.

Einheiten:

Kräfte, Lasten:	N, kN, kN/m, kN/m ²
Momente:	kNcm
Spannungen:	N/mm ² , kN/mm ²
Längen:	μm, mm, cm, m, Zoll
Flächen:	mm ² , mm ² /m, cm ² /m
Winkel:	°, rad
Dichte:	g/cm ³ , kg/m ³
Rovingfeinheit (Titer):	tex = g/km
Temperatur:	°C
Geschwindigkeit:	mm/min

Bezeichnungen:

Große lateinische Buchstaben:

A	Querschnittsfläche, Fläche allgemein
A_R	Querschnittsfläche eines Rovings
A_t	Querschnittsfläche der textilen Bewehrung
$A_{t,Kett}$	Querschnittsfläche in Kettrichtung des textilen Geleges
$A_{t,Schuss}$	Querschnittsfläche in Schussrichtung des textilen Geleges
B	Breite
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
G_f	Bruchenergie
H	Höhe
L	Länge
T	Verbundfluss
U	Umfang, Umlenkkraft
U_{matrix}	Länge des Kontaktumfangs der Filamente zur Matrix
V	Volumenanteil, Querkraft
V_c	Betontraganteil
V_f	Fachwerkanteil, Faservolumengehalt

Kleine lateinische Buchstaben:

a	Auflagerabstand
b	Breite
$b_{s,eff}$	effektive Stegbreite
b_w	Stegbreite
d	Dicke, statische Nutzhöhe
e_{tc}	Effektivitätsfaktor
f_{ck}	Betondruckfestigkeit
f_{ct}	Betonzugfestigkeit
f_{fil}	Filamentzugfestigkeit
f_t	Textilzugfestigkeit
f_{yk}	Zugfestigkeit von Betonstahl an der Streckgrenze
k	Faktor allgemein
k_b	Bündelfaktor
k_{fl}	Beiwert für Tragfähigkeitszuwachs unter Biegebeanspruchung
k_R	Faktor für Spannungsanstieg im Zustand IIa
k_{st}	Faktor für Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb
$k_{0,\alpha}$	Faktor für schiefwinklige Bewehrungsführung
k_1	Fasereffektivität
k_2	Faktor für zweiachiale Beanspruchung
l	Länge allgemein
l_{ch}	charakteristische Länge
l_E	Länge des Lasteinleitungsbereichs
l_v	Eintragungslänge
l_0	Verankerungslänge
n	Anzahl, Lastwechselzahl
q	Verbundqualität
s	Schlupf, Standardabweichung
s_r	Rissabstand
s_{rm}	mittlerer Rissabstand
v	Verformungsgeschwindigkeit, Verschiebung
w	Rissbreite
z	innerer Hebelarm

Griechische Buchstaben:

α	Winkel zwischen Bewehrung und Zugrichtung, Beiwert für Dauerlast
α_c	Abminderungsbeiwert für Betondruckstreben­tragfähigkeit
β	Faktor für Schub­schlankheit
β_r	Schub­riss­winkel
β_1	Faktor für Verbundeigenschaften

β_2	Faktor für Lastdauer
ε	Dehnung
ε_c	mittlere Dehnung des Verbundquerschnitts
ε_{c2}	mittlere Dehnung des Verbundquerschnitts quer zur Hauptbeanspruchungsrichtung
$\varepsilon_{fil,u}$	Filamentbruchdehnung
ε_{mu}	Matrixbruchdehnung
$\Delta\varepsilon_{pl}$	Dehnungszuwachs bei zyklischer Beanspruchung
η	Flächenanteil der inneren Filamente am Rovingquerschnitt
φ	Kriechbeiwert
κ	Krümmung
κ_f	Abminderungsbeiwert für Betontraganteil
ν	Querdehnzahl
ρ	geometrischer Bewehrungsgrad, Rohdichte
ρ_l^*	steifigkeitsbezogener Längsbewehrungsgrad
σ	Spannung
σ_{cr}	Erstrissspannung
σ_{c1}	Betonspannung in Hauptbeanspruchungsrichtung
σ_{c2}	Betonspannung in Querrichtung
σ_{tex}	mittlere Filamentspannung der textilen Bewehrung
σ_{tex1}	mittlere Filamentspannung der textilen Bewehrung in Hauptbeanspruchungsrichtung bei zweiachsialer Belastung
σ_o	Oberspannung
σ_u	Unterspannung
σ_x	Betonspannung in Bauteillängsrichtung
$\Delta\sigma$	Spannungsamplitude
τ	Verbundspannung
ω	Querkraftbewehrungsgrad
ω_E	steifigkeitsbezogener Querkraftbewehrungsgrad
$\omega_{w,ct}$	mechanischer Querkraftbewehrungsgrad

Indizes:

<i>a</i>	äußere Filamente
<i>c</i>	Beton
<i>calc</i>	rechnerisch
<i>cr</i>	Riss, Erstrissbildung
<i>cycl</i>	zyklische Beanspruchung
<i>eff</i>	effektiv, wirksam
<i>exp</i>	experimentell
<i>f</i>	Faser, Durchbiegung
<i>fil</i>	Filament

<i>fl</i>	Biegung
<i>g</i>	Garn
<i>i</i>	innere Filamente
<i>l</i>	bezogen auf die Längsrichtung
<i>m</i>	Mittelwert
<i>matrix</i>	Matrix
<i>max</i>	Maximalwert
<i>rov</i>	Roving
<i>res</i>	resultierend
<i>tex</i>	bezogen auf den gesamten Textilquerschnitt
<i>t</i>	Textil, Zug
<i>u</i>	Bruchzustand
<i>w</i>	Querkraftbewehrung

1 Einleitung

1.1 Veranlassung

In der gegenwärtigen Architektur ist ein Trend zu immer schlankeren Tragstrukturen mit hochwertiger Materialität unverkennbar, der die Anforderungen an die Konstruktionswerkstoffe stetig steigert und eine kontinuierliche Weiterentwicklung und Verbesserung ihrer Eigenschaften erfordert. Anstelle der Betonstahlbewehrung werden vermehrt nichtmetallische, hochzugfeste Bewehrungsmaterialien eingesetzt, die dem Baustoff Beton neue Einsatzgebiete erschließen. Neben der Verwendung von Bewehrungsstäben aus Faserverbundkunststoffen und dem Einsatz von Kurzfasern aus alkali-resistentem (AR-) Glas ermöglichen die Entwicklungen in der Textiltechnik die Produktion von Bewehrungsstrukturen aus langfaserigen Garnen (*Rovings*), bestehend aus mehreren hundert oder Tausenden Einzelfasern (*Filamente*). Der *textilbewehrte Beton* ist ein Verbundwerkstoff aus einer Feinbetonmatrix mit einer kraftgerichteten textilen Bewehrung vorwiegend aus AR-Glasfaser- und Carbongelelagen. Aufgrund ihrer Materialeigenschaften und Struktur vereint die textile Bewehrung den Vorteil der Korrosionsbeständigkeit mit einer effektiven und wirtschaftlichen Bewehrungsanordnung.

Für die Bemessung von textilbewehrten Betonbauteilen sind die aus dem Stahlbetonbau bekannten Modelle nicht ohne Weiteres übertragbar, da das Tragverhalten aufgrund der unterschiedlichen Material- und Verbundeigenschaften abweicht. Ebenso sind die Fragen der Dauerhaftigkeit, insbesondere der überwiegend verwendeten AR-Glasfasern, nicht von vornherein geklärt. Zudem erfordert der praktische und wirtschaftliche Einsatz der textilen Bewehrungen eine Weiterentwicklung der Textil- und Betontechnik sowie der Produktionsprozesse, um das technische und ökonomische Potenzial dieses Verbundwerkstoffes voll auszuschöpfen. Zur Erforschung der Grundlagen des textilbewehrten Betons hat die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) deshalb im Jahr 1999 zwei Sonderforschungsbereiche eingerichtet. Im SFB 528 an der TU Dresden werden die Möglichkeiten zur Verstärkung und Instandsetzung bestehender Bauteile mit Textilbeton untersucht, während im SFB 532 an der RWTH Aachen die Grundlagen für den Einsatz in neuen Bauteilen geschaffen werden.

Die wesentlichen Einflussgrößen auf das Tragverhalten von textilbewehrtem Beton unter Biege- und Normalkraftbeanspruchung sind aus mehreren Forschungsarbeiten grundsätzlich bekannt. Eine zusammenfassende Darstellung befindet sich in /Ril06/. Bestehende Untersuchungen ergaben einen signifikanten Einfluss der Querschnittsform der Rovings, einer Textiltränkung und der Faserorientierung auf die Zug- und Biegetragfähigkeit, während die Schlichte und die Feinbetoneigenschaften keinen nennenswerten Einfluss auf die Verbundeigenschaften der Bewehrung hatten /Mol01/. Querkraftversuche ließen eine starke Abhängigkeit der Querkrafttragfähigkeit vom Schubbewehrungsgrad und dem Bewehrungsmaterial erkennen /Mol05/.

Mit den Ergebnissen der bekannten Untersuchungen wurden erste mechanische Modelle entwickelt, die das Tragverhalten der jeweiligen Materialien unter einer Normalkraft-, Biege- und Querkraftbeanspruchung zufrieden stellend abbilden.

Die bisherigen Untersuchungen wurden vorwiegend mit einer begrenzten Auswahl textiler Bewehrungen aus AR-Glasfasern durchgeführt. Es fehlen systematische Untersuchungen mit Carbongelelagen und unter Variation der verschiedenen Bindungstypen. Weiterhin sind bisher keine gezielten Untersuchungen zum Tragverhalten unter zyklischer Belastung bekannt. Es ist zu erwarten, dass zyklische Beanspruchungen ebenso wie bei Spannbeton- und Stahlbetonbauteilen zu einer Abnahme der Verbundsteifigkeit führen /Heg97, Wil97/ und damit größere Rissbreiten und Verformungen erzeugen. Weiterhin kann eine die Bauteiltragfähigkeit beeinflussende Schädigung der Filamente nicht ausgeschlossen werden.

Zweiachiale Spannungszustände stellen in üblichen Bauteilen keine Seltenheit sondern eher den Regelfall dar. Sie beeinflussen das Tragverhalten besonders in Schalentragwerken, die aufgrund ihrer Tragwirkung ein großes potenzielles Anwendungsfeld für dünnwandige Querschnitte aus textilbewehrtem Beton darstellen. Bisher fehlen allerdings Untersuchungen an textilbewehrten Elementen mit zweiachialer Beanspruchung, obwohl besonders Querkzugspannungen aufgrund der möglichen bidirektionalen Rissbildung einen signifikanten Effekt auf das Tragverhalten erwarten lassen. Eine praxisrelevante Erweiterung stellt die Kombination zweiachialer Belastungszustände mit schiefwinkliger Bewehrungsführung dar.

Aus Untersuchungen aus dem Stahlbetonbau ist bekannt, dass die Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen ohne Querkraftbewehrung maßgeblich durch Art und Menge der Längsbewehrung beeinflusst wird. Systematische Untersuchungen mit verschiedenen textilen Längsbewehrungen liegen bisher aber nicht vor. Ebenso wurden bisher keine Versuche mit einer kombinierten Beanspruchung aus Normalkraft und Querkraft an Textilbetonbauteilen durchgeführt.

Die bisher entwickelten Berechnungsmodelle für textilbewehrte Elemente verwenden Materialkennwerte für die textile Bewehrung, die in Zugversuchen am Roving ermittelt wurden. Neuere Untersuchungen zeigen allerdings, dass die Ergebnisse dieser Versuche von einer Vielzahl unterschiedlicher Faktoren abhängen /Han05, Chu07/, so dass sie für die Ermittlung bemessungsrelevanter Kennwerte ungeeignet erscheinen.

1.2 Zielsetzung und Inhalt der Arbeit

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung von Ingenieurmodellen, die das Tragverhalten textilbewehrter Bauteile unter Zug-, Biege- und Querkraftbeanspruchung wirklichkeitsnah erfassen. Hierzu werden experimentelle und theoretische Untersuchungen vorgestellt, in denen die Einflüsse maßgeblicher Parameter der Materialeigenschaften und der Belastungssituation überprüft werden. Somit soll diese Arbeit

einen Beitrag leisten zur Entwicklung eines konsistenten Bemessungskonzeptes für textilbewehrte Elemente. Dieses stellt ein wesentliches Ziel der Untersuchungen im SFB 532 an der RWTH Aachen dar.

Vor der Darstellung der eigenen Untersuchungen und Ergebnisse wird in Kapitel 2 ein allgemeiner Überblick über die Werkstoffeigenschaften der Komponenten des textilbewehrten Betons gegeben. Dort werden ebenso der Stand der Erkenntnisse zum Tragverhalten und die vorhandenen Bemessungsansätze vorgestellt.

In Kapitel 3 werden die Eigenschaften des in den eigenen Versuchen verwendeten Feinbetons und der verschiedenen textilen Bewehrungen beschrieben. In den Dehnkörper- und Scheibenversuchen (Kapitel 4) wird die Beeinflussung des Tragverhaltens durch die Eigenschaften der textilen Bewehrung, schiefwinklige Bewehrungsführung, zyklische Belastung und zweiachiale Spannungszustände untersucht. In der anschließenden Analyse des Zugtragverhaltens folgen numerische Untersuchungen mit dem Two-Subroving-Model /Bru07a/ und es wird die Anwendbarkeit analytischer Modelle überprüft. Die Ergebnisse fließen in einen eigenen analytischen Ansatz zur Beschreibung des Zugtragverhaltens textilbewehrter Elemente mit unterschiedlichen Bewehrungseigenschaften ein (Kapitel 5).

Die Auswirkungen der Bauteilkrümmung auf das Tragverhalten der textilen Bewehrung ist Gegenstand von Biegeversuchen mit unterschiedlichen textilen Gelegen. Ebenso werden in den Versuchen zusätzliche Normalkräfte aufgebracht und zyklische Lastwechsel durchgeführt (Kapitel 6).

An Balken ohne und mit Stegbewehrung wird das Querkrafttragverhalten untersucht. Dabei wird neben dem Längsbewehrungsgrad und der Schubslankheit die Art und Menge der Querkraftbewehrung variiert. Die Versuche und die maßgeblichen Tragmechanismen werden in Kapitel 7 beschrieben.

Die auf Basis der eigenen Untersuchungen entwickelten Ingenieurmodelle zur Berechnung der Tragfähigkeit textilbewehrter Bauteile unter Zug-, Biege- und Querkraftbeanspruchung werden in Kapitel 8 vorgestellt. In Kapitel 9 folgen einige typische Anwendungen für Textilbetonbauteile. Abschließend werden die Untersuchungen zusammengefasst und der weitere Forschungsbedarf zur vollständigen Entwicklung eines konsistenten Bemessungskonzeptes dargestellt.

2 Stand der Erkenntnisse

2.1 Allgemeines

Seit etwa einem Jahrzehnt wird in Deutschland intensiv auf dem Gebiet des textilbewehrten Betons geforscht /SFB1709/, /SFB1706/. Neben der grundlegenden Untersuchung der Materialeigenschaften und des Tragverhaltens werden die Entwicklung von Produktionsverfahren und die prototypische praktische Anwendung betrieben. Der Sachstand zu Beginn dieser systematischen Untersuchungen ist in /Cur98/ zusammengefasst. Den Stand der Forschung bis zum Jahr 2005 gibt der State-of-the-Art Report des RILEM Technical Committee 201-TRC /Ril06/ wider.

In diesem Kapitel wird der Kenntnisstand über die wichtigsten Werkstoffeigenschaften sowie vorhandene Berechnungsmodelle und für die praktische Anwendung relevante Erkenntnisse zur Dauerhaftigkeit, dem Brandverhalten und der Produktionstechnik zusammenfassend dargestellt.

2.2 Textile Bewehrung

2.2.1 Fasermaterialien und Filamenteigenschaften

Fasern zeichnen sich durch den im Vergleich zu ihrer Länge geringen Durchmesser aus. Grundsätzlich können Fasern in die Gruppen Naturfasern und Chemiefasern unterteilt werden. Naturfasern werden weiter unterschieden in tierische, pflanzliche und mineralische Fasern. Pflanzliche Fasern werden auch heute noch als Verstärkungsmaterialien eingesetzt. Neben der altbekannten Verwendung von Stroh im Lehm- und Ziegelbau werden beispielsweise Sisalfasern für die industrielle Produktion von Betondachsteinen verwendet /Sil06/. Die wohl bekannteste mineralische Naturfaser ist die Asbestfaser, die aufgrund ihrer Kanzerogenität allerdings nur noch in wenigen Ländern verarbeitet wird. Chemiefasern werden unterschieden in chemische Fasern aus natürlichen oder synthetischen Polymeren und aus anorganischen Rohstoffen. Die Eigenschaften der zur Verstärkung verwendeten Fasern haben einen großen Einfluss auf das Tragverhalten des Verbundwerkstoffes. Für die Verwendung im konstruktiven Ingenieurbau ergeben sich folgende grundlegende Anforderungen an das Bewehrungsmaterial /Ril06/:

- hohe Zugfestigkeit,
- hoher Elastizitätsmodul,
- ausreichend große Bruchdehnung,
- geringe Relaxation bei Dauerzugbeanspruchung,
- Medienbeständigkeit,
- Verarbeitbarkeit auf Textilmaschinen,
- geringe Kosten.

Materialien, die diese Anforderungen weitestgehend erfüllen, sind alkali-resistente (AR-) Glasfasern, Carbonfasern und Aramidfasern. Ihre Herstellung und Eigenschaften werden im Folgenden beschrieben.

2.2.1.1 AR-Glasfasern

Die Ausgangsmaterialien für die Herstellung von Glasfasern sind Quarzmehl, Kalkstein, Tongesteine und Colemanit. Das Gemenge wird bei einer Temperatur von etwa 1440 °C aufgeschmolzen. Über die Zusammensetzung des Ausgangsmaterials und weitere Additive werden verschiedene Glasfasertypen gesteuert. Den größten Marktanteil nehmen die E-Glasfasern ein, die beispielsweise in Faserverbundkunststoffen verwendet werden. Aufgrund ihrer geringen Beständigkeit in alkalischem Milieu eignen sie sich nicht für die Verwendung als Betonbewehrung. AR-Glas stellt einen Sondertypus dar und hat aufgrund eines hohen Zirkonoxidanteils eine gesteigerte Beständigkeit im alkalischen Milieu des Betons. Glasfasern werden hauptsächlich im Düsenziehverfahren hergestellt. Hierbei wird die Schmelze in einer Wanne bei 1200 °C gehalten. Den Boden der Wanne bildet ein Platinblech mit einer Vielzahl kleiner Öffnungen, aus denen die Glasfäden herausgezogen werden. Über die Ausziehgeschwindigkeit wird der Faserdurchmesser zwischen 13 und 27 µm eingestellt. Das Düsenziehverfahren eignet sich besonders zur Herstellung von Endlosfasern. Glasstapelfasern werden im Düsenblasverfahren hergestellt /Zor03/. Nach dem Ausziehvorgang schließt sich ein extrem kurzer Abkühlvorgang an, durch den die Kristallisation unterbunden und der Glaszustand erreicht wird, welcher als ein eingefrorener Zustand einer unterkühlten und somit erstarrten Flüssigkeit definiert ist. Aufgrund der unterdrückten Kristallisation wird keine regelmäßige Gitterstruktur ausgebildet, Gläser sind also isotrop. Nach dem Abkühlzyklus werden die Filamente mit einer Schlichte versehen und zu Rovings zusammengefasst. Die Schlichte, deren Zusammensetzung ein Betriebsgeheimnis der jeweiligen Glasfaserhersteller ist, ermöglicht die Weiterverarbeitung der spröden Glasfasern und hat signifikanten Einfluss auf die Verbundeigenschaften der Filamente im Beton. Auf einer Versuchsanlage des Leibnitz-Instituts für Polymerforschung in Dresden werden AR-Glasfasern im Düsenziehverfahren aus vorgefertigten AR-Glaskugeln gewonnen, an denen unterschiedliche Schlichtezusammensetzungen untersucht werden /Ehr05/.

Die Dichte von AR-Glasfasern beträgt etwa 2,7 g/cm³. Nach Herstellerangabe haben die Fasern eine Zugfestigkeit von bis zu 1700 N/mm² und der Elastizitätsmodul liegt zwischen 70 bis 80 kN/mm². Die Filamentanzahl eines Rovings variiert in Abhängigkeit vom Titer. Dieser stellt ein Maß für die Feinheit des Rovings dar und wird in der Einheit *tex* angegeben ($1 \text{ tex} = 1 \text{ g/km}$).

In Tabelle 2-1 sind Filamentdurchmesser und –anzahl einiger Rovingtypen der marktführenden Glasfaserhersteller Nippon Electric Glass (NEG) und Saint-Gobain Vetrotex aufgeführt.

Tabelle 2-1: Auswahl marktüblicher Glasfaserrovings (/Ril06/)

Produkt	Hersteller	Titer [tex]	Filament-Ø [µm]	Filamentanzahl
AR310S-800/DB	Nippon Electric Glass, Japan	310	13,5	800
AR620S-800/TM		620	13,5	1600
AR1100S-800/TM		1100	16	2000
AR2500S-800/DB		2500	24	2000
LTR ARC 320 5325	Saint-Gobain Vetrotex, Spanien	320	14	800
LTR ARC 640 5325		640	14	1600
LTR ARC 1200 5325		1200	19	1600
LTR ARC 2400 5325		2400	27	1600

2.2.1.2 Carbonfasern

Carbonfasern werden heute hauptsächlich aus dem synthetischen Polymer Polyacrylnitril (PAN) hergestellt. Der Herstellungsprozess ist gegliedert in die Stabilisierung (Oxidation), Carbonisierung und Graphitierung der PAN-Precursorfasern, die im Nassspinnverfahren gewonnen werden /ITA89/. Durch die Carbonisierung bei 1200 bis 1700 °C werden nahezu alle Nichtkohlenstoffatome abgespalten. Der Elastizitätsmodul von normalmoduligen HT-Fasern (HT = High Tenacy) beträgt zwischen 200 bis 250 kN/mm² bei einer Zugfestigkeit zwischen 3000 bis 5000 N/mm². Durch eine an die Carbonisierung anschließende Graphitierung bei Temperaturen von 1800 bis 3000 °C kann der Elastizitätsmodul noch einmal deutlich auf 350 bis 450 kN/mm² gesteigert werden (so genannte Hochmodulfasern (HM)). Ferner gibt es einen Zwischen-Modul-Typen mit einem Elastizitätsmodul zwischen 250 und 350 kN/mm². Aufgrund der starken Ausrichtung der Graphitschichten haben Carbonfasern anisotrope Eigenschaften mit hohen Festigkeiten und Steifigkeiten in Faserrichtung. Sie haben eine hohe Widerstandsfähigkeit gegenüber Säuren, alkalischen und organischen Lösungen und sind hydrophob.

Gegenwärtig werden Carbonfasern hauptsächlich in Faserverbundkunststoffen für die Luft- und Raumfahrtindustrie, die Automobilindustrie und den Hochleistungssport eingesetzt. Im Baubereich ist vor allem die Verwendung von CFK-Lamellen für die Verstärkung von Bauteilen zu nennen /Ber03/. Seit mehreren Jahren steigt die Nachfrage nach Carbonfasern aufgrund der zunehmenden Substitution klassischer Materialien stetig an. Bis zum Jahre 2012 wird mit einer Verdoppelung der derzeitigen Nachfrage von 30.000 Tonnen/Jahr gerechnet /SGL07/. Im Vergleich zu Glasfasern sind Carbonfasern absolut betrachtet teurer. Unter Berücksichtigung der geringeren Dichte von etwa 1,78 g/cm³, der besseren mechanischen Eigenschaften und der besseren Dauerhaftigkeit (s. Kap. 2.8) verschiebt sich das Kosten/Nutzen-Verhältnis zugunsten der Carbonfasern.

In Tabelle 2-2 sind Carbonrovings unterschiedlicher Feinheiten der Hersteller Toho Tenax Europe GmbH, Wuppertal und Toray Industries, Japan zusammengestellt.

Tabelle 2-2: Auswahl marktüblicher Carbonrovings (/Ril06/)

Produkt	Hersteller	Titer [tex]	Filament-Ø [µm]	Filamentanzahl
Tenax HTA 5131 400 tex	Toho Tenax Europe GmbH, Deutschland	400	7	6000
Tenax HTS 5631 800 tex		800	7	12000
Tenax STS 5631 1600 tex		1600	7	24000
T300J-3000	Toray Industries Inc., Japan	198	7	3000
T300JB-6000		396	7	6000

2.2.1.3 Aramidfasern

Aramidfasern sind organische Kunstfasern aus aromatischen Polyamiden. Die Aramidfaser wurde 1966 bei DuPont entwickelt und unter dem Markennamen *Kevlar*TM vermarktet. Aramidfasern werden in zwei Hauptgruppen unterteilt, den so genannten m-Typ (meta-Aramid) und den p-Typ (para-Aramid). Meta-Aramidfasern werden aufgrund ihrer Flammfestigkeit in feuerfester Schutzkleidung eingesetzt. Wegen der besseren mechanischen Eigenschaften sind para-Aramidfasern als Bewehrungsmaterial geeigneter. Sie werden weiter unterschieden in Normal- und Hochmodultypen /ITA89a/. Der E-Modul des Normalmodultypus beträgt 58 kN/mm² und der des Hochmodultypus 120 kN/mm². Die Zugfestigkeit von Aramidfasern beträgt bis zu 4000 N/mm². Die Dichte ist mit 1,4 g/cm³ geringer als die von Carbon- und Glasfasern.

Ein Nachteil für die Verwendung als Bewehrungsfaser in Beton ist die grundsätzlich eingeschränkte Alkalibeständigkeit. Allerdings zeigt die relativ neue Faser Technora[®] (Tabelle 2-3) /Ril06/ eine bessere Widerstandsfähigkeit.

Tabelle 2-3: Auswahl marktüblicher Aramidrovings (/Ril06/)

Produkt	Hersteller	Titer [tex]	Filament-Ø [µm]	Filamentanzahl
Technora T-240 167 tex	Teijin Twaron BV	167	12	1000
Technora T-241J 167 tex		167	12	1000
Twaron T3200		322	12	2000
Twaron 2520		2520	12	k. A.

2.2.1.4 Mechanische Eigenschaften der Fasermaterialien

Die Kenntnis der mechanischen Kennwerte der textilen Bewehrung ist für die Beurteilung des Tragverhaltens textilbewehrter Elemente unerlässlich. Die Faserhersteller ermitteln die Zugfestigkeit sowie den E-Modul des Materials gemäß DIN 65071-1 /DIN 65071/ bzw. DIN EN ISO 9163 /DIN 9163/ an harzprägnierten Rovings (Tabelle 2-4).

Tabelle 2-4: Filamenteigenschaften ausgewählter Rovings (Herstellerangaben)

Produkt	Material	Bruchdehnung [%]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	E- Modul [N/mm ²]
LTR ARC 1200 5325	AR-Glas	24	1700	72000
LTR ARC 2400 5325	AR-Glas	24	1700	72000
Tenax STS 5632 1600 tex	Carbon	15	4000	240000
Technora T-241J 167 tex	Aramid	44	3503	78500

Zur Ermittlung der Zugfestigkeit werden im Sonderforschungsbereich 532 /SFB532/ Zugversuche an Einzelfilamenten durchgeführt. Diese werden aus einem Roving herausgelöst und mittig zwischen den oberen und unteren Holm eines Papierrahmens geklebt (Bild 2-1 (links)).

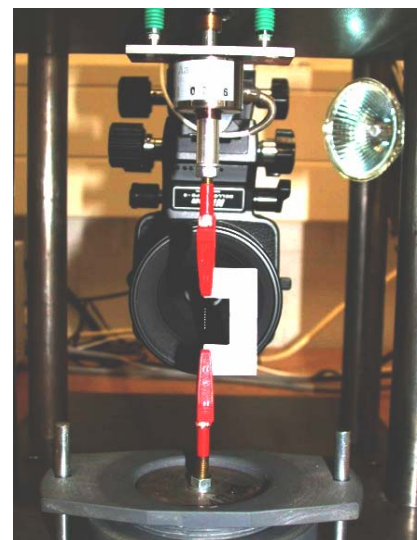
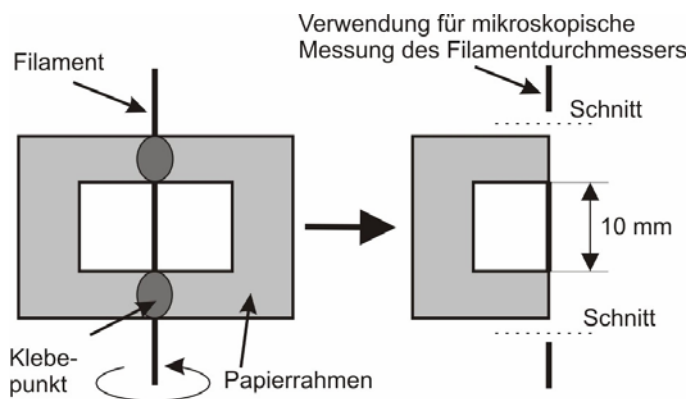


Bild 2-1: Präparation der Filamente für den Zugversuch (links, nach /Ban04/); Filamentzugversuch /SFB532/ (rechts)

Der Papierrahmen wird gefaltet, die herausstehenden Filamentstücke abgeschnitten und für die mikroskopische Bestimmung des Durchmessers verwendet. Nach dem Ein-

klemmen in eine Zugprüfmaschine und dem Durchtrennen des Papierrahmens wird die Probe weggesteuert mit der Verformungsgeschwindigkeit 1 mm/min auseinander gezogen. Dabei wird die Längenänderung mit einem Video-Extensiometer aufgezeichnet (Bild 2-1 (rechts)). Für eine detaillierte Beschreibung der Versuche sei auf /Ban04, Ban06/ verwiesen. Die Ergebnisse von Filamentzugversuchen aus dem SFB 532 sind in Tabelle 2-5 aufgeführt. Diese unterscheiden sich in unterschiedlichem Maße von den Herstellerangaben in Tabelle 2-4.

Tabelle 2-5: Filamenteigenschaften ausgewählter Rovings (/SFB532/)

Produkt	Material	Bruchdehnung [%]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	E- Modul [N/mm ²]
LTR ARC 1200 5325	AR-Glas	31,8	2018	63440
LTR ARC 2400 5325	AR-Glas	27,9	1808	64802
Tenax STS 5632 1600 tex	Carbon	16,6	3912	235555

2.2.2 Rovings und Garne

2.2.2.1 Allgemeines

Wie bereits beschrieben werden die AR-Glasfilamente nach dem Ausziehen aus der Wanne zu Rovings unterschiedlicher Feinheit zusammengefasst (Kap. 2.2.1.1). Dabei wird zwischen den Gruppen der assemblierten Rovings und der Direktrovings unterschieden. Assemblierte Rovings werden zumeist mit dem Titer 1250 tex produziert und bestehen aus einzelnen Faserbündeln von 36 bis 83 tex. Da sie aufgrund des geringen Zusammenhalts zwischen den einzelnen Faserbündeln leicht aufspreizen, sind sie für die textiltechnische Weiterverarbeitung ungeeignet und werden vorwiegend für Kurzfaserbeton verwendet. Direktrovings hingegen bestehen aus unmittelbar nach der Beaufschlagung mit Schlichte zusammengefassten Einzelfilamenten, wodurch sie eine bessere Geschlossenheit aufweisen und im textiltechnischen Produktionsprozess weiterverarbeitet werden können.

2.2.2.2 Spezialgarne

Mit dem Ziel, die Ausnutzung des eingesetzten Bewehrungsmaterials im Beton zu erhöhen, sind neuartige Garnstrukturen entwickelt worden, bei denen durch die Veränderung der Garngeometrie oder der Garnoberfläche die Verbundeigenschaften innerhalb des Garnes oder zwischen Garn und Beton gezielt eingestellt werden sollen. Hierzu wurden textiltechnische Verfahren wie das Cablieren und das Friktionsspinnen /Gri04, Han06/ für die Modifikation von Bewehrungsgarnen zur Verwendung im Textilbeton angepasst.

Beim Cablieren werden zwei Einzelgarne umeinander gewunden, so dass eine gerippte Oberfläche des Garns entsteht. Bei der Herstellung von cablierten Garnen für die Anwendung im Betonbau werden die Spannungen der Garne unterschiedlich eingestellt, so dass das Garn im Kern gestreckt vorliegt und von dem äußeren Garn spiralförmig umwunden wird. Durch Variation der Maschinenparameter Spindeldrehzahl und Abzugsgeschwindigkeit lassen sich die Drehungsanzahl und damit die Steigung des umwindenden Garnes einstellen. Es ergibt sich eine der Rippung des Betonstahls ähnliche Oberflächenstruktur (Bild 2-2), die durch nachträgliches Tränken mit Epoxidharz stabilisiert werden kann /HBG06/. Durch das Cablieren wird neben der gerippten Oberflächenstruktur des Garnes eine Komprimierung des Rovings erreicht, die zu höherer Reibung zwischen den inneren Filamenten eines Rovings führt. Ebenso ist die Kombination verschiedener Fasermaterialien beim Cablieren möglich.

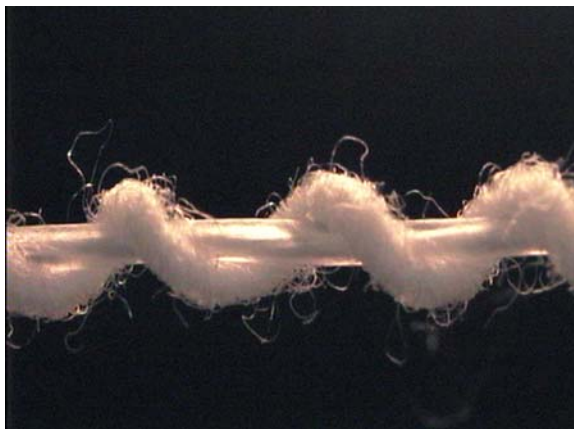


Bild 2-2: Cabliertes Garn (AR-Glas mit PP)

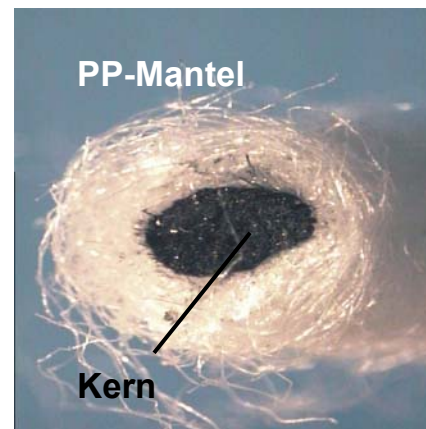


Bild 2-3: Friktionsspinn-Hybridgarn

Friktionsspinn-Hybridgarne besitzen eine Kern-Mantel-Struktur (Bild 2-3). Als Kernmaterial werden AR-Glas-, Carbon- oder Aramidrovings verwendet, die von einem Mantel aus Polypropylenfasern (PP) umgeben sind, wobei das Massenverhältnis zwischen Kern- und Mantelmaterial variabel ist. Es beträgt für Hybridgarne zur Bewehrung von Beton zwischen 0,8 und 0,9 /Bra04/. Die Länge der PP-Fasern beträgt ungefähr vier Zentimeter. Der Festigkeitsverlust des Kernmaterials durch den Spinnprozess ist abhängig von dessen Querschnitt sowie dem Gesamtquerschnitt des Hybridgarns. In früheren Untersuchungen wurden Tragfähigkeitsverluste von 10-20% /Bra04/, aber auch schon von mehr als 80% bezogen auf die Zugfestigkeit des unbehandelten Rovings festgestellt /Mol05/. Durch den PP-Mantel wird zudem das Eindringen des Betons in den Roving behindert, so dass sich schlechtere Verbundeigenschaften des Bewehrungsmaterials einstellen. Die Kraftübertragung durch Reibung zwischen dem PP-Mantel und Glasfilamenten im Kern des Garns ist gering /Plö05/. Ein gegenläufiger Effekt ist die erhöhte Kompression des Kernmaterials, die gerade bei der Verwendung von Carbonrovings zu einer Tragfähigkeitssteigerung führen kann /Kol08/. Durch nachträgliches Aufschmelzen des thermoplastischen Mantelmaterials wird eine ge-

geschlossene Oberflächenstruktur erzeugt mit positiven Auswirkungen auf die Verarbeitbarkeit sowie auf die Tragfähigkeit durch das Verkleben der Filamente. Dieser Effekt wird bei zweistufigen Hybridgarnen verstärkt. Solche bestehen aus einzelnen feinen Hybridgarnen, die zu einem Garn zusammengeführt und anschließend aufgeschmolzen werden /Bra04/. Durch Profilieren des geschmolzenen Mantelmaterials kann der äußere Verbund gesteuert werden /Han06a/.

2.2.3 Textile Strukturen

Unter dem Sammelbegriff Textilien werden nach /DIN60000/ sowie /Ril06/ textile Faserstoffe, textile Halb- und Fertigfabrikate und die daraus hergestellten Fertigwaren zusammengefasst. Die als Verstärkungsmaterialien in Verbundwerkstoffen eingesetzten textilen Halbzeuge lassen sich in die Gruppen Gewebe, Gewirke, Gestricke, Geflechte, Vliese und Gelege unterteilen /Sto02/ (Bild 2-4). Entscheidend für die Wahl des optimalen Textils für den jeweiligen Anwendungsfall sind die Anforderungen an die

- Verarbeitbarkeit,
- Wirtschaftlichkeit,
- Formbarkeit,
- Offenmaschigkeit,
- Verschiebefestigkeit,
- Drapierbarkeit.

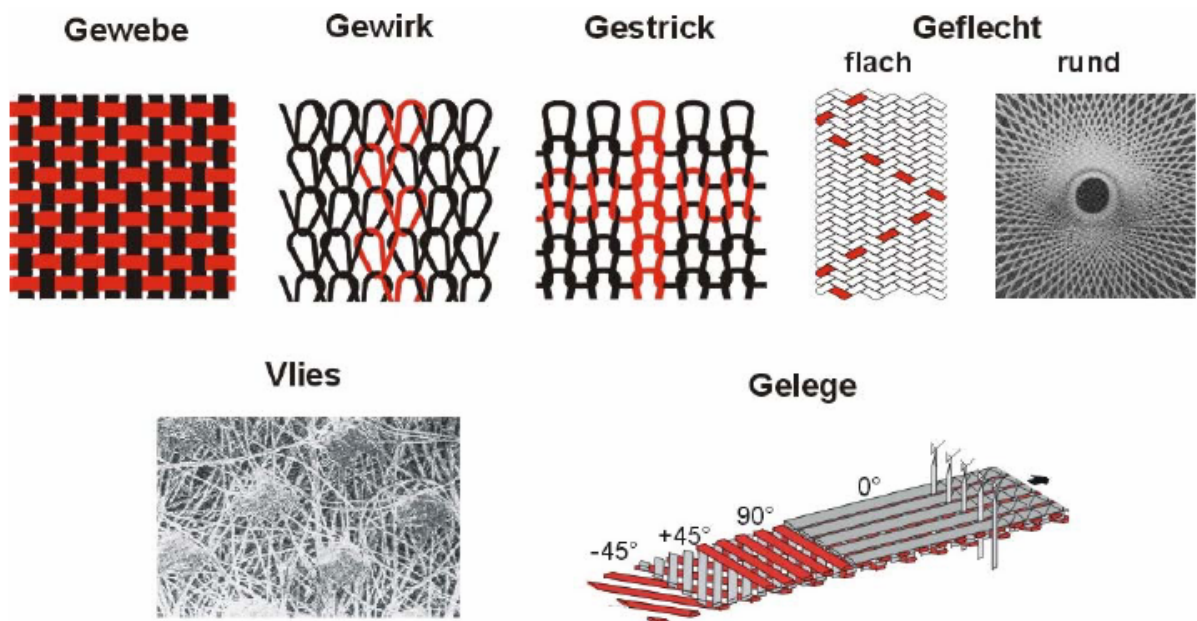


Bild 2-4: Grundtypen textiler Strukturen /Sto02/

Vliesstoffe sind textile Flächengebilde aus einzelnen Fasern, die ein umfangreiches Anwendungsspektrum z. B. in der Polstermöbel- und Bekleidungsindustrie und als Filterbestandteil haben. Aufgrund ihrer Struktur aus ungerichteten Einzelfasern sind sie als statisch wirksame Bewehrung im Beton ungeeignet, werden aber als Wirrfasermatte zur Rissbreitenbeschränkung im jungen Beton verwendet /Dur08/. Gewirke und Gestricke gehören zu den Maschenwaren. Ihre große strukturelle Elastizität ist nachteilig für die Verwendung als Bewehrung im Beton. Sie werden hauptsächlich in der Bekleidungsindustrie verwendet. Für die Verstärkung von Faserverbundkunststoffen (FVK) werden Gewebe und Gelege eingesetzt. Diese sind grundsätzlich auch als Betonbewehrung geeignet.

2.2.3.1 Zweidimensionale Textilien zur Bewehrung von Betonbauteilen

Gewebe bestehen aus sich rechtwinklig wechselseitig kreuzenden Garnen. Die Fäden in Längsrichtung des Gewebes werden als Kettfäden bezeichnet, die Fäden in Querrichtung heißen Schussfäden. Zur Verwendung als Betonbewehrung ist eine Offenmaschigkeit erforderlich, die der Matrix das Durchdringen des Gewebes ermöglicht, um einerseits die Betonierbarkeit sicherzustellen und außerdem eine Trennfuge im Bauteil zu vermeiden. Folglich ergeben sich Mindestabstände zwischen den einzelnen Kett- und Schussfäden, welche die auf dem Reibschluss zwischen Kett- und Schussfäden beruhende Verschiebefestigkeit der Rovings und damit die Verarbeitbarkeit des Gewebes beeinflussen. Zur Steigerung der Verschiebefestigkeit wird oftmals eine Tauchbeschichtung des Gewebes vorgenommen, wie z.B. bei handelsüblichen Putzarmierungen, wobei die Beschichtung zusätzlich eine Schutzfunktion gegenüber chemischen und mechanischen Einwirkungen übernehmen soll /Vit06/.

PELED, BENTUR und YANKELEVSKY führten systematische Versuchsreihen zum Trag- und Verbundverhalten unterschiedlicher Gewebe und Gewirke als Betonbewehrung durch /Pel94, Pel98, Pel98a, Pel99, Pel00, Pel03/. Die Gewebe wurden aus Polyethylenmonofilamenten, Polypropylen (PP), Kevlar oder High Density Polyethylen (HDPE) hergestellt. Es wurden 4-Punkt-Biegeversuche und Zugversuche an Plattenstreifen mit den Abmessungen L/B/H=110/20/15 mm sowie Pull-Out-Versuche durchgeführt. In den Untersuchungen wurde festgestellt, dass sich durch den gewellten Garnverlauf im Gewebe eine mechanische Verankerung ergibt, welche die Verbundeigenschaften positiv beeinflusst. Durch den Reibverbund zwischen Kette und Schuss im Gewebe werden die verbesserten Verbundeigenschaften gegenüber einer unidirektionalen Bewehrung noch verstärkt.

Gelege werden durch das Verwirken von aufeinandergelegten Fadenlagen hergestellt. Vorteil von Gelegen gegenüber Geweben ist die gestreckte Anordnung der Fadenscharen. Neben der Ablage von parallelen Schussfäden in 0°- und 90°-Richtung kann deren Orientierung auf bis zu $\pm 20^\circ$ variiert und damit dem Kraftfluss angepasst werden. Durch die Art der Abbindung wird die Querschnittsgeometrie der Kettfäden maßgeblich beeinflusst. Mit einer gegenläufigen Trikotbindung (Bild 2-5(a)) werden flache,

ovale Rovingquerschnitte erzeugt. Nachteilig ist der relativ hohe Abdeckungsgrad des Rovings durch den Wirkfaden. Bei der Fransebindung ist der Wirkfadenanteil geringer (Bild 2-5(b)). Dieser Bindungstyp erzeugt runde, kompakte Querschnitte und eine höhere Verschiebefestigkeit des Geleges im Vergleich zu einer Trikotbindung. Die doppelreihige Fransebindung mit versetztem Teilschuss (Bild 2-5(c)) ermöglicht die Abbindung von Rovings mit großem Titer. Allerdings ist die Verschiebefestigkeit von Gelegen mit dieser Bindung ähnlich den Geweben sehr gering, was nachteilig für die Verarbeitbarkeit ist.

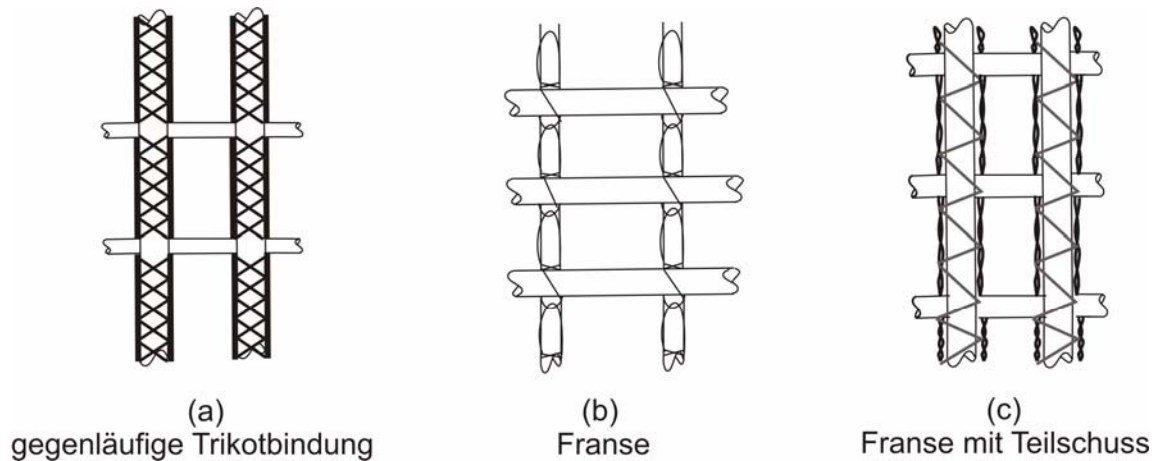


Bild 2-5: Abbindungstypen

ROYE stellt in /Roy06/ die im SFB 532 verwendeten Gelegebindungen vor. Es werden Gelege mit Franse- und Trikotbindung und unterschiedlichen Maschenlängen des Wirkfadens produziert. Das Typenprogramm textiler Gelege resultiert aus der systematischen Kombination der unterschiedlichen Variationsparameter, die zum Teil textilmaschinenabhängige Vorgaben darstellen. ROYE leitet hieraus ein Beschreibungsschema für textile Betonbewehrungen mit fünf Kriterien ab (Bild 2-6).

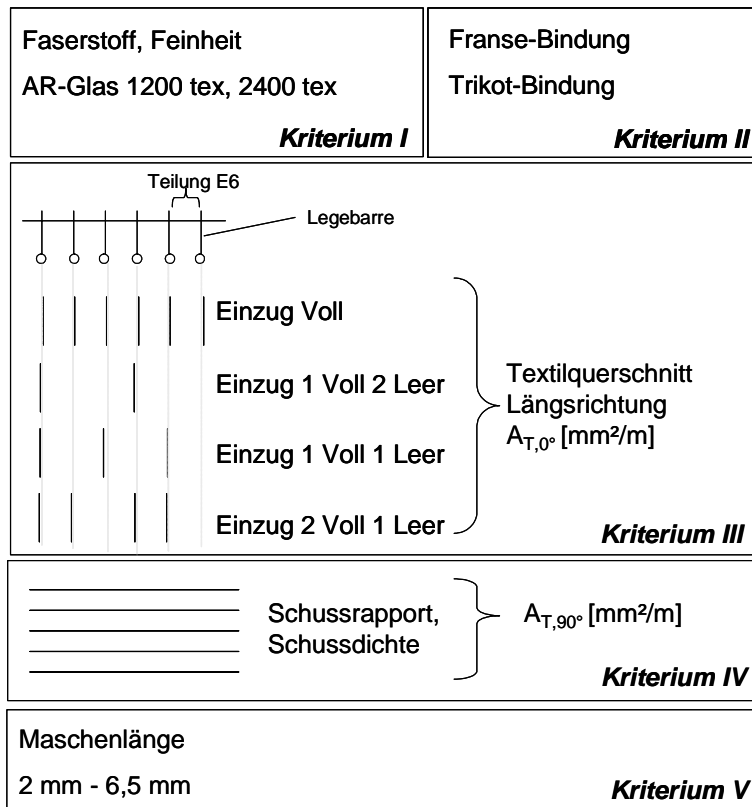


Bild 2-6: Reduziertes 5-Kriterien-Beschreibungsschema für textile Betonbewehrungen
/Roy06/

In Kriterium I werden Fasermaterial und Rovingtiter festgelegt. Kriterium II unterscheidet die Bindungstypen Franse und Trikot. In Kriterium III wird der Abstand der Kettfäden und damit die Querschnittsfläche des Geleges in Haupttragrichtung festgelegt. Dieses beruht auf der Legebarrenteilung der Produktionsmaschine und dem Einzugsmuster. Die Wirkmaschinen am Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen (ITA) haben die Teilung E6 und eine Produktionsbreite von 50 Zoll. Die Anzahl der Kettfäden in Abhängigkeit des Einzugsmoders ergibt sich damit zu:

- 1 voll (v) 2 leer (l) entspricht 100 Fäden/50''
- 1v1l entspricht 150 Fäden/50''
- 2v1l entspricht 200 Fäden/50''.

Für die Legebarrenteilung E6 resultieren in Abhängigkeit des Einzugsmoders die in Tabelle 2-6 dargestellten Querschnittsflächen textiler Gelege für Kettfäden aus 1200 tex und 2400 tex AR-Glasrovings sowie 1600 tex Carbonrovings.

Tabelle 2-6: Textilquerschnitte in Abhängigkeit vom Einzugsmuster

Fadeneinzug	Textilquerschnittsfläche [mm ² /m]		
	1200 tex AR-Glas	2400 tex AR-Glas	1600 tex Carbon
1v2l	35,0	70,0	70,0
1v1l	52,5	105,0	105,0
2v1l	70,0	140,0	140,0

Kriterium IV bestimmt den Abstand der Schussfäden und damit die Fadenanzahl in Gelegequerrichtung. Die möglichen Schussfadenabstände werden durch die Maschenlänge des Wirkfadens (Kriterium V) vorgegeben.

2.2.4 Dreidimensionale Gelege als Betonbewehrung

Wesentlicher Parameter für ein optimales Kosten/Nutzen-Verhältnis einer textilen Bewehrung sind neben der Tragfähigkeit die Verarbeitbarkeit und der Einbauaufwand in die Schalung des Betonbauteils. Anzustreben ist daher die Produktion endkonturnaher dreidimensionaler Textilien, die bereits mit den Abstandhaltern zur Schalhaut ausgerüstet sind, eine hohe Formstabilität besitzen und somit eine möglichst einfache Platzierung der textilen Bewehrung in den Zugzonen des späteren Betonbauteils ermöglichen.

Dreidimensionale Textilien bestehen aus zwei parallelen Deckflächen, deren Eigenschaften denen zweidimensionaler Gelege entsprechen, und den als Abstandshalter zwischen ihnen agierenden Abstandsfäden (auch Polfäden genannt) (Bild 2-7).

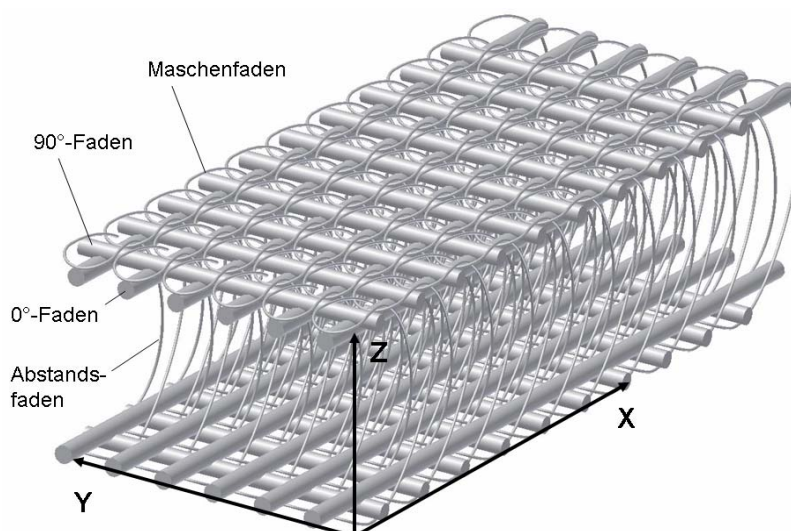


Bild 2-7: Aufbau eines Abstandsgewirkes /Roy06/

Der Abstand der Deckflächen ist zwischen 12 mm und 160 mm einstellbar /Roy07/. Die Abstandsfäden bestehen zumeist aus Polyester-Monofilamenten. Durch die Verwendung verschiedener Typen von Monofilamenten lassen sich Abstandhalter erzeugen, indem das unterschiedliche Schrumpfverhalten unter Temperatureinfluss ausgenutzt wird /Roy06/ (Bild 2-8). Bei Einsatz von zugfesten Fasermaterialien können die Abstandsfäden direkt zum Lastabtrag herangezogen werden. So wurde zur Bewehrung eines bauteilintegrierten Schalungselementes aus textilbewehrtem Beton /Bra04/ ein dreidimensionales Gelege mit Abstandsfäden aus Aramid verwendet (Bild 2-9). Die Aramidrovings wurden als Querkraftbewehrung in den Stegen des hutförmigen Bauteils aktiviert. In /Roy06/ ist ein Bemessungstool für die Auslegung von 3D-Gelegen dargestellt, mit dem der erforderliche Bewehrungsgrad der Deckflächen näherungsweise auf Basis einfacher Berechnungsgleichungen bestimmt werden kann. In Abhängigkeit der statischen Beanspruchung des Bauteils ist eine einlagige Bewehrung unter Umständen nicht ausreichend, so dass das Aufkleben von zusätzlichen Gelegen auf die Deckschichtflächen erforderlich ist /Heg04/.

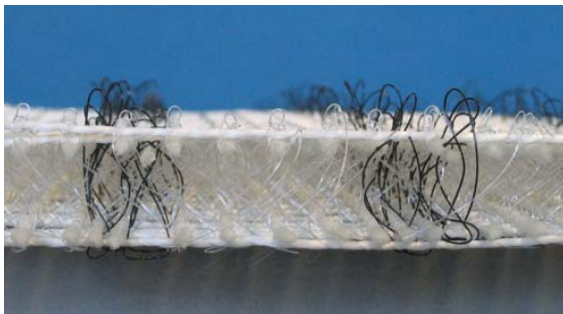


Bild 2-8: 3D-Gelege mit Abstandhaltern



Bild 2-9: 3D-Gelege mit tragenden Aramidabstandsfäden /Bra04/

Eine weitere Form einer räumlichen textilen Bewehrung stellen Rundgewirke dar. Diese können mit den gleichen textilen Bindungstypen wie zweidimensionale Gelege hergestellt werden oder aber durch die Fixierung sich kreuzender Rovings thermoplastischer Friktionsspinnhybridgarne durch Ultraschallschweißen /Roy04a/. Die schlauchförmigen Textilien zeichnen sich durch eine hohe Verschiebefestigkeit aus und sind beispielsweise für die Bewehrung von Betonrohren nutzbar.

2.2.5 Getränkte textile Bewehrungen

Eine Vielzahl von Untersuchungen ergab, dass die Verbundeigenschaften der Filamente im Beton in Abhängigkeit ihrer Lage im Rovingquerschnitt variieren und somit eine gleichzeitige vollständige Aktivierung aller Filamente nicht möglich ist /Ohn94, Ban04/. Als Resultat der Inhomogenität wird die theoretische Tragfähigkeit eines Rovings, die sich als Summe der Tragfähigkeiten der Einzelfilamente ergibt, im Beton-

verbund nicht erreicht. Dieser Effekt wird im Zusammenhang mit den Untersuchungen der Verbundeigenschaften textiler Bewehrungen in den Kapiteln 2.4 und 2.5 weiter thematisiert.

Der Ausnutzungsgrad der eingesetzten Fasermaterialien kann durch eine Tränkung mit zumeist polymeren Matrices, die eine Verklebung der Filamente bewirken, erhöht werden /Krü04, HBG06, Sch06, Dil07/. Mit dem Ziel, eine optimale Bewehrung für vorgespannten Textilbeton zu ermitteln, führte KRÜGER Versuche mit epoxidharzgetränkten AR-Glas-, Carbon- und Aramidgelegen durch, wobei der Verbund zum Beton durch eine anschließende Besandung gezielt verbessert werden sollte /Krü04/. In /Dil07/ wurden die besten Ergebnisse mit möglichst hochmoduligen Epoxidharztränkungen erzielt. Die Tränkungsmethode wurde an die Viskosität der Polymere angepasst, um eine vollständige Penetration des Rovings sicherzustellen. Die getränkten Rovings erreichten in Zugversuchen zumeist eine Bruchspannung in Höhe der Filamentzugfestigkeit /Dil06, Bar05/. Pull-out-Versuche mit getränkten Rovings zeigten allerdings, dass die Filamentzugfestigkeit im Beton nicht erreicht werden kann. Ursache sind Spannungsspitzen im Rovingquerschnitt, die auf die Unterschiede in den Material- und Verbundsteifigkeiten zurückzuführen sind, wie in /Dil07b/ anhand experimenteller und numerischer Untersuchungen belegt wird. Weiterhin werden in Zug- oder Biegeversuchen an Betonbauteilen mit einer epoxidharzgetränkten Bewehrung oftmals Betonabplatzungen aufgrund der die Betonzugfestigkeit überschreitenden verbundspannungsinduzierten Ringzugspannungen beobachtet. Hierdurch wird die ausnutzbare Zugtragfähigkeit weiter eingeschränkt /HBG06/. Die Tränkung von Gelegen mit Butadien-Styrol, wie sie standardmäßig für Putzarmierungen verwendet wird, führte zu keinen zufriedenstellenden Resultaten. Zwar war die Drapierbarkeit der Gelege aufgrund der geringeren Steifigkeit des Butadien-Styrols im Vergleich zu Epoxidharz deutlich weniger eingeschränkt, eine signifikante Verbesserung der Trageigenschaften wurde allerdings nicht erreicht /Krü04/.

Gegenstand laufender Forschungsvorhaben ist neben der Verbesserung der Verbundeigenschaften die Entwicklung der Verfahrenstechnik für eine möglichst optimale Tränkung textiler Gelege mit der Polymermatrix. Zur Vermeidung von Rovingverschiebungen im Gelege wird in /Plo05a, Köc06/ eine in die Wirkmaschine integrierte Online-Tränkung vorgestellt. Hierbei wird eine wässrige Polymerdispersion über Walzen auf die textile Struktur aufgebracht, die eine vollständige Durchdringung der Rovings erreicht. Die größte Effektivität des eingesetzten Polymers ergab sich für AR-Glas bei einem Polymeranteil von 7 bis 9 M.-% und bei Carbon von 10 bis 12 M.-%. Die unterschiedlichen Tränkungsgrade werden über die Konzentration der Dispersion und über die Geschwindigkeit des Verfahrensablaufs eingestellt. Die Wirkung der polymeren Tränkung kann durch eine Anpassung an die Schlichte optimiert werden /Plo05/. In Bild 2-10 (links) ist das Prinzip einer von der Produktion des Geleges abgekoppelten industriellen Textiltränkung dargestellt. Das Gelege wird nach der Abwicklung über mehrere Umlenkrollen durch das Tränkungsbad geführt (Bild 2-10 (rechts)), bevor es über Abquetschwalzen den Trockenturm passiert und wieder aufgerollt wird.

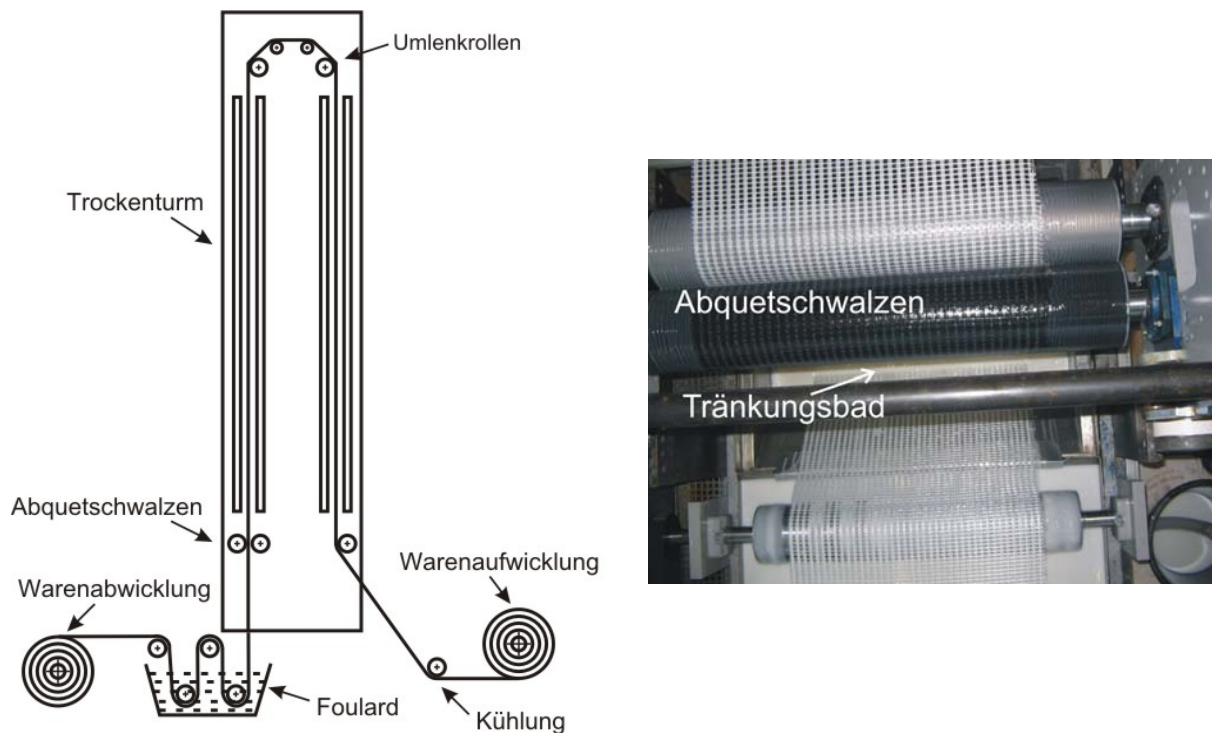


Bild 2-10: Prinzipskizze Tränkungsanlagen der Firma Isovolta, Österreich /Bar05a/ (links); Tränkungsbad mit Abquetschwalzen (rechts)

Neben der Tränkung mit Polymeren stellt die vollständige Penetration der Rovings mit einer Zementmatrix eine weitere Möglichkeit zur Effektivitätssteigerung im Verbundquerschnitt dar. In /Dil06a/ werden erste Ergebnisse von Untersuchungen an Rovings mit einer Tränkung aus Zement-in-Polymer-Dispersionen vorgestellt. Die Dispersionen bestehen aus einem Polymer, z. B. Polyvinylacetat, und nicht-hydratisiertem Zement mit einer Korngröße von weniger als $7\ \mu\text{m}$. Nach dem Betonieren und dem Kontakt mit Zementleim wird die Reaktivität der Tränkung aktiviert und führt nach der Hydratation des Zements in der in den Roving eingedrungenen Porenlösung zu einer Matrix, die optimalerweise einen großen Teil der Filamente umschließt. Erste Pull-out- und Dehnkörperversuche zeigten eine deutliche Steigerung des Ausnutzungsgrades der textilen Bewehrung. Allerdings ist aufgrund der hohen Alkalität innerhalb des Rovings eine Abnahme der Dauerhaftigkeit bei der Verwendung von AR-Glas zu erwarten.

2.2.6 Mechanische Eigenschaften der Rovings

Zur Bestimmung der Tragfähigkeit und der Bruchdehnung von Rovings wurden in den Sonderforschungsbereichen 528 (TU Dresden) und 532 (RWTH Aachen) zwei unterschiedliche Prüfverfahren entwickelt. Wesentliche Unterschiede zwischen diesen Prüfungen bestehen hinsichtlich der Lasteinleitung. Während in dem im SFB 528 in Dresden verwendeten Verfahren die Prüfkraft weitestgehend über Umlenkrollen auf den

Roving übertragen wird, werden in Aachen die Rovingenden in Epoxidharzblöcke eingegossen (Bild 2-11) und in die Keilspannklemmen der Prüfmaschine eingebaut.

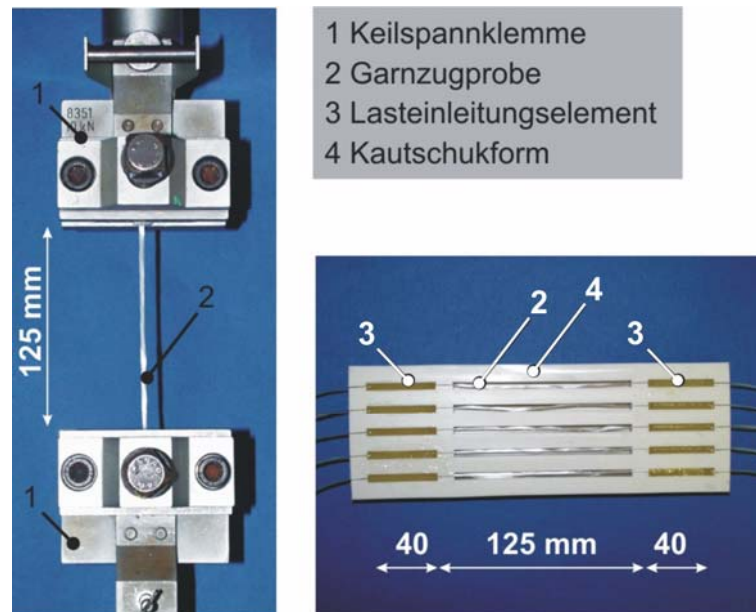


Bild 2-11: Garnzugversuch [Quelle: ITA, RWTH Aachen]

Die Verformung wird im Dresdener Versuch mit einem optischen Längenänderungsaufnehmer gemessen, da durch Kontaktwegaufnehmer Schädigungen am Roving verursacht werden können und der Traversenweg aufgrund der Lasteinleitungsmethode das Last-Verformungsverhalten des Materials nicht ausreichend genau wiedergibt. Wegen der Entwicklung von Querdruckspannungen an den Umlenkrollen werden die Prüfergebnisse von den Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten beeinflusst.

Für die Messung des Verformungsverhaltens des Rovings ist im Aachener Versuch ebenfalls eine berührungslose Längenänderungsmessung, z.B. mittels Photogrammetrie /Lan05/, erforderlich. Der Ansatz des Traversenweges gibt aufgrund der Verformung des Epoxidharzelementes die Längenänderung der textilen Bewehrung nicht exakt wieder. Standardmäßig wird der Versuch mit einer freien Länge von 125 mm durchgeführt.

CHUDOBA, VORECHOWSKY und KONRAD haben die Parameter beschrieben, die das Ergebnis des Zugversuchs am Roving signifikant beeinflussen und deren Auswirkungen in Parameterstudien mit numerischen Modellen untersucht /Chu06, Vor06/. Dabei stellten sich folgende wesentliche Einflüsse heraus, die in Bild 2-12 grafisch dargestellt sind:

- Die Welligkeit der Filamente führt zu ungleichmäßiger Aktivierung der Filamente.
- Aufgrund der nicht exakt ebenen Oberfläche des Epoxidharzklötzchens besitzen die Filamente unterschiedliche freie Längen.
- Die Filamenteigenschaften streuen über den Rovingquerschnitt.
- Die Filamenteigenschaften streuen über die Filamentlänge.

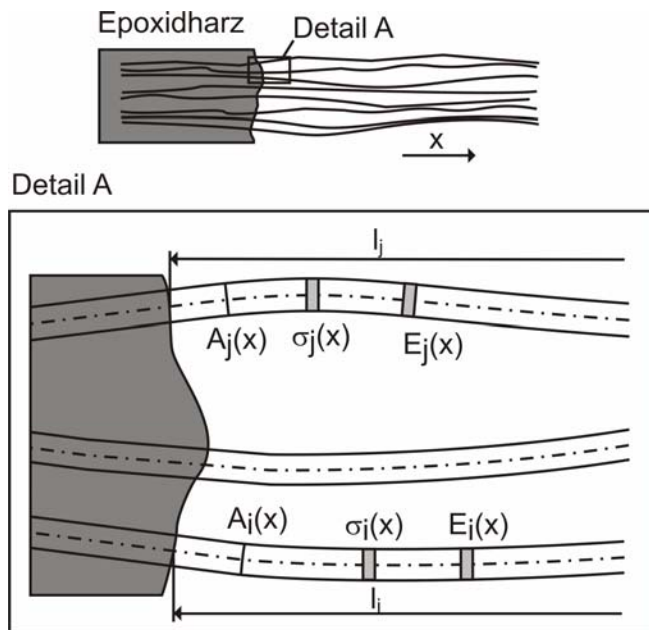


Bild 2-12: Einflussparameter auf den Garnzugversuch

Die Wirkung der einzelnen Parameter auf das Tragverhalten ist abhängig von der Prüflänge des Rovings. So wirkt sich die ungleiche freie Länge einzelner Filamente bei kurzen Prüflängen deutlich ausgeprägter aus als bei größeren Längen. Dahingegen ist die Streuung der Filamenteigenschaften über ihre Länge bei größeren Prüflängen als Konsequenz des klassischen Maßstabeffektes /Wei39/ wirksamer.

Bei den Zugversuchen im Rahmen einer Parameterstudie mit unterschiedlichen Rovinglängen und Dehnraten /Han05/ wurde bei dem in Tabelle 2-1 aufgeführten AR-Glasroving der Feinheit 2400 tex mit zunehmender Dehnrates sowie abnehmender Prüflänge eine zunehmende Zugfestigkeit festgestellt (Bild 2-13). Der Effekt der prüflängenabhängigen Zugfestigkeit stellte sich bei dem in Tabelle 2-2 aufgeführten Carbonroving (1600 tex) nur bei hohen Dehnraten ein. Ein Einfluss der Dehnrates wiederum war nur bei kurzen Prüflängen zu erkennen. In /Chu07/ wird als Ursache für das unterschiedliche Verhalten der Einfluss der Reibung zwischen den Filamenten angegeben. In weiteren Untersuchungen wurde festgestellt, dass die Steifigkeit von Glasrovings im Zugversuch mit zunehmender Prüflänge ansteigt und bei 500 mm annähernd die Herstellerangabe des Elastizitätsmoduls von 72 kN/mm² erreicht.

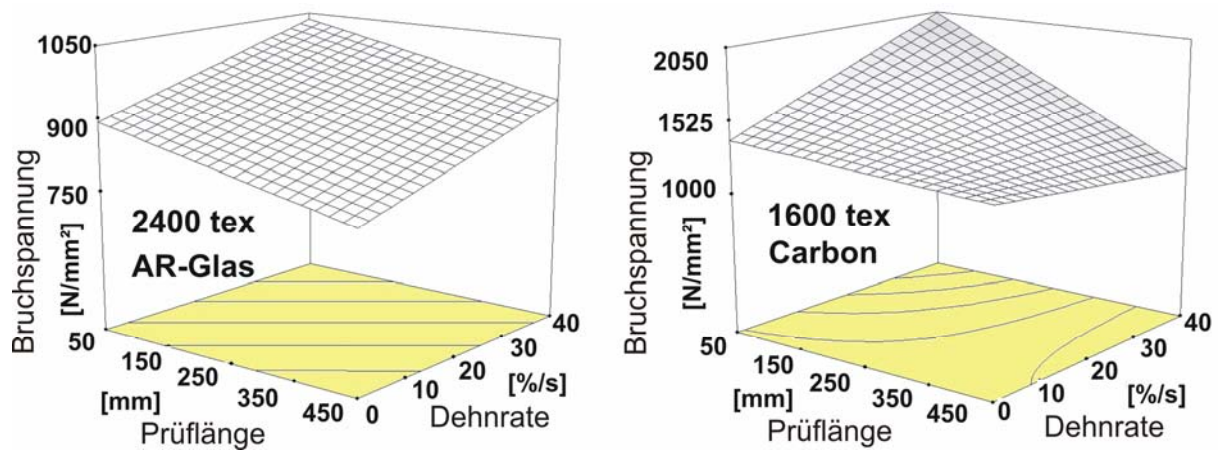


Bild 2-13: Abhängigkeit der Rovingzugfestigkeit von Prüflänge und Dehnrade /Han05/

An Rovings, die aus Gelegen entnommen wurden, wurde der Einfluss unterschiedlicher Bindungen, Maschenlängen und Rovingtiter auf das Ergebnis des Garnzugversuchs untersucht /Roy06/. Dabei stellte sich ebenso die innere Reibung zwischen den Filamenten eines Rovings, deren Größe von der komprimierenden Wirkung der Bindung abhängt, als maßgeblicher Parameter heraus, wie die Ergebnisse von Versuchen an Rovings mit Franse- und Trikotbindung in Bild 2-14 belegen. Die Fransebindung führt zu einer Kompression des Rovings und einem erhöhten Reibverbund zwischen den Filamenten. Daher können Filamente, die an einer Stelle gerissen oder geschädigt sind, an anderer Stelle wieder am Lastabtrag beteiligt werden. Qualitativ gleiche Auswirkungen hat eine Verringerung der Maschenlänge des Wirkfadens, wodurch ebenfalls kompaktere Rovings erzeugt werden.

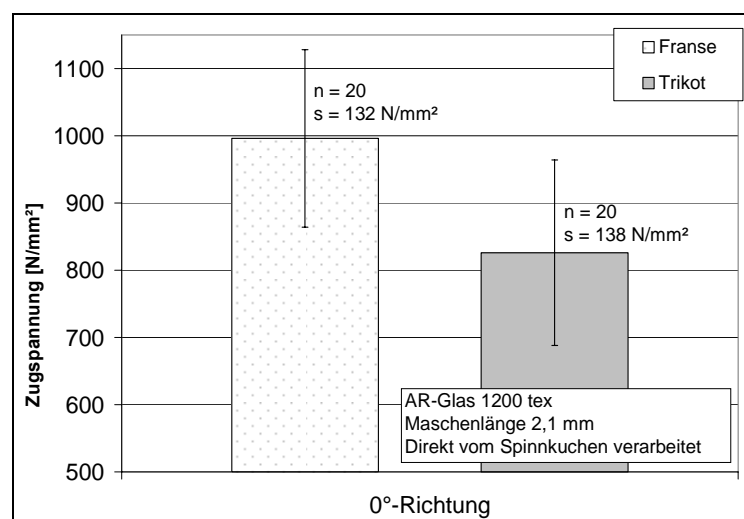


Bild 2-14: Textilzugfestigkeit in Abhängigkeit des Bindungstyps /Roy06/

2.3 Feinbetonmatrix

Die spezifischen Eigenschaften der textilen Bewehrungsstrukturen stellen besondere Anforderungen an die Eigenschaften des Betons, insbesondere an die Rheologie und den Größtkorndurchmesser zur Sicherstellung der Bewehrungsdurchdringung. In Abhängigkeit des Anwendungsbereiches ergeben sich weitere Anforderungen hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften, der Frostbeständigkeit, der Festigkeitsentwicklung sowie der Kriech- und Schwindeigenschaften. Da diese Ansprüche nicht alle gleichermaßen erfüllbar sind, stellt jede Rezeptur einen Kompromiss dar. Geeignete Mischungen und ihre Festigkeitseigenschaften sind in /Ril06/ zusammengestellt. Beispielhaft sind in Tabelle 2-7 und Tabelle 2-8 die Mischungszusammensetzungen und mechanischen Eigenschaften der Standardbetonmischung des SFB 532 /Bro06/, eines im SFB 528 an der TU Dresden /Jes04/ sowie eines an der Universität Stuttgart /Krü04/ verwendeten Betons aufgeführt.

Tabelle 2-7: Zusammensetzung ausgewählter Feinbetonmischungen

Material		PZ-0899-01 /Bro06/	SFB 528 /Jes04/	M7 /Krü04/
Zement	kg/m ³	490	628	480
Zementsorte	kg/m ³	CEM I 52,5	CEM III/B 32,5	CEM I 42,5 R
Flugasche	kg/m ³	175	264	154
Silikastaub	kg/m ³	35	50	41
Bindemittel gesamt	kg/m ³	700	942	675
Fließmittel	kg/m ³	10,5	12,2	16,9
Quarzmehl 0 - 0,25 mm	kg/m ³	500	-	-
Sand 0 - 0,6 mm	kg/m ³	-	-	460
Sand 0,2 - 0,6 mm	kg/m ³	715	-	920
Sand 0 - 1 mm	kg/m ³	-	942	-
Wasser	kg/m ³	280	314	211
Wasser/Zement-Wert	-	0,57	0,50	0,44
Wasser/Bindemittel-Wert	-	0,40	0,33	0,31

Aufgrund der Beschränkung des Größtkorndurchmessers auf weniger als 2 mm handelt es sich definitionsgemäß um Mörtel. Aufgrund der großen Leistungsfähigkeit sowie des Anwendungsbereiches wurde jedoch der Begriff „Feinbeton“ eingeführt.

Typischerweise enthalten die Feinbetone neben Zement Flugasche als Bindemittel sowie Silikastaub, wodurch die rheologischen Eigenschaften und die Festigkeitsentwicklung gesteuert werden. Die Wasser/Bindemittelwerte liegen zwischen 0,3 und 0,4, wo-

bei durch die Zugabe von Fließmittel die Verarbeitbarkeit des Betons sichergestellt wird.

Grundsätzlich haben Feinbetonmischungen aufgrund ihrer zumeist hohen Bindemittelgehalte relativ hohe Druckfestigkeiten. Im Vergleich zu Normalbeton gleicher Festigkeit weisen sie aber einen geringeren Elastizitätsmodul und größere Bruchdehnungen auf /Bro06/. Die Kriechbeiwerte sind ähnlich denen von Normalbeton, folglich sind die Kriechverformungen aufgrund des geringeren Elastizitätsmoduls größer als bei Normalbeton gleicher Festigkeit. Auf die mechanischen Eigenschaften des in dieser Arbeit verwendeten Feinbetons wird in Kapitel 3 detailliert eingegangen.

Tabelle 2-8: Festbetonkennwerte ausgewählter Feinbetonmischungen

		PZ-0899-01 /Bro06/	SFB 528 /Jes04/	M7 /Krü04/
Druckfestigkeit	N/mm ²	86	76	90
Biegezugfestigkeit	N/mm ²	5,0	7,1	12,5
Elastizitätsmodul	N/mm ²	32000	28500	k. A.
Schwindmaß (28 Tage)	mm/m	0,81	k. A.	0,30

2.4 Experimentelle Untersuchungen am Verbundwerkstoff Textilbeton

2.4.1 Allgemeines

Das lokale Tragverhalten einer textilen Bewehrung im Beton wird in Pull-out-Versuchen am Einzelfilament und am Roving untersucht. Während die Filament-Pull-out-Versuche für die Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen erforderlich sind, dienen die Pull-out-Versuche an Rovings vorwiegend dem qualitativen Vergleich unterschiedlicher Materialien, der Validierung von numerischen Modellen und der Untersuchung von Tragmechanismen unter Verwendung spezieller Messmethoden, wie beispielsweise der Schallemissionsanalyse zur Lokalisierung von Filamentbrüchen /Kan06/ oder dem in Kapitel 2.4.3 beschriebenen FILT-Test. Die Auswirkungen der Mehrfachrissbildung stellen einen zusätzlichen Aspekt dar, der die Durchführung von Versuchen an großformatigeren Bauteilen erfordert, um das globale Tragverhalten des Verbundwerkstoffes zu untersuchen. Die folgenden Kapitel geben einen Überblick über die wesentlichen experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten von Textilbeton.

2.4.2 Pull-out-Versuche am Filament

Zur Untersuchung des Verbundverhaltens verschiedener Fasermaterialien führte BANHOLZER /Ban04, Ban06a/ Pull-out-Versuche an Filamenten durch, die Rovings ent-

nommen wurden. Die Filamente wurden wie beim Filamentzugversuch (Bild 2-1) in einen Papierrahmen eingeklebt. Dieser wurde in eine Stahlschalung platziert und ein Teil des Filaments einbetoniert. Die Einbindelänge des Filaments in die Matrix betrug zwischen 1 mm und 2 mm. Während der weggesteuerten Versuche ($v = 0,01$ mm/min) wurde der Filamentschlupf mit einem Videoextensiometer gemessen. Nach dem Versuch wurden die Einbindelänge sowie der Filamentdurchmesser exakt bestimmt. Für weitere Informationen zur Versuchsdurchführung sei auf /Ban04/ verwiesen.

BANHOLZER berichtet, dass aufgrund der streuenden Ergebnisse der empfindlichen Versuche kein eindeutiger Einfluss der Einbindelänge und Geometrie der Filamente feststellbar war. Daher wurden für weitergehende Untersuchungen aus der jeweiligen Versuchsreihe gemittelte Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen zur Verfügung gestellt /Ban06/, die durch die analytische Lösung des inversen Randwertproblems aus den Pull-out-Kurven ermittelt werden und abschnittsweise linear sind /Ban04/. In Bild 2-15 sind die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen für ein AR-Glasfilament und ein Carbonfilament dargestellt. Das Glasfilament wurde einem 2400 tex Roving des Herstellers *Vetrotex* (SFB-Bezeichnung *VET-RO-ARG-2400-1-03*) entnommen, das Carbonfilament entstammt einem 1600 tex Roving des Herstellers *Tenax* (*TEN-RO-CAR-1600-3-02*). Die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung des AR-Glasfilaments wird hauptsächlich durch Reibverbund bestimmt, während beim Carbonfilament ein ausgeprägter Haftverbund festzustellen ist. Das Carbonfilament weist mit 6 N/mm² eine etwa doppelt so hohe Verbundspannung auf wie das Glasfilament. Ein wesentlicher Einflussfaktor auf das Verbundverhalten der Filamente ist die applizierte Schlichte. Da sie von den Faserherstellern von Zeit zu Zeit verändert wird, kann sich das Verbundverhalten der Filamente unterschiedlicher Chargen stark unterscheiden, wie Untersuchungen an Filamenten verschiedener Lieferungen zeigten /Bru07/.

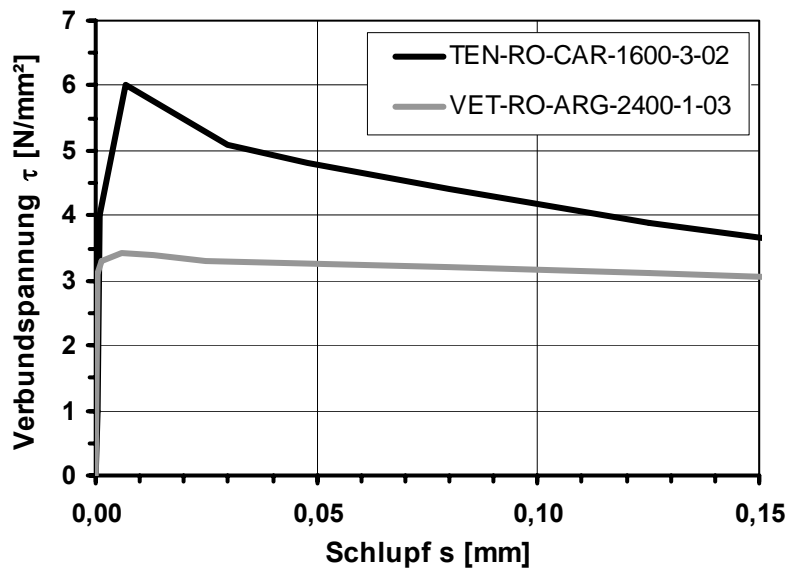


Bild 2-15: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen von Glas- und Carbonfilamenten

2.4.3 Pull-out-Versuche am Roving

Pull-out-Versuche an Rovings wurden von mehreren Forschern mit dem Ziel der Charakterisierung der Verbundeigenschaften textiler Bewehrungen durchgeführt /Ban04, Krü04, Pel00, RIL06/. BANHOLZER führte einseitige Pull-out-Versuche an Rovings durch. Diese wurden zunächst über eine Länge von 30 mm in einen Epoxidharzblock eingegossen, der ähnlich dem Rovingzugversuch (Kap. 2.2.6) zur Einspannung in die Keilspannklemmung der Prüfmaschine diente. Anschließend wurde der Roving ohne freie Länge zum Epoxidharzblock mit 30 mm Einbindelänge in Feinbeton eingegossen. Mit dem von BANHOLZER entwickelten FILT-Test (**F**ailure **I**nvestigation using **L**ight **T**ransmission properties), bei dem die lichtleitenden Eigenschaften von Glasfilamenten ausgenutzt werden, hat er das sukzessive Reißen der Filamente während der Versuchsdurchführung visualisiert. Die Rovings werden dabei von einer Seite belichtet, während auf der anderen (lastabgewandten) Seite mit einer Digitalkamera das austretende Licht aufgenommen wird (Bild 2-16). Über eine bildanalytische Auswertung konnte der Anteil intakter bzw. gerissener Filamente punktuell berechnet werden. Die Beobachtungen während der Pull-out-Versuche lassen auf ein teleskopartiges Versagen des Rovings schließen, der in einzelne Filamentgruppen mit unterschiedlichen Verbundeigenschaften unterteilt werden kann. Entsprechend ihrer Verbundqualität versagen die Gruppen nacheinander, bis eine Restgruppe aus der Matrix vollständig herausgezogen wird.

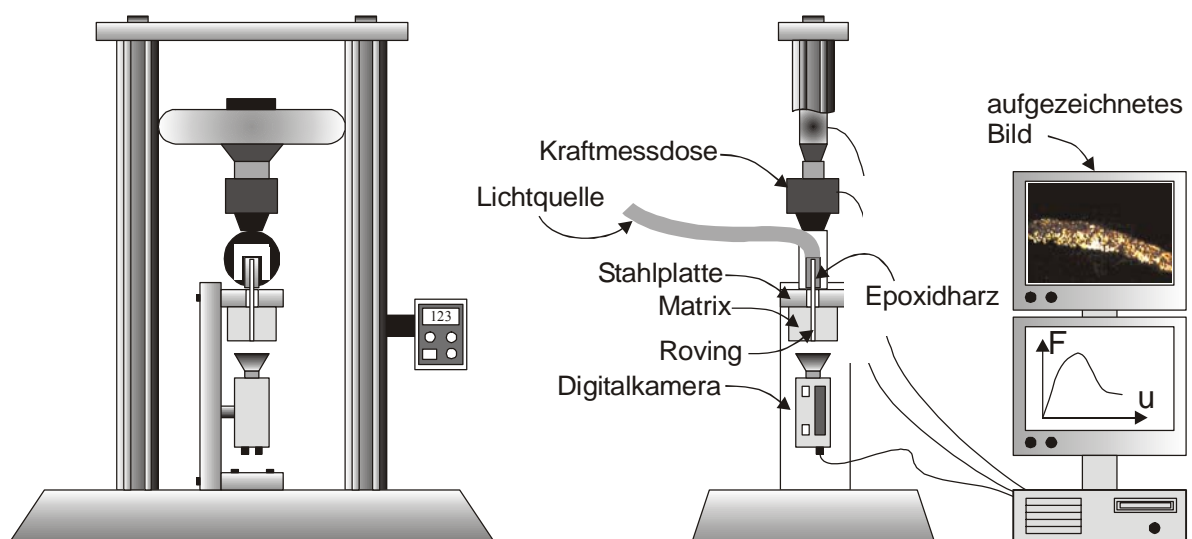


Bild 2-16: Pull-out-Versuch am Roving mit FILT-Test /Ban04, Ban06/

Aus dem beschriebenen Versagensablauf folgt, dass der Roving-Pull-out-Versuch nicht zur Ermittlung von Verbundgesetzen geeignet ist. Vielmehr kann er als Hilfsmittel zur Identifizierung und Quantifizierung spezieller Mechanismen wie z. B. eines sukzessiven Filamentversagens während zyklischer Beanspruchung angesehen werden, zumal der Einsatz spezieller Messtechniken wie dem beschriebenen FILT-Test

oder der Schallemissionsanalyse /Kan06/ bei diesem Versuchsaufbau möglich ist. Diese Ergebnisse bilden eine wichtige Grundlage für die Modellierung auf der Mikroebene. Die Aussagekraft der Ergebnisse von Pull-out-Versuchen an Rovings auf deren Tragverhalten im zugbeanspruchten Textilbetonbauteil ist allerdings begrenzt, da die Mehrfachrissbildung den Dehnungszustand der Filamente mit schlechten Verbundeigenschaften (innere Filamente) signifikant beeinflusst. Wie BRUCKERMANN /Bru07/ zutreffend beschreibt, ist aufgrund des symmetriebedingten Schlupfnullpunktes zwischen zwei Rissen kein Ausziehen der inneren Filamente möglich, so dass diese „quasi-verankert“ sind und höhere Spannungen als im Pull-out-Versuch erreichen (Bild 2-17).

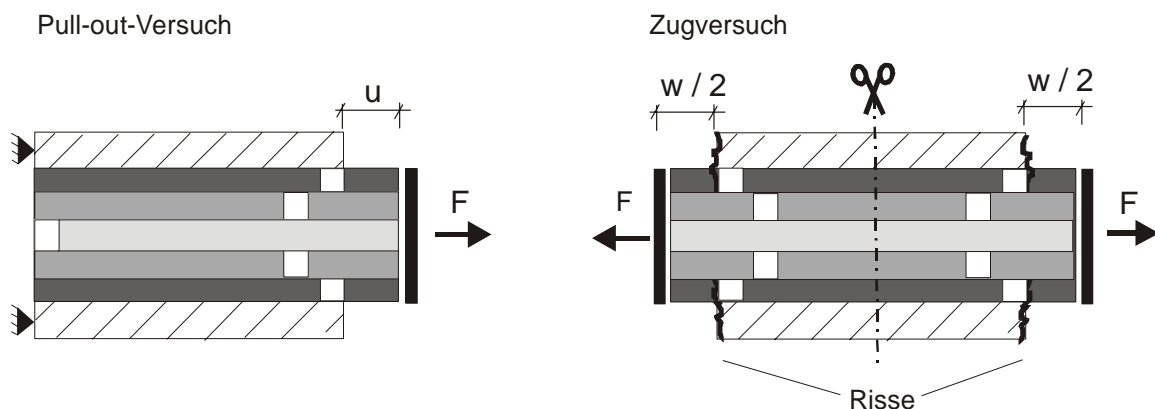


Bild 2-17: Unterschiedliche Randbedingungen bei Pull-out- und Zugversuch /Bru07/

Pull-out-Versuche an textilen Bewehrungen wurden auch von KRÜGER /Krü04, RIL06/ durchgeführt. Bei diesen zweiseitigen Pull-out-Versuchen wurde ein Gelege in eine 1 cm dicke Platte einbetoniert. Durch eine beidseitige Einkerbung wurde eine Sollrissstelle so vorgegeben, dass in dem verbleibenden Betonquerschnitt lediglich ein Roving des Geleges vorhanden war. KRÜGER führte Versuche mit Carbon- und Glasgelegen durch, um den Einfluss einer Epoxidharztränkung und einer Vorspannung auf das Verbundverhalten zu untersuchen. Erwartungsgemäß erreichten die getränkten Rovings aufgrund der Homogenisierung des Rovingquerschnitts deutlich größere Verbundkräfte als die ungetränkten Rovings, die durch eine zusätzliche Besandung noch weiter gesteigert werden konnten. Gleiche Erkenntnisse lieferten doppelseitige Pull-out-Versuche im SFB 532 /Dil06/.

2.4.4 Dehnkörperversuche

Zur Untersuchung der charakteristischen Einflüsse der textilen Bewehrung, des Bewehrungsgrades, der Bewehrungsorientierung zur Lastrichtung oder der Betoneigenschaften auf das Tragverhalten des Verbundquerschnittes verwendeten verschiedene Forschungsstellen Dehnkörperversuche, die sich vor allem hinsichtlich der Probekörpergeometrie und der Lasteinleitung unterscheiden. Die Beobachtungen dienen als Basis zur Erforschung der Tragmechanismen, zur Verbesserung der Materialeigen-

schaften und zur Entwicklung von Berechnungsmodellen. Einen guten Überblick über die in der Literatur vorhandenen Dehnkörperversuche liefert JESSE /Jes04/. Die unterschiedlichen Dehnkörpertypen sind zwischen 5 mm und 38 mm dick, zwischen 60 mm und 900 mm lang und die Breite variiert zwischen 10 mm und 350 mm. Neben dem Einklemmen der Enden des Versuchskörpers in Stahlbacken auf unterschiedlicher Länge werden die Zugkräfte über Formschluss durch eine Taillierung sowie über eine Bolzensteckverbindung von der Prüfmaschine auf den Versuchskörper übertragen.

Aufgrund der Ähnlichkeit der verwendeten textilen Bewehrungen mit den in dieser Arbeit verwendeten Gelegen, werden im Folgenden die Untersuchungen von JESSE und MOLTER detaillierter beschrieben.

2.4.4.1 Dehnkörperversuche von JESSE

JESSE /Jes04, Cur03/ führte einaxiale Zugversuche an Dehnkörpern mit den Abmessungen (Länge x Breite x Dicke) 500 mm x 100 mm x 8 mm durch. Die Versuchskörper wurden aus Scheiben mit den Kantenlängen 1,20 m x 0,70 m herausgesägt. Die Bewehrung wurde lagenweise eingebaut, wobei die Dicke der Betonschichten zwischen den einzelnen Bewehrungslagen jeweils gleich war. Neben dem überwiegend angewandten Handlaminieren wurden auch Versuchskörper im Nassspritzverfahren hergestellt. Als Bewehrung wurden entweder Einzelrovings oder Gelege aus AR-Glas eingesetzt. Aufgrund der Herstellung in einer liegenden Schalung stellten sich an den beiden Oberflächen der Scheiben unterschiedliche Schwindverformungen ein, die zu einer Verkrümmung der Versuchskörper von bis zu 1,5 mm führten. Die Versuche wurden weggesteuert mit der Verformungsgeschwindigkeit 0,9 mm/min durchgeführt. Die Lasteinleitung erfolgte durch gelenkig mit der Prüfmaschine verbundene 100 mm lange Klemmbaken an den Enden des Versuchskörpers.

Die in den Dehnkörperversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungskurven werden in drei lineare Abschnitte unterteilt, die mit Geradengleichungen beschrieben werden (Bild 2-18) /Cur01/. Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen werden im Folgenden getrennt für die einzelnen Abschnitte erläutert.

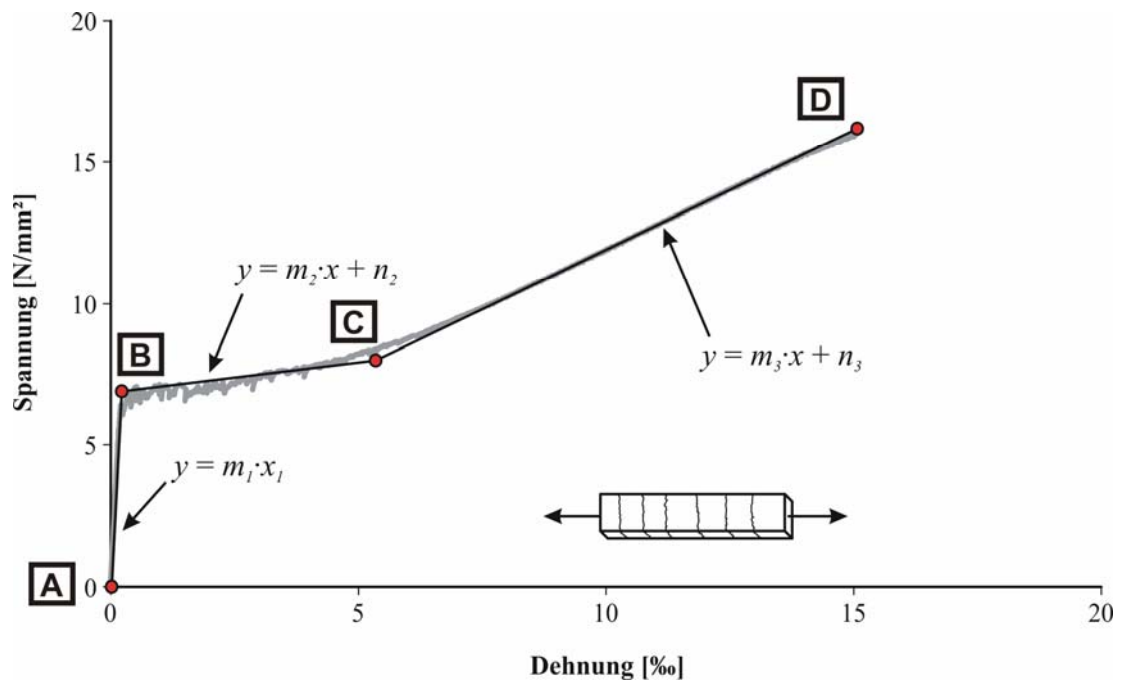


Bild 2-18: Einteilung der Spannungs-Dehnungslinie in lineare Abschnitte

- Zustand I** (Punkt A bis Punkt B): Bis zur Erstrissbildung verhält sich der Dehnkörper linear-elastisch. JESSE stellt große Streuungen zwischen den Steifigkeiten der Versuchskörper einer Serie fest, die sich nicht eindeutig klären lassen. Als mögliche Ursache wird eine Vorschädigung der Proben genannt. Die theoretische Steifigkeit des Verbundquerschnittes ergibt sich aus der Summe der Einzelsteifigkeiten von Betonquerschnitt und Bewehrungsquerschnitt unter Berücksichtigung der Packungsdichte der Rovings. Als zusammenfassendes Ergebnis der Dehnkörperversuche mit einer Bewehrung aus Einzelrovings wird festgehalten, dass der Einfluss der Bewehrung auf die Steifigkeit vernachlässigbar ist. Demgegenüber ergaben sich in den Versuchen mit textilen Gelegen geringere Steifigkeiten, die auf eine mögliche querschnittsschwächende Wirkung der Querrovings zurückgeführt werden.
- Übergang Zustand I zu Zustand IIa** (Punkt B): Der Übergang von Zustand I in den Zustand IIa erfolgt allgemein bei Erreichen der Zugfestigkeit des Verbundquerschnitts. Bei der Bestimmung der Erstrisslasten waren die Biegeeffekte aus der Verkrümmung der Versuchskörper zu berücksichtigen. Die Erstrisslasten der mit Einzelrovings unidirektional bewehrten Dehnkörper lagen über den rechnerischen Werten nach der Elastizitätstheorie und zeigten eine deutliche Abhängigkeit vom Bewehrungsgrad. Ursache hierfür ist die rissunterdrückende Wirkung der textilen Bewehrung, die mit bruchmechanischen Modellen beschrieben, aber nicht abschließend quantitativ geklärt werden kann. Die Erstrisslasten der Dehnkörper mit einer Bewehrung aus bidirektionalen Gelegen lagen allerdings deutlich (40 bis 60 %) unter denen der unidirektional bewehrten

Vergleichsdehnkörper und unter den rechnerischen Werten nach Elastizitätstheorie. Hierfür wird wiederum die Querschnittsschwächung durch die Querrovings als Ursache genannt.

- **Zustand IIa** (Punkt B bis Punkt C): Der Zustand IIa stellt die Phase der Mehrfachrissbildung dar. Es wurde festgestellt, dass das Spannungs-Niveau 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. Der Spannungsanstieg wird mit der streuenden Betonzugfestigkeit begründet. Die Rissbildung erfolgte bei den bidirektional bewehrten Dehnkörpern primär im Bereich der Querrovings. Die unregelmäßige Verteilung der Querrovings bei mehrlagiger Bewehrung wird als mögliche Ursache für die Beobachtung angeführt, dass bei einigen Versuchsreihen kein eindeutiges Ende der Rissbildungsphase festgestellt werden konnte, was als „diffuse Rissbildung“ definiert wurde. Ein Kriterium für das Auftreten dieses Phänomens wird nicht angegeben.
- **Zustand IIb** (Punkt C bis Punkt D): Nach 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 Steifigkeit der Bewehrung. JESSE beobachtete in seinen Dehnkörperversuchen ebenso wie schon OHNO & HANNANT /Ohn94/ einen deutlich geringeren Anstieg der Spannungs-Dehnungslinie und führt dies auf eine Reduzierung der Bewehrungsquerschnittsfläche durch das Versagen der Randfilamente während der Rissbildungsphase zurück. Aufgrund ihres besseren Verbundes zur Matrix erfahren die Randfilamente höhere Dehnungen als die inneren Filamente. Zur Angabe des im Zustand IIb noch intakten, lastabtragenden Anteils der Filamente führt JESSE den Bündelfaktor k_B ein, der sich nach Gleichung (2-1) als Verhältniswert der Steigung der Spannungs-Dehnungslinie im Zustand IIb und der theoretischen Steifigkeit nach der Elastizitätstheorie ergibt :

$$k_B = \frac{m_3}{E_f V_f} \quad (2-1)$$

mit

m_3 Steigung der Spannungs-Dehnungslinie im Zustand IIb

E_f Elastizitätsmodul der Faserbewehrung

V_f Faserbewehrungsgrad.

Der Bündelfaktor k_B steigt mit zunehmendem Bewehrungsgrad und beträgt in den dargestellten Versuchen zwischen 0,65 und 0,8. Im Vergleich zu den Einzelrovings ergaben sich für die vergleichbaren Gelege größere Werte für den Bündelfaktor. Als Ursache wird das geringere Verhältnis von Umfang zu Quer-

schnittsfläche der durch die textile Bindung komprimierten Rovings angeführt, woraus folglich ein geringerer Anteil Randfilamente resultiert. Des Weiteren wurde bei der Bewehrung mit textilen Gelegen eine geringere Zugversteifung („Tension Stiffening“) 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. Sie betrug jeweils bezogen auf die eingelegte Bewehrungsquerschnittsfläche bei Rovings des Titers 620 tex etwa 1100 N/mm² und bei 1100 tex etwa 400 N/mm² und lag damit deutlich unter der Filamentzugfestigkeit. Aufgrund der verschiedenen Bruchspannungen von Bewehrungen unterschiedlicher Chargen wurde auf einen Einfluss der Schlichte geschlossen, deren Zusammensetzung sich in den Verbundeigenschaften und damit dem Tragverhalten niederschlägt. Die Verarbeitung der Rovings zu Gelegen besitzt ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit. Im Vergleich zu den Einzelrovings nahm die Bruchspannung der textilen Gelege teilweise um 40 bis 60 % ab, wobei Unterschiede hinsichtlich der Bindungstypen festgestellt wurden. Mit der Trikot-Bindung wurden deutlich bessere Ergebnisse erzielt als mit der Bindung Franse-Trikot. Als Ursache werden die Einflüsse der als Störstellen wirkenden Querrovings und Wirkfäden in direkter Nähe des Bewehrungsrovings angenommen.

Eine wesentliche These von JESSE ist die Annahme des Versagens der Randfilamente im Zustand IIa, die er als maßgebliche Ursache für die Diskrepanz zwischen der Steifigkeit des Dehnkörpers im Zustand IIb und der Steifigkeit der reinen Bewehrung anführt. BRUCKERMANN /Bru07/ stellte hierzu dar, dass ein Randfilamentversagen nur eine mögliche Ursache für die geringere Steifigkeit im Zustand IIb ist. Daneben ist 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. Die Diskussion der Ursachen für das Steifigkeitsdefizit in Zustand IIb stellt einen zentralen Aspekt bei der Analyse des Zugtragverhaltens in Kapitel 5 dar, weshalb an dieser Stelle auf weitere Ausführungen verzichtet wird.

2.4.4.2 Dehnkörperversuche von MOLTER

MOLTER /Mol05/ führte weggesteuerte Zugversuche an Dehnkörpern durch, deren Geometrie für die in Kapitel 4 beschriebenen eigenen Versuche weitestgehend übernommen wurde. Er verwendete in seinen Versuchen biaxiale Gelege aus AR-Glas- und Carbonrovings sowie aus Friktionsspinnhybridgarnen. Die Spannungs-Dehnungskurven spiegelten die typischen Phasen vor (Zustand I), während (Zustand IIa) und nach der Rissbildung (Zustand IIb) (Bild 2-18) wider.

In den Untersuchungen wurden vor allem die Einflüsse auf das Bruchtragverhalten dokumentiert. Auf Basis der experimentellen Ergebnisse wurde ein empirischer Ansatz zur Berechnung der Zugtragfähigkeit von Textilbetonbauteilen entwickelt. Dabei wurde eine Abnahme der rechnerischen Textilbruchspannung mit zunehmendem Bewehrungsgrad festgestellt, die mit einer gegenseitigen Beeinflussung der Bewehrungslagen erklärt wird. Die höchste Tragfähigkeit wurde mit einer Bewehrung aus einem Carbonfasergelege erreicht. Durch die Tränkung mit Butadienstyrol-Latex konnte die Bruchspannung eines AR-Glasgeleges verdoppelt werden. Ein Gelege aus Friktionspinnhybridgarn erreichte aufgrund der Vorschädigungen während des Herstellprozesses die geringste Tragfähigkeit.

Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse von Versuchen mit textilen Bewehrungen unterschiedlicher Eigenschaften wurde ein Effektivitätsfaktor e_{tc} eingeführt, der das Verhältnis zwischen der im Verbundquerschnitt erreichten Bruchspannung und der Maximalspannung eines dem Textil entnommenen Rovings im Garnzugversuch angibt (Gl. (2-2)).

$$e_{tc} = \frac{F_{tc,u}}{A_t \cdot f_t} \quad (2-2)$$

mit $F_{tc,u}$ maximale Zugkraft aus Dehnkörperversuch [N]

A_t Querschnittsfläche der textilen Bewehrung [mm²]

f_t Zugfestigkeit des Bewehrungstextils [N/mm²], gemessen an einem dem Textil entnommenen Roving.

In Versuchen mit AR-Glasgelegen, bei denen die Rovings unterschiedliche geometrische Eigenschaften aufwiesen, ergab sich ein Zusammenhang zwischen dem Verhältnis von Rovingumfang U_g zu Querschnittsfläche A_g und der Effektivität e_{tc} . Gelegerovings mit größerem bezogenen Umfang U_g/A_g erreichten eine bessere Aktivierung der Bewehrungsquerschnittsfläche aufgrund eines größeren Anteils äußerer Filamente mit guten Verbundeigenschaften. Die unterschiedlichen geometrischen Eigenschaften der verglichenen Rovings resultierten aus unterschiedlichen Rovingtitern (2400 tex bzw. 4800 tex) oder verschiedenen Bindungstypen (Trikot bzw. Franse).

2.4.4.3 Dehnkörperversuche mit schiefwinkliger Bewehrung

Die zumeist bidirektionale textile Bewehrung ist herstellungsbedingt nicht immer in allen Bereichen eines Bauteils exakt der Krafrichtung entsprechend angeordnet. In den Bereichen mit schiefwinkliger Beanspruchung der textilen Bewehrung treten aufgrund der Eigenschaften der Fasermaterialien sowie des strukturellen Aufbaus der Rovings Effekte auf, die das Tragverhalten der Bewehrung signifikant beeinflussen. Aus früheren Untersuchungen ist bekannt, dass die Tragfähigkeit der Bewehrung mit zunehmendem Winkel zwischen Kraft- und Bewehrungsrichtung abnimmt [Bar82]. Zur Quantifizierung des Einflusses der schiefwinkligen Beanspruchung auf die Tragfähig-

keit der von ihnen verwendeten textilen Bewehrungen führten JESSE und MOLTER Dehnkörperversuche mit unterschiedlichen Winkeln zwischen Kraft- und Bewehrungsrichtung durch.

JESSE /Jes04/ verwendete bei seinen Untersuchungen zum Einfluss des Neigungswinkels Einzelrovings, die in 4 Lagen symmetrisch zur Mittelachse im Querschnitt platziert wurden. Der Neigungswinkel α wurde in 5°-Schritten bis zu einem Winkel von 40° variiert. Als Ergebnis der Untersuchungen wird der Quotient der Faserbruchspannungen bei schiefwinkliger Bewehrungsführung $\sigma_{fu,\alpha}$ und dem Referenzwert $\sigma_{fu,0}$ für $\alpha = 0^\circ$ angegeben. Zur Berücksichtigung der unvollständigen Verankerung geneigter Rovings in den Randbereichen der Dehnkörper berechnete JESSE eine effektive Breite b_{eff} (Bild 2-19).

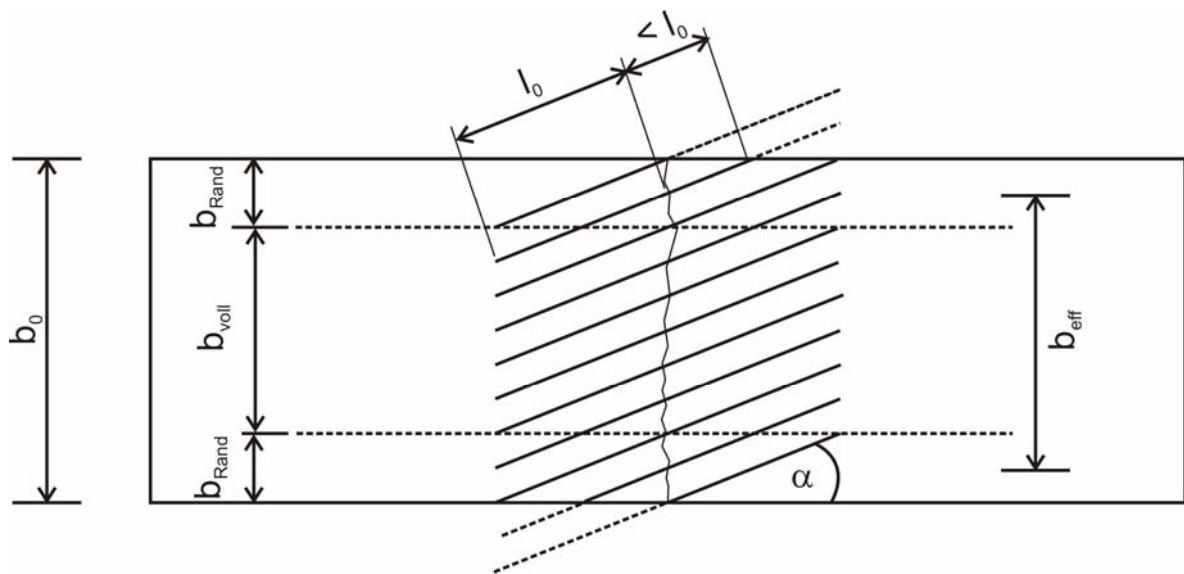


Bild 2-19: Definition der effektiven Breite

Die Verankerungslänge l_0 bestimmte JESSE durch Betrachtung des Versagensbildes der Randfasern der Dehnkörper. Aus der Bruchfläche herausragende Randfasern wurden mit der gegenüberliegenden vorhandenen Verbundlänge verglichen. War die aus der Bruchfläche herausragende Rovinglänge geringer als die gegenüberliegende Verbundlänge, galt der Roving als ausreichend verankert. Für die Berechnung der effektiven Breite b_{eff} nach Gleichung (2-3) wurde letztlich ein Mittelwert der Verankerungslänge von $l_0 = 26,4$ mm ermittelt.

$$b_{eff} = b_0 - l_0 \cdot \sin \alpha \quad (2-3)$$

Die Darstellung der Ergebnisse der Dehnkörperversuche in Bild 2-20 offenbart den deutlichen Tragfähigkeitsverlust der Rovings mit zunehmendem Faserwinkel α .

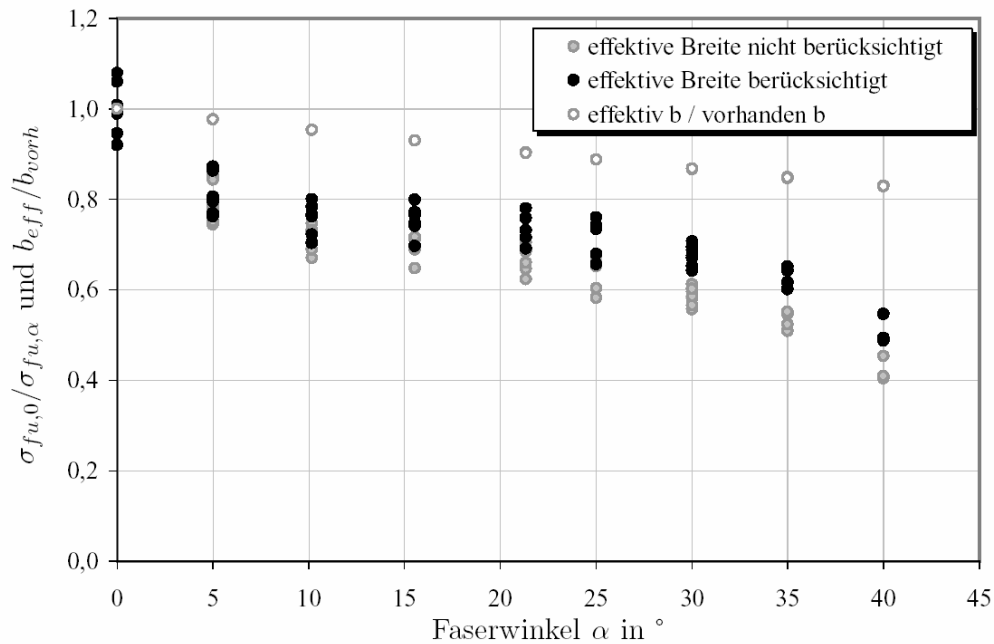


Bild 2-20: Ergebnisse der Dehnkörperversuche mit schiefwinkliger Bewehrung /Jes05/

Auch MOLTER /Mol01/ stellte in Dehnkörperversuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung eine abnehmende Tragfähigkeit der Bewehrung mit zunehmender Schiefwinkligkeit fest, die er auf Faserbrüche an den Risskanten infolge Querverpressung und Biegebeanspruchung sowie Ablösung von Filamenten zurückführte. Zur Angabe des Tragfähigkeitsverlustes wurde der Faktor k_0 eingeführt, der als Verhältnis zwischen Tragfähigkeit der schiefwinklig geführten Bewehrung und der geradlinig bewehrten Referenz definiert ist (Gl. (2-4)).

$$k_0 = \frac{F_{tc,u\alpha}}{F_{tc,u0^\circ}} \quad (2-4)$$

mit

$F_{tc,u\alpha}$ Zugbruchkraft bei um den Winkel α gedrehter Bewehrungsrichtung [N]

$F_{tc,u0^\circ}$ Zugbruchkraft der Bewehrung bei Anordnung in Krafrichtung [N]

In Bild 2-21 sind die von MOLTER vorgeschlagene Funktion für den Faktor k_0 sowie die aus Bild 2-20 abgelesenen Versuchswerte von JESSE dargestellt. Ein direkter Vergleich der Versuchsreihen ist aufgrund der unterschiedlichen Feinheit der Neigungswinkelvariation nur bedingt möglich. Dennoch lässt sich eine grundsätzliche Übereinstimmung der Tragfähigkeitsabnahme mit zunehmender Schiefwinkligkeit erkennen.

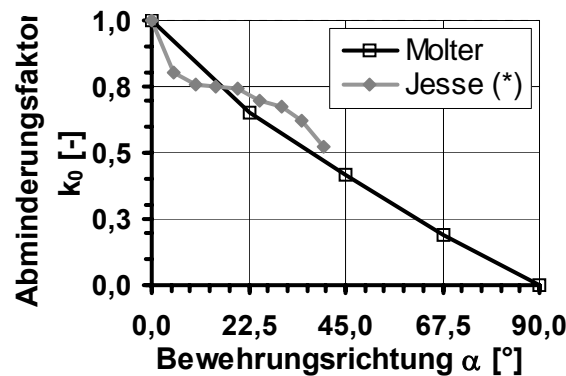


Bild 2-21: Abminderungsfaktor k_0 nach MOLTER /Mol05/ und JESSE (*: nach Able-
sung aus Bild 2-20)

MOLTER führte weiterhin Versuche mit einer kontrolliert von außen aufgetragenen Rissuferverschiebung durch, indem der Betonsteg zwischen zwei Rissen des Dehnkörpers mechanisch ausgelenkt und anschließend die Zugkraft bis zum Bruch gesteigert wurde. Mit zunehmender Rissuferverschiebung wurde eine abnehmende Bruchtragfähigkeit des Bewehrungsquerschnittes festgestellt. Zur Abbildung dieses Effektes wurde der Faktor k_2 als ein Maß für die Abnahme der Tragfähigkeit der Bewehrung infolge einer Rissuferverschiebung eingeführt.

2.4.5 Biegeversuche

Das Biegetragverhalten von Textilbetonbauteilen wurde an einer Vielzahl unterschiedlicher Versuchskörper untersucht. Ein großer Teil dieser Versuche wurde in Anlehnung an die typischen Untersuchungen für Kurzfaserbeton (vgl. z. B. /DIN1170/) mit plattenartigen Versuchskörpern durchgeführt, deren Querschnittsdicke relativ gering war. Aufgrund der Ähnlichkeit mit den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Biegeversuchen werden an dieser Stelle die Untersuchungen von MOLTER /MOL05/ und KRÜGER /Krü04/ kurz dargestellt.

MOLTER führte Biegeversuche an zwei Balkentypen mit unterschiedlicher Geometrie durch. Der größte Teil der Untersuchungen wurde an π -Profil-Balken (Bild 2-22 (rechts)) vorgenommen. Aufgrund der größeren Bruchmomente wurden bei Carbonbewehrungen I-Profil-Balken (Bild 2-22 (links)) verwendet, um ein Druckzonenversagen auszuschließen. Die Versuchskörper hatten jeweils eine Länge von 1 m.

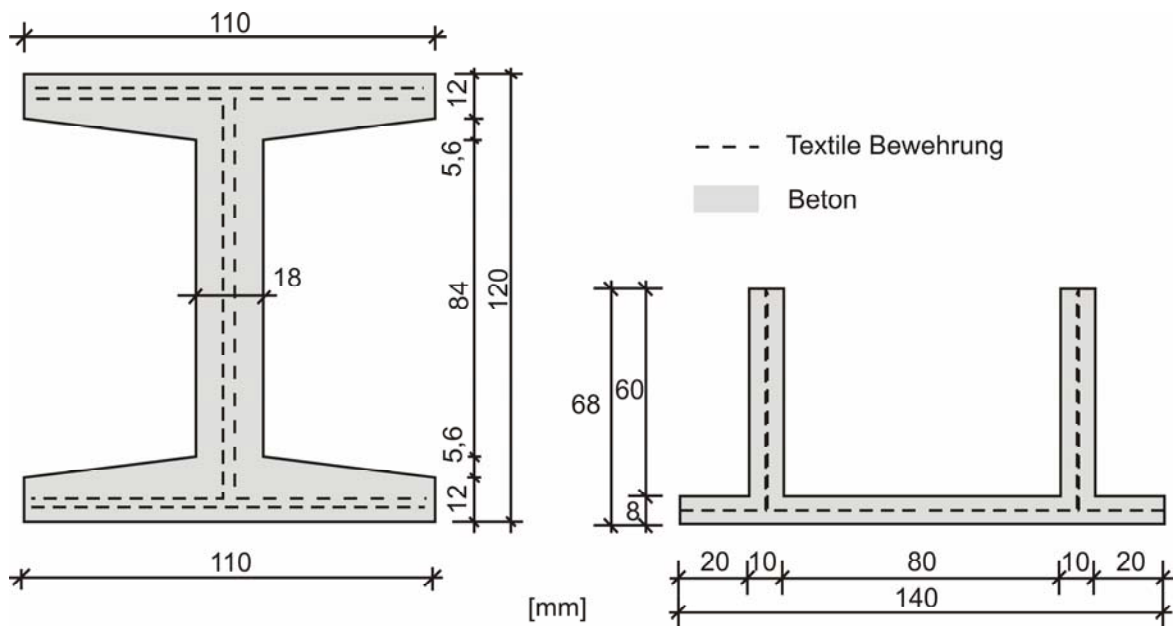


Bild 2-22: Querschnitte der Biegebalken von MOLTER

Die Balken wurden in weggeregelten Vier-Punkt-Biegeversuchen (1 mm/min Traversengeschwindigkeit) geprüft. Prinzipiell bestätigten die Versuche die Beobachtungen von den Dehnkörperversuchen zur Abhängigkeit des Bauteiltragverhaltens von den mechanischen Eigenschaften der textilen Bewehrung und der Qualität des Verbundes zum Beton.

Zur Untersuchung des Tragverhaltens von vorgespannten textilen Bewehrungen werden in /Krü04/ Biegeversuche an Platten mit den Abmessungen 300 x 60 x 10 mm (L x B x H) beschrieben. Als Bewehrungsmaterialien wurden getränkte sowie ungetränkte Gelege aus AR-Glas, Carbon und Aramid eingesetzt. Die Tränkung mit Epoxidharz bewirkte eine deutliche Zunahme der Tragfähigkeit um den Faktor zwei bis drei. Die Vorspannung eignet sich für getränkte Bewehrungen und führte zu einer größeren Bauteilsteifigkeit und höheren Erstrisslasten. Für ungetränkte Bewehrungen vor allem bei der Verwendung größerer Rovingtiter erwies sich die Vorspannung als nachteilig, da sie zu einer Bündelung des Rovings und folglich schlechterer Matrixpenetration führt, wodurch die Tragfähigkeit reduziert wird.

2.4.6 Querkraftversuche

Systematische Untersuchungen zum Querkrafttragverhalten textilbewehrter Bauteile sind bisher nur von MOLTER /Mol05/ bekannt. Er führte Querkraftversuche mit und ohne Querkraftbewehrung an den in Bild 2-22 (links) dargestellten I-Profil-Balken durch. Dabei wurden der Längsbewehrungsgrad ρ_b , der mechanische Querkraftbewehrungsgrad ω_w , das Fasermaterial und die Orientierung der Querkraftbewehrung variiert. Während der Versuche wurden die Verformungen des Schubfeldes photogrammetrisch /Lan06/ (siehe Kapitel 4.1.3) aufgezeichnet, um die Umlenkung der textilen

Bewehrung an den Schubrissskanten zu ermitteln. Mit Kenntnis des Umlenkungswinkels der Bewehrung kann unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus den Versuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung auf die resultierende Zugkraft der Querkraftbewehrung geschlossen werden.

Bei den Versuchen an Balken ohne Querkraftbewehrung stellte sich eine Sprengwerktragwirkung unter Beteiligung der ungerissenen Druckzone und der Längsbewehrung im Zugflansch als Zugband ein. Aufgrund des geringen Korndurchmessers des Feinbetons wird eine Spannungsübertragung über die Schubrisse durch Kornverzahnung oder Rissreibung weitgehend ausgeschlossen. Die gleiche Erkenntnis leitet auch GÖRTZ aus Tastversuchen an textilbewehrten Balken mit π -Querschnitt aus Leichtbeton ab /Gör04/.

Aus den Versuchen an querkraftbewehrten Balken ergab sich ein mit steigendem mechanischem Bewehrungsgrad abnehmendes Verhältnis der Rissöffnungen in vertikaler Richtung dy und horizontaler Richtung dx . Die maximale Umlenkung der vertikalen Stegbewehrung betrug bis zu 25° . Zur Änderung der Rissöffnung über die Länge des Schubrisses werden keine detaillierten Angaben gemacht, so dass offen bleibt, ob es sich bei den angeführten Werten um Mittelwerte oder Extrema handelt.

Der Vergleich des aus den Versuchsergebnissen berechneten Fachwerktraganteils der Querkraftbewehrung an der Bruchlast ergibt, dass ein zusätzlicher Resttraganteil existiert, der mit zunehmendem Querkraftbewehrungsgrad abnimmt. Dieser Effekt bleibt bei der Ursachenforschung für den festgestellten unterproportionalen Anstieg der Querkrafttragfähigkeit mit steigendem ω_w unberücksichtigt. Hierfür wird die zunehmende Umlenkung der Querkraftbewehrung als Ursache gesehen.

Nach den Untersuchungen führt eine Steglängsbewehrung zwar zu einem steiferen Tragverhalten im Zustand II führt, aber keine signifikanten Auswirkungen auf den Umlenkungswinkel der vertikalen Querkraftbewehrung und wegen der Schädigung infolge der großen eigenen Umlenkung keinen Anteil an der Querkrafttragfähigkeit hat. Ebenso hatte die Orientierung der Querkraftbewehrung keinen Einfluss auf die Querkrafttragfähigkeit, wie Versuche mit diagonaler Stegbewehrung ergaben, obwohl geringere Rissöffnungen und Rissuferverschiebungen festgestellt wurden. Als Grund wird eine offenbar größere Schädigung der Bewehrung wegen ihrer ungünstigeren Orientierung zur Risskante genannt.

Die Material- und Verbundeigenschaften der Querkraftbewehrungen spiegelten sich in vergleichsweise steileren Risswinkeln und höheren Tragfähigkeiten bei carbonbewehrten Stegen sowie größerer vertikaler Rissöffnung bei mit Butadienstyrol-Latex getränktem Glasgelege als bei ungetränktem AR-Glas wider.

MOLTER stellte außerdem fest, dass die Druckstrebentragfähigkeit deutlich unter den mit Berechnungsansätzen für Stahlbetonbauteile berechneten Werten lag. Er führte dies auf die Schwächung des Steges durch die druckweiche textile Bewehrung zurück,

die das Entstehen von Querkzugspannungen begünstigt und bei hohen Bewehrungsgraden eine Separation des Steges bewirkt.

2.5 Analytische und numerische Modellierung des Zugtragverhaltens

2.5.1 Allgemeines

Die Beschreibung des Tragverhaltens von textilbewehrtem Beton mit einem Modell, das sämtliche Mechanismen und Randbedingungen von der Filamentebene bis zur Bauteilebene berücksichtigt, ist aufgrund der Komplexität der Materialstruktur nicht möglich. Bei der Modellierung werden deshalb drei Strukturebenen unterschieden /Heg04a/ (Bild 2-23).

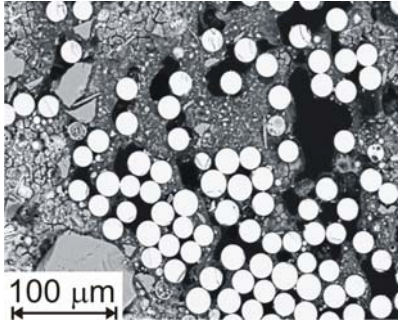
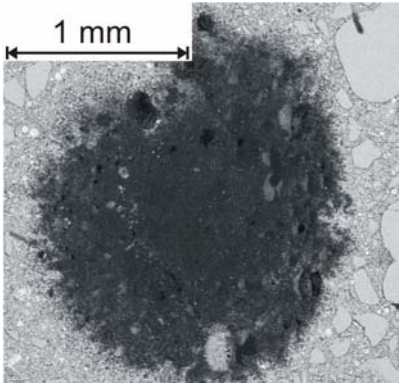

Skalierungsebene	Komponenten	Struktur
Mikroebene	Filament Matrix	
Mesoebene	Garn Matrix	
Makroebene	Komposit	

Bild 2-23: Strukturebenen der Modellierung von textilbewehrtem Beton

Auf der Mikroebene werden die mechanischen Effekte im Mikrometerbereich, also auf Filamentebene abgebildet. Die Modellierung beinhaltet die Interaktion zwischen dem

Filament und der Matrix sowie zwischen einzelnen Filamenten unter Berücksichtigung streuender Material- und Verbundeigenschaften.

Die Modellierung auf der Mesoebene betrachtet das Tragverhalten der Garne im Verbundquerschnitt mit diskreter Abbildung der Risse. Die Verbund- und Materialeigenschaften der Einzelfilamente werden homogenisiert und der Roving in eine unterschiedliche Anzahl von Filamentgruppen gleicher Eigenschaften unterteilt.

Auf der Makroebene wird das Zusammenwirken von Bewehrung und Matrix mit einem homogenisierten Materialmodell betrachtet, so dass die Berechnung großer Textilbetonbauteile mit der FE-Methode möglich ist. Die Rissbildung wird als anisotrope Schädigung abgebildet.

Die auf einer Ebene gewonnenen Materialmodelle werden zusammengefasst und unter Reduktion des Detaillierungsgrades auf höhere Ebenen übertragen. Folglich werden in der Literatur Sub-Modelle für die Mikro-, Meso- und Makroebene unterschieden, in denen die mechanischen Effekte auf den unterschiedlichen Strukturebenen analytisch oder numerisch abgebildet werden.

2.5.2 Modelle der Mikroebene

Einen Überblick über die existierenden Modelle zur Beschreibung des Tragverhaltens auf der Mikroebene liefert /Heg06/. Unterschiede zwischen den Modellen bestehen vorwiegend in der Abbildung der punktuellen Anbindungen der Filamente an die Feinbetonmatrix, die sich als ein Resultat des streuenden Eindringverhaltens der Matrix in das Rovinginnere ergeben (Bild 2-24 (a)).

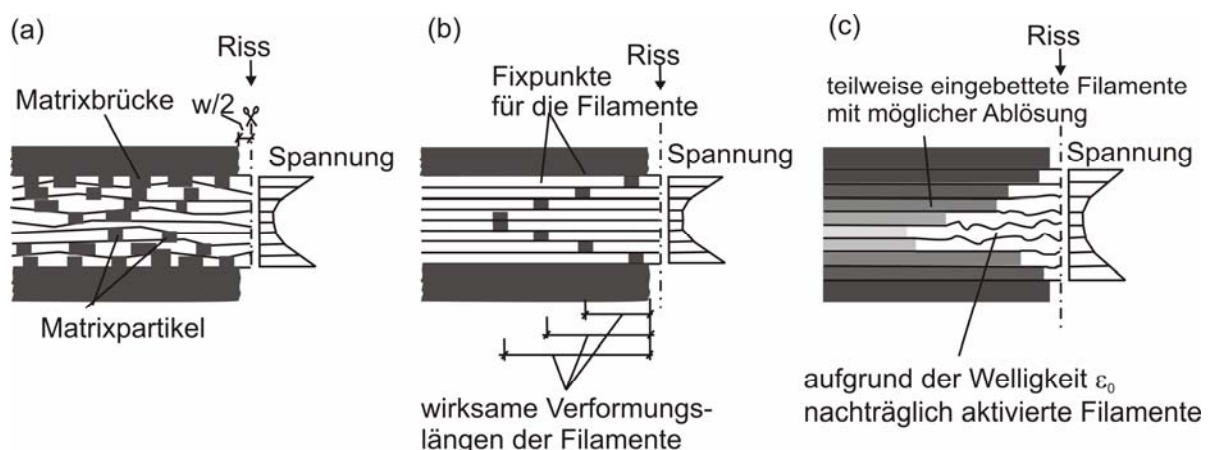


Bild 2-24: Schematische Darstellung der punktuellen Matrixanbindung der Filamente (a); Verbundmodelle auf Mikroebene (b), (c) /Heg06/

Basierend auf mikroskopischen Untersuchungen, bei denen nur linienförmige oder punktuelle Anbindungen zwischen Filamenten und Matrix im Rovinginneren beobachtet

tet wurden, entwickelte SCHORN das Haftbrückenmodell /Sch03/ (Bild 2-24 (b)). Da sich die äußeren Filamente gegenüber der Matrix sowie die inneren Filamente gegenüber den äußeren verschieben können, geht SCHORN davon aus, dass die Haftbrücken keine starre, schubfeste Fixierung, sondern einen federelastischen Verbund bilden. Die hieraus resultierende geringere Steifigkeit wird durch wirksame Verformungslängen berücksichtigt, die größer sind als die freien Verformungslängen zwischen den Haftbrücken und zum Rovinginneren aufgrund der abnehmenden Anzahl an Haftbrücken stetig zunehmen. In /Lep07/ werden analytische und numerische Untersuchungen mit diesem Modell beschrieben, bei denen unterschiedliche Profile für die Verteilung der freien Längen angenommen wurden. Ein parabelförmiger Verlauf stellte sich dabei letztlich als geeignete Annahme heraus.

BANHOLZER /Ban04/ entwickelte ein analytisches Modell zur Beschreibung des Last-Verformungs-Verhaltens bei Pull-out-Versuchen, das den Rovingquerschnitt durch einzelne Filamentschichten idealisiert. Auf Basis von Filament-Pull-out-Versuchen wurde die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung der Filamente durch die analytische Lösung des inversen Randwertproblems bestimmt /Ban05/. Die unterschiedlichen Verbundeigenschaften der Filamente werden ähnlich dem Haftbrückenmodell durch zunehmende freie Längen mit wachsendem Abstand vom Rovingrand abgebildet.

Demgegenüber werden beim Bond-Layer-Modell von KONRAD /Kon03, Kon04, Chu07/ tatsächlich unterschiedliche freie Längen der Filamente in Abhängigkeit ihres Abstandes vom Rovingrand angesetzt (Bild 2-24 (c)). Das Modell berücksichtigt mit der verzögerten Aktivierung aufgrund der Filamentwelligkeit und der zum Rovinginneren abnehmenden Verbundqualität zusätzliche Parameter, die eine gezielte Studie der unterschiedlichen Tragmechanismen ermöglichen.

2.5.3 Modelle der Mesoebene

Die Darstellungen in /Zas03/ und /Bru07/ geben einen guten Überblick über die verschiedenen der Mesoebene zuzuordnenden Modelle. Es wird entsprechend der Aufteilung des Rovings in Filamentgruppen gleicher Eigenschaften in Einzylindermodelle, Ringmodelle oder Sektorenmodelle unterschieden. BRUCKERMANN wählt für die Modellierung von Dehnkörperversuchen das Two-Subroving-Model (Bild 2-25), bei dem der Roving in die Gruppen der inneren Filamente mit schlechteren Verbundeigenschaften und der äußeren Filamente mit besseren Verbundeigenschaften unterteilt wird. Beide Filamentgruppen werden über Verbundelemente an die Matrix gekoppelt. Die Verbundgesetze für die Subrovings ergeben sich durch Skalierung der aus Einzelfilament-Pull-out-Versuchen abgeleiteten Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen /Ban04/ mit dem dimensionslosen Beiwert q für die Verbundqualität. Neben den beiden Filamentgruppen, den so genannten Subrovings, enthält das Modell ein „Steuerungs- und Informationsfilament“, das die Rechenergebnisse nicht beeinflusst und Aufschluss über den Spannungs-Dehnungs-Zustand eines Filaments mit 100 %-iger Verbundqualität ($q = 1$) liefert.

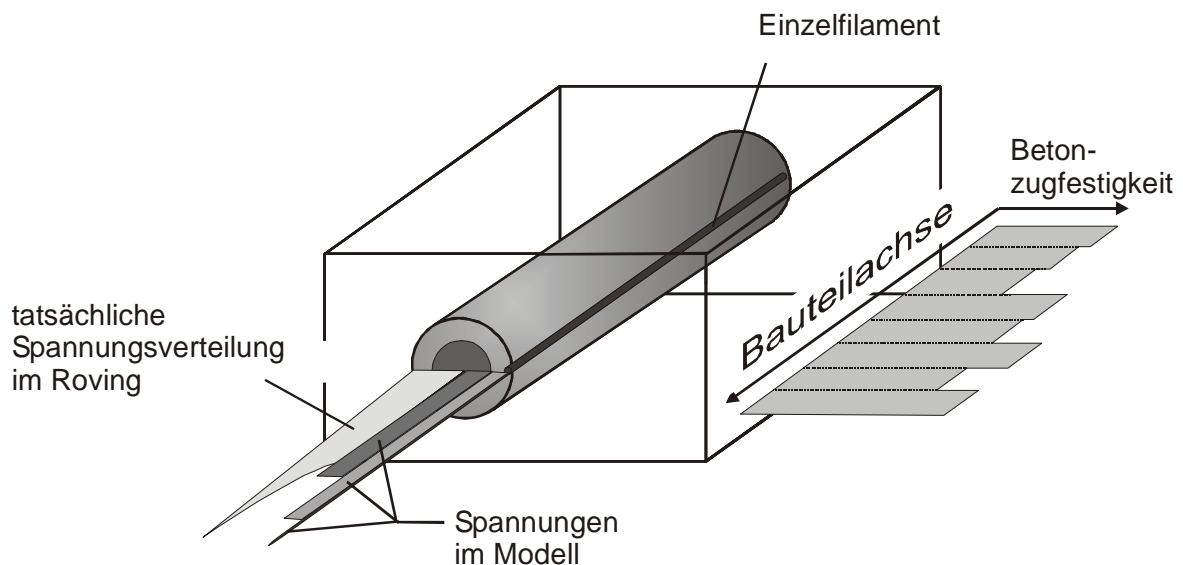


Bild 2-25: Two-Subroving-Model /Bru07/

Dieses 1D-Rovingelement wurde in das Finite-Elemente-Programm ORFEUS implementiert /Krä00/. Die experimentelle Basis für die in /Bru07/ beschriebenen Simulationsrechnungen von Dehnkörper- und Scheibenversuchen wird als Teil der experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit in Kapitel 4 beschrieben. Das Two-Subroving-Model wird bei der Analyse des Zugtragverhaltens textilbewehrter Dehnkörper verwendet (Kapitel 5). In /Häu07, Har07/ werden Untersuchungen mit einem ähnlichen Modell beschrieben, auf die ebenfalls in Kapitel 5 näher eingegangen wird.

Die ältesten bekannten analytischen Modelle zur Beschreibung des Zugtragverhaltens von Textilbetonbauteilen sind das ACK-Modell von AVESTON, COOPER und KELLY /Ave71, Ave73/ und dessen Weiterentwicklung, das OH-Modell von Ohno und Hantant /Ohn94/. Im ACK-Modell wird die textile Bewehrung als monolithischer Stab abgebildet, wohingegen im OH-Modell in Kern- und Randfilamente unterschieden wird. Beide Theorien sind bereits in mehreren Arbeiten ausführlich beschrieben worden /Jes04, Mol05, Bru07/. Beim Vergleich der rechnerischen Spannungs-Dehnungslinien nach ACK- sowie OH-Theorie mit Versuchsergebnissen wurde eine nur eingeschränkte Übereinstimmung festgestellt. JESSE /Jes04/ begründet dies mit der mangelnden Berücksichtigung wesentlicher Effekte wie der Rissunterdrückung, des von ihm angenommenen Randfilamentversagens während der Rissbildungsphase (Zustand IIa) und der Streuung der Materialeigenschaften. In /Bru07/ werden ergänzend die vereinfachte Annahme konstanter Verbundgesetze und die fehlende Abbildung möglicher Randeffekte sowie des Matrixnachbruchverhaltens als Defizite der Theorien angeführt.

Aufgrund seiner einfachen Handhabung modifizierte JESSE das ACK-Modell unter Berücksichtigung der Ergebnisse eigener Dehnkörperversuche. Das modifizierte Modell liefert bei einem mittleren Rissabstand, der als 1,364-fache Länge der Lasteinlei-

tung bestimmt wird, die Wertepaare an den Punkten B, C und D der trilinearen Spannungs-Dehnungslinie (Bild 2-18).

Da kein Modell zur Berücksichtigung der rissunterdrückenden Wirkung der Bewehrung zur Verfügung steht, wird für die Bestimmung von Punkt B auf die experimentell ermittelte Erstrissspannung $\sigma_{r1,exp}$ zurückgegriffen (Gl. (2-5)). Die Erstrissdehnung wird über den ideellen Elastizitätsmodul bestimmt (Gl. (2-6)).

$$\sigma_b = \sigma_{r1,exp} \quad (2-5)$$

$$\varepsilon_b = \sigma_b / E_c \quad (2-6)$$

mit σ_b Spannung im Punkt B
 $\sigma_{r1,exp}$ experimentell ermittelte Erstrissspannung
 ε_b Dehnung im Punkt B
 E_c Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffes

Die Zunahme der Spannungen während der Rissbildungsphase wird durch den Beiwert k_R zur Bestimmung der Spannung im Punkt C berücksichtigt (Gl. (2-7)). In den experimentellen Untersuchungen ergaben sich für k_R Werte zwischen 1,0 und 1,3.

$$\sigma_c = k_R \cdot \sigma_b = k_R \cdot \sigma_{r1,exp} \quad (2-7)$$

mit σ_c Spannung im Punkt C
 k_R Faktor für Spannungen am Rissbildungsplateau

Das in den Versuchen festgestellte Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb und die im Vergleich zu den experimentellen Werten geringen rechnerischen Dehnungswerte im Punkt C werden mit dem vorzeitigen Versagen der Randfasern im Zustand IIa und der resultierenden Reduktion des Bewehrungsquerschnittes begründet. Zur Berücksichtigung dieses Effektes wird der aus den Dehnkörperversuchen ermittelte Bündelfaktor k_b verwendet, der den Anteil des ungerissenen Bewehrungsquerschnittes nach Abschluss der Hauptrissbildungsphase definiert. Die Dehnung am Übergang von Zustand IIa in Zustand IIb (Punkt C) beträgt nach Gleichung (2-8):

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} - 0,682 \cdot \sigma_c \cdot \frac{1 - V_f}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} \quad (2-8)$$

mit ε_c Dehnung im Punkt C
 σ_c Betonspannung
 k_b Bündelfaktor nach Gl. (2-1)
 E_f Elastizitätsmodul des Filaments
 V_f Faservolumenanteil

Die mittlere Textilbruchspannung im Verbundwerkstoff unterscheidet sich zum Teil deutlich von der im Garnzugversuch ermittelten Zugfestigkeit. Da noch kein mathematisch-mechanisches Modell für die Bestimmung der rechnerischen Zugfestigkeit im Verbundquerschnitt zur Verfügung steht, wird für die Spannung im Punkt D die im Dehnkörperversuch ermittelte Bruchspannung verwendet. Analog zur Beschreibung des Punktes C wird auch hier bei der Dehnungsberechnung der verringerte Faservolumengehalt durch den Bündelfaktor k_b berücksichtigt. Damit ergeben sich Spannung und Dehnung des Verbundwerkstoffes im Bruchzustand zu:

$$\sigma_d = \sigma_{cu} \quad (2-9)$$

$$\varepsilon_d = \frac{\sigma_d}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} - 0,682 \cdot \sigma_c \cdot \frac{1 - V_f}{E_f \cdot V_f \cdot k_b} \quad (2-10)$$

mit σ_d Spannung im Punkt D

ε_d Dehnung im Punkt D

Während die Erstrisslast, das Rissbildungsniveau und die Bruchlast bedingt durch die Verwendung von Versuchswerten naturgemäß gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten aufweisen, ergeben sich für die mit dem erweiterten Modell für den Zustand IIb vorhergesagten Dehnungen geringere Werte als in den Versuchen. Mögliche Ursachen sieht JESSE in einer Überschätzung des Tension Stiffening und in der fehlenden Berücksichtigung der Filamentwelligkeit.

MOLTER stellt in /Mol05/ die rechnerischen Spannungs-Dehnungslinien nach den Ansätzen der DIN 1045-1 /DIN1045/, des Eurocode 2 /EC2/ und nach /Noa85/ seinen Versuchsergebnissen vergleichend gegenüber. Dabei ergibt sich die beste Übereinstimmung mit dem Ansatz nach Eurocode 2, der auf dem Modell von SCHIEBL /Sch89/ beruht. Aufbauend auf den aus experimentellen Untersuchungen gewonnenen Erkenntnissen modifiziert er dieses für Stahl- und Spannbetonbauteile hergeleitete Modell zur Beschreibung des Zugtragverhaltens von textildbewehrtem Beton. Zur Abbildung des in Analogie zu /Jes04/ trilinear angenommenen Verlaufs der Spannungs-Dehnungs-Linie (Bild 2-18) wurden empirische Abminderungsfaktoren - ausgehend von der Garnzugfestigkeit und der textilen Bewehrungsstruktur - ermittelt.

Die Steifigkeit des Verbundbauteils im Zustand I wird aufgrund des geringen Einflusses der textilen Bewehrung vereinfachend mit dem Elastizitätsmodul des Betons berechnet, so dass folgender Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung im Zustand I gilt (Gl. (2-11)):

$$\varepsilon_{tc} \approx \frac{F_{tc}}{E_c \cdot A_c} \quad (2-11)$$

mit ε_{tc} Dehnung in Zustand I [-]

F_{tc} Zugkraft [N]

- E_c E-Modul des Feinbetons [N/mm²]
- A_c Betonquerschnittsfläche [mm²]

Die Vergleichsrechnungen mit den oben genannten Modellen ergaben zu hohe Steifigkeiten im Zustand II, was MOLTER in Anlehnung an JESSE /Jes04/ auf das Reißen der Randfilamente während der Rissbildungsphase (Zustand IIa) zurückführt. Unter der Annahme, dass mit dem Erreichen der abgeschlossenen Rissbildung keine weiteren Filamente vorzeitig versagen, wird ein direkter Zusammenhang zwischen dem Steifigkeitsdefizit im Zustand II und der Effektivität der Bewehrung im Bruchzustand hergestellt. Folglich wird in Gleichung (2-12) der Ansatz nach SCHIEBL /Sch89/ zur Bestimmung der mittleren Textildehnung um den Abminderungsfaktor k_{eff} nach Gleichung (2-13) ergänzt:

$$\varepsilon_{tm} = \frac{\sigma_t}{E_t \cdot k_{eff}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left[\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_t} \right]^2 \right) \quad (2-12)$$

- mit ε_{tm} mittlere Textildehnung
- σ_t Textilspannung im Rissquerschnitt [N/mm²]
- E_t Elastizitätsmodul der Bewehrung [N/mm²]
- β_1 Faktor zur Erfassung der Verbundeigenschaften [-]
- β_2 Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Lastdauer (1,0 für Kurzzeitbeanspruchung, 0,5 für Dauerlast u. wiederholte Beanspruchung) [-]
- σ_{tr} zur Risschnittgröße gehörende Spannung der Bewehrung im Rissquerschnitt [N/mm²]
- k_{eff} Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung des wirksamen Textilquerschnitts nach Gl. (2-13) [-]

$$k_{eff} = e_{tc,1\%} \cdot k_0 \cdot k_1 \cdot k_2 \quad (2-13)$$

- mit $e_{tc,1\%}$ Effektivität der textilen Bewehrung in Abhängigkeit vom Garntyp bei einem Bewehrungsgrad von 1 % (nach Gl. (2-2)) [-]
- k_0 Faktor zur Berücksichtigung der Ausrichtung der Garne gegenüber der Zugrichtung (Gl. (2-4)) [-]
- k_1 Faktor zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades ρ_l (Gl. (2-14)) [-]
- k_2 Faktor zur Berücksichtigung der Rissgeometrie (Rissuferverschiebung) [-]

MOLTER stellte in seinen Untersuchungen eine Abnahme des Wirkungsgrades der Bewehrung mit zunehmendem Bewehrungsgrad fest und erklärt dies mit einer Verschlechterung der Verbundqualität aufgrund gegenseitiger Beeinflussungen der Be-

wehrungslagen. Er normiert deshalb die Effektivität des jeweiligen Bewehrungsmaterials für den Bewehrungsgrad $\rho_l = 1\%$ und führt den Beiwert k_l ein (Bild 2-26):

$$k_l = \frac{e_{tc,i}}{e_{tc,1\%}} \quad (2-14)$$

mit $e_{tc,i}$ Effektivität der textilen Bewehrung bei einem Bewehrungsgrad von $i\%$
 $e_{tc,1\%}$ Effektivität der textilen Bewehrung bei einem Bewehrungsgrad von 1%

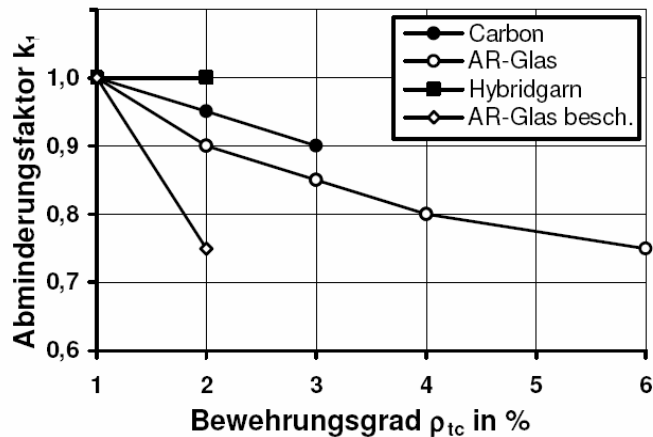


Bild 2-26: Beiwert k_l zur Berücksichtigung des Bewehrungsgrades /Mol05/

Bei der Kalibrierung des Modells an den Versuchsergebnissen wurde der Verbundbeiwert β_l für die carbonbewehrten Dehnkörper zu 0,8 und für die mit AR-Glas bewehrten Probekörper zu 0,5 bestimmt.

Die maximale Zugtragfähigkeit des textilbewehrten Verbundquerschnittes wird unter Berücksichtigung der effektiven Bewehrungsquerschnittsfläche mit dem Beiwert k_{eff} nach Gleichung (2-15) berechnet:

$$F_{tc,u} = A_t \cdot f_t \cdot k_{eff} \quad (2-15)$$

mit A_t Querschnittsfläche der textilen Bewehrung
 f_t Garnzugfestigkeit (geprüft an aus dem Textil heraus getrennten Rovings)

Die Überprüfung der Anwendbarkeit auf die eigenen Versuchsergebnisse sowie eine Bewertung der Modelle von JESSE und MOLTER erfolgt in Kapitel 5.

2.5.4 Modelle der Makroebene

In der Literatur sind bisher Modelle von HOLLER /Hol04/, RICHTER /Ric05/ und BRUCKERMANN /Bru07/ bekannt, bei denen das Tragverhalten von textilbewehrten Bauteilen durch homogenisierte Materialmodelle abgebildet wird. Allen Modellen ist ge-

meinsam, dass sie wesentliche Effekte nicht berücksichtigen, die aus den heterogenen Verbundeigenschaften des Bewehrungsquerschnittes resultieren. Entsprechend ist ihr Einsatz gegenwärtig noch sehr eingeschränkt. Für detaillierte Informationen sei auf /Bru07/ verwiesen.

2.6 Modelle zur Biegetragfähigkeit

In einem ersten Berechnungsmodell wurde von HEGGER, DÖINGHAUS und WILL in /Cur98/ die Zugtragfähigkeit der Bewehrung in Anlehnung an das Vorgehen bei Glasfaserbeton über den Bauteilquerschnitt verschmiert in Ansatz gebracht. Neuere Berechnungsmodelle für die Biegetragfähigkeit textilbewehrter Elemente verwenden in Analogie zu Modellen für Stahlbeton eine diskrete Abbildung der Bewehrungslagen /Mol01, Krü04/. Interessant ist vor allem die Berechnung der Biegetragfähigkeit für den Fall des Zugversagens der Bewehrung.

In /Mol05/ wird die Textilzugkraft analog zur Tragfähigkeit unter reiner Zugbeanspruchung nach Gleichung (2-15) ermittelt. Bei der Iteration der Dehnungsebene wird für die Bewehrung die Bruchdehnung aus der Garnzugprüfung am Roving unter Berücksichtigung der Effektivität k_{eff} angesetzt. Die Betondruckspannungen werden mit dem Parabel-Rechteckdiagramm nach DIN 1045-1 für hochfeste Betone abgebildet. Zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit wird das Momentengleichgewicht um die Schwerachse gebildet (Gleichung (2-15), Bild 2-27):

$$M_{tc,u} = F_c \cdot (z_s - a) + \sum F_{ti} \cdot z_{fi} \quad (2-16)$$

mit $M_{tc,u}$ Bruchmoment des textilbewehrten Querschnitts [Ncm]

F_c Betondruckkraft [N]

z_s Schwerpunktlage [cm]

a Abstand der Betondruckkraft vom oberen Rand [cm]

F_{ti} Zugkraft des Textils in der Höhe i [N]

z_{fi} Hebelarm der Zugkraft in der Höhe i zur Schwerachse [cm]

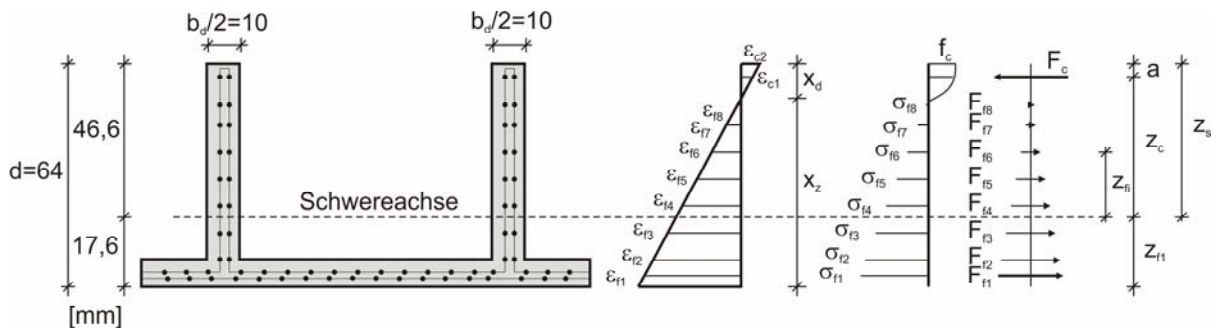


Bild 2-27: Modell zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit eines Biegebalkens aus textilbewehrtem Beton /Mol05/

Der in /Krü04/ beschriebene Ansatz unterscheidet sich hinsichtlich der Spannungsverteilung in der Betondruckzone, für die in Anlehnung an die Empfehlungen des ACI 440 /ACI440/ für Betonbauteile mit einer FVK-Bewehrung ein rechteckiger Spannungsblock angesetzt wird.

2.7 Modelle zur Querkrafttragfähigkeit

Basierend auf den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen entwickelte MOLTER /Mol05/ einen Ansatz zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit. Diesem liegt der in /Gör04/ beschriebene Querkraftansatz für Bauteile aus Stahlbeton und Spannbeton zu Grunde, den er auf das Tragverhalten textiler Bewehrungen anpasste.

Das Modell berücksichtigt die ungerissene Druckzone als maßgeblichen Parameter für die Querkrafttragfähigkeit eines Betonbalkens ohne Schubbewehrung. Die Wirkung von Rissreibungskräften nach dem Modell von REINECK /Rei90/, wie sie im Ansatz der DIN 1045-1 bei der Berechnung des Schubrisswinkels Berücksichtigung finden, wird aufgrund des geringen Korndurchmessers der Feinbetonmatrix als vernachlässigbar angesehen.

Die Querkrafttragfähigkeit bei Anordnung einer Querkraftbewehrung setzt sich dem additiven Bemessungskonzept nach /Heg06a/ entsprechend aus einem Fachwerktraganteil und einem Betontraganteil zusammen. Bei der Ermittlung des Fachwerktraganteils werden die speziellen Effekte des Tragverhaltens textiler Bewehrungen, insbesondere die Schädigungen bei der Umlenkung an Risskanten, berücksichtigt.

Im Folgenden werden die Bestimmungsgleichungen für die Querkrafttragfähigkeit textilbewehrter Bauteile nach /Mol05/ zusammenfassend dargestellt.

2.7.1 Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen ohne Querkraftbewehrung

Die Tragfähigkeit von Bauteilen ohne Querkraftbewehrung $V_{R,ct}$ errechnet sich nach dem Modell aus /Gör04/ (Gl. (2-16)), das auf dem Ansatz von ZINK /Zin99/ basiert. Für eine detaillierte Erläuterung der einzelnen Einflussfaktoren sei auf /Zin99, Gör04, Mol05/ verwiesen.

$$V_{R,ct} = \beta \cdot \frac{2}{3} \cdot b_{s,eff} \cdot k_x \cdot d \cdot f_{ctm} \cdot (4 \cdot d / a)^{1/4} \cdot (5 \cdot l_{ch} / d)^{1/4} \quad (2-17)$$

mit

$$\beta = \frac{3}{a/d} > 1,0 \quad (\text{zur Berücksichtigung der Sprengwerktragwirkung}) \quad (2-18)$$

a Abstand zwischen Lasteinleitung und Auflager

$$b_{s,eff} = b_w + 0,3 \cdot \sum_i h_{f,i} \quad (2-19)$$

b_w Stegbreite [mm]

$$k_x = \frac{h_f \text{ Flanshhöhe [mm]}}{1 + \sqrt{1 + \frac{2}{k_{eff} \cdot \rho_l \cdot E_t / E_{cm}}}} \leq \frac{h_f}{d} \quad (2-20)$$

k_{eff} nach Gleichung (2-13)

ρ_l Längsbewehrungsgrad

$$E_{cm} = 9500 \cdot f_{cm}^3 \quad (2-21)$$

$$f_{ctm} = 2,12 \cdot \ln\left(1 + \frac{f_c}{10}\right) \text{ zentrische Betonzugfestigkeit [N/mm}^2] \quad (2-22)$$

$$l_{ch} = \frac{E_{cm} \cdot G_f}{f_{ctm}^2} \text{ charakteristische Länge nach /Hil83/} \quad (2-23)$$

$$G_f = 0,0307 f_{ctm} \quad \text{für } f_{cyl} \leq 80 \text{ N/mm}^2 \quad (2-24)$$

$$G_f = 0,1430 \quad \text{für } f_{cyl} > 80 \text{ N/mm}^2 \quad (2-25)$$

2.7.2 Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen mit Querkraftbewehrung

Die Querkrafttragfähigkeit setzt sich aus dem Betontraganteil V_c und dem Fachwerkanteil V_f zusammen (Gl. (2-26)). Mit dem Kombinationsbeiwert κ wird berücksichtigt, dass mit zunehmendem mechanischen Querkraftbewehrungsgrad ω_{res} der Anteil des Betontraganteils an der Querkrafttragfähigkeit aufgrund der größeren Steifigkeit des Fachwerkanteils abnimmt.

$$V = V_f + V_c = V_f + \kappa \cdot V_{R,ct} \quad (2-26)$$

mit V Gesamtquerkrafttragfähigkeit

V_f Fachwerkanteil

V_c Betontraganteil

$$\kappa = 1 - \frac{\omega_{res}}{3} > 0 : \text{Kombinationsbeiwert für den Betontraganteil} \quad (2-27)$$

Bei Bauteilen mit Querkraftbewehrung wird der tragfähigkeitsreduzierende Einfluss der druckweichen Textilbewehrung auf den Betontraganteil durch eine Abminderung der effektiven Stegbreite $b_{s,eff}$ nach Gleichung (2-28) berücksichtigt. Zur Erläuterung dient die grafische Darstellung in Bild 2-28.

$$b_{s,eff} = b_w - n \cdot d_t + 0,3 \cdot \sum_i h_{f,i} \quad (2-28)$$

mit n Anzahl der Durchmesser der textilen Bewehrung

d_t Rovingdurchmesser [mm]

$$d_t = \sqrt{\frac{4 \cdot F_g \cdot 10^{-3}}{\rho_f \cdot \pi}} \quad (2-29)$$

ρ_f Rohdichte des Fasermaterials [g/cm³]

F_g Garnfeinheit [tex]

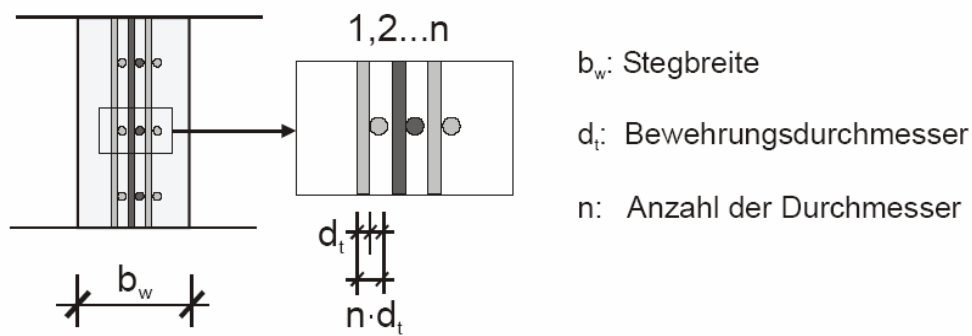


Bild 2-28: Ermittlung der effektiven Stegbreite unter Berücksichtigung der textilen Bewehrung /Mol05/

Als Fachwerktraganteil V_f ist der kleinere Wert der Zug- und Druckstreben­tragfähigkeit maßgebend. Die Zugstreben­tragfähigkeit wird signifikant durch die Verbundeigenschaften der Bewehrung und ihrer lokalen Beanspruchung an den Risskanten bestimmt (Bild 2-29).

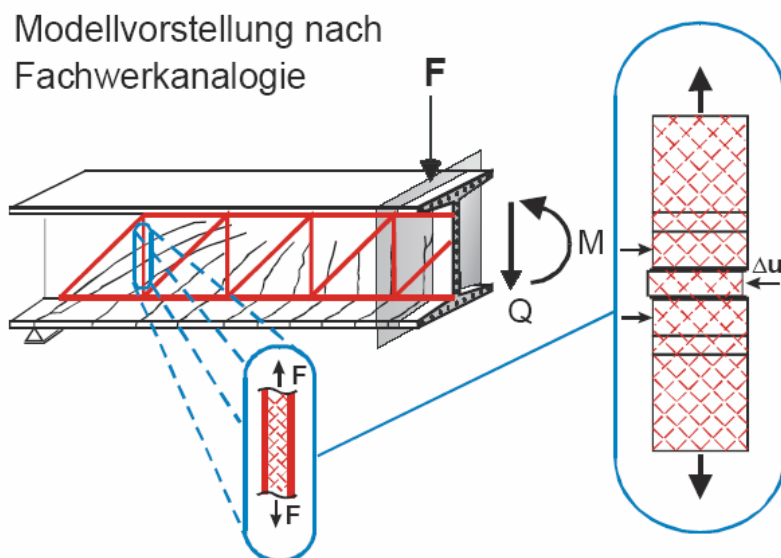


Bild 2-29: Modell zur Bestimmung der Zugstreben­tragfähigkeit /Mol05/

Die Beeinflussung der Bewehrungstragfähigkeit durch die Rovingumlenkung wird auf Basis des mit der Photogrammetrie bestimmten Umlenk­winkels α und den Ergebnissen der Dehnkörperversuche mit schiefwinkliger Bewehrungsführung (Kapitel 2.4.4.3) mit dem Beiwert k_0 abgeschätzt. Die Bestimmungsgleichung der resultierende Zugfestigkeit der Querkraftbewehrung $f_{t,res}$ lautet somit:

$$f_{t,res} = f_t \cdot k_{eff} \quad (2-30)$$

mit $f_{t,res}$ Resultierende Garnzugfestigkeit [N/mm²]

f_t Garnzugfestigkeit, gemessen an einem aus dem Textil herausgetrennten Roving [N/mm²]

$$k_{eff} = e_{tc} \cdot k_o \cdot k_1 \quad (2-31)$$

Der Risswinkel β_r wird in Abhängigkeit vom mechanischen Querkraftbewehrungsgrad ω_{res} berechnet (Gl. (2-32)). Die Bestimmungsgleichung wurde in /Gör04/ an einer Datenbank mit Querkraftversuchen an Stahlbeton- und Spannbetonbalken kalibriert.

$$\cot \beta_r = 1 + \frac{0,15}{\omega_{res}} < 2,15 \quad (2-32)$$

$$\text{mit } \omega_{res} = \frac{\rho_w \cdot f_{t,res}}{f_{ct}} \quad (2-33)$$

Die Zugstreben tragfähigkeit ergibt sich schließlich zu:

$$V_f = a_{tw} \cdot f_{t,res} \cdot z \cdot \cot \beta_r \quad (2-34)$$

mit a_{tw} längenbezogene Querschnittsfläche der vertikalen Querkraftbewehrung

Bei der Ermittlung der Druckstreben tragfähigkeit wird die effektive Stegbreite analog zum Betontraganteil modifiziert, um den ungünstigen Einfluss der druckweichen Textilbewehrung auf den Kraftfluss im Steg zu erfassen. Die Druckstreben tragfähigkeit wird bestimmt mit Gleichung (2-35):

$$V_f = 0,75 \cdot f_{cm} \cdot b_{w,eff} \cdot z / (\cot \beta_r + \tan \beta_r) \quad (2-35)$$

$$\text{mit } b_{w,eff} = b_w - n \cdot d_t \quad (2-36)$$

In den Kapiteln 7 und 8 wird der hier vorgestellte Ansatz anhand der eigenen Untersuchungen zur Querkrafttragfähigkeit textiltbewehrter Elemente bewertet.

2.8 Dauerhaftigkeit textiler Bewehrungen in zementgebundener Matrix

Durch die Zugabe von Zirkoniumdioxid bei der Glasfaserherstellung erhalten AR-Glasfasern eine höhere Dauerhaftigkeit im alkalischen Milieu als die in anderen Bereichen größtenteils verwendeten E-Glasfasern. Dennoch ist bei AR-Glasfasern ebenso ein Festigkeitsverlust zu beobachten, der nach /Orl05/ auf ein Fehlstellenwachstum an der Filamentoberfläche in Abhängigkeit von der Bauteilfeuchte und -temperatur zurückzuführen ist. Im Sonderforschungsbereich 532 wurde ein Dauerhaftigkeitsmodell entwickelt, mit dem der Festigkeitsverlust unter Berücksichtigung der klimatischen Umgebungsbedingungen des Textilbetonbauteils prognostiziert werden kann /Orl06/.

Unter den in Aachen herrschenden klimatischen Bedingungen ist danach ein Festigkeitsverlust von etwa 38 % nach 50 Jahren für ein direkt dem Regen ausgesetztes betongraues Außenbauteil mit einer AR-Glasbewehrung aus Vetrotex-Rovings und der Feinbetonmatrix PZ-0899-01 (Tabelle 2-7) zu erwarten. Zur Überprüfung der prognostizierten Schädigungsentwicklung und Optimierung der Zuverlässigkeit des Dauerhaftigkeitsmodells wurden Bauteilproben an verschiedenen Standorten ausgelagert, die im Laufe der nächsten Jahre geprüft werden. Der Festigkeitsverlust kann durch eine Tränkung der textilen Bewehrung mit polymeren Matrices deutlich vermindert werden /Rau06, Büt07/. Ebenso ist bei Einsatz polymermodifizierter Betone aufgrund der dichteren Gefügestruktur ein verminderter Festigkeitsverlust zu erwarten. Von Carbonfaserbewehrungen sind keine Tragfähigkeitsverluste im alkalischen Milieu des Betons bekannt.

2.9 Dauerstandfestigkeit

Bekanntermaßen ist die Druckfestigkeit von Beton abhängig von der Belastungsdauer. Üblicherweise wird daher die Dauerstandfestigkeit mit 85 % des Wertes unter Kurzzeitbeanspruchung in der Materialprüfung angenommen. Ursache für die abnehmende Tragfähigkeit ist eine zunehmende Mikrorissbildung und damit Schädigung des Gefüges. Im gerissenen Zustand übernimmt bei Textilbetonbauteilen die Bewehrung aus Glas- oder Carbonfasern die freiwerdenden Zugkräfte. Von diesen Materialien ist bekannt, dass sie sehr geringe Kriechverformungen aufweisen /ITA89/. Dennoch zeigte sich in Versuchen an Textilbetonbauteilen eine zunehmende Verformung unter Dauerlast /Mol05, Orl05/, die mit einem sukzessiven Versagen einzelner Filamente aufgrund einer zunehmenden Fehlstellentiefe erklärt wird. In /Mol05/ wird auf Basis der Ergebnisse von Dehnkörperversuchen ein Reduktionsfaktor von 70 % zur Berücksichtigung der zeitabhängigen Festigkeitsverluste von Textilbetonbauteilen vorgeschlagen. Weitere Untersuchungen an taillierten Streifenproben (TSP) zur Dauerstandfestigkeit von Textilbetonbauteilen mit einer Bewehrung aus AR-Glasgelegen ergaben, dass unter trockenen Umgebungsbedingungen bei einer Belastung von bis zu 80 % der Kurzzeitfestigkeit keine Auswirkungen dauernder Belastung auf die Tragfähigkeit zu erwarten sind /Büt07/. Unter Wasserlagerung hingegen war bei dieser Belastung nach wenigen Minuten ein Versagen der Proben zu beobachten. Ursache könnte eine Verschlechterung der Verbundeigenschaften der inneren Filamente durch eindringendes Wasser sein, die eine Umlagerung von Zugspannungen auf die äußeren Filamente erzwingt, so dass diese versagen.

2.10 Brandverhalten

Für das Anwendungspotenzial eines Baustoffes ist das Verhalten unter Brandbeanspruchung ein wesentliches Beurteilungskriterium. Aufgrund der typischerweise sehr dünnwandigen Textilbetonbauteile ist mit einer sehr raschen Zunahme der Bauteiltem-

peraturen und wegen der geringen Betondeckung mit einer signifikanten Entfestigung der textilen Bewehrung zu rechnen. Erste Brandversuche an kleinformatischen I-Profilträgern (Bild 2-22 (links)) unter einer konstanten Belastung von 30 bzw. 50 % der Bruchtragfähigkeit und einer Bewehrung aus ungetränkten oder getränkten Glas- bzw. Carbongelegen ergaben eine deutlich höhere Temperaturstabilität des Carbons /Büt07a, Krü05/. Unter einer Brandlast gemäß der Einheitstemperaturkurve nach /DIN4102/ wurde mit einer Carbonbewehrung eine Standzeit von 95 Minuten erreicht, wobei die Durchbiegungen während der Brandbeanspruchung aufgrund des negativen Wärmeausdehnungskoeffizienten des Carbons im Laufes des Versuchs nach anfänglicher Zunahme wieder abnahmen. Die Balken mit einer Bewehrung aus AR-Glas versagten unter einer Belastung von 50 % der Tragfähigkeit nach etwa 15 Minuten und bei einer Ausnutzung von 30 % nach 45 Minuten. Die wesentliche Versagensursache für die Proben war das Erreichen der lastabhängigen kritischen Temperatur von 250°C bzw. 600°C der Bewehrung in den dünnen Flanschquerschnitten und die damit einsetzende Entfestigung. Aufgrund der temperaturbedingten Zersetzung des Epoxidharzes der getränkten Bewehrungen wurde keine Steigerung der Standzeit erreicht. Die bisherigen Untersuchungen verdeutlichen den hohen Bedarf an weitergehender Forschung zur Herleitung von Bemessungs- und Konstruktionsregeln für den Brandlastfall sowie zur Verbesserung des Brandschutzes von textilbewehrten Elementen.

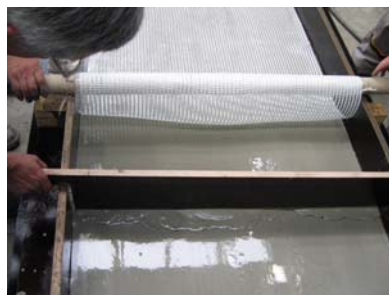
2.11 Herstellverfahren

2.11.1 Allgemeines

Textilbewehrte Bauteile werden gegenwärtig weitestgehend in Stückfertigung mit relativ großem Arbeitsaufwand hergestellt. In Abhängigkeit der Bauteilgeometrie, des erforderlichen Bewehrungsgrades und der Anforderungen an die Oberflächenqualität werden üblicherweise die Verfahren Gießen, Laminieren oder Spritzen (Bild 2-30) angewendet, die im Folgenden beschrieben werden. In /DBV07/ werden die unterschiedlichen Fertigungsverfahren für eine serielle Fertigung von Textilbetonbauteilen ausführlich erläutert.



Gießen



Laminieren



Spritzen

Bild 2-30: Herstellverfahren für Textilbetonbauteile

2.11.2 Gießen

Für das Gießen von Textilbetonbauteilen ist eine Lagesicherung der relativ schlaffen ungetränkten Textilien erforderlich, die entweder durch leichtes Anspannen der Gelege gegen die Schalung oder durch die Anordnung von dreidimensionalen Abstandsgewirken mit integrierten Abstandhaltern realisiert werden kann. Der Bewehrungsgrad ist aufgrund der Engmaschigkeit der textilen Gelege auf wenige Lagen begrenzt, um eine Durchdringung der Bewehrung mit Beton sicherzustellen. Der Beton muss eine hohe Fließfähigkeit aufweisen.

2.11.3 Laminieren

Für die Herstellung von flächigen Bauteilen mit sehr hohen Bewehrungsgraden eignet sich das Laminieren. Hierbei werden Beton- und Bewehrung abwechselnd lagenweise eingebracht. Als Bewehrungsmaterial bieten sich zweidimensionale Gelege an. Zum Gießen geeignete Betone sind zumeist auch zum Laminieren verwendbar. Zusätzlich ist auch die Verwendung von Kurzfaserbetonen möglich, die aufgrund ihrer Konsistenz bei höheren Fasergehalten sowie der schlechten Durchdringung der textilen Gelege durch die Fasern für das Gießen ungeeignet sind.

2.11.4 Spritzen

Das Spritzen eignet sich vor allem für die Herstellung von vertikalen Bauteilen oder Bauteilen mit gekrümmten Oberflächen. An den Beton werden erweiterte Anforderungen bezüglich der Viskosität und Haftung auf dem Untergrund gestellt. Der Ablauf ähnelt dem des Laminierens mit abwechselndem Aufbringen von Beton und Bewehrungslagen. Entsprechend werden zweidimensionale Gelege verwendet, deren Rovings zur besseren Handhabbarkeit eine ausreichende Verschiebefestigkeit aufweisen sollten.

2.12 Zusammenfassung zum Stand der Erkenntnisse und offene Fragen

Textilbewehrter Beton ist ein Verbundbaustoff aus einer Feinbetonmatrix mit Größtkorndurchmesser bis zu 2 mm und einer textilen Bewehrung. Als Ausgangsmaterialien für die zwei- oder dreidimensionalen Bewehrungsstrukturen werden zumeist AR-Glasrovings und Carbonrovings verwendet. Aufgrund der sehr geringen Filamentdurchmesser existieren zwischen den Filamenten eines Rovings nur sehr kleine Zwischenräume, die keine vollständige Tränkung des Rovings mit Betonmatrix erlauben. Deshalb nimmt der Kontakt zwischen Matrix und Filamenten von der Oberfläche zum Innern des Rovings ab. Eine Folge dieses Effektes ist, dass nicht alle Filamente gleichmäßig am Lastabtrag beteiligt werden und die rechnerische Bruchspannung eines Rovings deutlich unterhalb der Filamentzugfestigkeit liegt.

Aufgrund der strukturbedingten Komplexität des Verbund- und Tragverhaltens textilbewehrter Elemente wurden Modelle auf unterschiedlichen Strukturebenen entwickelt. Diese bilden die Mechanismen mit unterschiedlicher Auflösung von der Filamentebene bis zur Bauteilebene ab.

Auf Basis experimenteller Untersuchungen an Dehnkörpern und Balken wurden analytische Modelle zur Beschreibung des Tragverhaltens textilbewehrter Bauteile hergeleitet. Ebenso sind erste Ansätze zur Berechnung der Bruchtragfähigkeit vorhanden. Den Modellen gemeinsam ist, dass viele Eingangsparameter direkt aus Versuchen zu bestimmen sind, und sie infolgedessen keine Voraussage des Tragverhaltens neuartiger Bewehrungsstrukturen ermöglichen. Weiterhin basieren einige Eingangsparameter auf Materialkennwerten, die in Zugversuchen an Rovings bestimmt wurden. Neuere Untersuchungen zeigen allerdings, dass die Ergebnisse dieser Rovingzugversuche von Faktoren beeinflusst werden, die nicht auf das Tragverhalten der Bewehrung im Verbundbaustoff übertragbar sind.

Ein schon mehrfach verwendetes Verfahren zur Steigerung der Tragfähigkeit ist die Tränkung der textilen Bewehrung mit Epoxidharz. Hierdurch werden die Filamente miteinander verklebt und folglich eine bessere Aktivierung des Bewehrungsquerschnittes erreicht. Allerdings liegen die Bruchspannungen der getränkten Bewehrungen im Bauteil immer noch unter der Filamentzugfestigkeit und es treten aufgrund der großen Verbundspannungen und der zumeist geringen Betondeckungen Betonabplatzungen auf.

Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasfasern im Beton ergaben, dass bei der Witterung unmittelbar ausgesetzten Bauteilen in Abhängigkeit der klimatischen Bedingungen für einen Zeitraum von 50 Jahren mit signifikanten Tragfähigkeitsverlusten im Bereich von 40% zu rechnen ist. Dieser Verlust muss bei der Konstruktion von Bauteilen durch entsprechende zusätzliche Bewehrungslagen ausgeglichen werden. Bei getränkten Bewehrungen kann der Tragfähigkeitsverlust deutlich geringer sein. Von Carbonfasern ist kein Dauerhaftigkeitsproblem im Beton bekannt.

Das Tragverhalten von textilbewehrten Bauteilen unter Brandbeanspruchung wurde bereits in einigen Versuchen mit verschiedenen Bewehrungen untersucht. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass der Brandlastfall aufgrund der üblicherweise geringen Betondeckungen und der folglich rasch einsetzenden Entfestigung der Bewehrung ein für die Anwendung des Textilbetons wichtiger Aspekt ist. Bisher liegen aber weder Konstruktionsregeln noch sonstige Methoden zur Verbesserung des Feuerwiderstandes vor. Hierzu sind weitergehende Untersuchungen erforderlich.

Die Herstellung von Textilbetonbauteilen erfolgt zur Zeit meistens in serieller Einzelherstellung. Hierzu werden die bekannten Verfahren Gießen, Laminieren oder Spritzen eingesetzt. Das Produktionsverfahren wird durch die Geometrie des Bauteils und den erforderlichen Bewehrungsgrad bestimmt. Die Herstellung komplexer Bauteilgeometrien

rien erfordert gegenwärtig noch einen hohen Arbeitsaufwand, der durch die Weiterentwicklung der Produktionsprozesse und eventuell durch neue Produktionsverfahren zur wirtschaftlichen Herstellung textilbewehrter Bauteile reduziert werden muss.

Vor dem Hintergrund des dargestellten Kenntnisstandes ergeben sich folgende offene Fragen:

- Welcher Einfluss auf das Tragverhalten ergibt sich aus der Variation des Fasermaterials und des textilen Bindungstypen?
- Welchen Einfluss auf das Tragverhalten textilbewehrter Bauteile haben zyklische Lastwechselbeanspruchungen?
- Stellt das Randfilamentversagen die Ursache für das Steifigkeitsdefizit im Zustand II dar?
- Wie wirken sich zweiaxiale Beanspruchungen auf das Trag- und Verbundverhalten textilbewehrter Elemente aus?
- Wie wird die Querkrafttragfähigkeit von verschiedenen textilen Längsbewehrungen und unterschiedlichen Längsbewehrungsgraden beeinflusst?
- Welchen Einfluss haben kombinierte Beanspruchungen aus Normalkraft und Querkraft auf das Bauteiltragverhalten?
- Mit welchen Ingenieurmodellen kann das Tragverhalten textilbewehrter Elemente unter Zug-, Biege- und Querkraftbeanspruchung wirklichkeitsnah beschrieben werden?

3 Charakterisierung der verwendeten Materialien

3.1 Feinbeton

Für die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurde der Standardfeinbeton des SFB 532 mit der Bezeichnung PZ-0899-01 verwendet. Als Standardmischung dient er zum einen als Bezugsgröße für alle neuen Betonmatrizes und zum anderen werden Versuche mit neuen Bewehrungsmaterialien sowie neue Untersuchungsmethoden wegen der besseren Vergleichbarkeit zunächst mit diesem Beton durchgeführt. Die Mischungszusammensetzung ist in Tabelle 3-1 angegeben. Der Beton PZ-0899-01 zeichnet sich durch eine hohe Fließfähigkeit und nahezu selbstverdichtende Eigenschaften aus. Aufgrund des geringen Größtkorndurchmessers von 0,6 mm ist eine Durchdringung der textilen Bewehrungsstrukturen weitgehend sichergestellt. Der Beton kann nicht nur für das Gießen von Betonbauteilen verwendet werden, sondern eignet sich auch für das Injizieren und Laminieren. Zur Verbesserung der rheologischen Eigenschaften beinhaltet die Mischung sowohl puzzolanische Zugabestoffe in Form von Flugasche und Silikastaub als auch ein Hochleistungsfließmittel.

Tabelle 3-1: Zusammensetzung der verwendeten Feinbetonmischung /Bro06/

Material		PZ-0899-01
Zement CEM I 52,5	kg/m ³	490
Flugasche	kg/m ³	175
Silikastaub	kg/m ³	35
Bindemittel gesamt	kg/m ³	700
Fließmittel	kg/m ³	10,5
Quarzmehl 0 - 0,25 mm	kg/m ³	500
Sand 0,2 - 0,6 mm	kg/m ³	715
Wasser	kg/m ³	280
Wasser/Zement-Wert	-	0,57
Wasser/Bindemittel-Wert	-	0,40

In /Bro06/ wurden die mechanischen und bruchmechanischen Eigenschaften des Feinbetons PZ-0899-01 bestimmt. Da es sich bei Textilbetonbauteilen in der Regel um sehr dünnwandige Konstruktionen handelt, war die Abhängigkeit dieser Kennwerte von der Probekörpergeometrie ein Schwerpunkt der Arbeit, um verlässliche Werte für die Bauteilbemessung zur Verfügung zu stellen. Die Druckversuche wurden an Würfeln mit den Kantenlängen 10, 20, 40, 80 und 100 mm unter Variation der Schlankheit zwischen $\lambda=1, 2$ und 4 durchgeführt. Hierbei waren insbesondere Anforderungen an die Maßhaltigkeit der Schalung zu erfüllen /Bra03/.

Die mechanischen Kennwerte sowie die Formänderungskennwerte der Feinbetonmischung sind in Tabelle 3-2 zusammengestellt.

Tabelle 3-2: Mechanische Kennwerte und Formänderungskennwerte der verwendeten Feinbetonmischung /Bro06/

Kennwert		PZ-0899-01
Druckfestigkeit $f_{ck,cyl}$	N/mm ²	86
Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$	N/mm ²	5,0
Zugfestigkeit f_{ct}	N/mm ²	4,0
Elastizitätsmodul E_{cm}	N/mm ²	32000
Dehnung bei maximaler Betondruckspannung ε_{c1}	‰	4,5
Bruchdehnung ε_{cu}	‰	5,5
Kriechbeiwert φ	-	1,7
Bruchenergie G_f	N/m	42
Charakteristische Länge l_{ch} /Hil83/	mm	86

Neben der Druckfestigkeit lieferten die Versuche den Elastizitätsmodul und die Bruchdehnung der Matrix. Aufgrund des hohen Bindemittelgehaltes weist der Feinbeton einen geringeren Elastizitätsmodul und eine größere Bruchstauchung als Normalbeton gleicher Druckfestigkeit auf. Anders als bei Normalbeton war kein signifikanter Maßstabeffekt für die Druckfestigkeit zu beobachten.

Die Zugfestigkeit wurde in einaxialen Zugversuchen und die bruchmechanischen Eigenschaften anhand von gekerbten 3-Punkt-Biegeversuchen ermittelt. Dabei ergab sich ein weniger duktiler Tragverhalten als bei Normalbeton. Als Ursache wird die homogenere Struktur des Feinbetons aufgrund des hohen Bindemittelgehalts und der feinkörnigen Zuschläge angeführt.

In Langzeitversuchen wurden die Kriecheigenschaften und die Dauerstandfestigkeit der Mischung bestimmt, die in etwa den Beiwerten für Normalbeton entsprechen.

Der mathematische Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung des Feinbetons wird mit den Gleichungen nach DIN 1045-1 /DIN1045/ und Model Code 90 /CEB93/ gut wiedergegeben (Bild 3-1). Da die Formänderungseigenschaften des Feinbetons allerdings deutlich von denen eines Normalbetons gleicher Festigkeit abweichen, sind die experimentell bestimmten Kennwerte als Eingangswerte zu übernehmen. Für die Bauteilbemessung unter Biegebeanspruchung wird in /Bro06/ in Analogie zu DIN 1045-1 und Model Code 90 ein Parabel-Rechteck-Diagramm vorgeschlagen. Die Eingangswerte für die Beschreibung des Parabel-Rechteck-Diagramms sind in Tabelle 3-3 aufgeführt. Die mathematische Formulierung des Parabel-Rechteck-Diagramms nach

DIN 1045-1 /DIN1045/ und Model Code 90 /CEB93/ geben die Gleichungen 3-1 und 3-2 wieder:

$$\sigma_{cd} = \alpha \cdot f_{cd} \cdot \left[2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2 \right] \quad \text{für } \varepsilon_c < \varepsilon_{c1} \quad (3-1)$$

$$\sigma_{cd} = \alpha \cdot f_{cd} \quad \text{für } \varepsilon_{c1} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (3-2)$$

Tabelle 3-3: Eingangsparameter zur Beschreibung des Parabel-Rechteck-Diagramms

	Beiwert α für Dauerlast	Druckfestigkeit $f_{ck,cyl}$	Bemessungswert Druckfestigkeit f_{cd}	Dehnung bei Festigkeitsgrenze ε_{c1}	Bruchdehnung ε_{cu}
	-	N/mm ²		‰	
PZ-0899-01	0,80	86,5	46	-4,5	-5,5

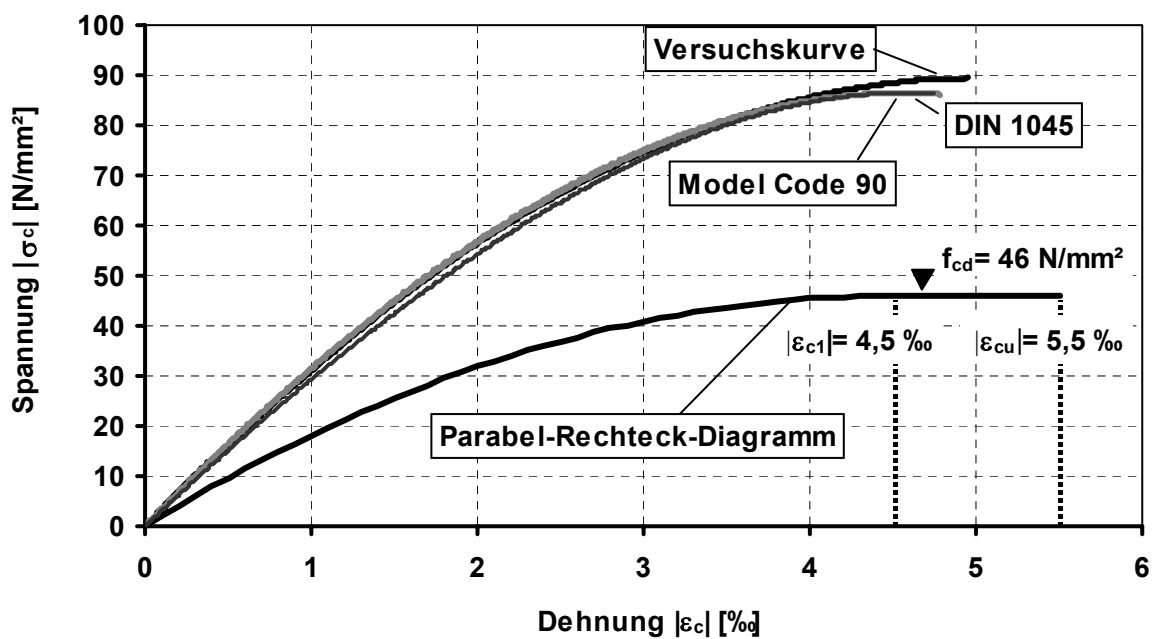


Bild 3-1: Spannungs-Dehnungskurven für Feinbeton PZ-0899-01 nach /Bro06/

3.2 Textile Bewehrung

Aus früheren Untersuchungen mit unterschiedlichen textilen Bewehrungen ist bekannt, dass das Tragverhalten von textilbewehrten Bauteilen maßgeblich von den Eigenschaften des Bewehrungsmaterials abhängt /Jes04, Mol01/. Bei den in dieser Arbeit beschriebenen Untersuchungen wurde deshalb eine Vielzahl textiler Gelege eingesetzt, die aus verschiedenen Rovings hergestellt wurden und sich hinsichtlich des strukturellen Aufbaus und der Bindung unterscheiden. Als Fasermaterialien wurden hauptsächlich AR-Glas und Carbon verwendet. Aramid wurde lediglich als Einzelrovingbewehrung in Dehnkörperversuchen eingesetzt.

Die wesentlichen Eigenschaften der verwendeten Rovings sind in Tabelle 3-4 zusammengefasst. Für die Filamentzugfestigkeit f_{fil} werden die im Zugversuch am Einzelfilament (Kapitel 2.2.1.4) im Rahmen des SFB 532 ermittelten Werte angesetzt. Aufgrund der in Kapitel 2 dargestellten Einflüsse der Versuchsdurchführung auf den Elastizitätsmodul E_{fil} wird im Folgenden die Herstellerangabe verwendet. In /Han05, Chu07/ wurde festgestellt, dass sich die Ergebnisse der Zugversuche an Rovings variierender Länge diesem Wert annähern.

Tabelle 3-4: Eigenschaften der verwendeten Rovings

Nr.	Rovingtyp	A_R [mm ²]	n_{fil} [-]	\varnothing_{fil} [μm]	f_{fil} [N/mm ²]	E_{fil} [N/mm ²]	$\varepsilon_{fil,u}$ [%]
1	Vetrotex AR-Glas 1200 tex	0,445	1600	19	2018	72000	2,8
2	Vetrotex AR-Glas 2400 tex	0,89	1600	27	1808	72000	2,5
3	Tenax Carbon STS 1600 tex	0,89	24000	7	3912	240000	1,6
4	Technora Aramid 167 tex	0,12	1000	12	3503	78500	4,5

A_R = Rovingquerschnittsfläche; n_{fil} = Filamentanzahl; f_{fil} = Filamentzugfestigkeit; E_{fil} = E-Modul des Filaments; $\varepsilon_{fil,u}$ = Filamentbruchdehnung

Die verwendeten textilen Gelege unterscheiden sich entsprechend den in Kapitel 2.2.3 vorgestellten Fünf-Kriterien-Beschreibungsschemas hinsichtlich

- des Rovings,
- des Bindungstyps (Franse, Trikot),
- des Gitterabstandes in 0°-Richtung (Kettrichtung),
- des Gitterabstandes in 90°-Richtung (Schussrichtung) und
- der Maschenlänge des Wirkfadens.

Bis auf das Gelege MAG-05-00, das von der Firma Saertex, Saerbeck, geliefert wurde, wurden alle Bewehrungen vom Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen (ITA) auf Kettenwirkmaschinen mit Parallelschusseintrag produziert. Die Legebarren der Maschinen des ITA haben die Teilung E6, woraus in Kombination mit dem Einzugsmus-

ter und der Rovingquerschnittsfläche die längenbezogene Querschnittsfläche a_t der Gelege resultiert. Die strukturellen Eigenschaften einer Auswahl der verwendeten Gelege sind in Tabelle 3-5 zusammengestellt.

Tabelle 3-5: Aufbau der biaxialen Gelege

Name	0°- / 90°- Roving Nr.	Bindung (Stichlänge [mm])	Einzugs- muster	Schussfaden - abstand [mm]	a_t 0° / 90° [mm ² /m]	Fasermateria l
MAG-04-03	3 / 3	Franse (2,1)	1v1l	8,4	105 / 105	Carbon
MAG-05-03	3 / 3	Franse (2,1)	1v2l	8,4	52,5 / 105	Carbon
MAG-06-03	3 / 3	Franse (2,1)	1v2l	16,8	52,5 / 52,5	Carbon
MAG-07-03	2 / 2	Franse (2,1)	1v1l	8,4	105 / 105	AR-Glas
2D-01-05	1 / 1	Trikot (2,1)	1v1l	8,4	52,5 / 52,5	AR-Glas
2D-02-05	1 / 1	Trikot (4,2)	1v1l	8,4	52,5 / 52,5	AR-Glas
2D-03-05	1 / 1	Trikot (6,3)	1v1l	8,4	52,5 / 52,5	AR-Glas
2D-04-05	1 / 1	Franse (2,1)	1v1l	8,4	52,5 / 52,5	AR-Glas
2D-05-05	1 / 1	Franse (4,2)	1v1l	8,4	52,5 / 52,5	AR-Glas
2D-06-05	1 / 1	Franse (6,3)	1v1l	8,4	52,5 / 52,5	AR-Glas
2D-02-06	1 / 1	Trikot (4,2)	2v1l	8,4	70 / 52,5	AR-Glas

In Bild 3-2 sind beispielhaft Gelege abgebildet, die sich in wesentlichen Eigenschaften unterscheiden und in den experimentellen Untersuchungen hauptsächlich eingesetzt wurden. An ausgewählten Gelegen wurde der Einfluss von Tränkungen mit Butadien-Styrol-Latex oder Epoxidharz untersucht. Eine Darstellung und Beschreibung aller untersuchten Gelege befindet sich in Anhang A 1.

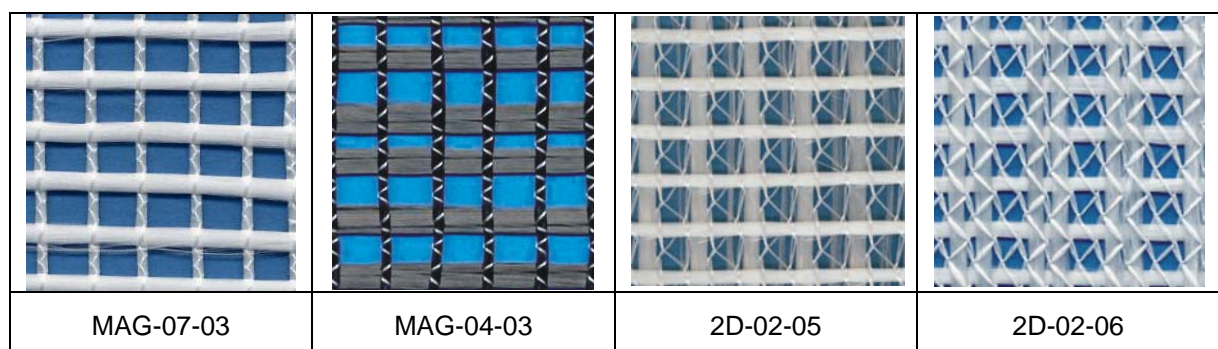


Bild 3-2: Auswahl untersuchter textiler Gelege (vertikal: 0°-Richtung (Kettfaden); horizontal: 90°-Richtung (Schussfaden))

4 Experimentelle Untersuchung des Zugtragverhaltens

4.1 Einaxiale Zugbeanspruchung - Dehnkörperversuche

4.1.1 Allgemeines

Die Untersuchungen zum Tragverhalten textilbewehrter Elemente unter einaxialer Zugbeanspruchung wurden mit zwei unterschiedlichen Versuchskörpern durchgeführt. Der Dehnkörper Typ I entsprach weitestgehend dem von MOLTER /Mol05/ verwendeten Versuchskörper. Aufgrund der Herstellung in einer stehenden Schalung ist dieser Versuchskörper für die Untersuchung unterschiedlicher Herstellverfahren sowie für die Bewehrung mit Einzelrovings allerdings ungeeignet. Deshalb wurde ein weiterer Dehnkörpertyp (Typ II) entwickelt.

Die in den folgenden Kapiteln dargestellten Versuchskurven sind repräsentativ für eine Versuchsserie von mindestens drei Einzelversuchen. Allerdings sind die Streuungen innerhalb der Versuchsserien typischerweise relativ hoch. Teilweise betrug die relative Differenz zwischen Maximum und Minimum der Tragfähigkeit bis zu 25 %.

4.1.2 Geometrie, Herstellung und Lagerung der Versuchskörper

4.1.2.1 Dehnkörper Typ I

Die Geometrie des Dehnkörpers Typ I (Bild 4-1) wurde im Vergleich zu dem in /Mol05/ beschriebenen Versuchskörper im Lasteinleitungsbereich verändert, indem dessen Dicke von 30 mm auf 60 mm vergrößert wurde. Diese Maßnahme diente zur Vermeidung der Rissbildung im Lasteinleitungsbereich auch bei den zu erwartenden höheren Tragfähigkeiten carbonbewehrter Dehnkörper.

Die Dehnkörper wurden in einer stehenden Schalung hergestellt und die textile Bewehrung zur Lagesicherung leicht gegen die Schalung angespannt. Der Beton wurde bei gleichzeitigem Verdichten auf dem Rütteltisch von oben eingegossen. Die Sollstärke der Versuchskörper im Messbereich betrug 10 mm. In Abhängigkeit des Bewehrungsgrades stellte sich herstellungsbedingt teilweise eine etwa 10 % größere Querschnittsdicke ein, die bei der Versuchsauswertung berücksichtigt wurde. Zur Lasteinleitung war in den Endbereichen ein Lochblech mit einer angeschweißten Hülse einbetoniert, durch die bei der Versuchsdurchführung ein Bolzen zur Kopplung mit der Prüfmaschine geführt wird.

Die Versuchskörper wurden nach einem Tag ausgeschalt und 24 Stunden im Wasserbad bei 20°C gelagert. Anschließend wurden sie in feuchten Jutetüchern und Plastikfolie im Klima der Versuchshalle 25 Tage nachbehandelt, bevor sie einen Tag vor der Versuchsdurchführung ausgepackt und vorbereitet wurden.

Die Biegezug- und Druckfestigkeit der Matrix jeder Betoncharge wurde an Prismen mit den Abmessungen 40 x 40 x 160 mm³ entsprechend DIN EN 196-1 /DIN196/ bestimmt. Nach /Bro06/ sind die an diesen Probekörpern gemessenen Materialkennwerte auf die Festigkeiten in den größtenteils dünnwandigeren Textilbetonbauteilen übertragbar.

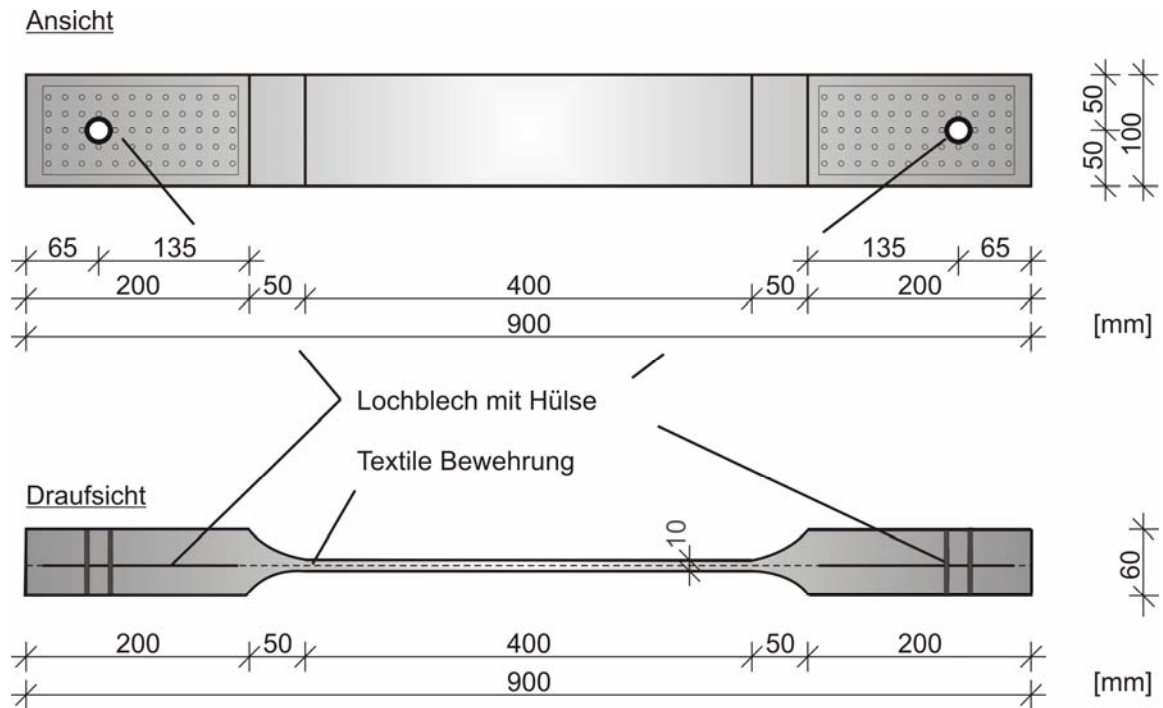


Bild 4-1: Geometrie des Dehnkörpers Typ I

4.1.2.2 Dehnkörper Typ II

Die Dehnkörper Typ II (Bild 4-2) besitzen eine konstante Dicke von 10 mm und werden in einer liegenden Schalung hergestellt. Die Schalung ermöglicht sowohl die Herstellung der Versuchskörper im Gießverfahren als auch durch Laminieren. Zur Lagefixierung beim Gießen des Betons ist eine Vorrichtung zum leichten Anspannen der Bewehrung vorhanden. Nach der Herstellung werden die Versuchskörper analog zum Dehnkörper Typ I nachbehandelt. Zur Lasteinleitung ist der 10 cm breite Messbereich taillenförmig auf 17 cm aufgeweitet. Die Anordnung zusätzlicher Stahleinbauteile zur Lasteinleitung ist bei diesem Versuchskörper nicht erforderlich.

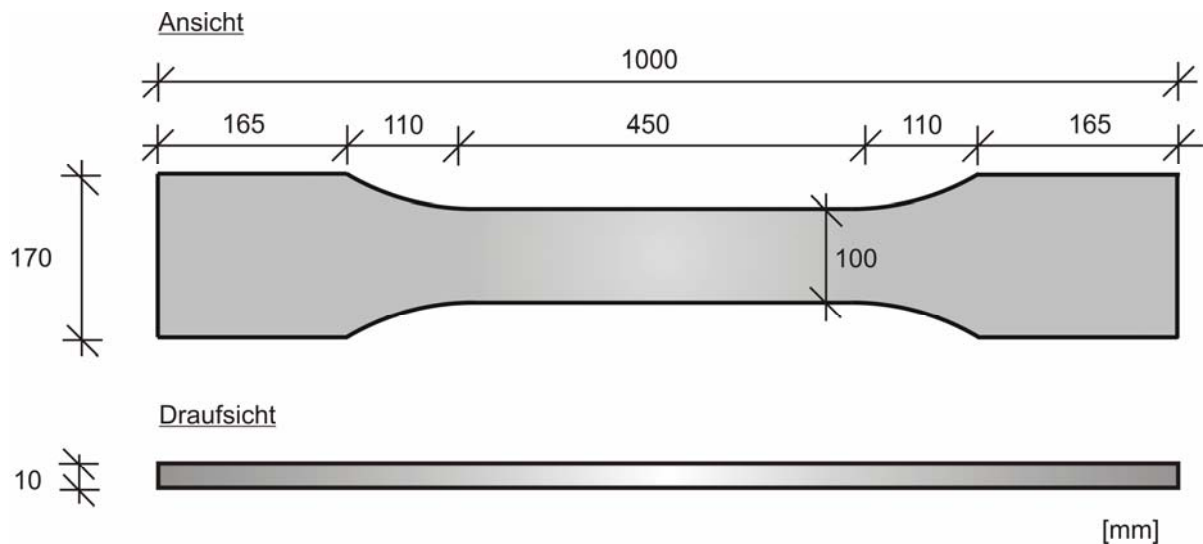


Bild 4-2: Geometrie des Dehnkörpers Typ II

4.1.3 Messtechnik

4.1.3.1 Induktive Wegaufnehmer

Standardmäßig wurden die Längenänderungen der Versuchskörper mit drei induktiven Wegaufnehmern gemessen. Die Messbasis betrug bei dem Dehnkörper Typ I 600 mm (Bild 4-3). Zur Berechnung der mittleren Dehnung des Bauteils wurde die gemessene Längenänderung auf die Länge 450 mm bezogen, da die Randbereiche der Messbasis aufgrund der größeren Querschnittsdicken ungerissen bleiben.

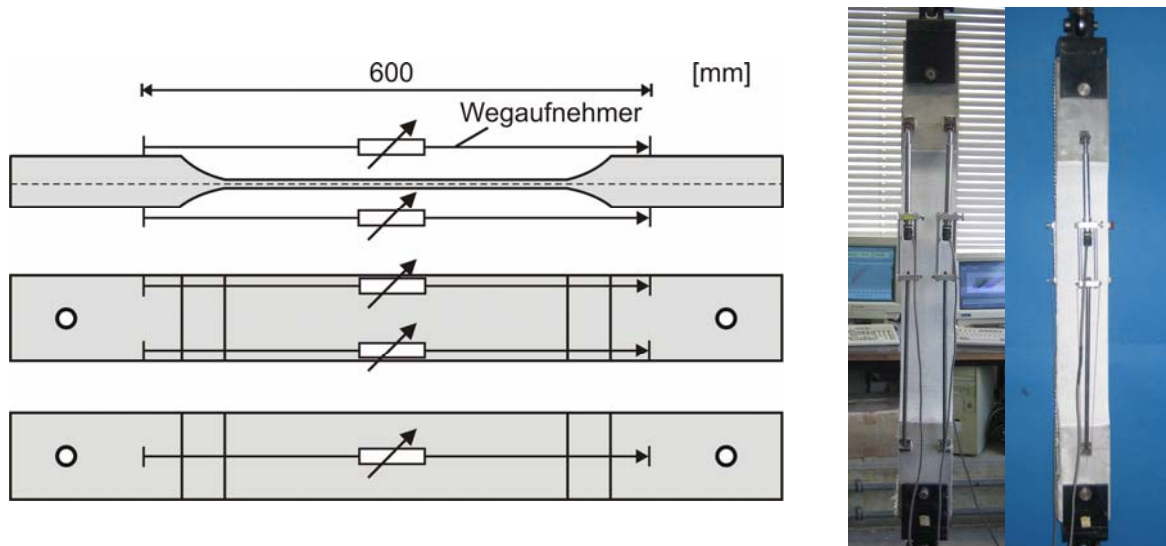


Bild 4-3: Dehnkörper mit induktiven Wegaufnehmern

Auf einer Seite des Prüfkörpers wurden zwei Wegaufnehmer jeweils im Randbereich und ein weiterer auf der gegenüberliegenden Seite mittig angebracht, um ungleichförmige Verformungen infolge Schiefstellungen oder Krümmungen des Prüfkörpers so-

wohl um die starke als auch um die schwache Achse feststellen zu können. Die Zugkraft wurde mit einer in der Prüfmaschine eingebauten Kraftmessdose gemessen und ebenso wie die mit den Wegaufnehmern aufgezeichneten Verschiebungen im 0,5-Sekunden-Intervall an einen PC übertragen, der die Daten mit der Software Dia DAGO synchron erfasst und im ASCII-Format speichert. Parallel wurden die Kraft sowie der Traversenweg von dem Steuerungs-PC der Prüfmaschine aufgezeichnet, wodurch eine Kontrolle der Messwerte möglich war. Die Anordnung der Wegaufnehmer beim Dehnkörper Typ II erfolgte analog. Allerdings betrug die Messbasis nur 450 mm, so dass die Verformungen im ungestörten Bereich konstanter Breite zwischen den taillenförmigen Lasteinleitungsbereichen gemessen wurden.

4.1.3.2 Photogrammetrie

Zur Deformationsmessung und Risserkennung wurde bei ausgewählten Versuchen mit der Photogrammetrie ein dreidimensionales, optisches Messverfahren eingesetzt. Die Untersuchungen mit diesem Messverfahren fanden in Zusammenarbeit mit dem Geodätischen Institut (GIA) der RWTH Aachen im Rahmen des Teilprojektes D8 des SFB 532 statt /Lan06/.

Die Photogrammetrie ist ein berührungsloses Messverfahren, das der Gewinnung zuverlässiger Informationen über physikalische Objekte und der Umwelt durch Aufzeichnung, Messung und Interpretation von Bildern und digitalen Darstellungen dient. Die Aufzeichnung eines Bildes als Zwischenspeicher geometrischer Informationen lässt sich als entscheidendes Kennzeichen dieses Verfahrens nennen /Reg90/. Für die stereoskopische, dreidimensionale Messung sind mindestens zwei Aufnahmen desselben Objektes aus unterschiedlichen Perspektiven erforderlich. Verwendet wurden hierfür drei hochauflösende digitale Kameras (Kodak DCS Pro 14n, 13,8 MP), die aus unterschiedlichen Winkeln auf das Messfeld stabil ausgerichtet waren. Ihre Positionen im Raum wurden vor dem Versuch durch die Aufnahme eines dreidimensionalen Kalibrierkörpers und der Auswertung mittels Triangulation ermittelt. Bild 4-4 zeigt die Anordnung der Kameras bei einem Dehnkörper- und einem Querkraftversuch.

Auf der Bauteiloberfläche des zu untersuchenden Bereiches wurden als Markierung kreisrunde Messmarken mit einem Durchmesser von 3 mm und einem Rasterabstand von 5 mm aufgebracht. Bei den Dehnkörperversuchen musste auf der mit den Messmarken beklebten Bauteilseite auf die Anordnung zusätzlicher Wegaufnehmer verzichtet werden (Bild 4-5), da das optische Verfahren keine verdeckten Bereiche erfassen kann. Durch die Anordnung von zwei induktiven Wegaufnehmern auf der gegenüberliegenden Versuchskörperoberfläche bestand die Möglichkeit zur gegenseitigen Kontrolle der Verschiebungsmessung durch Wegaufnehmer und Photogrammetrie.

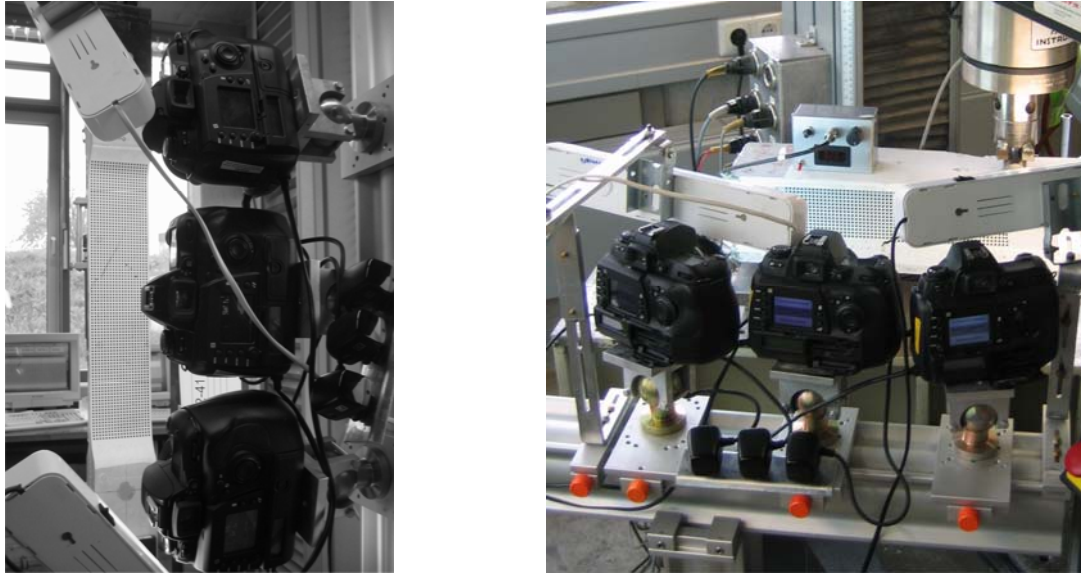


Bild 4-4: Versuchsaufbauten für Photogrammetriemessungen

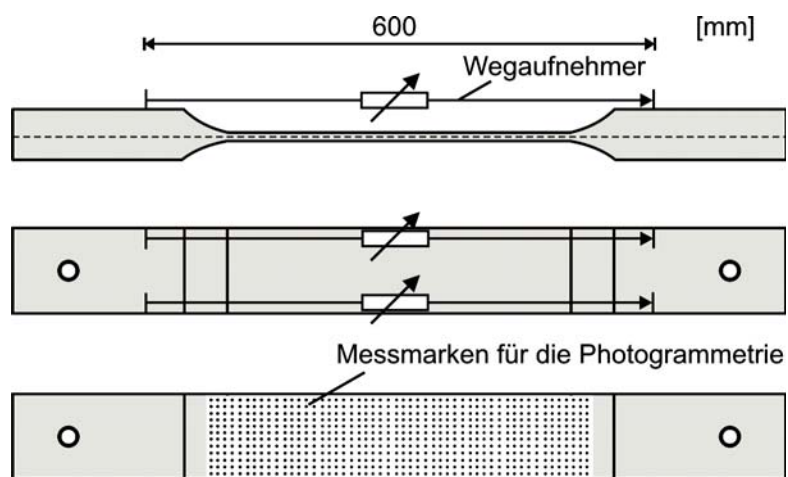


Bild 4-5: Dehnkörper mit induktiven Wegaufnehmern und Messmarken

Die Berechnung der dreidimensionalen Bildkoordinaten bei bekannten Kamerapositionen entspricht der photographischen Projektion, die mathematisch abgebildet wird. Durch die Verschneidung der Bildstrahlen einzelner Messmarken in den Bildern lässt sich ihre Position im Raum bestimmen. Weitere Beschreibungen sowie eine detaillierte Darstellung der mathematischen Grundlagen des photogrammetrischen Verfahrens sind /Luh03, Kra97/ zu entnehmen.

Während des Versuchs wurden die Kameras in regelmäßigen, dem Versuchsablauf angepassten Abständen synchron ausgelöst und die Aufnahmen abgespeichert. Die Aufnahmen wurden am GIA mit dem auf dem CAD-System MicroStation basierenden digitalen Auswertesystem PHIDIAS /Ben97/ eingelesen, um hieraus die dreidimensio-

nalen Koordinaten der Messpunkte zu bestimmen. Die exakte Zuordnung der Aufnahmen zur jeweiligen Laststufe wurde durch den Aufbau einer digitalen Kraftanzeige im Aufnahmefeld der Kameras sichergestellt. Die Darstellung der relativen Verschiebungen zwischen den Messmarken bei der jeweiligen Laststufe im Vergleich zum Versuchsbeginn ermöglicht Aussagen zur Rissbildung und zu Rissuferbewegungen. Die hierzu entwickelte und in das Programmsystem MicroStation implementierte Anwendung *RIZ* ist in /Ben03/ beschrieben. Die Genauigkeit des Messverfahrens liegt bei 4 μm .

4.1.3.3 ARAMIS

Das optische Verformungsmesssystem ARAMIS der Firma GOM, Braunschweig, ermöglicht ebenso eine berührungslöse und materialunabhängige Bestimmung von zwei- und dreidimensionalen Verformungen von Bauteiloberflächen. Im Folgenden wird die Funktionsweise des Messsystems kurz beschrieben. Auf eine detaillierte Darstellung der Messtechnik wird an dieser Stelle verzichtet; hierzu sei auf /Ara04/ verwiesen.

Bei der Messtechnik ARAMIS wird ein auf die Bauteiloberfläche aufgebrachtes - unregelmäßiges oder regelmäßiges - Strukturmuster, das der Deformation in unterschiedlichen Lastzuständen folgt, mit einer oder, bei dreidimensionaler Messung, mit mehreren CCD-Kameras aufgezeichnet. Um eine flächendeckende Aufnahme des zu untersuchenden Messfeldes sicherzustellen, ist ein starker Kontrast der Oberflächenstruktur zu erzeugen. Bei den mit ARAMIS untersuchten Versuchskörpern wurde ein entsprechender Kontrast in zwei Arbeitsschritten realisiert. Zunächst wurde eine mattweiße Farbe als Grundierung aufgetragen, bevor ein unregelmäßiges Punktfeld mit einem schwarzen Folienstift oder einer Farbspraydose aufgebracht wurde.

Mit der digitalen Bildbearbeitung werden in den Bildern des Ausgangszustandes Facetten definiert, die in jedem weiteren Bild wieder gefunden werden. Über Algorithmen erhält man für jeden Lastzustand die Koordinaten der Facetten auf der Bauteiloberfläche. Die Differenz zwischen den Koordinaten eines bestimmten Lastzustandes und den Koordinaten des unverformten Ausgangszustandes ergibt die Verschiebungen und Verformungen im Messfeld.

Die Steuerung der Aufnahmefrequenz übernimmt ein am Kamerasystem angeschlossener Messrechner. Die ARAMIS-Software bietet u. a. die Möglichkeit, die Ergebnisse in Schnittdiagrammen darzustellen. Die den Diagrammen zu Grunde liegenden Daten werden hierzu in eigenen Dateien abgelegt und können zur weiteren Auswertung exportiert werden.

Da nur eine Kamera zur Verfügung stand, war lediglich eine zweidimensionale Verformungsmessung mit der Messtechnik möglich. Deshalb wurde sie nur für Querkraftversuche eingesetzt, da bei diesen im Gegensatz zu den Dehnkörper- und Scheibenversuchen die Verschiebungen aus der Bauteilebene aufgrund der Versuchskörpergeometrie

rie vernachlässigbar sind. Gegenüber der Photogrammetrie bietet ARAMIS den Vorteil einer schnelleren Auswertung.

4.1.4 Versuchsdurchführung

Die Dehnkörperversuche wurden wegeregelt mit der Verformungsgeschwindigkeit 1 mm/min in einer elektromechanischen Kugelumlaufspindelmaschine der Firma INSTRON durchgeführt. Von der Prüfmaschine wurde die Zugkraft beim Dehnkörper Typ I (Bild 4-3) über ein kardanisches Gelenk mittels Bolzen übertragen, die durch an Lochblechen angeschweißten Hülsen geführt wurden. Die Lochbleche waren in der Längsachse des Versuchskörpers einbetoniert (Bild 4-1) und dienten zu einer gleichmäßigen Lasteinleitung in den umgebenden Beton. Beim Dehnkörper Typ II erfolgte die Lasteinleitung über Formschluss durch an den taillenförmig verlaufenden Übergangsbereich angepasste keilförmige Stahlbacken.

4.1.5 Vergleich der Ergebnisse mit Dehnkörper Typ I und Typ II

Zwischen den beiden verwendeten Dehnkörpertypen bestehen Unterschiede hinsichtlich der geometrischen Eigenschaften, der Betonierichtung sowie der Lasteinleitung. Deshalb wurden zum Vergleich des Zugtragverhaltens beider Dehnkörper Versuchsreihen durchgeführt, bei denen zwei Glasgelege mit unterschiedlichen geometrischen Eigenschaften und Verbundqualitäten eingesetzt wurden. Bei dem Gelege 2D-11-07 handelt es sich um eine Charge des Geleges MAG-07-03 (Tabelle 3-5), das aus Rovings mit dem Titer 2400 tex mit einer Fransebindung besteht. Das Gelege 2D-02-06 hat eine Trikotbindung und besteht aus Rovings mit dem Titer 1200 tex. In Bild 4-6 sind repräsentative Ergebnisse der Versuchsserien dargestellt, wobei auf der Ordinate die rechnerische Textilspannung σ_{tex} nach Gleichung (4-1) und auf der Abszisse die Dehnung des Verbundbauteils ε_c aufgetragen sind.

$$\sigma_{tex} = \frac{F_t}{A_t} \quad (4-1)$$

mit F_t Zugkraft [N]
 A_t Bewehrungsquerschnittsfläche der eingebauten Gelege [mm²]

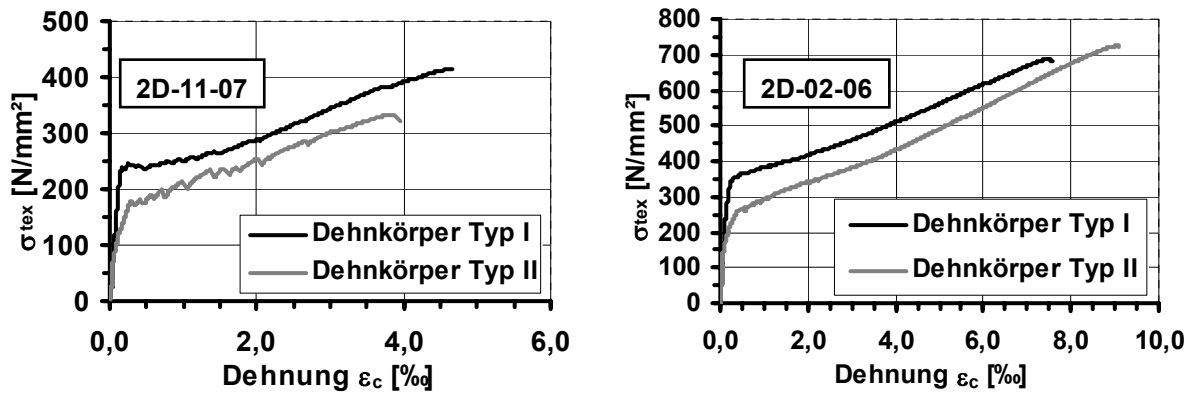


Bild 4-6: Vergleich der Textilspannungs-Dehnungskurven von Dehnkörper Typ I und Typ II mit unterschiedlichen Bewehrungen; links: 2D-11-07 ($\rho_l = 1,9 \%$), rechts: 2D-02-06 ($\rho_l = 1,4 \%$)

Ohne an dieser Stelle detailliert auf das Tragverhalten textilbewehrter Dehnkörper und die maßgeblichen Versagensmechanismen einzugehen, werden im Folgenden die wesentlichen Ergebnisse der Vergleichstests zusammenfassend dargestellt:

- Aufgrund der Herstellung in einer liegenden Schalung sind die Erstrisslasten bei Dehnkörper Typ II geringer als bei Typ I, der in einer stehenden Schalung betoniert wird. Ursache sind die unterschiedlichen Eigenschaften der Schal- und der Betonierseite bei Typ II, die ungleichmäßigen Schwindverformungen beider Bauteilseiten, die teilweise eine Krümmung des Versuchskörpers zur Folge haben. Das Gefüge der Schalseite ist dichter als das der Betonierseite. Zusätzlich können mögliche Absetzvorgänge eine Veränderung der Betonzusammensetzung nahe der Oberfläche erzeugen, obwohl ein ausgeprägtes Bluten des Betons nicht beobachtet wurde. In /Jes04/ wurden die Auswirkungen der Herstellung in einer liegenden Schalung auf das Erstrissverhalten bei Dehnkörperversuchen eingehend untersucht.
- Bei Gelege 2D-11-07, das wegen der zu einem komprimierten Rovingquerschnitt führenden Fransebindung und des größeren Rovingtiters schlechtere Verbundeigenschaften aufweist als das Gelege 2D-02-06, zeigt sich ein deutlicher Einfluss des Dehnkörpertyps auf die Bruchlast. Wahrscheinlich hat die unterschiedliche Betonierrichtung Auswirkungen auf die Matrixpenetration der Rovings, die sich im Wirkungsgrad der Bewehrung äußert. Dieser Effekt scheint bei dem Gelege 2D-02-06 aufgrund der offeneren Bindung und des kleineren Rovingtiters von untergeordneter Bedeutung zu sein.
- Die Versuche mit dem Gelege 2D-02-06 lassen den Schluss zu, dass die unterschiedliche Ausführung der Lasteinleitung keine signifikanten Auswirkungen auf das Zugtragverhalten des Bauteils und den Versagensablauf hat. Dennoch kann nicht ausgeschlossen werden, dass bei textilen Bewehrungen mit anderen

Eigenschaften der durch die Lasteinleitung bei Dehnkörper Typ II erzeugte zweiachsigel Spannungszustand im Verankerungsbereich zu einer Beeinträchtigung des Tragverhaltens führt. Dies könnte eine weitere Ursache für die unterschiedlichen Ergebnisse der Versuche mit dem Gelege 2D-11-07 sein.

Die Resultate der Untersuchungen führen zu dem Schluss, dass nicht generell von einer uneingeschränkten Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse beider Dehnkörperarten ausgegangen werden kann. Deshalb werden in den folgenden Kapiteln die Ergebnisse der unterschiedlichen Versuchskörpertypen getrennt voneinander betrachtet.

4.1.6 Versuchsmatrix

Zur Darstellung der wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen zum axialen Zugtragverhalten von textilbewehrtem Beton werden einzelne Versuchsserien detailliert beschrieben. Diese werden entsprechend der Dehnkörperarten in zwei Versuchsmatrizen eingeordnet. Die Versuchsserien bestanden aus mindestens drei Einzelversuchen.

Der Hauptteil der Untersuchungen wurde mit dem Dehnkörper Typ I durchgeführt. Als die Verbundeigenschaften der Bewehrung beeinflussenden Parameter wurden Rovingtiter, Bindungstyp und Maschenlänge variiert. Daneben wurden Untersuchungen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung und Lastwechselbeanspruchung durchgeführt. Zusammenfassend ist die Versuchsmatrix in Tabelle 4-1 dargestellt. In Anhang A 2 sind die Versuchsergebnisse tabellarisch zusammengestellt.

Tabelle 4-1: Versuchsmatrix Dehnkörper Typ I

Bewehrung Parameter	MAG-07-03	MAG-04-03	MAG-05-03	MAG-06-03	2D-01-05	2D-02-05	2D-03-05	2D-04-05	2D-05-05	2D-06-05	2D-02-06
Kett- / Schussfaden	X										
Fasermaterial	X	X									
Rovingtiter	X					X					
Bindung					X	X	X	X	X	X	
Bewehrungslagen	X	X									
Bewehrungsorientierung	X		X								
Low cycle fatigue	X	X									X
Butadienstyrol-Tränkung	X			X							

Die wegen herstellungstechnischer Randbedingungen mit Dehnkörper Typ I nicht variierbaren Parameter wurden mit Dehnkörpern vom Typ II untersucht. Dieser eignet sich insbesondere zur Bewehrung mit Einzelrovings und kann im Gieß- und Laminierverfahren hergestellt werden. Ebenso bietet er Vorteile bei der Verwendung von epoxidharzgetränkten Gelegen, da die Lasteinleitungsbleche beim Typ I ein Aufspalten des Verankerungsbereichs bei den hohen Verbundspannungen der Bewehrung beschleunigen. Eine Übersicht der Versuche mit dem Dehnkörper Typ II gibt Tabelle 4-2.

Tabelle 4-2: Versuchsmatrix Dehnkörper Typ II

Bewehrung Parameter	Einzelrovings			2D-02-06	2D-11-07	MAG-04-03
	AR-Glas 2400 tex	Carbon STS 1600 tex	Aramid 167 tex			
Fasermaterial	X	X	X			
Herstellverfahren				X	X	
Epoxidharztränkung					X	X

4.1.7 Versuchsergebnisse mit Einzelrovings (Dehnkörper Typ II)

Zum Vergleich des Tragverhaltens der Fasermaterialien AR-Glas (2400 tex), Carbon und Aramid im Verbundbauteil wurden Zugversuche mit dem Dehnkörper Typ II durchgeführt. Die Rovings wurden direkt von der Spule entnommen und eingebaut. Die Dehnkörper waren mit jeweils 12 Rovings bewehrt, die im Abstand von 8 mm nebeneinander eingelegt wurden. Um Einflüsse aus dem Bewehrungsgrad auszuschließen, wurden sieben Aramidrovings, deren Querschnittsfläche jeweils 0,12 mm² beträgt, zu einem Bewehrungsstrang (Querschnittsfläche 0,84 mm²) zusammengefasst. Die Querschnittsfläche des AR-Glasrovings und des Carbonrovings beträgt 0,89 mm².

In Bild 4-7 sind Textilspannung-Dehnungsverläufe aus repräsentativen Dehnkörperversuchen dargestellt, anhand derer die Unterschiede in den Material- und Verbundeigenschaften der Fasermaterialien ablesbar sind. Die größte Textilbruchspannung $\sigma_{tex,max}$ erreichten die Aramidrovings mit etwa 1650 N/mm² bei einer Dehnung des Messbereichs von 24 %. Die Ausnutzung der Filamentzugfestigkeit im Verbundquerschnitt beträgt somit 47 %. Die Textilbruchspannung $\sigma_{tex,max}$ (Gleichung (4-2)) ist der rechnerische Mittelwert der Filamentspannung im Bruchzustand.

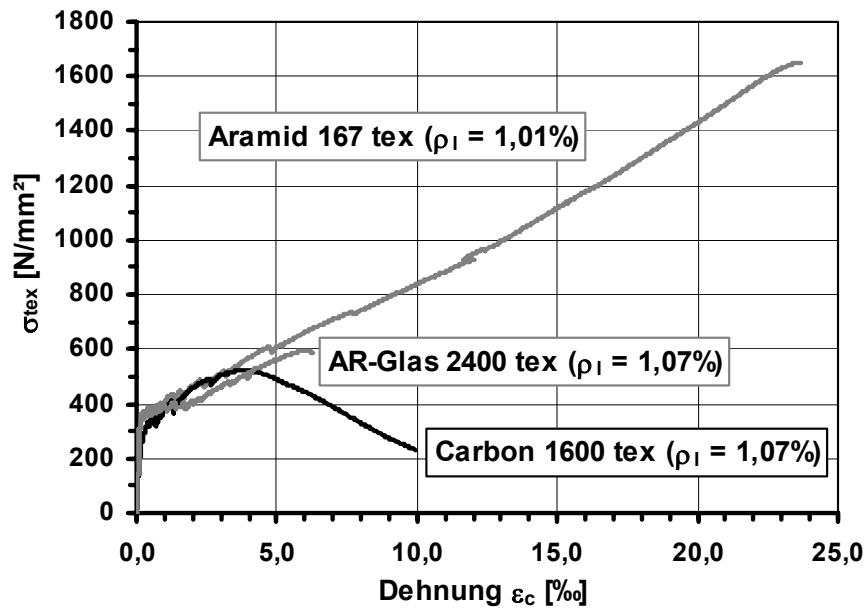


Bild 4-7: Ergebnisse der Dehnkörperversuche mit AR-Glas-, Carbon- und Aramid-Rovings

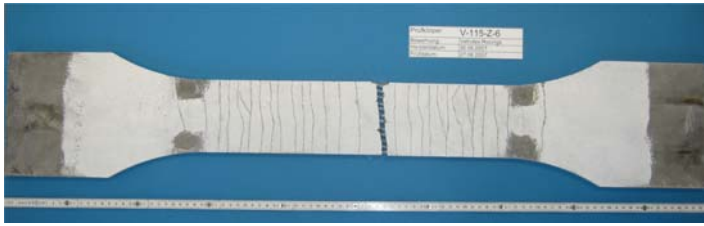
$$\sigma_{tex,max} = \frac{F_{exp}}{A_t} \quad (4-2)$$

mit F_{exp} maximale Zugkraft [N]
 A_t Querschnittsfläche der Bewehrung [mm²]

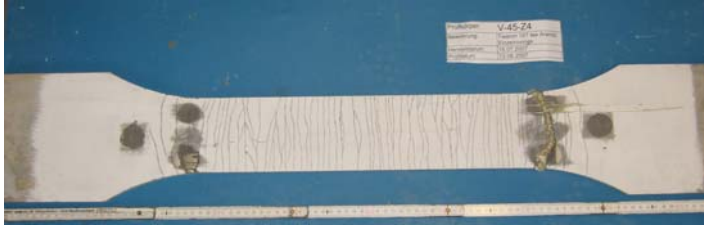
Die AR-Glasrovings erreichten mit 600 N/mm² eine Ausnutzung von 33 % der Filamentzugfestigkeit. Das Versagen war bei beiden Fasermaterialien durch ein sukzessives Filamentversagen bei Erreichen der Bruchlast gekennzeichnet, in dessen Verlauf die Rovings vollständig durchtrennt wurden.

Ein abweichendes Tragverhalten zeigten die carbonbewehrten Dehnkörper, bei denen ein Verankerungsversagen zu beobachten war, das sich in dem Herausziehen eines Großteils des Rovingquerschnittes aus dem Lasteinleitungsbereich bei gleichzeitig abnehmender Tragfähigkeit äußerte. Die maximale Textilspannung $\sigma_{tex,max}$ betrug mit 520 N/mm² lediglich 13 % der Filamentzugfestigkeit. Ursache sind die aufgrund der hydrophoben Eigenschaften des Materials und des Filamentdurchmessers von 7 μ m geringe Matrixpenetration und die offensichtlich schlechten Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten.

Die unterschiedlichen Verbund- und Formänderungseigenschaften der Bewehrungsmaterialien sind gleichfalls am Rissbild der Versuchskörper und den gemessenen Rissbreiten ablesbar. Repräsentative Rissbilder der Versuchskörper sind in Bild 4-8 dargestellt.



AR-Glas Vetrotex 2400 tex
 Mittlerer Rissabstand: 1,6 cm
 Mittlere Rissbreite: ~ 0,1 mm
 bei $\sigma_{\text{tex}} = 600 \text{ N/mm}^2$



Aramid Twaron 7 x 167 tex
 Mittlerer Rissabstand: 0,9 - 1,0 cm
 Mittlere Rissbreite: ~ 0,25 mm
 bei $\sigma_{\text{tex}} = 1650 \text{ N/mm}^2$



Carbon Tenax STS 1600 tex
 Mittlerer Rissabstand: 6,5 cm
 Mittlere Rissbreite: ~ 0,2 mm
 bei $\sigma_{\text{tex}} = 520 \text{ N/mm}^2$

Bild 4-8: Rissbilder der Dehnkörper mit Bewehrung aus Einzelrovings

Bei der Bewehrung mit AR-Glasrovings stellten sich ein mittlerer Rissabstand von 1,6 cm und eine mittlere Rissbreite von etwa 0,1 mm bei Maximallast ein. Ein feineres Rissbild mit Abständen von 0,9 bis 1,0 cm zeigte sich bei den aramidbewehrten Probekörpern. Aufgrund der größeren Bruchdehnung der Aramidfasern ergab sich eine größere mittlere Rissbreite von 0,25 mm. Die deutlich schlechteren Verbundeigenschaften der Carbonrovings im Vergleich zu den AR-Glas- und Aramidrovings hatten zur Folge, dass sich nur wenige Risse in einem Abstand von 6,5 cm bildeten, bevor das Pull-out-Versagen eintrat. Wegen der geringen Rissanzahl konzentrierte sich die Verformung auf den Versagensriss, so dass die mittlere Rissbreite von etwa 0,2 mm wenig aussagekräftig ist. Auf die typische Rissentwicklung bei textilbewehrten Dehnkörpern wird in Kapitel 4.1.8 noch detailliert eingegangen.

Das Tragverhalten der Fasermaterialien wird von deren Verbund- und Materialeigenschaften bestimmt. Da die Verbundeigenschaften der Rovings durch die textiltechnische Weiterverarbeitung gezielt beeinflusst werden können, stellen diese kein Kriterium für die Beurteilung der grundsätzlichen Eignung eines Fasermaterials für die Verwendung als Bewehrung von Betonbauteilen dar. Gleiches gilt prinzipiell ebenso für die mittlere Textilbruchspannung oder die Ausnutzung der Bewehrung, da sie signifikant von den Verbundeigenschaften abhängen. Aus den Versuchen lässt sich allerdings die Erkenntnis ableiten, dass eine Ausnutzung der Zugfestigkeit der Aramidfasern im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit aufgrund der großen Bruchdehnung und der daraus resultierenden großen Bauteilverformungen nicht möglich ist. Deshalb

wurden die weiteren Untersuchungen auf Gelege aus AR-Glas- und Carbonrovings beschränkt.

4.1.8 Versuchsergebnisse mit textilen Gelegen (Dehnkörper Typ I)

4.1.8.1 Tragverhalten von Glas- und Carbongelegen

In diesem Kapitel werden die grundlegenden Mechanismen des Tragverhaltens von Glas- und Carbonbewehrungen in Dehnkörperversuchen mit den Gelegen MAG-04-03 (Carbon) und MAG-07-03 (AR-Glas) verglichen. Beide Gelege wurden mit einer Fransebindung hergestellt und besitzen gleiche geometrische Eigenschaften. In Bild 4-9 sind die Ergebnisse von zwei Dehnkörperversuchen dargestellt.

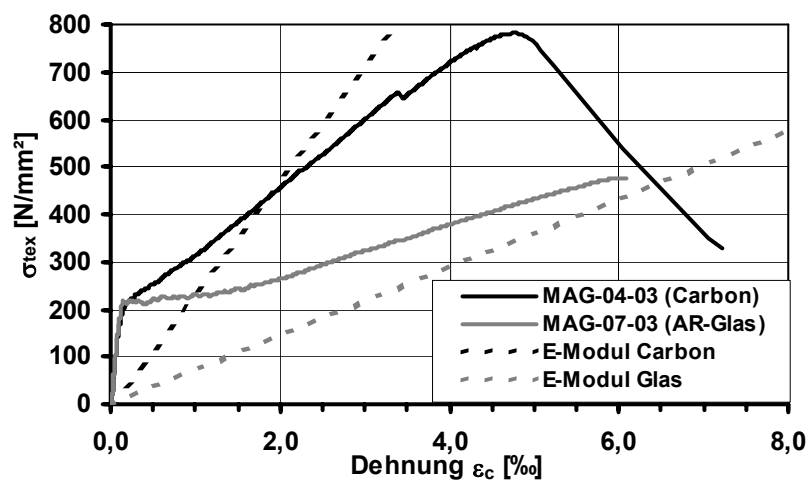


Bild 4-9: Textilspannungs-Dehnungskurven von Dehnkörperversuchen mit AR-Glasgelege MAG-07-03 und Carbongelege MAG-04-03 ($\rho_l = 1,94 \%$)

Die Bewehrung bestand aus jeweils zwei Lagen des Carbon- bzw. Glasgeleges. Der Bewehrungsgrad beträgt somit $\rho_l = 1,94 \%$. In Bild 4-9 sind weiterhin die Arbeitslinien der Filamente aufgetragen.

Im Zustand I ist kein Einfluss des Fasermaterials auf die Steifigkeit der Versuchskörper zu erkennen. Der Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie wird in diesem Bereich maßgeblich vom Elastizitätsmodul des Betons bestimmt. Nach der Erstrissbildung sind die Unterschiede in den Verbund- und Materialeigenschaften deutlich am Verlauf der Spannungs-Dehnungskurven erkennbar. Die besseren Verbundeigenschaften des AR-Glasgeleges resultieren in einer ausgeprägteren Rissbildung, die zusammen mit dem geringeren Elastizitätsmodul zu dem größeren Steifigkeitsverlust im Vergleich zum carbonbewehrten Versuchskörper führt. Zur Veranschaulichung sind in Bild 4-10 die Auswertungen von Photogrammetrie-Messungen bei einer mittleren Textilspannung von etwa 420 N/mm^2 , die einer Zugkraft von $8,8 \text{ kN}$ entsprechen, dargestellt. Während sich bei der AR-Glasbewehrung ein Rissabstand von ca. $1,6 \text{ cm}$ mit einer mittleren

Rissbreite von etwa 0,05 mm einstellte, hatten die Risse bei der Carbonbewehrung einen mittleren Abstand von etwa 3,5 cm und die Rissbreite betrug lediglich 0,03 mm.

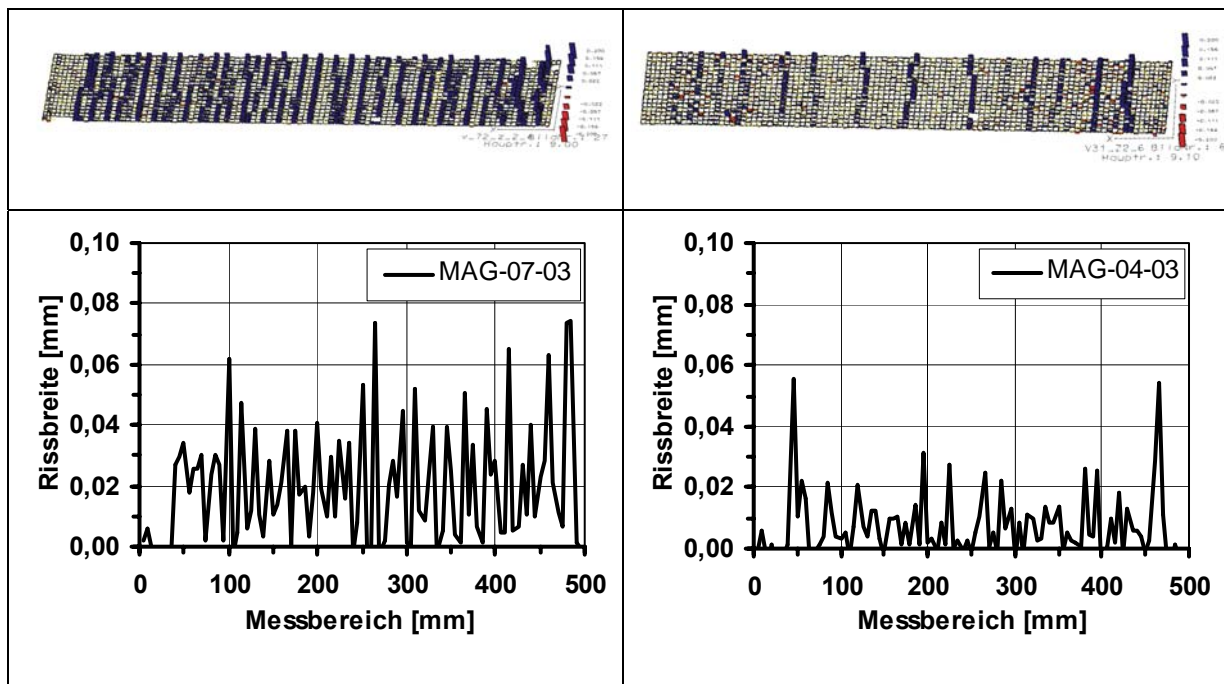


Bild 4-10: Gemessene Verschiebungsfelder (oben) und rechnerische Rissbreiten (unten) im Dehnkörperversuch mit zweilagiger Bewehrung aus AR-Glasgelege MAG-07-03 (links) und Carbongelege MAG-04-03 (rechts) bei einer mittleren Textilspannung von 420 N/mm²

Ursache der differierenden Verbundeigenschaften ist vor allem das unterschiedliche Eindringverhalten der Matrix in den Rovings. Dieses wird maßgeblich von dem Filamentdurchmesser bestimmt, der bei den Glasfilamenten etwa viermal größer als bei den Carbonfilamenten ist. Daraus resultieren größere kapillare Zwischenräume zwischen den Filamenten. Zusätzlich haben Carbonfilamente hydrophobe Eigenschaften, so dass ein Eindringen von Matrix in das Innere des Carbonrovings weitestgehend ausgeschlossen werden kann, wie Querschnittsaufnahmen von einbetonierten Rovings mit der Rasterelektronenmikroskopie bestätigen /Heg06/. Glasrovings weisen einen größeren Anteil äußerer Filamente mit direktem Matrixkontakt auf, wie auch in Simulationsrechnungen mit dem Two-Subroving-Model festgestellt wurde /Bru07/. In Kapitel 5.2.2.2 wird auf die Auswertung der REM-Aufnahmen von Rovingquerschnitten im Beton detaillierter eingegangen.

In /Bru07/ werden anhand numerischer Untersuchungen die Ursachen für das vor allem bei der Carbonbewehrung auffällige Phänomen erläutert, dass die größten Rissbreiten an den Rändern des Messbereiches (Bild 4-10 (rechts)) auftreten. Zwischen den Rissen sind die inneren Filamente wegen der Überlagerung der Lasteinleitungslängen quasi verankert. Aufgrund der fehlenden Symmetriebedingungen am äußersten Riss im Übergang zwischen Messbereich und 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 Messbereiches. Aus Gleichgewichtsgründen ist die Belastung der äußeren Filamente dementsprechend in diesen Bereichen am größten, weshalb das Versagen des Versuchskörpers größtenteils an einem Ende des Messbereiches eintritt. Diesen Effekt verdeutlicht Bild 4-11, in dem das Verformungsfeld sowie die Rissbreitenverteilung bei dem carbonbewehrten Dehnkörper bei maximaler Last dargestellt sind. Während die Rissbreiten im Mittelbereich etwa 0,05 mm betragen, öffnet sich der Versagensriss bei maximaler Last auf 0,25 mm. Nach Überschreiten der Bruchlast werden die Carbonrovings größtenteils wie schon bei den Versuchen mit Einzelrovingbewehrung über die gesamte Länge aus dem Lasteinleitungsbereich herausgezogen.

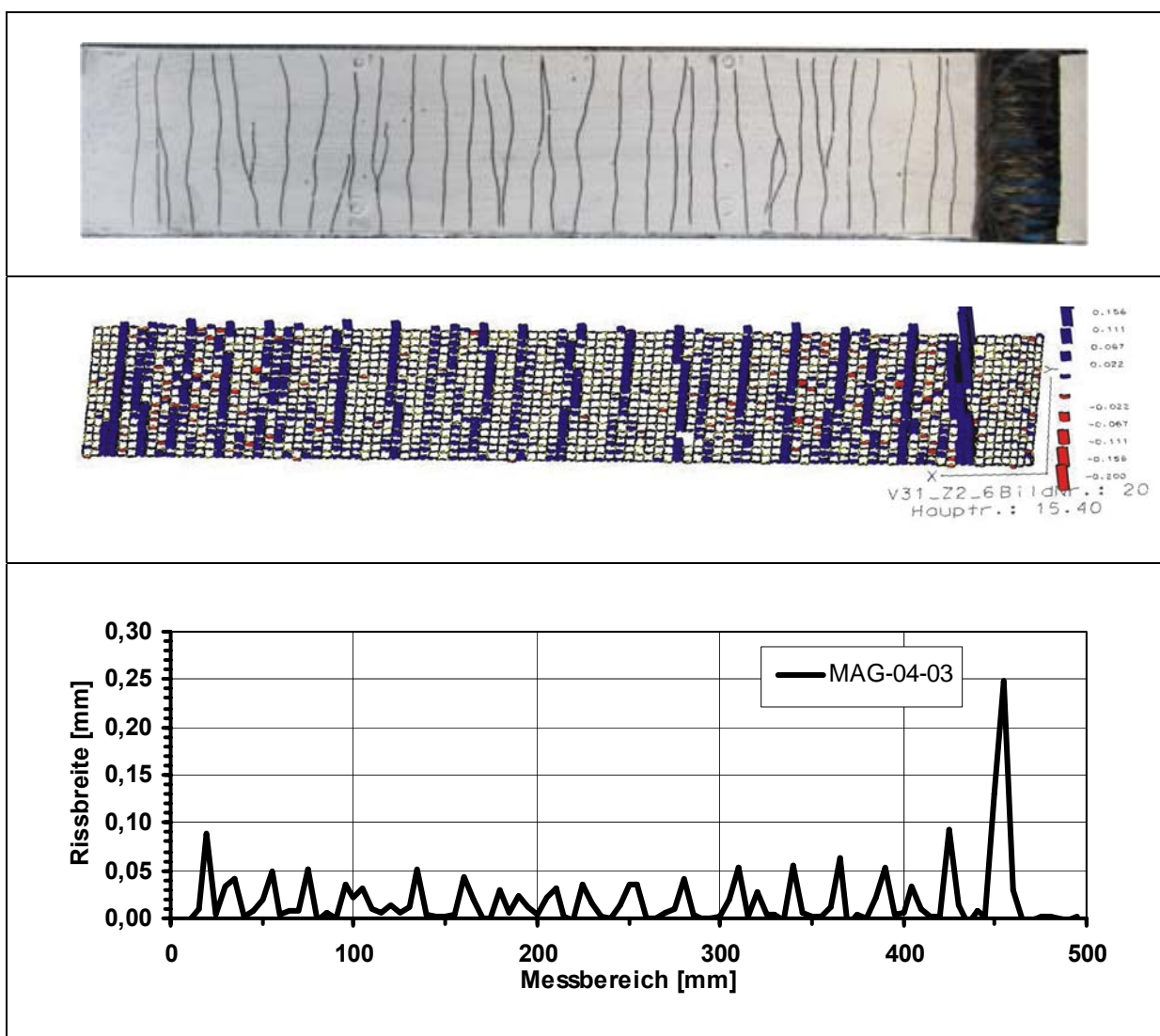


Bild 4-11: Rissbild (oben), Verschiebungsfeld der Photogrammetriemessung (Mitte) und Rissbreiten (unten) eines Dehnkörpers mit zweilagiger Carbonbewehrung MAG-04-03 bei Maximallast

Beim Vergleich der Spannungs-Dehnungslinien der Dehnkörperversuche in Bild 4-9 mit den jeweiligen Arbeitslinien des nackten Filaments ist die geringere Steifigkeit der Bewehrung im Verbundquerschnitt im Zustand IIb offensichtlich. Dieser Sachverhalt entspricht den Beobachtungen früherer Untersuchungen /Jes04, Mol05/. Als Ursache wird das Versagen der Randfilamente in der Haupttrissbildungsphase (Zustand IIa) vermutet, aus dem eine Verringerung der Bewehrungsquerschnittsfläche resultiert. Gegen diese These spricht allerdings wie in /Bru07/ angemerkt das ausgeprägte Rissbild, das sich ohne Beteiligung der äußeren Filamente aufgrund der schlechten Verbundeigenschaften der inneren Filamente nicht einstellen könnte.

Als eine weitere mögliche Ursache der verringerten Steifigkeit in Zustand IIb ist das oben beschriebene Ablösen der inneren Filamente im Lasteinleitungsbereich denkbar. Im Falle der Carbonbewehrung resultiert hieraus ab einer Bauteildehnung von etwa 2 ‰ eine unterhalb der Filament-Arbeitslinie verlaufende Spannungs-Dehnungslinie. Zur Überprüfung dieses Effektes wurden in /Kog07/ Dehnkörperversuche durchgeführt, bei denen die Carbonbewehrung im Lasteinleitungsbereich vollständig mit Epoxidharz getränkt war, so dass ein homogener Rovingquerschnitt entsteht und das Ablösen der inneren Filamente ausgeschlossen ist. Hierbei stellte sich allerdings keine signifikante Steigerung der Steifigkeit ein, wohingegen die Bruchlast aufgrund der guten Verankerung aller Filamente deutlich anstieg.

Als weitere Ursache der geringen Steifigkeit in Zustand IIb ist deshalb nach Meinung des Verfassers ebenfalls die nicht abgeschlossene Rissbildung in Betracht zu ziehen. In den Versuchen wurde zumeist bis zum Versagen das Entstehen weiterer Risse beobachtet, d. h. ein vollständig abgeschlossenes Rissbild stellte sich bei keinem der Versuche ein. Ähnliche Beobachtungen werden auch bei /Jes04/ beschrieben, der die Bezeichnung „diffuse Rissbildung“ verwendet. Weitere Untersuchungen und Ausführungen zu diesem Effekt folgen bei der Analyse des Tragverhaltens in Kapitel 5.

4.1.8.2 Vergleich des Tragverhaltens von Kett- und Schussfäden

Die Kenntnis des Tragverhaltens beider Gelegerichtungen ist vor allem bei zweiachsig beanspruchten Bauteilen sowie der Bewehrung in schubbeanspruchten Bereichen erforderlich. Typischerweise haben die Kett- und Schussfäden eines Geleges bedingt durch die textile Bindung eine unterschiedliche äußere Erscheinung. Während der Wirkfaden den Kettfaden über seine gesamte Länge umgibt, führt die Bindung bei der Schussrichtung lediglich an den Kreuzungspunkten mit den Kettfäden zu einer Veränderung der geometrischen Eigenschaften des Rovings. Am deutlichsten wird dieser Effekt bei einer Fransebindung, deren Kettfäden eine runde, kompakte Form aufweisen, wohingegen der Schussfaden flacher und offener erscheint (Bild 4-12, links).

In den Spannungs-Dehnungslinien von Dehnkörperversuchen mit dem AR-Glasgelege MAG-07-03, deren Kett- bzw. Schussrichtung jeweils in Krafrichtung ausgerichtet

wurde, wird der Einfluss der Rovinggeometrie auf das Tragverhalten deutlich (Bild 4-12, rechts).

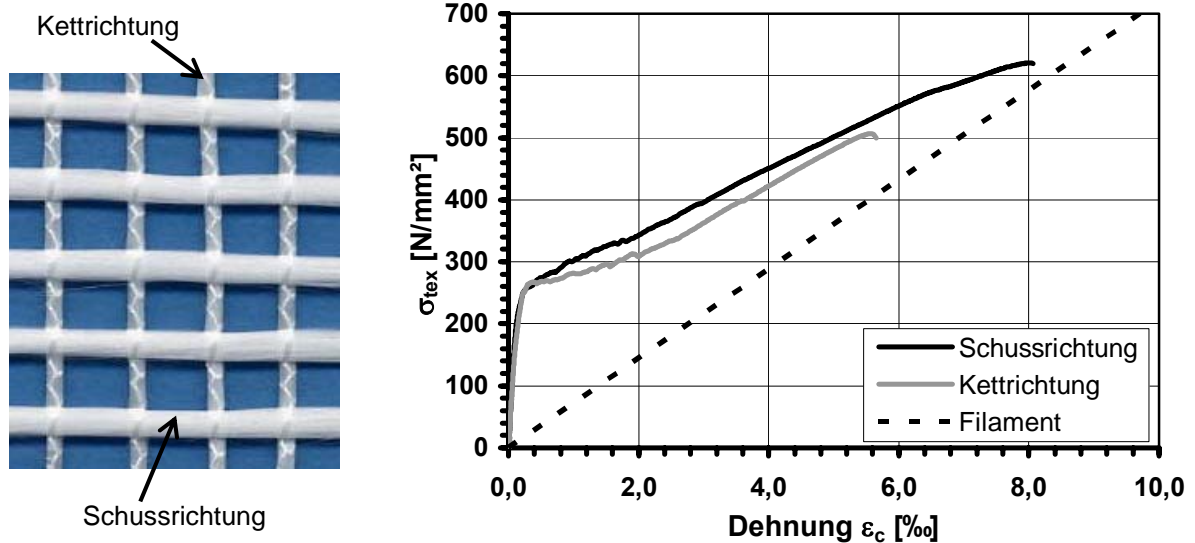


Bild 4-12: MAG-07-03 (links); Textilspannungs-Dehnungskurven der Dehnkörperversuche mit MAG-07-03 ($\rho_l = 1,94\%$) in Kett- bzw. Schussrichtung (rechts)

Während der Haupttrissbildungsphase (Zustand IIa) ist die Steifigkeit in Schussrichtung des Geleges größer und der Übergang zum Zustand IIb ist weniger deutlich ausgeprägt. Ein Einfluss der Gelegerichtung auf die Steifigkeit in Zustand IIb ist nicht erkennbar. Die Textilbruchspannung in Schussrichtung liegt mit einem Mittelwert von 620 N/mm^2 deutlich über der der Ketttrichtung (470 N/mm^2).

Ursache für das unterschiedliche Tragverhalten ist der größere Anteil äußerer Filamente aufgrund der besseren Matrixpenetration bei den Schussfäden. Die äußeren Filamente haben direkten Kontakt zur Matrix und daher bessere Verbundeigenschaften. Da zur Aufnahme der freiwerdenden Zugkraft eine größere Querschnittsfläche der Bewehrung mit guten Verbundeigenschaften zur Verfügung steht, ergeben sich eine Verkürzung des Rissabstandes, geringere Rissbreiten bei gleichem Lastniveau und eine Verstärkung des Tension Stiffening.

Im folgenden Kapitel wird der Einfluss der textilen Bindung, die maßgeblich die Rovinggeometrie beeinflusst, näher untersucht.

4.1.8.3 Einfluss der textilen Bindung (AR-Glas)

In einer Parameterstudie mit zweidimensionalen Gelegen aus dem AR-Glasroving mit dem Titer 1200 tex wurde der Einfluss unterschiedlicher Bindungen untersucht. Die Gelege hatten den gleichen strukturellen Aufbau:

- das Einzugsmuster 2v11, resultierend in einem Abstand der Kettfäden von 8,4 mm und einer Querschnittsfläche von 52,5 mm²/m,
- den Schussfadenabstand 8,4 mm.

Es wurden jeweils drei Gelege mit Franse- und mit Trikotbindung untersucht, bei denen die Stichtlänge der Wirkfäden zwischen 2,1 mm, 4,2 mm und 6,3 mm variiert wurde. In Bild 4-13 sind repräsentative Spannungs-Dehnungslinien der Versuchsreihen für die Gelege mit Fransebindung und Trikotbindung dargestellt.

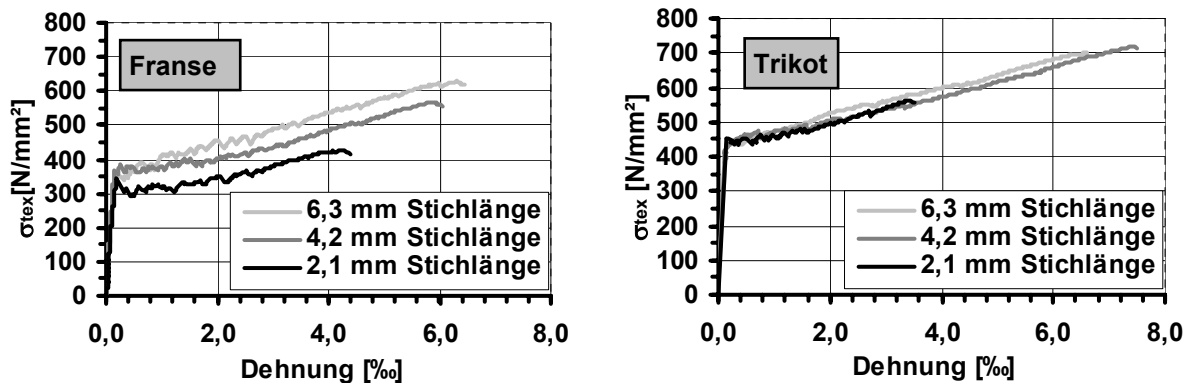


Bild 4-13: Gelege aus AR-Glas 1200 tex Rovings mit Franse- (links) und Trikotbindung (rechts) und unterschiedlicher Stichtlänge des Wirkfadens

Im Zustand I ist kein wesentlicher Einfluss der Gelegeeigenschaften zu erkennen. Die Steifigkeit des Dehnkörpers wird vom E-Modul des Betons bestimmt. Unterschiede ergeben sich beim Vergleich der Erstrissspannungen, die bei den Gelegen mit Trikotbindung höher sind als bei den Gelegen mit Fransebindung. Offensichtlich wird durch die offenere Rovingstruktur und die folglich bessere Matrixpenetration bei der Trikotbindung die rissunterdrückende Wirkung der textilen Bewehrung gesteigert. Die für eine eindeutige weitergehende Analyse erforderliche Berücksichtigung der jeweiligen Matrixzugfestigkeit ist in Bild 4-14 (links) gegeben. Dort sind die Verhältniszerte der Erstrissspannung σ_{cr} und der an den Materialproben der jeweiligen Betoncharge ermittelten Zugfestigkeit f_{ct} gegenübergestellt. Während bei den Gelegen mit Fransebindung („F“) keine signifikante Beeinflussung der Erstrissspannung feststellbar ist, nimmt die rissunterdrückende Wirkung bei den Gelegen mit Trikotbindung („T“) mit zunehmender Stichtlänge der Wirkfäden zu. Der Anteil äußerer Filamente, der mit zunehmender Offenmaschigkeit der Rovings und abnehmendem Wirkfadenanteil steigt, bewirkt also einen höheren effektiven Bewehrungsgrad, der den Übergang von der Mikrorissbildung zur erkennbaren Erstrissbildung verzögert. Gleichsam werden die Filamente mit direktem Verbund zur Matrix bereits bei sehr geringen Bauteil deformierungen aktiviert, so dass sich hierdurch bei besserer Matrixpenetration ebenso höhere Erstrisslasten ergeben.

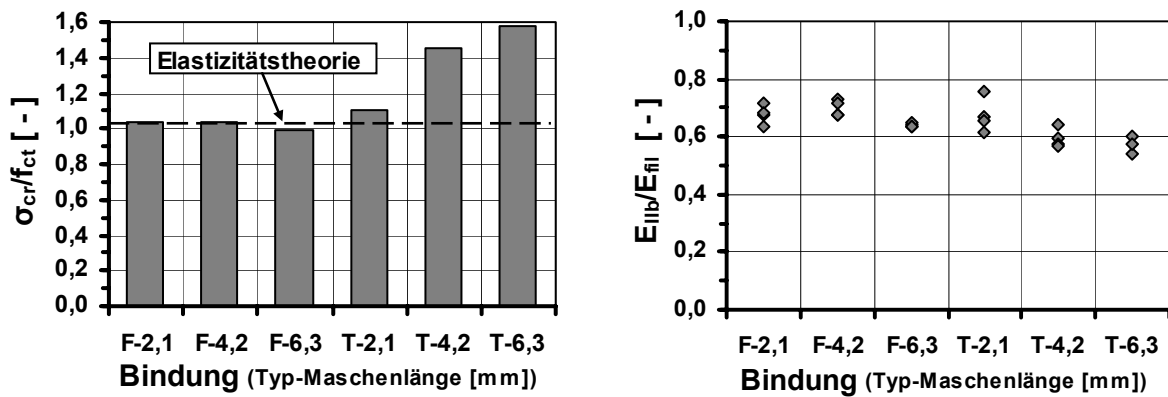


Bild 4-14: Verhältnis zwischen Erstrissspannung und Betonzugfestigkeit (links); Verhältnis zwischen Steifigkeit im Zustand IIb (E_{IIb}) und E-Modul des Filaments (E_{fil}) (rechts)

In der Phase der Mehrfachrissbildung (Zustand IIa) steigen aufgrund der Streuung der Betonzugfestigkeit über die Bauteillänge die Spannungen mit zunehmender Dehnung an. Das Verhältnis der Spannungen am Beginn und am Ende der Phase der Mehrfachrissbildung liegt bei den Versuchen zwischen 1,1 und 1,23, wobei keine eindeutige Tendenz hinsichtlich der Gelegeeigenschaften zu beobachten ist. JESSE stellte bei seinen Untersuchungen Spannungsverhältnisse am Beginn und am Ende des Zustandes IIa zwischen 1,0 und 1,3 fest /Jes04/.

Im anschließenden Zustand IIb setzt sich die Rissbildung weiter fort. Dementsprechend ist der Übergang zwischen Zustand IIa und Zustand IIb lediglich an einer relativ geringen Zunahme der Steigung der Spannungs-Dehnungslinie im Bereich einer Bauteildehnung von 2,0 bis 2,6 ‰ zu erkennen. Diese Steifigkeitsänderung ist vor allem bei den Gelegen mit Trikotbindung wenig ausgeprägt. Die fortschreitende Rissbildung im Zustand IIb erklärt JESSE mit den stark streuenden Querschnittsschwächungen aufgrund der aus den Schussfäden bestehenden Querbewehrung. Ein entsprechendes Rissbild wurde bei den eigenen Versuchen nicht beobachtet. BRUCKERMANN erklärt die *diffuse Rissbildung* mit einem stark ausgeprägten OH-Effekt (nach der Theorie von Ohno & Hannant /Ohn94/). Bei den schlechten Verbundeigenschaften der inneren Filamente verhalten sich diese wie ein Bewehrungsglied ohne Verbund, dessen Spannungen bei der stetig zunehmenden Bauteildehnung linear zunehmen und zu dem steigenden Risslastniveau führen. Die Steifigkeit im Zustand IIb war auch bei den hier untersuchten Gelegen deutlich geringer als der Elastizitätsmodul des Fasermaterials E_{fil} . Hierbei ergab sich eine leicht abnehmende Steifigkeit von der kompaktierenden Fransebindung zur lockeren Trikotbindung, wie dem Diagramm in Bild 4-14 (rechts) zu entnehmen ist.

Die unterschiedlichen Verbundeigenschaften der textilen Gelege sind erwartungsgemäß im Rissbild ablesbar. Während der Rissabstand bei der Fransebindung mit Maschenlänge 2,1 mm (F-2,1) im Mittel 1,6 cm betrug, lag er bei der Trikotbindung mit

Maschenlänge 6,3 mm (T-6,3) aufgrund der besseren Matrixpenetration und dem folglich größeren Anteil an Filamenten mit guten Verbundeigenschaften bei 0,9 cm (Bild 4-15 (links)). Als weitere Folge der besseren Verbundeigenschaften nehmen auch die mittleren Textilbruchspannungen $\sigma_{\text{tex,max}}$ mit zunehmend aufgelösterer Rovingstruktur deutlich zu (Bild 4-15 (rechts)).

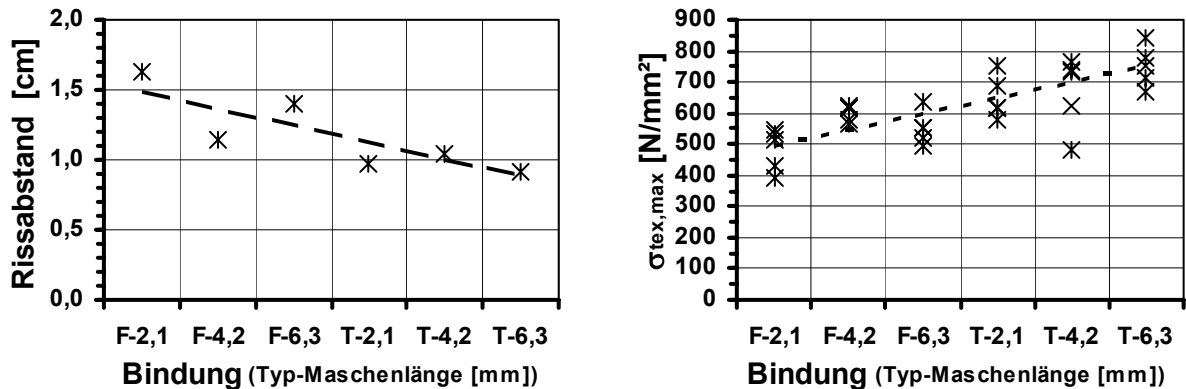


Bild 4-15: Rissabstände (links) und mittlere Textilbruchspannungen (rechts)

4.1.8.4 Einfluss des Bewehrungsgrades

Der Einfluss des Bewehrungsgrades auf das Tragverhalten textiler Gelege wurde bereits in /Jes04, Mol05/ beschrieben. JESSE stellte keine eindeutige Abhängigkeit der Erstrissspannungen vom Bewehrungsgrad fest. Es ergaben sich allerdings Erstrisslasten, die unterhalb der an unbewehrten Probekörpern gewonnenen Zugfestigkeit lagen, die JESSE auf die Querschnittsschwächungen durch die Querrovings zurückführt. Ein signifikanter Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Faserbruchspannung wurde nicht festgestellt. MOLTER hingegen beobachtete eine abnehmende Effektivität der Bewehrung mit steigendem Bewehrungsgrad und begründete dies mit der gegenseitigen Beeinflussung der Textillagen, die schlechtere Verbundeigenschaften zur Folge hat.

In Bild 4-16 sind die Spannungs-Dehnungskurven von Dehnkörperversuchen mit dem AR-Glasgelege MAG-07-03 (links) und dem Carbongelege MAG-04-03 (rechts) für unterschiedliche Bewehrungsgrade dargestellt. Auf der Ordinate ist die auf die Querschnittsfläche des Dehnkörpers bezogene Zugspannung angegeben. Bei den Dehnkörpern mit dreilagiger Carbongelegebewehrung kam es zur Rissbildung und zum Versagen im Lasteinleitungsbereich. Deshalb wurden diese Versuche bei der Auswertung nicht berücksichtigt.

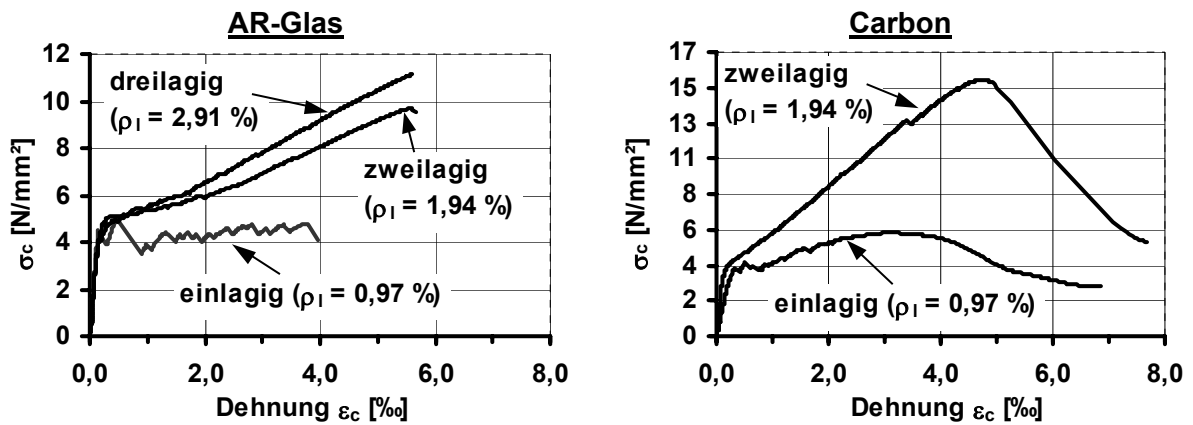


Bild 4-16: Bruttoquerschnittsspannungs-Dehnungskurven für MAG-07-03 (links) und MAG-04-03 (rechts) in verschiedenen Bewehrungsgraden

Ein signifikanter Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Steifigkeit in Zustand I und die Erstrissspannung ist anhand der ausgewählten Versuchskurven nicht erkennbar. Die Auswertung aller Versuche (Bild 4-17) zeigt allerdings, dass die Erstrissspannungen tendenziell mit zunehmendem Bewehrungsgrad ansteigen.

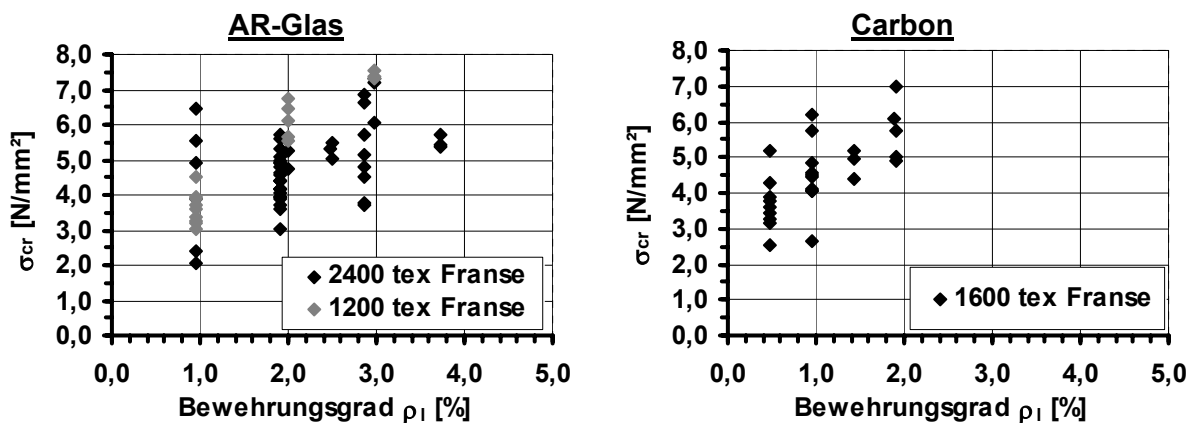


Bild 4-17: Erstrissspannungen bei Glasgelegen (links) und Carbongelegen (rechts)

Offensichtlich sind aber auch die großen Streuungen der Erstrissspannungen in den Versuchen, die herstellungsbedingt sowie durch Vorschädigungen verursacht sein können. Eine Erklärung für die Zunahme der Zugfestigkeit des Verbundquerschnittes liefern zum einen die Gesetze der Festigkeitslehre (ideelle Querschnittswerte). Daneben ist aber auch eine Zunahme der rissunterdrückenden Wirkung durch die Bewehrung mit steigendem Bewehrungsgrad zu vermuten, wie sie auch in /Kak96/ festgestellt wurde.

Nach der Erstrissbildung ist erwartungsgemäß der Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Bauteilsteifigkeit erkennbar. Dieser äußert sich besonders stark zwischen der einlagigen und zweilagigen Bewehrungsanordnung, wobei zu berücksichtigen ist, dass die einlagige Bewehrung mit dem AR-Glasgelege MAG-07-03 gerade dem Mindestbewehrungsgrad entsprach, so dass nach der Rissbildung keine weitere Laststeigerung möglich war.

Während bei den AR-Glasgelegen die Tragfähigkeit entgegen der Beobachtungen von MOLTER nicht signifikant durch den Bewehrungsgrad beeinflusst wird, nimmt sie bei den Carbongelegen mit steigendem Bewehrungsgrad leicht zu (Bild 4-18).

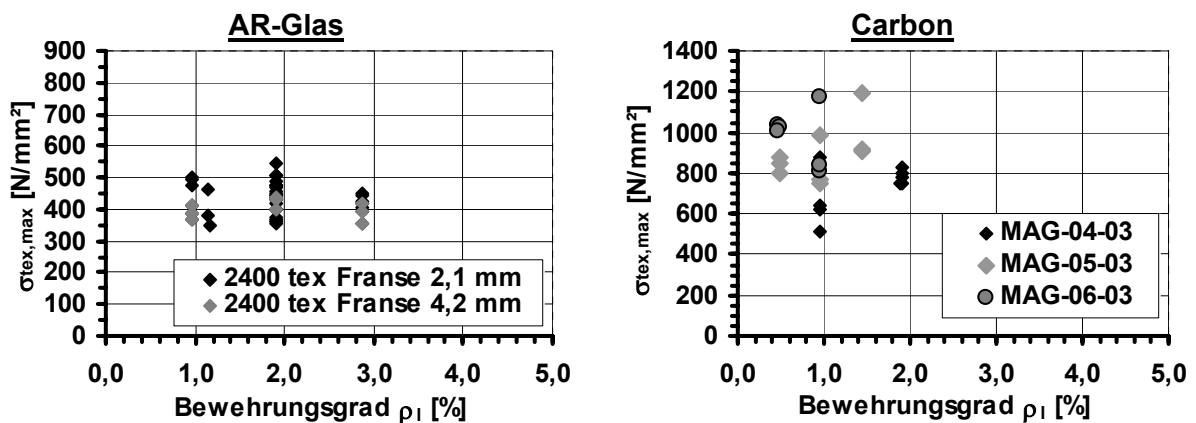


Bild 4-18: Textilbruchspannungen verschiedener Glasgelege (links) und Carbongelege (rechts) bei unterschiedlichen Bewehrungsgraden

Eine Erklärung für diesen Effekt ist die mit zunehmendem Bewehrungsgrad steigende Bruchdehnung. Stellt man sich die inneren Filamente als verbundlosen Bewehrungsstrang vor, so nimmt deren Dehnung und damit Zugspannung mit wachsender Bauteildehnung zu. Die steigende Bauteildehnung ist ein Resultat der mit steigendem Bewehrungsgrad abnehmenden Rissabstände. Allerdings kann an dieser Stelle aufgrund der begrenzten Versuchsanzahl und der Streuungen innerhalb der Versuchreihen kein eindeutiger funktionaler Zusammenhang zwischen dem Bewehrungsgrad und der Textilbruchspannung angegeben werden.

4.1.9 Einfluss der Bewehrungsorientierung

In der Baupraxis ist eine exakte Ausrichtung der textilen Bewehrung in Richtung der Hauptzugspannungen herstellungsbedingt sowie wegen wechselnder Lastzustände nicht an allen Stellen möglich, woraus zwangsläufig eine schiefwinklige Beanspruchung der textilen Bewehrung zumindest in Teilbereichen der Gesamtstruktur resultiert. Aus diesen Gründen war der Einfluss der Orientierung zur Lastrichtung auf das

Tragverhalten der textilen Bewehrung bereits Gegenstand experimenteller Untersuchungen /Jes04, Mol01/ (s. Kapitel 2.4.4.3), in denen eine signifikante Abnahme der Tragfähigkeit mit steigendem Winkel zwischen Kraft- und Bewehrungsrichtung festgestellt wurde.

Zur Untersuchung des Tragverhaltens der in dieser Arbeit verwendeten Materialien unter schiefwinkliger Beanspruchung wurden Dehnkörperversuche (Typ I) durchgeführt, in denen der Winkel α zwischen Kraftrichtung und Kettfaden des Geleges in Schritten von 5° auf bis zu 45° variiert wurde (Bild 4-19).

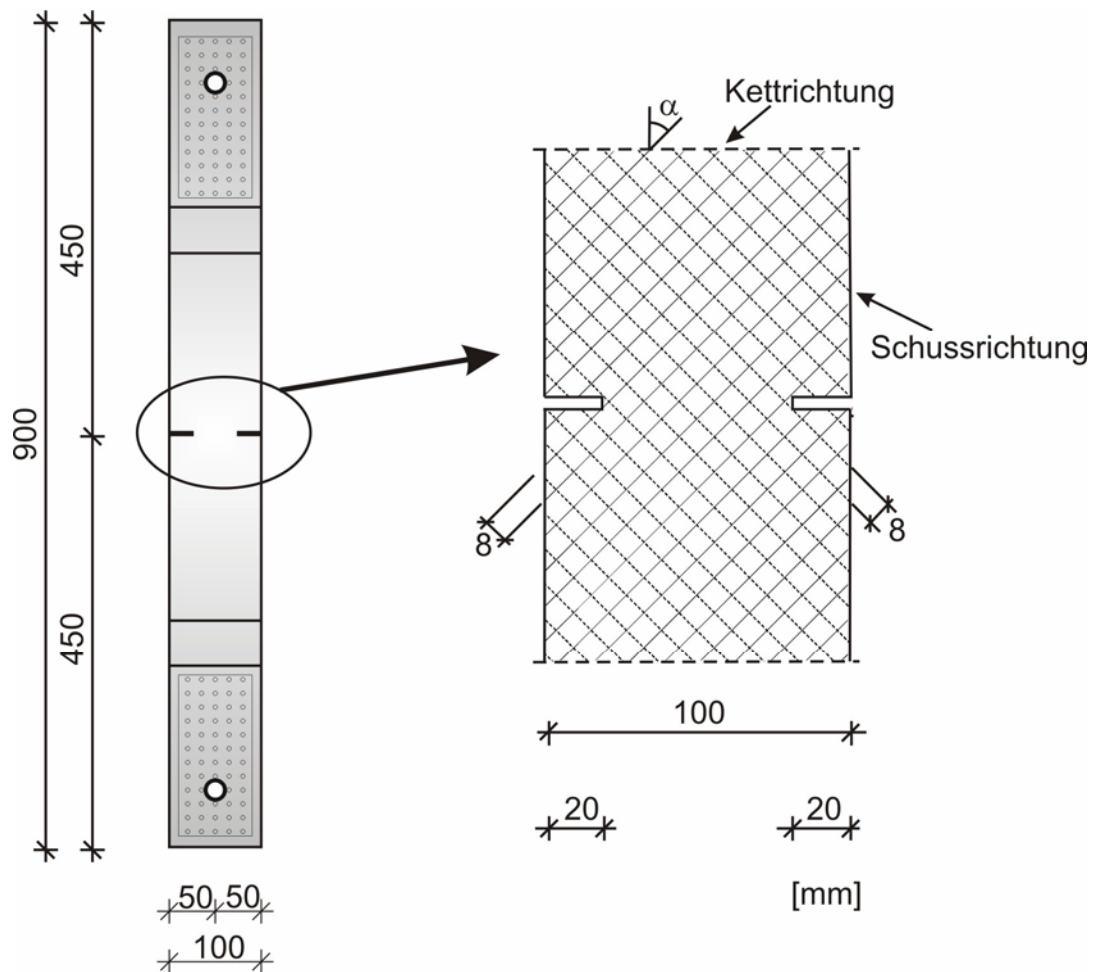


Bild 4-19: Versuchsaufbau der Dehnkörperversuche mit geneigter Bewehrungsführung

In den Versuchen wurden die Gelege MAG-07-03 (AR-Glas) und MAG-05-03 (Carbon) verwendet. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Verankerungslänge der schiefwinklig angeordneten Bewehrung wurden die Versuchskörper in der Mitte des Messbereichs beidseitig über eine Länge von zwei Zentimetern eingekerbt (Bild 4-19). Somit beträgt der geringste Wert für die Einbindelänge der Kettfäden $l_E=2,82\text{ cm}$ (bei $\alpha = 45^\circ$) und für die Schussfäden theoretisch $l_E=2,01\text{ cm}$ bei einer Bewehrungsnei-

gung von $\alpha = 5^\circ$, wobei der Winkel zwischen Krafrichtung und Schussrichtung 85° beträgt.

Die wesentlichen Effekte, die das Tragverhalten bei einer schiefwinkligen Bewehrungsführung signifikant beeinflussen, resultieren aus der Umlenkung der Filamente an den Risskanten sowie aus einer unvollständigen Ausrichtung aller Filamente in Krafrichtung.

- **Filamentumlenkung:** Die Filamente werden durch die Umlenkkräfte gegen die Risskanten gepresst. Hierdurch wird zum einen die Reibung zwischen Filament und Matrix sowie zwischen den inneren Filamenten erhöht, woraus eine höhere Verbundfestigkeit und somit möglicherweise eine verbesserte Aktivierung des Rovingquerschnittes resultiert. Aufgrund der auf die Filamente wirkenden Querpressungen werden gleichzeitig Kerbspannungen hervorgerufen, die zu einer Filamentschädigung führen können. Ebenso erfahren die Filamente durch die Umlenkung eine Krümmung, die eine kombinierte Zug- und Biegebeanspruchung und folglich einen linearen Spannungsgradienten im Filament erzeugt.
- **Unvollständige Umlenkung:** Die vollständige Ausrichtung aller Filamente in Krafrichtung ist besonders für die inneren Filamente wenig wahrscheinlich, da diese aufgrund von Poren im Rovinginneren die Möglichkeit haben, sich einer Umlenkung und damit der Kraftaufnahme zu entziehen (Bild 4-20).

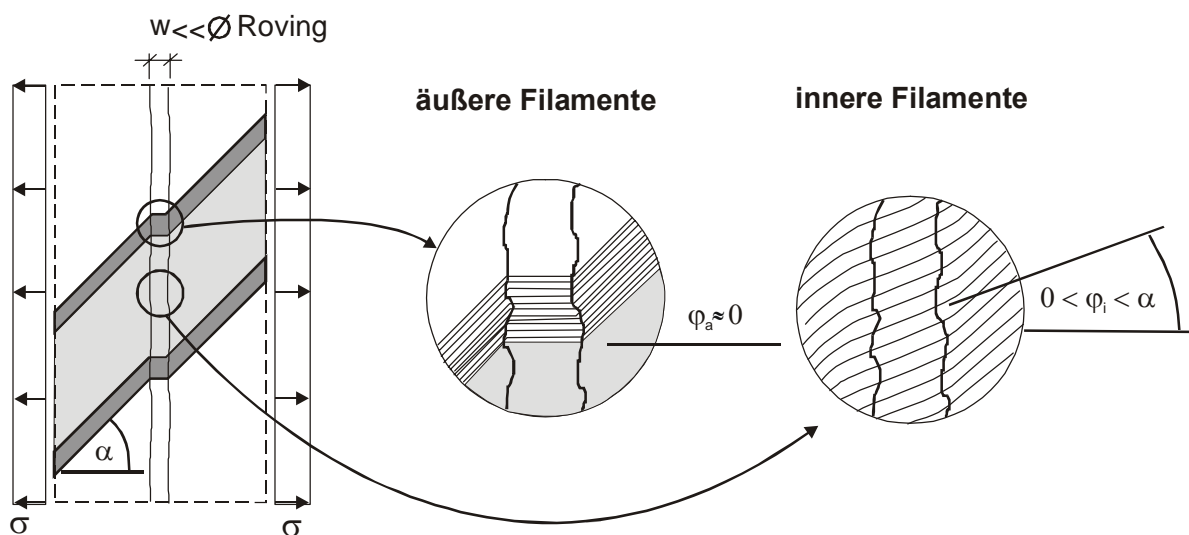


Bild 4-20: Umlenkung der Filamente im Riss /Bru07/

Die Auswirkung dieses Effektes wurde in numerischen Simulationsrechnungen untersucht. Eine exakte Quantifizierung ist aufgrund sich in ihrer Wirkung beeinflussender Parameter bei den Rechnungen allerdings nicht möglich /Bru07a, Heg07/.

Da die Identifizierung der Umlenkung einzelner Filamente oder Filamentgruppen technisch nicht umsetzbar ist, werden bei der Auswertung der Versuche zwei Varianten untersucht. Eine Variante beruht auf der Annahme, dass sich alle Filamente in Kraft- richtung ausrichten (s. auch Bild 4-49, Modell 1). In der Folge ist bei der Berechnung der Bewehrungsquerschnittsfläche $A_{t,gesamt}$ der Winkel α nach Gleichung (4-3) zu berücksichtigen:

$$A_{t,gesamt} = A_{t,Kett} \cdot \cos \alpha + A_{t,Schuss} \cdot \sin \alpha \quad (4-3)$$

- mit $A_{t,Kett}$ Gelegequerschnittsfläche in Kettrichtung [mm²]
 $A_{t,Schuss}$ Gelegequerschnittsfläche in Schussrichtung [mm²]
 α Winkel zwischen Kraft- und Kettfadenrichtung

Die zweite Variante beruht auf der Theorie, dass im Riss keine Umlenkung der Filamente stattfindet (Bild 4-49, Modell 2). Folglich weicht die Wirkungsrichtung der Bewehrung von der Richtung der einwirkenden Kraft um den Winkel α ab. Die Schiefwinkligkeit ist bei der Berechnung der Bewehrungsquerschnittsfläche nach Gleichung (4-4) enthalten:

$$A_{t,gesamt} = A_{t,Kett} \cdot \cos^2 \alpha + A_{t,Schuss} \cdot \sin^2 \alpha \quad (4-4)$$

Für beide Theorien sind in Bild 4-21 die aus den Bruchlasten F_u der Dehnkörperversuche berechneten mittleren Textilbruchspannungen $\sigma_{tex,max}$ für die Gelege MAG-07-03 (AR-Glas) und MAG-05-03 (Carbon) dargestellt.

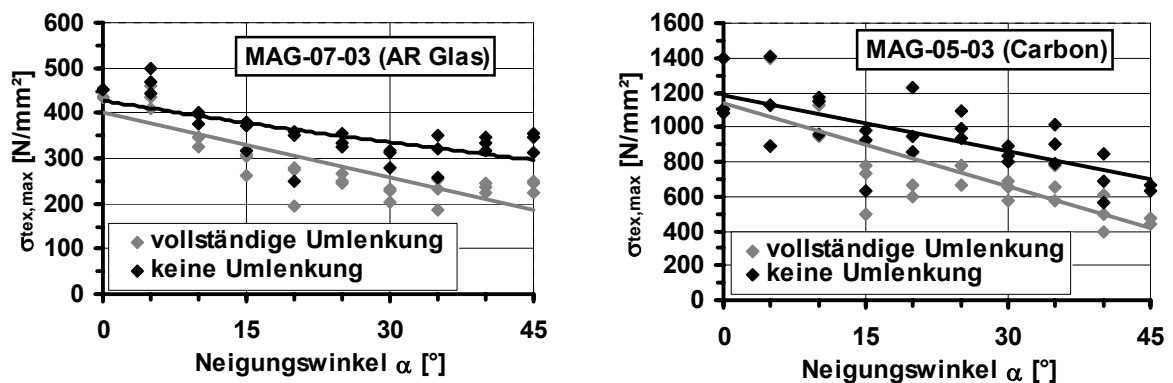


Bild 4-21: $\sigma_{tex,max}$ für MAG-07-03 (links) und das Carbonbelege MAG-05-03 (rechts)

Trotz der vor allem bei der Carbonbewehrung auffällig großen Streuungen bestätigen die Ergebnisse die in früheren Untersuchungen festgestellte signifikante Abnahme der Tragfähigkeit mit steigendem Neigungswinkel α . Bei geringen Winkeln von $\alpha = 5^\circ$ bei AR-Glas und bis zu $\alpha = 10^\circ$ bei dem Carbonbelege scheinen die positiven Effekte

der Verbundverbesserung die tragfähigkeitsmindernden Effekte der Filamentschädigung auszugleichen.

Der Vergleich der nach den oben genannten Modellen berechneten Bruchspannungen belegt zum einen, dass eine Umlenkung zumindest eines Teils der Filamente auftritt, da bei Berücksichtigung der Schiefwinkligkeit nach Gleichung (4-4) dennoch eine abnehmende Tragfähigkeit mit zunehmendem Winkel α zu beobachten ist. Zum anderen bewirkt die Umlenkung eine Schädigung der Bewehrung, deren Maß vom Winkel α abhängig ist.

Bei der Bewehrung der Versuchsergebnisse sind folgende Einflussparameter zu berücksichtigen, deren Wirkung zum Teil nur näherungsweise abgeschätzt werden kann:

- Die vorhandene Einbindelänge von Rovings in den Randbereichen der Versuchskörper reicht möglicherweise nicht zur vollständigen Verankerung der inneren Filamente aus. Besonders beim Carbonroving ist anzunehmen, dass die inneren Filamente nicht ausreichend verankert sind.
- Es wurde vereinfachend angenommen, dass die Kett- und Schussfäden der Gelege gleichzeitig ihre maximale Tragfähigkeit erreichen. Aufgrund ihrer unterschiedlichen Verbundeigenschaften ist dies nicht vollständig zutreffend, allerdings zeigten Vergleichsrechnungen mit an Versuchen kalibrierten trilinearen Kraft-Rissöffnungs-Beziehungen [Ans06], dass dieser Effekt in dem vorliegenden Fall von untergeordneter Bedeutung ist. In Bild 4-22 (links) sind die Funktionen beispielhaft für eine Gelegeausrichtung von 30° dargestellt. Als Basis dienten kleinformatige Biegeversuche mit schiefwinkliger Bewehrung aus Schuss- bzw. Kettfäden des Glasgeleges, bei denen die Rissöffnung während der Laststeigerung kontinuierlich mit Aramis bestimmt wurde. Das rechte Diagramm zeigt die geringe Auswirkung der Vernachlässigung der unterschiedlichen Verbundeigenschaften. Die Versuche sind in Anhang A 3 beschrieben.

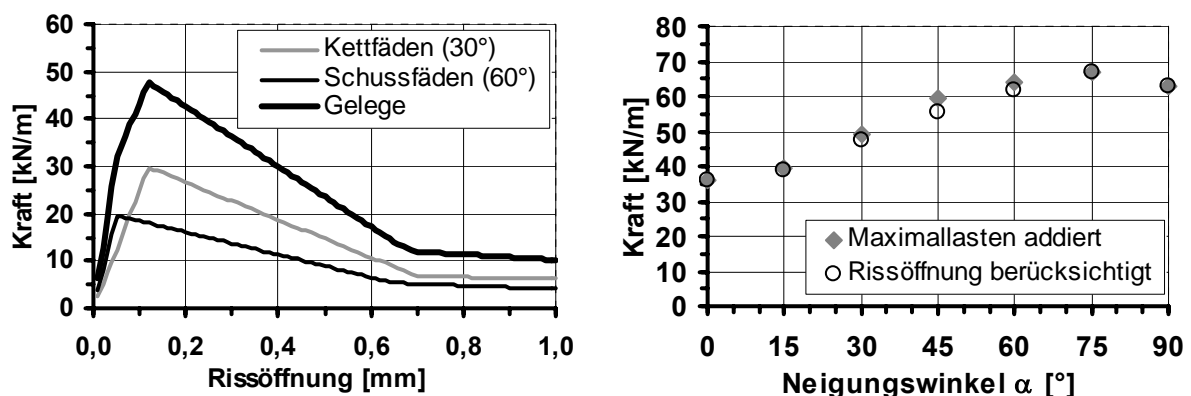


Bild 4-22: Rechnerische Kraft-Rissöffnungs-Beziehungen für Kett- und Schussfäden aus (links); Rechnerische Bruchlasten mit und ohne Berücksichti-

gung der unterschiedlichen Verbundeigenschaften von Kett- und Schussfäden für das Glasgelege MAG-07-03

- Durch die Einkerbungen der Versuchskörper wird die Bruchstelle vorgegeben, wodurch die Wirkung der statistischen Verteilung der Materialeigenschaften über die Versuchskörperlänge beeinflusst wird.
- Aufgrund der Reduzierung der Versuchskörperbreite um 40 % durch die Einkerbungen stellt sich kein ungestörtes abgeschlossenes Rissbild ein. Die Dehnungen der inneren Filamente werden allerdings durch den Rissabstand beeinflusst.
- Ein weiteres Resultat der fehlenden Mehrfachrissbildung ist die Vergrößerung der Verankerungslänge der inneren Filamente des Carbons auf bis zu 450 mm, wodurch die etwas höheren Bruchspannungen im Vergleich zu den in Kapitel 4.1.8.1 beschriebenen Versuchen zu erklären sind.

Die Wirkung der schiefwinkligen Bewehrungsführung ist ebenfalls Gegenstand von Untersuchungen an Scheiben unter zweiaxialer Beanspruchung in Kapitel 4.2.8.

4.1.10 Einfluss zyklischer Beanspruchung - Low cycle fatigue

4.1.10.1 Allgemeines

Von Spannbeton- und Stahlbetonbauteilen ist bekannt, dass zyklische Beanspruchungen zu einer Abnahme der Verbundsteifigkeit führen /Heg97, Wil97/ und damit eine Zunahme der Rissbreiten und Verformungen hervorrufen. Das Tragverhalten metallischer Werkstoffe wie Betonstahl unter zyklischer Beanspruchung wird vor allem durch die Spannungsamplitude $\Delta\sigma$ /Kön94, Reh77/ bestimmt, während bei Beton zusätzlich der Einfluss des Spannungsniveaus (σ_o/σ_u) von großer Bedeutung ist. Mit zunehmender Lastwechselzahl und höherer Oberspannung sowie Spannungsamplitude zeigt sich sowohl ein allgemeiner Verformungszuwachs als auch ein Zuwachs der plastischen Verformung aufgrund einer fortschreitenden Mikrorissbildung und Gefügenderstörung. In zyklischen Versuchen mit einer CFK-Bewehrung war bei einer Variation der Oberspannungen σ_o und konstantem Verhältnis zwischen Ober- und Unterspannung eine Abnahme der ertragbaren Lastwechselzahl mit zunehmender Oberspannung zu beobachten /Adi00/. Der Effekt einer niederzyklischen Lastwechselbeanspruchung (Low cycle fatigue) auf das Tragverhalten einer textilen Bewehrung im Beton wurde bisher nicht systematisch untersucht. Zur Klärung der Tragfähigkeits- und Verformungsentwicklung wurden daher weggesteuerte Dehnkörperversuche (Typ I) mit geringen Lastwechselzahlen und großen Amplituden bei zyklischer Belastung durchgeführt. Aufgrund fehlender grundlegender Erkenntnisse zum Tragverhalten tex-

tilbewehrten Betons unter zyklischer Lastwechselbeanspruchungen wurde in den eigenen Versuchen die Wirkung folgender Parameter bestimmt:

- Größe der Spannungsamplitude $\Delta\sigma$,
- Höhe der Oberspannung σ_o bezogen auf die mittlere Bruchspannung,
- Einfluss der Lastwechselzahl n .

Dabei wurden die AR-Glasgelege MAG-07-03 und 2D-02-06 sowie das Carbongelege MAG-04-03 eingesetzt, um einerseits Aussagen über den Einfluss des Fasermaterials und andererseits unterschiedlicher Verbundeigenschaften auf die Auswirkung einer zyklischen Beanspruchung zu erhalten.

4.1.10.2 Versuchsmatrix

In Tabelle 4-3 ist die Versuchsmatrix der Dehnkörperversuche mit zyklischer Belastung dargestellt. Die Unterlast und Oberlast wurden jeweils in Relation zu der mittleren Textilbruchspannung $\sigma_{tex,max}$ der Bewehrung unter monotoner Belastung eingestellt.

Tabelle 4-3: Versuchsmatrix der zyklischen Dehnkörperversuche (Low cycle fatigue)

Lastzyklen n [-]	Relative Oberlast σ_o [%]	Relative Unterlast σ_u [%]	Amplitude $\Delta\sigma$ [%]	Bewehrung
20	40	20	20	MAG-07-03 2-lagig $\rho_f = 1,94$ %
20	60	20	40	
20	70	20	50	
20 bis 40	80	30	50	
20	80	60	20	
20, 30	70	50	20	
30, 60, 90	70	20	50	2D-02-06
30, 60, 90	70	50	20	2-lagig, $\rho_f = 1,3$ %
20 bis 1000	80	20	60	MAG-04-03 2-lagig, $\rho_f = 1,94$ %

Im folgenden Kapitel werden die wesentlichen Ergebnisse der Versuchsreihen dargestellt, bevor in Kapitel 4.1.10.4 auf die Untersuchung der Schädigungsmechanismen eingegangen wird.

4.1.10.3 Ergebnisse

Zur Bestimmung der Schädigungswirkung wurde nach der jeweiligen Lastwechselbeanspruchung die Resttragfähigkeit der Dehnkörper analog zum monotonen Versuch ermittelt. Typische Textilspannungs-Dehnungskurven der Versuche sind in Bild 4-23 dargestellt und lassen die allgemeinen Merkmale einer zyklischen Belastung sowie besondere Einflussparameter beim textilbewehrten Beton erkennen.

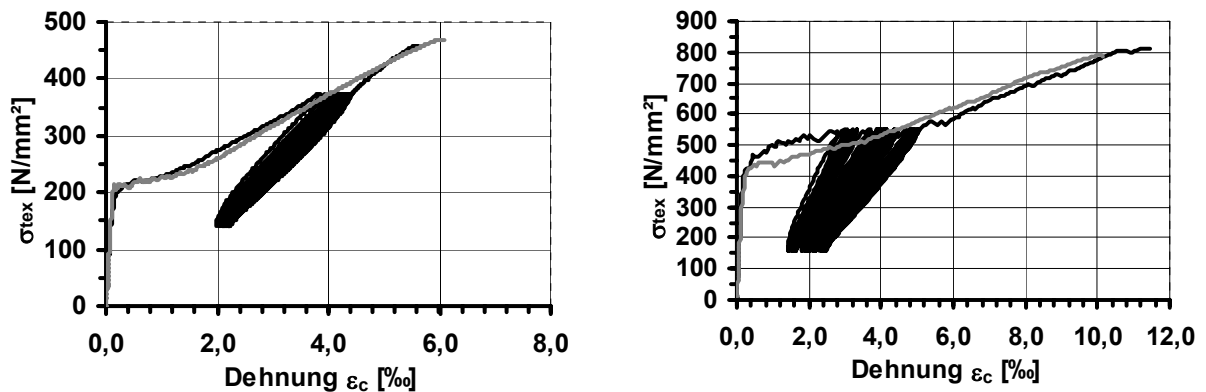


Bild 4-23: Dehnkörperversuche monoton/zyklisch mit Glasgelege MAG-07-03 (links) und Glasgelege 2D-02-06 (rechts)

Während der Lastwechsel beschreiben die Kurven typische Hystereseschleifen, deren Öffnung mit steigender Lastwechselzahl abnimmt. Gleichzeitig wachsen die Bauteil deformungen bei Oberspannung σ_o sowie Unterspannung σ_u an, so dass sich ein plastischer Anteil der Verformungen ($\Delta\varepsilon_p$) ergibt. Dieser wird durch eine zunehmende Rissöffnung sowie das Entstehen neuer Risse während der Lastzyklen verursacht.

Während der an die Lastzyklen anschließenden kontinuierlichen Verformungssteigerung bis zum Bruch ist kein Unterschied zwischen der monoton und der zyklisch beanspruchten Probe zu erkennen. Im Bruchzustand erreichen beide Dehnkörper gleiche Bruchdehnungen und gleiche rechnerische Textilbruchspannungen.

Zur Darstellung des Rissbildungs- und -öffnungsverhaltens sind in Bild 4-24 und Bild 4-25 die mit der Photogrammetrie gemessenen Verformungen bei Unter- und Oberlast jeweils beim ersten und 90. Lastzyklus eines Dehnkörperversuchs mit der Bewehrung 2D-02-06 dargestellt. Die Auswertungen belegen, dass sich nach den Lastzyklen die Risse bei Unterlast nicht mehr vollständig schließen und die Rissbreiten bei Oberlast durch die zyklische Beanspruchung deutlich zunehmen.

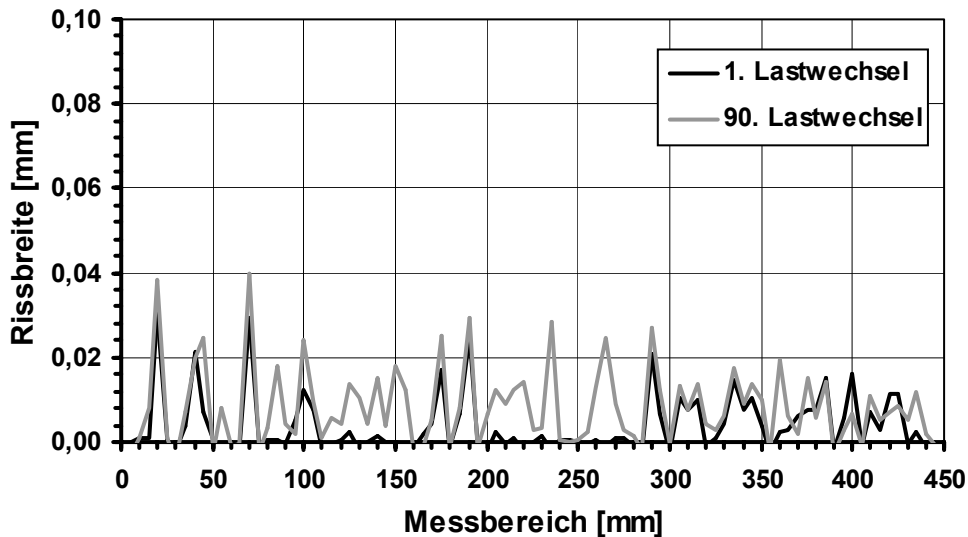


Bild 4-24: Mittlere Rissbreite bei Unterlast nach dem 1. Lastwechsel und dem 90. Lastwechsel (Bew.: 2D-02-06; Spannungsamplitude $\Delta\sigma = 50\%$)

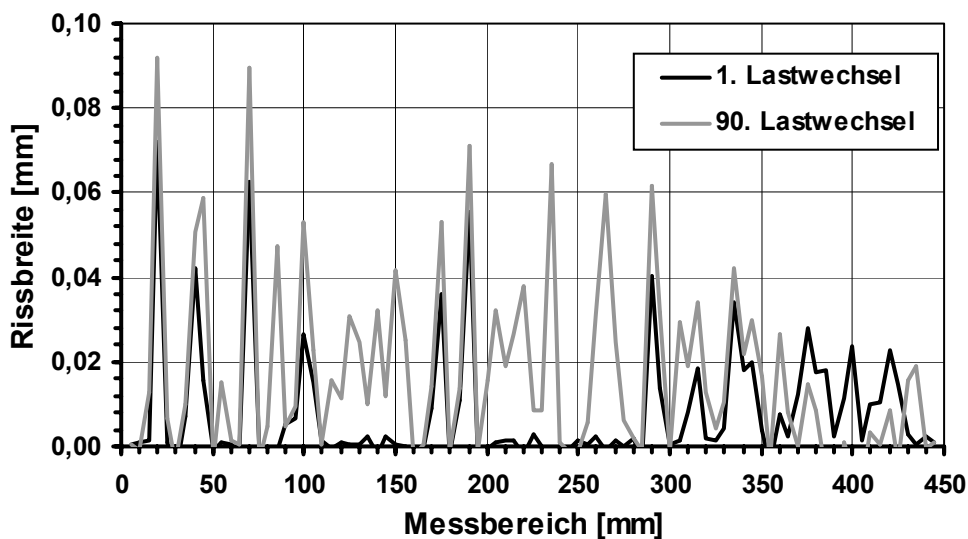


Bild 4-25: Mittlere Rissbreite bei Oberlast nach dem 1. Lastwechsel und dem 90. Lastwechsel (Bew.: 2D-02-06; Spannungsamplitude $\Delta\sigma = 50\%$)

Die plastischen Verformungen $\Delta\varepsilon_{pl}$, definiert als Differenz zwischen der Messbereichsdehnung bei dem jeweils letzten und dem ersten Lastwechsel, werden signifikant durch die Höhe der Spannungsamplitude $\Delta\sigma$ gesteuert. Trotz der relativ großen Streuungen lassen sich aus den Darstellungen in Bild 4-26 und Bild 4-27 die folgenden Tendenzen erkennen:

- Die Dehnungszunahmen sind abhängig von der Spannungsamplitude.
- Die Dehnungszunahme ist bei Oberlast größer als bei Unterlast.
- Mit zunehmender Lastwechselzahl nehmen die Dehnungen kontinuierlich zu. Die Zunahme der Verformungen verlangsamt sich nach etwa dem zehnten Lastwechsel (Bild 4-27).

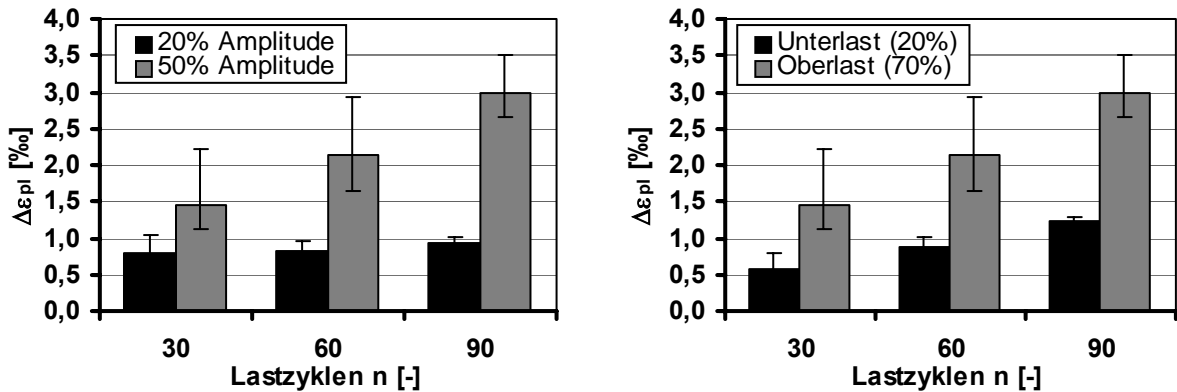


Bild 4-26: Plastische Verformungszunahme ($\Delta\varepsilon_{pl}$) bei Oberlast in Abhängigkeit der Amplitude und Lastwechselzahl (links) und bei Ober- und Unterlast (rechts) (Bewehrung: 2D-02-06)

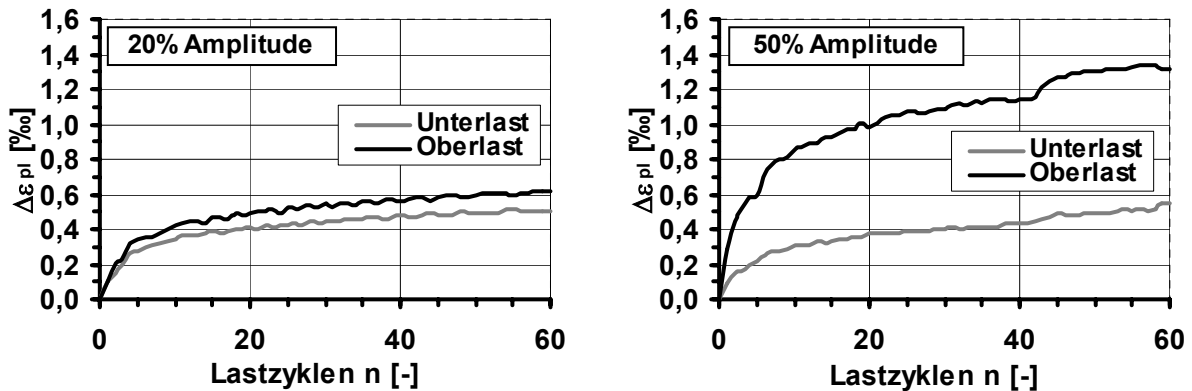


Bild 4-27: Entwicklung der plastischen Verformungen ($\Delta\varepsilon_{pl}$) bei verschiedenen Amplituden (Bewehrung: 2D-02-06)

Die unterschiedlichen Verbundeigenschaften der Bewehrungen zeigen sich in der Entwicklung der plastischen Verformungen sowie den Steifigkeitsänderungen der Hystereseschleifen (Bild 4-28). Tendenziell nimmt die plastische Verformung bei Gelegen mit größerem Anteil äußerer Filamente (2D-02-06) stärker zu als bei Gelegen mit stärker komprimierender Bindung (MAG-07-03). Bei den Versuchen mit dem Carbongelege (MAG-04-03) wurden eine deutlich geringere Abnahme der Steifigkeit beobachtet als bei den Versuchen mit dem vergleichbaren Glasgelege (MAG-07-03).

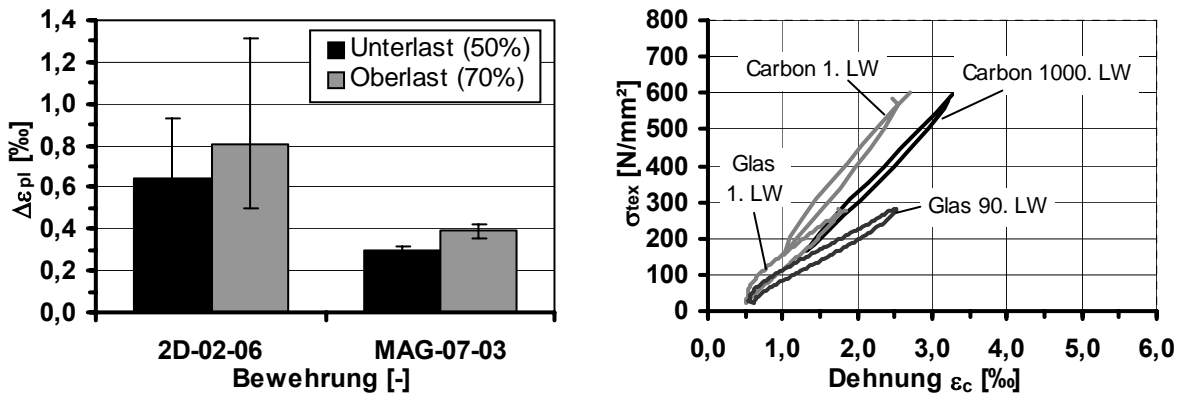


Bild 4-28: Plastische Verformungszunahme ($\Delta \varepsilon_{pl}$) bei verschiedenen Glasgelegen (links); Entwicklung der Hystereseschleifen bei Carbongelege MAG-04-03 und Glasgelege MAG-07-03 (rechts)

Hinsichtlich der Resttragfähigkeit ergaben sich bei Wechsellastbeanspruchungen mit Oberlasten, die einer Textilspannung von bis zu 70 % der mittleren Textilbruchspannung entsprachen, keine Schädigungseinflüsse (Bild 4-29). Es wurden keine Auswirkungen aus Lastwechselzahl oder Amplitude auf die Resttragfähigkeit der untersuchten Glas- und Carbongelege festgestellt. Oberlasten oberhalb von 75 % der mittleren Textilbruchspannung liegen im Streubereich der Textilbruchspannung unter monotoner Laststeigerung, so dass bei der Hälfte der Versuche mit Oberspannungen von 80 % der mittleren Textilbruchspannung ein frühzeitiges Bauteilversagen nach wenigen Lastwechseln auftrat.

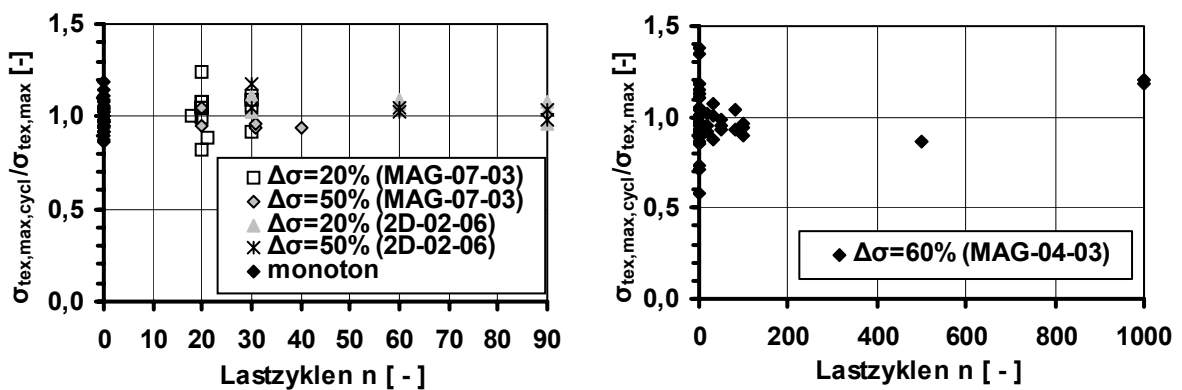


Bild 4-29: Verhältnis zwischen Restbruchspannung nach zyklischer Lastwechselbeanspruchung $\sigma_{tex,max,cycl}$ und mittlerer maximaler Textilbruchspannung bei monotoner Belastung $\sigma_{tex,max}$ für AR-Glasgelege (links) und Carbongelege (rechts)

4.1.10.4 Untersuchung der Schädigungsmechanismen

Grundsätzlich sind folgende Mechanismen als mögliche Ursachen für die während der zyklischen Beanspruchung auftretenden plastischen Verformungen zu betrachten:

- Während der Lastzyklen tritt ein sukzessives Filamentversagen ein, das zu einer Schwächung des Bewehrungsquerschnittes führt.
- Aufgrund der wiederholten Beanspruchung der Verbundzone kommt es zu einer Schwächung des Verbundes mit fortschreitender Filamentablösung.
- Die zyklische Beanspruchung führt zur Bildung von Mikrorissen in der Matrix. Vor allem Matrixbrücken innerhalb der Rovings, deren Materialeigenschaften sich wahrscheinlich von denen des Feinbetons unterscheiden, werden aufgrund der hier auftretenden hohen Verbundspannungen geschädigt.

Zur Ermittlung des Schädigungsfortschritts an der Bewehrung (Anzahl der Filamentbrüche) wurden Untersuchungen mit dem FILT-Test /Ban04/ durchgeführt /Wes06/. Beim FILT-Test werden die Licht leitenden Eigenschaften der Glasfasern ausgenutzt, um das Versagen von Filamenten nachzuvollziehen. Durch Vergleich von Aufnahmen bei verschiedenen Laststufen lassen sich beispielsweise beim Pull-out-Versuch, für den der Test ursprünglich entwickelt wurde, Filamentbrüche aufdecken (siehe auch Kapitel 2.4.3).

Da diese Messtechnik aufgrund der Probekörperabmessungen beim Dehnkörperversuch nicht direkt anwendbar ist, wurden aus Dehnkörpern nach unterschiedlicher Zyklenzahl zwei Zentimeter lange Teilstücke herausgetrennt, die einen Riss enthielten. Die Verformungen des Dehnkörpers wurden während der Lastzyklen mit der Photogrammetrie bestimmt, so dass die Auswahl von Teilstücken für den FILT-Test möglich war, die einen Riss mit einer besonders auffälligen Rissbreitenentwicklung enthielten. Alle in den Teilstücken enthaltenen Rovings wurden mit dem FILT-Test untersucht. Allerdings konnte aufgrund der großen Streubreite kein eindeutiges Ergebnis festgestellt werden. Eine Beschreibung der Versuche befindet sich in Anhang A 4. In /Kan06/ wurde mit dem FILT-Test teilweise ein Filamentversagen beim doppelseitigen Pull-out-Test während zyklischer Lastwechsel beobachtet. Allerdings unterscheiden sich die Randbedingungen bei diesem Versuch wie in Kapitel 2.4.3 erläutert von denen des Dehnkörperversuchs, so dass die Ergebnisse nicht direkt übertragbar sind.

In einer weiteren Versuchsreihe wurde die Dehnungsänderung des Betons zwischen vorgegebenen Sollrissen während des zyklischen Dehnkörperversuchs mit der **Electronic Speckle Pattern Interferenzmethode (ESPI)** gemessen, um auf eine mögliche Änderung der Verbundeigenschaften der Bewehrung schließen zu können /Wes06/. Die Messmethode basiert auf der Interferenz reflektierter Wellen eines einwelligen Laserlichtes. Das Testfeld wird von zwei unterschiedlichen Positionen aus mit diesem Laserlicht ausgeleuchtet. Durch die raue Oberfläche des Betons werden die Lichtwellen in einer für die Belastungssituation charakteristischen Weise diffus reflektiert und

interferieren. Diese interferierenden Wellen erzeugen ein Speckle-Bild und werden von einer CCD - Kamera aufgezeichnet. Durch Subtraktion von Speckle-Bildern unterschiedlicher Belastungszustände ergeben sich Referenzbilder, die mit einer speziellen Software weiterverarbeitet werden. Die Genauigkeit der Messtechnik beträgt zwischen 10^{-6} und 10^{-8} m. Für weitere Informationen sei auf /Gom07/ verwiesen.

Die Messungen gestalteten sich aufgrund der Empfindlichkeit der Messtechnik sehr schwierig. Schon relativ kleine Verschiebungen zwischen zwei Messungen führten zu einer Überschreitung der Grenzwerte der Messmethode. Die vorhandenen Ergebnisse lassen auf eine sehr geringe Zunahme der Oberflächendehnung an den Risskanten zwischen unterschiedlichen Lastzyklen schließen. Deren Ursache könnte eine Gefügeänderung des Betons in diesen Bereichen sein, die durch die zyklische Änderung der eingetragenen Verbundspannungen besonders beansprucht werden. In Anhang A 5 befindet sich eine Beschreibung der Versuche.

Auf Basis der vorliegenden Untersuchungsergebnisse ergibt sich aus Sicht des Verfassers die Schlussfolgerung, dass die Verbundschädigung während der Lastzyklen die Ursache für die Zunahme der Bauteilverformungen ist. Gegen ein sukzessives Filamentversagen während der Lastwechselbeanspruchung spricht die Beobachtung, dass sowohl die Steifigkeit als auch die Tragfähigkeit der Dehnkörper nach den Lastzyklen der eines mit monoton steigender Belastung geprüften Vergleichskörpers entspricht.

4.1.11 Tragverhalten von getränkten Textilien

Das Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungen wurde bereits in verschiedenen Forschungsarbeiten untersucht /Krü04, Heg05, Dil06a/. Ziel der Tränkung ist die Homogenisierung der Verbundeigenschaften aller Filamente, um eine möglichst gute Aktivierung und Ausnutzung der Bewehrungsquerschnittsfläche zu erreichen. Bei den Tränkungsmaterialien handelt es sich um Polymere, die als Dispersionen auf Acrylat-, Styrol-Butadien-, Polychloropren und Polyurethanbasis sowie als reaktive Systeme auf Epoxidharzbasis und auf Basis ungesättigter Polyester eingesetzt werden. Die besten Ergebnisse wurden mit hochmoduligen Epoxidharzen erzielt.

Die Ergebnisse werden durch eigene Dehnkörperversuche mit getränkten Glas- und Carbongelege bestätigt. Während die Tränkung mit dem standardmäßig für Putzarmerierungen eingesetzten Styrolbutadien zu keinem Tragfähigkeitszuwachs (Bild 4-30), sondern eher zu einer Verschlechterung der Verbundeigenschaften mit in der Folge größeren Rissbreiten führte, wurde die Ausnutzung der Bewehrung durch die Tränkung mit Epoxidharz deutlich gesteigert (Bild 4-31).

Die epoxidharzgetränkten Gelege weisen sehr gute Verbundeigenschaften auf und erzeugten ein abgeschlossenes Rissbild, so dass die Steigung der Textilspannungs-Dehnungslinie im Zustand IIb etwa dem Elastizitätsmodul der Bewehrung entsprach. Allerdings erreichten die Bewehrungen aufgrund der Bildung von Längsrissen und

letztlich aufgrund des Abplatzens der Betondeckung im Verbundbauteil nur etwa 65 % der Filamentzugfestigkeit. Ursache der Längsrisssbildung ist die Überschreitung der Betonzugfestigkeit durch die verbundinduzierten Zugringspannungen, die typischerweise bei sehr oberflächennah verlegter Bewehrung auftritt. In der Literatur sind verschiedene Arbeiten zum Verbundverhalten von Bewehrungen bei kleinen Betondeckungen bekannt. Einen Überblick über vorhandene Modelle gibt /Sch99/.

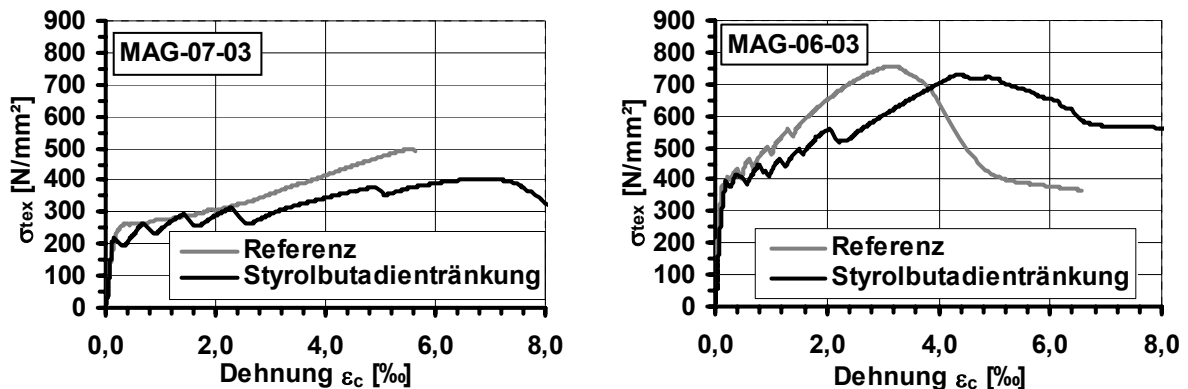


Bild 4-30: Ergebnisse von Dehnkörperversuchen (Typ I) mit getränkten Gelegen (Styrolbutadien): Glasgelege MAG-07-03 (links) und Carbongelege MAG-06-03 (rechts)

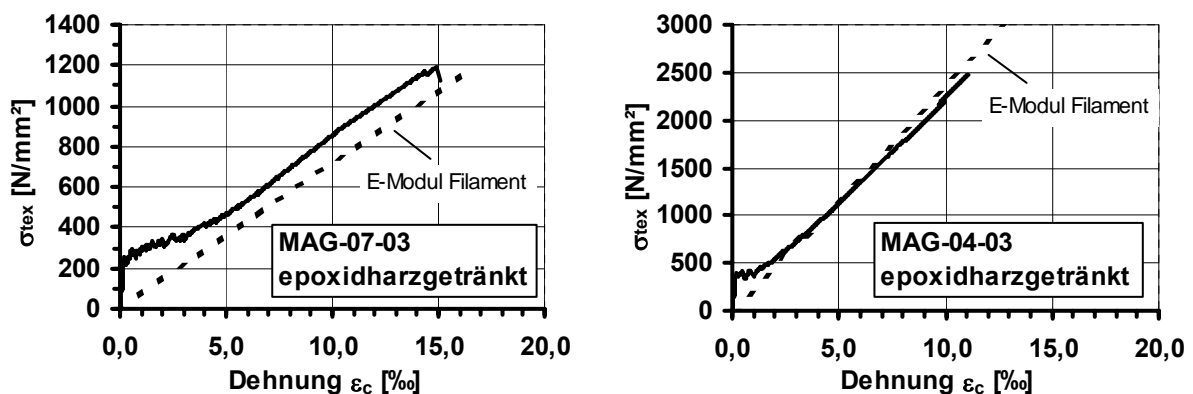


Bild 4-31: Einfluss einer Tränkung mit Epoxidharz auf das Tragverhalten von Glasgelege (links) und Carbongelege (rechts) (DK Typ II)

Der Vergleich der Ergebnisse der Dehnkörperversuche mit epoxidharzgetränkten Glas- und Carbongelegen in Bild 4-31 zeigt, dass trotz des gleichen strukturellen Aufbaus und Bindungstyps der Gelege unterschiedliche Traglasten erzielt wurden. Bei dem Carbongelege trat das Abplatzen der Betondeckung erst bei etwa der zweifachen Textilspannung auf wie beim Glasgelege. Ein wesentlicher Einflussparameter könnte

der unterschiedliche Elastizitätsmodul der Bewehrungsmaterialien sein. Auf eine detaillierte Untersuchung der maßgeblichen Mechanismen wird im Rahmen dieser Arbeit verzichtet.

Zur gezielten Steuerung des Verbundverhaltens und der Verzögerung bzw. Vermeidung der Längsrissbildung wurden bereits Versuche mit einer Besandung der Rovings /Krü04, Heg05/ oder einer Herstellung des Verbundbauteils mit der *fresh-in-fresh-Methode* /Dil06a/ vorgenommen, bei der die getränkte Bewehrung vor dem Aushärten des Polymers einbetoniert wird. Trotz positiver Wirkungen dieser Maßnahmen ist eine zufrieden stellende Lösung der Problematik noch nicht erreicht, so dass auf diesem Gebiet noch weiterer Forschungsbedarf besteht.

4.1.12 Einfluss der Herstelltechnik

Zum Einfluss des Herstellverfahrens auf das Tragverhalten der textilen Bewehrung im Verbundbauteil wurden Versuche an laminierten und gegossenen Dehnkörpern vom Typ II verglichen. Dabei wurden die Gelege 2D-02-06 und MAG-07-03 eingesetzt, die sich hinsichtlich Rovingtiter und Bindungstyp unterscheiden.

Während das Herstellverfahren keinen Einfluss auf das Tragverhalten im Zustand I hatte, wirkte es sich auf die Tragfähigkeit der Bewehrung im Verbundquerschnitt aus (Bild 4-32).

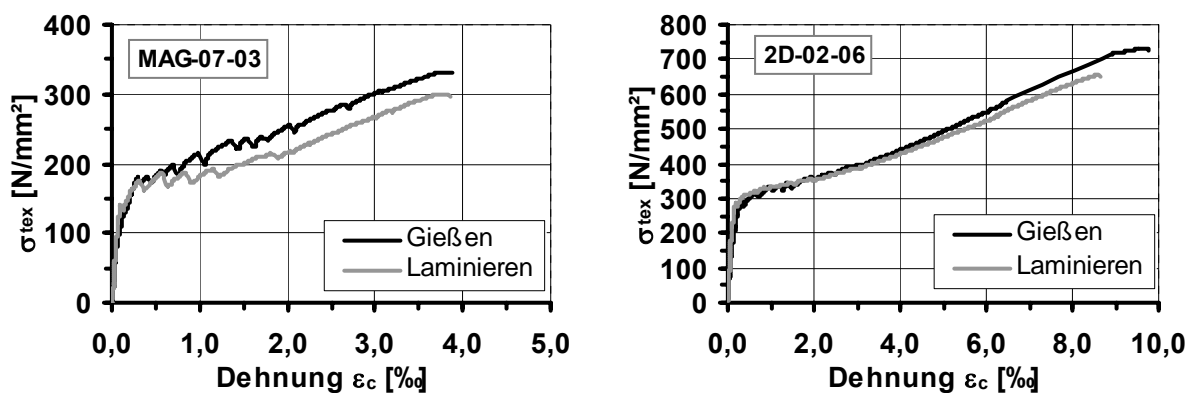


Bild 4-32: Einfluss der Herstelltechnik auf das Tragverhalten der Glasgelege MAG-07-03 (links) und 2D-02-06 (rechts) (DK Typ II)

Die Bruchspannung der textilen Gelege in den laminierten Versuchskörpern lag im Durchschnitt mit 11 % (MAG-07-03) bzw. 16 % (2D-02-06) unter der Bruchspannung der gegossenen Proben.

Nach Meinung des Verfassers erzeugen die unterschiedlichen Herstellverfahren eine Reihe von Effekten, die das Tragverhalten beeinflussen. Ein ausschlaggebender Parameter ist die größere Welligkeit der Filamente bei der Herstellung im Laminierverfahren.

ren. Durch das leichte Anspannen der Bewehrung zur Lagefixierung beim Gießverfahren werden die Filamente in Lastrichtung ausgerichtet, wodurch ihre gleichzeitige Aktivierung verbessert wird.

Ein gegenläufiger Effekt ist die Kontraktion der Rovings durch das Anspannen, wodurch die Hohlräume innerhalb des Rovings verringert werden und das Eindringen der Matrix erschwert wird. Über diesen Effekt wird auch in /Krü04/ bei Versuchen mit vorgespannten ungetränkten Gelegen berichtet. Aufgrund der sehr geringen Kräfte beim Anspannen werden die Auswirkungen eher als untergeordnet eingeschätzt.

Durch das Einrollen der Gelege in die Matrix beim Laminieren ist denkbar, 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 Prozess aber auch zu einer Änderung der Matrixeigenschaften in der Nähe der Bewehrung, wodurch wiederum eine Verschlechterung der Verbundeigenschaften resultieren könnte. Eine abschließende Klärung der maßgeblichen Mechanismen, die das unterschiedliche Tragverhalten der laminierten und gegossenen Dehnkörper erzeugen, sollte im Rahmen zukünftiger Arbeiten erfolgen.

4.1.13 Zusammenfassung der Ergebnisse der Dehnkörperversuche

Ein wesentlicher Aspekt der Untersuchungen an Dehnkörpern war der Vergleich des Tragverhaltens unterschiedlicher zweidimensionaler Gelege aus den Fasermaterialien AR-Glas und Carbon. Weiterhin wurden mit ausgewählten Gelegen die Auswirkungen einer schiefwinkligen Bewehrungsführung und zyklischer Lastwechselbeanspruchungen untersucht. Es wurden Versuche mit getränkten Gelegen durchgeführt und der Einfluss der Herstellungsmethode des Dehnkörpers - Laminieren oder Gießen - überprüft. Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Der höhere Elastizitätsmodul und die größere Zugfestigkeit der Carbonfilamente äußerten sich in einem steiferen Tragverhalten und höheren Bruchlasten der Dehnkörper. Allerdings war die Ausnutzung der theoretischen Tragfähigkeit der Carbongelege aufgrund der geringeren Matrixpenetration geringer als die vergleichbarer Glasgelege.
- In Versuchen mit Glasgelegen unterschiedlichen Bindungstyps zeigte sich eine höhere Effektivität bei Trikotbindung im Vergleich zur Fransebindung.
- In den Versuchen war eine rissunterdrückende Wirkung der Bewehrung festzustellen, die sich in einer Zunahme der Erstrisslast mit steigendem Bewehrungsgrad äußerte. In der Hauptrissbildungsphase (Zustand IIa) war tendenziell ein Spannungsanstieg von bis zu etwa 30 % zu erkennen, der auf die Streuung der Betonzugfestigkeit zurückgeführt wird.

- Im Zustand IIb stellte sich ein Steifigkeitsdefizit im Vergleich zum nackten Zustand II der Bewehrung heraus. Dessen Ursache wird bei der Analyse des Zugtragverhaltens in Kapitel 5 untersucht.
- In Dehnkörperversuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung zeigte sich eine signifikante Abnahme der Tragfähigkeit der Gelege mit zunehmendem Winkel zwischen Kraft- und Bewehrungsrichtung.
- Zyklische Lastwechselbeanspruchungen hatten eine Zunahme der Verformungen während der Lastwechsel zur Folge, wirkten sich aber bei Oberlasten bis zu 70 % der mittleren Textilbruchspannung nicht auf die Bruchtragfähigkeit und Bruchdehnung der Dehnkörper aus. Als Ursache für die Verformungszunahme wird eine Schädigung des Verbundes angenommen.
- Durch eine Tränkung der Gelege mit Epoxidharz wird deren Effektivität deutlich gesteigert. Allerdings führen die hohen Verbundspannungen bei den geringen Betondeckungen zur Längsrissbildung und zum Abplatzen des Betons.
- In Versuchen an gegossenen und laminierten Dehnkörpern wurde ein Einfluss der Herstelltechnik auf die Ausnutzung der Bewehrung festgestellt. Dessen genaue Ursachen konnten nicht abschließend geklärt werden und sind eine Fragestellung für zukünftige Untersuchungen.

4.2 Zweiaxiale Zugbeanspruchung – Scheibenversuche

4.2.1 Allgemeines

In Anbetracht der gegenwärtigen Hauptanwendungsbereiche textilbewehrter Bauteile im Fassadenbau oder in der Herstellung von Schalentragsystemen sowie für zukünftige Applikationen ist das Tragverhalten des Verbundwerkstoffes unter zweiaxialen Spannungszuständen von großer Bedeutung. Zweiaxiale Spannungszustände treten bei Betonbauteilen häufig auf. Aufgrund der großen praktischen Relevanz stand in Untersuchungen an Stahlbetonbauteilen vorwiegend das Tragverhalten des Betons unter zweiaxialem Druck-Zugspannungszustand im Blickpunkt. Ausgangspunkt der Untersuchungen bilden Versuche an unbewehrten Betonscheiben von KUPFER /Kup73/, bei denen eine Festigkeitssteigerung unter zweiaxialem Druckspannungszustand und eine deutliche Reduzierung der Druckfestigkeit bei Querspannungen festgestellt wurden. In umfangreichen Untersuchungen an bewehrten Betonscheiben wurden in Abhängigkeit von der Hauptzugverzerrung Abminderungen der Betondruckfestigkeit bis auf 20 % der axialen Druckfestigkeit festgestellt /Vec82/. In den verschiedenen Normen wird die verminderte Druckfestigkeit des gerissenen Betons bei Querspannung zum Teil sehr unterschiedlich berücksichtigt /Roo95/.

Zweiaxiale Zugspannungszustände treten beispielsweise bei Behältern unter Innendruck oder in den Zugzonen zweiachsig gespannter Deckenplatten auf. Durch Querspannungsinduzierte Rissbildung parallel zu einer Hauptbewehrungsrichtung werden die Verbundeigenschaften des Bewehrungsstahls signifikant beeinflusst /Eib97/. Dies äußert sich in einer Vergrößerung der Lasteinleitungslänge und der Rissbreiten bis hin zu dem Zustand, dass die Anforderungen hinsichtlich der Gebrauchstauglichkeit des Bauteils nicht mehr erfüllt werden. Beim Nachweis der Verankerungslängen nach den derzeit gültigen Normen wird dieser Umstand allerdings vernachlässigt, wohingegen der günstige Einfluss von Querspannungen auf das Verbundverhalten berücksichtigt werden darf. Gleichzeitig führt die Längsrissbildung zu einer Abnahme des Tension Stiffening, so dass die hergeleiteten Ansätze zur Zugversteifung für einaxiale Beanspruchung zu einer deutlichen Überschätzung der Steifigkeit führen /Keu04/. Bei einer schiefwinkligen Bewehrungsführung und gleichzeitig auftretender zweiaxialer Beanspruchung verlaufen die Rissufer nicht orthogonal zur Bewehrungsrichtung, so dass entlang der Risskanten Schubspannungen auftreten, die über Rissverzahnung oder Dübelwirkung der Bewehrung aufzunehmen sind /Roo95, Leo84/.

Aufgrund der komplexen Trag- und Verbundmechanismen ist bei textilbewehrtem Beton zunächst das Tragverhalten der textilen Bewehrung unter zweiaxialen Zugspannungszuständen von besonderem Interesse. Für die Bearbeitung dieser Fragestellung stand bisher kein Versuchsaufbau zur Verfügung, so dass zunächst ein geeigneter Prüfstand zu konzipieren war.

4.2.2 Versuchsstand für zweiaxiale Spannungszustände

Der Planung des Versuchsstandes lagen folgende Randbedingungen zu Grunde:

- Mindestens zwei Spannungszustände müssen unabhängig voneinander aufgebracht werden können.
- Die Spannungszustände sind durch Kräfte zu erzeugen, die näherungsweise als Linienlasten wirken.
- Zwangsspannungen aufgrund der Lasteinleitung sollen möglichst vermieden werden.

Zur Untersuchung der Einflüsse aus einem globalen zweiaxialen Spannungszustand auf das Tragverhalten textilbewehrter Elemente wurde zur leichteren Beobachtung der Rissentwicklung ein stehender Stahlrahmen konstruiert (Bild 4-33).

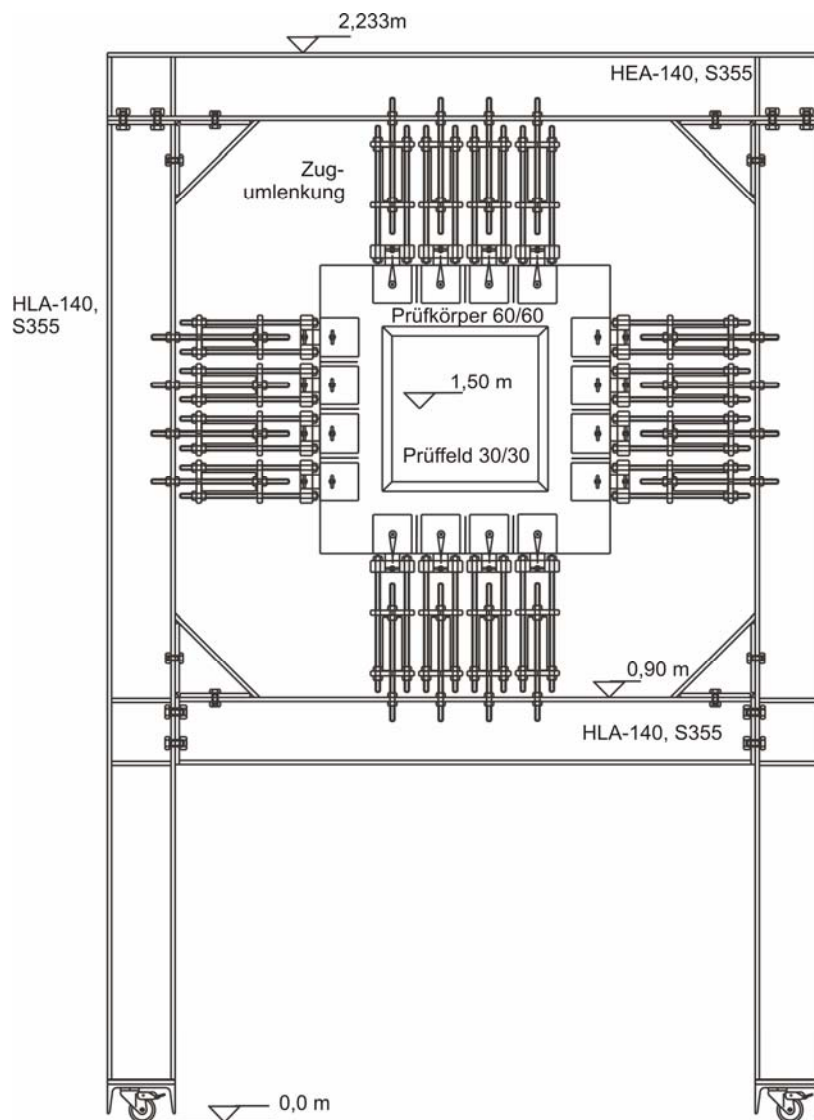


Bild 4-33: Übersichtszeichnung des Prüfrahmens für die Scheibenversuche

Die Konstruktion des Versuchsstandes orientierte sich an Versuchen von Vecchio & Collins /Vec86/, Aoyagi /Aoy84/ sowie Conley /Con81/. An der TU Dresden wurde neuerdings ebenfalls ein Versuchsstand zur Untersuchung des Tragverhaltens textilbewehrter Elemente unter zweiachsialer Beanspruchung entwickelt /Jes06/.

Der Bemessung des Rahmens lag die Vorgabe zu Grunde, dass bei den zu erwartenden Lasten keine Beeinflussung der Ergebnisse durch Verformungen des Versuchsstandes auftritt. Die Kräfte werden mit Hydraulikzylindern Lukas LLC 10/40 erzeugt, die kraftgesteuert Druckkräfte bis zu 100 kN aufbringen können. Zur Erzeugung von Zugbeanspruchungen ist ein zusätzlicher Umlenkmechanismus erforderlich. Die Zylinderkraft wird über den Öldruck gesteuert, der mittels Messuhren an die Messwerterfassung übermittelt wird.

Die gezielte Einstellung der Belastungszustände erfordert die Anordnung von zwei getrennten Ölkreisläufen (Bild 4-34). Die Hydraulikzylinder sind für jede Krafrichtung in einem Kreislauf zusammengeschaltet, so dass von einer gleichmäßigen Druckkraft in den Zylindern jeder Lastrichtung ausgegangen werden kann. Der Öldruck wird für die Hauptbelastungsrichtung (vertikal) mit einer Elektropumpe und für die Querichtung mittels einer Handpumpe erzeugt. Zusätzlich ist die Zusammenschaltung aller Zylinder in einem Kreislauf und damit die parallele, gleichförmige Laststeigerung in beiden Lastrichtungen möglich.

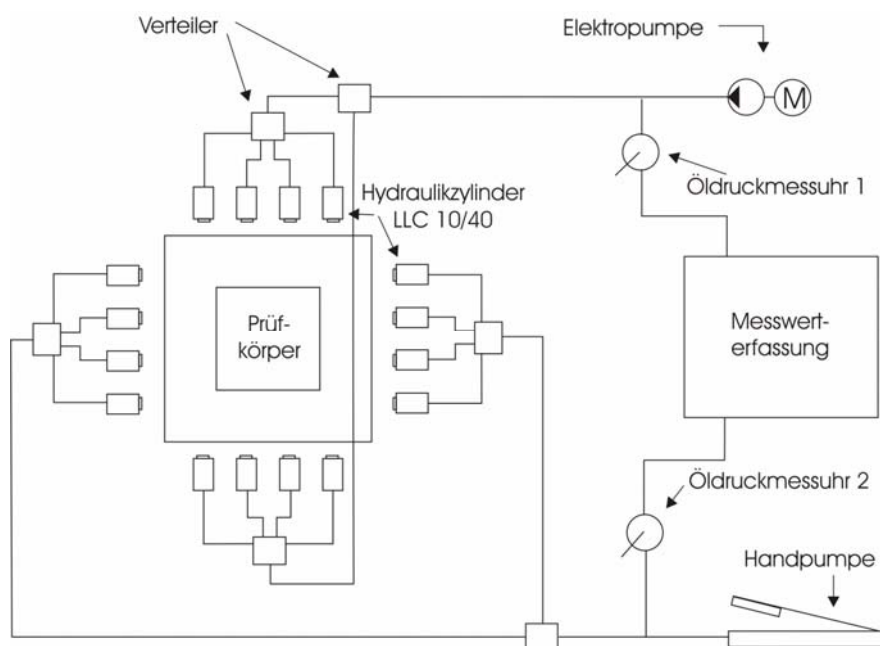


Bild 4-34: Übersicht Ölkreislauf

Mit der gewählten Belastungsanordnung können zweiachsiale Spannungszustände (Zug-Zug und Druck-Zug) in Betonscheiben mit einer beliebig ausgerichteten textilen Bewehrung erzeugt werden. Die Zugkräfte werden in Anlehnung an /Aoy84/ über ange-

klebte Stahllaschen in den verstärkten umlaufenden Rand der Scheiben (Dicke 12 mm) eingetragen. Neben den Lasteinleitungspunkten sind die Scheiben mit 8 cm langen Schlitzn versehen, um die Rissbildung in beide Richtungen weitgehend zwangungsfrei zu ermöglichen. Zur Minimierung von Zwangbeanspruchungen aus der Steifigkeit der Lasteinleitung sowie der Einleitung von Biegemomenten aus ungewollten Imperfektionen werden die Zugkräfte über Drahtseile, die über eine Rolle laufen, von den Hydraulikzylindern auf die angeklebten Stahllaschen übertragen (Bild 4-35, links). Die Lasteinleitung der Druckkräfte in die Scheibe erfolgt über Rollenlager, um Relativverschiebungen zwischen Scheibe und Rahmen zu erlauben (Bild 4-35, rechts).



Bild 4-35: Einleitung der Zugkräfte (links) und Druckkräfte (rechts) in die Scheiben

4.2.3 Versuchskörpergeometrie und -herstellung

Die quadratischen Versuchskörper, deren Querschnittsdicke im Randbereich 12 mm beträgt und sich auf 8 mm im 30 x 30 cm² großen Messfeld verjüngt, haben eine Kantenlänge von 60 cm. In Bild 4-36 ist die Geometrie der Scheiben dargestellt.

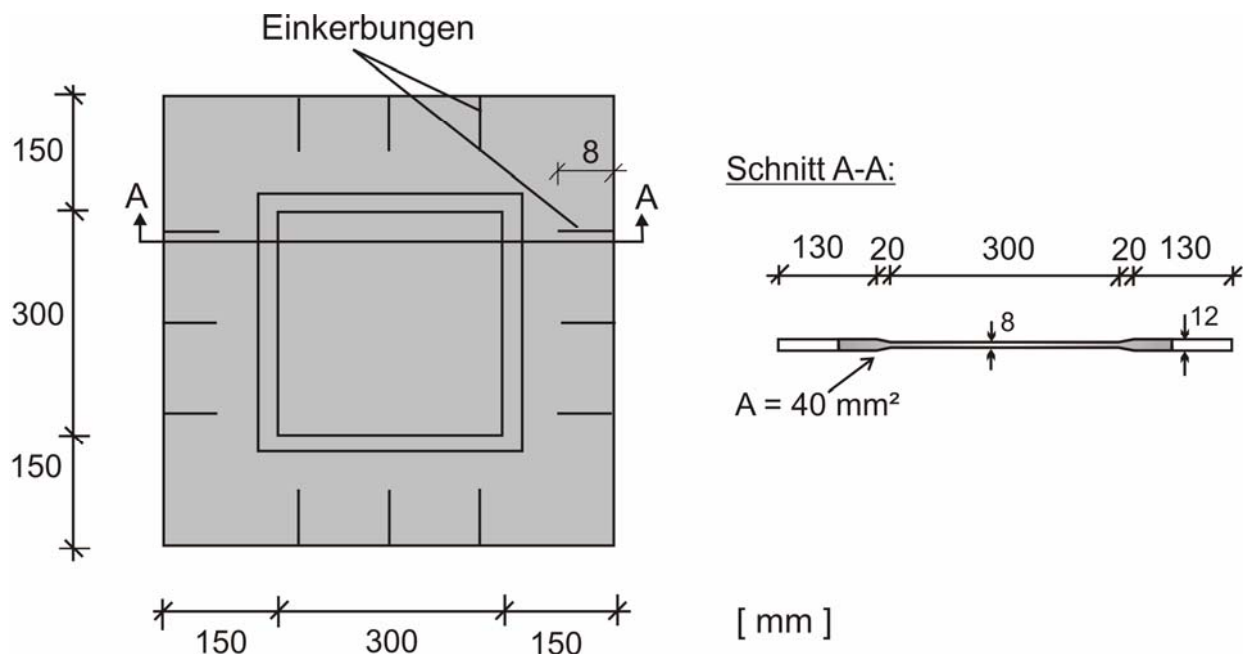


Bild 4-36: Geometrie und Querschnittsabmessungen der Scheiben für Untersuchungen mit zweiaxialer Beanspruchung

Die Herstellung der Versuchskörper erfolgte in einer stehenden Schalung durch Injektion des Betons mit einer regulierbaren Schlauchquetschpumpe (Bild 4-37). Somit wurden gleichmäßige Oberflächeneigenschaften der Scheiben sichergestellt und Verformungen aufgrund unterschiedlichen Schwindverhaltens der gegenüberliegenden Probekörperseiten ausgeschlossen. Die Schalung bestand auf einer Seite aus einer Stahlplatte, die zwei Einfüllstutzen zur Beschickung mit Beton enthielt, und auf der anderen Seite aus einer verstärkten Plexiglasscheibe, welche die Beobachtung des Betoniervorganges ermöglichte. Bei hohen Bewehrungsgraden wurde die Plexiglasschalung durch eine Stahlschalung ersetzt, da sie dem Betonierdruck nicht verformungsfrei standgehalten hätte. Die Randschalung bestand aus 12 mm hohen, umlaufenden Stahlleisten, deren obere Randleiste Entlüftungsöffnungen zum Druckausgleich enthielt. Die textile Bewehrung wurde an allen vier Seiten in eine Stahlleiste eingeklemmt und leicht angespannt, um ihre Zentrierung in der Mittelebene sicherzustellen.

Das Injizieren des Betons wurde zur gleichzeitigen Verdichtung auf einer Vibrationsplatte durchgeführt. Der Beton PZ-0899-01 zeichnete sich durch eine sehr gute Injizierbarkeit aus. Signifikante Absetzvorgänge waren nicht zu beobachten. Die Lagerung der Versuchskörper und die Ermittlung der Betonfestigkeitswerte an Materialproben erfolgten analog zu den Dehnkörpern (Kap. 4.1.2).



Bild 4-37: Betonieren einer Scheibe durch Injizieren des Betons

4.2.4 Versuchsdurchführung und Messtechnik

Die Scheibenversuche wurden kraftgesteuert durchgeführt, wobei eine konstante Belastungsgeschwindigkeit von 4,8 kN/min durch die kontrollierte Öldrucksteigerung mittels der Zeit-Kraft-Anzeige der elektronischen Datenerfassung sichergestellt war. Somit lagen für alle Versuche vergleichbare Randbedingungen vor.

Aufgrund der Schlankheit der Scheiben von etwa 1/60 war die Querdruckbeanspruchung zu begrenzen, um ein Stabilitätsversagen zu vermeiden. Bei der Versuchsdurchführung mit zwei Ölkreisläufen wurde die Last im zweimaligen Wechsel jeweils in einer Beanspruchungsrichtung unter Beibehaltung der Last in der anderen Richtung um die rechnerische Betonspannung $\sigma = \pm 2,0 \text{ N/mm}^2$ gesteigert. Die maximale Betonspannung in Querrichtung betrug $\sigma_{quer} = \pm 4,0 \text{ N/mm}^2$ (Bild 4-38, rechts).

Parallel wurden Versuchsreihen durchgeführt, bei denen die Hydraulikzylinder in einem Kreislauf zusammengeschaltet wurden, so dass die Querkzugbeanspruchung synchron zur Hauptzugbelastung stetig auf bis zu $4,4 \text{ N/mm}^2$ zunahm.

Einen Überblick über die Messwerterfassung gibt die schematische Darstellung in Bild 4-38. Während der Versuche wurden die Verformungen im Messfeld kontinuierlich mit induktiven Wegaufnehmern gemessen (Bild 4-39, links). Zur Verfolgung der Rissentwicklung wurde in einigen Versuchsreihen ergänzend die Photogrammetrie eingesetzt (Bild 4-39, rechts).

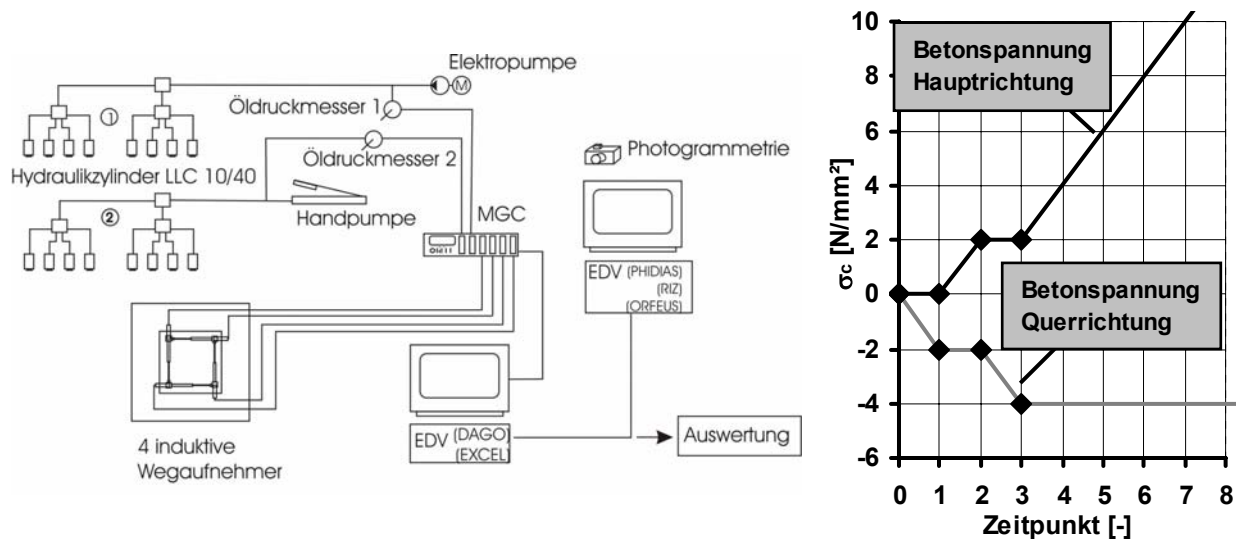


Bild 4-38: Systemskizze der Messwerterfassung (links) und Darstellung des Belastungsablaufes bei zweiachsender Beanspruchung (rechts)

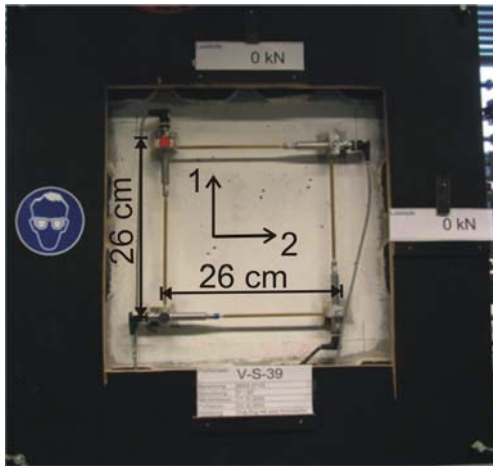


Bild 4-39: Messtechnik während der Scheibenversuche: Wegaufnehmer (links) und Photogrammetrie (rechts)

4.2.5 Versuchsprogramm

Die Versuche an bewehrten Scheiben wurden mit dem Glasgelege MAG-07-03 durchgeführt. Die Hauptbeanspruchungsrichtung der Scheiben (vertikal) entsprach dabei standardmäßig der Kettrichtung des Geleges. In Tabelle 4-4 ist das Versuchsprogramm zusammenfassend dargestellt.

Tabelle 4-4: Versuchsprogramm in der Übersicht

Versuchsreihe	Bewehrung	Parameter
Lasteintragung	MAG-07-03, zweilagig, $\rho_l = 2,6\%$	Querlasteintragung mit 4 bzw. 2 Zylindern
Querzug- /druck unbewehrt	-	Tragverhalten unbewehrter Beton bei zweiaxialen Spannungen
Zug einaxial	MAG-07-03, zweilagig, $\rho_l = 2,6\%$	Vergleich Scheibe/Dehnkörper unter einaxialer Zugbeanspruchung
Querzug- /druck		Tragverhalten der Bewehrung unter zweiaxialen Spannungszuständen
Schiefwinklige Bewehrung		Tragverhalten der Bewehrung bei schiefwinkliger Beanspruchung
Schiefwinklige Bewehrung + Querbeanspruchung		Tragverhalten der Bewehrung bei schiefwinkliger Beanspruchung und Querzug

In einer ersten Versuchsreihe wurde der Einfluss der Lasteinleitung in Querrichtung mit zwei bzw. vier Hydraulikzylindern je Seite untersucht. An unbewehrten Scheiben

wurden in einer weiteren Versuchsreihe die Zugfestigkeit und das Verformungsverhalten des injizierten Betons unter verschiedenen Spannungszuständen ermittelt. Neben der Ermittlung der Materialeigenschaften dienen diese Versuche zur Aufdeckung von Zwangbeanspruchungen aus dem Prüfstand durch Vergleich der Ergebnisse mit den Gesetzen der Elastizitätstheorie. Die weiteren Versuchsreihen wurden zur Untersuchung von zweiaxialen Spannungszuständen und schiefwinkliger Bewehrungsführung bei Scheiben mit einer Bewehrung aus dem Glasgelege MAG-07-03 durchgeführt.

4.2.6 Untersuchungen zur Lasteintragung

Die Lasteinleitung mit vier Zylindern an jeder Scheibenseite (Bild 4-40, links) erfordert die Verstärkung des Randbereiches mit einer zusätzlichen Bewehrungslage, um ein vorzeitiges Ausbrechen der Scheibenecken zu verhindern. Aufgrund des schwierig abzuschätzenden Einflusses der größeren Steifigkeit des Randbereichs auf den Kraftfluss sowie der Möglichkeit, dass sich die Kräfte der äußeren Zylinder jeder Seite jeweils über die Ecke zumindest teilweise kurzschließen, wurden hauptsächlich Versuche durchgeführt, bei denen die Querbelastung mit jeweils zwei Zylindern eingeleitet wurde (Bild 4-40, rechts). Hierdurch konnte auf eine Verstärkung des Randbereiches verzichtet werden.

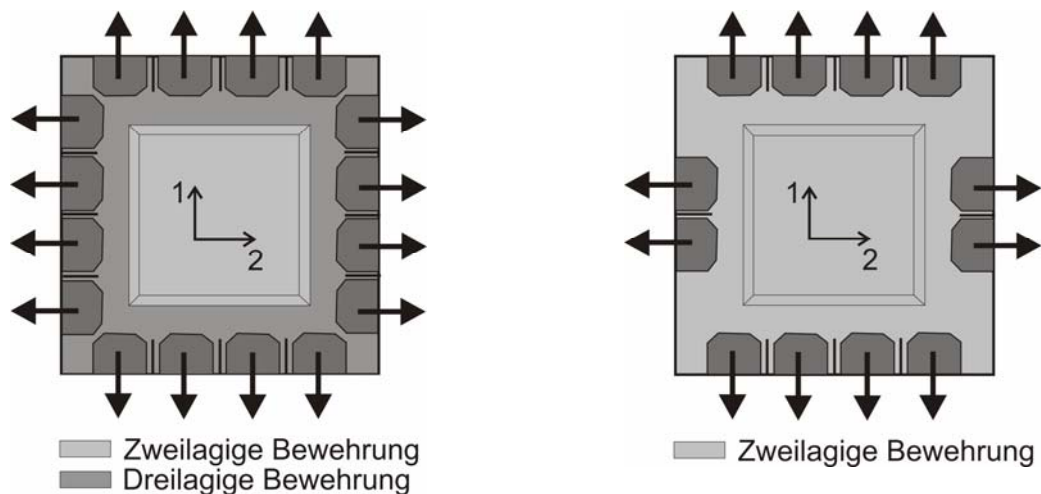


Bild 4-40: Scheibenversuche mit 4 Zylindern und zusätzlicher Bewehrungslage im Randbereich (links) bzw. 2 Zylindern in Querrichtung (rechts)

Zur Bewertung des Einflusses dieser Maßnahme werden die Versuche mit zwei und vier Zylindern zur Querlasteintragung verglichen. Alle Versuchskörper waren mit zwei Lagen des Geleges MAG-07-03 und einer zusätzlichen Textillage im Randbereich bewehrt. Die Hydraulikzylinder waren in einem Kreislauf zusammenschaltet, so dass die Last in der Haupttrichtung und Querrichtung synchron gesteigert wurde.

In Bild 4-41 (links) sind die Textilspannungs-Dehnungskurven der Versuche für die Haupttrichtung dargestellt. Festzustellen ist, dass die Scheiben bei einer Querlasteinleitung mit zwei Zylindern eine größere Steifigkeit im Zustand IIb aufweisen als bei der Anordnung von vier Zylindern. Die Ursache sind die bei Lasteinleitung mit vier Zylindern doppelt so großen Querspannungen σ_{c2} von etwa 9 N/mm² bezogen auf den Betonquerschnitt (Bild 4-41, rechts), die zu einer ausgeprägteren Bildung von vertikalen Rissen führen.

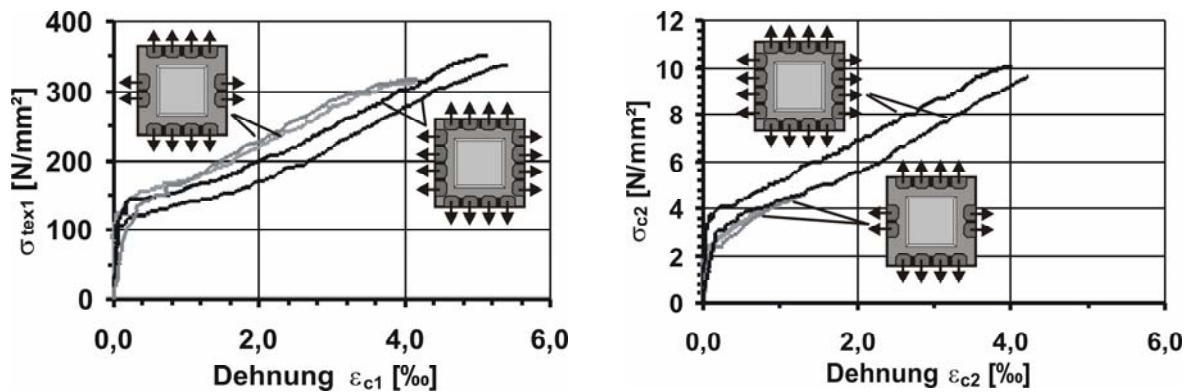


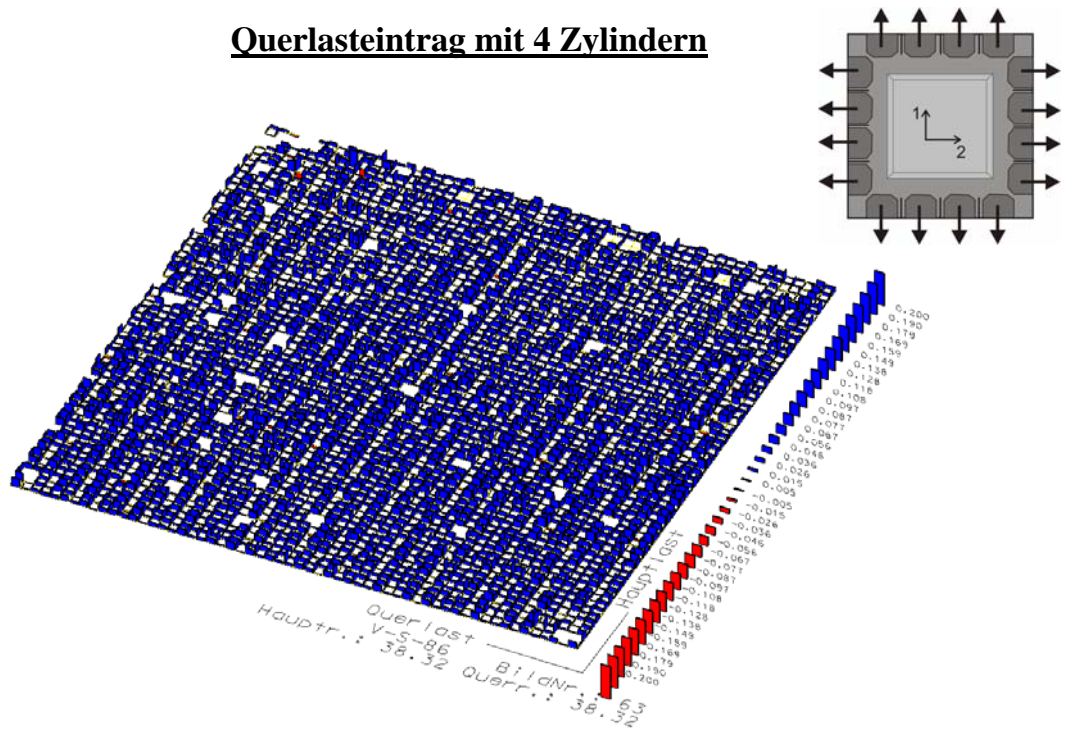
Bild 4-41: Spannungs-Dehnungskurven der Scheibenversuche für die Haupttrichtung (links) und die Querrichtung (rechts)

Die Auswertungen der Photogrammetrie-Messungen unmittelbar vor Erreichen der Bruchlast sind in Bild 4-42 zur Visualisierung des Verformungsverhaltens dargestellt. Aufgrund der sehr ausgeprägten Rissbildung ist eine Detektion der einzelnen Risse bei der Querlasteinleitung mit vier Zylindern nicht mehr möglich, wohingegen bei der Querlasteinleitung mit zwei Zylindern die Rissverläufe an dem Verschiebungsfeld nachzuvollziehen sind.

Die Tatsache, dass die Tragfähigkeit der Bewehrung trotz der eigentlich ausgeprägteren Schädigung bei Anordnung von vier Zylindern größer war, lässt die Schlussfolgerung zu, dass die mittlere Textilspannung der Bewehrung im Messbereich tatsächlich geringer war als aus den über den Öldruck ermittelten Kräften berechnet. Ursache hierfür könnte ein teilweises Kurzschließen der Kräfte der Eckzylinder sein. Auf die Auswirkung der Querrisse auf das Tragverhalten der Bewehrung wird später noch detaillierter eingegangen (Kap. 4.3.8.2).

Die Versuchsergebnisse bestätigen also die Vermutung, dass durch die zusätzliche Bewehrung des Randbereichs sowie durch den möglichen direkten Kraftschluss zwischen den Eckzylindern Effekte auftreten, deren Einfluss auf das Tragverhalten der Scheiben quantitativ nicht eindeutig zu erfassen ist. Deshalb wurden für die Einleitung der Querbeanspruchungen bei allen weiteren Versuchsreihen zwei Hydraulikzylinder angeordnet und auf eine Verstärkung des Randbereiches durch zusätzliche Bewehrungslagen verzichtet.

Querlasteintrag mit 4 Zylindern



Querlasteintrag mit 2 Zylindern

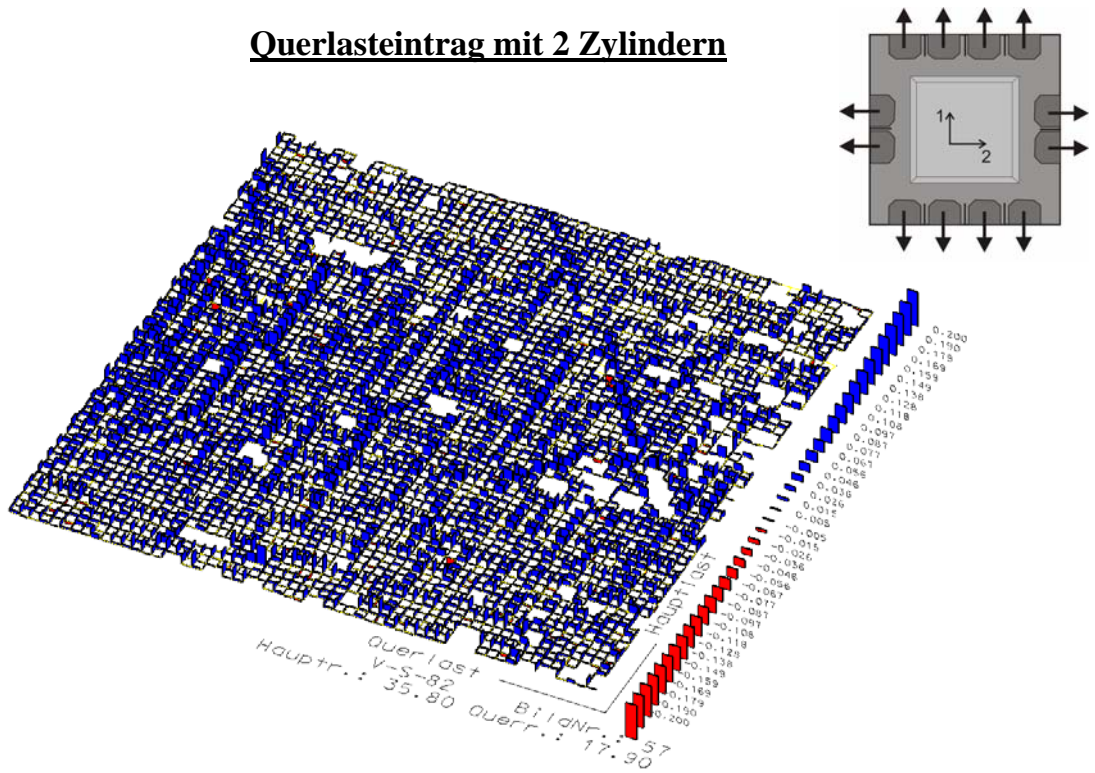


Bild 4-42: Photogrammetrie-Auswertung der Verformungsfelder kurz vor Bauteilver-sagen bei Lasteinleitung mit vier (oben) und zwei Zylindern (unten)

4.2.7 Versuche an unbewehrten Scheiben

Die Untersuchungen an unbewehrten Scheiben dienen zur Ermittlung der Referenzwerte für die Zugfestigkeit sowie das Tragverhalten im linear-elastischen Bereich und ermöglichen die Beurteilung der Wirkung der textilen Bewehrung in den nachfolgenden Untersuchungen an bewehrten Scheiben. Es wurden jeweils drei Versuche mit einaxialer und mit zweiaxialer Zugbeanspruchung durchgeführt sowie ein Versuch mit Zug-Druckbeanspruchung. Die Spannungs-Dehnungslinien der Versuche in Bild 4-43 lassen qualitativ den erwarteten Einfluss der Querbeanspruchungen auf die Dehnungen in Hauptbelastungsrichtung (ε_{c1}) erkennen. Querkzugspannungen verursachen eine Verringerung und Querdruckspannungen eine Vergrößerung der Dehnungswerte in der Hauptzugrichtung.

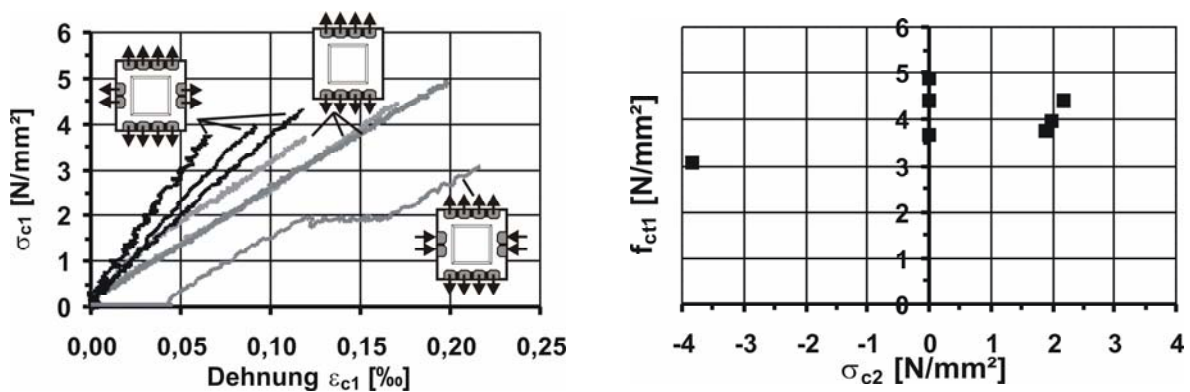


Bild 4-43: Spannungs-Dehnungslinien der Versuche an unbewehrten Scheiben (links), Betonbruchspannung f_{ct1} in Abhängigkeit der Querspannung σ_{c2} (rechts)

Die Bruchspannung des Betons betrug bei einaxialer Zugbeanspruchung im Mittel $4,3 \text{ N/mm}^2$ und entspricht damit etwa der Zugfestigkeit des Betons nach Tabelle 3-2. Der Mittelwert des Elastizitätsmoduls beträgt $E_c = 27.000 \text{ N/mm}^2$ und die Berechnung der Querkontraktionszahl ergibt $\nu = 0,19$.

Die eingeleiteten Querkzugspannungen von etwa $2,0 \text{ N/mm}^2$ führten zu keiner wesentlichen Beeinflussung der Zugfestigkeit. Bei dem Versuch mit Querdruckspannungen von $\sigma_{c2} = -3,8 \text{ N/mm}^2$ betrug die Zugfestigkeit in Hauptrichtung $3,1 \text{ N/mm}^2$.

Qualitativ ist das Tragverhalten des Feinbetons in den Scheibenversuchen also vergleichbar mit dem eines Normalbetons unter zweiaxialer Beanspruchung. Aufgrund der unterschiedlichen Matrixzusammensetzungen und Korngrößen ist ein direkter quantitativer Vergleich mit den Ergebnissen von KUPFER /Kup73/ allerdings wenig aussagekräftig.

4.2.8 Versuche an bewehrten Scheiben

In der Beschreibung der folgenden Versuchsreihen werden die Einflüsse aus zweiachsialer Beanspruchung und schiefwinkliger Bewehrungsführung sowie der Überlagerung beider Parameter auf das Tragverhalten der mit dem Glasgelege MAG-07-03 bewehrten Scheiben dargestellt. Die einzelnen Versuche sind in Anhang A 6 (S. A-18) tabellarisch zusammengestellt.

Zur Einordnung der Versuchsergebnisse wird zunächst das Tragverhalten der Scheiben unter einaxialer Zugbeanspruchung beschrieben und mit den Ergebnissen der Dehnkörperversuche verglichen.

4.2.8.1 Einaxiale Zugbeanspruchung - Vergleich Dehnkörper- / Scheibenversuch

Die Dehnkörper- und Scheibenversuche unterscheiden sich nicht nur in der Geometrie der Versuchskörper sondern auch in der Lasteinleitung und der Versuchssteuerung. Wie die repräsentativen Versuchskurven in Bild 4-44 für die Gelegekettrichtung (links) und Gelegeschussrichtung (rechts) belegen, zeigen die Scheiben unter einaxialer Zugbeanspruchung den aus den Dehnkörperversuchen bekannten typischen Verlauf. Der Vergleich mit den Dehnkörperversuchen zeigt allerdings deutliche Unterschiede in den Kennwerten, wie auch die Mittelwerte der Ergebnisse der aus mindestens vier Einzelversuchen bestehenden Versuchsreihen in Tabelle 4-5 belegen.

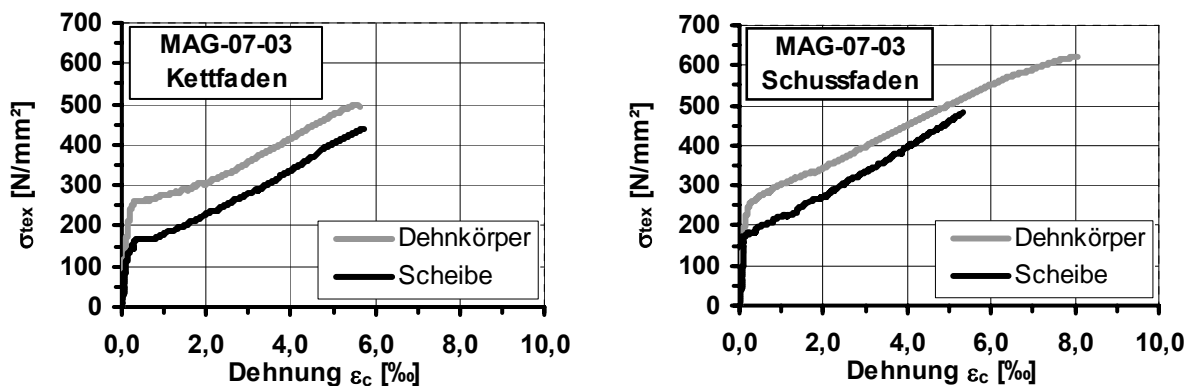


Bild 4-44: Spannungs-Dehnungslinien im Dehnkörper- und Scheibenversuch

Die wesentlichen Beobachtungen können wie folgt zusammengefasst werden:

- Die Erstrissspannungen σ_{cr} in den Scheibenversuchen sind geringer als in den Dehnkörperversuchen und den Versuchen mit unbewehrten Scheiben. Eine rissunterdrückende Wirkung der Bewehrung lässt sich also im Gegensatz zu den Dehnkörperversuchen bei den Scheibenversuchen nicht feststellen.

- In den Scheibenversuchen ergibt sich eine im Vergleich zu den Dehnkörperversuchen etwa 10 % geringere mittlere Textilbruchspannung $\sigma_{tex,max}$ der Kettrovings. Bei den Schussrovings beträgt der Unterschied etwa 22 %.
- Die Bruchdehnungen der Dehnkörper- und Scheibenversuche in Kettrichtung sind gleich, in Schussrichtung allerdings deutlich unterschiedlich.
- Die Steifigkeit der Dehnkörper und Scheiben im Zustand IIb ist ähnlich.

Tabelle 4-5: Gegenüberstellung wesentlicher Ergebnisse im Zugversuch an Dehnkörper und Scheibe bewehrt mit MAG-07-03

	Dehnkörper		Scheiben	
	Kettfaden	Schussfaden	Kettfaden	Schussfaden
Bewehrungsgrad ρ_l [%]	1,94	1,94	2,2	2,2
Erststissspannung σ_{cr} [N/mm ²]	4,5	4,7	3,0	3,5
Textilbruchsp. $\sigma_{tex,max}$ [N/mm ²]	470	620	422	478
Bruchdehnung $\varepsilon_{c,max}$ [%]	5,9	8,0	5,8	5,4
Mittlerer Rissabstand s_{rm} [mm]	15	11	9	9
Mittlere Rissbreite w [mm]	0,05 - 0,07	0,07	0,05	0,05

Während die unterschiedlichen Rissabstände von Dehnkörper- und Scheibenversuchen durch den Bewehrungsgrad bestimmt werden, ist die Ursache für die Abweichungen bei den Festigkeitswerten in dem Herstellprozess und der Bauteilgeometrie zu suchen. Beide Versuchskörper werden in einer stehenden Schalung hergestellt. Während bei den Dehnkörpern der Beton von oben eingegossen wird, wird der Beton bei den Scheiben injiziert. Es ist davon auszugehen, dass aufgrund der erforderlichen Steighöhe des Betons, des größeren Bewehrungsgrades der Scheiben bedingt durch die geringere Querschnittsdicke und des Betonierverfahrens trotz der Verdichtung auf einem Rütteltisch eine größere Wahrscheinlichkeit von Luftporen an der Bewehrung besteht. Das resultierende größere Luftporenvolumen ist eine Erklärung für die geringere Erststissspannung sowie die schlechteren Verbundeigenschaften der Bewehrung, die sich in der geringeren Textilbruchspannung äußern. Die horizontal in der Schalung liegenden Schussrovings stellen auf ihrer gesamten Länge ein Hindernis für die aufsteigende Luft dar, so dass die Anlagerung von Luftporen in ihrer Nähe wahrscheinlicher ist als bei den vertikalen Kettrovings. Dieser Effekt führt dazu, dass sich die durch die textile Bindung bedingten besseren Verbundeigenschaften der Schussrovings bei den Scheibenversuchen nicht so deutlich äußern wie bei den Dehnkörperversuchen. Dennoch sind diese auch dort vorhanden, wie die geringfügig höheren Erststissspannungen, die größere Steifigkeit im Zustand IIa sowie die größeren mittleren Textilbruchspannungen erkennen lassen. Ein weiterer Aspekt ist die größere Breite der Scheiben, wodurch sich die Wahrscheinlichkeit von Fehlstellen erhöht.

4.2.8.2 Einfluss von Querkzug- und Querdruckspannungen

In Bild 4-45 sind die Textilspannungs-Dehnungskurven der Versuche mit Querkzug- (links) sowie Querdruckspannungen (rechts) jeweils zusammen mit den Versuchsergebnissen der einaxial belasteten Scheiben dargestellt.

Die Querkzugbeanspruchung wurde parallel zur Hauptzugbeanspruchung stetig gesteigert und erreichte im Bruchzustand einen Maximalwert von 4,4 N/mm². Die Querdruckspannungen wurden in zwei Belastungsschritten entsprechend Bild 4-38 bis auf 4,0 N/mm² gesteigert und bis zum Bruch konstant gehalten.

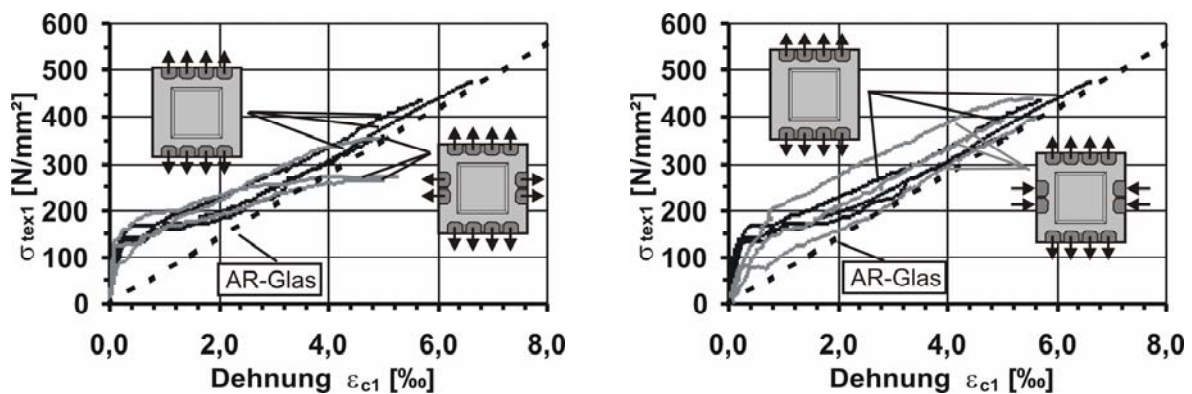


Bild 4-45: Einfluss von Querkzug- (links) und Querdruckspannungen (rechts) auf das Tragverhalten im Zugversuch

Den Diagrammen ist zu entnehmen, dass Querkzugbeanspruchungen das Tragverhalten der textilen Bewehrung signifikant beeinflussen, wohingegen die aufgebrachten Querdruckspannungen keinen eindeutig erkennbaren Einfluss auf das Tragverhalten ausüben. Die Erstrissspannungen weisen außerdem keine Abhängigkeit von der zwei axialen Beanspruchung auf (Bild 4-46, links). Die zwei axialen Zugspannungen wirken sich erst nach der Haupttrissbildungsphase im Zustand IIb signifikant auf die Steifigkeit aus und resultieren schließlich in einer reduzierten mittleren Textilbruchspannung (Bild 4-46, rechts), die etwa 74 % der Tragfähigkeit bei einaxialer Zugbeanspruchung beträgt.

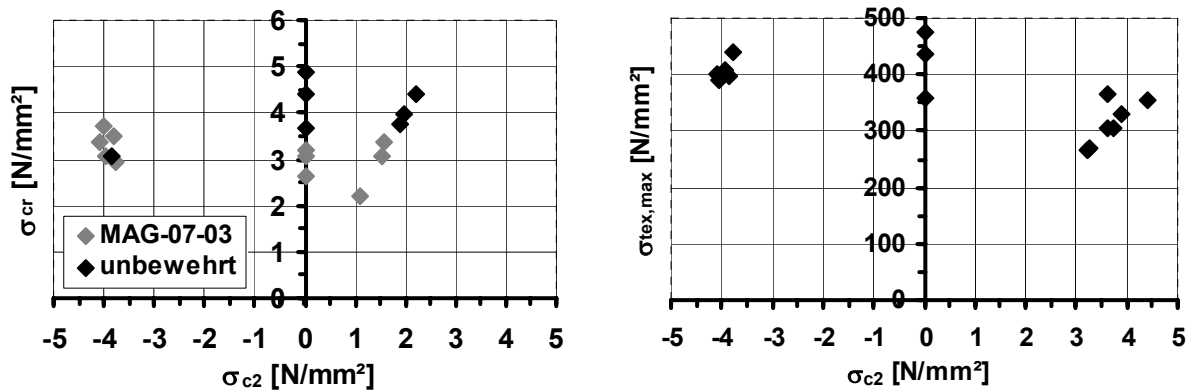


Bild 4-46: Erstrissspannungen (links) und Textilbruchspannungen (rechts) in Abhängigkeit der Querbeanspruchung

Die Ursache für die abnehmende Steifigkeit und geringere Tragfähigkeit ist die Schädigung der vertikalen Rovings durch die Rissbildung infolge der Querzugspannungen (Bild 4-47). Im Bruchzustand stellten sich mittlere Abstände der vertikalen Risse von 1,2 cm ein. Die Risse verliefen parallel zu den Rovings oder kreuzten diese und verursachten dadurch eine teilweise Schädigung der Filamente. Infolge der resultierenden Verringerung der lastabtragenden Bewehrungsquerschnittsfläche kreuzt die Kurve der rechnerischen Textilspannung die Arbeitslinie der Bewehrung (Bild 4-45 (links)). Die mittleren Rissbreiten bei maximaler Tragfähigkeit von etwa 0,05 mm sind von der Querbeanspruchung unabhängig. Die Verbundeigenschaften der äußeren Filamente, durch deren Reißen das Bauteilversagen eingeleitet wird, bleiben also unbeeinflusst.

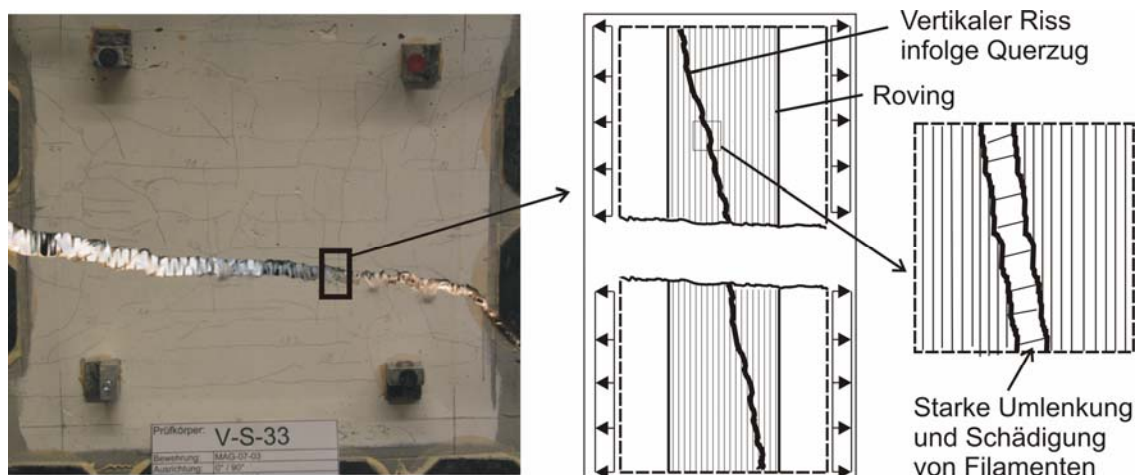


Bild 4-47: Rissbild eines Scheibenversuchs mit Querzugbeanspruchung

Die wesentlichen Mechanismen der zwei axialen Beanspruchung wurden auch im Zusammenhang mit der Entwicklung eines Scheibenelementes zur Simulation des Tragverhaltens von textilbewehrten Elementen in /Bru07/ beschrieben.

4.2.8.3 Einaxiale Zugversuche mit schiefwinkliger Bewehrungsführung

In Kapitel 4.1.9 wurden die Auswirkungen einer schiefwinkligen Bewehrungsführung auf das Tragverhalten der textilen Bewehrung in Versuchen an gekerbten Dehnkörpern beschrieben. In Analogie zu diesen Versuchen wurden Scheibenversuche mit einer Bewehrungsneigung von $\alpha = 22,5^\circ$ und $\alpha = 45^\circ$ durchgeführt. Die Kraft-Dehnungskurven der Versuche sind in Bild 4-48 zusammen mit den Versuchskurven der Scheiben mit in Hauptrichtung ausgerichteter Bewehrung dargestellt.

Bei den Versuchen mit 45° - Textilneigung versagte die Lasteinleitung durch das Abscheren des Betons unterhalb der Stahlbacken, so dass keine Aussage über die maximale Tragfähigkeit möglich ist. Da die Versuche zur Beschreibung des Tragverhaltens als wertvoll angesehen werden, werden sie hier dennoch mit aufgeführt. Das unmittelbar bevorstehende Versagen deutete sich bei zwei Versuchen akustisch durch das beim Textilbeton typische Knistern, das vermutlich durch Ablösen und Reißen einzelner Filamente verursacht wird, sowie durch deutlich zunehmende Rissbreiten an.

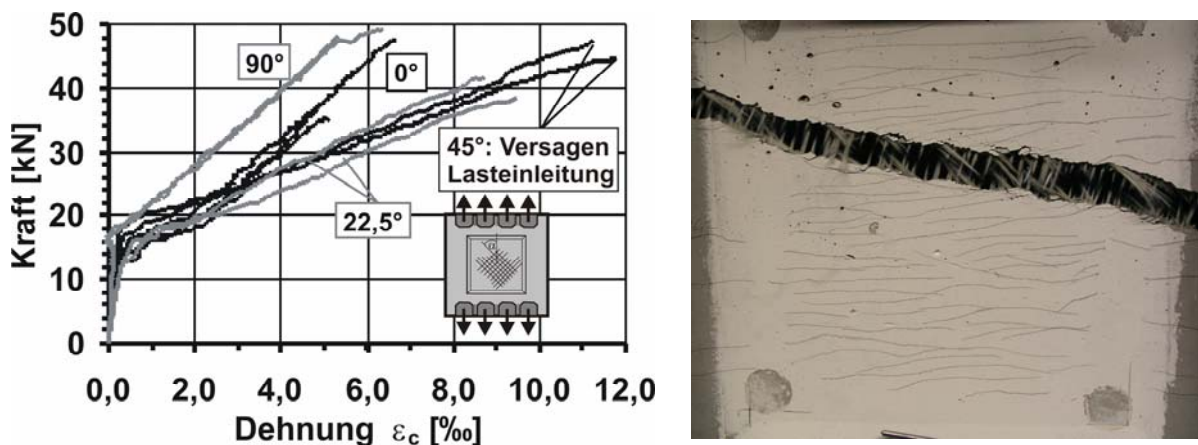


Bild 4-48: Kraft-Dehnungskurven bei unterschiedlicher Bewehrungsorientierung (links); Bruchbild bei einer Bewehrungsneigung $\alpha = 22,5^\circ$ (rechts)

Bei den Versuchen stellte sich im Gegensatz zu den Dehnkörperversuchen eine ausgeprägte Rissbildung ein. Der höhere Bewehrungsgrad der Scheiben senkrecht zur Beanspruchungsrichtung bei geneigter Bewehrungsführung äußerte sich in einer leichten Erhöhung der Erstrissspannung. Neben zunächst entsprechend der vertikalen Zugspannungen größtenteils horizontalen Rissen bildeten sich schräg verlaufende Risse parallel zu den Schussfäden. Aus diesen entwickelte sich bei den Versuchen mit einer Bewehrungsrichtung von $22,5^\circ$ der Versagensriss (Bild 4-48, rechts). Bei den Versuchen mit 45° -Bewehrungsneigung kann auch nach Auswertung der Photogrammetriedaten keine Aussage zur wahrscheinlichen Lage des Versagensrisses getroffen werden.

Bei schiefwinkliger Bewehrungsführung war die Steifigkeit im Zustand IIb etwa 70 % geringer als bei axialer Bewehrungsführung, verursacht durch den abnehmenden Vertikalanteil der Rovingdehnung sowie eine möglicherweise zunehmende Filamentschädigung infolge der Umlenkung und Querpressung an den Risskanten. Gleichzeitig stellten sich geringere Rissabstände von im Mittel 8,6 mm ($\alpha = 22,5^\circ$) bzw. 7,2 mm ($\alpha = 45^\circ$) ein, ebenfalls verursacht durch den größeren Bewehrungsgrad bei schiefwinkliger Bewehrung und möglicherweise verbesserten Verbundeigenschaften erzeugt durch die Querpressungen an den Risskanten.

In Kapitel 4.1.9 wurden bereits die schädigenden Auswirkungen der Filamentumlenkung sowie der nicht vollständigen Ausrichtung aller Filamente in Krafrichtung als maßgebliche Effekte bei der schiefwinkligen Bewehrungsführung genannt. Bei dem sich einstellenden Tragverhalten handelt es sich also um eine Kombination der in Bild 4-49 dargestellten Modelle 1 und 2. Aufgrund des Auftretens geneigter Risse bei den Scheibenversuchen ist das Modell 3 zu ergänzen, das durch die Rissbildung parallel zur Gelegeschussrichtung eine Schädigung dieser Rovings entsprechend der Beobachtungen bei zweiaxialer Zugbeanspruchung (Kapitel 4.2.8.2) erwarten lässt.

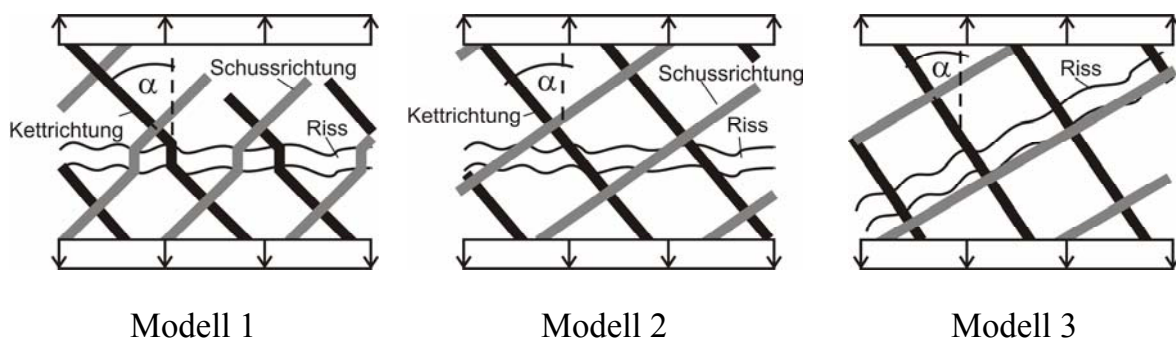


Bild 4-49: Varianten der Wirkungsweise schiefwinkliger geführter textiler Bewehrung

Zur Beurteilung der verschiedenen theoretischen Modellvorstellungen werden die zugehörigen rechnerischen Tragfähigkeiten $F_{calc,i}$ berechnet und mit den Versuchswerten verglichen. Die Berechnung der theoretischen Bruchlasten erfolgt für die Modelle 1 bis 3 nach den Gleichungen (4-5) bis (4-7):

$$F_{calc,1} = A_{t,Kett} \cdot \cos \alpha \cdot \sigma_{tex,max,Kett} + A_{t,Schuss} \cdot \sin \alpha \cdot \sigma_{tex,max,Schuss} \quad (4-5)$$

- | | |
|---------------------------|---|
| mit $A_{t,Kett}$ | Gelegequerschnittsfläche in Ketttrichtung [mm ²] |
| $A_{t,Schuss}$ | Gelegequerschnittsfläche in Schussrichtung [mm ²] |
| α | Winkel zwischen Kraft- und Kettfadenrichtung |
| $\sigma_{tex,max,Kett}$ | Mittlere Textilbruchspannung in Ketttrichtung (422 N/mm ²) |
| $\sigma_{tex,max,Schuss}$ | Mittlere Textilbruchspannung in Schussrichtung (478 N/mm ²) |

$$F_{calc,2} = A_{t,Kett} \cdot \cos^2 \alpha \cdot \sigma_{tex,max,Kett} + A_{t,Schuss} \cdot \sin^2 \alpha \cdot \sigma_{tex,max,Schuss} \quad (4-6)$$

$$F_{calc,3} = A_{t,Kett} / \cos \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \sigma_{tex,max,Kett} = A_{t,Kett} \cdot \sigma_{tex,max,Kett} \quad (4-7)$$

In Tabelle 4-6 sind die theoretischen Bruchlasten den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Entsprechend der Versuchsbeobachtungen zeigt die rechnerische Tragfähigkeit von Modell 3 bei einer Bewehrungsneigung von 22,5° eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Traglasten. Die Übertragbarkeit dieses Ergebnisses auf eine Bewehrungsneigung von 45° ist allerdings nicht möglich, da die Prüflast bereits deutlich die rechnerische Tragfähigkeit übersteigt.

Tabelle 4-6: Ergebnisse der Zugversuche an Scheiben mit geneigter Bewehrungsführung und rechnerische Tragfähigkeiten nach den Modellen 1 bis 3 (Bild 4-49)

α	#	F_u	$F_{calc,1}$	$F_u / F_{calc,1}$	$F_{calc,2}$	$F_u / F_{calc,2}$	$F_{calc,3}$	$F_u / F_{calc,3}$
[°]	[-]	[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kN]	[-]
22,5	1	41,5	56,0	0,74	42,0	0,99	41,2	1,00
	2	36,1		0,64		0,86		0,88
	3	38,9		0,69		0,93		0,94
	Ø	38,8	-	0,69		0,93	-	0,94
45	1	47,4 ¹	62,1	0,76	44,0	1,08	41,2	1,15
	2	44,6 ¹		0,72		1,01		1,08
	Ø	46,0	-	0,74		1,05		1,11

¹ Versagen der Lasteinleitung vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit

Geht man von einer vollständigen Umlenkung der Filamente im Riss aus (Modell 1) und berücksichtigt die schädigenden Einflüsse mit einem globalen Faktor $k_{0,\alpha}$ für das Gelege, so ergibt sich für diesen nach Tabelle 4-6 bei der Bewehrungsneigung 22,5° ein Wert von 0,69. Für die Bewehrungsneigung 45° beträgt er $k_{0,\alpha} \geq 0,74$, da die Bruchlast in den Versuchen noch nicht erreicht war. Nach Bild 4-21 betragen die Vergleichswerte bei den Dehnkörperversuchen für $\alpha = 22,5^\circ$ etwa 0,65 (nach Interpolation zwischen den Werten für $\alpha = 20^\circ$ und $\alpha = 25^\circ$) und 0,50 für $\alpha = 45^\circ$. Es zeigt sich also an dieser Stelle, dass das Tragverhalten der Scheiben- und der Dehnkörperversuche mit schiefwinkliger Bewehrung nicht direkt vergleichbar ist. Die Ursache hierfür ist in der Rissvorgabe durch die Einkerbung in der Mitte der Dehnkörper zu suchen. Es wird bei diesen Versuchen vorrangig das Tragverhalten der schiefwinkligen Bewehrung an einem diskreten Riss dargestellt, während zusätzliche Einflüsse aus dem unterschiedlichen Bewehrungsgrad und der ausgeprägten Rissbildung nur bei den Scheibenversuchen auftreten. Die unterschiedliche Rissentwicklung und die daraus resultierenden

größeren Bauteildehnungen wirken sich in einer besseren Aktivierung der inneren Filamente aus, wodurch die oben genannten schädigenden Mechanismen der schiefwinkligen Beanspruchung überlagert werden.

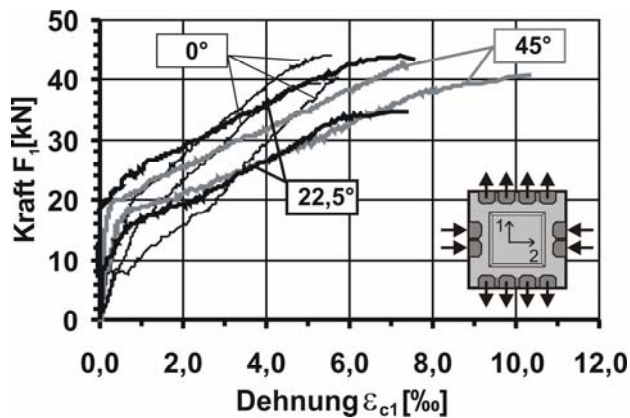
Der Vergleich der rechnerischen und experimentellen Bruchlasten lässt den Schluss zu, dass das Tragverhalten der textilen Bewehrung bei den Scheibenversuchen eher dem Modell 2 in Bild 4-49 entspricht. Allerdings berücksichtigt dieses nicht die schiefwinklige Rissbildung bei den Versuchen mit einer Bewehrungsneigung von $22,5^\circ$.

Offensichtlich ist das Tragverhalten aufgrund der ausgeprägten Rissbildung mit unterschiedlichen Rissrichtungen sehr komplex und stellt möglicherweise eine Kombination aller drei Modelle nach Bild 4-49 dar. Die Auflösung dieser Problematik ist aufgrund der sich gegenseitig beeinflussenden Parameter Filamentspannung, Rissabstand, Filamentschädigung und querpressungsbedingter Verbunderhöhung analytisch sowie numerisch noch nicht möglich. Hierzu sind weitergehende Untersuchungen auf der Mikroebene erforderlich.

BRUCKERMANN /Bru07/ reduzierte aufgrund der Komplexität die Problematik in seinen numerischen Untersuchungen auf einen Einzelriss unter Vorgabe des Rissabstandes und führte Parameterstudien zu den Auswirkungen der verschiedenen Mechanismen durch, die qualitativ abgebildet werden konnten. Eine Quantifizierung der Einflussparameter gelang hiermit jedoch nicht.

4.2.8.4 Kombination schiefwinkliger Bewehrungsführung mit Querdruckspannungen

Aufgrund der Erfahrungen aus den in Kapitel 4.2.8.2 beschriebenen Versuchen mit Querdruckbeanspruchung bei axialer Bewehrungsführung waren auch bei schiefwinkliger Bewehrungsführung keine zusätzlichen Effekte aus den Querdruckspannungen zu erwarten und wurden auch nicht festgestellt. Dennoch seien an dieser Stelle aus Gründen der Vollständigkeit die Versuche mit einer schiefwinkligen Bewehrungsführung und Querdruckbeanspruchung aufgeführt (Bild 4-50, links). Die Last-Verformungskurven weisen wie schon bei den Versuchen unter einaxialer Beanspruchung eine geringere Steifigkeit der Scheiben bei schiefwinkliger Bewehrung auf. Die Bruchlasten (Bild 4-50, rechts) sind vergleichbar mit den Ergebnissen der Versuche ohne Querdruckspannungen. Entsprechend der Zugspannungsrichtung bilden sich bei den Versuchen vorwiegend horizontale Risse.



α	#	F_u
[°]	[-]	[kN]
22,5	1	44,0
	2	34,4
	Ø	39,2
45	1	41,0
	2	42,6 ¹
	Ø	41,8

¹ Versagen der Lasteinleitung

Bild 4-50: Kraft-Verformungskurven bei Querdruck ($\sigma_c = -4,0 \text{ N/mm}^2$) und unterschiedlicher Bewehrungsneigung (links); Bruchlasten (rechts)

4.2.8.5 Kombination schiefwinkliger Bewehrungsführung mit Querkzugspannungen

Die Last-Verformungskurven der Versuche mit schiefwinkliger Bewehrungsführung und Querkzugbeanspruchung sind in Bild 4-51 dargestellt. Es wurden sowohl Versuche mit gleichzeitiger Kraftsteigerung in Haupt- und Querrichtung („stetig“) durchgeführt sowie Versuche, bei denen die Querkzugspannungen stufenweise in zwei Schritten nach Bild 4-38 aufgebracht wurden („graduell“). Zur Verdeutlichung des Einflusses aus Querkzugspannungen enthalten die Diagramme auch die Ergebnisse der Versuche mit einaxialer Zugbeanspruchung.

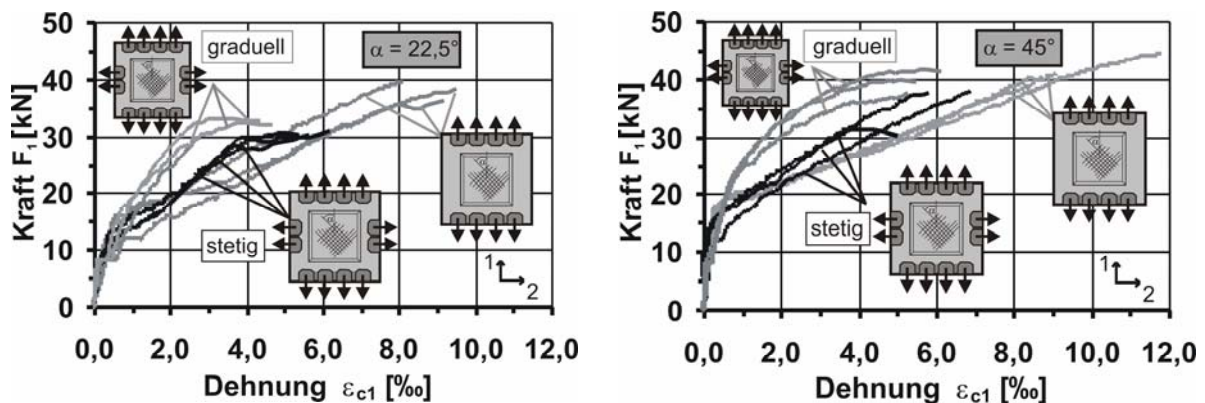


Bild 4-51: Einfluss einer Querkzugbeanspruchung bei schiefwinkliger Bewehrungsführung: $\alpha = 22,5^\circ$ (links) und $\alpha = 45^\circ$ (rechts)

Den Versuchskurven ist eine deutliche Abhängigkeit zwischen der Belastungsgeschichte in Querrichtung und den auf der Abszisse dargestellten Bauteildehnungen in Hauptzugrichtung ε_{cl} zu entnehmen. Die Ursache hierfür liegt in dem Rissbildungsverhalten, das sich zwischen den einzelnen Versuchsreihen deutlich unterschied.

Während sich bei den Versuchen ohne Querkzugbeanspruchung zunächst vorwiegend horizontal verlaufende Risse bildeten, verliefen die Risse bei den Versuchen mit stetig zunehmender Querkzugbeanspruchung parallel zu beiden Bewehrungsrichtungen. Bei den Versuchen mit gradueller Steigerung der Querkzugspannungen bildeten sich bei der zweiten Querlaststeigerung (zwischen Zeitpunkt 2 und 3 in Bild 4-38 (rechts)) ab einer Querkzuglast von im Mittel 10 kN vorwiegend vertikale Risse und erst bei einer Hauptzuglast zwischen 22 und 30 kN entsprechend der Bewehrungsrichtung schräg verlaufende Risse.

Die Rissverläufe bei zwei Scheibenversuchen mit stetiger Steigerung der Querkzugspannungen sind den Auswertungen der Photogrammetrie-Messungen in Anhang A 9 bei der Bewehrungsneigung $\alpha = 22,5^\circ$ und $\alpha = 45^\circ$ zu entnehmen. Dort sind ebenfalls die entsprechenden Auswertungen bei gradueller Querlaststeigerung dargestellt. Die Abbildungen belegen die oben beschriebene unterschiedliche Rissbildung in Abhängigkeit der Belastungsgeschichte. Bei allen Versuchsreihen mit Querkzugbelastung verlief der Versagensriss senkrecht zu der Kettrichtung des Geleges.

In Analogie zu den in Kapitel 4.2.8.2 beschriebenen Versuchen mit kraftgerichteter Bewehrungsführung ist eine Abnahme der Tragfähigkeit gegenüber den Versuchen ohne Querbeanspruchung von etwa 25 % ($\alpha = 22,5^\circ$) zu erkennen. Da wegen des Versagens der Lasteinleitung bei den axialen Zugversuchen mit der Bewehrungsneigung $\alpha = 45^\circ$ keine konkrete Aussage über die Bruchlast möglich ist, kann die Abminderung der Tragfähigkeit infolge Querkzugspannungen für diese Versuchsreihen nicht ermittelt werden.

Der Vergleich der Bruchlasten der einzelnen Versuchsreihen ergibt eine tendenziell höhere Tragfähigkeit der Scheiben bei stufenweiser („gradueller“) Steigerung der Querkzugbeanspruchung. Offenbar hat das sich einstellende Rissbild geringere Schädigungen der Rovings zur Folge. Zusammenfassend lässt sich aus den Versuchen schlussfolgern, dass die Einflüsse aus Querkzugbeanspruchung und schiefwinkliger Bewehrungsführung in einem ersten Schritt getrennt voneinander betrachtet und die Auswirkungen auf das Tragverhalten unabhängig berücksichtigt werden können. Es wird gleichwohl der bestehende Bedarf an weiteren experimentellen Untersuchungen und der Weiterentwicklung numerischer Modelle deutlich, um zukünftig die sich gegenseitig beeinflussenden Effekte quantitativ erfassen zu können.

4.2.9 Zusammenfassung der Scheibenversuche

Es wurden Versuche an quadratischen Scheiben durchgeführt, deren Bewehrung aus zwei Lagen des Glasgeleges MAG-07-03 bestand. Wesentlicher Gegenstand der Un-

tersuchungen war die Wirkung von Querkzug- und Querdrukspannungen auf das Zugtragverhalten. Dabei stellte sich heraus, dass Querkzugspannungen aufgrund der bidirektionalen Rissbildung zu einer Schädigung der Bewehrung und folglich einer Abnahme der Tragfähigkeit führen. Querdrukspannungen in der aufgetragenen Größe von 4 N/mm^2 hatten keinen Einfluss auf das Tragverhalten der Bewehrung.

In Versuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung wurde ein anderes Tragverhalten festgestellt als bei den vergleichbaren Dehnkörperversuchen. Ursache ist das unterschiedliche Rissverhalten. Während sich bei den Dehnkörperversuchen aufgrund der vorgegebenen Querschnittsschwächung (Kerbe) kein ausgeprägtes Rissbild einstellte, bildeten sich bei den Scheibenversuchen Risse senkrecht zur Zugspannungsrichtung sowie parallel zur Bewehrungsrichtung verlaufende Risse. Aufgrund der sich hierdurch überlagernden Effekte aus Bewehrungsschädigung, Verbundspannungserhöhung und Rissabstandsänderung ist eine Modellierung des Tragverhaltens mit den bisher bekannten analytischen und numerischen Modellen nicht möglich. Hierzu sind weitere grundlegende Entwicklungsarbeiten erforderlich.

5 Analysen zum Zugtragverhalten

5.1 Allgemeines

Zur Beschreibung des Zugtragverhaltens textilbewehrter Elemente sind aus der Literatur analytische und numerische Modelle bekannt, die in Kapitel 2.5 beschrieben wurden. In diesem Kapitel soll der Vergleich der eigenen experimentellen Untersuchungen mit diesen Modellen mit dem Ziel durchgeführt werden, die wesentlichen Mechanismen des Tragverhaltens einer textilen Bewehrung im Betonbauteil unter axialer Zugbeanspruchung zu diskutieren und herauszustellen. Die Untersuchungen konzentrieren sich dabei auf drei textile Gelege, die sich in ihren Eigenschaften maßgeblich unterscheiden. Das Glasgelege 2D-02-05 besteht aus Rovings mit dem Titer 1200 tex und besitzt eine Trikotbindung. Das Glasgelege MAG-07-03 aus 2400 tex Rovings hat ebenso wie das Carbongelege MAG-04-03 eine Fransebindung. Für eine detaillierte Beschreibung der Gelege sei auf Tabelle 3-5 und Bild 3-2 verwiesen.

Zunächst werden Ergebnisse von numerischen Untersuchungen mit dem Two-Subroving-Model /Heg06/ vorgestellt. Im ersten Schritt werden die Modellparameter für die textilen Gelege kalibriert. Die resultierenden Verbundeigenschaften werden im nächsten Schritt für die Berechnung der Eintragungslängen der inneren und äußeren Filamente der Glasgelege verwendet. Das in den Versuchen festgestellte Verankerungsversagen bei Carbongelegen wird analysiert und der Einfluss der Verankerungslänge auf die Tragfähigkeit im Dehnkörperversuch in einer Parameterstudie untersucht. Am Beispiel des Geleges 2D-02-05 wird dem Versagen eines Teils der äußeren Filamente („Randfilamentversagen“) als Ursache für das Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb gegenüber dem reinen Bewehrungsmaterial nachgegangen.

Das Randfilamentversagen ist ein grundlegender Parameter der analytischen Modelle von JESSE und MOLTER, die mit den eigenen in Kapitel 4.1 beschriebenen Dehnkörperversuchen und durch Vergleichsrechnungen überprüft werden sollen.

Aufbauend auf den Ergebnissen der Untersuchungen wird ein eigener analytisch-empirischer Ansatz zur Beschreibung des Tragverhaltens textilbewehrter Elemente unter einaxialer Zugbeanspruchung ausgearbeitet, der sich an einem Modell aus dem Stahlbetonbau orientiert.

5.2 Finite-Elemente Berechnungen mit dem Two-Subroving-Model

5.2.1 Finite-Elemente Modell

Die Methode der Finiten Elemente (FEM) ist ein numerisches Näherungsverfahren zur Lösung von partiellen Differentialgleichungen. Die zu analysierende Struktur beliebiger Form wird in mathematisch einfach beschreibbare Substrukturen, die diskreten

finiten Elemente unterteilt. Für eine detaillierte Beschreibung der Theorie sei auf die einschlägige Fachliteratur verwiesen (/Zie91/ u. v. a.).

Zur numerischen Simulation von Dehnkörperversuchen (Typ I) wird ein dem in Kapitel 2.5.3 beschriebenen Two-Subroving-Modell entsprechendes Modell verwendet, das auf dem Faser-Interface-Modell (FIM) /Kon08/ beruht und in das Programmsystem ORFEUS /Krä00/ implementiert wurde. Das FIM dient als Basiskomponente der Modellierung auf der Mikroebene zur Abbildung einzelner Filamente. Es kann aber auch zur Abbildung repräsentativer Filamentgruppen verwendet werden, die an die Matrix oder auch untereinander gekoppelt sind. Der vorliegende Fall entspricht der Modellvorstellung von Subrovings, welche die inneren und äußeren Filamente darstellen und über physikalisch nicht-lineare Verbundfedern an die Matrix gekoppelt sind (Bild 5-1).

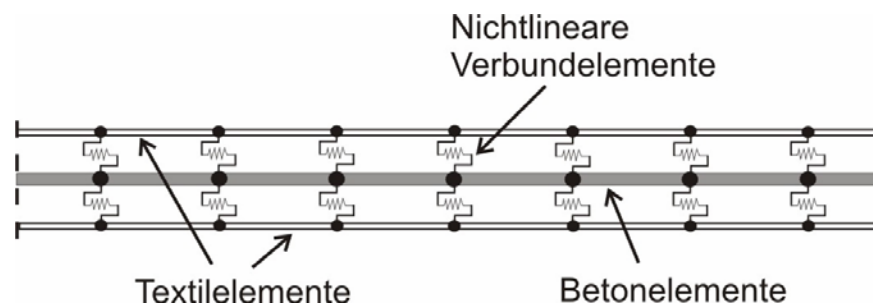


Bild 5-1: Koppelung der Elemente

Zur Diskretisierung wurde der Dehnkörper in 450 Elemente der Länge 2,0 mm unterteilt. Der in der Realität ausgerundete Übergang zwischen Mess- und Lasteinleitungsbereich wird vereinfacht durch eine linear veränderliche Dickenänderung beschrieben.

Zur Abbildung des Tragverhaltens des Verbundwerkstoffes Textilbeton ist jeweils ein eigenes Materialmodell für die drei Komponenten Bewehrung, Beton und Verbund erforderlich.

Die repräsentativen Verbundgesetze für die äußeren und inneren Filamente ergeben sich durch Skalierung der an Einzelfilament-Pull-out-Versuchen ermittelten Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen (siehe Kapitel 2.4.2) mit dem dimensionslosen Beiwert q , der die Verbundqualität abbildet:

$$T_a(s_a) = \tau_{fil}(s_a) \cdot U_{fil} \cdot \frac{A_{rov}}{A_{fil}} \cdot (1 - \eta) \cdot q_a \quad (5-1)$$

$$T_i(s_i) = \tau_{fil}(s_i) \cdot U_{fil} \cdot \frac{A_{rov}}{A_{fil}} \cdot \eta \cdot q_i \quad (5-2)$$

mit T von der Filamentgruppe pro Länge übertragene Verbundkraft
 i, a Indizes für innere (i) und äußere (a) Filamente

- τ_{fil} Verbundspannung eines Einzelfilaments
- s aktueller Schlupf
- U_{fil} Umfang eines Filaments
- A_{fil} Querschnittsfläche eines Filaments
- A_{rov} Querschnittsfläche eines Rovings
- η Anteil der inneren Filamente
- q Verbundqualität

In Bild 5-2 sind die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen der Filamente für die numerischen Simulationen dargestellt, mit denen die in /Ban04/ aus Einzelfilament-Pull-out-Versuchen ermittelten Verbundgesetze vereinfacht abgebildet werden.

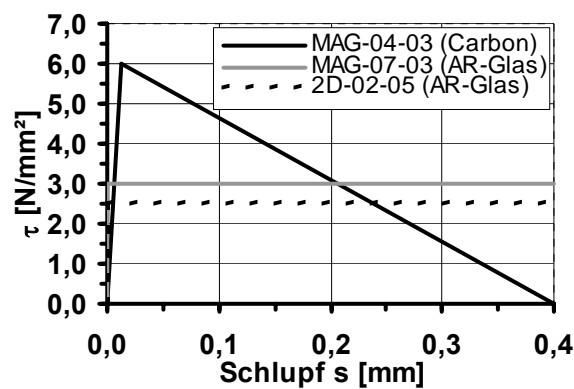


Bild 5-2: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen der Filamente unterschiedlicher Gelege für die numerische Simulation

Zur Abbildung der Streuung der Betonzugfestigkeit wird die Weibull-Verteilung /Wei39/ verwendet. Der dimensionslose Weibull - Formfaktor soll nach experimentellen und theoretischen Untersuchungen für Stahlbeton in einem Wertebereich zwischen 10 und 20 angenommen werden /Lüt02/ und wird bei den hier dargestellten Rechnungen mit 20 angesetzt.

Die Filamente der textilen Bewehrung zeigen ein linear-elastisches Materialverhalten bis zum Sprödbruch. Die Welligkeit einzelner Filamente in einem Roving kann durch eine verzögerte Aktivierung abgebildet werden /Kon03/. Bei der hier gewählten Modellierung auf der Mesoebene mit der Auflösung des Rovings in zwei Filamentgruppen ist eine Abbildung dieses Effektes allerdings nicht möglich.

Für ausführliche Informationen zum Two-Subroving-Model sowie die in einer Parameterstudie festgestellten Einflüsse wesentlicher Kenngrößen auf die Simulationsergebnisse von Dehnkörperversuchen sei auf /Bru07/ verwiesen.

5.2.2 Kalibrierung der Modellparameter

5.2.2.1 Allgemeines

Für eine eindeutige Bestimmung der Modellparameter des Two-Subroving-Modells wird die Anzahl Unbekannter durch die Festlegung vorab bestimmter Nebenbedingungen auf zwei Werte begrenzt. Für die Kalibrierung werden die Last-Verformungskurven, die Rissentwicklung sowie die Anteile innerer und äußerer Filamente neben den Materialeigenschaften vorgegeben. Folglich sind zur Kalibrierung des Modells nur noch die Skalierungsfaktoren q der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen für die inneren und äußeren Filamente zu ermitteln.

Aus der Reihe der vorab zu bestimmenden Parameter stellt die Festlegung des Anteils innerer und äußerer Filamente den schwierigsten Teil dar. Während in /Bru07/ die Filamentanteile aus der Flächenberechnung des augenscheinlich matrixfreien Rovingbereichs sowie der Gesamtrovingfläche in REM-Aufnahmen bestimmt wurden, stand für die in dieser Arbeit beschriebenen Untersuchungen eine am Geodätischen Institut der RWTH Aachen (GIA) entwickelte bildanalytische Auswertesoftware zur Verfügung.

5.2.2.2 Bestimmung des Anteils innerer und äußerer Filamente

Zur Bestimmung der Kontaktfläche zwischen Filamenten und Matrix ist eine hoch aufgelöste und kontrastreiche Darstellung des Rovingquerschnittes erforderlich, wie sie mit der Rasterelektronenmikroskopie möglich ist. In Bild 5-3 (links) ist die Aufnahme eines Rovings des Glasgeleges 2D-02-05 dargestellt.

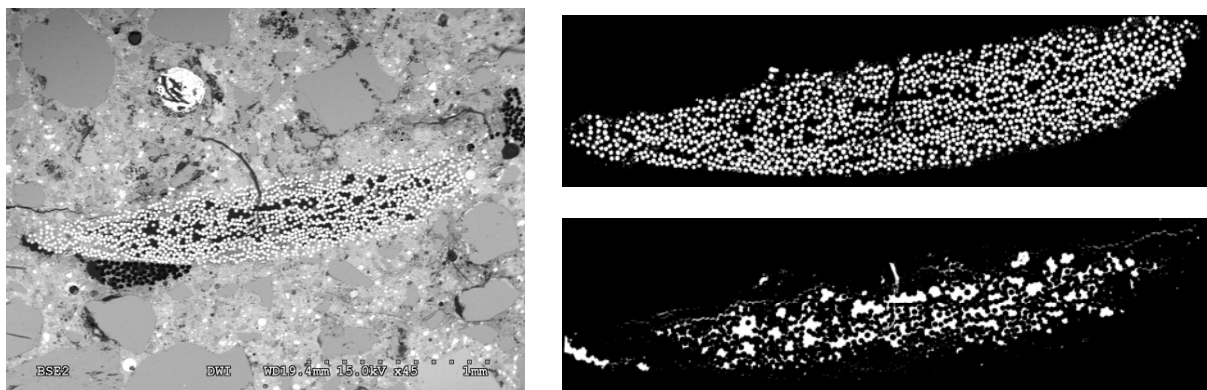


Bild 5-3: REM-Aufnahme eines 1200 tex Glasrovings im Beton (links); bildanalytische Weiterverarbeitung: Darstellung der Filamente (rechts, oberes Bild); Darstellung der Poren (rechts, unteres Bild)

Mit Hilfe einer in /Lan07/ beschriebenen bildanalytischen Auswertungssoftware werden die Filamente im Querschnitt detektiert und auf ihren Kontakt zu Matrix, Poren und Nachbarfilamenten untersucht. Die Abbildungen im rechten Teil von Bild 5-3

stellen Teilschritte der Bildanalyse dar, bei denen die Filamente (oben) und der Porenraum (unten) zur Klassifizierung der Randbereiche herausgestellt werden.

Die Randbereiche der Filamente werden in die Klassen Filament-Filament, Filament-Pore und Filament-Matrix eingeteilt und ihre Anteile am Gesamtumfang der Filamente eines Rovingquerschnittes als Ergebnis der bildanalytischen Auswertung ausgegeben. In Bild 5-4 sind beispielhaft die Ergebnisse für den in Bild 5-3 gezeigten Roving dargestellt.

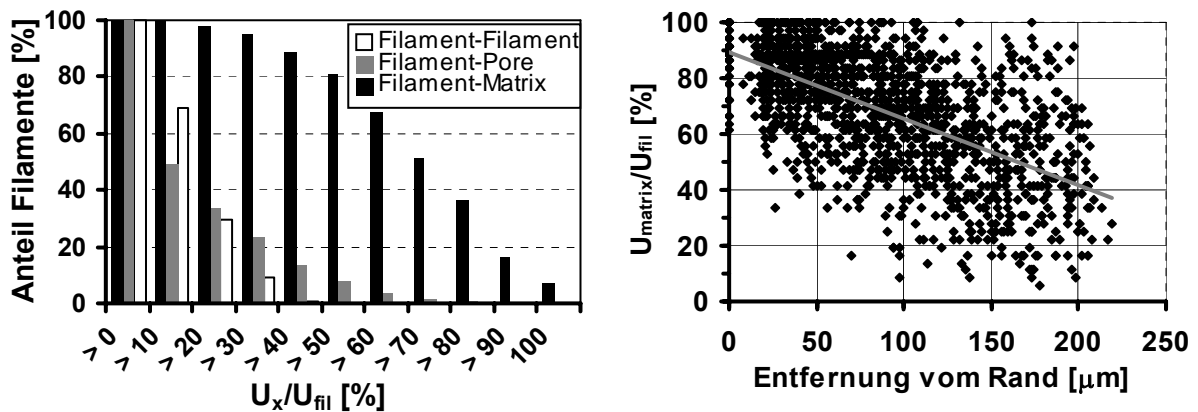


Bild 5-4: Anteil Filamente mit unterschiedlichem Kontaktumfang zu Matrix, Pore und Filament (links); Anteil des Kontaktumfangs zur Matrix (U_{matrix}) am Gesamtfilamentumfang (U_{fil}) in Abhängigkeit des Abstandes vom Rand (rechts)

Im linken Diagramm sind die Anteile der Filamente für unterschiedliche Kontaktanteile U_x/U_{fil} zu Nachbarfilamenten („Filament-Filament“), zu Poren („Filament-Pore“) oder zur Matrix („Filament-Matrix“) angegeben. Es ist zu erkennen, dass lediglich 8 % der Filamente einen vollständigen Matrixkontakt ($U_{matrix}/U_{fil} = 100$ %) aufweisen, also in vollem Umfang von Matrix umschlossen sind. Dem rechten Diagramm ist zu entnehmen, dass mit zunehmendem Abstand vom Rovingrand tendenziell der Anteil des Kontaktumfangs zur Matrix am Filamentumfang abnimmt. Dies entspricht der vielfach beschriebenen Beobachtung einer ins Rovinginnere abnehmenden Matrixpenetration.

Der für die numerische Simulation mit dem Two-Subroving-Model benötigte Anteil innerer Filamente η an der Gesamtfilamentanzahl wird aus dem Verhältnis des Filamentumfangs mit Matrixkontakt zum Gesamtfilamentumfang in einem Querschnitt nach Gleichung (4-3) quasi als Oberfläche des inneren Verbundes bestimmt:

$$\eta = 1 - \frac{U_{matrix}}{U_{fil}} \quad (5-3)$$

- mit η Anteil innerer Filamente
 U_{matrix} Umfangslänge der Filamente mit Kontakt zur Matrix [mm]
 U_{fil} gesamte Umfangslänge der Filamente [mm]

Der Anteil der inneren Filamente wurde für die Gelege 2D-02-05 und MAG-07-03 als Mittelwert aus bis zu jeweils drei REM-Aufnahmen bestimmt. Erwartungsgemäß unterlagen die Ergebnisse der bildanalytischen Auswertungen großen Streuungen, so dass ihre Aussage in Anbetracht des relativ geringen Probenumfangs qualitativ zu bewerten ist. Für eine detaillierte Darstellung der Verteilung von Filamenten, Poren und Matrix sind daher Untersuchungen in weitaus größerem Umfang erforderlich, als deren Ziel eine dreidimensionale Abbildung des Rovings im Bauteilquerschnitt wünschenswert ist. Hierdurch würden sich zusätzliche Informationen zur Positionsänderung der Filamente über ihre Länge ergeben, die beispielsweise wertvoll für die Untersuchung der Einflüsse des Herstellverfahrens auf die Rovingwelligkeit sein könnten.

Für das Carbongelege standen keine Auswertungen von REM-Aufnahmen zur Verfügung, so dass auf die in /Bru07/ ermittelten Anteile innerer und äußerer Filamente zurückgegriffen wurde.

5.2.2.3 Ergebnisse der Simulationsrechnungen

Den wesentlichen zu kalibrierenden Modellparameter für die Simulation der Dehnkörperversuche stellt die Verbundqualität q der inneren und äußeren Filamente dar. Daneben sind die Zugfestigkeit der Matrix f_{ct} sowie der Elastizitätsmodul E_{fil} der Bewehrung abweichend von den tatsächlichen Materialeigenschaften einzustellen, da mit dem Modell weder die in den Versuchen festgestellte rissunterdrückende Wirkung der Bewehrung noch die vom reinen Zustand II abweichende Steifigkeit im Zustand IIb erfasst werden.

Die Ergebnisse der Kalibrierungen sind ebenso wie der in den bildanalytischen Untersuchungen bestimmte Anteil der inneren Filamente in Tabelle 5-1 für die drei textilen Gelege angegeben.

Tabelle 5-1: Modellparameter unterschiedlicher Gelege

Bewehrung	f_{ct}	η	E_{fil}	q_i	q_a
	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[-]	[-]
2D-02-05 (AR-Glas, 1200 tex, Trikot (4,2 mm), 2-lagig)	5,60	0,40	60000	0,036	0,284
MAG-07-03 (AR-Glas, 2400 tex, Franse (2,1 mm), 2-lagig)	6,30	0,71	65000	0,040	0,380
MAG-04-03 (Carbon, 1600 tex, Franse (2,1 mm), 2-lagig)	5,00	0,93	220000	0,001	0,230

Beim Vergleich der unterschiedlichen Bewehrungen zeigt sich die aus früheren Untersuchungen qualitativ bekannte Abhängigkeit der Matrixpenetration vom textilen Bin-

dungstyp sowie dem Fasermaterial. Die offenmaschige Trikotbindung des Geleges 2D-02-05 und der kleinere Rovingtiter erzeugen eine deutlich größere Kontaktfläche zwischen Filament und Matrix als die Fransebindung der anderen Gelege. Der große Anteil innerer Filamente bei dem Carbongelege MAG-04-03 belegt den negativen Einfluss des geringeren Filamentdurchmessers und der Hydrophobie des Carbons auf die Matrixpenetration.

Unter Bezug auf die Darstellung in Bild 5-4 (links) ist der Wert $\eta=0,40$ für das Gelege 2D-02-05 so zu interpretieren, dass in der Gruppe der äußeren Filamente (60 % Anteil an der Gesamtfilamentanzahl) alle Filamente eingeschlossen sind, deren Umfang zu mehr als 60 % in Kontakt mit Matrix ist.

Die Textilspannungs-Dehnungskurven in Bild 5-5 (links) belegen die sehr gute Übereinstimmung zwischen den Simulationsrechnungen und den experimentellen Ergebnissen exemplarisch für einen repräsentativen Dehnkörperversuch mit dem Gelege 2D-02-05. Da nur ein geringer Teil der äußeren Filamente tatsächlich in vollem Umfang in die Matrix eingebettet ist, unterscheiden sich die skalierten Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen (Bild 5-5, rechts) deutlich von den aus den Einzelfilament-Pull-out-Versuchen ermittelten Kennwerten.

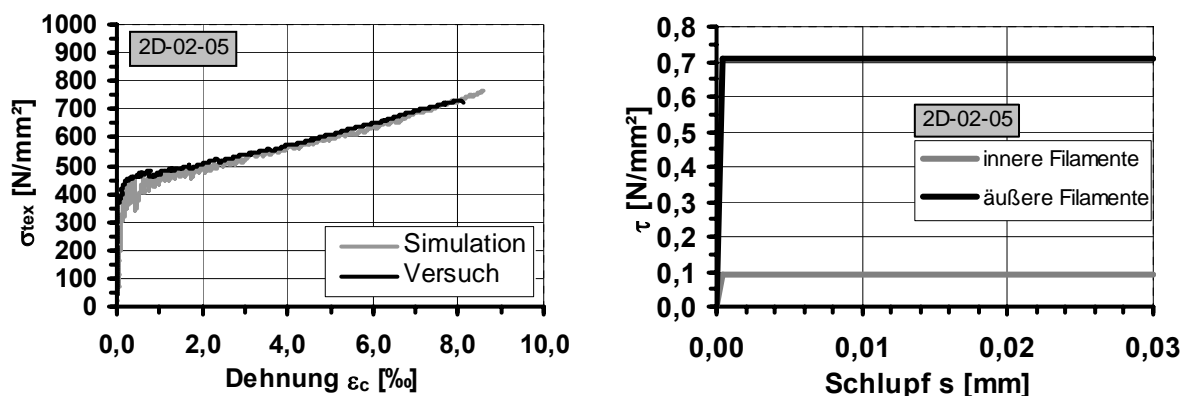


Bild 5-5: Textilspannungs-Dehnungskurven von Versuch und Simulation (links); Skalierte Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen für innere und äußere Filamente (Gelege: 2D-02-05) (rechts)

Weitere Effekte, die in dem Beiwert q für die Verbundqualität erfasst werden, sind die über die Länge des Versuchskörpers streuenden Verbundeigenschaften sowie die wahrscheinlich schlechtere Matrixqualität in direkter Umgebung des Rovings und im Rovinginneren. In mikroskopischen Untersuchungen an Bruchflächen wurden im Teilprojekt A3 des SFB 532 signifikante Unterschiede in der Matrixbeschaffenheit in unmittelbarer Rovingnähe festgestellt, die diese Annahme unterstützen. Eine detaillierte Analyse der Matrixzusammensetzung in diesem Bereich steht noch aus. Es ist folglich festzuhalten, dass die tatsächlichen Kennwerte des Verbundes zwischen der Matrix und Filamenten eines einbetonierten Rovings ebenso wie zwischen benachbarten Fi-

lamente nöglicherweise nicht mit den Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen des Einzelfilaments korrelieren.

5.2.3 Ermittlung der Lasteintragungslängen für AR-Glasgelege

Für eine ausreichende Verankerung der Bewehrung sowie die Ausbildung von tragfähigen Übergreifungsstößen ist die Kenntnis der Lasteintragungslänge erforderlich. Diese ergibt sich als Abstand zwischen dem Riss und dem Schlupfnullpunkt, an dem im Lasteinleitungsbereich Dehnungsgleichheit zwischen der Bewehrung und der Matrix herrscht (Bild 5-6, links). Die für die Berechnung erforderlichen Textilspannungen der inneren und äußeren Filamente (Bild 5-6, rechts) sowie die skalierten Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen (Bild 5-5, links) stehen als Ergebnisse der Simulationsrechnungen zur Verfügung.

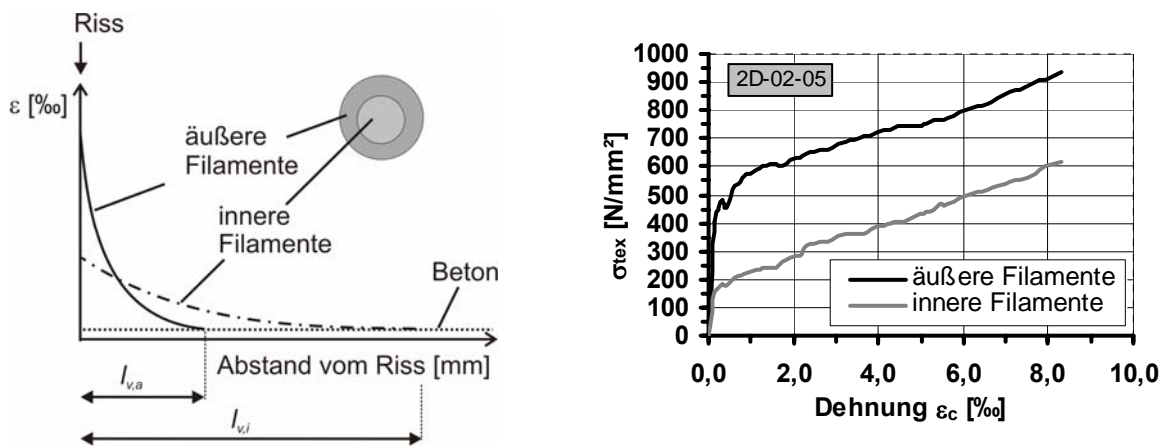


Bild 5-6: Schematische Darstellung der Lasteintragungslängen (links); Spannungen der inneren und äußeren Filamente aus der Simulation (rechts)

Die Lasteintragungslänge wird allgemein mit Gleichung (5-4) ermittelt, in der hier exemplarisch die Indizes für die inneren Filamente angegeben sind.

$$l_{v,i} = \frac{\sigma_{tex,max,i} \cdot A_{fil,i}}{\int_0^{l_{v,i}} \tau_i(x) \cdot U_{fil,i} \cdot dx} \quad (5-4)$$

- mit $l_{v,i}$ Eintragungslänge [mm]
- $\sigma_{tex,max,i}$ Maximale mittlere Textilspannung der inneren Filamente [N/mm²]
- $A_{fil,i}$ Querschnittsfläche der inneren Filamente [mm²]
- τ_i Verbundspannung der inneren Filamente [N/mm²]
- $U_{fil,i}$ gesamte Umfangslänge der inneren Filamente [mm].

In Tabelle 5-2 sind die Lasteinleitungslängen für die untersuchten Glasgelege zusammengestellt, wobei vereinfacht eine konstante Verbundspannung angesetzt wurde.

Tabelle 5-2: Textilbruchspannungen und Lasteintragungslängen der inneren und äußeren Filamente der Glasgelege 2D-02-05 und MAG-07-03

Bewehrung	Textilbruchspannungen [N/mm ²]		Eintragungslänge [mm]	
	$\sigma_{\text{tex,max,a}}$	$\sigma_{\text{tex,max,i}}$	$l_{v,a}$	$l_{v,i}$
2D-02-05	910	603	6,1	31,8
MAG-07-03	875	457	5,1	25,7

Die höheren mittleren Textilbruchspannungen bei Glasgelegen mit Trikotbindung sowie die geringere Verbundqualität erfordern größere Verankerungslängen als bei dem Gelege mit Fransebindung. Maßgeblich für die Ausbildung von Bewehrungsstößen und die Sicherstellung einer ausreichenden Verankerungslänge sind die Eintragungslängen der inneren Filamente.

5.2.4 Untersuchung zum Verankerungsversagen bei Carbongelegen

Als mögliche maßgebliche Versagensursache wurde bei Dehnkörperversuchen mit einer Bewehrung aus Carbongelegen in Kapitel 4.1.8 bereits das Verankerungsversagen der inneren Filamente identifiziert. Dieses äußerte sich in einer relativ großen Rissöffnung und dem Herausziehen von Filamentbündeln über die Länge des Lasteinleitungsbereiches. Das vollständige Ablösen der inneren Filamente aufgrund ihrer geringen Verbundqualität erklärt den flachen Verlauf der Textilspannungs-Dehnungskurven im Zustand IIb, die sogar die Arbeitslinie des Einzelfilaments schneiden (Bild 5-8, links).

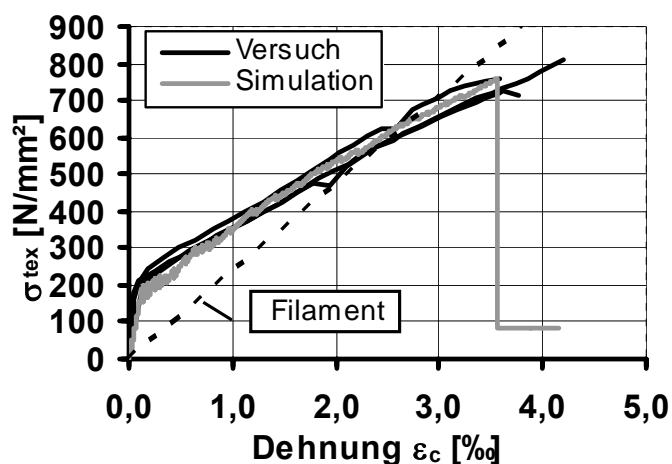


Bild 5-7: σ - ε - Kurven aus Versuchen und Simulation (Bewehrung: MAG-04-03 (Carbon), zweilagig)

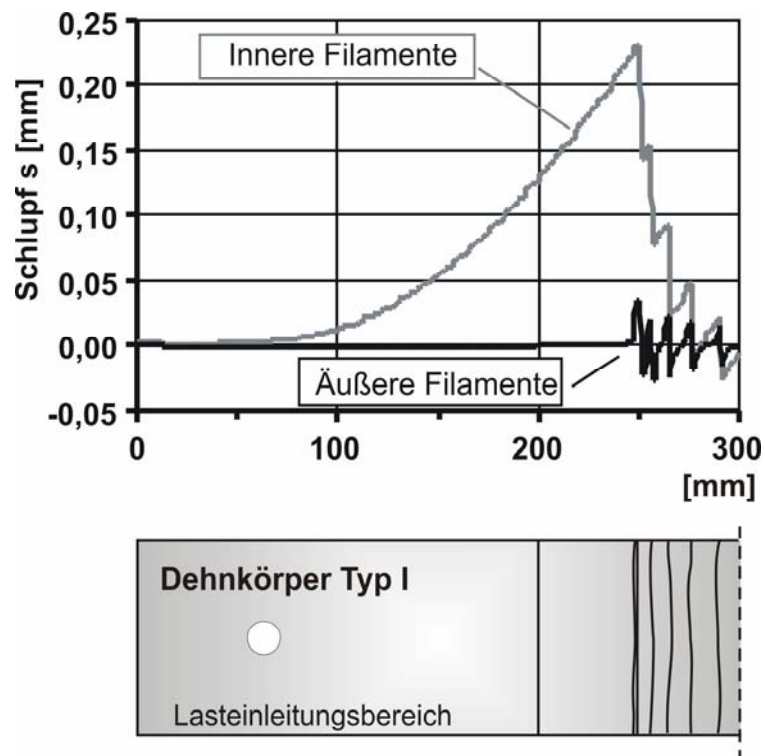


Bild 5-8: Schlupfverlauf der inneren und äußeren Filamente bei Maximallast aus der Simulation

Wesentliche Mechanismen des Tragverhaltens des Carbongeleges wurden bereits in /Bru07/ auf der Grundlage von Simulationsrechnungen mit dem Two-Subroving-Model beschrieben. An dieser Stelle sollen deshalb nur die wesentlichen Aspekte genannt werden, die sich aus den eigenen Untersuchungen ableiten lassen.

Der geringe Anteil äußerer Filamente und die relativ schlechten Verbundeigenschaften der inneren Filamente sind den Ergebnissen der Kalibrierung der Modellparameter in Tabelle 5-1 zu entnehmen. Die Trennung zwischen den äußeren und inneren Filamenten verläuft bei der Carbonbewehrung deutlicher als bei den Glasgelegen. Das bedeutet, dass die zu der Gruppe der äußeren Filamente gehörenden Fasern sehr ausgeprägten Matrixkontakt besitzen, während die inneren Filamente tatsächlich keine Verbindungspunkte zur Matrix haben.

Wie in /Bru07/ erläutert, ist die genaue Versagensreihenfolge auf Basis der Simulationsrechnung nicht eindeutig zu klären. Die Betrachtung des Schlupfverlaufes in Bild 5-8 (rechts) lässt vermuten, dass sich die inneren Filamente im Bruchzustand über die gesamte Länge des Lasteinleitungsbereiches abgelöst haben und über mehrere Risse durchrutschen, also keine Umkehrung der Schlupfrichtung auftritt. Zu diesem Zeitpunkt kann keine zusätzliche Spannung von den inneren Filamenten aufgenommen werden, so dass eine weitere Laststeigerung folglich zum Versagen der äußeren Filamente führt, was durch den Abfall der Textilspannungs-Dehnungslinie in der Simula-

tionsrechnung deutlich wird. Denkbar ist aber auch, dass zuerst die äußeren Filamente reißen und dann das Verankerungsversagen der inneren Filamente eintritt.

Zur Klärung des Versagensablaufs wurde deshalb eine Parameterstudie durchgeführt, bei denen der 60 mm dicke und 200 mm lange Lasteinleitungsbereich der Dehnkörper in dem numerischen Modell auf 100 mm verkürzt und auf 400 mm bzw. 600 mm verlängert wurde. Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen sind in Bild 5-9 dargestellt.

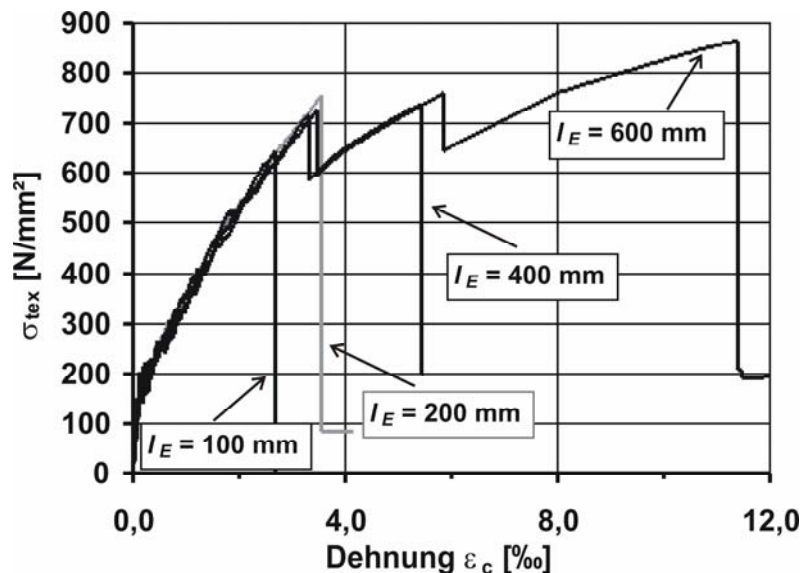


Bild 5-9: Simulationsrechnungen mit unterschiedlichen Lasteinleitungslängen l_E

Bei einer Länge des Lasteinleitungsbereiches von 100 mm wird die experimentelle Tragfähigkeit der Carbonbewehrung von etwa 750 N/mm² nicht erreicht, da ein vorzeitiges Verankerungsversagen der inneren Filamente eintritt. Bei den anderen Simulationen tritt unabhängig von der Länge des Lasteinleitungsbereiches l_E bei einer Bauteildehnung von 3,5 ‰ ein Lastabfall ein, der mit dem Reißen der äußeren Filamente in einem Riss am Rand des Messbereiches zu erklären ist. Während bei der 200 mm langen Lasteinleitung die inneren Filamente nicht in der Lage sind, die freiwerdende Zugkraft aufzunehmen und demzufolge ein Verankerungsversagen eintritt, kann die Last bei größerer Lasteinleitungslänge wieder gesteigert werden. Dabei öffnet sich der Riss am Ende des Lasteinleitungsbereiches aufgrund der zunehmenden Ablösung der inneren Filamente und bei dem 400 mm langen Lasteinleitungsbereich tritt wiederum ein Verankerungsversagen der inneren Filamente bei einer Dehnung von 5,5 ‰ ein (Bild 5-10). Bei dem 600 mm langen Lasteinleitungsbereich kommt es zuerst zu dem Versagen der äußeren Filamente in dem äußersten Riss am anderen Ende des Versuchskörpers. Während der folgenden Lastzunahme tritt das Verankerungsversagen der inneren Filamente ein, wobei sich die größere Verankerungslänge in einer geringfügigen Zunahme der mittleren Textilbruchspannung auswirkt.

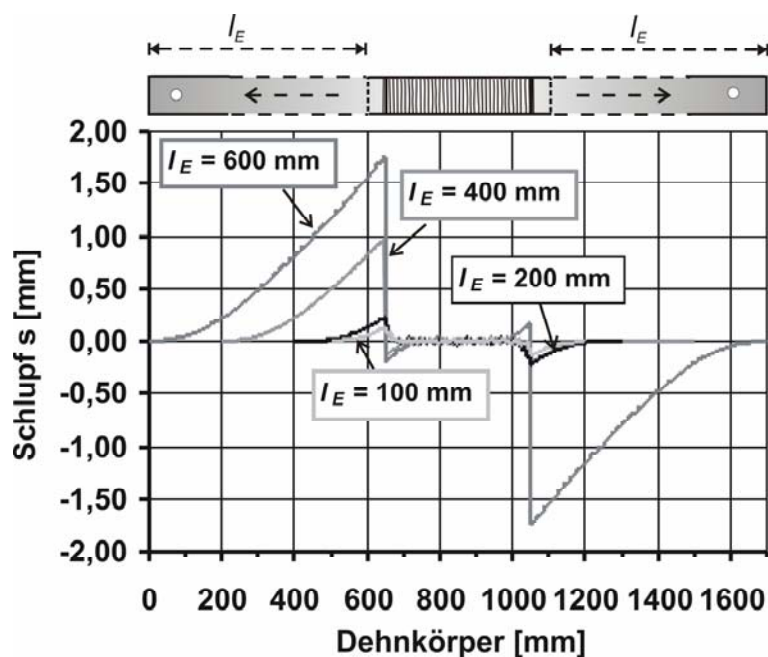


Bild 5-10: Schlupf der inneren Filamente bei Maximallast für verschiedene l_E

Die Untersuchungen lassen den Schluss zu, dass die Ausnutzung der Tragfähigkeit des Carbongeleges durch die Vergrößerung der Verankerungslänge auf über 200 mm nur unwesentlich gesteigert werden kann. Aufgrund der schlechten Verbundeigenschaften der inneren Filamente erfüllt außerdem die Rissbreite am Beginn des Verankerungsbereiches nicht die Anforderungen der Gebrauchstauglichkeit. Für eine deutliche Verbesserung der Ausnutzung der Bewehrung sind deshalb andere Methoden wie beispielsweise das lokale Tränken der Bewehrung mit Epoxidharz im Verankerungsbereich anzustreben.

5.2.5 Untersuchung zum Versagen der Randfilamente

Als Ursache für das in den Dehnkörperversuchen festgestellte Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb im Vergleich zur Steifigkeit der reinen textilen Bewehrung wird von JESSE und MOLTER das Versagen der Randfilamente während der Rissbildungsphase (Zustand IIa) angenommen. Um diesen als „Randfilamentversagen“ bezeichneten Mechanismus zu untersuchen, wurde der Ausfall eines Teils der äußeren Filamente am Übergang zwischen Zustand IIa und Zustand IIb bei einer Bauteildehnung von 2 % in einem Dehnkörperversuch mit dem Gelege 2D-02-05 simuliert. Hierzu war das Two-Subroving-Model um eine dritte Schicht zu erweitern.

Die wesentlichen Parametereinstellungen der Simulationsrechnung sind in Tabelle 5-3 zusammengestellt. Dem dritten Subroving wurden 20 % der äußeren Filamente („*frac_a*“) zugeordnet und deren Zugfestigkeit für ein vorzeitiges Versagen mit 665 N/mm^2 definiert. Die Verbundqualität q_m dieser Filamente entsprach den in Kapitel 5.2.2.3 kalibrierten Werten für die äußeren Filamente. Im Gegensatz zu den Kalib-

rierungen wurde bei dieser Untersuchung der Elastizitätsmodul der Filamente mit dem realen Materialkennwert von 72000 N/mm² angenommen.

Tabelle 5-3: Parametereinstellungen zur Simulation eines Randfilamentversagens

Bewehrung	f_{ct}	η	$frac_a$	$f_{fil,a}$	E_{fil}	q_i	q_m	q_a
	[N/mm ²]	[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]
2D-02-05	5,60	0,40	0,20	665	72000	0,036	0,284	0,284

In Bild 5-11 (oben) sind die Textilspannungs-Dehnungskurven der Simulationsrechnung und eines repräsentativen Versuchs dargestellt. Die gute Übereinstimmung beider Kurven scheint die These zu bestätigen, dass das Versagen eines Teils der äußeren Filamente die Ursache des Steifigkeitsdefizits in Zustand IIb ist. Neben der Spannungs-Dehnungskurve ist bei der Simulation allerdings auch die Rissentwicklung zu betrachten. Der Ausfall von äußeren Filamenten hat einen signifikanten Einfluss auf die Rissentwicklung, wie die Darstellung in Bild 5-11 (unten) belegt.

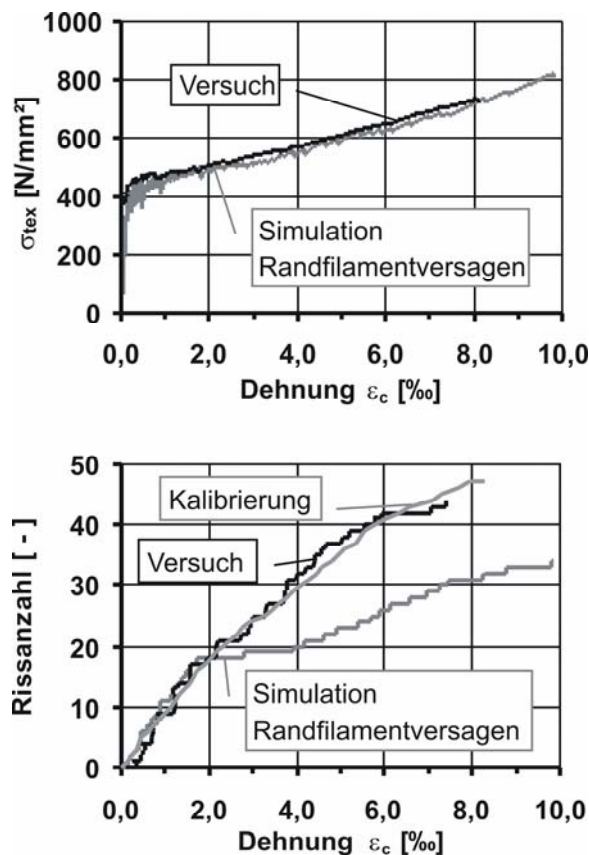


Bild 5-11: Simulationsrechnung mit Randfilamentversagen: σ - ϵ -Kurven (oben) und Rissentwicklung (unten)

Bei der Simulation des Randfilamentversagens ergeben sich deutlich weniger Risse als in der Realität und in der Kalibrierung mit vollständigem Bewehrungsquerschnitt. Durch eine Variation der Verbundparameter der nach dem Randfilamentversagen verbleibenden Subrovings lässt sich die Rissentwicklung in der Simulation wiederum dem Versuchsergebnis anpassen. Allerdings erreichen die verbleibenden äußeren Filamente eine mittlere Textilbruchspannung von 1200 N/mm^2 (Bild 5-12). Dies wirft die Frage auf, wieso andere Filamente bereits bei einer Spannung von 665 N/mm^2 versagen sollten, wie es zur Simulation des Randfilamentversagens vorzugeben war.

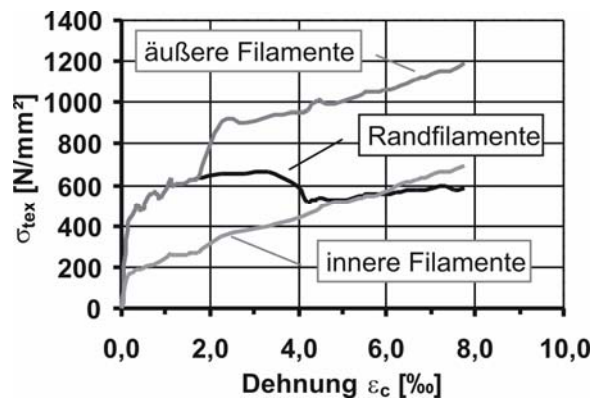


Bild 5-12: Rechnerische Spannungen in den unterschiedlichen Filamentgruppen aus numerischer Simulation

In /Häu07/ werden ähnliche numerische Untersuchungen beschrieben, bei denen durch das Randfilamentversagen die Versuchskurven exakt nachgefahren werden konnten. Allerdings wurden für die inneren und äußeren Filamente gleiche Verbundeigenschaften angenommen, was nicht den eigenen Beobachtungen und Ergebnissen entspricht.

Insgesamt lassen die Ergebnisse nach Meinung des Verfassers nicht den Schluss zu, dass ein vorzeitiges Versagen eines wesentlichen Teils des Rovingquerschnitts stattfindet. Die Ursache für das Steifigkeitsdefizit in Zustand IIb ist vielmehr die nicht abgeschlossene Rissbildung sowie das fortschreitende Ablösen der äußeren Filamente von der Betonmatrix zwischen den Rissen.

5.3 Anwendbarkeit analytischer Modelle

5.3.1 Allgemeines

Die aktuellen analytischen Modelle zur Beschreibung des Zugtragverhaltens textilbewehrter Elemente wurden von JESSE und MOLTER entwickelt und sind in Kapitel 2.5 beschrieben. Die Modelle basieren auf unterschiedlichen Ansätzen, nennen jedoch beide das vorzeitige Versagen eines signifikanten Teils der äußeren Filamente als Ursache für das in den Versuchen festgestellte Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb. Im Folgenden wird die Übertragbarkeit der Modelle auf die Ergebnisse der in Kapitel 4.1

beschriebenen Dehnkörperversuche überprüft und anschließend ein eigener Modellansatz vorgestellt.

5.3.2 Modell von JESSE

JESSE entwickelte auf Basis der ACK-Theorie /Ave71/ und der Ergebnisse seiner Dehnkörperversuche ein eigenes Modell zur Beschreibung des Tragverhaltens eines Textilbetonelementes unter Zugbeanspruchung. In Kapitel 2.5.3 wurde dieses Modell bereits detailliert erläutert. Da die im Modell verwendeten Kennwerte wie Erstrissspannung $\sigma_{r1,exp}$, der Steifigkeit im Zustand IIa (k_R), Bündelfaktor k_b (Gleichung 2-1) und Bruchspannung σ_u direkt aus den Dehnkörperversuchen übernommen werden, ergibt sich zwangsläufig eine relativ gute Übereinstimmung mit den experimentellen Textilspannungs-Dehnungskurven für Dehnkörperversuche mit einer zweilagigen Bewehrung aus den Glasgelegen MAG-07-03 bzw. 2D-02-05 (Bild 5-13).

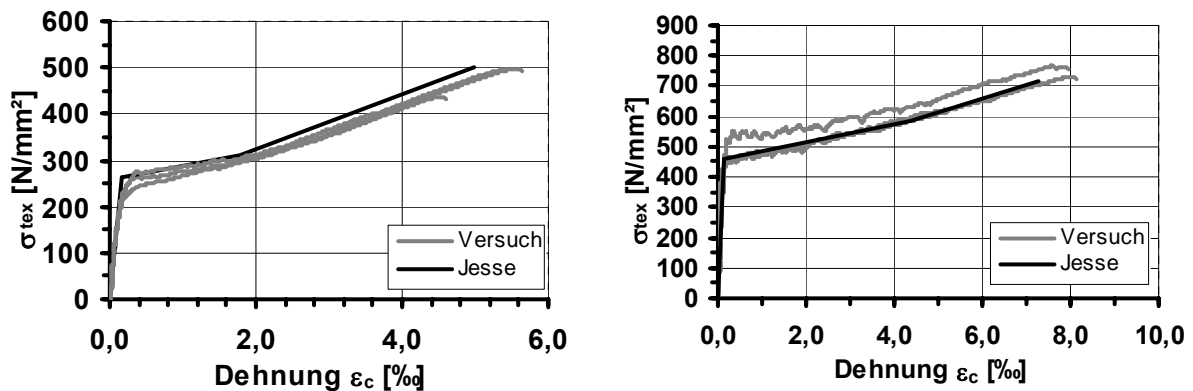


Bild 5-13: Experimentelle und berechnete Textilspannungs-Dehnungskurven für die Gelege MAG-07-03 (links) und 2D-02-05 (rechts)

Lediglich die rechnerischen Dehnungen im Bruchzustand sind geringer als in den Versuchen, wofür JESSE eine Überschätzung des Tension Stiffening sowie das Fehlen der Berücksichtigung der Filamentwelligkeit vermutet. In Tabelle 5-4 sind wesentliche Eingangsparameter für die Berechnung der Textilspannungs-Dehnungskurven nach dem Modell von JESSE angegeben.

Tabelle 5-4: Wesentliche Eingangsparameter für die Modellierung nach JESSE

Bewehrung	$\sigma_{r1,exp}$	E_m	E_{fil}	V_f	σ_{cu}	k_R	k_b
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]	[N/mm ²]	[-]	[-]
MAG-07-03	5,6	32000	72000	2,14	10,65	1,19	0,81
2D-02-05	4,8	32000	72000	1,05	7,50	1,28	0,61

Als Vorteil dieses analytischen Modells ist die sehr einfache Modellierung zu nennen. Jedoch sind die für die Modellierung erforderlichen Parameter jeweils experimentell zu ermitteln. Näherungswerte oder Bestimmungsgleichungen für eine Vorhersage des Tragverhaltens werden nicht angegeben.

5.3.3 Modell von MOLTER

Als Äquivalent zu dem Bündelfaktor k_b im Modell von JESSE führt MOLTER den Effektivitätsbeiwert k_{eff} nach Gleichung 2-13 ein, der dem Ausfall der äußeren Filamente während der Haupttrissbildungsphase (Zustand IIa) steuert. Die Diagramme in Bild 5-14 und Bild 5-15 belegen, dass die berechneten Spannungs-Dehnungskurven das tatsächliche Tragverhalten unzureichend widerspiegeln.

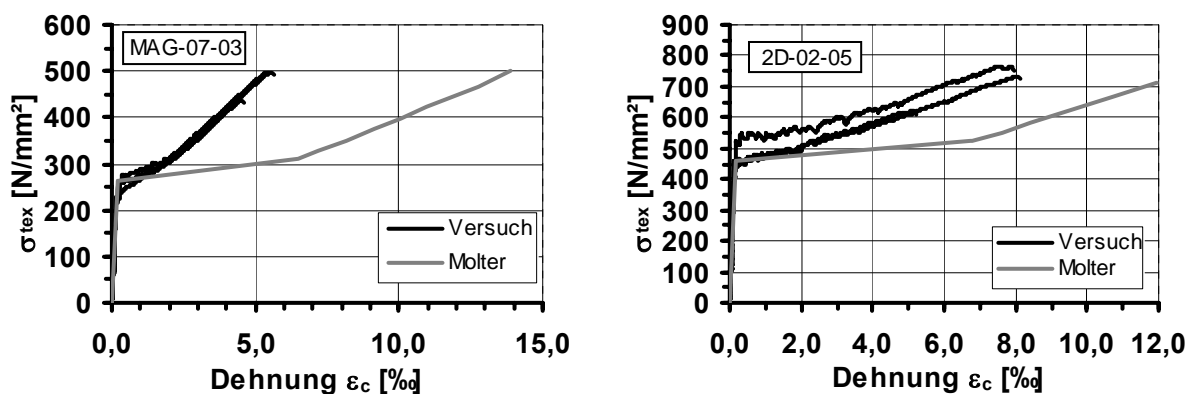
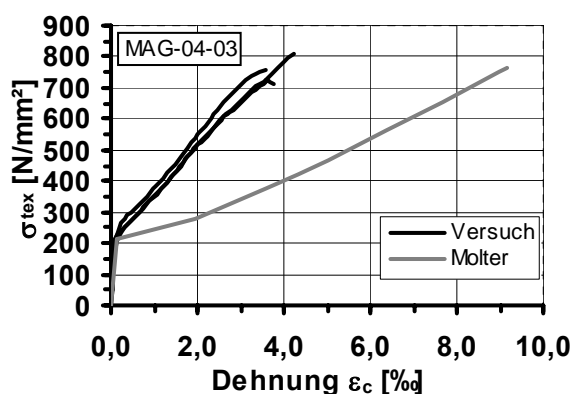


Bild 5-14: Experimentelle und berechnete Textilspannungs-Dehnungskurven für die Gelege MAG-07-03 (links) und 2D-02-05 (rechts)



Parameter	Gelege			
	MAG-07-03	MAG-04-03	2D-02-05	
F_{tc}	[kN]	5,6	4,5	4,8
E_m	[N/mm ²]	32000	32000	32000
A_c	[mm ²]	1000	1000	1000
$F_{tc,u,1\%}$	[kN]	5,24	6,95	7,50
$A_{t,1\%}$	[mm ²]	10,68	10,68	10,50
f_t	[N/mm ²]	974	1121	758
A_t	[mm ²]	21,36	21,36	10,50
E_t	[N/mm ²]	60500	11500	50500
$F_{tc,u}$	[kN]	10,65	16,30	7,50
k_{eff}	[-]	0,51	0,68	0,94
β_1	[-]	0,50	0,80	0,50
β_2	[-]	1,00	1,00	1,00

Bild 5-15: Experimentelle und berechnete Textilspannungs-Dehnungskurven für das Gelege MAG-04-03 (links), Eingangsparameter (rechts)

Wesentliche Unterschiede zwischen den experimentellen und theoretischen Werten ergeben sich erst im Zustand IIa und IIb, da für die Erstrisslasten wiederum die experimentellen Werte verwendet werden. Die große Abweichung zwischen den rechnerischen Dehnungen und den experimentellen Werten wird durch die Verwendung des im Zugversuch am Garn bestimmten Elastizitätsmoduls sowie durch die Abminderung mit dem Beiwert k_{eff} verursacht. In Bild 5-15 (rechts) sind die wesentlichen Eingangsparameter angegeben.

Mit dem Beiwert k_{eff} wird ein Zusammenhang zwischen der Tragfähigkeit der Bewehrung im Verbundbauteil und im Garnzugversuch hergestellt. Diese Annahme ist nach Meinung des Verfassers aufgrund der sich zum Teil gegensätzlich auswirkenden Einflussfaktoren nicht zulässig. 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.

Kritisch zu bewerten ist auch, dass der Effektivitätsbeiwert k_{eff} direkt auf die verminderte Steifigkeit im Zustand IIb übertragen wird. Dieser Zusammenhang konnte in den eigenen Untersuchungen nicht nachgewiesen werden.

5.4 Eigenes analytisches Modell

5.4.1 Vorüberlegungen

Aufgrund der dargestellten Divergenzen zwischen den vorhandenen analytischen Modellen und den experimentellen Ergebnissen dieser Arbeit wird ein neuer Modellansatz entwickelt, in dem die Schlussfolgerungen aus den Dehnkörperversuchen sowie den numerischen und analytischen Untersuchungen berücksichtigt werden. Zur wirklichkeitsnahen Beschreibung des Last – Verformungsverhaltens sind folgende Anforderungen zu erfüllen:

- Der typische Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie eines Textilbetonbauteils unter axialer Zugbeanspruchung soll analog zu bereits vorhandenen Modellen /Mol05, Jes04/ in die Abschnitte nach Bild 5-16 unterteilt werden. Somit sind Bestimmungsgleichungen für die Wertepaare an den Punkten B, C und D erforderlich.
- Ein möglichst großer Teil der Eingangsparameter in die Berechnungsformeln soll aus den Kennwerten der Materialien direkt ableitbar sein.
- Effekte, für deren Wirkung noch keine mathematisch-mechanischen Formulierungen zur Verfügung stehen, sollen durch möglichst allgemeingültige empirische Faktoren abgeschätzt werden.

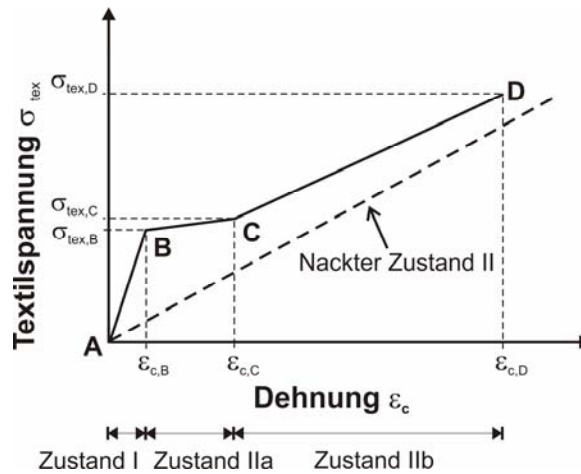


Bild 5-16: Schematische Darstellung des Textilspannungs-Dehnungs-Verlaufs im Dehnkörperversuch

Die Bestimmungsgleichungen für die einzelnen Punkte, die durch lineare Verbindungsgeraden die Spannungs-Dehnungskurve beschreiben, werden nachfolgend im Einzelnen betrachtet.

5.4.2 Zustand I (Bereich A-B)

Im ungerissenen Zustand I (Bereich A-B) verhält sich textilbewehrter Beton linear-elastisch und die Steigung der Spannungs-Dehnungslinie wird im Wesentlichen durch den Elastizitätsmodul E_c des Feinbetons bestimmt. Aufgrund der 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, wird an dieser Stelle auf die Zugfestigkeit aus dem Dehnkörperversuch zurückgegriffen.

Die Textilspannung im Punkt B $\sigma_{tex,B}$ und die zugehörige Bauteildehnung $\epsilon_{c,B}$ ergeben sich folglich aus den Gleichungen (5-5) und (5-6):

$$\sigma_{tex,B} = \frac{F_{ct}}{A_t} \quad (5-5)$$

mit F_{ct} Erstrisslast [N]

A_t Querschnittsfläche der Bewehrung [mm²]

$$\epsilon_{c,B} = \frac{\sigma_{tex,B}}{E_c} \cdot \frac{A_t}{A_c} \quad (5-6)$$

mit E_c E-Modul der Feinbetonmatrix [N/mm²]

A_c Querschnittsfläche des Dehnkörpers [mm²].

5.4.3 Zustand II a (Bereich B-C)

Für das Verhältnis zwischen den Spannungen am Ende und am Anfang des Bereiches B-C gibt Jesse /Jes04/ einen Wertebereich von 1,0 bis 1,3 an. Ursache des zunehmenden Spannungsniveaus während der Hauptrissbildungsphase sind die Streuungen in der Betonzugfestigkeit.

Der Dehnungszustand der inneren und äußeren Filamente der Glasgelege zwischen zwei Rissen im Zustand IIa ist qualitativ in Bild 5-17 (links) dargestellt. Sowohl die äußeren als auch die inneren Filamente erreichen zwischen den Rissen den Zustand der Dehnungsgleichheit mit der Matrix, leiten ihre Spannung also über den Verbund vollständig in die Matrix ein. Bei den in dieser Arbeit verwendeten Carbongelegen entfällt dieser Dehnungszustand offensichtlich. Aufgrund der schlechten Verbundeigenschaften der inneren Filamente ist deren Dehnungsniveau im gerissenen Bereich quasi konstant und nimmt erst im Verankerungsbereich ab, wie die eigenen numerischen Untersuchungen sowie die Darstellungen in /Bru07/ belegen.

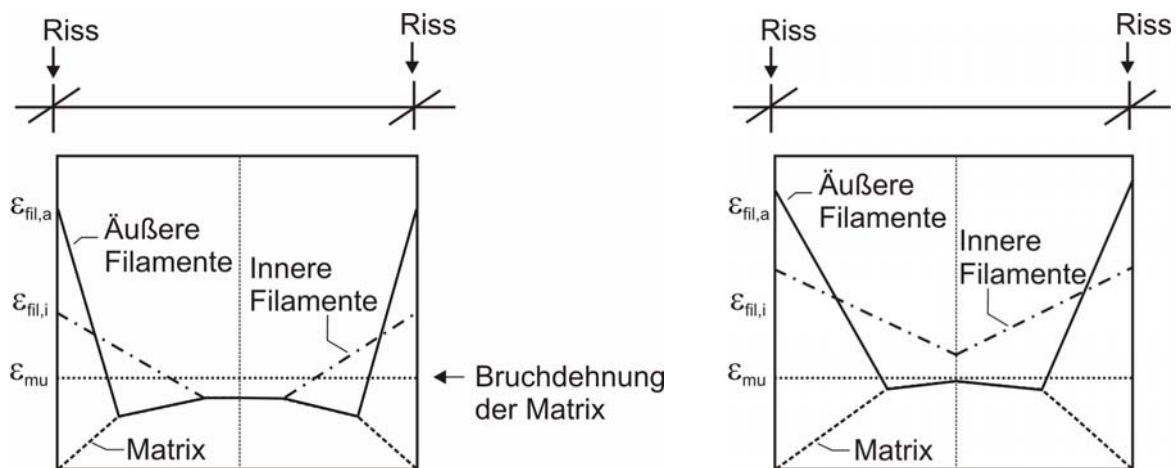


Bild 5-17: Dehnungszustände der Filamente und der Matrix im Bereich A-B (links) und im Bereich C-D (rechts)

Der Anstieg des Spannungsniveaus im Zustand IIa wird auf Basis der experimentellen Ergebnisse mit dem konstanten Beiwert $k_R = 1,1$ abgeschätzt. Demzufolge beträgt die Textilspannung in Punkt C $\sigma_{tex,C}$:

$$\sigma_{tex,C} = k_R \cdot \sigma_{tex,B} \quad (5-7)$$

mit k_R Verhältnis zwischen der Textilspannung am Ende und am Anfang der Hauptrissbildungsphase ($k_R = 1,1$)

Zur Beschreibung des Verformungsverhaltens im Zustand II wird auf den Ansatz von SCHIEBL /Sch89/ zurückgegriffen, der auch dem Modell in /Mol05/ zu Grunde liegt. Das in den Versuchen festgestellte Steifigkeitsdefizit wird durch die Abminderung des

Elastizitätsmoduls der Bewehrung E_{fil} mit dem Beiwert k_{st} berücksichtigt. Wie in Kapitel 4.1.8 beschrieben, ist in den Dehnkörperversuchen ein Einfluss der Gelegeigenschaften auf das Steifigkeitsdefizit festzustellen. Zur genauen Erfassung dieses Effektes sind folglich unterschiedliche Werte für den Beiwert k_{st} in Abhängigkeit des Geletypus erforderlich. Um die experimentellen Spannungs-Dehnungslinien der in dieser Arbeit verwendeten Bewehrungen ausreichend genau zu beschreiben, kann der Beiwert vereinfachend zu $k_{st} = 0,9$ angenommen werden. Die modifizierte Gleichung zur Bestimmung der Dehnung im Punkt C lautet:

$$\varepsilon_{c,C} = \frac{\sigma_{tex,C}}{E_{fil} \cdot k_{st}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \left[\frac{\sigma_{tex,B}}{\sigma_{tex,C}} \right]^2 \right) \quad (5-8)$$

mit E_{fil} Elastizitätsmodul des Filaments

k_{st} Faktor zur Berücksichtigung des Steifigkeitsabfalls ($k_{st} = 0,90$)

β_1 Faktor zur Erfassung der Verbundeigenschaften ($\beta_1 = 0,85$)

Eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen ergibt sich - unabhängig von der textilen Bewehrungsstruktur - für einen Verbundbeiwert von $\beta_1 = 0,85$. Trotz unterschiedlicher Verbundeigenschaften der betrachteten Textilien bleibt somit ebenfalls der Tension-Stiffening-Effekt unverändert. Dies lässt sich damit begründen, dass die mit einem höheren Anteil äußerer Filamente zu erwartende bessere Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen durch den geringeren Rissabstand wieder aufgehoben wird.

5.4.4 Zustand IIb (Bereich C-D)

Die Tragfähigkeit textilbewehrter Dehnkörper wird im Wesentlichen von der Zugfestigkeit der textilen Bewehrung bestimmt. Allerdings wird die Festigkeit des Rohmaterials, die Filamentzugfestigkeit, in Bauteilversuchen deutlich unterschritten. Der Ausnutzungsgrad der textilen Bewehrung wird hierbei u. a. von den Verbundeigenschaften der Textilien und somit vom Fasermaterial und der textilen Bewehrungsstruktur bestimmt. Im nachfolgend beschriebenen Ansatz zur Bestimmung der maximalen Zugtragfähigkeit werden die genannten Einflüsse mit dem empirisch ermittelten Effektivitätsbeiwert k_l berücksichtigt, der das Verhältnis zwischen mittlerer Textilbruchspannung $\sigma_{tex,max}$ im Dehnkörperversuch und Filamentzugfestigkeit f_{fil} angibt:

$$\sigma_{tex,D} = k_l \cdot f_{fil} \cdot A_t \quad (5-9)$$

mit $\sigma_{tex,D}$ Textilbruchspannung im Punkt D

f_{fil} Filamentzugfestigkeit

k_l Effektivitätsbeiwert

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

$$\varepsilon_{c,D} = \frac{\sigma_{tex,D}}{E_{fil} \cdot k_{st}} \cdot \left(1 - \beta_1 \cdot \left[\frac{\sigma_{tex,B}}{\sigma_{tex,D}} \right]^2 \right) \quad (5-10)$$

Der Dehnungszustand der inneren und äußeren Filamente im Zustand IIb ist qualitativ in Bild 5-17 (rechts) 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. Dieser Effekt ist die maßgebliche Ursache für das Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb.

Der Vergleich der rechnerischen und experimentellen Ergebnisse für die Gelege MAG-07-03 (Bild 5-18 (rechts)), MAG-04-03 und 2D-02-05 (Bild 5-19) zeigt im Mittel eine gute Übereinstimmung unter Verwendung der in Bild 5-18 (links) angegebenen Parameter.

Parameter	Gelege		
	MAG-07-03	MAG-04-03	2D-02-05
f_{ct} [N/mm ²]	5,6	4,5	4,8
E_c [N/mm ²]	32000	32000	32000
A_c [mm ²]	1000	1000	1000
f_{fil} [N/mm ²]	1808	3915	2018
A_t [mm ²]	21,36	21,36	10,50
E_{fil} [N/mm ²]	72000	235555	72000
k_R [-]	1,10	1,10	1,10
k_{st} [-]	0,90	0,90	0,90
k_1 [-]	0,24	0,22	0,33
β_1 [-]	0,85	0,85	0,85

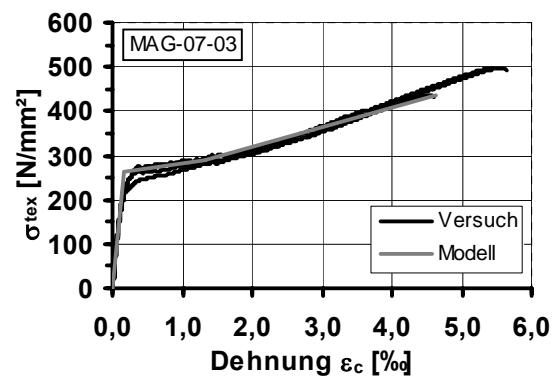


Bild 5-18: Eingangsparameter für das Modell (links); experimentelle und berechnete σ - ε -Kurven für das Gelege MAG-07-03 (rechts)

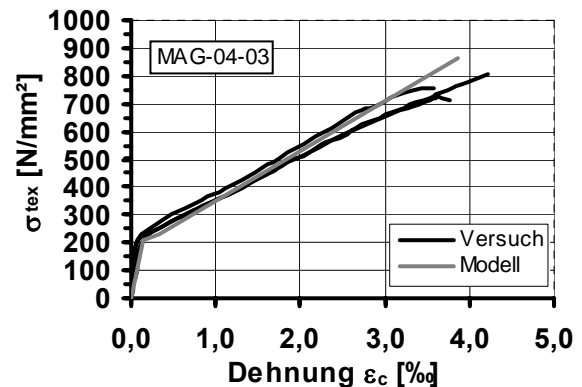
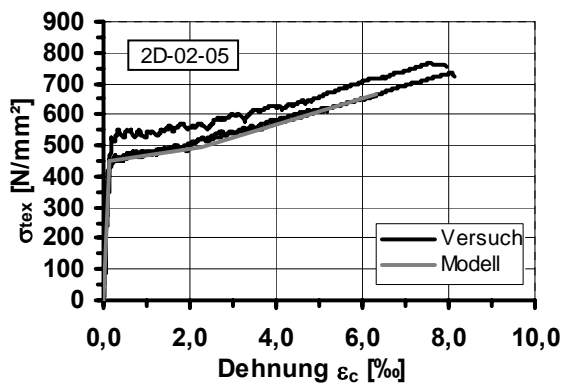


Bild 5-19: σ - ε -Kurven für die Gelege 2D-02-05 (links) und MAG-04-03 (rechts)

Die Anwendbarkeit des Modells ist ebenfalls für einen höheren Bewehrungsgrad sowie Versuche mit einer Bewehrung aus Einzelrovings gegeben, wie die Spannungs-Dehnungskurven in Bild 5-20 belegen.

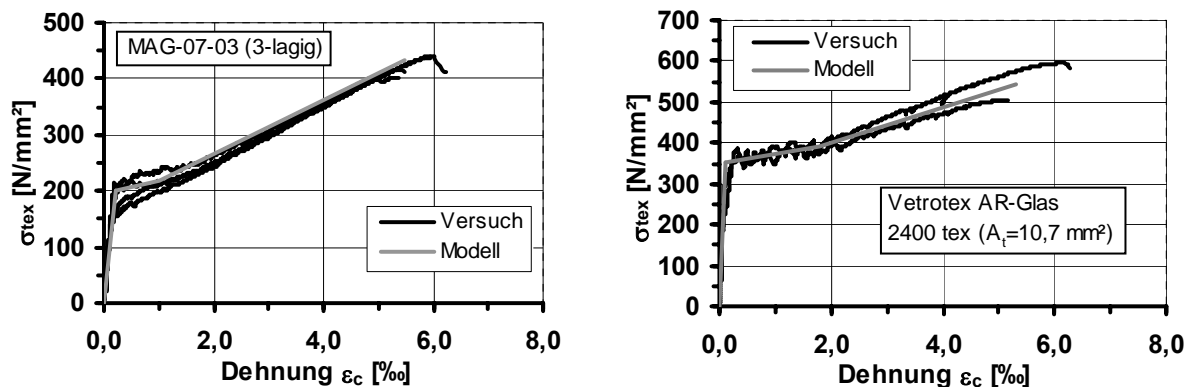


Bild 5-20: σ - ϵ -Kurven für MAG-07-03 (dreilagig) (links) und Einzelrovingbewehrung (rechts)

5.5 Zusammenfassung

Das Tragverhalten textilbewehrter Elemente lässt sich mit dem Two-Subroving-Modell gut abbilden. Die Anteile der inneren und äußeren Filamente wurden vorab an REM-Aufnahmen ermittelt. Die Kalibrierung der Verbundqualität der Subrovings erfolgte anhand der Versuchskurven sowie der Rissentwicklung. Das Modell ist ein geeignetes Hilfsmittel zur Analyse grundlegender Mechanismen des Tragverhaltens einer textilen Bewehrung. So konnte nachgewiesen werden, dass das Versagen eines maßgeblichen Anteils äußerer Filamente während der Rissbildungsphase unwahrscheinlich ist. Die kalibrierten Modellparameter stellen wertvolle Informationen dar, die beispielsweise für die Ermittlung der Lasteintragungslängen der inneren und äußeren Filamente nutzbar sind.

Die Anwendung auf die eigenen experimentellen Untersuchungen zeigte Defizite in den analytischen Modellen von MOLTER und JESSE auf. Beide Modelle berücksichtigen ein frühzeitiges Versagen der äußeren Filamente. Mit einem eigenen Modellansatz konnte das Tragverhalten der textilen Bewehrungen im Verbundbauteil unter einaxialer Zugbeanspruchung wirklichkeitsnah abgeschätzt werden. Als Eingangsparameter werden die Materialkennwerte des Einzelfilaments sowie des Feinbetons benötigt. Wesentliche Effekte wie das Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb werden durch einen allgemeinen empirischen Beiwert, der für alle untersuchten textilen Bewehrungen gleich groß ist, mit ausreichender Genauigkeit berücksichtigt. Als Ursache für die gegenüber der Filamentsteifigkeit geringeren Steifigkeit im Zustand IIb wird die unvollständige Ablösung der äußeren Filamente von der Matrix gesehen. Die Bestimmung der Erstrisslast ist nach wie vor nur experimentell möglich.

6 Tragverhalten unter Biegebeanspruchung

6.1 Allgemeines

Das Tragverhalten von textilbewehrten Elementen unter Biegebeanspruchung mit und ohne Längskraft wurde in Vier-Punkt-Biegeversuchen untersucht, die mit den in Anhang A 1 aufgeführten Gelegen bewehrt waren. Deren Tragverhalten unter axialer Zugbeanspruchung war bereits Gegenstand der in Kapitel 4 vorgestellten Dehnkörper- und Scheibenversuche. Nach der Beschreibung der Versuchskörpergeometrie und -herstellung sowie der Versuchsdurchführung werden im Folgenden die wesentlichen Erkenntnisse der Untersuchungen dargestellt. In Anhang A 7 sind die Versuchsdaten tabellarisch zusammengestellt.

6.2 Versuchsbeschreibung

6.2.1 Geometrie und Herstellung der Versuchskörper

Als Versuchskörper für die Biegeversuche wurde der bereits von MOLTER /Mol05/ in Biege- und Querkraftversuchen verwendete Balken mit I-Profil gewählt, dessen Querschnittsgeometrie in Bild 6-1 (links) dargestellt ist. Aufgrund seiner Geometrie bietet dieser Versuchskörper den Vorteil, dass auch das Tragverhalten von Bewehrungen mit großen Textilbruchspannungen ohne die Gefahr eines Druckzonenversagens untersucht werden kann. Während die Bewehrung der Stege bei allen Versuchskörpern aus zwei Lagen des jeweiligen Geleges bestand, wurde die Bewehrung des unteren Flansches zwischen einer, zwei und drei Lagen variiert. Die Bewehrung wurde zur exakten Positionierung im Querschnitt wie bei der Herstellung der Dehnkörper und Scheiben leicht gegen die Schalung angespannt (Bild 6-1 (rechts)). Der Beton wurde anschließend von oben bei gleichzeitigem Verdichten auf dem Rütteltisch in die Schalung gegossen.



Bild 6-1: Querschnitt der I-Profil-Balken (links) und Bewehrungseinbau (rechts)

Die Probekörperlagerung sowie die Prüfung der Druck- und Biegezugfestigkeit der Feinbetoncharge erfolgten analog zu den Dehnkörperversuchen.

6.2.2 Versuchsdurchführung und Messtechnik

Entsprechend der Darstellung in Bild 6-2 wurden die Versuche mit einer Stützweite von 900 mm und einer Belastung in den Drittelpunkten als weggesteuerte Vier-Punkt-Biegeversuche mit der Verformungsgeschwindigkeit 1 mm/min durchgeführt. Während der Versuche wurden die Stauchungen der Druckzone mit Dehnungsmessstreifen (DMS) in der Mitte des oberen Flansches sowie die Durchbiegung und die Dehnung der Zugzone mit induktiven Wegaufnehmern gemessen. Die Kraftmessung erfolgte über die Kraftmessdose der Prüfmaschine (Instron 5541). Die Auflagerung war statisch bestimmt auf einem Festlager und auf einem verschieblichen Lager, das zudem eine Verdrehung um die Balkenachse ermöglichte.

Zur Untersuchung des Tragverhaltens unter Biegebeanspruchung mit zusätzlicher Längskraft wurden wie bei den Scheibenversuchen (Kapitel 4.2) Zug- bzw. Druckkräfte über Stahllaschen von Hydraulikzylindern zentrisch in das Bauteil eingeleitet. Die Stahllaschen wurden beidseitig auf dem Balkensteg an den Prüfkörperenden aufgebracht. Die Längskräfte wurden vor Beginn des Biegeversuches auf das Bauteil gebracht und bis zum Bruch konstant gehalten.

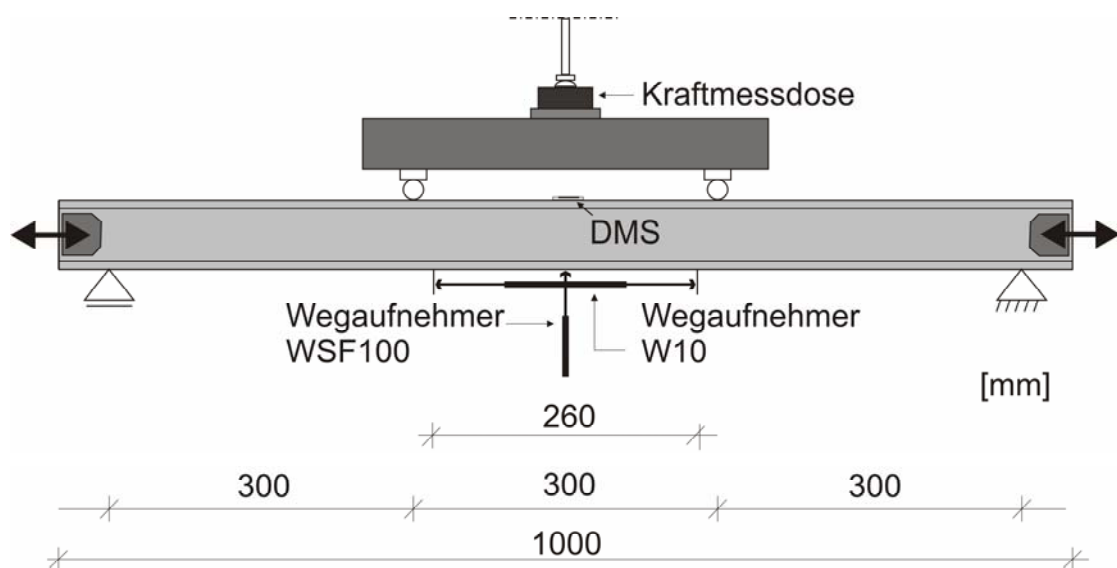


Bild 6-2: Aufbau und Messtechnik der Biegeversuche

6.3 Ergebnisse

6.3.1 Berechnung der Textilspannungen

Die direkte Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Biegeversuche mit unterschiedlichen textilen Bewehrungen sowie mit den Ergebnissen der Dehnkörperversuche erfordert die Berechnung der beanspruchungsabhängigen Textilspannung. Hierzu wird unter Berücksichtigung der Materialgesetze für den Feinbeton und die textile Bewehrung die Lage der Dehnungsebene solange iterativ verändert, bis ein Gleichgewicht zwischen innerem und äußerem Moment sowie zwischen der Textilzugkraft und Betondruckkraft gefunden wird.

Obwohl aus der Analyse der Dehnkörperversuche (Kapitel 5) geschlossen wurde, dass zumindest die äußeren Filamente im Bruchzustand die Filamentbruchdehnung ε_{fil} erreichen, ist zur Einhaltung des Kräftegleichgewichtes bei der Ermittlung der Dehnungsebene die mittlere Textildehnung ε_{tex} anzusetzen. Diese ergibt sich nach Gleichung 6-1 als Quotient der mittleren laststufenabhängigen Textilspannung und des Elastizitätsmoduls des Filaments.

$$\varepsilon_{tex} = \frac{\sigma_{tex}}{E_{fil}} \quad (6-1)$$

mit σ_{tex} mittlere Textilspannung [N/mm²]
 E_{fil} Elastizitätsmodul des Filaments [N/mm²]

Die Dehnungs- und Spannungsverteilung für den Bruchzustand ist in Bild 6-3 schematisch dargestellt. Als Materialgesetz für den Feinbeton unter axialer Druckbeanspruchung wird wie in /Bro06/ vorgeschlagen die Parabelgleichung nach /CEB93/ verwendet, die mit der Regelung nach DIN 1045-1 (Gleichung 6-2) übereinstimmt.

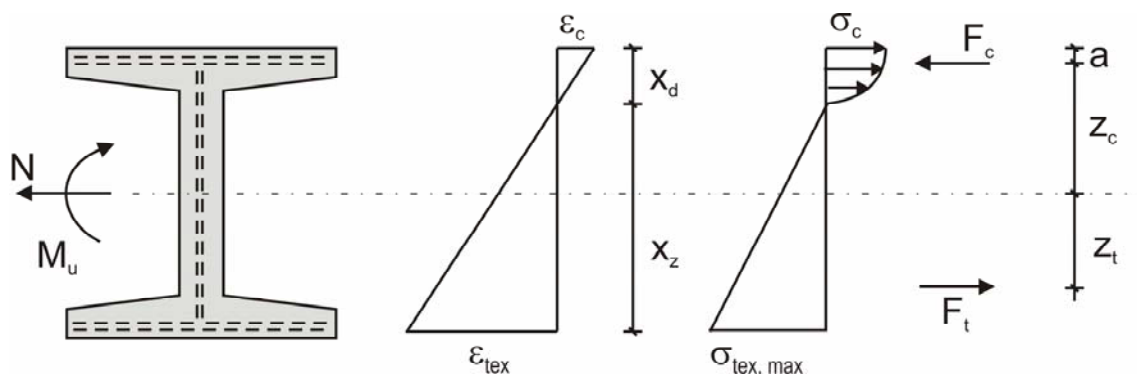


Bild 6-3: Dehnungsebene und Spannungsverteilung im Bruchzustand

$$\sigma_c = -f_c \cdot \left(\frac{\frac{E_{ci}}{E_{cl}} \cdot \varepsilon_c - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}} \right)^2}{1 + \left(\frac{E_{ci}}{E_{cl}} - 2 \right) \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}}} \right) \quad (6-2)$$

- mit E_{ci} Tangentenmodul [N/mm²]
 E_{cl} Sekantenmodul bei f_{cm} [N/mm²]
 ε_c Betonstauchung [‰]
 ε_{cl} Betonstauchung bei Betondruckfestigkeit [‰]
 f_c Betondruckfestigkeit aus Materialproben verwendet als f_{cm} [N/mm²]

Für den Feinbeton PZ-08-99-01 stellt sich die Spannungs-Dehnungsbeziehung nach Einsetzen der Materialkennwerte wie folgt dar:

$$\sigma_c = -f_c \cdot \left(\frac{1,74 \cdot \frac{\varepsilon_c}{4,56} - \left(\frac{\varepsilon_c}{4,56} \right)^2}{1 - 0,12 \cdot \frac{\varepsilon_c}{4,56}} \right) \quad (6-3)$$

Zur Überprüfung des Rechenwertes der Druckzonenstauchung ε_c dienen die mit den Dehnungsmessstreifen ermittelten Werte.

6.3.2 Effekte der Biegebeanspruchung und des Bewehrungsgrades

Die grundsätzlichen Erkenntnisse aus den Dehnkörperversuchen (Kapitel 4.1) zum Tragverhalten textilbewehrter Bauteile finden sich in den Ergebnissen der Biegeversuche wider. Die unterschiedlichen Material- und Verbundeigenschaften der textilen Bewehrungen äußern sich in der Bauteilsteifigkeit sowie der Bruchtragfähigkeit. Die aus den Dehnkörperversuchen bekannte rissunterdrückende Wirkung der Bewehrung war ebenso bei den Biegeversuchen in einer Zunahme der Erstrissspannungen mit steigendem steifigkeitsbezogenen Längsbewehrungsgrad ρ_l^* zu beobachten, wie das Diagramm in Bild 6-4 (links) belegt. Bei der Berechnung des steifigkeitsbezogenen Längsbewehrungsgrades ρ_l^* wird der Einfluss der unterschiedlichen Elastizitätsmoduli von Bewehrung und Beton auf die Bauteildehnung nach Gleichung (6-4) berücksichtigt.

$$\rho_l^* = \frac{A_t \cdot E_{fil}}{A_c \cdot E_c} \quad (6-4)$$

- mit A_t Bewehrungsquerschnittsfläche in der Zugzone [mm²]
 A_c Betonquerschnittsfläche der Zugzone [mm²]

E_c Elastizitätsmodul des Betons [N/mm²]
 E_{fl} Elastizitätsmodul der Bewehrung [N/mm²]

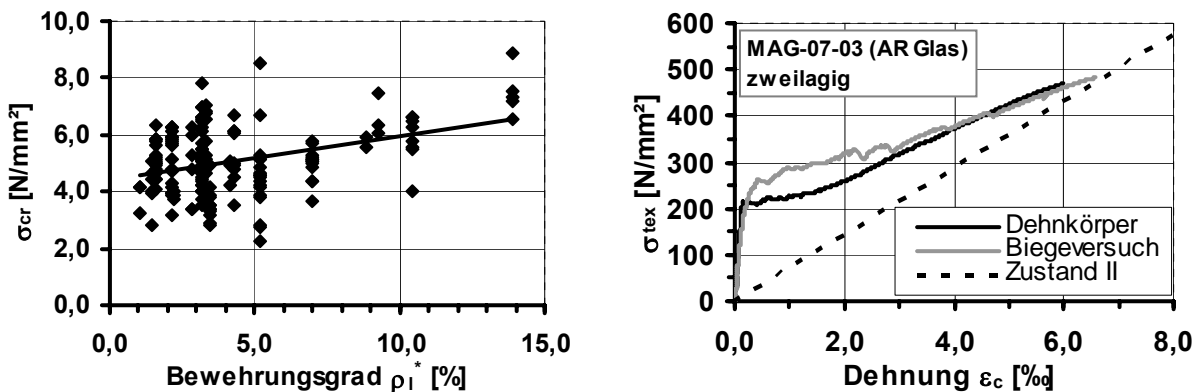


Bild 6-4: Erstrissspannungen σ_{cr} in Abhängigkeit des steifigkeitsbezogenen Längsbewehrungsgrades ρ_l^* (links); Textilspannungs-Dehnungsverläufe im Dehnkörper- und Biegeversuch für Glaslegelege MAG-07-03 (rechts)

Eine Gegenüberstellung des Tragverhaltens des AR-Glaslegeles MAG-07-03 im Dehnkörper- und Biegeversuch liefern die Textilspannungs-Dehnungskurven in Bild 6-4 (rechts). Ursache für die unterschiedliche Höhe der Erstrissspannungen und folglich des Spannungsniveaus im Zustand IIa sind die aufgrund der größeren Betonquerschnittsfläche des I-Profil-Balkens voneinander abweichenden Bewehrungsgrade. Im Zustand IIb sowie bei der rechnerischen Textilbruchspannung sind keine Einflüsse aus der Biegebeanspruchung zu erkennen. Dieses Ergebnis wird durch die Darstellung in Bild 6-5 (links) belegt. In dem Diagramm sind mit dem Faktor k_{fl} nach Gleichung (6-5) die Verhältniswerte zwischen der Textilbruchspannung im Biegeversuch $\sigma_{tex,max,fl}$ und im Dehnkörperversuch $\sigma_{tex,max}$ angegeben.

$$k_{fl} = \frac{\sigma_{tex,max,fl}}{\sigma_{tex,max}} \quad (6-5)$$

mit $\sigma_{tex,max,fl}$ Textilbruchspannung im Biegeversuch
 $\sigma_{tex,max}$ Textilbruchspannung im Dehnkörperversuch

Offensichtlich ist bei den Versuchen mit einer Bewehrung aus AR-Glaslegen mit Fransebindung weder ein Einfluss aus der Biegebeanspruchung noch aus dem Bewehrungsgrad auf die rechnerische Textilbruchspannung zu erkennen. Abweichend von diesem Ergebnis war bei den Versuchen an Balken mit einer Bewehrung aus Glaslegen mit Trikotbindung (Bild 6-5 (rechts)) sowie insbesondere bei Carbongelegen (Bild 6-6 (links)) eine Beeinflussung der rechnerischen Textilbruchspannung durch die

Bauteilbiegung und den Bewehrungsgrad festzustellen. Bei den Versuchen mit Carbongelege war ab einem Bewehrungsgrad 1,4 % die Querkrafttragfähigkeit für das Bauteilversagen maßgebend.

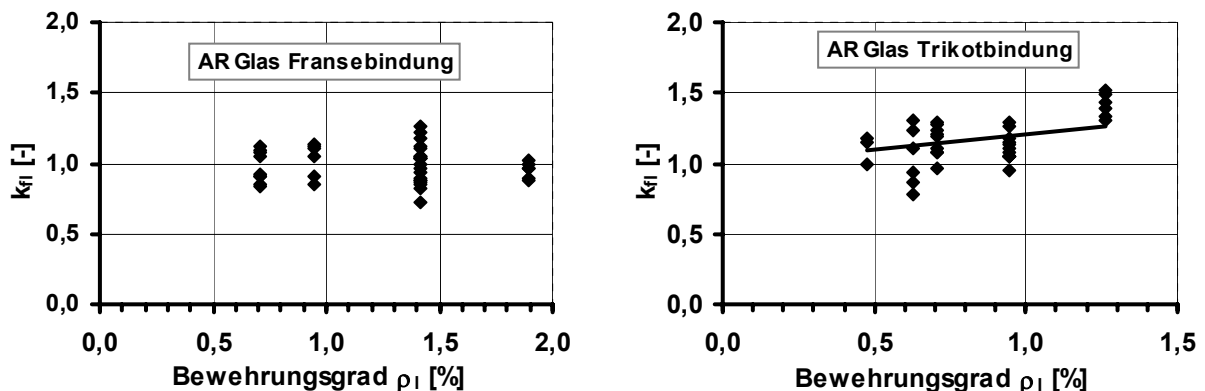


Bild 6-5: Beiwerte k_{fi} in Abhängigkeit des geometrischen Längsbewehrungsgrades ρ_l : AR-Glasgelege mit Fransebindung (links) und Trikotbindung (rechts)

Im Vergleich der Textilspannungs-Dehnungskurven von Biege- und Dehnkörperversuchen waren bei einer einlagigen Bewehrung aus dem Carbongelege MAG-04-03 ausgeprägte Unterschiede festzustellen (Bild 6-6 (rechts)). Neben der höheren Bruchspannung verursachte die Bauteilbiegung ein steiferes Tragverhalten in Zustand II.

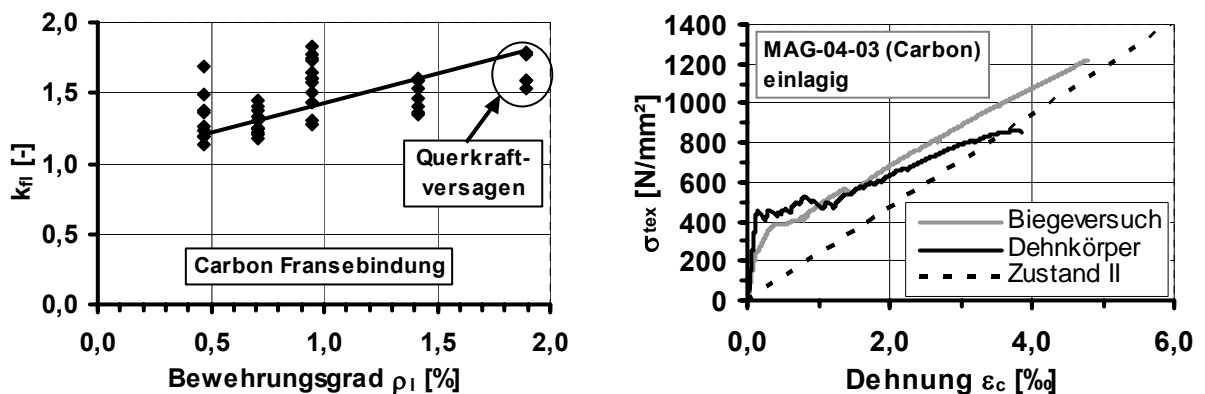


Bild 6-6: Beiwert k_{fi} in Abhängigkeit des geometrischen Längsbewehrungsgrad ρ_l (links); Textilspannungs-Dehnungsverläufe im Dehnkörper- und Biegeversuch für Carbongelege MAG-04-03 (rechts)

Die Ursachen für die beschriebenen Phänomene sind in zwei Mechanismen zu suchen, deren Wirkungen im Folgenden detailliert erläutert werden:

- Die Bauteilkrümmung erzeugt eine Umlenkung der Bewehrung an den Risskanten und führt zu höheren Verbundspannungen der inneren Filamente und folglich zu einer verbesserten Ausnutzung der Bewehrung.
- Die mit steigendem Bewehrungsgrad zunehmende Bauteildehnung im Bruchzustand resultiert in einer größeren Dehnung der inneren Filamente und damit ebenfalls in einer besseren Aktivierung der Bewehrung. Dieser Effekt wurde qualitativ schon in den Dehnkörperversuchen (Kapitel 4.1.8.4) beobachtet, konnte dort aber aufgrund der begrenzten Versuchsanzahl und der Streuungen nicht quantifiziert werden.

Die mittlere Krümmung des Bauteils κ_m kann vereinfachend nach /Lit94/ aus der im Versuch gemessenen Mittendurchbiegung mit Gleichung (6-6) bestimmt werden:

$$\kappa_m = \frac{f}{k \cdot l_{eff}^2} \quad (6-6)$$

mit f Mittendurchbiegung

k Beiwert zur Berücksichtigung des Biegemomentenverlaufes

l_{eff} effektive Stützweite

Die aus den eigenen Versuchen ermittelten Krümmungswerte in Bild 6-7 (links) zeigen eine deutliche Zunahme bei steigendem Bewehrungsgrad.

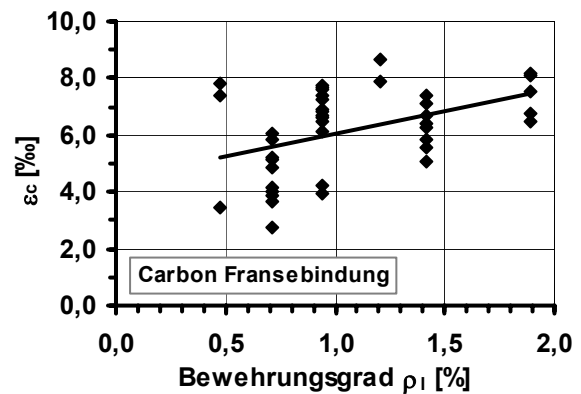
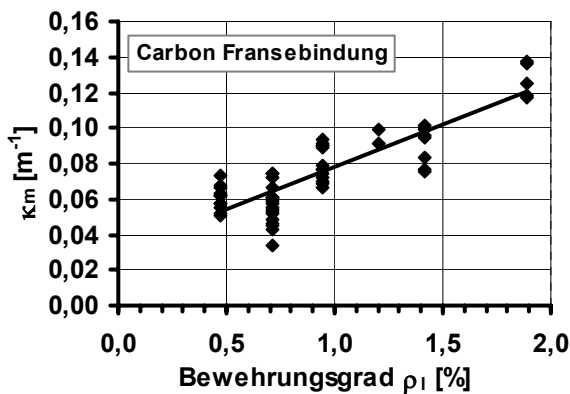


Bild 6-7: Krümmung κ_m (links) und mittlere Dehnung der Zugzone (rechts) in Abhängigkeit des geometrischen Längsbewehrungsgrades ρ_l

Die durch die Bauteilkrümmung an den Risskanten hervorgerufene geringfügige Umlenkung der Filamente und die auf den Roving wirkenden Querpressungen sind in Bild 6-8 schematisch dargestellt.

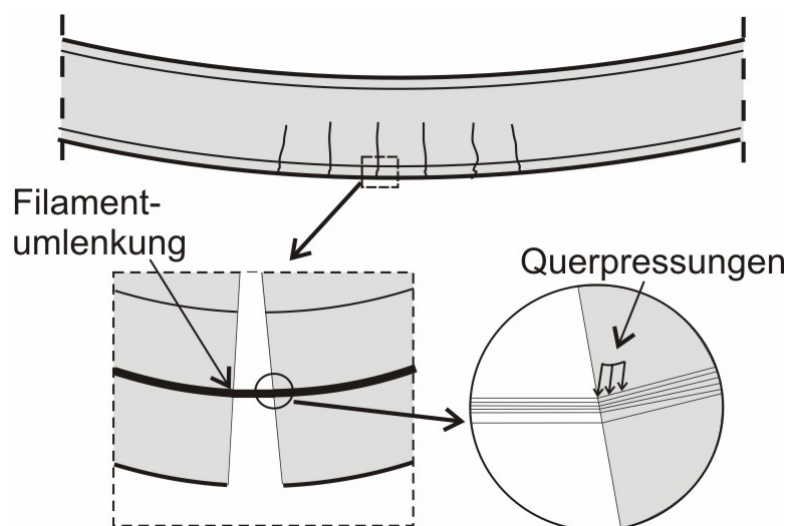


Bild 6-8: Umlenkung der Filamente an den Risskanten

Die Umlenkwinkel α betragen bei den festgestellten Krümmungen rechnerisch zwischen $0,5^\circ$ bis 1° , so dass eine signifikante Schädigung der Bewehrung nicht zu erwarten ist. Vielmehr resultieren die durch die Umlenkung induzierten Querpressungen entsprechend des Coulomb'schen Reibungsgesetzes in einer Steigerung der Verbundspannungen vor allem zwischen den inneren Filamenten. In der Folge nimmt die Dehnung der inneren Filamente zu und führt zu einer insgesamt verbesserten Ausnutzung des Bewehrungsquerschnitts. Die Ergebnisse der Dehnkörperversuche mit schiefwinkliger Bewehrung unterstützen diese Annahme, da bei diesen bei geringen Neigungswinkeln $\alpha \leq 10^\circ$ keine wesentliche Abnahme der Tragfähigkeit zu erkennen war (Kapitel 4.1.9, Bild 4-21).

Eine quantitative Abschätzung der tragfähigkeitssteigernden Wirkung dieses Effektes bei der Carbonbewehrung ermöglicht die Betrachtung der k_{fl} - Werte in Bild 6-6 (links). Für die Biegeversuche mit dem geringsten Bewehrungsgrad $\rho_l = 0,47\%$ ist eine Laststeigerung von im Mittel etwa 25 % im Vergleich zum Dehnkörperversuch festzustellen. Folglich kann allgemein angenommen werden, dass die Bauteilkrümmung zu einer Steigerung der Textilbruchspannung in dieser Größenordnung führt, wobei eine weitere Steigerung durch die zunehmende Bauteilkrümmung bei höheren Bewehrungsgraden nicht auszuschließen ist.

Die mit steigendem Bewehrungsgrad zunehmende Bauteildehnung resultiert hauptsächlich aus einer Verringerung der Rissabstände. Diese betragen beispielsweise bei einem Bewehrungsgrad von $\rho_l = 0,47\%$ etwa 9 cm und nehmen auf bis zu 1,6 cm für $\rho_l = 1,89\%$ ab. Bei Annahme einer vollständigen Verankerung der inneren Filamente ergibt sich aus der Zunahme der Bauteildehnung für diese ein ebenso großer Dehnungszuwachs. Die daraus resultierende relative Steigerung der Zugkraft der Bewehrung ΔF_t kann rechnerisch mit Gleichung (6-7) bestimmt werden:

$$\Delta F_t = \Delta \varepsilon_c \cdot \eta_i \quad (6-7)$$

- mit ΔF_t Verhältnis der Textilzugkräfte bei unterschiedlichem ρ_l
 $\Delta \varepsilon_c$ Verhältnis der Bauteildehnungen bei unterschiedlichem ρ_l
 η_i Anteil innerer Filamente (vgl. Kapitel 5.2.2.2).

Den signifikanten Einfluss der Dehnungszunahme verdeutlichen die in Tabelle 6-1 aufgeführten Parameter einer exemplarischen Berechnung des Tragfähigkeitszuwachses bei einer Verdreifachung des Bewehrungsgrades. Die Bauteildehnung ε_c ist aus Bild 6-7 (rechts) in Abhängigkeit des Bewehrungsgrades ablesbar. Für das dargestellte Beispiel ergibt sich für den höheren Bewehrungsgrad ein Dehnungszuwachs von etwa 40 %, der aufgrund des relativ großen Anteils innerer Filamente bei den Carbongelegen eine Zunahme der Textilzugkraft ΔF_t in etwa gleicher Größenordnung erzeugt. Der Vergleich mit dem Verhältnis der k_{fl} – Werte für beide Bewehrungsgrade aus Bild 6-6 (links) ergibt etwa das gleiche Resultat.

Tabelle 6-1: Parameter zur exemplarischen Berechnung des Zuwachses der Textilzugkraft ΔF_t

ρ_l [%]	ε_c [‰]	$\Delta \varepsilon_c$ [%]	η_i [-]	ΔF_t [%]	k_{fl} [-]	Δk_{fl} [%]
0,5	5	40	0,93	37	1,2	33
1,5	7		0,93		1,6	

Die Begründung für die bei den Glasgelegen festgestellte Abhängigkeit dieses Effektes vom textilen Bindungstyp liegt wahrscheinlich in der unterschiedlichen Kompromierung des Rovings. Während bei der Fransebindung relativ geringe Hohlräume zwischen den Filamenten auftreten, sind zwischen den inneren Filamenten eines Rovings mit Trikotbindung Hohlräume zu erkennen (s. a. Bild 5-3), die eine Verschiebung der inneren Filamente ermöglichen. Die Umlenkung an den Risskanten induziert eine Verschiebung der Filamente an die Risskante und somit die Übertragung von Schubspannungen zwischen den zuvor berührungslosen Filamenten. Im Vergleich zu den Carbongelegen treten die laststeigernden Effekte bei AR-Glasgelegen deutlich weniger ausgeprägt auf.

6.3.3 Auswirkung zusätzlicher Längskräfte

Zur Untersuchung des Tragverhaltens unter einer kombinierten Beanspruchung aus Biegung und Längskraft wurde vor Beginn der Vertikalbelastung eine Normalkraft aufgebracht, die während des Versuchs konstant gehalten wurde.

Exemplarisch sind in Bild 6-9 die Momenten-Durchbiegungskurven von Versuchen mit Längsdruckkraft bzw. –zugkraft und mit reiner Biegebeanspruchung dargestellt. Die Normalkräfte zeigen die nach der Elastizitätstheorie erwarteten Einflüsse auf die

Erstrissmomente. Das prinzipielle Tragverhalten der textilen Bewehrung wurde durch die Längskräfte nicht beeinflusst, wie die rechnerischen Textilbruchspannungen in Bild 6-9 (rechts) belegen.

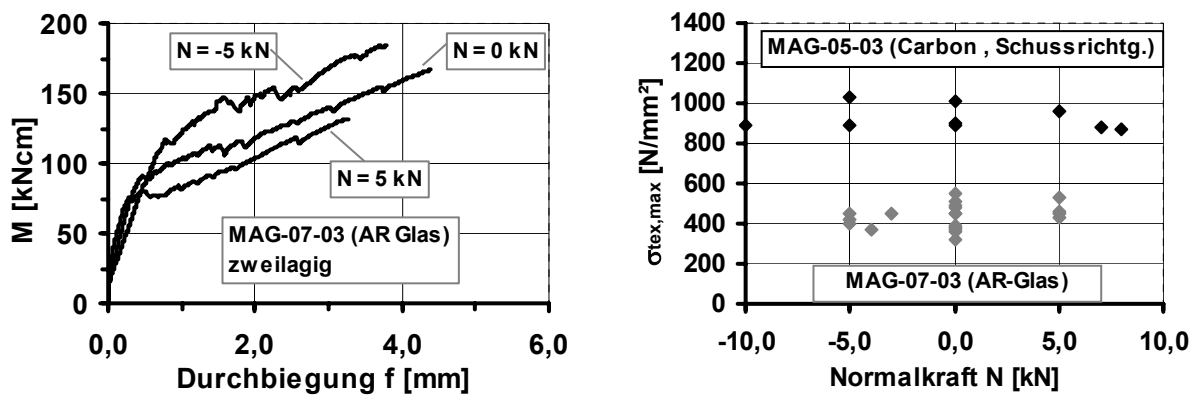


Bild 6-9: Momenten-Durchbiegungskurven von Versuchen mit und ohne Längskraftbeanspruchung (links); rechnerische Textilbruchspannungen in Abhängigkeit der Längskraft (rechts)

6.3.4 Auswirkung zyklischer Beanspruchung (Low cycle fatigue)

In den in Kapitel 4.1.10 beschriebenen Dehnkörperversuchen mit niederzyklischer Lastwechselbeanspruchung wurde eine Zunahme der Rissbreiten und folglich der Bauteilverformungen während der Lastwechsel beobachtet, die vermutlich auf einer fortschreitenden Verbundschädigung der Filamente beruht. Da eine Biegebeanspruchung wie oben beschrieben eine Umlenkung der Filamente an den Risskanten erzeugt, sind Schädigungen der Filamente durch abrasive Einwirkungen aufgrund der Kombination der Querpressungen mit dem wiederholten Schlupf über die Risskanten nicht auszuschließen.

Zur Klärung dieser Frage wurden Biegeversuche mit zyklischer Beanspruchung durchgeführt, wobei ein AR-Glasgelege mit Trikotbindung eingesetzt wurde, da bei diesem größere plastische Verformungen in den Dehnkörperversuchen auftraten als bei der ebenfalls untersuchten Fransebindung. Die Oberlast wurde bei den Versuchen auf 70 % der mittleren Textilbruchspannung ausgelegt und die Spannungsamplitude zwischen 20 % und 50 % der Bruchlast variiert. Es wurden Versuche mit 30, 60 und 90 Lastwechseln durchgeführt.

Wie die beispielhafte Textilspannungs-Dehnungskurve in Bild 6-10 verdeutlicht, waren bei den Biegeversuchen die aus den Dehnkörperversuchen bekannten Phänomene zu beobachten. Während der Lastwechsel nahmen die Dehnungen der Zugzone und die Bauteildurchbiegungen zu, allerdings hatte die Lastwechselbeanspruchung keine Auswirkung auf die Bruchdehnungen und die Resttragfähigkeit, wie die Darstellung

der Textilbruchspannungen in Bild 6-10 (rechts) belegt. Eine Schädigung von Filamenten durch niederzyklische Beanspruchungen bei Oberlasten von bis zu 70 % der mittleren Bruchlast kann folglich ausgeschlossen werden.

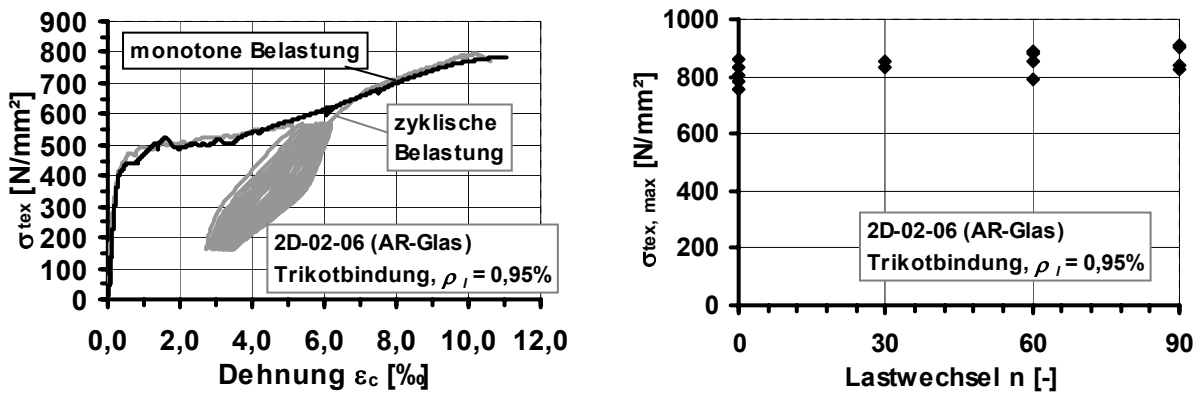


Bild 6-10: Textilspannungs-Dehnungsverlauf bei zyklischer und monotoner Beanspruchung im Biegeversuch (links); Resttragfähigkeit nach unterschiedlicher Lastwechselzahl (rechts)

6.4 Zusammenfassung der Biegeversuche

Es wurden Biegeversuche mit unterschiedlichen textilen Gelegen durchgeführt. Bei Carbongelegen und Glasgelegen mit Trikotbindung war wegen der Bauteilbiegung eine höhere Ausnutzung der textilen Bewehrung verglichen mit axialer Beanspruchung im Dehnkörperversuch zu beobachten. Als Ursache wird die Zunahme der Verbundspannungen zwischen den inneren Filamenten infolge der Bauteilkrümmung angenommen. Die Textilbruchspannungen zeigten bei Carbongelegen und in abgeschwächter Form bei Glasgelegen mit Trikotbindung ebenso eine Abhängigkeit vom Bewehrungsgrad. Die größere Bauteildehnung bei höheren Bewehrungsgraden erzeugt eine Zunahme der Dehnung der inneren Filamente, die sich positiv auf die Ausnutzung der textilen Bewehrung auswirkt

Zyklische Lastwechsel beeinflussten das Tragverhalten in gleicher Weise wie bei den Dehnkörperversuchen. Bei den durchgeführten Versuchen mit bis zu 90 Lastwechseln und einer Oberlast von bis zu 70 % der Tragfähigkeit war kein Einfluss auf die Resttragfähigkeit zu erkennen.

7 Untersuchungen zum Querkrafttragverhalten

7.1 Allgemeines

Systematische Querkraftversuche an textilbewehrten Bauteilen sind bisher nur von MOLTER /Mol05/ bekannt. In Kapitel 2.4.6 wurden seine Querkraftversuche beschrieben und in Kapitel 2.7 der auf den Versuchsergebnissen beruhende Berechnungsansatz der Querkrafttragfähigkeit vorgestellt. Dieser basiert auf den für Stahlbeton- und Spannbetonbauteile entwickelten Modellen von ZINK /Zin99/ und GÖRTZ /Gör04/. Für die Anpassung des Modells an das Tragverhalten textilbewehrter Bauteile war besonders die Umlenkung der Querkraftbewehrung an den Risskanten zu berücksichtigen, da diese die Tragfähigkeit der Rovings beeinflussen.

In den in /Mol05/ beschriebenen Untersuchungen wurden wesentliche Effekte des Querkrafttragverhaltens aufgezeigt. Das entwickelte Modell beruht allerdings auf einer relativ geringen Anzahl von Querkraftversuchen, so dass nicht alle Einflussfaktoren experimentell abgesichert sind. Mit den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten 81 Querkraftversuchen wurden deshalb weitere wesentliche Parameter wie der Einfluss der Schubschlankheit, der Traganteil der Steglängsbewehrung und der Effekt von zusätzlichen Normalspannungen auf die Schubrissbildung untersucht.

7.2 Beschreibung der Querkraftversuche

Die Versuchskörper für die eigenen Querkraftversuche entsprachen den in /Mol05/ verwendeten Balken, die bereits für die Biegeversuche (Kapitel 6) verwendet wurden. Durch die Anordnung abschnittsweise unterschiedlicher Querkraftbewehrungsgrade im Balkensteg war die Durchführung von zwei Versuchen mit jedem Balken möglich (Bild 7-1). Im ersten Versuch (Vier-Punkt-Biegeversuch) wurde die Tragfähigkeit des schwächer bewehrten Stegbereichs maßgebend und im zweiten Versuch (Drei-Punkt-Biegeversuch) wurde das Tragverhalten des stärker bewehrten Stegbereichs geprüft.

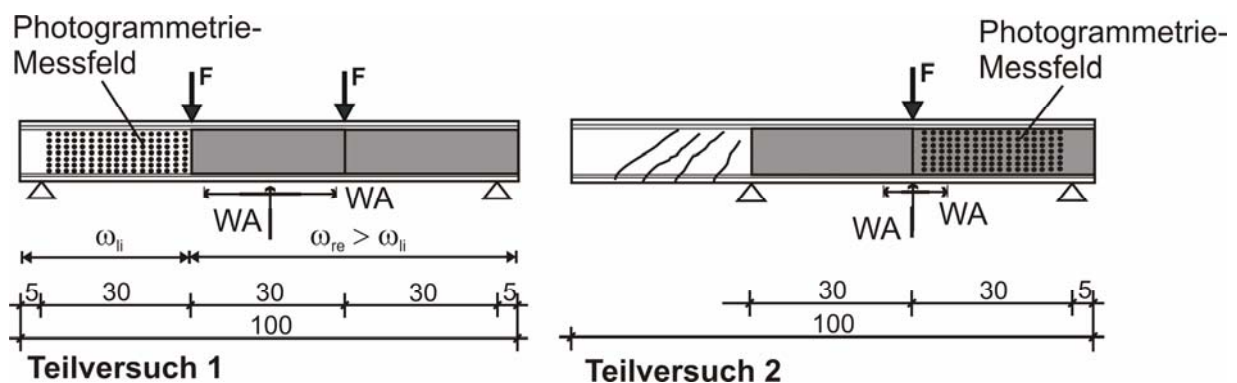


Bild 7-1: Aufbau und Messtechnik der Querkraftversuche

Aufgrund der aus /Mol05/ bekannten Umlenkung der textilen Querkraftbewehrung an den Schubrissekanten und der daraus resultierenden Beeinflussung ihres Tragverhaltens wurden die Verschiebungen im Schubfeld mit dem Photogrammetrie-Messsystem bzw. Aramis erfasst. Der Aufbau der Messsysteme und die Markierung der Schubfelder sind in Bild 7-2 dargestellt. Während bei den Messungen mit der Photogrammetrie das Messfeld mit einem gleichmäßigen Punktraster versehen wurde, war bei den Messungen mit Aramis ein unregelmäßiges Farbpunktmuster erforderlich. Aus den globalen Verschiebungen der Querkraftrissufer in vertikaler Richtung (dy) und horizontaler Richtung (dx) wurde die Umlenkung der Rovings berechnet. Im Gegensatz zu den Untersuchungen in /Mol05/ war eine kontinuierliche Versuchsdurchführung möglich, da für die photogrammetrischen Messungen ein Dreikamerasystem zur Verfügung stand, so dass eine gleichzeitige Aufnahme der Schubfeldverformungen aus drei Positionen und damit eine redundante Bestimmung der Koordinaten der Messpunkte ohne das Anhalten des Versuchs zur Veränderung der Kameraposition möglich war.

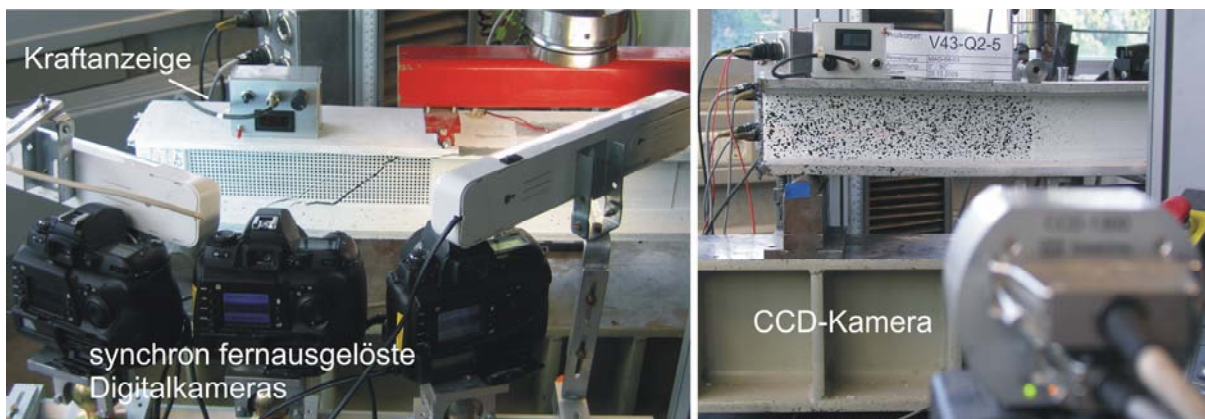


Bild 7-2: Aufbau der Messtechnik: Photogrammetrie (links) und Aramis (rechts)

Die Herstellung, Lagerung und Vorbereitung der Versuchskörper sowie die Versuchsteuerung und Verformungsgeschwindigkeit entsprachen den Parametern der Biegeversuche. Die bei einigen Versuchen zusätzlich aufgebrachtene Normalkräfte wurden wie bei den Biegeversuchen (Kapitel 6) beschrieben zentrisch über aufgeklebte Stahllaschen eingeleitet.

7.3 Versuchsmatrix

Die Versuchsmatrix der Querkraftversuche ist in Tabelle 7-1 dargestellt. Bei den Untersuchungen des Querkrafttragverhaltens von Balken ohne Querkraftbewehrung wurden die Längsbewehrung und die Schubschlankheit variiert. Die Hauptparameter der Versuche mit Querkraftbewehrung waren Fasermaterial (Carbon, AR-Glas) und der Bewehrungsgrad. An Balken mit einer Querkraftbewehrung aus AR-Glasgelegen wurden außerdem der Einfluss der Steglängsbewehrung und der Einleitung zusätzlicher zentrischer Normalkräfte untersucht. Die Druckstreben Tragfähigkeit wurde an Balken

mit Carbonglegen als Querkraftbewehrung überprüft, da diese die erforderliche Tragfähigkeit zur Vermeidung eines Zugschubbruches besitzen. Detaillierte Angaben zu den einzelnen Parametern der Versuchsreihen sind der Zusammenstellung der Querkraftversuche in Anhang A 8 zu entnehmen.

Tabelle 7-1: Versuchsmatrix der Querkraftversuche

Bewehrung Parameter	Biegelängsbewehrung				Querkraftbewehrung		
	MAG-04-03 (Carbon)	MAG-05-00 (Carbon)	MAG-06-03 (90°) (Carbon)	2D-01-06 (AR-Glas)	keine	MAG-04-03 (Carbon)	MAG-07-03 (AR-Glas)
Schubslankheit a/d	X			X	X		
Zugstreben­tragfähigkeit	X	X	X			X	X
Druckstreben­tragfähigkeit	X		X			X	
Steglängsbewehrung		X					X
Zusätzliche Normalkraft		X	X				X

7.4 Ergebnisse

7.4.1 Versuche ohne Querkraftbewehrung

Bei Balken ohne Querkraftbewehrung stehen für den Querkraftabtrag drei Mechanismen zur Verfügung /Zin99/:

- Lastabtrag über die ungerissene Druckzone,
- Rissreibung und Rissverzahnung,
- Dübelwirkung der Längsbewehrung.

Wie bereits in /Mol05/ erläutert ist der Lastabtrag über die Querkraftrisse durch Rissreibung aufgrund der geringen Korndurchmesser und der relativ großen Rissöffnungen im Bruchzustand nicht vorhanden. Bei der relativ biegeweichen textilen Bewehrung kann eine Dübelwirkung ebenfalls ausgeschlossen werden. Folglich stellt bei textilbewehrten Bauteilen der Lastabtrag über die ungerissene Druckzone den die Querkrafttragfähigkeit bestimmenden Parameter dar.

Dieses Tragverhalten wurde durch die eigenen Versuche bestätigt. Das Tragsystem eines Balkens ohne Querkraftbewehrung im Bruchzustand ist in Bild 7-3 dargestellt und wird im Folgenden anhand weiterer Versuchsergebnisse erläutert.

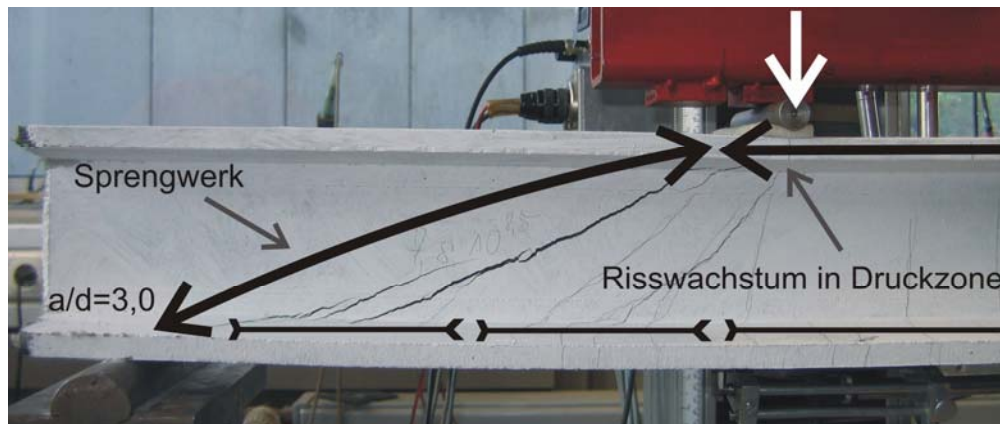


Bild 7-3: Sprengwerktragwirkung im Bruchzustand

In Bild 7-4 (links) sind die Last-Verformungs-Diagramme von Querkraftversuchen mit Längsbewehrungen aus Glas- und Carbonglegen mit unterschiedlichen Bewehrungsgraden dargestellt. Die ersten Schubrisse bildeten sich bei einer Querkraft von etwa 4 kN bis 5 kN. Anschließend war eine deutliche Laststeigerung möglich, in deren Verlauf es zur Bildung weiterer Schubrisse bis zur Lokalisierung des Versagensrisses kam. Dessen Breite wuchs im Bruchzustand auf über 1,0 mm und somit bis zur sichtbaren vollständigen Separation der Rissufer an. Eine rissüberbrückende Kraftübertragung durch Rissreibung oder Verzahnung der Rissufer ist in diesem Zustand ausgeschlossen.

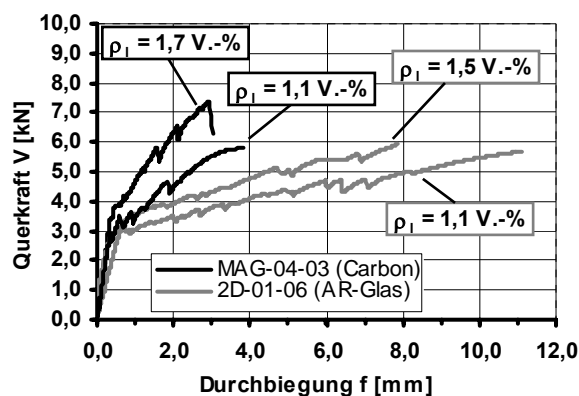


Bild 7-4: Last-Verformungsdiagramme von Querkraftversuchen mit unterschiedlicher Längsbewehrung

Die einwirkende Querkraft wird nun durch die Tragwirkung der Druckzone und eine Quasi-Verdübelungswirkung des ungerissenen Untergurtes aufgenommen. Durch eine fortschreitende Horizontalrissbildung entlang des unteren Flansches fällt diese im weiteren Verlauf aus, so dass eine Lastumlagerung in die ungerissene Druckzone stattfindet. Das Versagen stellt sich nach der Bildung eines vertikalen Risses im oberen Steg durch das Ausknicken der Druckzone ein. Das in den Querkraftversuchen beobachtete Tragverhalten entspricht damit den in /Heg06a/ beschriebenen Beobachtungen und Modellvorstellungen.

Da sich der Längsbewehrungsgrad bei den durchgeführten Versuchen nur unwesentlich unterschied, war zwar ein Einfluss auf die Bauteilsteifigkeit, aber insgesamt kein ausgeprägter Einfluss auf die Querkrafttragfähigkeit zu erkennen. Traglaststeigernd wirkt allerdings die Aktivierung der Sprengwerktragwirkung, in deren Verlauf die Schubrissbreite weiter zunimmt und ein Rissfortschritt in die Druckzone zu beobachten ist. Die Aktivierung der Sprengwerktragwirkung wird sowohl durch eine geringe Schubschlankheit als auch durch eine große Druckzonenhöhe begünstigt. Für die Höhe der Druckzone stellt die Dehnung der Längsbewehrung einen entscheidenden Einflussfaktor dar. Deshalb wird beispielsweise bei der Querkraftbemessung von Bauteilen mit einer Längsbewehrung aus Faserverbundkunststoffen (FVK) der geringere Elastizitätsmodul im Vergleich zu einer Betonstahlbewehrung berücksichtigt /DBV07a/. Die Übertragbarkeit dieses Vorgehens auf die Ergebnisse der eigenen Untersuchungen wurde durch den Bezug der maximalen Querkraft auf den Bewehrungsgrad $\rho_{l,E}$ nach Gleichung (7-1) überprüft. Bei diesem wird die mittlere Textildehnung der Längsbewehrung über den Quotienten aus mittlerer Textilspannung σ_{tex} und dem E-Modul der Bewehrung E_{fil} einberechnet.

$$\rho_{l,E} = \frac{A_t \cdot \sigma_{tex}}{A_c \cdot E_{fil}} \quad (7-1)$$

Die Ergebnisse von 17 Versuchen verdeutlichen eine Differenz zwischen den bezogenen Querkrafttragfähigkeiten der glas- und carbonbewehrten Balken (Bild 7-5).

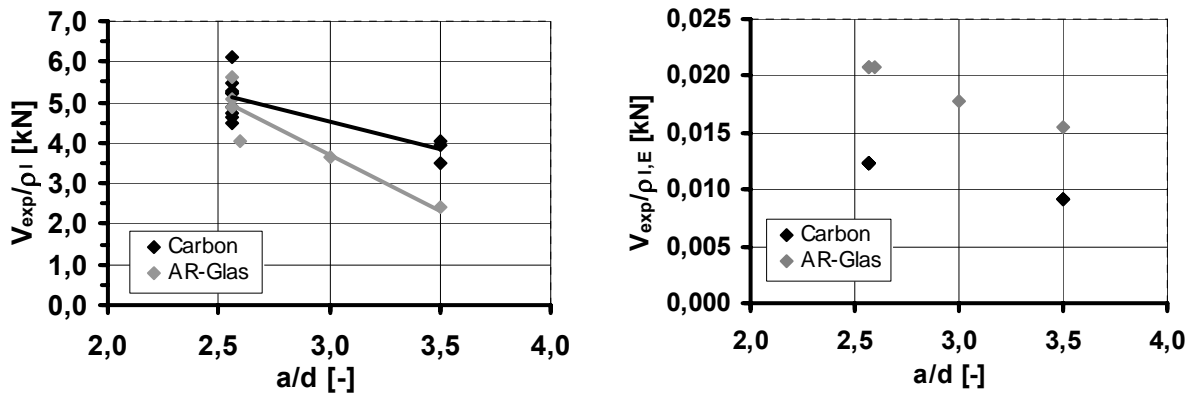


Bild 7-5: Einfluss der Schubslankheit auf die längsbewehrungsgradbezogene Querkrafttragfähigkeit (links) und die steifigkeitsbezogene Querkrafttragfähigkeit (rechts) (17 Versuche)

Ein direkter Einfluss der mittleren Filamentdehnung der Längsbewehrung im Riss auf die Querkrafttragfähigkeit ist folglich bei den durchgeführten Versuchen offenbar nicht gegeben. Als Grund hierfür ist zu nennen, dass die Biegerissbreiten ebenso wesentlich von den unterschiedlichen Verbundeigenschaften der textilen Bewehrungen abhängen, und somit nicht nur der Elastizitätsmodul der Bewehrung den Rissfortschritt in die Druckzone beeinflusst. Da die Rissbreiten beim Zugversagen der textilen Bewehrung relativ gering sind, wird im Folgenden der Einfluss der Zugkraft der Bewehrung auf die Querkrafttragfähigkeit berücksichtigt. Durch diese ist eine Größe gegeben, die über das Gleichgewicht der horizontalen Kräfte in direktem Zusammenhang mit der Druckzonenhöhe steht. Deshalb wird der Längsbewehrungsgrad $\rho_{l,\sigma}$ nach Gleichung (7-2) eingeführt, der die mittlere rechnerische Zugspannung der textilen Bewehrung σ_{tex} berücksichtigt, die zur Einheitsbereinigung mit der Zugspannung 100 N/mm² normiert wurde.

$$\rho_{l,\sigma} = \frac{A_l \cdot \sigma_{tex}}{A_c \cdot 100 \text{ N/mm}^2} \quad (7-2)$$

Die gute Übereinstimmung der 17 Versuchsergebnisse von carbon –und glasbewehrten Balken in Bild 7-6 (links) belegt, dass die Berücksichtigung der Zugspannung der Längsbewehrung sinnvoll erscheint. In dem Diagramm ist ebenso die erwartete Abnahme der Querkrafttragfähigkeit mit zunehmender Schubslankheit zu erkennen. Bei einer Schubslankheit von $a/d = 3,5$ war bei den Versuchen nach dem Einsetzen der horizontalen Rissbildung an der Stegunterkante und der dadurch ausfallenden Dübelwirkung des unteren Flansches keine Umlagerung in ein Sprengwerk mehr möglich (Bild 7-6, rechts). In Kapitel 8 werden die Versuchsergebnisse bei der Herstellung eines Ingenieurmodells zur Bestimmung der Querkrafttragfähigkeit von Balken ohne Querkraftbewehrung den bekannten Berechnungsansätzen gegenübergestellt.

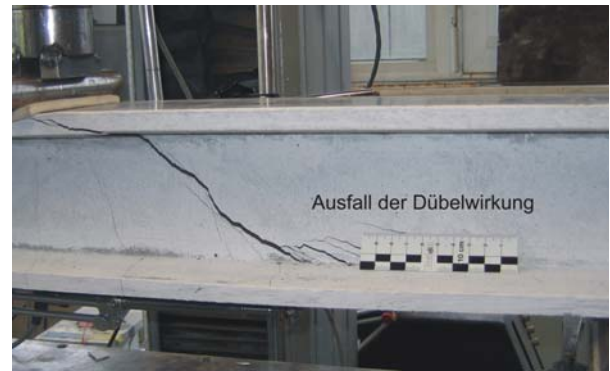
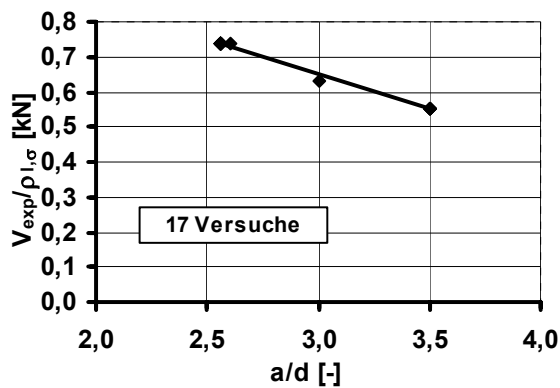


Bild 7-6: Bezogene Querkrafttragfähigkeit in Abhängigkeit der Schubslankheit a/d (links); Schubrissverlauf im Bruchzustand bei Versuch mit $a/d = 3,5$ (rechts)

7.4.2 Versuche an Balken mit Querkraftbewehrung

7.4.2.1 Untersuchungen zur Zugstreben­tragfähigkeit

Zur Untersuchung des Tragverhaltens unterschiedlicher textiler Querkraftbewehrungen wurden AR-Glaslegele und Carbongelele als Stegbewehrung der Balken verwendet. Zur Vermeidung eines Biegeversagens bestand die Längsbewehrung aufgrund ihrer großen Tragfähigkeit aus Carbongelelen.

Die Schubrisswinkel stellten sich bei den Querkraftversuchen ohne gleichzeitige Normalkraftbeanspruchung zwischen 32° und 55° ein (Bild 7-7, links). In früheren Untersuchungen wurde oftmals der mechanische Bewehrungsgrad $\omega_{w,ct}$ (Gl. (7-3)) als Bezugsgröße eingeführt, der das Verhältnis der Zugfestigkeiten von Bewehrung und Beton berücksichtigt. Da das Tragverhalten von Bauteilen jedoch durch unterschiedliche Steifigkeitsverhältnisse in signifikanter Weise beeinflusst werden sollte, wird hier mit dem Beiwert ω_E nach Gleichung (7-4) das Steifigkeitsverhältnis zwischen Beton und Bewehrung berücksichtigt.

$$\omega_{w,ct} = \frac{A_t \cdot \sigma_{tex,max}}{A_c \cdot f_{ct}} \quad (7-3)$$

$$\omega_E = \frac{A_t \cdot E_{fil}}{A_c \cdot E_c} \quad (7-4)$$

Bei den Versuchen mit einer Querkraftbewehrung aus dem Carbongelele MAG-04-03 war eine geringfügige Zunahme der Risswinkel β_r mit steigendem steifigkeitsbezogenen Querkraftbewehrungsgrad ω_E zu erkennen. Dahingegen zeigte sich bei den Versuchen mit Glasbewehrung kein signifikanter Einfluss. Die in /Gör04/ festgestellte Abhängigkeit des Schubrisswinkels vom Bewehrungsgrad war somit bei den Carbongele-

legen in Ansätzen nachweisbar. Allerdings sollte der Zusammenhang in zukünftigen Versuchen mit höheren Bewehrungsgraden abgesichert werden.

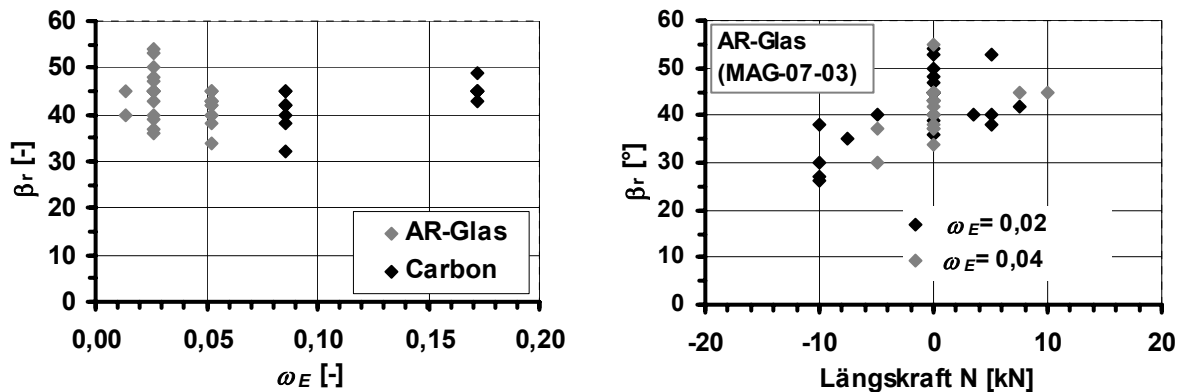


Bild 7-7: Risswinkel in Abhängigkeit des steifigkeitsbezogenen Querkraftbewehrungsgrades ω_E (links) und der Längskraft (rechts)

In den Versuchen mit zusätzlicher Längsdruckkraft stellten sich entsprechend der Trajektorienverläufe tendenziell flachere Risswinkel ein als bei Querkraftversuchen ohne Längskraft (Bild 7-7, rechts). Ein ausgeprägter Einfluss der Normalzugspannungen auf den Schubrisswinkel konnte in den durchgeführten Versuchen nicht beobachtet werden. Es ist aber ansatzweise die erwartete Zunahme der Schubrisswinkel erkennbar.

In /Gör04/ wird der in Gleichung (7-5) gegebene Ansatz zur Berechnung des Risswinkels vorgeschlagen, der an einer Datenbank mit Versuchen an Stahlbeton- und Spannbetonbalken kalibriert wurde. Neben der Normalspannung σ_x wird in diesem der mechanische Querkraftbewehrungsgrad $\omega_{w,ct}$ berücksichtigt.

$$\cot \beta_r = 1,0 + 0,15 / \omega_{w,ct} - 0,18 \cdot \frac{\sigma_x}{f_{ctm}} \leq \frac{2,15}{a/d} \quad (7-5)$$

Der Vergleich der berechneten Risswinkel mit den Versuchswerten in Bild 7-8 (links) zeigt eine gute Übereinstimmung. Da in den Versuchen allerdings kein ausgeprägter Einfluss des Querkraftbewehrungsgrades auf den Risswinkel festgestellt wurde, wird auf dessen Berücksichtigung in einem eigenen an den experimentellen Risswinkeln kalibrierten Ansatz verzichtet. In diesem wird ein mittlerer Risswinkel von $\beta_r = 42^\circ$ angenommen und entsprechend /Gör04/ eine untere Grenze bei einem Risswinkel von $\beta_r = 25^\circ$ bzw. bei dem Wert der Schubschlankheit a/d eingeführt (Gleichung (7-6)). Die Korrelation der nach dieser Bestimmungsgleichung berechneten Winkel mit den Versuchswerten ist ebenfalls gut (Bild 7-8 (rechts)).

$$\cot \beta_r = 1,1 - 0,55 \cdot \frac{\sigma_x}{f_{ctm}} \leq \frac{2,15}{a/d} \quad (7-6)$$

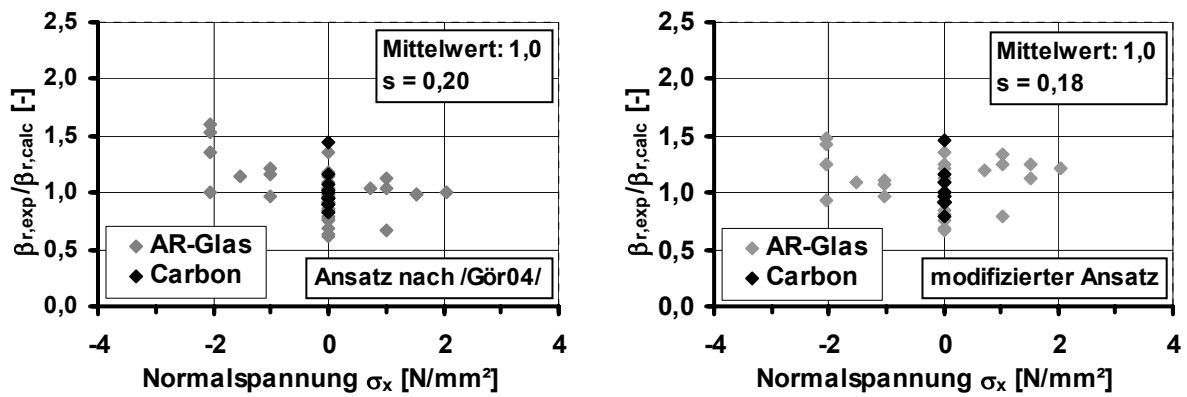


Bild 7-8: Verhältnis des experimentellen und berechneten Risswinkels nach dem Modell von GÖRTZ /Gör04/ (links) und eigenem Ansatz (Gleichung (7-6), (rechts) in Abhängigkeit der Normalspannung σ_c

Nach den Messungen der Schubfeldverformungen mit der Photogrammetrie und Aramis öffnen sich die Schubrisse zunächst senkrecht zu den Rissufern entsprechend der Hauptzugspannungstrajektorien. Somit entspricht der Umlenkwinkel α (Gleichung 7-7) der vertikalen textilen Stegbewehrung dem Risswinkel β_r . Der Umlenkwinkel der horizontalen textilen Stegbewehrung ergibt sich entsprechend zu $(90^\circ - \beta_r)$. Zur Verdeutlichung sind die im Folgenden erläuterten Mechanismen in Bild 7-9 dargestellt.

$$\alpha = \arctan \frac{dx}{dy} \quad (7-7)$$

mit dx Rissuferverschiebung in vertikaler Richtung
 dy Rissuferverschiebung in horizontaler Richtung

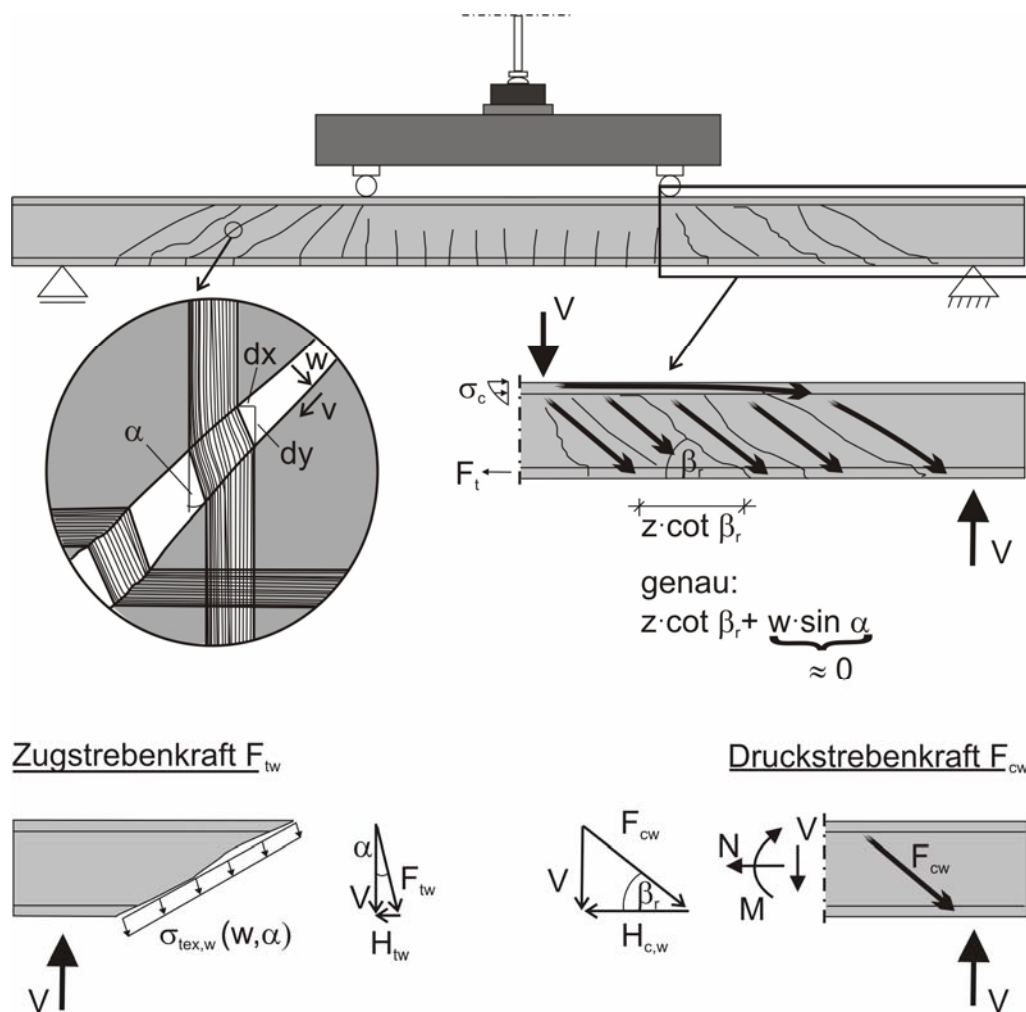


Bild 7-9: Tragmechanismen des Fachwerkmodells

Da zu diesem Zeitpunkt die Belastung der textilen Querkraftbewehrung ebenso wie die Rissöffnung relativ gering sind, wird eine nennenswerte Schädigung der Rovings durch die Umlenkung ausgeschlossen. Mit zunehmender Belastung nehmen die Schubrissbreiten w kontinuierlich zu, wobei die Rissbreite von der Risspitze am oberen Flansch zum Rissende am unteren Flansch ansteigt. Gleichzeitig tritt eine Rissuferverschiebung v ein. Da die globale Verschiebung der Rissufer in vertikaler Richtung dy deutlich größer ist als die horizontale Verschiebung dx , nimmt der Umlenkwinkel α der vertikalen Rovings ab und die Umlenkung der horizontalen Steglängsbewehrung ($90^\circ - \alpha$) zu.

Die Auswertungen der Messungen ergaben im Bruchzustand eine mittlere Auslenkung der vertikalen Rovings von $\alpha = 15^\circ$ bei AR-Glasgelegen und $\alpha = 10^\circ$ bei der verwendeten Carbonbewehrung. Bei der Berechnung der Tragfähigkeit der Stegbewehrung wird diese Umlenkung basierend auf den Ergebnissen der Dehnkörperversuche mit schiefwinkliger Bewehrungsführung (Kapitel 4.1.9) berücksichtigt.

Zur Untersuchung des Einflusses der Steglängsbewehrung, die bei Verwendung einer Bewehrung aus biaxialen Gelegen vorhanden ist, wurden Versuche durchgeführt, bei

denen die Längsrovings im Stegbereich aus den Gelegen entfernt wurden. Im Gegensatz zu den Ergebnissen in /Mol05/ wurden bei den Versuchen mit Steglängsbewehrung höhere Querkrafttragfähigkeiten festgestellt (Bild 7-10). Aufgrund ihrer Umlenkung in die Krafrichtung haben die horizontalen Rovings demnach einen Anteil an der Querkrafttragfähigkeit. Dieser beträgt bei einem Umlenkwinkel der vertikalen Rovings von $\alpha = 15^\circ$ und einem symmetrischen biaxialen Gelege rechnerisch etwa 16 % der Gesamttragfähigkeit und liegt damit etwas unter dem in den Versuchen festgestellten Tragfähigkeitszuwachs von etwa 25 %. Ein zusätzlicher tragfähigkeitsteigernder Effekt ergibt sich durch die mit zunehmendem Längsbewehrungsgrad steigende Druckzonenhöhe, da diese den Betontraganteil beeinflusst.

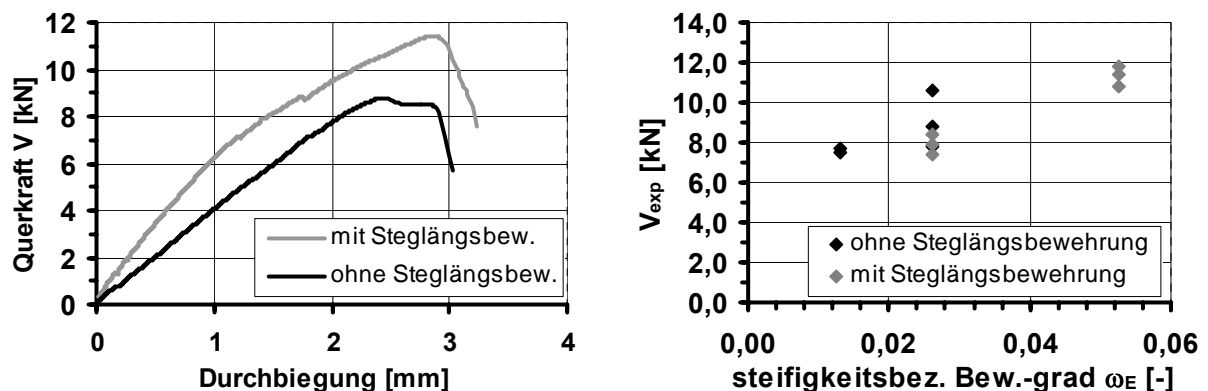


Bild 7-10: Last-Verformungskurven (links) und Querkrafttragfähigkeit (rechts) von Balken mit und ohne Steglängsbewehrung

Den Versuchsbeobachtungen folgend liegt es nahe, das Querkrafttragverhalten analog zu /Mol05/ mit einem Stabwerkmodell entsprechend der aus dem Stahlbetonbau bekannten Modelle, die auf der Fachwerkanalogie von MÖRSCH /Mör08/ beruhen, abzubilden. Ausgehend von diesem Modell ergibt sich die rechnerische Tragfähigkeit der Zugstreben, bestehend aus der Zugtragfähigkeit der vertikalen und horizontalen Stegbewehrung, nach Gleichung (7-8):

$$V_f = (a_{tw,0^\circ} \cdot f_{t,res,0^\circ} + a_{tw,90^\circ} \cdot f_{t,res,90^\circ}) \cdot z \cdot \cot \beta_r \cdot \cos \alpha \quad (7-8)$$

mit $a_{tw,0^\circ}$ Querschnittsfläche der vertikalen Querkraftbewehrung

$a_{tw,90^\circ}$ Querschnittsfläche der horizontalen Stegbewehrung

$$f_{t,res,0^\circ(90^\circ)} = f_{fil} \cdot k_1 \cdot k_{0,\alpha} \quad (\text{Zugfestigkeit der Querkraftbewehrung}) \quad (7-9)$$

k_1 nach Gleichung 8-2

$k_{0,\alpha}$ nach Gleichung 8-3

Bei exakter Berechnung der Zugstrebenbreite ist die Umlenkung der Bewehrung im Riss (= $w \cdot \sin \alpha$) zu berücksichtigen. Aufgrund der geringen Rissbreiten von maximal

etwa 0,3 mm ist der Einfluss allerdings vernachlässigbar. Wesentlicher Unterschied zu dem Modell in /Mol05/ ist die Berücksichtigung des Traganteils der Steglängsbewehrung und des Neigungswinkels α der Querkraftbewehrung im Riss.

In Bild 7-11 (links) ist das Verhältnis zwischen experimenteller Querkrafttragfähigkeit und rechnerischer Fachwerktragfähigkeit dargestellt. Der in /Mol05/ beschriebene Resttraganteil bei geringem Querkraftbewehrungsgrad ist auch hier deutlich ablesbar.

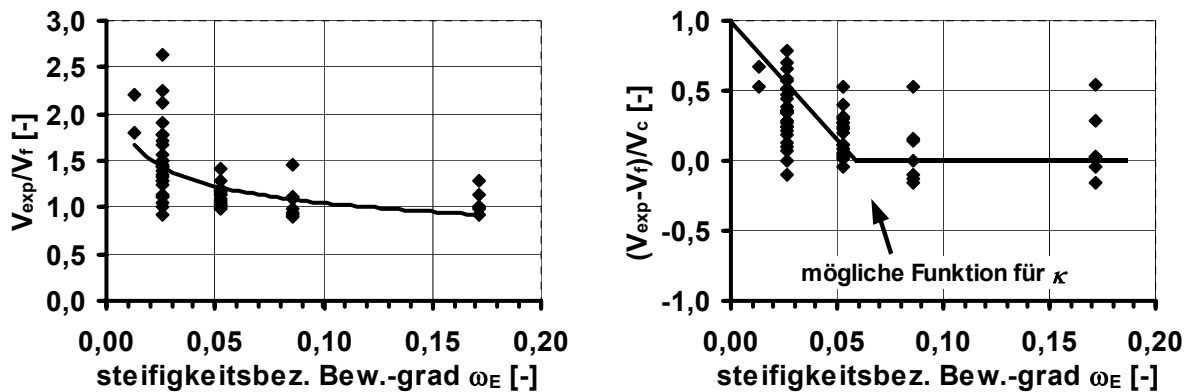


Bild 7-11: Vergleich experimenteller Querkrafttragfähigkeit mit rechnerischer Fachwerktragfähigkeit (links); Beiwert κ in Abhängigkeit des steifigkeitsbezogenen Bewehrungsgrades ω_E (rechts)

Nach /Gör04/ kann der Resttraganteil auf dieselben Tragmechanismen zurückgeführt werden, die auch die Tragfähigkeit des Bauteils ohne Querkraftbewehrung maßgeblich bestimmen. Der Einfluss des Betontraganteils nimmt bei zunehmendem Querkraftbewehrungsgrad aufgrund der größeren Steifigkeit des Stabwerks ab. Folglich kann ein erforderlicher Abminderungsfaktor κ empirisch anhand des Verhältnisses zwischen Resttraganteil ($= V_{exp} - V_f$) und rechnerischer Tragfähigkeit des Bauteils ohne Querkraftbewehrung V_c in Abhängigkeit des steifigkeitsbezogenen Querkraftbewehrungsgrad ω_E abgeleitet werden (Bild 7-11, rechts). Hierauf wird in Kapitel 8.4 bei der Entwicklung eines Ingenieurmodells zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit detailliert eingegangen.

7.4.2.2 Untersuchung der Druckstreben­tragfähigkeit

Die Druckstreben­tragfähigkeit stellt die obere Begrenzung der Querkrafttragfähigkeit von Balken mit Querkraftbewehrung dar. Diese wird maßgeblich durch die Betondruckfestigkeit und die Stegbreite bestimmt. Die Betondruckfestigkeit ist aufgrund der Einwirkung von Querkraftspannungen und der unregelmäßigen Rissverläufe geringer als unter einaxialer Druckbeanspruchung. Die Problematik der Tragfähigkeit des gerissenen Betons ist seit mehreren Jahrzehnten Gegenstand umfangreicher Untersuchungen, welche die Basis für die in den verschiedenen internationalen Normen festgelegten Abminderungsbeiwerte darstellen. Eine Zusammenstellung der unterschiedli-

chen Regelungen zur zulässigen Betondruckspannung bei gleichzeitiger Querkzugbeanspruchung ist in /Roo95/ zu finden. Die Abminderungsbeiwerte variieren dabei in einer großen Bandbreite zwischen 0,35 und 1,0. In Untersuchungen von VECCHIO/COLLINS /Vec82/ wurde sogar eine Reduktion der Betondruckfestigkeit bei Querkzugspannungen auf bis zu 20 % der Tragfähigkeit bei einaxialer Beanspruchung festgestellt. Bei der Bemessung nach DIN 1045-1 ist die Betondruckfestigkeit beim Nachweis der Druckstreben­tragfähigkeit mit dem Faktor $\alpha_c = 0,75$ abzumindern. In /Mol05/ wurde gegenüber diesem Wert eine um bis zu 50 % reduzierte Tragfähigkeit festgestellt, wofür die Schwächung der Balkenstege durch die druckweiche textile Querkraftbewehrung verantwortlich gemacht wird. In dem vorgeschlagenen Bemessungsmodell wird dieser Effekt durch den Ansatz der reduzierten Stegbreite $b_{w,eff}$ nach Gleichung (2-36) berücksichtigt.

In den eigenen Versuchen an Balken mit einer Querkraftbewehrung aus dem Carbon­gelege MAG-04-03 wurde ebenfalls eine größere Abminderung der Betondruckfestigkeit festgestellt als nach DIN 1045-1 für Stahlbetonbauteile anzusetzen ist. Die Abminderungsbeiwerte $\alpha_{c,exp}$ ergeben sich aus der experimentellen Querkrafttragfähigkeit V_{exp} nach Gleichung (7-10):

$$\alpha_{c,exp} = \frac{V_{exp}}{f_{cm} \cdot b_{s,eff} \cdot z / (\cot \beta_r + \tan \beta_r)} \quad (7-10)$$

Wie Bild 7-12 verdeutlicht, lagen die Werte für $\alpha_{c,exp}$ zwischen 0,26 und 0,34. Neben der Schwächung des Steges durch die druckweiche textile Bewehrung und die aus Spannungsumlenkungen um die Rovings resultierenden zusätzlichen Querkzugspannungen sind die relativ geringen Rissabstände von etwa 15 bis 20 mm als Ursache der gegenüber Stahlbetonbauteilen größeren Abnahme der Betondruckfestigkeit zu nennen. Die Risse zerteilen die Druckstreben des Fachwerkmodells in mehrere kleine Druckstreben, deren Betongefüge vor allem an den Risskanten durch Umlenkpressungen der Rovings und die über Verbund eingeleiteten Zugspannungen geschädigt wird. Bei der Berechnung der Druckstreben­tragfähigkeit textilbewehrter Bauteile ist in der Folge eine deutlich größere Reduzierung der einaxialen Betondruckfestigkeit zu berücksichtigen.

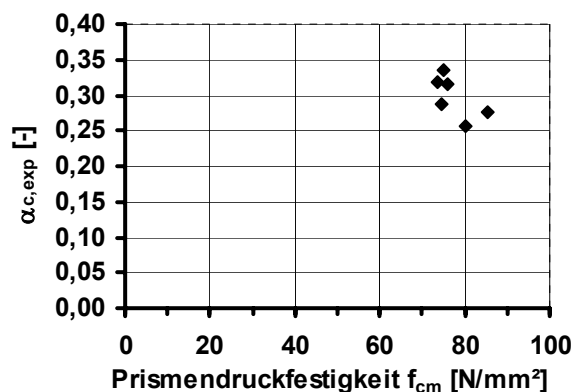


Bild 7-12: Abminderungsbeiwerte $\alpha_{c,exp}$ nach Gleichung (7-10)

7.5 Zusammenfassung der Querkraftversuche

In den Versuchen an Balken ohne Querkraftbewehrung stellte sich die Tragfähigkeit der ungerissenen Druckzone als maßgeblicher Traganteil heraus. Aufgrund der relativ großen Schubrissbreiten kann eine Kraftübertragung durch Rissreibung ausgeschlossen werden. Die Querkrafttragfähigkeit von Balken mit Querkraftbewehrung setzt sich aus einem Betontraganteil und einem Fachwerktraganteil zusammen. Bei der Berechnung des Fachwerktraganteils ist die Umlenkung der Stegbewehrung an den Risskanten und die daraus folgende Schädigung zu berücksichtigen. Die Umlenkwinkel der vertikalen Stegbewehrung betragen im Mittel zwischen 10° und 15° und die der horizontalen Stegbewehrung entsprechend zwischen 80° und 75° . Die Druckstreben­tragfähigkeit textiltbewehrter Bauteile wird durch die Gefügeschädigung des Betons infolge der geringeren Rissabstände und zusätzliche Querkzugspannungen aus der Kraftumlenkung um die weiche textile Stegbewehrung abgemindert.

8 Entwicklung von Ingenieurmodellen

8.1 Allgemeines

Die heterogene Materialstruktur der textilen Bewehrung im Verbundbaustoff Textilbeton resultiert in einer hohen Komplexität des Tragverhaltens mit einer Vielzahl sich zum Teil gegenseitig in ihrer Wirkung beeinflussender Effekte. Die Modellierung des vielschichtigen Tragverhaltens erfolgt deshalb auf verschiedenen Ebenen, auf denen die maßgeblichen Mechanismen in einer unterschiedlichen Auflösung abgebildet werden.

In Ingenieurmodellen werden die wesentlichen Mechanismen vereinfacht berücksichtigt. Zur Entwicklung von Ingenieurmodellen für die Berechnung der Tragfähigkeit textilbewehrter Elemente ist daher die Verwendung empirisch abgeleiteter Faktoren erforderlich.

Die im Folgenden angegebenen Ingenieurmodelle für die Zug-, Biege- und Querkrafttragfähigkeit textilbewehrter Elemente basieren auf den Erkenntnissen der in den Kapiteln 3 bis 7 beschriebenen theoretischen und experimentellen Untersuchungen. Sie dienen zur Abbildung des mittleren Tragverhaltens von Textilbetonbauteilen.

Für die Bemessung von Bauteilen aus textilbewehrtem Beton ist die Dauerhaftigkeit der Materialien, vor allem der Tragfähigkeitsverlust von AR-Glasfasern bei zeitweise oder dauernd feuchten Bauteilen, zusätzlich angemessen zu berücksichtigen. Überdies sind für eine sichere Bauteilbemessung die Ermittlung der Quantilwerte der Kenngrößen sowie die Einbettung der Nachweise in ein Sicherheitskonzept erforderlich.

8.2 Ingenieurmodell für die Berechnung der Zugtragfähigkeit

Die Untersuchungen zum Zugtragverhalten lieferten im Wesentlichen die Erkenntnis, dass die Tragfähigkeit der Bewehrung im Verbundbauteil vor allem vom Fasermaterial, dem textilen Bindungstypen der Bewehrung, der Orientierung der Fasern zur Kraftrichtung, dem Auftreten von Querkzugspannungen und der Herstelltechnik abhängen.

Da zu den Auswirkungen der Herstelltechnik bisher nur sehr wenige Erkenntnisse vorliegen, wird dieser Effekt bei dem im Folgenden vorgestellten Ansatz nicht berücksichtigt. Ebenso wird auf die Einbeziehung getränkter textiler Bewehrungen verzichtet, da in den durchgeführten Versuchen das Versagen aufgrund der Längsrissbildung im Beton eingeleitet wurde. Die maßgeblichen Einflussparameter für diese Phänomene konnten im Rahmen dieser Arbeit nicht abschließend geklärt werden.

Im Bruchzustand wird die Tragfähigkeit des textilbewehrten Elements allein von der Zugtragfähigkeit der Bewehrung bestimmt. Rissüberbrückende Zugspannungen im Beton werden aufgrund der festgestellten Rissbreiten ausgeschlossen. Die Wirkung

der oben genannten wesentlichen Einflüsse auf die Zugtragfähigkeit des Verbundquerschnitts wird in Gleichung 8-1 durch empirische Beiwerte berücksichtigt:

$$F_t = A_t \cdot f_{fil} \cdot k_1 \cdot k_{0,\alpha} \cdot k_2 \quad (8-1)$$

- mit A_t Querschnittsfläche der Bewehrung [mm²]
 f_{fil} Filamentzugfestigkeit [N/mm²]
 k_1 Effektivitätsfaktor nach Tabelle 8-1 [-]
 $k_{0,\alpha}$ Beiwert für schiefwinklige Beanspruchung nach Gleichung 8-3 [-]
 k_2 Beiwert für zweiaxiale Beanspruchung nach Gleichung 8-4 [-].

Als Bezugsgröße für die Effektivität k_1 der textilen Bewehrung wird die Filamentzugfestigkeit f_{fil} eingesetzt. Der Beiwert k_1 ergibt sich nach Gleichung 8-2 als Verhältnis der Textilbruchspannung $\sigma_{tex, max}$ im Beton zur Filamentzugfestigkeit f_{fil} und ist für die untersuchten Gelege in Tabelle 8-1 angegeben.

$$k_1 = \frac{\sigma_{tex, max}}{f_{fil}} \quad (8-2)$$

Der funktionale Zusammenhang zwischen dem Beiwert $k_{0,\alpha}$ und dem Neigungswinkel α der Bewehrung zur Krafrichtung ist in Gleichung (8-3) angegeben. In Bild 8-1 (links) ist dieser im Vergleich zu der Annahme von MOLTER /Mol05/ grafisch dargestellt.

$$k_{0,\alpha} = 1 - \alpha/90 \quad (8-3)$$

Der Vergleich der experimentellen Bruchlasten in den Dehnkörperversuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung und den rechnerischen Tragfähigkeiten zeigt die ausreichende Genauigkeit der Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen der Tragfähigkeitsabnahme und dem Neigungswinkel α (Bild 8-1, rechts).

Tabelle 8-1: Effektivität k_l für die Kettrichtung verschiedener Gelegevarianten bei Bauteilherstellung im Gießverfahren

Fasermaterial	Rovingtiter	Bindung	Stichlänge [mm]	k_l [-]
AR-Glas	1200 tex	Trikot	2,1	0,32
			4,2	0,33
			6,3	0,36
		Franse	2,1	0,22
			4,2	0,29
			6,3	0,27
	2400 tex	Trikot	2,1	0,27
			4,2	0,26
			6,3	0,23
		Franse	2,1	0,24
4,2	0,23			
Carbon	1600 tex	Franse	2,1	0,22
		Trikot	6,4	0,19

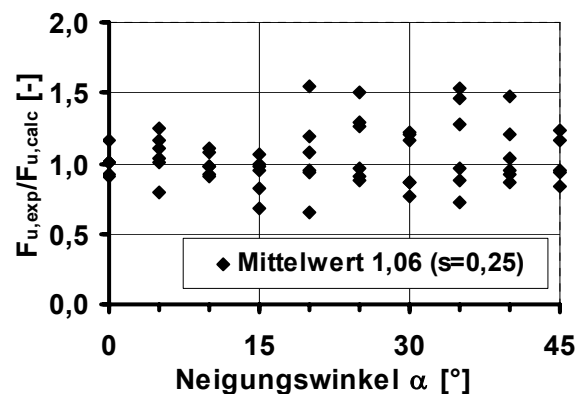
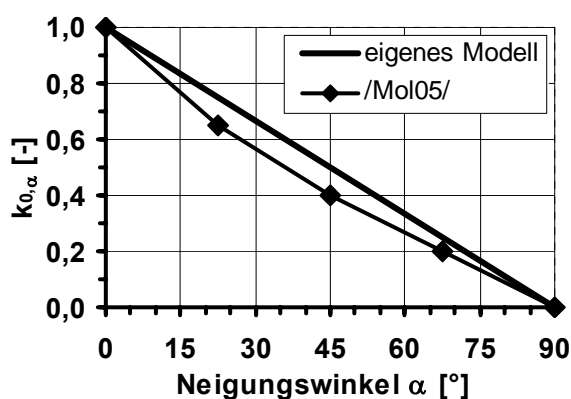


Bild 8-1: Beiwert $k_{0,\alpha}$ (links) und Vergleich zwischen rechnerischer Traglast und Bruchlasten der Dehnkörper mit schiefwinkliger Bewehrungsführung

Aufgrund der bisherigen Erkenntnisse zum Einfluss von zyklischen Belastungen wird angenommen, dass bei Textilspannungen unterhalb von 70 % der Textilbruchspannung kein Einfluss einer begrenzten Anzahl von Lastwechseln (Low cycle fatigue) auf die Resttragfähigkeit der textilen Bewehrung besteht.

Die Untersuchung des Tragverhaltens von Scheiben mit dem Gelege MAG-07-03 unter zweiachsialen Spannungszuständen zeigte eine Abnahme der Tragfähigkeit bei Querspannungen von 26 %, wohingegen Querspannungen keinen Einfluss auf die

Tragfähigkeit hatten. Für den Beiwert k_2 in Gleichung 8-4 ergibt sich damit für das verwendete Gelege folgender Zusammenhang:

$$k_2 = \begin{cases} 0,74 & \text{bei Querkzug} \\ 1,0 & \text{bei Querdruck} \end{cases} \quad (8-4)$$

Mit dem Ansatz nach Gleichung (8-1) zur Bestimmung der Zugtragfähigkeit F_t des textilbewehrten Elements ergibt sich eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen der Dehnkörperversuche (Bild 8-2, links) mit einer Standardabweichung $s = 0,12$. Der Vergleich mit den Ergebnissen der Scheibenversuche (Bild 8-2, rechts) zeigt die Überschätzung des schädigenden Einflusses der Bewehrungsneigung, die zu einer auf der sicheren Seite liegenden Berechnung der Tragfähigkeit führt.

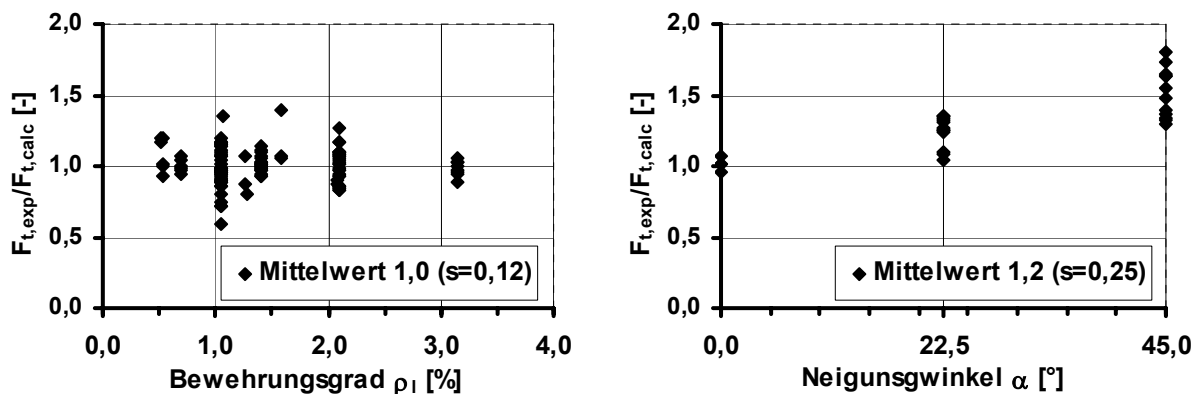


Bild 8-2: Vergleich experimenteller und rechnerischer Tragfähigkeit im Dehnkörperversuch (links) und Scheibenversuch (rechts)

8.3 Ingenieurmodell für die Berechnung der Biegetragfähigkeit

Die Ermittlung der Biegetragfähigkeit beruht auf folgenden grundsätzlichen Annahmen:

- Es gilt die Hypothese von BERNOULLI vom Ebenbleiben der Querschnitte.
- Es herrscht vollkommener Verbund zwischen Beton und Bewehrung.
- Die Bemessung erfolgt im Riss unter Vernachlässigung der Betonzugfestigkeit.
- Es gelten die in Bild 8-3 beschriebenen Materialgesetze für Beton und Bewehrung.

Die Biegetragfähigkeit wird bestimmt durch die Zugtragfähigkeit der Bewehrung, die Tragfähigkeit der Betondruckzone sowie den inneren Hebelarm z . In den Untersuchungen zeigte sich abhängig vom Fasermaterial und der textilen Bindung eine Beein-

flussung der Bewehrungstragfähigkeit durch die Bauteilbiegung und den Bewehrungsgrad.

Die Tragfähigkeit der Betondruckzone war nicht Gegenstand der in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen, da mit den in /Bro06/ entwickelten Materialmodellen und festgestellten Materialkennwerten für den Feinbeton eine ausreichende Basis für die Berechnung der Betondruckkraft zur Verfügung steht. Unter Umständen ergeben sich für den verwendeten Feinbeton bei Biegung allerdings größere Bruchdehnungen als in den Modellen angenommen.

Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit textilbewehrter Elemente wird der in Gleichung 8-5 angegebene Ansatz vorgeschlagen. In diesem wird die rechnerische Zugtragfähigkeit textilbewehrter Elemente nach Gleichung 8-1 um den Beiwert k_{fl} erweitert. Zur Berechnung des inneren Moments wird die Textilzugkraft mit dem inneren Hebelarm z multipliziert.

$$M_u = A_t \cdot f_{fl} \cdot k_{fl} \cdot k_1 \cdot k_{0,\alpha} \cdot k_2 \cdot z \quad (8-5)$$

mit k_{fl} Beiwert für Biegebeanspruchung und Bewehrungsgrad in Abhängigkeit des Fasermaterials und des textilen Bindungstyps:

$$\text{AR-Glas: } k_{fl} = 1,0 \quad (\text{Fransebindung}) \quad (8-6)$$

$$k_{fl} = 1,0 + 0,15 \cdot \rho_l \quad (\text{Trikotbindung}) \quad (8-7)$$

$$\text{Carbon: } k_{fl} = 1,0 + 0,47 \cdot \rho_l \quad (\text{Fransebindung}) \quad \text{für } \rho_l \leq 1,4 \% \quad (8-8)$$

ρ_l geometrischer Längsbewehrungsgrad in [%]

z innerer Hebelarm

Der innere Hebelarm z ergibt sich aus der Iteration der Dehnungsebene. Als Materialgesetz für den Beton wird dem Vorschlag in /Bro06/ folgend das Parabel-Rechteckdiagramm nach DIN 1045-1 angenommen (Bild 8-3, links), wobei die größeren Dehnungswerte des Feinbetons zu berücksichtigen sind. Für den in dieser Arbeit verwendeten Feinbeton sind diese in Kapitel 3.1 (Tabelle 3-3) angegeben. Bei anderen Feinbetonmischungen ist das Spannungs-Dehnungsverhalten zu bestimmen. Das linear-elastische Spannungs-Dehnungsverhalten der textilen Bewehrung wird mit dem Elastizitätsmodul nach Herstellerangabe und der Zugfestigkeit aus dem Filamentzugversuch beschrieben (Bild 8-3, rechts).

Die Berücksichtigung gleichzeitiger Normalkräfte erfolgt wie bei Stahl- und Spannbetonbauteilen. Für Lastwechselbeanspruchungen gilt die in Kapitel 8.2 bei der Berechnung der Zugtragfähigkeit vorgestellte Annahme analog, dass bei bis zu etwa 100 Lastwechseln keine Auswirkungen auf die Tragfähigkeit zu erwarten sind.

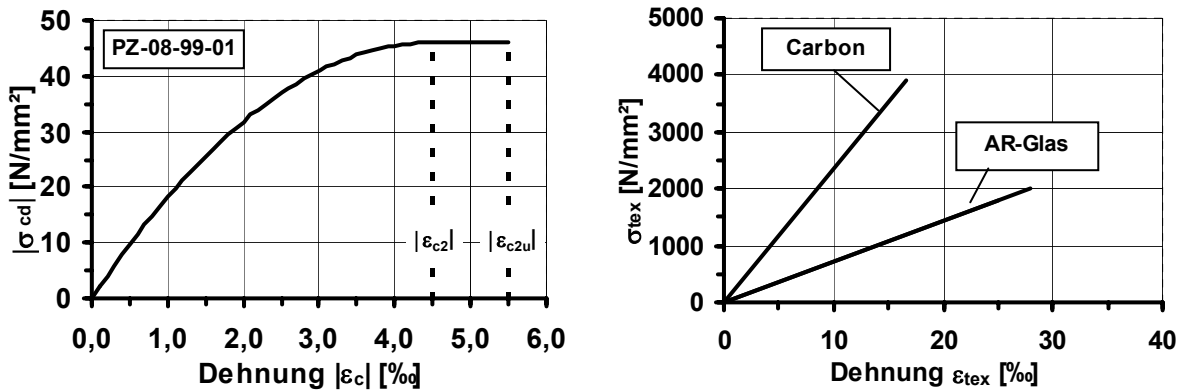


Bild 8-3: Materialgesetze für Feinbeton (links) und textile Bewehrung (rechts) zur Berechnung der Biegetragfähigkeit

Der Vergleich der experimentellen Bruchmomente M_{exp} mit den rechnerischen Biegetragfähigkeiten M_u ist in den folgenden Diagrammen (Bild 8-4 und Bild 8-5) gegeben. Die Werte der Standardabweichungen belegen die gute Abbildung des Tragverhaltens durch das Ingenieurmodell.

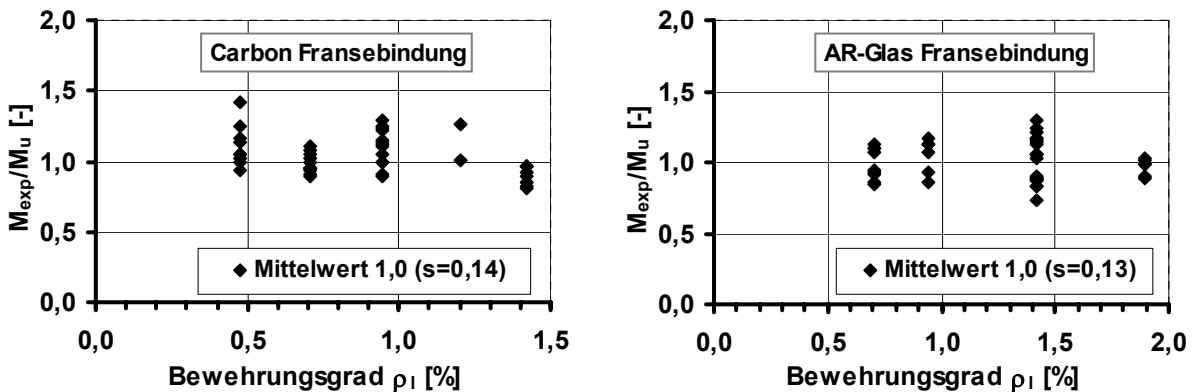


Bild 8-4: Vergleich experimenteller und rechnerischer Tragfähigkeiten im Biegeversuch für Carbongelege (links, 44 Versuche) und AR-Glasgelege (rechts, 42 Versuche) mit Fransebindung

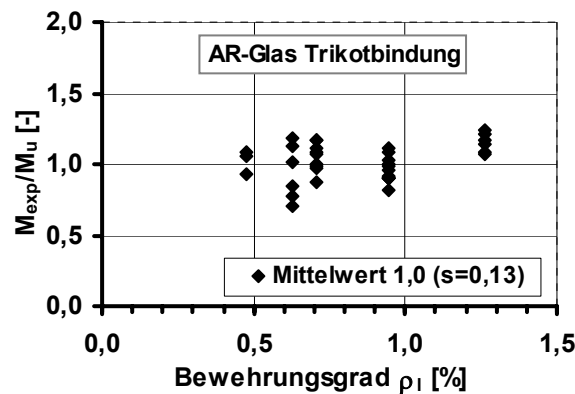


Bild 8-5: Vergleich experimenteller und rechnerischer Tragfähigkeiten im Biegeversuch für AR-Glasgelege mit Trikotbindung (36 Versuche)

8.4 Querkrafttragfähigkeit

8.4.1 Allgemeines

In den in Kapitel 7 beschriebenen Versuchen stellte sich die Tragfähigkeit der ungerissenen Betondruckzone als maßgeblicher Traganteil der Querkrafttragfähigkeit von Balken ohne Querkraftbewehrung heraus. Deshalb wird im Folgenden zunächst die Anwendbarkeit des in Kapitel 2.7 beschriebenen Ansatzes aus /Mol05/ auf die eigenen Versuchswerte überprüft. Dieser beruht auf den Modellen von ZINK /Zin99/ und GÖRTZ /Gör04/ und berücksichtigt ebenfalls die ungerissene Druckzone als den wesentlichen Einflussparameter. Anschließend wird ein eigenes Ingenieurmodell vorgeschlagen, das auf dem Ansatz nach DIN 1045-1 basiert.

Die eigenen Untersuchungen bestätigten die Annahme in /Gör04, Mol05/, dass die Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen mit Querkraftbewehrung aus einem Betontraganteil und einem Fachwerkanteil besteht. In dem in Kapitel 8.4.3 beschriebenen eigenen Ingenieurmodell fließen die wesentlichen neuen Erkenntnisse dieser Arbeit ein. Abschließend wird das Modell für den praktischen Einsatz modifiziert.

8.4.2 Querkrafttragfähigkeit ohne Querkraftbewehrung

In Bild 8-6 (links) ist der Vergleich der rechnerischen Querkrafttragfähigkeiten nach dem Modell in /Mol05/ mit den Versuchsergebnissen dargestellt. Es zeigt sich eine Unterschätzung der in den Versuchen festgestellten Querkrafttragfähigkeit.

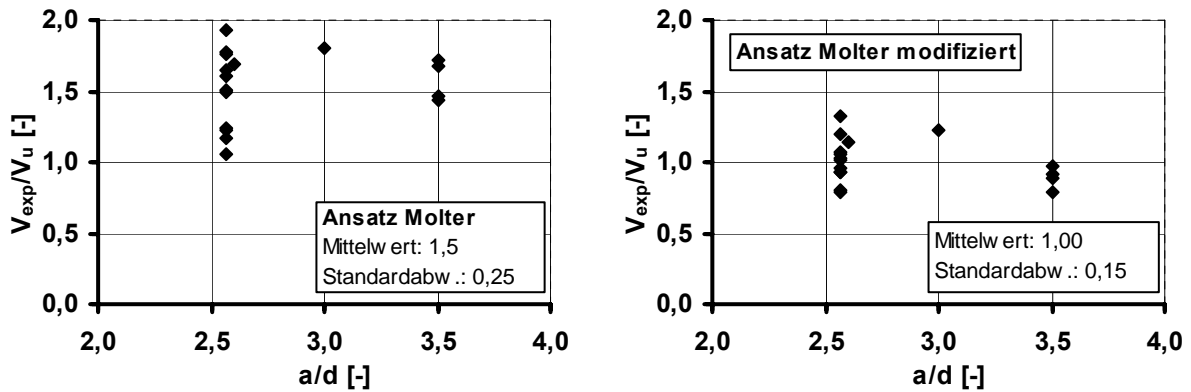


Bild 8-6: Vergleich der Versuchsergebnisse (17 Versuche) mit den rechnerischen Tragfähigkeiten nach MOLTER (links) und nach Modifizierung des Ansatzes (Gleichung (8-9)) (rechts)

Die Ursachen sind in den verwendeten Eingangswerten für den Effektivitätsbeiwert und den Elastizitätsmodul der Bewehrung zu suchen, für deren Berechnung die Ergebnisse der Zugversuche an Rovings herangezogen werden, die dem textilen Gelege entnommen wurden. In Kapitel 5 wurde bereits diskutiert, dass die am Garnzugversuch ermittelten Kennwerte nach Meinung des Verfassers ungeeignet für die Beschreibung des Bauteiltragverhaltens erscheinen. Deshalb wurde der Ansatz modifiziert, indem der Elastizitätsmodul des Filaments, die auf die Filamentzugfestigkeit bezogene Effektivität und die in /Bro06/ angegebenen Materialkennwerte des Betons verwendet werden. Die Querkrafttragfähigkeit nach dem modifizierten und an den Versuchsergebnissen mit dem empirischen Vorfaktor 0,98 kalibrierten Ansatz ergibt sich nach Gleichung (8-9). Der Vergleich mit den experimentellen Werten in Bild 8-6 (rechts) ergibt eine gute Übereinstimmung mit einer Standardabweichung $s = 0,15$.

$$V_u = 0,98 \cdot \beta \cdot b_{s,eff} \cdot k_x \cdot d \cdot f_{ctm} \cdot (4 \cdot d / a)^{1/4} \cdot (5 \cdot l_{ch} / d)^{1/4} \quad (8-9)$$

mit

$$b_{s,eff} = b_w - n \cdot d_t + 0,3 \cdot \sum_i h_{f,i} \quad \text{nach /Mol05/} \quad (8-10)$$

$h_{f,i}$ Flanshhöhe

n Anzahl der nebeneinander im Steg liegenden Rovings

d_t Rovingdurchmesser

$$k_x = \frac{2}{1 + \sqrt{1 + \frac{2}{k_1 \cdot \rho_l \cdot E_{fil} / E_{cm}}}}} \leq \frac{h_f}{d} \quad (8-11)$$

$$k_1 = \frac{\sigma_{tex,max}}{f_{fil}}$$

$$E_{cm} = 32000 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{cm} = 4,0 \text{ N/mm}^2 \quad \text{zentrische Betonzugfestigkeit nach /Bro06/} \quad (8-12)$$

$$l_{ch} = 86 \text{ mm} \quad \text{charakteristische Länge nach /Bro06/} \quad (8-13)$$

Der Ansatz der DIN 1045-1 zur Berechnung der Querkrafttragfähigkeit von Bauteilen ohne Querkraftbewehrung berücksichtigt ebenfalls die wesentlichen Eingangsparameter wie die Zugfestigkeit des Betons, den Längsbewehrungsgrad und den Maßstabseffekt. Da die Bestimmungsgleichung aufgrund der geringeren Komplexität für den praktischen Gebrauch geeigneter erscheint als Gleichung (8-9), wird sie anhand der Versuchsergebnisse für die Anwendung bei textilbewehrten Bauteilen modifiziert. Dabei werden folgende Parameter einbezogen:

- Die Sprengwerktragwirkung wird für Schubschlankheiten $a/d < 3,0$ durch den Beiwert β berücksichtigt.
- Zur Berücksichtigung der Druckzonenhöhe wird die mittlere Textilspannung der Längsbewehrung σ_{tex} im Riss in Relation zur Streckgrenze des Betonstahls f_{yk} verwendet.
- Der Vorfaktor wird an den vorhandenen Versuchsdaten kalibriert.

Der hergeleitete Ansatz ist in Gleichung (8-14) dargestellt.

$$V_c = 0,158 \cdot \beta \cdot \eta_1 \cdot \kappa \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot \frac{\sigma_{tex}}{f_{yk}} \cdot f_{cm})^{1/3} \cdot b_{s,eff} \cdot d \quad (8-14)$$

$$\text{mit } \beta = \frac{3}{a/d} > 1,0 \quad (\text{zur Berücksichtigung der Sprengtragwirkung}) \quad (8-15)$$

$$\eta_1 = 1,0$$

$$\kappa = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0 \quad \text{mit } d \text{ in mm} \quad (8-16)$$

$$\rho_l = \frac{A_t}{b_w \cdot d} \quad (8-17)$$

$$\sigma_{tex} = \frac{M_{max}}{z \cdot A_t} \quad (8-18)$$

f_{yk} Zugfestigkeit des Betonstahls an der Streckgrenze (500 N/mm²)

d statische Nutzhöhe

A_t Querschnittsfläche der Biegebewehrung

z innerer Hebelarm

Der Vergleich mit den Versuchsergebnissen ergibt eine Standardabweichung $s = 0,12$ (Bild 8-7). Die Diagramme verdeutlichen ein nicht ganz trendfreies Verhältnis zwischen rechnerischen und experimentellen Werten. Ursache ist die Abschätzung des Einflusses der Schubschlankheit. In den eigenen Untersuchungen wurden Versuche

mit Schubslankheiten bis $a/d = 3,5$ durchgeführt. Da nicht ausgeschlossen werden kann, dass die Querkrafttragfähigkeit durch größere Schubslankheiten weiter beeinflusst wird, besteht bezüglich dieses Parameters weiterer Forschungsbedarf. Deshalb wurde in dem hier vorgeschlagenen Ingenieurmodell die Regelung $\beta = 3/(a/d) > 1,0$ nach /Gör04/ übernommen und es sei auf die erforderliche weitergehende Überprüfung hingewiesen.

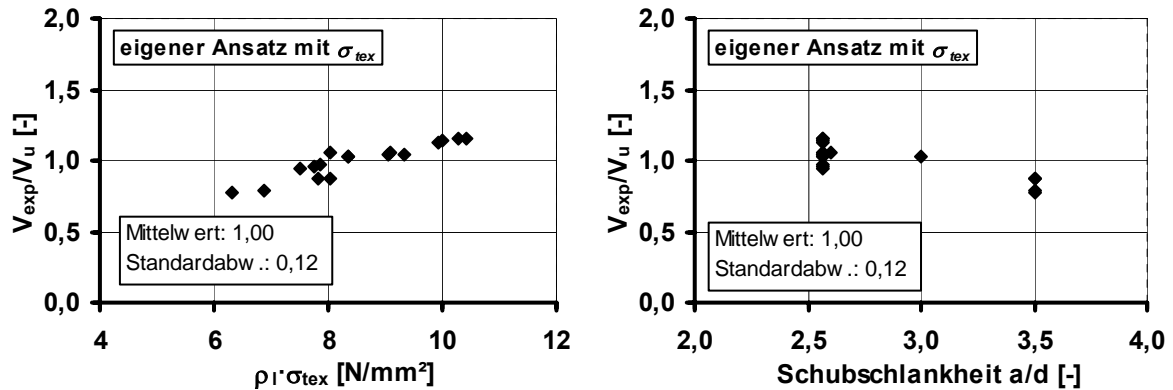


Bild 8-7: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Querkrafttragfähigkeit nach Gleichung (7-15)

8.4.3 Querkrafttragfähigkeit mit Querkraftbewehrung

Die eigenen Versuchsergebnisse bestätigen die Modellvorstellungen in /Gör04, Mol05/, wonach sich die Querkrafttragfähigkeit textilbewehrter Elemente aus einem Fachwerktraganteil und einem Betontraganteil zusammensetzt (Gleichung (8-19)). Als Betontraganteil wird die Querkrafttragfähigkeit des Bauteils ohne Querkraftbewehrung nach Gleichung (8-22) angenommen, wobei das Steifigkeitsverhältnis zwischen Betontraganteil und Fachwerktraganteil mit dem Beiwert κ_f nach Gleichung (8-20) berücksichtigt wird:

$$V = V_f + \kappa_f \cdot V_c \quad (8-19)$$

mit V_f Fachwerktraganteil

$$\kappa_f = 1 - 17 \cdot \omega_E \geq 0 \quad (8-20)$$

$$\omega_E = \frac{a_{tw} \cdot E_{fil}}{b_{s,eff} \cdot E_c} \quad (\text{steifigkeitsbezogener Querkraftbewehrungsgrad}) \quad (8-21)$$

$$V_c = \left(0,158 \cdot \beta \cdot \eta_1 \cdot \kappa \cdot \left(100 \cdot \rho_l \cdot \frac{\sigma_{tex}}{f_{yk}} \cdot f_{cm} \right)^{1/3} - 0,12 \cdot \frac{N}{A_c} \right) \cdot b_{s,eff} \cdot d \quad (8-22)$$

Der Fachwerkanteil ergibt sich als Minimum der Zug- und Druckstreben­tragfähigkeit:

$$V_F = \min \left\{ \begin{array}{l} (a_{tw,0^\circ} \cdot f_{t,res} + a_{tw,90^\circ} \cdot f_{t,res}) \cdot z \cdot \cot \beta_r \cdot \cos \alpha \\ \alpha_c \cdot f_{cm} \cdot b_{w,red} \cdot z / (\cot \beta_r + \tan \beta_r) \end{array} \right. \quad (8-23)$$

mit $a_{tw,0^\circ}$ Querschnittsfläche der vertikal verlaufenden Querkraftbewehrung
 $a_{tw,90^\circ}$ Querschnittsfläche der horizontal verlaufenden Querkraftbewehrung
 $f_{t,res}$ nach Gleichung (7-9)

α Umlenkwinkel der vertikalen Querkraftbewehrung

$$\beta_r \quad \text{Schubrisswinkel: } \cot \beta_r = 1,1 - 0,55 \cdot \frac{\sigma_x}{f_{ctm}} \leq \begin{cases} 2,15 \\ a/d \end{cases} \quad (8-24)$$

α_c Abminderungsbeiwert: $\alpha_c = 0,297$

Der Vergleich der rechnerischen und experimentellen Werte zeigt eine gute Übereinstimmung mit einer Standardabweichung $s = 0,14$.

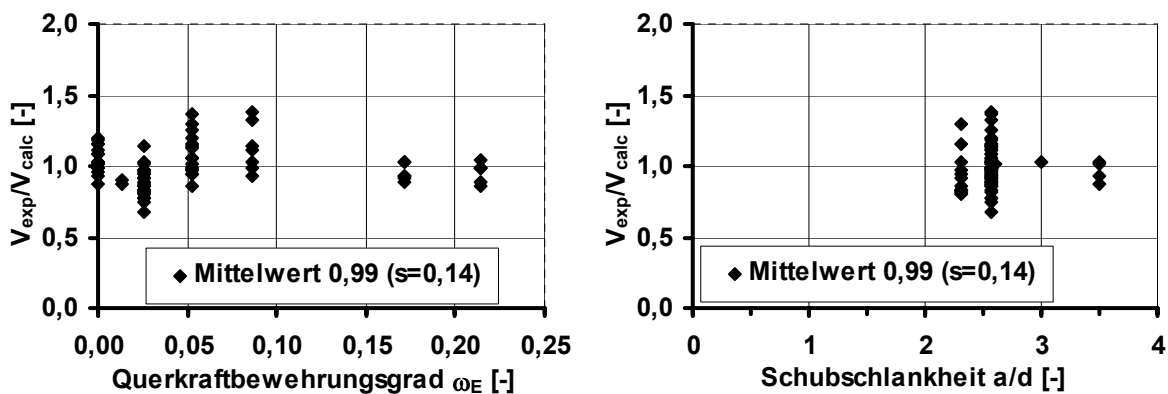


Bild 8-8: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Querkrafttragfähigkeit nach dem eigenen Ansatz

8.4.4 Umformung zu einem baupraktischen Ingenieurmodell

Bei dem in Kapitel 8.4.3 vorgestellten Modell ist bei der Berechnung des Abminderungsbeiwertes κ_f die Kenntnis des steifigkeitsbezogenen Querkraftbewehrungsgrades ω_E nötig. Da die erforderliche Querkraftbewehrung üblicherweise ein Ergebnis der Bauteilbemessung ist, ist für die baupraktische Anwendung des Modells die Entwicklung einer Bestimmungsgleichung für κ_f mit vorab bekannten Eingangswerten sinnvoll. In Analogie zu /Gör04/ wird deshalb mit Gleichung (8-25) eine Bestimmungsgleichung vorgeschlagen, bei der das Verhältnis zwischen einwirkender Querkraft V

und Querkrafttragfähigkeit des unbewehrten Textilbetonquerschnitts V_c nach Gleichung (8-22) als maßgeblicher Parameter einget.

$$\frac{V}{V_c} = \begin{cases} \leq 1,0 & \Rightarrow \text{keine Querkraftbewehrung erforderlich} \\ > 1,0 \leq 2,0 & \Rightarrow \kappa_f = 2,0 - V/V_c \\ > 2,0 & \Rightarrow \kappa_f = 0 \end{cases} \quad (8-25)$$

Für das im Folgenden exemplarisch beschriebene Vorgehen bei der Berechnung der erforderlichen Querkraftbewehrung wird vereinfachend angenommen, dass die Querschnittsfläche des Geleges in Kett- und Schussrichtung gleich ist.

Die erforderliche Querkraftbewehrung ergibt sich dann zu:

$$erf a_{tw} = \frac{V - \kappa_f \cdot V_c}{(f_{t,res,0^\circ} + f_{t,res,90^\circ}) \cdot z \cdot \cot \beta_r \cdot \cos \alpha} \quad (8-26)$$

Der Nachweis der Druckstrebentragfähigkeit ist nach Gleichung (7-28) zu führen.

$$V_{max} = 0,297 \cdot f_{cm} \cdot b_{s,eff} \cdot z / (\cot \beta_r + \tan \beta_r) \quad (8-27)$$

Der Vergleich der rechnerischen und experimentellen Querkrafttragfähigkeiten ist in Bild 8-9 dargestellt. Es zeigt sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit einem Variationskoeffizienten von 0,21.

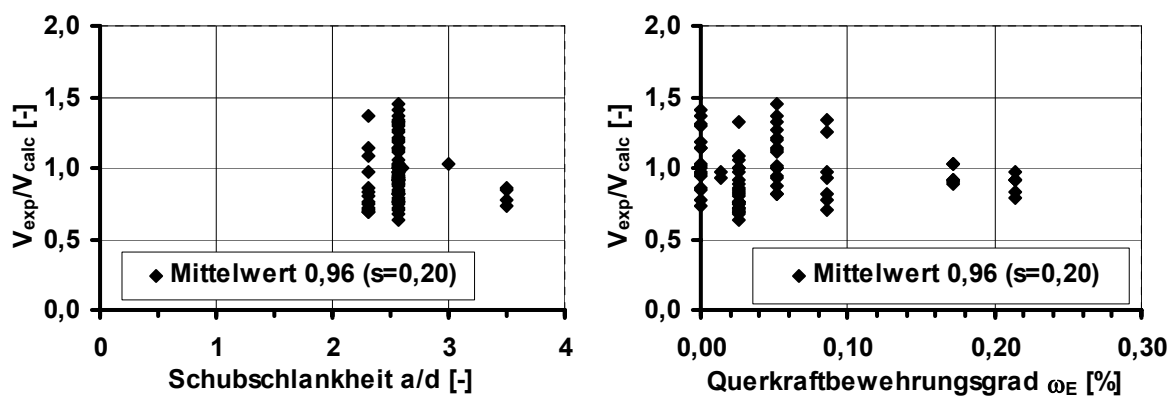


Bild 8-9: Vergleich der experimentellen und rechnerischen Querkrafttragfähigkeit nach dem vereinfachten Bemessungsansatz

9 Anwendungsbeispiele

9.1 Allgemeines

Die Verwendung einer nicht korrosiven, tragfähigen Bewehrung ermöglicht die Reduzierung der Querschnittsdicken von bewehrten Betonbauteilen auf das statisch erforderliche Maß. Exemplarisch sei hierfür die Herstellung eines Kleinkläranlagenbehälters genannt, bei dem die Wandstärke der marktüblichen stahlbewehrten Behälter durch die Verwendung einer textilen Bewehrung aus Carbongelegen in Kombination mit einem dreidimensionalen Abstandsgewirk aus AR-Glas von 10 cm auf 4 cm verringert wurde /Heg04/.

Neben der Substitution von Stahlbeton werden durch den textilbewehrten Beton aber auch neue Anwendungsgebiete erschlossen /Sch04, Heg04b/. Vorteilhaft sind dabei die realisierbare Filigranität der Bauteile, die hohe Oberflächenqualität des Feinbetons und die freie Formbarkeit der textilen Bewehrung. Ein Beispiel ist in diesem Zusammenhang die Herstellung von Möbeln wie Sitzbänken, Stehtischen und Küchenarbeitsplatten.

Im Folgenden werden einzelne Anwendungsbeispiele näher beschrieben, bei denen die textile Bewehrung als Hauptbewehrungselement fungiert. Die Bemessung und konstruktive Durchbildung erfolgte auf Basis der in dieser Arbeit beschriebenen Ergebnisse experimenteller und theoretischer Untersuchungen. Einzelne Bauteile wurde in Zusammenarbeit mit anderen am SFB 532 beteiligten Instituten prototypisch realisiert.

Neben reinen Textilbetonbauteilen existieren weitere Projekte mit einer Hauptbewehrung aus Betonstahl oder Spannstahl und einer Sekundärbewehrung aus textilen Gelegen. Zu nennen ist hier die Herstellung einer segmentierten Fußgängerbrücke, bei der die textilbewehrten Fertigteilelemente mit Spanngliedern zusammengespannt wurden /Cur07/. Ebenso existieren erste Anwendungen bei der Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit einer auflaminierten textilbewehrten Feinbetonschicht /Cur07a/.

9.2 Fassaden

Eine hinterlüftete Gebäudefassade aus Textilbetonelementen wurde bei der Erweiterung der Versuchshalle des Instituts für Massivbau der RWTH Aachen (IMB) im Jahr 2002 realisiert (Bild 9-1). Die Gesamtfassadenfläche von 240 m² besteht aus Einzel-elementen mit Abmessungen von L/B 268,5/32,5 cm und einer Dicke von 25 mm, die aufgrund des geringen Flächengewichtes (57,5 kg/m²) durch jeweils vier Befestigungspunkte an der Stahlbetonunterkonstruktion mit einem handelsüblichen Agraffen-Aufhängesystem angebracht wurden. Die Elemente sind in zwei Ebenen jeweils oberflächennah mit einem AR-Glasgelege bewehrt. Abmessungen und Betonzugfestigkeit wurden so eingestellt, dass die Platten unter Gebrauchslasten ungerissen bleiben.



Bild 9-1: Textilbeton-Fassade des Erweiterungsbaus der Versuchshalle des IMB, RWTH Aachen

In Deutschland sind derzeit kleinformatische Vorhangfassaden ($A = 0,72 \text{ m}^2$) mit punktförmiger Befestigung bauaufsichtlich zugelassen (betoShell[®], Firma Hering Bau). Großformatige Fassaden ($A < 5 \text{ m}^2$), die von der österreichischen Firma Rieder, der niederländischen Firma Fydro /Eng06/ und der Firma Hering Bau gefertigt werden, bedürfen einer aussteifenden Unterkonstruktion, z.B. aus Stahl- oder Aluminiumprofilen /Heg05a/. In Deutschland ist für diese Elemente bisher noch eine Zustimmung im Einzelfall der oberen Bauaufsichtsbehörde erforderlich. Im Rahmen eines AiF-Vorhabens werden derzeit in Zusammenarbeit mit der Firma Hering Bau großformatige Fassadenelemente mit Abmessungen von bis zu 12 m^2 für die Fassade der 2. Erweiterung der Versuchshalle des Instituts für Massivbau der RWTH Aachen entwickelt. Die Realisierung ist für das Frühjahr 2008 vorgesehen.

9.3 Rautenfachwerksystem

Die Verwendung rautenförmiger Gitterstrukturen zur Herstellung von Bogentragwerken stellt ein effizientes Konstruktionsprinzip dar, das seit gut hundert Jahren Anwendung im Hallenbau findet. Dabei ist die Rautenstruktur das geometrische Resultat von sich diagonal kreuzenden, relativ eng stehenden Bogenscharen. Seinen Ursprung hat dieses Konstruktionsprinzip in der 1905 vom Stadtbaurat Zollinger entwickelten, gleichnamigen Bauweise für Bogenhallen mit einzelnen, sich kreuzenden Holzlamellen. Auch im Betonbau fand diese Konstruktion Anwendung. So wurden in den 50er

und 60er Jahren zahlreiche Gewerbe-, Verkehrs- und Sportbauten mit Rautenfachwerken aus Betonfertigteilen überspannt /Hal53/. Der recht aufwändige Verguss als Fügemethode und das hohe Eigengewicht haben allerdings dazu geführt, dass Rautenfachwerke im Betonbau heute kaum noch realisiert werden.

Die Verwendung von textilbewehrtem Beton ermöglicht andere Formen der Vorfertigung und Bauteilfügung, die zu einer sinnvollen Anwendung von Beton bei filigranen Gitterstrukturen führen. Insbesondere die Möglichkeit, in vorgefertigten, rautenförmigen Grundelementen bereits vier Stäbe der Gitterstruktur zu fügen, verringert die Komplexität der Knotenausbildung erheblich. Im Zusammenspiel mit dem geringen Eigengewicht der Elemente (ca. 25 kg) und der Verschraubung als einfacher Fügemethode ergibt sich so die Möglichkeit, bogenförmige Tragstrukturen für kleinere und mittlere Spannweiten von 8 – 15 m effizient herzustellen (Bild 9-2).

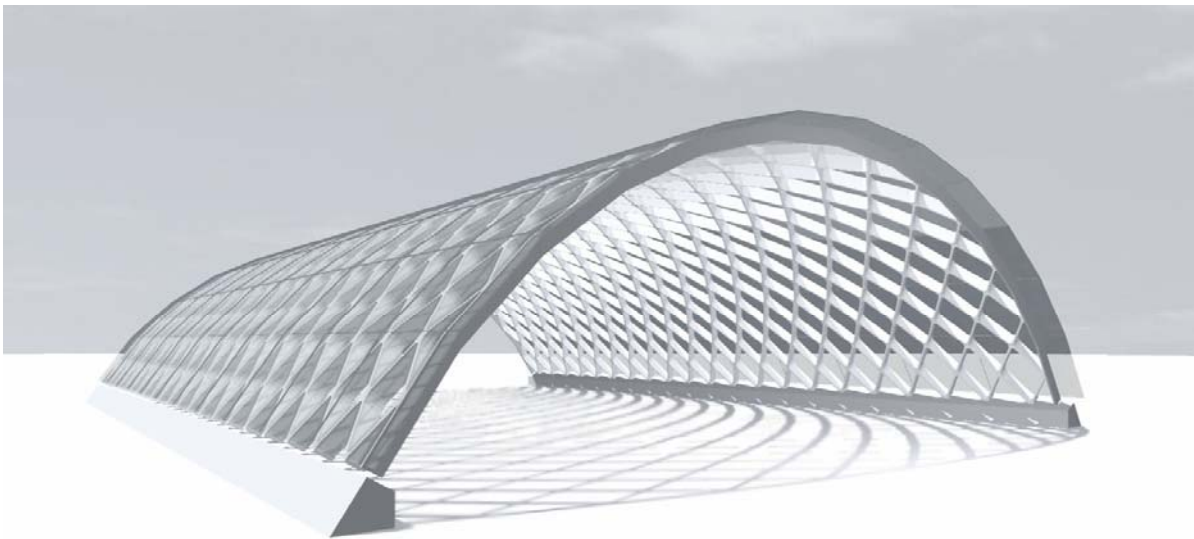


Bild 9-2: Gesamtstruktur des Rautenfachwerksystems (Quelle: bauko2, RWTH Aachen)

Als Grundmodul der Gitterstruktur wurde ein rautenförmiges Element mit Außenabmessungen von $L/B/H = 100/60/16$ cm bei einer Wandstärke von 25 mm entwickelt. Die auf einem Kreisbogensegment beruhende Geometrie der Gitterschale wird durch Addition der Rautenelemente in Längs- und Querrichtung erzeugt. Dabei wird der Kreisbogen auf einen Polygonzug mit Abschnitten von jeweils 1 m und Knickwinkeln von 10° reduziert. Um diese polygonale Grundstruktur zu erzielen, sind die Rautenelemente an den Schmalseiten jeweils um 5° abgeschrägt. Durch Wahl eines anderen Winkels lassen sich beliebige andere Bogengeometrien erzeugen. Die Rautenelemente sind in den Eckpunkten abgeflacht, so dass sich Kontaktflächen ergeben, an denen die Elemente gefügt werden können. Die Verbindung erfolgt dabei über jeweils zwei

Schraubbolzen $\varnothing 8$ mm, die in einbetonierten Stahlhülsen geführt werden. Zur Bewehrung der Rauten wurde das Carbongelege MAG-04-03 (s. Tabelle 3-5) verwendet, dessen Rovings einen Gitterabstand von ca. 8 mm x 8 mm und eine Querschnittsfläche von 0,89 mm² besaßen. Die längenbezogene Querschnittsfläche des Geleges betrug somit 105 mm²/m in 0°- und 90°-Richtung. Die relativ einfache Grundgeometrie der Rautenelemente ermöglichte eine Herstellung in liegender Schalung. Wegen der hohen Anforderungen an die Maßhaltigkeit und die Oberflächenqualität der Elemente wurde eine CNC-gefräßte Kunststoffschalung aus PVC- und PE-Teilen verwendet (Bild 9-3).

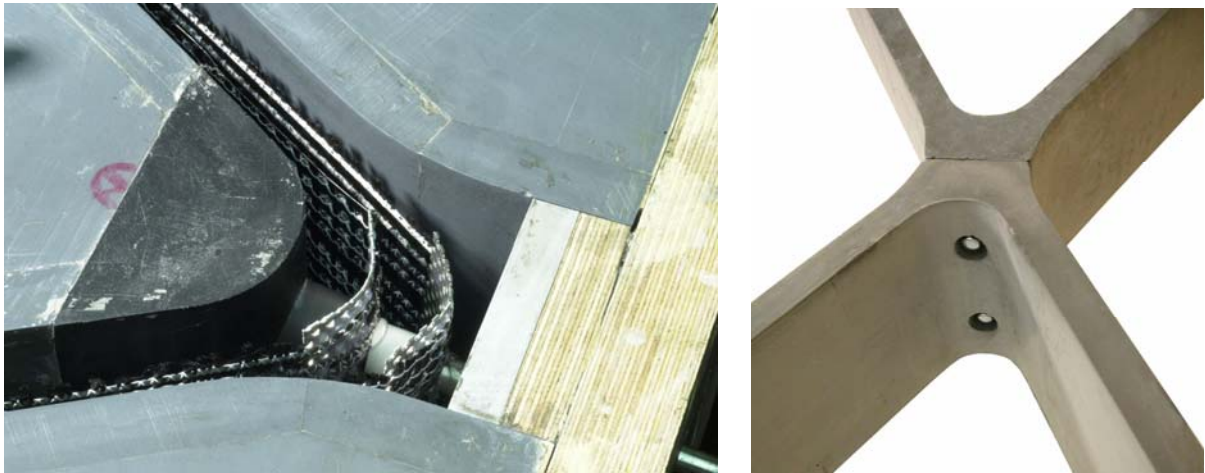


Bild 9-3: Schalung mit Bewehrungsführung und Einbauteilen (links); Bolzenverbindung in den Knotenpunkten (rechts) (Quelle: bauko2, RWTH Aachen)

Die Bemessung der Rautenelemente wurde unter Berücksichtigung einer aufgelagerten Glaseindeckung durchgeführt. Die Stege der Rauten werden aufgrund der bogenförmigen Bauwerksgeometrie hauptsächlich druckbeansprucht. Allerdings ergaben die Windlastfälle teilweise erhebliche Biegemomente, vor allem bei schräg in die offenen Längsseiten des Tragwerks einwirkendem Winddruck. Als Demonstrator für die Ausführbarkeit wurde ein Ausschnitt der oben beschriebenen Gitterstruktur hergestellt. Dabei wurden 3 parallele Bogenreihen mit jeweils 12 Rauten montiert, so dass sich folgende Gesamtabmessungen des Demonstratorbaus ergaben: Spannweite 10 m, Stichhöhe 3 m, Bauwerksbreite 1,8 m (Bild 9-4).



Bild 9-4: Prototyp des Rautenfachwerks in Ansicht (links) und Detailausschnitt (rechts) (Quelle: bauko2, RWTH Aachen)

9.4 Hohlkastenförmiges Deckenelement eines Systemhauses

Zwei- oder dreidimensionale Textilien eignen sich ideal als Bewehrung für Flächen-tragwerke. Bei der Studie möglicher Bauteilgeometrien zeigte sich die Herstellung der Deckschichten von Sandwichelementen aus textilbewehrtem Beton als vielversprechendes Anwendungsgebiet. Die Sandwichbauweise hat aufgrund des hohen Vorfertigungsgrades und der kosten- und zeitsparenden Montage im Bereich der Verkleidungen von Industrie- und Hallengebäuden zunehmend an Bedeutung gewonnen. Die marktüblichen Sandwichtypen werden hauptsächlich mit Deckschichten aus Stahl, Aluminium oder Stahlbeton ausgeführt. Bei diesen Sandwichtypen sind durch zusätzliche Maßnahmen die Anforderungen an den Korrosionsschutz zu erfüllen. Die Ausführung der Deckschichten in Textilbeton bietet insbesondere im Hinblick auf die Korrosionsfreiheit Vorteile gegenüber den zuvor erwähnten Elementtypen und ist vor allem dann konkurrenzfähig, wenn die Filigranität, die hieraus resultierende Leichtigkeit und die hohe Tragfähigkeit des Textilbetons ausgenutzt werden kann, der zudem zahlreiche Gestaltungsmöglichkeiten der sichtbaren Oberfläche bietet. Die Vorteile der Sandwichbauweise mit Textilbetondeckschichten nutzt der Entwurf eines Systemhauses, bestehend aus tragenden Sandwichwand- und -dachelementen (Bild 9-5).



Bild 9-5: Systemhaus (Quelle: bauko2, RWTH Aachen)

Aufgrund der größeren Beanspruchung der Deckenelemente sind hierfür Hohlkastenelemente angedacht, deren Stege zu einem wesentliche steiferen Tragverhalten und größerer Tragfähigkeit führen. Die Dicke der Stege und der Deckschichten eines realisierten Demonstrators beträgt 2 cm bei einer Querschnittshöhe von 15 cm und einer Bauteillänge von 4 m (Bild 9-6).



Bild 9-6: Hohlkastenelement

Der Bewehrungsgrad war an die geplante Verkehrslast anzupassen. Die in der unteren Deckschicht angeordnete 4-lagige AR-Glasbewehrung weist eine Querschnittsfläche von $2,7 \text{ cm}^2/\text{m}$ auf. Die Bewehrung wurde bei einer Betondeckung von 5 mm in zwei Stufen abwechselnd mit einer dazwischenliegenden Betonschicht eingebaut (Bild 9-7)

(links)). Bei einer Textilbruchspannung von 600 N/mm^2 kann das Element als Einfeldsystem eine Verkehrslast von $3,5 \text{ kN/m}^2$ aufnehmen. Für die Bewehrung der Stege wurde ein vorkonfektioniertes dreidimensionales Abstandsgewirk verwendet (Bild 9-7 (rechts)). Neue Entwicklungen dieser Gewirke beinhalten nicht nur die Polfäden als Abstandhalter zwischen den Deckschichtlagen, sondern sind auch direkt mit den Abstandhaltern zur Schalhaut ausgerüstet. Im vorliegenden Fall wurden Betonplättchen mit einer Dicke von 5 mm auf die Deckschichten aufgeklebt.



Bild 9-7: Herstellung eines Hohlkastens: Einlegen zweidimensionaler Glaslege als Biegewehrung (links), Stegbewehrung aus dreidimensionalen Abstandsgewirken mit aufgeklebten Abstandhaltern aus Beton (rechts)

9.5 Tonnenschale

Aufgrund seiner Materialeigenschaften bietet sich textilbewehrter Beton auch zur Produktion komplexerer Geometrien z. B. für Dachkonstruktionen an. Eine erhebliche Verbesserung der Tragfähigkeit kann insbesondere durch Krümmen oder Falten der flächigen Bauteile erzielt werden. Die leichte Formgebung der Textilien ermöglicht eine relativ einfache Ausführung von gekrümmten Oberflächen wie beispielsweise für die in Bild 9-8 dargestellten Tonnenschalenelemente.

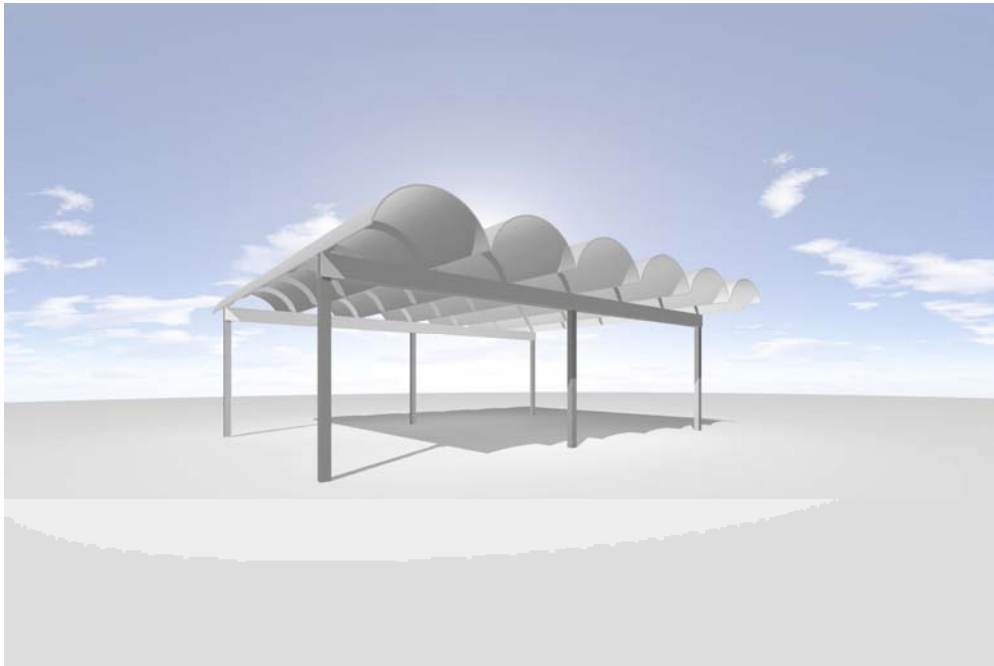


Bild 9-8: Tonnenschalenelemente als Überdachung (Quelle: bauko2, RWTH Aachen)

Die Herstellung mit Spritzbeton bietet sich bei dieser Struktur als einfachste Methode an, wobei abwechselnd Betonschichten mit Dicken zwischen 3-5 mm und Bewehrung aufgebracht werden (Bild 9-9 (links)). Die Vorbemessung dieser Tonnenschale mit einer Stützweite von 7,0 m und beidseitigen Auskragungen von 1,5 m Länge ergab eine erforderliche Bauteildicke von 2,5 cm. An den am stärksten zugbeanspruchten Längskanten wurde die Querschnittsdicke auf bis zu 6 cm vergrößert, in der 10 Lagen eines trikotgebundenen AR-Glasgeleges aus Rovings mit dem Titer 1200 tex und einer Querschnittsfläche von $0,7 \text{ cm}^2/\text{m}$ unterzubringen sind. Die Herstellung einer solchen Tonnenschale wurde an einem 1,5 m langen Teilausschnitt erfolgreich getestet (Bild 9-9 (rechts)).

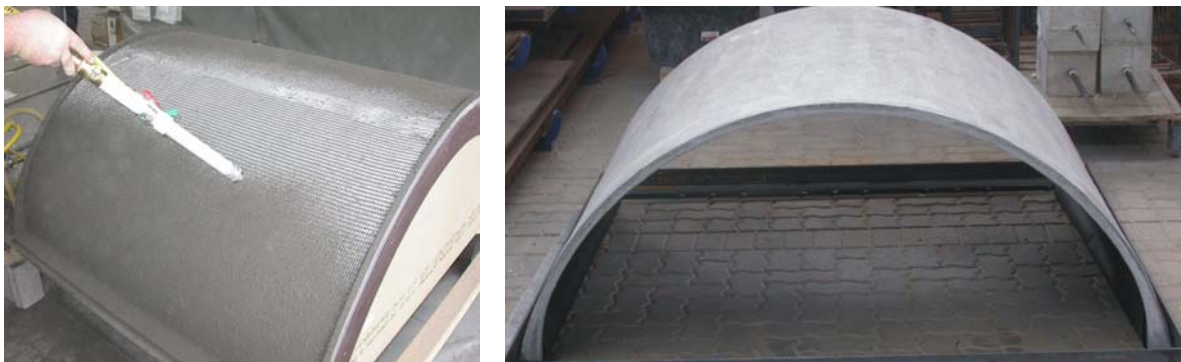


Bild 9-9: Herstellung der Tonnenschale mit Spritztechnik (links); Prototyp (rechts)

10 Zusammenfassung und Ausblick

Voraussetzung für den Erfolg des textilbewehrten Betons ist die Verfügbarkeit von Bemessungs- und Konstruktionsregeln, die das Herstellen dauerhaft gebrauchstauglicher und tragfähiger Bauteile ermöglichen. Basierend auf theoretischen und experimentellen Untersuchungen wurden in dieser Arbeit Ingenieurmodelle für die Zug-, Biege- und Querkrafttragfähigkeit textilbewehrter Elemente entwickelt, die einen Beitrag für die Entwicklung eines konsistenten Bemessungsleitfadens darstellen.

Das Tragverhalten einer textilen Bewehrung unterscheidet sich aufgrund des unterschiedlichen strukturellen Aufbaus und der abweichenden mechanischen Eigenschaften wesentlich von dem einer Betonstahlbewehrung. Ein entscheidender Parameter ist die Anbindung der Filamente eines Rovings an die Matrix. Es ist bekannt und wurde durch die eigenen Untersuchungen bestätigt, dass nur ein geringer Teil der Filamente vollständig in die Matrix eingebettet ist. Die anderen Filamente stehen nur teilweise oder gar nicht in direktem Kontakt zum Feinbeton. Die Größe des Kontaktumfangs zum Beton sowie die Qualität des Verbundes zwischen Filament und Matrix bestimmen die Verbundeigenschaften der Bewehrung. Diese wiederum wirken sich entscheidend auf die Ausnutzung der theoretischen Tragfähigkeit der textilen Bewehrung aus.

Die Untersuchungen an Dehnkörpern mit unterschiedlichen zweidimensionalen Gelegen aus AR-Glasfasern und Carbonfasern ergaben, dass die Effektivität der Bewehrung abhängig ist von Fasermaterial, Rovingtiter und Bindungstyp. Glaselege erreichten in den Untersuchungen höhere Ausnutzungsgrade als vergleichbare Carbonlege. Eine Steigerung der Effektivität resultierte außerdem aus der Verringerung des Rovingtiters und einer offeneren Rovingstruktur, wie sie bei einer Trikotbindung im Vergleich zu einer Fransebindung vorliegt. Durch eine Tränkung der Bewehrung mit Epoxidharz kann die Effektivität deutlich gesteigert werden. Allerdings sind dem Tragfähigkeitszuwachs aufgrund der großen Verbundspannungen Grenzen gesetzt, die bei den geringen Betondeckungen eine Längsrissbildung und Betonabplatzungen verursachen können.

In den Dehnkörperversuchen mit ungetränkten textilen Gelegen wurden folgende, teilweise aus früheren Untersuchungen bekannte, Effekte festgestellt:

- Eine Bewehrung aus ungetränkten textilen Gelegen führte zu einem Anstieg der Erstrissspannung über die Betonzugfestigkeit, verzögerte also die Entstehung eines Makrorisses aus Mikrorissen.
- Die Steifigkeit im Zustand IIb war geringer als die Dehnsteifigkeit des reinen Fasermaterials. Als Ursache wird die nicht vollständig abgeschlossene Rissbildung angesehen. Die äußeren Filamente erreichen in diesem Zustand zwischen den Rissen die Dehnungsgleichheit mit der umgebenden Matrix.
- Die mittlere Bruchspannung der Bewehrung lag deutlich unter der Filamentzugfestigkeit. Sie betrug bei den untersuchten Bewehrungen zwischen 19 % und 36 % der Zugfestigkeit des Einzelfilaments.

In Untersuchungen mit niederzyklischer Lastwechselbeanspruchung (Low cycle fatigue) wurde eine Zunahme der Rissbreiten und folglich der Bauteilverformungen festgestellt. Die Bruchdehnung sowie die Tragfähigkeit der textilen Bewehrung blieben bei den Versuchen mit bis zu 90 Lastwechseln und einer Oberspannung σ_o von maximal 70 % der mittleren Textiltragfähigkeit unbeeinflusst. Aus den Untersuchungsergebnissen wird geschlossen, dass während der Lastwechselbeanspruchung eine Verbundschädigung auftritt.

Eine schiefwinklige Beanspruchung der Bewehrung verursacht eine Reihe sich teilweise gegenseitig beeinflussender Effekte mit wesentlichen Auswirkungen auf das Tragverhalten. An den Risskanten richtet sich ein Teil der Filamente in Krafrichtung aus, wohingegen im Inneren der Rovings liegende Filamente mit schlechteren Verbundeigenschaften nicht vollständig in die Krafrichtung umgelenkt werden. Die Umlenkung an den Risskanten bewirkt Querpressungen auf die Filamente, die einerseits den Verbund verbessern und andererseits Schädigungen hervorrufen können. Weiterhin entstehen durch die Krümmung der Filamente zusätzliche Biegespannungen, die zu einer Reduzierung der Filamenttragfähigkeit führen. In Dehnkörperversuchen mit einer durch Einkerbungen vorgegebenen Riss- und Versagensstelle führten diese Effekte mit zunehmendem Winkel zwischen Bewehrungs- und Krafrichtung zu einer Abnahme der Tragfähigkeit. Bei Versuchen an quadratischen Scheiben ohne Querschnittsschwächung traten jedoch weitere Effekte auf, die aus der mehrdirektionalen und ausgeprägten Rissentwicklung resultierten und die schädigenden Einflüsse zum Teil ausglich. Eine quantitative Beschreibung der einzelnen Mechanismen und ihres Zusammenwirkens ist aufgrund fehlender Modelle bisher noch nicht möglich.

An den Scheiben wurde in Versuchen mit zweiaxialer Belastung festgestellt, dass Querdzugbeanspruchungen aufgrund der bidirektionalen Rissbildung zu einer Schädigung der Bewehrung in Hauptbeanspruchungsrichtung führen und folglich eine Abnahme der Tragfähigkeit verursachen. Querdruckspannungen hatten in der aufgebrachtten Größe von 4 N/mm² keinen Einfluss auf das Tragverhalten der textilen Bewehrung im Bruchzustand.

Zur Analyse des Zugtragverhaltens wurden numerische und analytische Untersuchungen durchgeführt. In den numerischen Untersuchungen mit dem Two-Subroving-Model wurde der Roving in einen Anteil innerer Filamente mit schlechteren Verbundeigenschaften und einen Anteil äußerer Filamente mit besseren Verbundeigenschaften aufgeteilt. Die Anteile der inneren und äußeren Filamente wurden dabei anhand der bildanalytischen Auswertung von REM-Aufnahmen des Querschnitts eingebetteter Rovings bestimmt. Die Verbundeigenschaften der Filamentgruppen wurden durch Skalierung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen des Einzelfilaments kalibriert, die aus den Ergebnissen von Einzelfilament-Pull-out-Versuchen bestimmt wurden. Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen dienten neben der Untersuchung von Tragmechanismen der Bereitstellung von Kennwerten, die beispielsweise für die Berechnung von Lasteintragungslängen erforderlich sind. Weiterhin zeigten die Simula-

tionsrechnungen, dass eine Vergrößerung der Verankerungslänge für das untersuchte Carbongelege mit Fransebindung keine wesentliche Tragfähigkeitssteigerung bewirkt. Die Ergebnisse der Untersuchungen unterstützen zudem die These, dass das Versagen eines wesentlichen Anteils von Filamenten während der Haupttrissbildungsphase (Zustand IIa) unwahrscheinlich ist und somit nicht die Ursache für das vielfach beobachtete Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb darstellt.

Zur Analyse des Tragverhaltens von Textilbetonelementen unter Zugbeanspruchung wurden bekannte analytische Modelle eingesetzt. Da die untersuchten Ansätze keine zufrieden stellende Lösung darstellten, wurde ein eigenes Modell entwickelt, das auf bekannten Modellen basiert. Dieses beinhaltet empirische Beiwerte und beruht auf den Materialkennwerten des Einzelfilaments.

Der Einfluss der Bauteilbiegung wurde in Versuchen an I-Profil-Balken untersucht. Dabei stellte sich für Carbongelege und für Glasgelege mit Trikotbindung eine Steigerung der Ausnutzung der textilen Bewehrung gegenüber der reinen Zugbeanspruchung im Dehnkörperversuch heraus. Als Ursache wird die Zunahme der Verbundspannungen zwischen den inneren Filamenten aufgrund der Bauteilkrümmung angenommen. Ebenso ergaben die Textilbruchspannungen bei Carbongelegen und in abgeschwächter Form bei Glasgelegen mit Trikotbindung eine Abhängigkeit vom Bewehrungsgrad. Dies ist damit zu erklären, dass die infolge der geringeren Rissabstände bei höheren Bewehrungsgraden größere Bauteildehnung einen Dehnungszuwachs bei den inneren Filamenten verursacht. Hierdurch erhöht sich gleichsam die Effektivität der Bewehrung.

Zur Untersuchung des Querkrafttragverhaltens wurden ebenfalls Versuche an I-Profilbalken durchgeführt. Bei den Balken ohne Stegbewehrung stellte sich die Tragfähigkeit der ungerissenen Druckzone als maßgeblicher Traganteil heraus. Eine Übertragung nennenswerter Kräfte durch Rissreibung kann aufgrund der im Vergleich zum Größtkorndurchmesser des Feinbetons relativ großen Schubrissbreiten ausgeschlossen werden. Die Querkrafttragfähigkeit von schubbewehrten Balken setzt sich aus einem Beton- und einem Fachwerktraganteil zusammen. Bei der Berechnung des Fachwerktraganteils ist die Umlenkung der Stegbewehrung an den Risskanten und die daraus folgende Schädigung zu berücksichtigen. Die Umlenkwinkel der vertikalen Stegbewehrung betragen im Mittel zwischen 10° und 15° , die der vertikalen Rovings entsprechend zwischen 80° und 75° . Die Druckstreben tragfähigkeit textilbewehrter Bauteile wird durch die Gefügeschädigung des Betons infolge der geringeren Rissabstände und zusätzliche Querkzugspannungen durch Kraftumlenkungen um die weiche textile Stegbewehrung abgemindert.

Auf Basis der Ergebnisse der experimentellen und theoretischen Untersuchungen wurden Ingenieurmodelle zum Tragverhalten textilbewehrter Elemente unter Zug-, Biege- und Querkraftbeanspruchung entwickelt. Diese wurden an den Versuchsergebnissen kalibriert, so dass sie das Bauteiltragverhalten im Mittel gut abbilden. Damit stehen

Berechnungsansätze für textilbewehrte Elemente zur Verfügung, die alle wesentlichen Aspekte des Tragverhaltens berücksichtigen.

Zur Erstellung eines konsistenten Leitfadens für die Bemessung und Konstruktion von textilbewehrten Elementen sind noch weitere Forschungsarbeiten erforderlich. Die Bemessungsmodelle sind durch ergänzende Studien zur Wirkung der maßgeblichen Einflussparameter durch experimentelle und numerische Untersuchungen abzusichern und gegebenenfalls anzupassen. Die Entwicklung eines Schädigungsmodells bedingt die Erweiterung der zyklischen Versuche auf Betriebsbeanspruchungen mit hohen Lastwechselzahlen. Für die konstruktive Durchbildung textilbewehrter Bauteile sind Untersuchungen zu Verankerungs- und Übergreifungslängen sowie zur Ausbildung von Regeldetails durchzuführen. Eine signifikante Steigerung der Effektivität textiler Bewehrungen scheint nur durch die Tränkung mit geeigneten Matrices möglich, deren Eigenschaften zur Vermeidung des Verbundspaltens anzupassen sind.

11 Literatur

- /ACI440/ *ACI Committee 440: Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars (ACI 440.1R-01 2001)*. American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2001.
- /Adi00/ *Adimi, M. R.; Rahman, A. H.; Benmokrane, B.: New Method for Testing Fiber-Reinforced Polymer Rods under Fatigue*. Journal of Composites for Construction, Vol. 4, No. 4, November 2000, S. 206 - 213.
- /Ans06/ *Anstötz, C.: Textilbewehrter Beton – Untersuchungen zum Rissüberbrückungsverhalten von AR-Glas-Rovings*. Diplomarbeit, Institut für Mas-sivbau, RWTH Aachen, 2006 (unveröffentlicht).
- /Aoy84/ *Aoyagi, Y.; Yamada, K.: Strength and Deformation Characteristics of Reinforced Concrete Shell Elements Subjected to In-Plane Forces*. Concrete Library of Japan Society of Civil Engineers, No. 4, December 1984.
- /Ara04/ *Aramis v5.3.0 Benutzerinformation*, GOM mbH (www.GOM.com), Gesellschaft für optische Messtechnik, 2004.
- /Ave71/ *Aveston, J.; Cooper, G. A.; Kelly, A.: Single and Multiple Fracture, The properties of Fiber Composites*, Proceedings of NPL Conference, IPC Science and Technology Press, 1971, S. 15-24.
- /Ave73/ *Aveston, J.; Kelly, A.: Theory of multiple fracture of fibrous composites*, Journal of Materials Science, Vol. 8, 1973, S. 411-461.
- /Ban04/ *Banholzer, B.: Bond behaviour of a multi-filament yarn embedded in a cementitious matrix*. Dissertation, RWTH Aachen, 2004.
- /Ban05/ *Banholzer, B.; Brameshuber, W.; Jung, W.: Analytical simulation of pull-out-tests – the direct problem*. Cement & Concrete Composites 27 (2005), S. 93 -101.
- /Ban06/ *Banholzer, B.; Brockmann, T.; Brameshuber, W.: Material and bonding characteristics for dimensioning and modeling of textile reinforced concrete (TRC) elements*. Materials and Structures, Vol. 39, Nr. 8, Oktober 2006, S.749- 763.
- /Ban06a/ *Banholzer, B.: Bond of a strand in a cementitious matrix*. Materials and Structures, Vol. 39, Nr. 10, Dezember 2006, S. 1015- 1028.
- /Bar82/ *Bartos, P.: Bond in glass reinforced cements*. Bond in Concrete, Elsevier Applied Science, London, 1982.

- /Bar05/ *Barlé, M.; Kolkman, A.; Gries, T.:* Polymere Dispersionen zur Beschichtung von textilen Betonbewehrungen. Technische Textilien, Vol. 48, 2005, S. 208 – 209.
- /Bar05a/ *Barlé, M.; Krumlacher, W.:* Beschichtung offenmaschiger Carbonfasergelege zur Betonbewehrung. Technische Textilien, Vol. 48, 2005, S. 146 – 209.
- /Ben97/ *Benning, W.; Schwermann, R.:* PHIDIAS-MS – Eine digitale Photogrammetrieapplikation unter MicroStation für Nahbereichsanwendungen, Geodätisches Institut der RWTH Aachen, 1997.
- /Ben03/ *Benning, W.; Görtz, S.; Lange, J.; Schwermann, R.; Chudoba, R.:* Entwicklung eines Algorithmus zur automatischen, photogrammetrisch gestützten Deformationsanalyse bewehrter Betonbauteile. GESA-Symposium 12.-13. Juni 2003, Braunschweig, VDI Berichte Nr. 1757, S. 411 – 418.
- /Ber03/ *Bergmeister, K.:* Kohlenstofffasern im Konstruktiven Ingenieurbau. Ernst & Sohn, Berlin, 2003.
- /Bra03/ *Brameshuber, W.; Brockmann, T.:* Size effect on mechanical properties of fine grained concrete matrices. Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2), Dresden, 2003, S. 161 - 172.
- /Bra04/ *Brameshuber, W.; Hegger, J.; Gries, T., Reinhardt, H.-W., et al.:* Praxisgerechte Weiterentwicklung eines bauteilintegrierten Schalungssystems aus Textilbeton. Forschungsbericht, DBV 229/AiF 47 ZN, 2004.
- /Bro06/ *Brockmann, T.:* Mechanical and fracture mechanical properties of fine grained concrete for textile reinforced composites. Dissertation, RWTH Aachen, 2006.
- /Bru07/ *Bruckermann, O.:* Zur Modellierung des Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton. Dissertation, RWTH Aachen, 2007.
- /Bru07a/ *Bruckermann, O.; Hegger, J.; Sherif, A. G.:* Modeling of Textile-Reinforced Concrete with Inclined Textile Orientation. ACI Materials Journal, Vol. 104, Nr. 5, Sept. -Oct. 2007, S. 511 - 519.
- /Büt07/ *Büttner, T.; Orłowsky, J.; Raupach, M.:* Investigation of the Durability of Textile Reinforced Concrete – Test Equipment and Modelling the Longterm Behavior. High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 5), Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop, Mainz, Juli 2007, S. 333 – 341.

- /Büt07a/ *Büttner, T.; Orłowski, J.; Raupach, M.:* Fire Resistance Tests of Textile Reinforced Concrete under Static Loading – Results and Future Developments. High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 5), Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop, Mainz, Juli 2007, S. 361 – 370.
- /CEB93/ CEB; Comité Euro-International du Béton; Model Code: CEB-FIP Model Code 1990. Lausanne: Comité Euro-International du Béton – CEB- In: Bulletin d'information (1993), No. 213/214.
- /Chu06/ *Chudoba, R.; Vořechovský, M.; Konrad, M.:* Stochastic modelling of multi-filament yarns I: random properties within the cross-section and size effect International Journal of Solids and Structures 43(3-4), 2006, S. 413 – 434.
- /Chu07/ *Chudoba, R.; Konrad, M.; Vořechovský, M.; Roye, A.:* Numerical and Experimental Study of Imperfections in the Yarn and its Bond to Cementitious Matrix. Thin Fiber and Textile Reinforced Cementitious Systems, American Concrete Institute (ACI) SP-244 (CD-ROM), 2007, S. 39 - 56.
- /Con81/ *Conley, C.H.; White, R.N.; Gergely, P.:* Strength and Stiffness of Reinforced Concrete subjected to Membrane Shear, Two-Way and Four-Way Reinforcing, Cornell University NUREG/CR-2049, April 1981.
- /Cur98/ *Curbach, M. (Hrsg.):* Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 488, Beuth-Verlag, Berlin, 1998.
- /Cur01/ *Curbach, M.; Jesse, F.:* Dehnkörper aus textilbewehrtem Beton – Phänomene, Deutung, Schlussfolgerungen. 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Februar 2001, S. 125 – 136.
- /Cur03/ *Curbach, M.; Jesse, F.:* Festigkeit von textilbewehrtem Beton mit Bewehrungen aus AR-Glas Filamentgarnen. Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2), Dresden, 2003, S. 299 – 312.
- /Cur07/ *Curbach, M.; Graf, W.; Jesse, D.; Sickert, J.-U.; Weiland, S.:* Segmentbrücke aus textilbewehrtem Beton. Beton- und Stahlbetonbau (102), Heft 6, Juni 2007, S. 342 – 352.
- /Cur07a/ *Curbach, M.; Hauptenbacher, B.; Ortlepp, R.; Weiland, S.:* Textilbewehrter Beton zur Verstärkung eines Hyparschalentragwerks in Schweinfurt. Beton- und Stahlbetonbau (102), Heft 6, Juni 2007, S. 353 – 361.

- /DBV07/ *Brameshuber, W.; Hegger, J.; Gries, T.; Dilger, K.; Böhm, S.; Mott, R.; Voss, S.; Barlé, M.; Hartung, I.*: Serielle Einzelfertigung (Stückfertigung) von Bauteilen aus textiltbewehrtem Beton (DBV Nr. 264). AiF-Forschungsbericht Nr. F882. Aachen, Institut für Bauforschung, Institut für Massivbau, Institut für Textiltechnik (alle RWTH Aachen), Institut für Füge- und Schweißtechnik (TU Braunschweig), 2007.
- /DBV07a/ *Hegger, J.; Niewels, J.*: Bemessungsregeln für Betonbauteile mit Faser-verbundkunststoffbewehrung. Abschlussbericht des Forschungsvorhabens DBV Nr. 260 (Deutscher Beton- und Bautechnikverein E. V.), Institut für Massivbau, RWTH Aachen, Institutsbericht Nr. 155/2006, 2007.
- /Dil06/ *Dilthey, U.; Schleser, M.; Hanisch, V.; Gries, T.*: Yarn tensile test of polymer-impregnated textiles for the reinforcement of concrete. Technical Textiles 49, Heft 1, 2006, S. 41 – 43.
- /Dil06a/ *Dilthey, U.; Schleser, M.; Möller, M.; Weichold, O.*: Application of polymers in TRC. Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 55 - 65.
- /Dil07/ *Dilthey, U.; Schleser, M.; Hegger, J.; Voss, S.*: Load-bearing behaviour of polymer-impregnated textiles in concrete. High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 5), Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop, Mainz, Juli 2007, S. 183 – 192.
- /Dil07b/ *Dilthey, U.; Schleser, M.; Chudoba, R.; Konrad, M.*: Experimental Investigation and micro-mechanical simulation of concrete reinforced with epoxy impregnated fabrics. Proceedings of the 8th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer for Concrete Structures (FRPRCS-8), University of Patras, Patras, Greece, 2007.
- /DIN1045/ DIN 1045-1: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 1: Bemessung und Konstruktion. Juli 2007, Beuth Verlag, Berlin.
- /DIN4102/ DIN 4102-1: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Teil 1: Baustoffe; Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. Mai 1998, Beuth Verlag, Berlin.
- /DIN 60000/ DIN 60000: Textilien – Grundbegriffe. Januar 1969, Beuth Verlag, Berlin.
- /DIN 65071/ DIN 65071-1: Luft- und Raumfahrt; Faserverstärkte Formstoffe; Herstellung der Prüfplatten aus unidirektional gewickelten Garnen und Rovings. Dezember 1992, Beuth Verlag, Berlin.

- /DIN 9163/ DIN EN ISO 9163: Textilglas - Rovings - Herstellung von Probekörpern und Bestimmung der Zugfestigkeit von imprägnierten Rovings (ISO 9163:2005); Deutsche Fassung EN ISO 9163:2005. Beuth Verlag, Berlin.
- /DIN196/ DIN EN 196-1: Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit. Beuth Verlag, 2005.
- /DIN 1170/ DIN 1170-5 (01.98): Prüfverfahren für Glasfaserbeton. Teil 5: Bestimmung der Biegezugfestigkeit, Vollständige Biegezugprüfung. Beuth Verlag, Berlin.
- /Dur08/ www.durapact.de
- /EC2/ Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau (Deutsche Fassung EN 1992-1-1:2004), Beuth Verlag, Berlin.
- /Ehr05/ *Ehrentraut, W.; Plonka, R.; Mäder, E.; Gao, S.:* Pilotanlage zum Erspinnen alkaliresistenter Glasfasern. Technische Textilien, Vol. 48, 2005, S. 150 – 152.
- /Eib97/ *Eibl, J.; Idda, K.; Lucero-Cimas, H.-N.:* Verbundverhalten bei Querkzug, Schlussbericht zum Forschungsvorhaben, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe, 1997.
- /Eng06/ *Engberts, E.:* Large-sized facade Elements of textile reinforced concrete. Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 309 – 318.
- /Gör04/ *Görtz, S.:* Zum Schubrissverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalcken aus Normal- und Hochleistungsbeton. Dissertation, Institut für Massivbau, RWTH Aachen, 2004.
- /Gom07/ www.gom.com
- /Gri04/ *Gries, T., et al.:* New Developments on manufacturing fibres and textile structures for technical textiles. Departamento de ingenieria textile y papelera, Universitat de Catalunya (Hrsg.): 2004 International Congress: technical textiles; world market and future prospects, Terrassa, Spanien, Tagungsband S. 15-24.
- /Hal53/ v. *Halasz, R.:* Ein Rautendach aus Stahlbetonfertigteilen. Bauwelt (44), Heft 36, S. 709, 1953.
- /Han05/ *Hanisch, V.; Gries, T.; Chudoba, R.:* Tensile tests on multifilament yarns - results and interactions. In: Hamlin, P.; Bigaud, D.; Ferrier, E.; Jacqueline, E. (Eds.): Third International Conference Composites in Construction; CCC 2005, Lyon/F, 11.-13.07.2005. Tome 2, S. 1219-1225.

- /Han06/ *Hanisch, V., et al.*: Influence of machine settings on mechanical performance of yarn and textile structures. Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 13 – 22.
- /Han06a/ *Hanisch, V.; Kolkmann, A.; Roye, A.; Gries, T.*: Yarn and textile structures for concrete reinforcements. Tagungsband FERRO8, Bangkok, Februar 2006.
- /Har07/ *Hartig, J.; Häußler-Combe, U.; Schicktanz, K.*: Zur Modellierung des einaxialen Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton. Beiträge zum 48. DAfStb - Forschungskolloquium, 19. Oktober 2007, TU Dresden.
- /Häu07/ *Häußler-Combe, U.; Hartig, J.*: Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading, *Cement & Concrete Composites* 29, 2007, S. 279-289.
- /HBG06/ *Hegger, J.; Brameshuber, W.; Gries, T.; et. al.*: Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben „Bewehrung aus laminierten Carbonfasern zur Rissbreitenbeschränkung in Bodenplatten aus selbstverdichtendem Beton“, Projekt-Nr. AiF 97 ZN, 2006.
- /Heg97/ *Hegger, J., Cordes, H., Will, N.*: Verbundverhalten von Spanngliedern mit nachträglichem Verbund unter Betriebsbedingungen. Abschlusskolloquium zum DFG-Schwerpunktprogramm „Bewehrte Betonteile unter Betriebsbedingungen“, Stuttgart, 16.+17.6.1997, S.150-163.
- /Heg04/ *Hegger, J.; Brameshuber, W.; Bruckermann, O.; Brockmann, T.; Voss, S.*: Kleinkläranlagen aus textilbewehrtem Beton. *Betonwerk + Fertigteil-Technik*, 70. Jahrgang, Heft 1/2004, S. 52 - 60.
- /Heg04a/ *Hegger, J.; Sherif, A.; Bruckermann, O.; Konrad, M.*: Textile Reinforced Concrete - Investigations at Different Levels. ACI SP-224, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2004, S. 33-44.
- /Heg04b/ *Hegger, J.; Will, N.; Voss, S.*: Architektur mit Glasfaserbeton, *BWI Betonwerk International*, Nr. 5, Oktober 2004, S.40- 46.
- /Heg05/ *Hegger, J.; Niewels, J.*: Textile Carbon Reinforcement for Base Slabs of Self-Consolidating Concrete. 7th International Symposium on the Utilization of High-Strength/High-Performance Concrete, Washington D. C., USA, 2005, ACI SP-228-23, S. 317 – 332.
- /Heg05a/ *Hegger, J.; Will, N.; Schneider, H. N.; Schätzke, C.; Curbach, M.; Jesse, F.*: Fassaden aus textilbewehrtem Beton. *Beton + Fertigteiljahrbuch*, 53. Jahrgang, 2005, Bauverlag, Wiesbaden, S. 76 – 82.
- /Heg06/ *Hegger, J.; Will, N.; Bruckermann, O.; Voss, S.*: Load-bearing behaviour and simulation of textile reinforced concrete, *Materials and Structures*, Vol. 39, Nr. 8, Oktober 2006, S.765- 776.

- /Heg06a/ *Hegger, J.; Görtz, S.:* Querkraftmodell für Bauteile aus Normalbeton und Hochleistungsbeton. *Beton- und Stahlbetonbau* 101 (2006), Heft 9, S. 695 – 705.
- /Heg07/ *Hegger, J.; Bruckermann, O.; Sherif, A. G.:* Modeling Local Pressure on Inclined Rovings in Textile-Reinforced Concrete. *ACI Materials Journal*, Vol. 104, Nr. 5, Sept. -Oct. 2007, S. 520 - 525.
- /Hil83/ *Hillerborg, A.:* Analysis of one Single Crack. In: *Fracture Mechanics of Concrete*. F. H. Wittmann (Hrsg.), Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1983.
- /Hol04/ *Holler, S.; Butenweg, C.; Noh, S.-Y.; Meskouris, K.:* Computational model of textile-reinforced concrete structures. *Computers and Structures* 82, 2004, S. 1971-1979.
- /ITA89/ *Institut für Textiltechnik, RWTH Aachen:* Faserstoff-Tabellen nach P.-A. Koch, Carbonfasern, 1. Ausgabe 1989.
- /ITA89a/ *Institut für Textiltechnik, RWTH Aachen:* Faserstoff-Tabellen nach P.-A. Koch, Aramidfasern, 1. Ausgabe 1989.
- /Jes04/ *Jesse, F.:* Tragverhalten von unidirektionalen und textilen Bewehrungen aus Multifilamentgarnen in einer zementgebundenen Matrix, Dissertation, TU Dresden, 2004.
- /Jes06/ *Jesse, D.; Michler, Y.L.; Jesse, F.:* Stress-strain behavior of textile reinforced concrete subjected to biaxial tension. Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 141 – 150.
- /Kak96/ *Kakemi, M.; Hannant, D.J.; Mulheron, M.:* Techniques for determining some microstructural parameters in glass reinforced cement, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 48, No. 176, 1996, S. 229 - 236.
- /Kan06/ *Kang, B.-G.; Brameshuber, W.:* Bond behaviour of textile reinforcement made of AR-glass under cycling loading. Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 111 – 119.
- /Keu04/ *Keuser, M.; Purainer, R.; Brunner, S.:* Bauteile aus Stahlbeton unter Zugbeanspruchung. *Beton- und Stahlbetonbau* 99 (2004), Heft 7, S.552 – 560.
- /Köc06/ *Köckritz, U.; Hausding, J.; Engler, Th.; Cherif, Ch.:* Innovative technology for the manufacture of textile reinforcements for concrete. Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 3 – 12.

- /Kön94/ *König, G.:* Ermüdungsfestigkeit von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen mit Erläuterungen zu den Nachweisen gemäß CEB-FIP Model Code 1990. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Heft 439, Beuth Verlag, Berlin 1994.
- /Kog07/ *Kogel, T.:* Modellierung des Tragverhaltens von textilbewehrtem Beton. Diplomarbeit am Institut für Massivbau, RWTH Aachen, 2007.
- /Kol08/ *Kolkmann, A.:* Methoden zur Verbesserung des inneren und äußeren Verbundes von technischen Garnen zur Bewehrung zementgebundener Matrices. Dissertation in Vorbereitung, Institut für Textiltechnik, RWTH Aachen, 2008.
- /Kon03/ *Konrad, M.; Chudoba, R.; Meskouris, K.; Mombartz, M.:* Numerical Simulation of Yarn and Bond Behaviour at Micro- and Meso-Level, Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2), Dresden, 2003, S. 399-410.
- /Kon04/ *Konrad, M.; Chudoba, R.:* The Influence of Disorder in Multifilament Yarns on the Bond Performance in Textile Reinforced Concrete, Acta Polytechnica, Vol. 44, No. 5-6, 2004, S. 186-193.
- /Kon08/ *Konrad, M.:* Crack bridging behaviour of multifilament yarns in brittle matrix composites. Dissertation in Vorbereitung, Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen, 2008.
- /Kra97/ *Kraus, Karl:* Photogrammetrie, Band 1: Grundlagen und Standardverfahren, Dümmler, Bonn, 1997.
- /Krä00/ *Krätzig, W.B.; Zahlten, W.; Demmert, P.; Chudoba, R.:* Generischer numerischer Kern für allgemeine Simulationsaufgaben der Strukturmechanik, DFG Forschungsbericht, 2000.
- /Krü04/ *Krüger, M.:* Vorgespannter Textilbewehrter Beton. Dissertation, Universität Stuttgart, 2004.
- /Krü05/ *Krüger, M.; Reinhardt, H. W.; Raupach, M.; Orlowsky, J.:* Textilbewehrter Beton unter Brandbeanspruchung: Untersuchungen zum Tragverhalten im Brandfall. Betonwerk und Fertigerteiltechnik 71, Nr. 10, 2005, S. 38 – 48.
- /Kup73/ *Kupfer, H.:* Das Verhalten des Betons unter mehrachsiger Kurzzeitbelastung unter Berücksichtigung der zweiachsigen Beanspruchung, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb) Heft 229, Beuth Verlag, Berlin, 1972.
- /Lan05/ *Lange, J.; Benning, W.; Hanisch, V.; Roye, A.; Gries, T.:* Charakterisierung textiler Strukturen für Betonanwendungen, Teil 2: Photogrammetrie: externe Dehnungserfassung an Rovings und Textilien. Technische Textilien, Nr. 48, 2005.

- /Lan06/ *Lange, J.; Benning, W.; Peters, J.:* Photogrammetrie zur Deformations- und Rissanalyse bei textilbewehrten Bauteilen. Oldenburger 3D-Tage: Photogrammetrie- Laserscanning, Optische 3D-Messtechnik, Wichmann Verlag, 2006.
- /Lan07/ *Lange, J.; Rauscher, S.; Benning, W.; Hegger, J.:* Ellipsoiddetektion zur Bestimmung der Orientierung von Stahl- und Glasfasern in Beton. Bildverarbeitung in der Mess- und Automatisierungstechnik, VDI / VDE, VDI-Berichte 1981, 27.-28.11.2007, Regensburg.
- /Leo84/ *Leonhardt, F.; Mönning, E.:* Vorlesungen über Massivbau, Teil 1 bis 6, Springer Verlag, Berlin, 3. Auflage, 1984.
- /Lep07/ *Lepenies, I.; Meyer, C.; Schorn, H.; Zastrau, B.:* Modeling of Load Transfer Behavior of AR-Glass-Rovings in Textile Reinforced Concrete. Thin Fiber and Textile Reinforced Cementitious Systems, American Concrete Institute (ACI) SP-244 (CD-ROM), 2007, S. 109 –124.
- /Lit94/ *Litzner, H. U.:* Grundlagen der Bemessung nach Eurocode 2 – Vergleich mit DIN 1045 und DIN 4227. Betonkalender 1994, Teil I, Ernst & Sohn Verlag, 1994.
- /Lüt02/ *Lüthold, A.:* Biegetragverhalten und Mindestbewehrung von Stahlbetonbauteilen, Dissertation, ETH Zürich, 2002.
- /Luh03/ *Luhmann, T.:* Nahbereichsphotogrammetrie, Grundlagen, Methoden und Anwendungen, 2. überarbeitete Auflage, Wichmann, Heidelberg, 2003.
- /Mör08/ *Mörsch, E.:* Der Eisenbetonbau – Seine Theorie und Anwendung. Berlin, 1908.
- /Mol01/ *Molter, M.:* Bruchtragverhalten textilbewehrter Biegekörper. Tagungsband 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Februar 2001, S. 205 – 220.
- /Mol05/ *Molter, M.:* Zum Tragverhalten von Textilbewehrtem Beton. Dissertation, RWTH Aachen, 2005.
- /Noa85/ *Noakowski, P.:* Verbundorientierte, kontinuierliche Theorie zur Ermittlung der Rissbreite. Beton- und Stahlbetonbau, Heft 7, 1985, S. 185-221.
- /Ohn94/ *Ohno, S.; Hannant, D. J.:* Modelling the Stress-Strain Response of Continuous Fibre Reinforced Cement Composites. ACI Materials Journal, Vol. 91, 1994, S. 306 – 312.
- /Orl05/ *Orlowsky, J.:* Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 558, Beuth-Verlag, Berlin, 2005.

- /Orl06/ *Orlowsky, J.; Raupach, M.:* Modelling the Loss in Strength of AR-Glass Fibres in Textile Reinforced Concrete. *Materials & Structures* 39, Nr. 6, 2006, S.635 – 643.
- /Pel94/ *Peled, A.; Bentur, A.; Yankelevsky, D.:* Woven fabric reinforcement of Cement Matrix. *Advanced Cement Based Materials*, 1994, Heft 1, S. 216 – 223.
- /Pel98/ *Peled, A.; Bentur, A.; Yankelevsky, D.:* Effects of Woven Fabric Geometry on the Bonding Performance of Cementitious Composites. *Advanced Cement Based Materials*, 1998, Heft 7, S. 20 – 27.
- /Pel98a/ *Peled, A.; Bentur, A.:* Reinforcement of cementitious matrices by warp knitted fabrics. *Materials & Structures*, Vol. 31, Oktober 1998, S. 543 – 550.
- /Pel99/ *Peled, A.; Bentur, A.; Yankelevsky, D.:* Flexural Performance of Cementitious Composites Reinforced with Woven fabrics. *Journal of Materials in Civil Engineering*, November 1999, S. 325 – 330.
- /Pel00/ *Peled, A.; Bentur, A.:* Geometrical characteristics and efficiency of textile fabrics for reinforcing cement composites. *Cement and Concrete Research*, Vol. 30, 2000, S. 781 – 790.
- /Pel03/ *Peled, A.; Bentur, A.:* Mechanisms of Fabric Reinforcement of Cement Matrices: Effect of Fabric Geometry and Yarn Properties. *Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2)*, Dresden, 2003, S. 283 – 298.
- /Pel04/ *Peled, A.; Bentur, A.:* Mechanisms of Fabric Reinforcement of Cement Matrices: Effect of Fabric Geometry and Yarn Properties. *Beton- und Stahlbetonbau*, Vol. 99, Heft 6, S. 456 – 459.
- /Plo05/ *Plonka, R.; Rothe, C.; Mäder, E.:* Beschichtete alkaliresistente Glasfäden und Hybridgarne als Bewehrung in Beton. *Technische Textilien*, Vol. 48, Heft 2, 2005, S. 150 – 152.
- /Plo05a/ *Plonka, R.; Rothe, C.; Mäder, E.; Köckritz, U.; Waldmann, M.; Klug, P.:* Effiziente textile Bewehrungen für Beton durch Online-Polymerbeschichtung. *Technische Textilien*, Vol. 48, Heft 3, 2005, S. 205 – 207.
- /Rau06/ *Raupach, M.; Orlowsky, J.; Büttner, T.; Diltthey, U.; Schleser, M.:* Epoxy-impregnated textile in concrete – Load bearing capacity and durability. *Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC)*, Aachen, 2006, S. 77 – 88.
- /Reg90/ *Regensburger, Karl:* *Photogrammetrie, Anwendungen in Wissenschaft und Technik*, 1990.

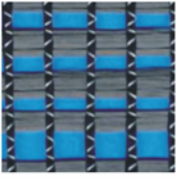

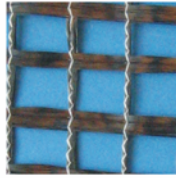
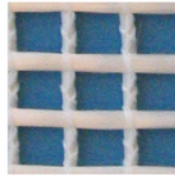


- /Reh77/ *Rehm, G.; Eligehausen, R.:* Einfluss einer nicht ruhenden Belastung auf das Verbundverhalten von Rippenstählen, Betonwerk + Fertigteil-Technik, Heft 6, 1977, S. 295-299.
- /Rei90/ *Reineck, K.-H.:* Ein mechanisches Modell für den Querkraftbereich von Stahlbetonbauteilen. Dissertation, Universität Stuttgart, 1990.
- /Ric05/ *Richter, M.:* Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textildbewehrtem Feinbeton, Dissertation, TU Dresden, 2005.
- /Ril06/ *RILEM Publications S. A. R. L.:* Report 36: Textile Reinforced Concrete. State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 201-TRC. Bra-meshuber, W. (Hrsg.), 2006.
- /Roo95/ *Roos, W.:* Zur Druckfestigkeit des gerissenen Stahlbetons in scheibenförmigen Bauteilen bei gleichzeitig wirkender Querkraftbeanspruchung. Dissertation, Technische Universität München, 1995.
- /Roy04/ *Roye, A.; Gries, T.:* Design By Application – Maßgeschneiderte Abstandskettengewirke für den Einsatz als Betonbewehrungen. Kettenwirk-praxis 04/2004, S. 20 – 21.
- /Roy04a/ *Roye, A.; Gries, T.:* Ultraschallschweißen von technischen Garnen zu Schläuchen. AVR, Heft 6, 2004, S. 24.
- /Roy06/ *Roye, A.:* Zum Doppelraschelprozess für Betonanwendungen. Dissertation, RWTH Aachen, 2006.
- /Roy07/ *Roye, A.; Gries, T.:* Three-Dimensional and Online-Shaped Textile Production with Double Needle Bar Raschel Machines and Weft Insertion for Concrete Applications. Thin Fiber and Textile Reinforced Cementitious Systems, American Concrete Institute (ACI) SP-244 (CD-ROM), 2007, S. 77 – 86.
- /Sch89/ *Schießl, P.:* Grundlagen der Neuregelung zur Beschränkung der Rissbreite. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 400, Beuth-Verlag, Berlin, 1989.
- /Sch99/ *Schenkel, M.; Vogel, T.:* Längsrissbildung in der Betondeckung von Stahlbetontragwerken. Beton- und Stahlbetonbau 94 (1999), Heft 6, S. 238 ff.
- /Sch03/ *Schorn, H.:* Ein Verbundmodell für Glasfaserbewehrungen im Beton, Bautechnik 80 (3), 2003, S. 174 – 180.
- /Sch04/ *Schneider, H. N.; Bergmann, I.; Schätzke, C.:* Leichte Betontragwerke. Detail, Heft 7/8, 2004, S. 844 – 854.

- /Sch06/ *Schleser, M.; Walk-Laufer, B.; Raupach, M.; Dilthey, U.:* Application of Polymers to Textile-Reinforced Concrete. Journal of Materials in Civil Engineering, Sept./Oct. 2006, S. 670 – 676.
- /SFB1709/ Sonderforschungsbereich 1709 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen einer neuartigen Technologie“, Forschungsantrag 2. Hj. 1999/2000/2001/ 1. Hj. 2002, RWTH Aachen, 1998.
- SFB1706/ Sonderforschungsbereich 1706 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“, Finanzierungsantrag für die Periode II/1999-I/2002, TU Dresden, 1998.
- /SFB532/ <http://sfb532.rwth-aachen.de> (Versuchsdaten passwortgeschützt)
- /SGL07/ <http://www.sglicarbon.de>
- /Sil06/ *Silva, F. A.; et. al.:* Mechanical Behavior and durability of compression moulded sisal fiber-cement martar laminates (SFCML). Tagungsband 1st International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC), Aachen, 2006, S. 171 – 180.
- /Sto02/ *Stockmann, P.:* Textile Strukturen zur Bewehrung zementgebundener Matrices. Dissertation, RWTH Aachen, 2002.
- /Vec82/ *Vecchio, F.; Collins, M. P.:* The Response of Reinforced Concrete to In-Plane Shear and Normal Stresses. Publication No. 82-03, University of Toronto, 1982.
- /Vec86/ *Vecchio, F. J.; Collins, M. P.:* The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Subjected to Shear. ACI Journal, March-April 1986, S. 219 ff., 1986.
- /Vor06/ *Vorechovsky, M., Chudoba, R.:* Stochastic modeling of multi-filament yarns II: random properties over the length and size-effect. International Journal of Solids and Structures 43, 2006, S. 435 – 458.
- /Vit06/ www.vitrulan.de
- /Wei39/ *Weibull, W.:* The phenomenon of rupture in solids. Royal Swedish Institute of Engineering Research (Ingenioersvetenskaps Akad. Handl.), Stockholm 153, S.1 – 55.
- /Wes06/ *Weskamp, U.:* Tragverhalten von Textilbewehrtem Beton unter zyklischer Beanspruchung. Diplomarbeit, Institut für Massivbau, RWTH Aachen, September 2006.
- /Wil97/ *Will, N.:* Zum Verbundverhalten von Spanngliedern mit nachträglichem Verbund unter statischer und dynamischer Dauerbeanspruchung. Lehrstuhl und Institut für Massivbau der RWTH Aachen, Dissertation, RWTH Aachen 1997, ISBN 3-9804729-4-9.

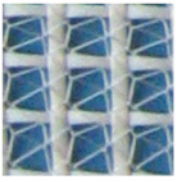
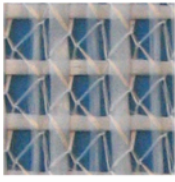
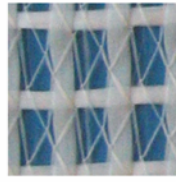
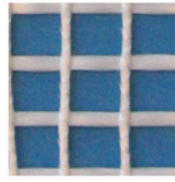


- /Zas03/ *Zastrau, B.; Lepenies, I.; Richter, M.:* Zur Entwicklung einer Materialbeschreibung von Textilbeton mit Anwendung repräsentativer Volumenelemente. Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2), Dresden, 2003, S. 387-398.
- /Zie91/ *Zienkiewicz, O.C.; Taylor, R.L.:* The Finite Element Method. McGraw-Hill Book Comp., London, 1991.
- /Zin99/ *Zink, M.:* Zum Biegeschubversagen schlanker Bauteile aus Hochleistungsbeton mit und ohne Vorspannung. Dissertation, Universität Leipzig, 1999.
- /Zor03/ *Zorn, H.:* Alkali Resistant Glass Fibres – From Production to Application. Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2), Dresden, 2003, S. 1 – 14.

ANHANG


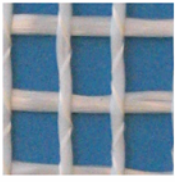
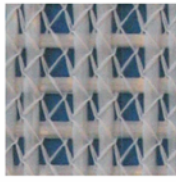
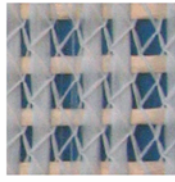


A 1 Übersicht textile Gelege

Nr.	Name	[°]	Roving	Bindung	e_R [mm]	Stichlänge [mm]	a_i [mm ² /m]	m_A [g/m ²]	f_R [N/mm ²]	f_{Fi} [N/mm ²]	Bild
1	MAG-04-03	0	Tenax Carbon STS1600 tex	Franse	8,4	2,1	105	187	1186	3915	
		90	Tenax Carbon STS1600 tex		8,4		105	187	1491	3915	
2	MAG-05-03	0	Tenax Carbon STS1600 tex	Franse	16,8	2,1	52,5	94	1364	3915	
		90	Tenax Carbon STS1600 tex		8,4		105	187	1545	3915	
3	MAG-06-03	0	Tenax Carbon STS1600 tex	Franse	16,8	2,1	52,5	94	1557	3915	
		90	Tenax Carbon STS1600 tex		16,8		52,5	94	1584	3915	
4	MAG-07-03	0	Vetrotex AR Glas 2400 tex	Franse	8,4	2,1	105	281	974	1808	
		90	Vetrotex AR Glas 2400 tex		8,4		105	281	533	1808	

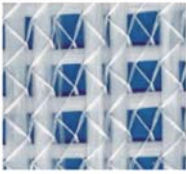
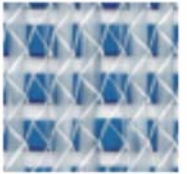
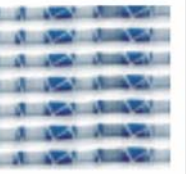
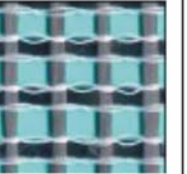


e_R : Rovingabstand; a_i : Querschnittsfläche des Geleges; m_A : Flächengewicht;
 f_R : Rovingzugfestigkeit im Garnzugversuch; f_{Fi} : Zugfestigkeit eines Filaments

Nr.	Name	[°]	Roving	Bindung	e_R [mm]	Stichlänge [mm]	a_i [mm ² /m]	m_A [g/m ²]	f_R [N/mm ²]	f_{fi} [N/mm ²]	Bild
5	2D-01-05	0	Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	8,4	2,1	52,5	141	830	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4			141	840	2018	
6	2D-02-05	0	Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	8,4	4,2	52,5	141	758	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4			141	784	2018	
7	2D-03-05	0	Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	8,4	6,3	52,5	141	610	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		12,6			94	853	2018	
8	2D-04-05	0	Vetrotex AR Glas 1200 tex	Franse	8,4	2,1	52,5	141	997	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4			141	n.b.	2018	

e_R : Rovingabstand; a_i : Querschnittsfläche des Geleges; m_A : Flächengewicht;
 f_R : Rovingzugfestigkeit im Garnzugversuch; f_{fi} : Zugfestigkeit eines Filaments

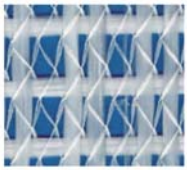





Nr.	Name	[°]	Roving	Bindung	e_R [mm]	Stichlänge [mm]	a_i [mm ² /m]	m_A [g/m ²]	f_R [N/mm ²]	f_{II} [N/mm ²]	Bild
9	2D-05-05	0	Vetrotex AR Glas 1200 tex	Franse	8,4	4,2	52,5	141	n.b.	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4		52,5	141	n.b.	2018	
10	2D-06-05	0	Vetrotex AR Glas 1200 tex	Franse	8,4	6,3	52,5	141	n.b.	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		12,6		35,0	94	n.b.	2018	
11	2D-01-06	0	2 x Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	12,6	4,2	70	188	1144	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4		52,5	141	1239	2018	
12	2D-02-06	0	2 x Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	12,6	4,2	70	188	1029	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4		52,5	141	1325	2018	

e_R : Rovingabstand; a_i : Querschnittsfläche des Geleges; m_A : Flächengewicht;
 f_R : Rovingzugfestigkeit im Garnzugversuch; f_{II} : Zugfestigkeit eines Filaments

Nr.	Name	[°]	Roving	Bindung	e_R [mm]	Stichlänge [mm]	a_i [mm ² /m]	m_A [g/m ²]	f_R [N/mm ²]	f_{fi} [N/mm ²]	Bild
13	2D-02-07	0	2 x Vetrotex AR Glas 2400 tex	Trikot	12,6	4,2	140	375	881	1808	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4		52,5	141	940	2018	
14	2D-03-07	0	2 x Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	12,6	4,2	70	188	1167	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		8,4		52,5	141	1043	2018	
15	2D-05-07	0	2 x Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	12,6	2,1	140	250	1077	1808	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		4,2		105	281	1159	2018	
16	MAG-05-00	0	T600SC-24K 60E Toray 1650 tex	Franse mit Teil- schluss	10,0	n.b.	89	160	1732	4180*	
		90	T600SC-24K 60E Toray 1620 tex		10,0		89	160	1607	4180*	



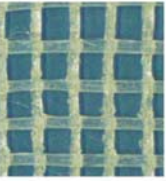

e_R : Rovingabstand; a_i : Querschnittsfläche des Geleges; m_A : Flächengewicht;

f_R : Rovingzugfestigkeit im Garnzugversuch; f_{fi} : Zugfestigkeit eines Filaments; * Herstellerangabe

Nr.	Name	[°]	Roving	Bindung	e_R [mm]	Stichlänge [mm]	a_i [mm ² /m]	m_A [g/m ²]	f_R [N/mm ²]	f_{fii} [N/mm ²]	Bild
17	2D-07-07	0	2 x Vetrotex AR Glas 1200 tex	Trikot	12,6	6,3	70	188	1175	2018	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		12,6		35	94	1067	2018	
18	2D-08-07	0	2 x Tenax Carbon STS1600 tex	Trikot	12,6	6,3	140	250	2034	3915	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		12,6		35	94	909	2018	
19	2D-09-07	0	2 x Vetrotex AR Glas 2400 tex	Trikot	12,6	6,3	140	375	805	1808	
		90	Vetrotex AR Glas 1200 tex		12,6		35	94	817	2018	
20	2D-11-07	0	Vetrotex AR Glas 2400 tex	Franse	8,4	2,1	105	281	974	1808	
		90	Vetrotex AR Glas 2400 tex		8,4		105	281	533	1808	

e_R : Rovingabstand; a_i : Querschnittsfläche des Geleges; m_A : Flächengewicht;
 f_R : Rovingzugfestigkeit im Garnzugversuch; f_{fii} : Zugfestigkeit eines Filaments

Getränkte Gelege

Nr.	Name	[°]	Roving	Tränkungsmaterial	Bild
21	MAG-07-03-B-01	0	Vetrotex AR Glas 2400 tex	Styrol-Butadien-Latex (70 % Butadien, 26 % Styrol, 2 –3 % Acrylate)	
		90	Vetrotex AR Glas 2400 tex		
22	MAG-06-03-B-01	0	Tenax Carbon STS1600 tex		
		90	Tenax Carbon STS1600 tex		
23	MAG-07-03-epoxi	0	Vetrotex AR Glas 2400 tex	Epoxidharz (Harz: Bisphenol-A-Epichlorhydrinharz mit einer mittleren relativen Molekülmasse kleiner 700 g/mol, Härter: Polyamin)	
		90	Vetrotex AR Glas 2400 tex		
24	MAG-04-03-epoxi	0	Tenax Carbon STS1600 tex		
		90	Tenax Carbon STS1600 tex		

e_R : Rovingabstand; a : Querschnittsfläche des Geleges; m_R : Flächengewicht;
 f_R : Rovingzugfestigkeit im Garnzugversuch; f_{Ri} : Zugfestigkeit eines Filaments

A 2 Übersicht Dehnkörperversuche Typ I

Nr.	Bez.	Bewehrung	a _t [mm ² /m]		Lagen [-]	A _t [mm ²]	ρ _l [%]	F _{cr} [kN]	ε _{c,u} [‰]	F _{exp} [kN]	σ _t [N/mm ²]	k _{1,exp} [-]	
			0°	90°									
1	V - 31	Z1-1	MAG-04-03	105	105	1	10,5	1,0	6,2	2,0	6,5	620	0,16
2		Z1-2	MAG-04-03	105	105	1	10,5	1,0	4,9	2,8	9,2	875	0,22
3		Z1-3	MAG-04-03	105	105	1	10,5	1,0	4,5	2,3	6,7	642	0,16
4		Z1-4	MAG-04-03	105	105	1	10,5	1,0	5,7	1,5	5,3	508	0,13
5		Z2-2	MAG-04-03	105	105	2	21,0	1,9	4,9	3,6	16,7	795	0,20
6		Z2-3	MAG-04-03	105	105	2	21,0	1,9	5,0	3,0	15,6	744	0,19
7		Z2-4	MAG-04-03	105	105	2	21,0	1,9	5,7	5,5	17,4	830	0,21
8		Z2-5	MAG-04-03	105	105	2	21,0	1,9	7,0	5,1	16,3	775	0,20
9		Z2-6	MAG-04-03	105	105	2	21,0	1,9	6,1	3,5	15,6	742	0,19
10	V - 32	Z1-1	MAG-05-03	52,5	52,5	1	5,3	0,5	2,6	2,4	5,4	1027	0,26
11		Z1-2	MAG-05-03	52,5	52,5	1	5,3	0,5	3,2	3,4	5,4	1028	0,26
12		Z1-3	MAG-05-03	52,5	52,5	1	5,3	0,5	5,2	3,0	5,2	999	0,26
13		Z2-1	MAG-05-03	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,0	2,9	8,5	810	0,21
14		Z2-2	MAG-05-03	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,6	2,8	8,7	832	0,21
15		Z2-3	MAG-05-03	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,0	4,0	12,4	1180	0,30
16	V - 35	Z1-1	MAG-07-03	105	105	1	10,5	1,0	5,6	1,4	5,0	475	0,26
17		Z1-2	MAG-07-03	105	105	1	10,5	1,0	4,9	2,8	5,2	499	0,28
18		Z1-3	MAG-07-03	105	105	1	10,5	1,0	6,5	3,6	5,2	492	0,27
19		Z2-4	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,9	3,4	9,3	444	0,25
20		Z2-5	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	5,0	4,0	10,6	505	0,28
21		Z2-6	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	5,1	4,2	10,7	507	0,28
22		Z2-7	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,9	2,7	7,5	358	0,20
23		Z2-8	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	5,3	5,0	9,8	466	0,26
24		Z2-9	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,7	3,4	8,4	402	0,22
25		Z2-10	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,1	4,5	8,8	420	0,23
26		Z2-11	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,2	3,1	7,9	375	0,21
27		Z2-12	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,4	2,9	7,7	365	0,20
28		Z2-13	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	3,7	4,4	9,5	450	0,25
29		Z2-14	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,6	4,5	10,0	477	0,26
30		Z2-15	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	3,9	5,7	11,5	547	0,30
31		Z2-16	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,2	4,6	9,6	456	0,25
32		Z2-17	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	3,9	4,9	10,0	475	0,26
33		Z2-18	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,2	3,9	9,0	429	0,24
34		Z2-19	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	3,9	4,5	9,9	473	0,26
35		Z2-20	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	3,6	3,3	7,6	364	0,20
36		Z2-21	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	3,0	3,4	7,5	359	0,20
37	Z3-1	MAG-07-03	105	105	3	31,5	2,9	5,1	4,5	14,1	447	0,25	
38	Z3-2	MAG-07-03	105	105	3	31,5	2,9	4,5	4,0	12,9	409	0,23	
39	Z3-3	MAG-07-03	105	105	3	31,5	2,9	5,7	5,0	13,1	417	0,23	
40	Z3-4	MAG-07-03	105	105	3	31,5	2,9	6,9	4,0	13,3	424	0,23	
41	Z3-5	MAG-07-03	105	105	3	31,5	2,9	6,6	4,5	14,0	446	0,25	
42	V - 35	Z2-1	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	2,3	0,6	4,5	212	0,12
43		Z2-2	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	2,8	1,6	5,9	279	0,15
44		Z2-3	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	2,6	0,4	4,8	229	0,13
45	V - 35-90°	Z2-4	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	5,4	6,0	13,0	621	0,34
46		Z2-5	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	5,2	6,6	13,8	659	0,36
47		Z2-6	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,9	5,4	12,1	577	0,32
48	V-36	Z1-1	MAG-06-03	52,5	105	1	5,3	0,5	3,9	1,9	4,4	845	0,22
49		Z1-2	MAG-06-03	52,5	105	1	5,3	0,5	3,4	1,0	4,2	800	0,20
50		Z1-3	MAG-06-03	52,5	105	1	5,3	0,5	4,3	1,2	4,6	877	0,22
51		Z2-1	MAG-06-03	52,5	105	2	10,5	1,0	4,5	3,6	10,3	985	0,25
52		Z2-2	MAG-06-03	52,5	105	2	10,5	1,0	4,1	2,4	8,1	770	0,20
53		Z2-3	MAG-06-03	52,5	105	2	10,5	1,0	2,6	3,5	7,8	745	0,19
54		Z3-1	MAG-06-03	52,5	105	3	15,8	1,4	4,9	3,4	14,3	909	0,23
55		Z3-2	MAG-06-03	52,5	105	3	15,8	1,4	5,2	4,3	18,9	1197	0,31
56		Z3-3	MAG-06-03	52,5	105	3	15,8	1,4	4,4	3,6	14,5	918	0,23

Nr.	Bez.	Bewehrung	a _t [mm ² /m]		Lagen	A _t	ρ _l	F _{cr}	ε _{c,u}	F _{exp}	σ _t	k _{1,exp}	
			0°	90°									[-]
57	V-47	Z1-1	MAG-07-03b	105	105	1	10,5	1,0	2,4	3,3	4,1	387	0,21
58		Z1-2	MAG-07-03b	105	105	1	10,5	1,0	3,9	3,6	4,3	413	0,23
59		Z1-3	MAG-07-03b	105	105	1	10,5	1,0	2,0	3,4	3,9	370	0,20
60		Z2-1	MAG-07-03b	105	105	2	21,0	1,9	5,7	2,9	8,5	402	0,22
61		Z2-2	MAG-07-03b	105	105	2	21,0	1,9	4,2	3,4	9,1	433	0,24
62		Z2-3	MAG-07-03b	105	105	2	21,0	1,9	3,7	3,7	9,2	439	0,24
63		Z3-1	MAG-07-03b	105	105	3	31,5	2,9	3,8	4,0	12,5	396	0,22
64		Z3-2	MAG-07-03b	105	105	3	31,5	2,9	3,0	4,7	13,2	419	0,23
65		Z3-3	MAG-07-03b	105	105	3	31,5	2,9	3,7	4,0	11,2	355	0,20
66	V-72	Z2-3	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,4	3,5	9,4	446	0,25
67		Z2-4	MAG-07-03	105	105	2	21,0	1,9	4,4	4,8	10,2	487	0,27
68	V-88	Z2-1	2D - 01 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,7	2,6	6,1	578	0,29
69		Z2-2	2D - 01 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,0	4,7	6,5	616	0,31
70		Z2-3	2D - 01 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,8	5,4	7,9	755	0,37
71	V-89	Z2-1	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,9	5,6	7,7	732	0,36
72		Z2-2	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,1	6,7	7,8	738	0,37
73		Z2-3	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,9	2,7	5,1	483	0,24
74		Z2-4	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,2	7,0	8,1	767	0,38
75		Z2-5	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,6	5,2	6,6	625	0,31
76		Z2-6	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,4	6,1	6,9	654	0,32
77		Z2-7	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,5	5,0	6,0	569	0,28
78		Z2-8	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,8	3,8	5,7	538	0,27
79		Z2-9	2D - 02 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,8	5,5	6,2	594	0,29
80	V-90	Z2-1	2D - 03 - 05	52,5	35,0	2	10,5	1,0	4,7	6,7	8,2	777	0,39
81		Z2-2	2D - 03 - 05	52,5	35,0	2	10,5	1,0	3,9	4,4	7,0	667	0,33
82		Z2-3	2D - 03 - 05	52,5	35,0	2	10,5	1,0	4,1	5,0	7,5	714	0,35
83	V-91	Z2-1	2D - 04 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,1	4,0	5,6	532	0,26
84		Z2-2	2D - 04 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,2	3,1	4,2	395	0,20
85		Z2-3	2D - 04 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,7	3,2	4,5	432	0,21
86	V-92	Z2-1	2D - 05 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	4,5	4,0	6,0	569	0,28
87		Z2-2	2D - 05 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,2	5,1	6,6	624	0,31
88		Z2-3	2D - 05 - 05	52,5	52,5	2	10,5	1,0	3,9	4,4	6,1	576	0,29
89	V-93	Z2-1	2D - 06 - 05	52,5	35,0	2	10,5	1,0	3,9	4,7	6,7	639	0,32
90		Z2-2	2D - 06 - 05	52,5	35,0	2	10,5	1,0	3,6	3,5	5,4	518	0,26
91		Z2-3	2D - 06 - 05	52,5	35,0	2	10,5	1,0	3,4	2,9	5,2	492	0,24
92	V-94	Z2-1	2D - 01 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,2	5,8	9,9	710	0,35
93		Z2-2	2D - 01 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	4,7	4,5	10,3	738	0,37
94		Z2-3	2D - 01 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,8	6,6	10,6	756	0,37
95	V-95	Z2-1	2D - 02 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	4,9	6,2	9,5	681	0,34
96		Z2-2	2D - 02 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,4	8,1	10,2	729	0,36
97		Z2-3	2D - 02 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,1	5,4	9,1	646	0,32
98	V-96	Z2-1	2D - 02 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,4	5,7	9,1	650	0,32
99		Z2-2	2D - 02 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,5	5,3	8,9	633	0,31
100		Z2-3	2D - 02 - 06	70	52,5	2	14,0	1,3	5,6	4,8	8,6	615	0,30
101	V-108	Z1-1	2D-08-07	140	35	1	14,0	1,3	1,3	3,7	10,1	721	0,18
102		Z1-2	2D-08-07	140	35	1	14,0	1,3	1,9	4,0	10,7	765	0,20
103		Z1-3	2D-08-07	140	35	1	14,0	1,3	1,3	3,9	10,5	749	0,19
104	V-109	Z1-1	2D-02-07	140	52,5	1	14,0	1,3	1,7	5,2	6,1	437	0,24
105		Z1-2	2D-02-07	140	52,5	1	14,0	1,3	1,5	5,6	6,7	478	0,26
106		Z1-3	2D-02-07	140	52,5	1	14,0	1,3	1,8	5,1	6,6	470	0,26
107	V-110	Z1-1	2D-03-07	70	52,5	1	7,0	0,6	2,4	7,8	4,9	704	0,35
108		Z1-2	2D-03-07	70	52,5	1	7,0	0,6	1,5	6,5	4,6	663	0,33
109		Z1-3	2D-03-07	70	52,5	1	7,0	0,6	2,3	8,2	5,3	754	0,37
110	V-111	Z1-1	2D-05-07	140	52,5	1	14,0	1,3	1,8	5,4	6,9	495	0,27
111		Z1-2	2D-05-07	140	52,5	1	14,0	1,3	2,6	6,2	6,9	491	0,27
112		Z1-3	2D-05-07	140	52,5	1	14,0	1,3	2,6	5,8	6,8	483	0,27

Nr.	Bez.	Bewehrung	a _t [mm ² /m]		Lagen	A _t	ρ _l	F _{cr}	ε _{c,u}	F _{exp}	σ _t	k _{1,exp}	
			0°	90°									[mm ²]
113	V-112	Z1-1	2D-07-07	70	35	1	7,0	0,6	3,3	2,0	4,0	570	0,28
114		Z1-2	2D-07-07	70	35	1	7,0	0,6	1,8	3,0	3,7	527	0,26
115		Z1-3	2D-07-07	70	35	1	7,0	0,6	2,3	2,9	3,7	534	0,26
116	V-113	Z1-1	2D-09-07	140	35	1	14,0	1,3	1,1	4,9	5,7	409	0,23
117		Z1-2	2D-09-07	140	35	1	14,0	1,3	1,9	3,8	5,8	417	0,23
118		Z1-3	2D-09-07	140	35	1	14,0	1,3	2,7	4,8	6,2	439	0,24

Übersicht Dehnkörperversuche Typ I (schiefwinklig)

Nr.	Bez.	Bewehrung	α	F _{exp}	k _{0,α}		F _{calc}	
					[°]	[kN]		Kettfaden
1	V-68	Z-2-1	MAG-07-03	0	6,3	1,00	0,00	6,27
2		Z-2-2	MAG-07-03	0	6,3	1,00	0,00	6,27
3		Z-2-3	MAG-07-03	0	6,3	1,00	0,00	6,27
4		Z-2-5°-4	MAG-07-03	5	6,13	0,95	0,06	5,57
5		Z-2-5°-5	MAG-07-03	5	6,05	0,95	0,06	5,84
6		Z-2-5°-6	MAG-07-03	5	6,9	0,95	0,06	5,90
7		Z-2-10°-7	MAG-07-03	10	5,22	0,89	0,11	5,66
8		Z-2-10°-8	MAG-07-03	10	5,94	0,89	0,11	6,05
9		Z-2-10°-9	MAG-07-03	10	5,53	0,89	0,11	5,62
10		Z-2-15°-10	MAG-07-03	15	5,19	0,84	0,17	5,32
11		Z-2-15°-11	MAG-07-03	15	4,43	0,84	0,17	5,41
12		Z-2-15°-12	MAG-07-03	15	5,2	0,84	0,17	5,47
13		Z-2-20°-13	MAG-07-03	20	4,95	0,78	0,23	5,30
14		Z-2-20°-14	MAG-07-03	20	4,92	0,78	0,23	5,19
15		Z-2-20°-15	MAG-07-03	20	3,35	0,78	0,23	5,09
16		Z-2-25°-16	MAG-07-03	25	4,56	0,73	0,28	5,15
17		Z-2-25°-17	MAG-07-03	25	4,6	0,73	0,28	4,77
18		Z-2-25°-18	MAG-07-03	25	4,52	0,73	0,28	5,01
19		Z-2-30°-19	MAG-07-03	30	4,06	0,67	0,34	4,67
20		Z-2-30°-20	MAG-07-03	30	4,08	0,67	0,34	4,73
21		Z-2-30°-21	MAG-07-03	30	3,58	0,67	0,34	4,68
22		Z-2-35°-22	MAG-07-03	35	2,84	0,62	0,39	3,20
23		Z-2-35°-23	MAG-07-03	35	3,08	0,62	0,39	3,18
24		Z-2-35°-24	MAG-07-03	35	2,43	0,62	0,39	3,39
25		Z-2-40°-25	MAG-07-03	40	4,36	0,55	0,45	4,76
26		Z-2-40°-26	MAG-07-03	40	4,49	0,55	0,45	4,72
27		Z-2-40°-27	MAG-07-03	40	4,1	0,55	0,45	4,71
28		Z-2-45°-28	MAG-07-03	45	4,44	0,50	0,50	4,69
29		Z-2-45°-29	MAG-07-03	45	4,07	0,50	0,50	4,83
30		Z-2-45°-30	MAG-07-03	45	4,63	0,50	0,50	4,96

Nr.	Bez.	Bewehrung	α	F_{exp}	$k_{0,\alpha}$		F_{calc}
					[°]	[kN]	
1	Z-2-1	MAG-05-03	0	3,85	1,00	0,00	4,25
2	Z-2-2	MAG-05-03	0	4,97	1,00	0,00	4,25
3	Z-2-3	MAG-05-03	0	2,95	1,00	0,00	3,19
4	Z-2-5°-4	MAG-05-03	5	3,7	0,95	0,06	3,0
5	Z-2-5°-5	MAG-05-03	5	3,0	0,95	0,06	3,0
6	Z-2-5°-6	MAG-05-03	5	3,2	0,95	0,06	4,0
7	Z-2-10°-7	MAG-05-03	10	4,1	0,89	0,11	3,7
8	Z-2-10°-8	MAG-05-03	10	3,4	0,89	0,11	3,7
9	Z-2-10°-9	MAG-05-03	10	3,0	0,89	0,11	2,8
10	Z-2-15°-10	MAG-05-03	15	2,8	0,84	0,17	2,6
11	Z-2-15°-11	MAG-05-03	15	1,8	0,84	0,17	2,6
12	Z-2-15°-12	MAG-05-03	15	2,6	0,84	0,17	2,6
13	Z-2-20°-13	MAG-05-03	20	3,8	0,78	0,23	2,5
14	Z-2-20°-14	MAG-05-03	20	2,7	0,78	0,23	2,5
15	Z-2-20°-15	MAG-05-03	20	3,0	0,78	0,23	2,5
16	Z-2-25°-16	MAG-05-03	25	3,5	0,73	0,28	2,3
17	Z-2-25°-17	MAG-05-03	25	2,8	0,73	0,28	2,2
18	Z-2-25°-18	MAG-05-03	25	3,0	0,73	0,28	2,3
19	Z-2-30°-19	MAG-05-03	30	2,3	0,67	0,34	2,0
20	Z-2-30°-20	MAG-05-03	30	2,4	0,67	0,34	2,0
21	Z-2-30°-21	MAG-05-03	30	2,6	0,67	0,34	2,1
22	Z-2-35°-22	MAG-05-03	35	2,8	0,62	0,39	1,8
23	Z-2-35°-23	MAG-05-03	35	2,9	0,62	0,39	2,0
24	Z-2-35°-24	MAG-05-03	35	2,5	0,62	0,39	2,0
25	Z-2-40°-25	MAG-05-03	40	2,7	0,55	0,45	1,8
26	Z-2-40°-26	MAG-05-03	40	2,2	0,55	0,45	1,8
27	Z-2-40°-27	MAG-05-03	40	2,1	0,55	0,45	2,1
28	Z-2-45°-29	MAG-05-03	45	2,4	0,50	0,50	2,0
29	Z-2-45°-30	MAG-05-03	45	2,5	0,50	0,50	2,0

V - 86

A 3 Kleinformartige Biegeversuche

Bei den Dehnkörperversuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung wurden zwei-dimensionale Gelege verwendet, deren Kett- und Schussfäden unterschiedliche Verbundeigenschaften aufweisen (Bild A 3-1). Um diesen Einfluss zu eliminieren wurden Versuche durchgeführt, bei denen nur Rovings mit gleichen Verbundeigenschaften in der vorgegebenen Sollrissstelle angeordnet waren. Durch die Messung der Rissöffnung während der Versuche mit Aramis war zudem die Ermittlung der Kraft-Rissöffnungsbeziehung für die jeweilige Bewehrung unter verschiedenen Neigungswinkeln möglich. Der Planung der Versuche lag daher zusätzlich die Vorgabe zu Grunde, dass es nur zur Bildung eines Risses kommt.

Als geeigneter Versuch zur Bearbeitung der Fragestellung wurde ein Drei-Punkt-Biegeversuch an einer geschlitzten Probe entwickelt. Die Versuchskörper hatten Kantenlängen von $L/H = 300/100 \text{ mm}^2$ und eine Breite von 45 mm, die sich mittig auf 30 mm verjüngt (Bild A 5-2 (links)).

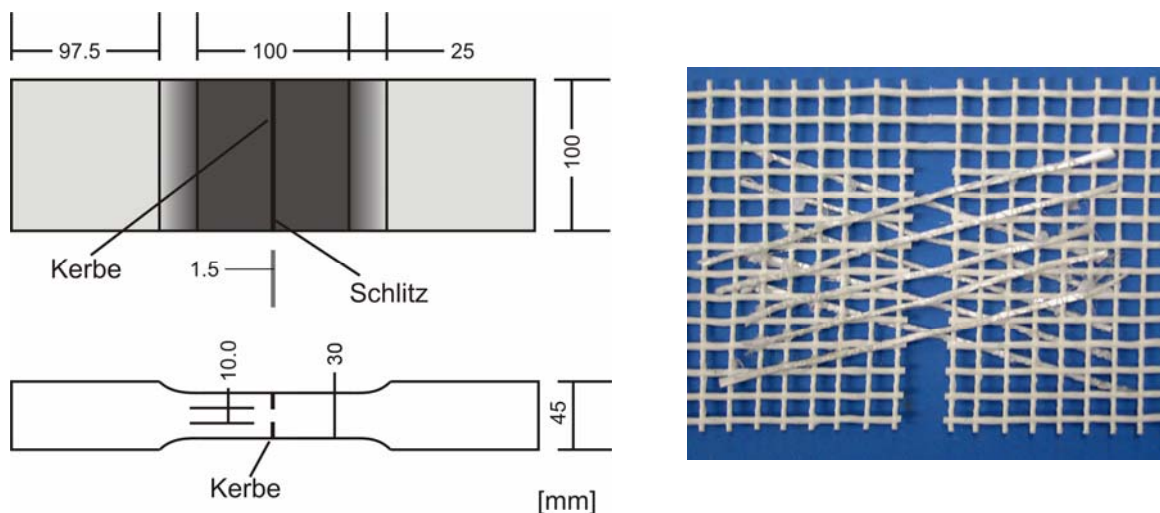


Bild A 3-1: Geometrie der Versuchskörper (links), Bewehrungsführung in der Sollbruchstelle (rechts)

Zusätzlich ist der Versuchskörper in der Mitte mit 10 mm tiefen und 1,5 mm breiten Einkerbungen versehen, so dass in diesem Bereich die Querschnittsdicke nur 10 mm beträgt.

Die schiefwinklig geführten Rovings wurden aus dem Gelege MAG-07-03 herausgetrennt. Es wurden sowohl Versuchsreihen mit den Kettfäden unter Variation des Winkels α als auch analog mit den Schussfäden durchgeführt. Als Träger zur Fixierung der Rovings diente die epoxidharzgetränkte Variante des Geleges MAG-07-03 (Bild A 3-1 (rechts)).

In Bild A 3-2 ist der Versuchsaufbau dargestellt. Die Stützweite zwischen den Rollenlagern betrug 250 mm. Die Versuche wurden weggesteuert mit der Verformungsgeschwindigkeit 0,2mm/min durchgeführt. Neben der Versuchskraft wurden die Verformungen im Bereich der Sollbruchstelle mit Aramis gemessen.

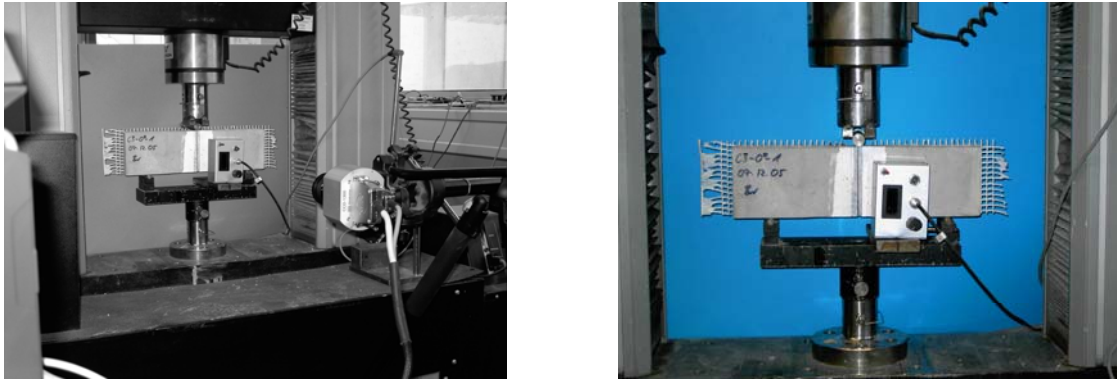


Bild A 3-2: Versuchsaufbau mit Messtechnik Aramis (links), Ansicht (rechts)

Aus den mit Aramis ermittelten Verschiebungen wurde die Rissöffnung sowie die Druckzonenhöhe bestimmt. Da die Lage der Rovings bekannt ist, wurde im nächsten Schritt der innere Hebelarm jeder Bewehrungslage ermittelt, indem die resultierende Betondruckkraft im oberen Drittelpunkt der Druckzonenhöhe angenommen wurde. Aus dem inneren und äußeren Momentengleichgewicht ergibt sich dann die Kraft jedes einzelnen Rovings, die der mit Aramis gemessenen Rissöffnung zugeordnet werden kann. Bei der Berechnung der Bewehrungskräfte wird der Betontraganteil berücksichtigt, der sich aus der in /Bro06/ ermittelten Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung für den verwendeten Feinbeton ergibt.

Für die Kraft-Rissöffnungsbeziehung wurde ein trilinearer Verlauf angenommen und die freien Parameter an den Versuchsergebnissen kalibriert. Für jede Bewehrungslage wird die Kraft in Abhängigkeit der Rissöffnung bestimmt. Die so ermittelten Kraft-Rissöffnungsbeziehungen für die Kett- und Schussfäden zeigten eine gute Übereinstimmung mit dem Tragverhalten im Versuch.

A 4 FILT-Test an Dehnkörperteilstücken

Zur Untersuchung eines etwaigen sukzessiven Filamentversagens während einer zyklischen Beanspruchung wurden Dehnkörper mit einer Bewehrung aus dem Glasgelege MAG-07-03 (zweilagig, $\rho_l = 1,94\%$) einer unterschiedlichen Anzahl von Lastwechseln ($n = 5, 10, 15$) ausgesetzt. Die Oberspannung σ_o betrug 80 % und die Unterspannung 30 % der mittleren Textilbruchspannung $\sigma_{tex,max}$. Während der Lastwechsel wurden die Verformungen innerhalb des Messfeldes zur Beobachtung der Rissentwicklung mit der Photogrammetrie gemessen. Anschließend wurden aus den Dehnkörpern jeweils 4 Teilstücke herausgetrennt, die exakt einen Riss enthielten, dessen Breitenentwicklung während der Lastzyklen besonders ausgeprägt war. Die Teilstücke hatten eine Länge von 20 mm (Bild A 4-1 (links)). Um das Herausziehen von Filamenten während des Sägens zu vermeiden, wurde ein spezielles zahnloses Sägeblatt verwendet. Die einzelnen Rovings der Teilstücke wurden anschließend von einer Seite durchleuchtet, während auf der gegenüberliegenden Seite mit einer CCD-Kamera Aufnahmen von dem durchleuchteten Roving gemacht wurden (Bild A 4-1 (rechts)).

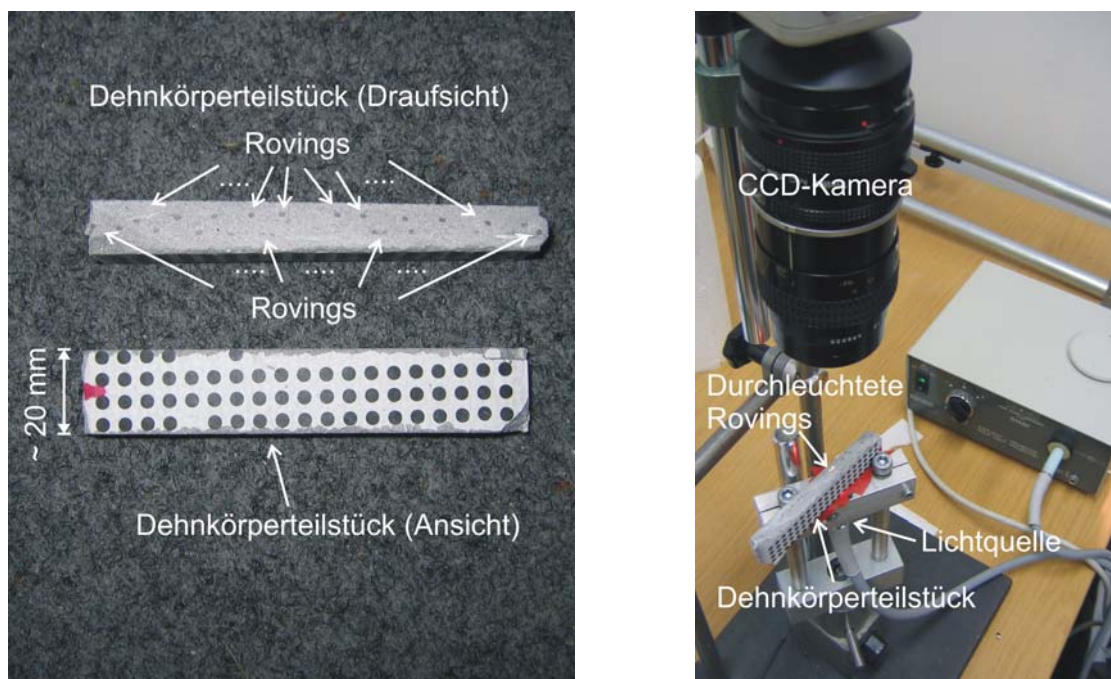


Bild A 4-1: Dehnkörperteilstücke (links); Aufbau FILT-Test (rechts)

Die digitalen Aufnahmen wurden im nächsten Schritt bildanalytisch ausgewertet, wobei die Anzahl der hellen Pixel ermittelt wurde. Die Pixelzahl stellt eine Messgröße dar, die mit der Menge der intakten, ungerissenen Filamente korreliert. Durch Vergleich der Aufnahmen von Rovings aus verschiedenen Teilstücken, die Dehnkörpern mit unterschiedlicher Belastungsgeschichte entnommen wurden, sollte auf diese Weise ein eventuelles Filamentreißen während der Lastzyklen aufgedeckt und quantifiziert werden. Allerdings ließen die Auswertungen aufgrund der großen

Streuungen keine eindeutige Tendenz erkennen, wie die Diagramme in Bild A 4-2 belegen. In den Diagrammen sind jeweils die Auswertungen von Dehnkörpern nach 5, 10, und 15 Lastwechseln vergleichend gegenübergestellt. Die Teilstücke (TS) wurden den jeweiligen Dehnkörpern an etwa der gleichen Stelle entnommen, also beispielsweise am oberen Rand des Messbereichs (1. TS, oberes Diagramm in Bild A 4-2). Neben den Streuungen innerhalb der Messwerte schränkt die fehlende Information über den Ausgangszustand die Aussagegenauigkeit der Messreihen ein. Aufnahmen von der Ausgangssituation sind nicht möglich, da zur Gewinnung der Teilstücke eine Zerstörung des Versuchskörpers erforderlich ist.

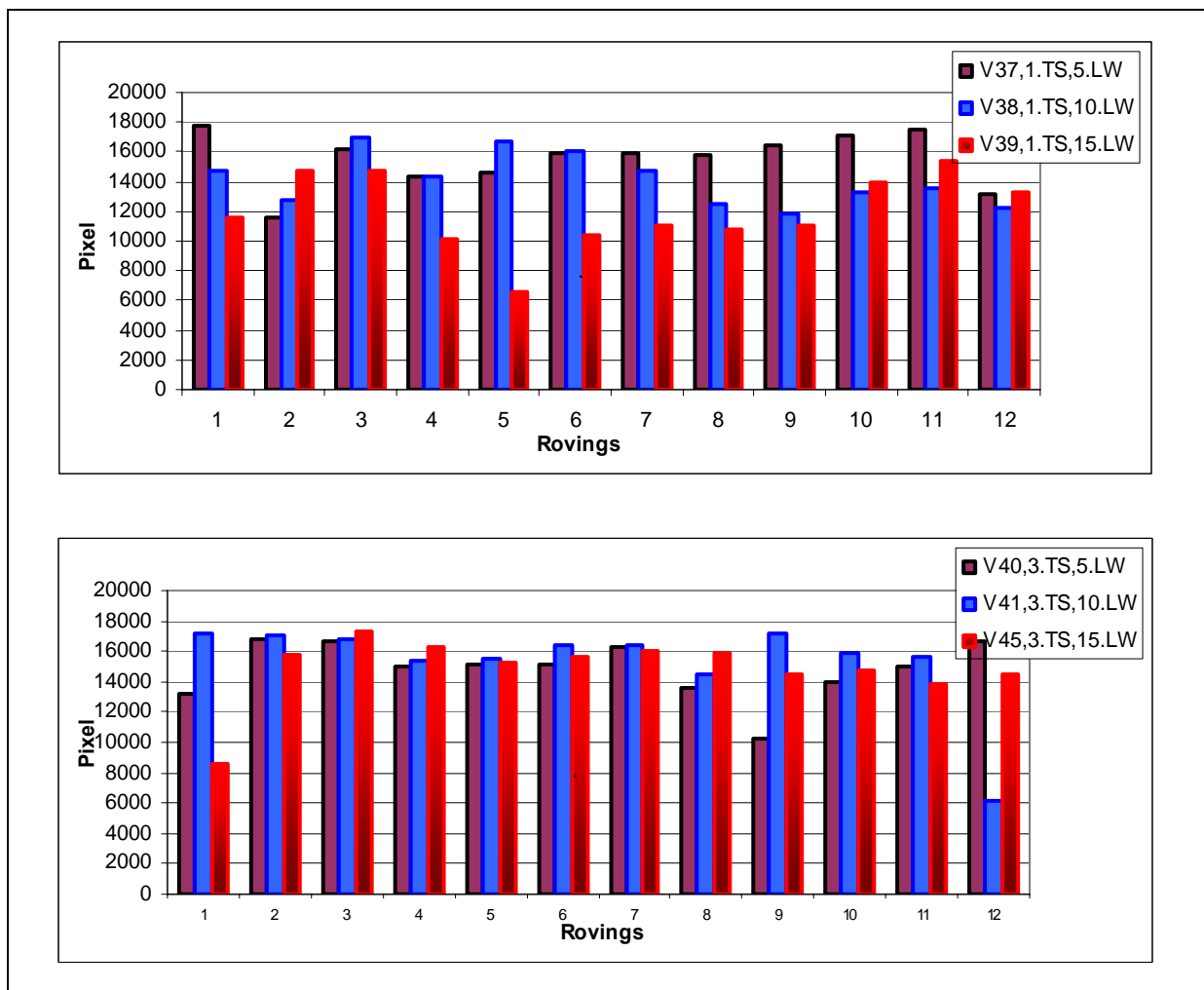


Bild A 4-2: Auswertungen von FILT-Tests an Teilstücken von Dehnkörpern nach unterschiedlicher Lastwechselzahl (5., 10., 15. LW)

A 5 ESPI-Messungen während zyklischer Lastwechsel

Die Elektronische Speckle Pattern Interferenzmethode (ESPI) ist in der Baustofftechnologie ein bewährtes Messverfahren. Es wird zur Detailanalyse von Verformungszuständen an Oberflächen kleinerer Versuchsproben herangezogen. Das hoch auflösende Verfahren hat eine Messgenauigkeit von 10^{-6} m bis 10^{-8} m.

Mit Hilfe der Laser-Interferometrie sollen die Dehnungen an der Bauteiloberfläche bereits während der Mikrorissbildung visualisiert werden. Das Prinzip basiert auf der Interferenz reflektierter Wellen eines kohärenten (einwelligen) Lichtes. Hierfür eignet sich Laserlicht besonders, da seine Wellenlänge konstant ist. Das Testfeld wird von zwei unterschiedlichen Positionen aus mit einem Laserstrahl ausgeleuchtet. Durch die raue Oberfläche des Betons werden die Lichtstrahlen in einer bestimmten, für diese Belastungssituation charakteristischen Weise diffus reflektiert. Die auf diese Weise erstellten Bilder werden Speckle-Bilder genannt (Bild A 5-1 (links)). In diesem Bild sind Informationen über die Oberflächenbeschaffenheit zu einem bestimmten Belastungs-Zeitpunkt vorhanden. Um eine Aussage darüber zu treffen, welche Vorgänge bei der Laststeigerung im Testfeld stattfinden, müssen Speckle-Bilder unterschiedlicher Belastungsstufen miteinander verglichen werden. Es werden hierfür zwei Speckle-Bilder voneinander subtrahiert. Dabei entstehen Interferenzstreifen, auch „fringes“ genannt (Bild A 5-1 (rechts)). Mit fringe wird ein Übergang zwischen hellen und dunklen Bereichen innerhalb eines Interferenzbildes bezeichnet.

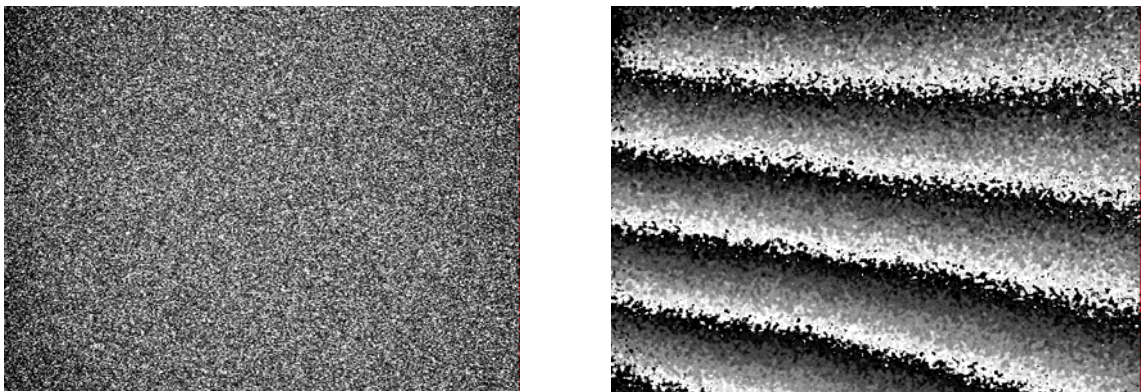


Bild A 5-1: Speckle-Bild (links), Interferenz-Bild (rechts)

Mit Hilfe dieses Überlagerungsbildes ist es möglich, die Verschiebungen des Feldes zwischen den beiden Belastungsschritten digital zu erfassen und Verschiebungskordinaten zu erzeugen. Anschließend werden mit einer speziellen Software die Anzahl der Graustufen gezählt und miteinander zu „Bändern“ gleicher Verschiebungen verknüpft, da das Programm davon ausgeht, dass keine diskontinuierlichen Bereiche (wie bspw. Risse) auftreten. Dieser Vorgang kann zu falschen Ergebnissen führen, wenn Bereiche sich in Wirklichkeit unabhängig voneinander verschieben. Daher können mit

Hilfe sogenannter „Masken“ bestimmte Bereiche als voneinander getrennt definiert werden. Das Programm ermittelt dann die Verschiebungen für jeden Bereich separat.

Die ESPI-Messtechnik wurde bei Dehnkörpern mit zyklischer Beanspruchung eingesetzt, um über die etwaige Änderung der Dehnungszustände zwischen zwei Rissen im Laufe der Lastwechselbeanspruchung eine Verbundschädigung aufzudecken. Den Versuchsaufbau zeigt Bild A 5-2 (links). Die CCD-Kamera war hierbei an die Traverse der Prüfmaschine zu koppeln, da sich sonst während der Versuche eine für die Messtechnik zu große Relativverschiebung zwischen Kameraposition und Versuchskörper einstellen würde. Das Messfeld wurde durch Einkerbungen vorgegeben (Bild A 5-2 (rechts)). Diese Rissvorgabe war erforderlich, um zu vermeiden, dass es zur Rissbildung innerhalb des vorab festzulegenden ESPI-Messfeldes kommt. Der Abstand der Einkerbungen entsprach dem sich bei der verwendeten Bewehrung (MAG-07-03, zweilagig, $\rho_l = 1,94 \%$) üblicherweise einstellenden Rissabstand von etwa 15 mm.

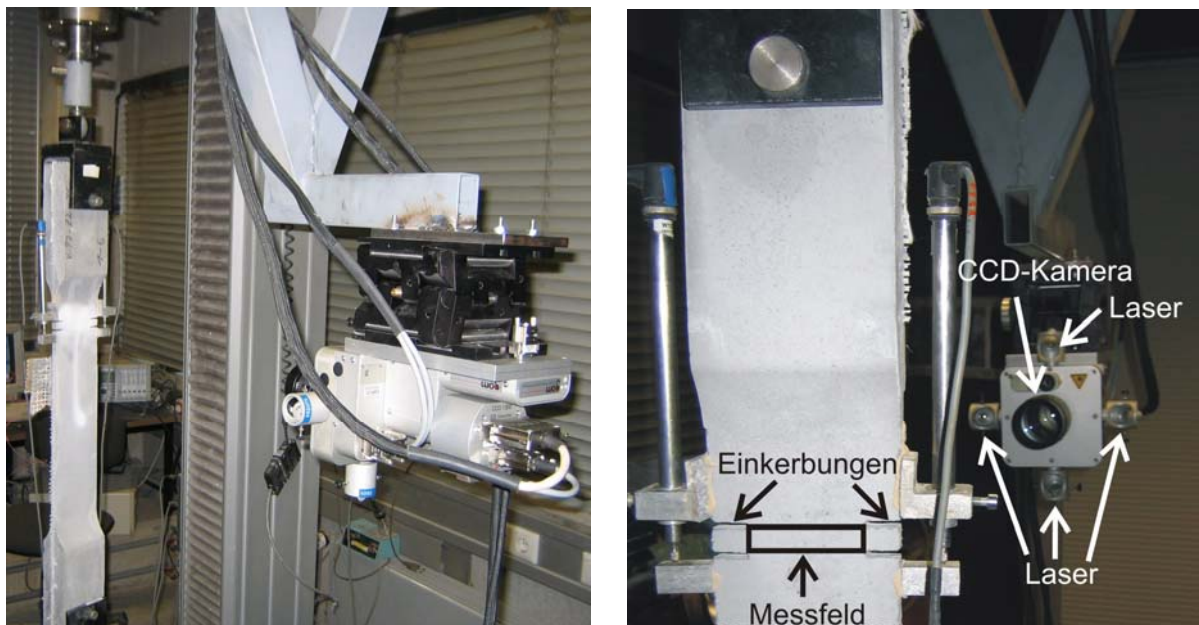
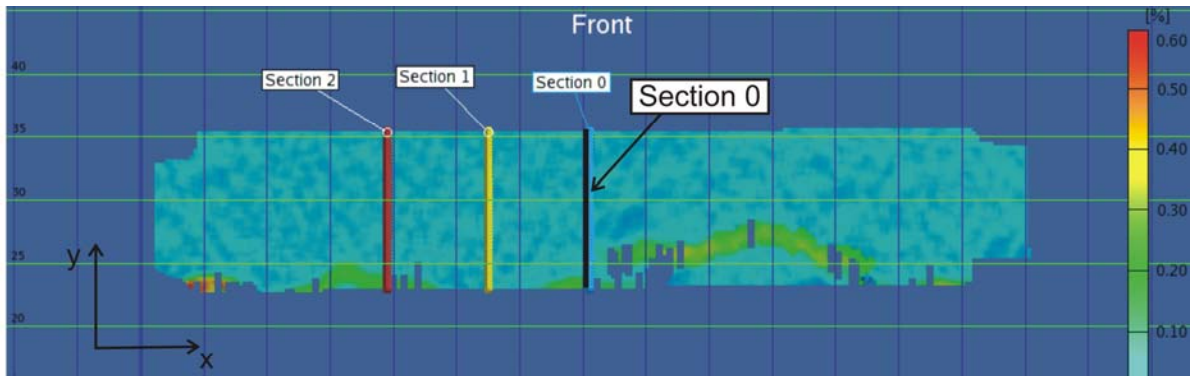


Bild A 5-2: Versuchsaufbau für ESPI-Messungen: Ansicht (links) und Detail (rechts)

Die CCD-Kamera kann jeweils nur ein Bild für eine Richtung (x- oder y-Richtung) erstellen. Daher muss bei jeder Messung die Optik der Kamera um 90° gedreht werden, so dass je ein Foto für die x-Richtung und für die y-Richtung erzeugt wird.. Dieser Umschaltvorgang dauert ca. zwei Sekunden, so dass der Versuch während der Aufnahmen anzuhalten war. Während der Versuche wurden die Verformungen des Messfeldes jeweils bei Oberlast und Unterlast nach unterschiedlichen Lastwechselzahlen aufgenommen.

In Bild A 5-3 ist exemplarisch die Auswertung der ESPI-Messungen eines Versuchs dargestellt. Im oberen Teil der Abbildung sind die Dehnungen innerhalb der im Mess-

feld definierten Maske eines Lastzustandes dargestellt. Das Diagramm im unteren Teil zeigt die Dehnungsverläufe im festgelegten Schnitt („Section 0“) jeweils bei Oberlast nach unterschiedlichen Lastzyklenzahlen n . Tendenziell ist dabei eine leichte Zunahme der Dehnungen am Riss zu erkennen, deren Ursache eine Schädigung des Betongefüges durch Mikrorisse an der Risskante sein kann.



Dehnungsverlauf in Section 0

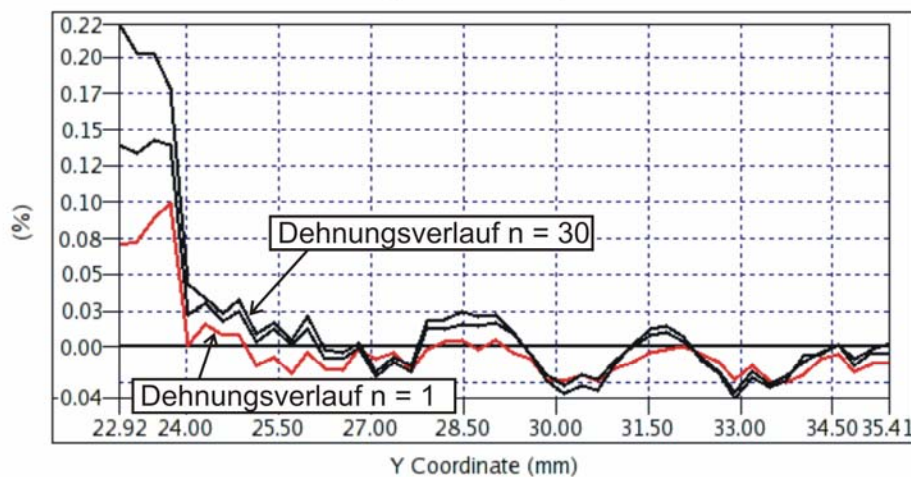


Bild A 5-3: Auswertung einer ESPI-Messung: Dehnungen im Messfeld (oben); Dehnungsverlauf nach unterschiedlichen Lastzyklen bei Oberlast im Schnitt „Section 0“ (unten)

A 6 Scheibenversuche

Nr.	Bez.	Belastung	σ_{cr}		F_{exp}		$\epsilon_{c,cr}$		$\epsilon_{c,u}$		α	Bemerkung
			1^1 [N/mm ²]	2^2 [N/mm ²]	1^1 [N/mm ²]	2^2 [N/mm ²]	1^1 [N/mm ²]	2^2 [N/mm ²]	1^1 [N/mm ²]	2^2 [N/mm ²]		
1	V-S-35	Zug einaxial	3,1	0,0	42,9	0,0	0,15	-0,03	5,70	0,37	0	Fehlstellen
2	V-S-37		3,2	0,0	35,1	0,0	0,23	-0,05	5,10	-0,18	0	
3	V-S-316		2,6	0,0	37,8	0,0	0,23	0,00	5,00	0,07	0	Stahlbackenversagen
4	V-S-320		3,1	0,0	47,5	0,0	0,24	-0,02	6,66	0,34	0	
5	V-S-32	Zug-Zug stetig	3,4	1,6	26,8	13,4	0,10	0,01	4,16	0,70	0	
6	V-S-33		3,1	1,5	26,2	13,1	0,10	0,07	4,90	1,10	0	
7	V-S-313		2,2	1,1	35,5	17,8	0,16	0,04	5,03	1,24	0	
8	V-S-38		1,8	1,9	36,9	15,8	-0,02	0,14	4,61	1,24	0	Fehlstellen
9	V-S-39	Zug-Zug graduell	2,0	2,8	30,7	14,9	-0,26	0,17	3,60	1,44	0	
10	V-S-314		1,9	2,7	30,7	15,5	0,11	0,19	3,54	1,15	0	
11	V-S-315		2,0	2,8	32,7	15,6	0,36	0,06	4,60	1,04	0	
12	V-S-310		3,1	-3,9	40,7	-16,0	1,38	-0,06	5,73	-0,03	0	
13	V-S-311	Zug-Druck	3,4	-4,1	40,3	-16,1	0,83	0,64	5,37	0,95	0	Stahlbackenversagen
14	V-S-312		3,7	-4,0	39,2	-16,1	0,79	-0,05	4,97	0,08	0	Stahlbackenversagen
15	V-S-317		3,5	-3,8	39,5	-16,2	0,82	-0,34	5,34	-0,33	0	
16	V-S-318		2,9	-3,8	44,2	-16,1	0,41	-0,21	5,56	0,05	0	
17	V-S-51	Zug einaxial	4,2	0,0	44,6	0,0	0,22	-0,06	11,71	-0,76	45	Fehlstellen, Stahlbackenversagen
18	V-S-52		4,1	0,0	47,4	0,0	0,35	-0,02	11,20	-0,60	45	Stahlbackenversagen
19	V-S-53		3,9	0,0	40,2	0,0	0,27	-0,01	8,40	-0,62	45	Stahlbackenversagen
20	V-S-510		3,3	1,7	37,6	18,8	0,12	0,06	5,80	0,90	45	
21	V-S-511	Zug-Zug stetig	2,8	1,4	37,8	18,9	0,32	0,06	7,19	0,94	45	Fehlstellen
22	V-S-512		2,9	1,5	31,5	15,7	0,07	-0,05	4,41	1,14	45	
23	V-S-57		1,9	2,5	41,5	16,0	0,09	0,14	6,10	1,65	45	Fehlstellen
24	V-S-58		1,9	2,7	39,9	16,0	0,06	0,08	4,76	2,12	45	
25	V-S-59	Zug-Druck	2,4	2,4	37,7	16,0	0,14	0,17	5,24	1,83	45	
26	V-S-54		4,1	-3,8	42,7	-16,0	0,20	-0,22	7,39	-1,09	45	Stahlbackenversagen
27	V-S-55		3,6	-3,8	41	-15,9	0,36	0,58	8,70	0,47	45	
28	V-S-56		4,1	-3,8	41,6	-16,0	0,18	-0,10	10,90	-0,57	45	Stahlbackenversagen
29	V-S-61	Zug einaxial	3,1	0,0	41,5	0,0	0,33	0,00	8,10	-0,55	22,5	Fehlstellen
30	V-S-62		2,1	0,0	36,3	0,0	0,43	0,00	9,17	-0,15	22,5	Fehlstellen
31	V-S-63		4,2	0,0	44,6	0,0	0,25	-0,05	11,71	-0,76	22,5	
32	V-S-610		2,2	1,1	31,1	15,6	0,28	0,05	6,14	1,14	22,5	
33	V-S-611	Zug-Zug stetig	1,8	0,9	30,6	15,3	0,07	0,01	5,05	1,31	22,5	
34	V-S-612		1,8	0,9	30,2	15,1	0,08	0,01	5,60	0,96	22,5	
35	V-S-67		2,0	2,5	30	16,1	0,18	0,11	2,75	1,78	22,5	Stahlbackenversagen
36	V-S-68		1,9	2,4	32,4	16,0	0,06	0,09	3,90	1,77	22,5	
37	V-S-69	Zug-Zug graduell	2,0	2,2	33,2	16,0	0,14	0,08	3,38	2,16	22,5	
38	V-S-64		3,6	-3,8	35,6	-16,0	0,56	-0,01	5,65	-0,10	22,5	Stahlbackenversagen
39	V-S-65		3,3	-3,7	44	-16,2	0,10	-0,38	7,19	-0,57	22,5	Fehlstellen
40	V-S-66		3,1	-3,8	34,6	-16,0	0,38	0,01	6,98	0,09	22,5	

¹ in Hauptrichtung; ² in Querrichtung

A 7 Übersicht Biegeversuche

Nr.	Bez.	Bewehrung	Anzahl Lagen		ρ_l	$f_{t,fill}$ [N/mm ²]	F_{cr} [kN]	f_{max} [mm]	$\varepsilon_{c,u}$ [%]	$\varepsilon_{c,o}$ [%]	N	F_{max} [kN]	M_{exp} [kNcm]	σ_{tex} [N/mm ²]
			Flansch	Steg										
1	B1-1	MAG - 04 - 03	1	2	0,95	3915	5,8	5,78	7,38	0,90	0	15,5	232,5	1102
2	B1-2	MAG - 04 - 03	1	2	0,95	3915	4,9	5,92	3,92	0,90	0	17,3	259,5	1230
3	B1-3	MAG - 04 - 03	1	2	0,95	3915	4,9	6,03	4,25	0,87	0	15,8	237,0	1123
4	B2-1	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	4,5	8,26	5,87	1,42	0	29,2	438,0	1314
5	B2-2	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	6,5	6,54	5,58	1,23	0	26,9	403,5	1210
6	B2-3	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	6,2	8,21	6,29	1,17	0	30,6	459,0	1378
7	B2-4	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	7,5	6,61	6,72	1,15	0	26,0	390,2	1170
8	B2-5	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	7,09	8,71	7,09	1,53	0	30,3	454,1	1363
9	B2-6	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	6,3	8,6	6,43	1,36	0	28,0	420,6	1262
10	B2-7	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	7,3	7,23	5,10	1,16	0	25,8	386,7	1160
11	B2-8	MAG - 04 - 03	2	2	1,42	3915	7,49	8,61	7,38	1,45	0	30,3	454,7	1365
12	B3-1	MAG - 04 - 03	3	2	1,89	3915	7,4	10,75	7,51	1,87	0	41,5	622,5	1373
13	B3-2	MAG - 04 - 03	3	2	1,89	3915	8,1	10,21	6,51	1,44	0	40,1	601,1	1325
14	B3-3	MAG - 04 - 03	3	2	1,89	3915	8,5	10,15	6,80	1,00	0	41,5	622,5	1373
15	B3-5	MAG - 04 - 03	3	2	1,89	3915	8,3	11,85	8,16	1,95	0	46,3	695,0	1534
16	B3-6	MAG - 04 - 03	3	2	1,89	3915	10,0	11,76	8,07	1,89	0	46,1	691,5	1526
17	B1-1	MAG - 05 - 03	1	2	0,47	3915	3,82	4,72	3,44	0,46	0	7,9	118,5	1093
18	B1-2	MAG - 05 - 03	1	2	0,47	3915	3,16	4,39	7,84	0,67	0	8,6	129,0	1190
19	B1-3	MAG - 05 - 03	1	2	0,47	3915	3,28	4,97	7,38	0,67	0	10,5	157,5	1454
20	B2-1	MAG - 05 - 03	2	2	0,71	3915	3,2	4,77	3,69	0,62	0	12,8	192,0	1120
21	B2-2	MAG - 05 - 03	2	2	0,71	3915	4,7	4,98	5,16	0,75	0	11,8	177,0	1033
22	B2-3	MAG - 05 - 03	2	2	0,71	3915	4,74	5,29	4,18	0,68	0	12,3	184,5	1076
23	B2-4	MAG - 05 - 03	2	2	0,71	3915	5,25	4,61	4,88	0,67	0	12,3	185,0	1079
24	B2-5	MAG - 05 - 03	2	2	0,71	3915	4,4	6,18	5,81	0,81	0	12,3	185,0	1079
25	B3-1	MAG - 05 - 03	3	2	0,95	3915	5,7	6,24	6,72	0,95	0	20,1	301,5	1290
26	B3-2	MAG - 05 - 03	3	2	0,95	3915	4,1	6,61	6,51	1,13	0	23,8	357,0	1529
27	B3-3	MAG - 05 - 03	3	2	0,95	3915	5,62	7,92	7,69	1,28	0	23,4	351,0	1503
28	B3-4	MAG - 05 - 03	3	2	0,95	3915	5,68	6,77	6,13	0,82	0	19,0	284,3	1216

Nr.	Bez.	Bewehrung	Anzahl Lagen		ρ_1	$f_{t,fill}$ [N/mm ²]	F_{cr} [kN]	f_{max} [mm]	$\epsilon_{c,u}$ [‰]	$\epsilon_{c,o}$ [‰]	N	F_{max} [kN]	M_{exp} [kNcm]	σ_{tex} [N/mm ²]
			Flansch	Steg										
29	B1-1	MAG - 07 - 03	1	2	0,95	1808	3,56	1,77	3,46	0,44	0	6,7	100,5	457
30	B1-2	MAG - 07 - 03	1	2	0,95	1808	4,45	1,4	2,22	0,42	0	5,8	87,0	396
31	B1-3	MAG - 07 - 03	1	2	0,95	1808	4,66	1,59	2,87	0,17	0	5,4	81,0	368
32	B1-4	MAG - 07 - 03	1	2	0,95	1808	5,32	1,77	1,85	0,27	0	7,1	106,4	484
33	B1-5	MAG - 07 - 03	1	2	0,95	1808	4,47	1,47	2,05	0,46	0	7,0	104,9	477
34	B1-6	MAG - 07 - 03	1	2	0,95	1808	4,36	1,32	2,30	0,52	0	7,2	108,3	493
35	B2-1	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	4,23	2,15	2,81	0,35	0	7,3	110,1	316
36	B2-2	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	3,96	3,84	5,23	0,62	0	10,4	156,5	450
37	B2-3	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	4,78	3,16	4,04	0,47	0	9,0	134,4	386
38	B2-4	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,74	4,41	5,95	0,79	0	11,0	167,0	480
39	B2-5	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	6,03	2,97	4,01	0,23	0	8,9	132,9	382
40	B2-6	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,78	4,63	6,86	0,46	5	11,8	156,4	527
41	B2-7	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,23	3,61	5,13	0,46	5	9,8	130,1	452
42	B2-8	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,70	3,25	4,74	0,49	5	9,9	131,3	455
43	B2-9	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,03	3,17	5,14	0,46	5	9,3	123,4	432
44	B2-10	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	7,10	3,51	0,88	0,66	-3	13,0	172,0	449
45	B2-11	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	8,80	3,8	0,86	0,66	-5	13,9	184,2	453
46	B2-12	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	6,89	3,24	0,95	0,62	0	10,0	132,2	380
47	B2-13	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	7,87	3,26	0,84	0,69	-5	12,6	167,2	405
48	B2-14	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	7,29	2,85	0,74	0,67	-4	11,4	151,5	374
49	B2-15	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	7,49	3,33	1,01	0,82	-5	12,9	171,1	416
50	B2-16	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,89	5,05	6,41	0,77	0	11,3	169,4	487
51	B2-17	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	6,16	6,6	6,52	0,58	0	12,8	191,4	551
52	B2-18	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,82	4,62	5,81	0,71	0	10,4	156,6	450
53	B2-19	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	6,46	5,14	5,66	0,81	0	11,9	178,4	513
54	B2-20	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	5,11	3,35	4,27	0,59	0	8,3	123,9	356
55	B2-21	MAG - 07 - 03	2	2	1,42	1808	4,52	3,79	5,00	0,63	0	8,6	128,7	370
56	B3-1	MAG - 07 - 03	3	2	1,89	1808	6,87	4,07	4,93	0,56	0	13,3	199,7	421
57	B3-2	MAG - 07 - 03	3	2	1,89	1808	5,6	4,95	6,13	0,72	0	14,0	210,0	443
58	B3-3	MAG - 07 - 03	3	2	1,89	1808	5,55	4,26	5,68	0,65	0	12,2	183,6	387
59	B3-4	MAG - 07 - 03	3	2	1,89	1808	6,93	5,21	5,69	0,85	0	13,3	200,1	422
60	B3-5	MAG - 07 - 03	3	2	1,89	1808	7,57	4,63	5,12	0,69	0	13,7	205,2	432
61	B3-6	MAG - 07 - 03	3	2	1,89	1808	6,83	4,3	4,55	0,7	0	12,0	180,3	380

V - 35

Nr.	Bez.	Bewehrung	Anzahl Lagen		ρ_1	$f_{t,fill}$ [N/mm ²]	F_{cr} [kN]	f_{max} [mm]	$\epsilon_{c,u}$ [‰]	$\epsilon_{c,o}$ [‰]	N	F_{max} [kN]	M_{exp} [kNcm]	σ_{tex} [N/mm ²]
			Flansch	Steg										
62	B1-1	MAG - 06 - 03	1	2	0,47	3915	4,4	5,46	4,66	0,66	0	9,2	138,5	1278
63	B1-2	MAG - 06 - 03	1	2	0,47	3915	4	5,34	10,51	0,54	0	8,5	127,2	1174
64	B1-3	MAG - 06 - 03	1	2	0,47	3915	4	5	12,95	0,41	0	7,5	111,8	1031
65	B1-4	MAG - 06 - 03	1	2	0,47	3915	4,67	4,5	5,23	0,26	0	7,1	106,2	980
66	B1-5	MAG - 06 - 03	1	2	0,47	3915	3,71	6,34	14,76	0,78	0	7,7	115,4	1064
67	B1-6	MAG - 06 - 03	1	2	0,47	3915	3,81	5,37	1,68	0,89	0	7,5	111,8	1031
68	B2-1	MAG - 06 - 03	2	2	0,71	3915	4,9	4,7	4,01	0,75	0	12,0	180,2	1051
69	B2-2	MAG - 06 - 03	2	2	0,71	3915	5,1	5,78	2,76	0,62	0	12,3	183,9	1073
70	B2-3	MAG - 06 - 03	2	2	0,71	3915	5,5	5,02	3,84	0,65	0	11,6	174,0	1015
71	B2-6	MAG - 06 - 03	2	2	0,71	3915	5,2	6,4	6,06	0,86	0	13,8	207,6	1211
72	B2-7	MAG - 06 - 03	2	2	0,71	3915	5,1	6,45	5,23	0,87	0	13,1	196,1	1144
73	B3-1	MAG - 06 - 03	3	2	0,95	3915	6,0	6,46	6,89	1,11	0	21,2	317,4	1359
74	B3-2	MAG - 06 - 03	3	2	0,95	3915	5,9	6,59	6,65	1,02	0	21,4	321,3	1375
75	B3-3	MAG - 06 - 03	3	2	0,95	3915	5,8	7,66	7,73	1,24	0	24,5	367,1	1572
76	B3-4	MAG - 06 - 03	3	2	0,95	3915	5,4	7,78	7,62	1,21	0	21,6	323,9	1386
77	B3-5	MAG - 06 - 03	3	2	0,95	3915	6,4	7,8	6,82	1,22	0	22,0	329,9	1412
78	B3-6	MAG - 06 - 03	3	2	0,95	3915	6,5	8,09	7,27	1,06	0	23,2	347,9	1489
79	B2-1	MAG-05-00	2	2	1,20	3915	6,23	7,92	7,90	1,15	0	21,9	328,5	1154
80	B2-2	MAG-05-00	2	2	1,20	3915	6,63	8,58	8,63	1,4	0	27,3	410,1	1442
81	B2-1	2D-01-05	2	2	0,71	2018	6,33	3,5	6,18	0,55	0	8,2	123,2	698
82	B2-2	2D-01-05	2	2	0,71	2018	5,66	3,73	5,15	0,66	0	7,4	110,7	627
83	B2-3	2D-01-05	2	2	0,71	2018	5,77	6,74	9,03	0,96	0	9,7	146,1	828
84	B2-1	2D-02-05	2	2	0,71	2018	6,60	6,32	9,08	0,8	0	9,5	141,8	803
85	B2-2	2D-02-05	2	2	0,71	2018	6,55	6,04	8,40	0,66	0	9,3	140,1	794
86	B2-3	2D-02-05	2	2	0,71	2018	5,95	5,68	8,36	0,69	0	8,7	129,9	736
87	B2-1	2D-03-05	2	2	0,71	2018	7,18	8,25	11,12	0,96	0	11,0	165,6	939
88	B2-2	2D-03-05	2	2	0,71	2018	6,54	7,94		0,98	0	10,5	157,4	892
89	B2-3	2D-03-05	2	2	0,71	2018	5,65	7,1		0,97	0	9,3	139,1	788
90	B2-1	2D-04-05	2	2	0,71	2018	4,62	0,66	1,63	0,15	0	5,9	87,9	498
91	B2-2	2D-04-05	2	2	0,71	2018	5,00	0,72	1,13	0,14	0	5,7	85,4	483
92	B2-3	2D-04-05	2	2	0,71	2018	5,54	0,65	0,68	0,2	0	5,6	84,6	479
93	B2-1	2D-05-05	2	2	0,71	2018	5,40	0,98	1,85	0,35	0	6,4	95,7	542
94	B2-2	2D-05-05	2	2	0,71	2018	5,73	0,80	1,18	0,18	0	5,8	87,5	495
95	B2-3	2D-05-05	2	2	0,71	2018	5,28	0,49	0,85	0,16	0	5,8	86,9	492

Nr.	Bez.	Bewehrung	Anzahl Lagen		ρ_1	$f_{t,fill}$ [N/mm ²]	F_{cr} [kN]	f_{max} [mm]	$\epsilon_{c,u}$ [%]	$\epsilon_{c,o}$ [%]	N [kN]	F_{max} [kN]	M_{exp} [kNcm]	σ_{tex} [N/mm ²]
			Flansch	Steg										
96			2	2	0,71	2018	5,89	1,80	3,15	0,4	0	6,7	100,8	571
97	V - 93	2D-06-05	2	2	0,71	2018	5,25	1,15	1,46	0,26	0	5,8	86,7	491
98		2D-06-05	2	2	0,71	2018	4,96	1,30	2,51	0,34	0	5,8	87,5	495
99		2D-01-06	2	2	0,95	2018	7,10	5,23	7,91	0,78	0	11,0	164,4	703
100	V - 94	2D-01-06	2	2	0,95	2018	6,48	7,00	9,67	1	0	11,5	173,1	740
101		2D-01-06	2	2	0,95	2018	7,03	8,15	10,98	1,14	0	13,0	195,6	837
102		2D-02-06	2	2	0,95	2018	6,67	6,03	8,22	0,98	0	11,9	177,8	760
103	V - 95	2D-02-06	2	2	0,95	2018	6,61	8,71		1,05	0	13,4	201,0	860
104		2D-02-06	2	2	0,95	2018	6,91	7,09	9,98	0,98	0	12,3	184,4	788
105		2D-03-06	2	2	0,47	2018	4,66	0,94	1,23	0,23	0	6,2	92,9	784
106	V - 96	2D-03-06	2	2	0,47	2018	3,67	0,89	1,60	0,16	0	6,1	91,1	768
107		2D-03-06	2	2	0,47	2018	4,72	0,84	2,03	0,37	0	5,3	78,8	664
108		2D-01-06	1	2	0,63	2018	5,72	0,61	0,13	0,13	0	5,7	85,8	580
109	V - 97	2D-01-06	1	2	0,63	2018	4,97	0,68	0,71	0,34	0	5,1	76,4	516
110		2D-01-06	1	2	0,63	2018	5,21	1,04	1,61	0,27	0	6,2	92,3	624
111		2D-02-06	2	2	0,95	1480	4,83	3,16		0,47	0	7,3	108,8	465
112	V - 99	2D-02-06	2	2	0,95	1480	5,80	3,35	0,00	0,56	0	8,2	122,9	525
113		2D-02-06	2	2	0,95	1480	5,40	7,09	0,00	0,98	0	8,8	131,4	562
114		2D-02-07	1	2	1,26	1808	5,97	6,15	8,30	0,9	0	13,1	195,8	674
115	V - 109	2D-02-07	1	2	1,26	1808	5,36	6,04	7,92	1,0	0	12,7	190,5	656
116		2D-02-07	1	2	1,26	1808	7,04	7,70	9,83	0,9	0	13,9	207,8	716
117		2D-03-07	2	2	0,95	2018	6,31	7,46	10,32	0,9	0	11,6	174,3	745
118	V - 110	2D-03-07	2	2	0,95	2018	6,45	7,30	9,65	0,9	0	11,6	174,0	744
119		2D-03-07	2	2	0,95	2018	6,68	7,12	8,99	0,9	0	11,5	172,8	739
120		2D-07-07	1	2	0,63	2018	4,4128	1,72	0,91	0,5	0	6,0	89,4	605
121	V - 112	2D-07-07	1	2	0,63	2018	3,2016	1,55	2,08	0,4	0	7,0	105,4	713
122		2D-07-07	1	2	0,63	2018	4,5071	2,28	4,26	0,5	0	6,6	99,4	672
123		2D-09-07	1	2	1,26	1808	3,84	5,35	7,18	0,8	0	10,5	157,1	541
124	V - 113	2D-09-07	1	2	1,26	1808	6,7782	6,30	8,27	0,8	0	12,0	179,4	618
125		2D-09-07	1	2	1,26	1808	3,783	5,73	6,75	0,7	0	10,7	160,3	552

A 8 Übersicht Querkraftversuche

Nr.	Versuch	V _{exp} [kN]	N [kN]	β _r [°]	b _w (mm)	d (mm)	a [mm]	a/d	Querkraftbewehrung	a _{L,0°} [mm ² /m]	a _{L,90°} [mm ² /m]	E _t [N/mm ²]	f _{t,0°} [N/mm ²]	f _{t,90°} [N/mm ²]	ρ _w [-]	σ _{tex} [N/mm ²]	ρ _l [-]
1	V42-Q1-01	9,5	0	53	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1010	0,055
2	V42-Q1-02	10,7	0	48	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1138	0,062
3	V42-Q1-03	10,3	0	54	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1096	0,060
4	V42-Q1-04	12,2	0	36	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1298	0,070
5	V42-Q1-07	8,4	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1019	0,056
6	V42-Q1-08	9,0	0	47	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1092	0,060
7	V42-Q1-17	7,9	0	43	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	958	0,053
8	V42-Q1-18	8,6	0	39	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1043	0,057
9	V42-Q1-22	7,7	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	819	0,045
10	V42-Q1-17R2	7,8	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	0	72000	434	605	0,006	1115	0,058
11	V42-Q1-18R2	7,5	0	40	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	0	72000	434	605	0,006	1082	0,057
12	V42-Q1-19R2	8,4	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	434	605	0,012	1015	0,056
13	V42-Q1-20R2	7,9	0	50	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	434	605	0,012	957	0,052
14	V42-Q1-21R2	7,4	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	434	605	0,012	893	0,049
15	V42-Q2-00	17,2	0	55	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1608	0,089
16	V42-Q2-01b	19,7	0	34	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1842	0,101
17	V42-Q2-05	14,1	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1318	0,074
18	V42-Q2-06	14,0	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1309	0,073
19	V42-Q2-07	16,2	0	43	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1699	0,094
20	V42-Q2-08	14,0	0	42	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1309	0,073
21	V42-Q2-18	18,0	0	38	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1887	0,104
22	V42-Q2-21	13,5	0	37	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1262	0,071
23	V42-Q2-20	15,2	0	40	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1421	0,079
24	V42-Q2-22	12,3	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1150	0,065
25	V42-Q2-16R2	8,8	0	40	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	0	72000	434	605	0,012	1266	0,066
26	V42-Q2-17R2	10,7	0	37	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	0	72000	434	605	0,012	1532	0,080
27	V42-Q2-18R2	7,8	0	45	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	0	72000	434	605	0,012	1122	0,059
28	V42-Q2-19R2	11,8	0	40	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	434	605	0,023	1237	0,070
29	V42-Q2-20R2	10,9	0	43	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	434	605	0,023	1138	0,064
30	V42-Q2-21R2	11,4	0	43	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	434	605	0,023	1195	0,067
31	V42-Q1-01b	13,7	-10	30	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1311	0,071
32	V42-Q1-05	8,7	5	40	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	833	0,046
33	V42-Q1-06	12,8	-10	38	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1225	0,066
34	V42-Q1-09	9,8	-5	40	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1070	0,058
35	V42-Q1-10	11,3	-10	26	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1234	0,067
36	V42-Q1-11	9,9	-7,5	35	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1081	0,059
37	V42-Q1-12	10,9	-10	27	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	1190	0,065
38	V42-Q1-13	7,6	5	53	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	830	0,046
39	V42-Q1-14	8,5	7,5	42	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	928	0,051
40	V42-Q1-15	7,6	5	38	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	830	0,046

Nr.	Versuch	V _{exp} [kN]	N [kN]	β _r [°]	b _w (mm)	d (mm)	a [mm]	a/d	Querkraftbewehrung	a _{t,0°} [mm ² /m]	a _{t,90°} [mm ² /m]	E _t [N/mm ²]	f _{t,0°} [N/mm ²]	f _{t,90°} [N/mm ²]	ρ _w [-]	σ _{tex} [N/mm ²]	ρ _t [-]
41	V42-Q1-16	8,1	3,5	40	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (1-lagig)	105	105	72000	605	434	0,012	884	0,049
42	V42-Q2-11	18,5	-5	37	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1940	0,106
43	V42-Q2-12	17,0	-5	30	18	117	300	2,6	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1783	0,098
44	V42-Q2-13	14,0	10	45	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1321	0,074
45	V42-Q2-16	13,5	7,5	45	18	117	270	2,3	MAG-07-03 (2-lagig)	210	210	72000	605	434	0,023	1274	0,072
46	V43-Q1-02	15,5	0	32	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	1649	0,089
47	V43-Q1-03	11,1	0	40	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	825	0,046
48	V43-Q1-04	12,9	0	38	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	959	0,053
49	V43-Q1-05	10,4	0	40	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	773	0,043
50	V43-Q1-06	11,5	0	42	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	657	0,037
51	V43-Q1-07	12,5	0	42	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	714	0,040
52	V43-Q1-08	14,9	0	45	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (1-lagig)	105	105	235555	950	861	0,012	848	0,047
53	V43-Q2-02	20,4	0	42	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,023	1907	0,105
54	V31-B3-1	20,8	0	45	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,023	1407	0,078
55	V31-B3-2	20,8	0	40	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,023	1359	0,076
56	V31-B3-3	20,8	0	45	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,023	1407	0,078
57	V31-B3-4	23,2	0	45	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,023	1570	0,087
58	V31-B3-5	23,1	0	49	18	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,023	1563	0,087
59	V43-Q2-04	17,8	0	43	14	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,029	1207	0,079
60	V43-Q2-05	15,4	0	40	14	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,029	1044	0,068
61	V43-Q2-06	16,1	0	40	14	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,029	854	0,056
62	V43-Q2-07	18,8	0	40	14	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,029	1000	0,065
63	V43-Q2-08	17,9	0	40	14	117	300	2,6	MAG-04-03 (2-lagig)	210	210	235555	950	861	0,029	949	0,062
65	V43-Q0-03	5,7	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	705	0,037
66	V43-Q0-04	5,8	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	715	0,037
67	V43-Q0-05	7,4	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	607	0,032
68	V43-Q0-06	7,6	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	624	0,033
69	V43-Q0-07	4,3	0		18	117	400	3,5	keine	0	0	0	0	0	0,000	714	0,037
70	V43-Q0-08	6,7	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	830	0,043
71	V43-Q0-09	4,5	0		18	117	400	3,5	keine	0	0	0	0	0	0,000	732	0,038
72	V43-Q0-10	3,8	0		18	117	400	3,5	keine	0	0	0	0	0	0,000	628	0,033
73	V31-SB0-1	7,3	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	704	0,037
74	V31-SB0-2	6,7	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	643	0,034
75	V31-SB0-1a	7,7	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	739	0,039
76	Vdum-20-04	6,9	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	662	0,035
77	V46-Q0-1	6,2	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	761	0,040
78	V46-Q0-2	5,6	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	686	0,036
79	V46-Q0-5	5,3	0		18	117	350	3,0	keine	0	0	0	0	0	0,000	572	0,030
80	V46-Q0-6	5,9	0		18	117	300	2,6	keine	0	0	0	0	0	0,000	549	0,029
81	V46-Q0-7	3,5	0		18	117	400	3,5	keine	0	0	0	0	0	0,000	432	0,023

A 9 Ergebnisse von Photogrammetrie-Messungen bei Scheibenversuchen mit schiefwinkliger Bewehrungsführung

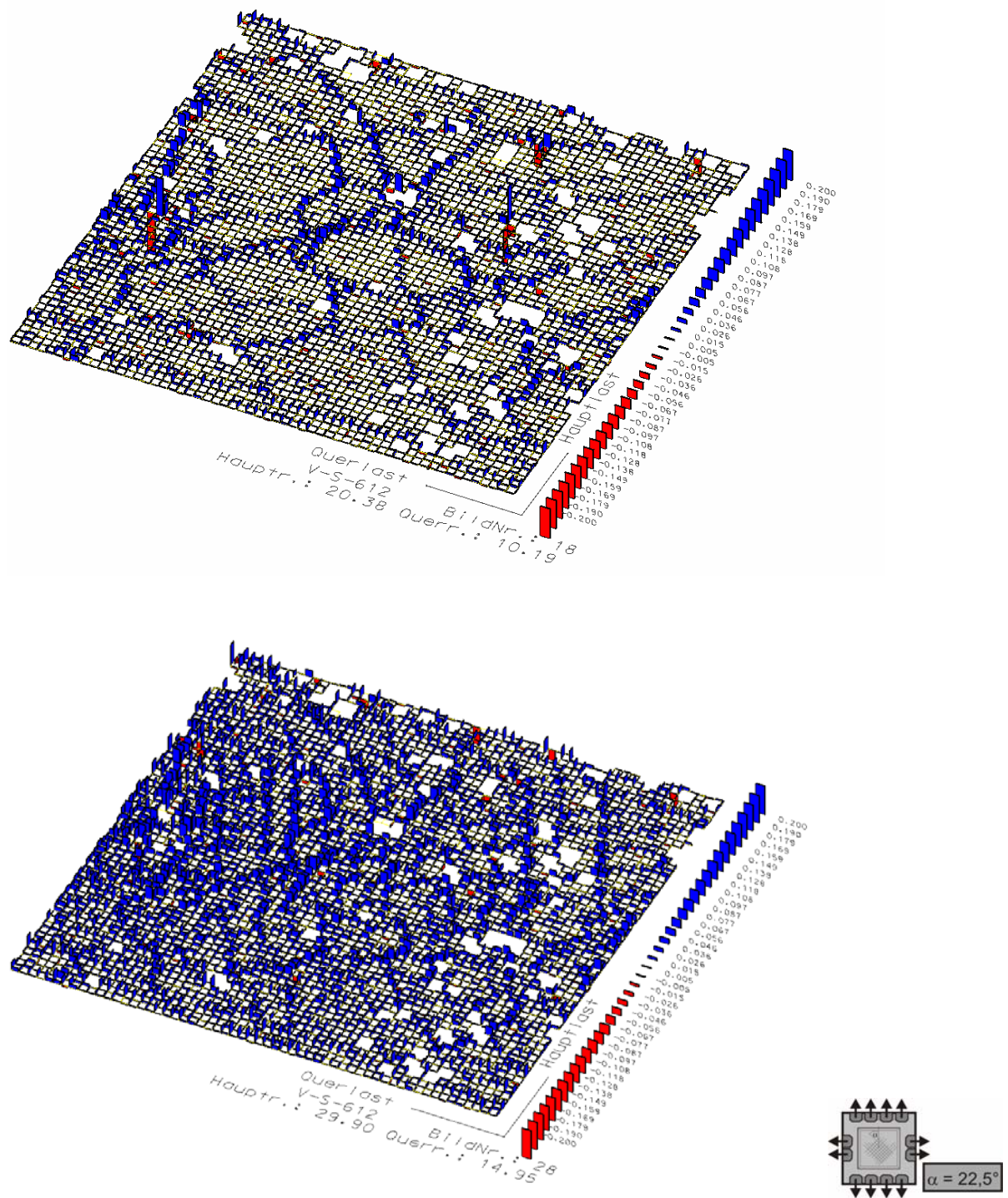


Bild 9-1: Verschiebungen aus Photogrammetrie-Messungen bei schiefwinkliger Bewehrung ($\alpha = 22,5^\circ$) und Querkzug („stetige“ Laststeigerung)

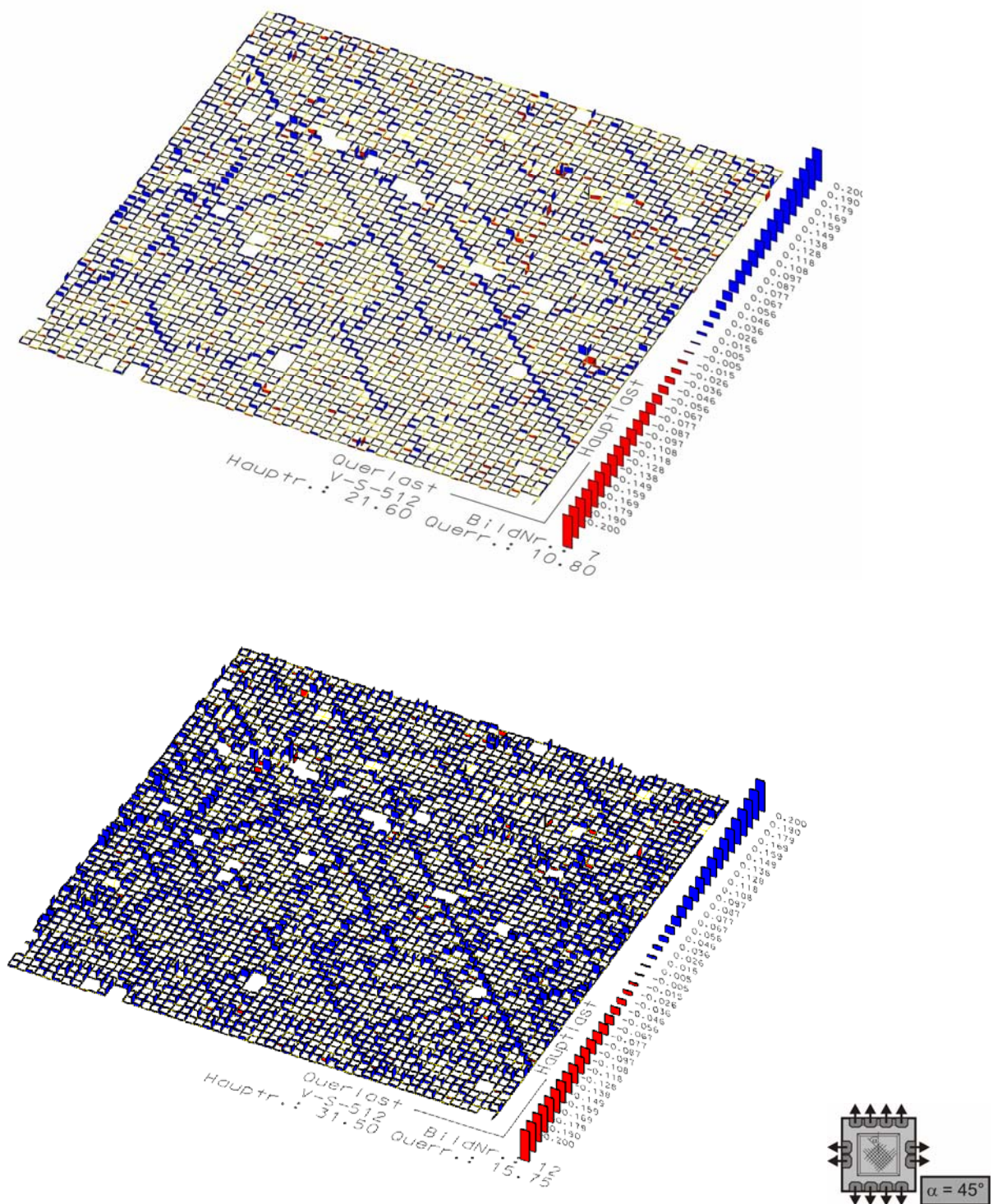


Bild 9-2: Verschiebungen aus Photogrammetrie- Messungen bei schiefwinkliger Bewehrung ($\alpha = 45^\circ$) und Querkzug („graduelle“ Laststeigerung)

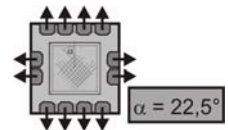
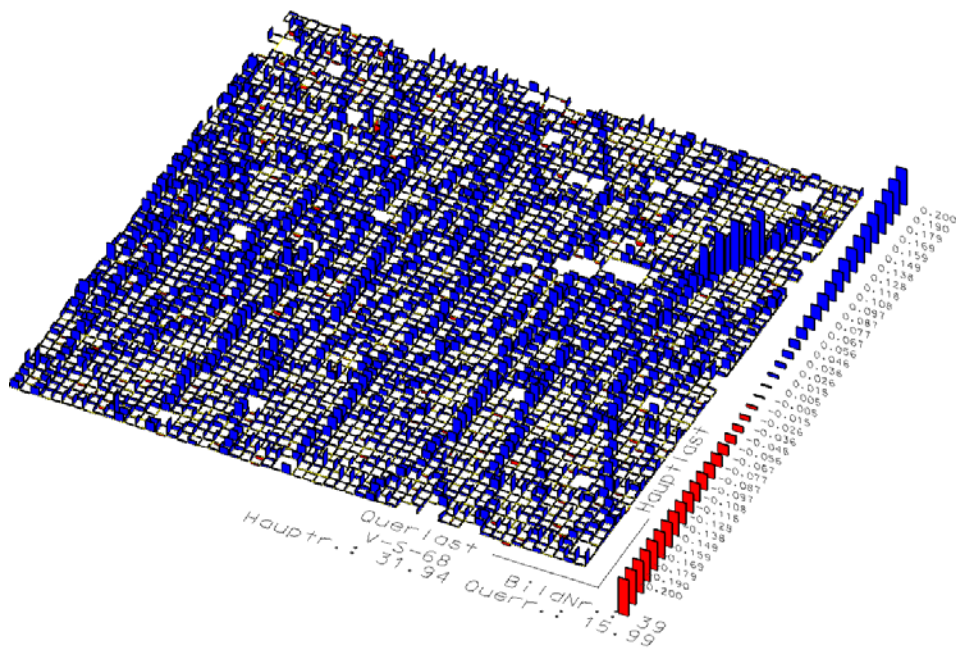
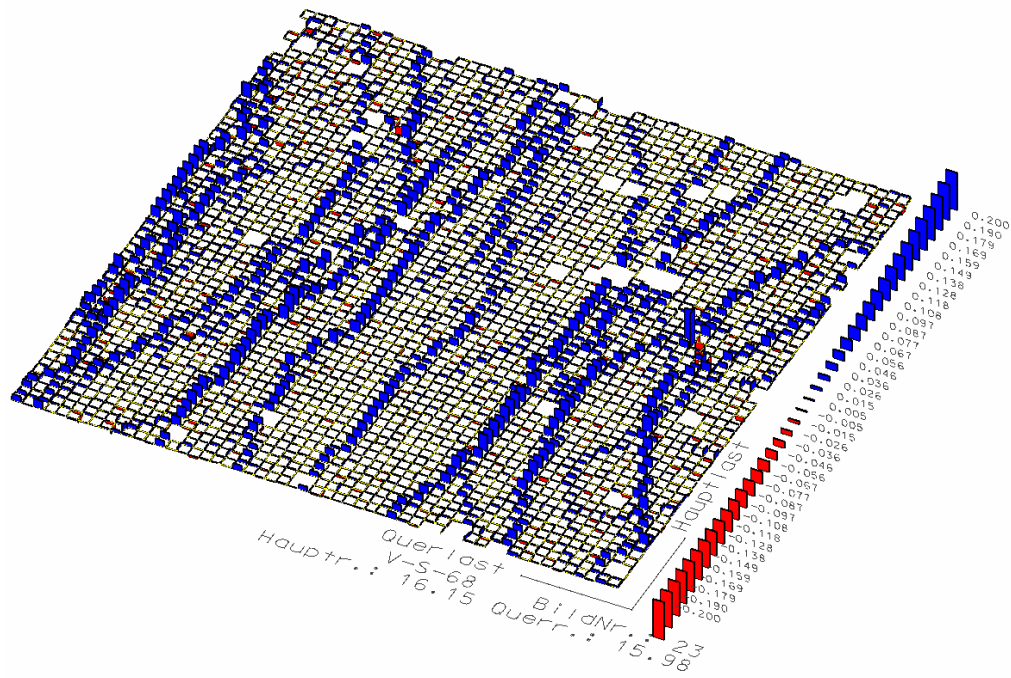


Bild 9-3: Verschiebungen aus Photogrammetrie- Messungen bei schiefwinkliger Bewehrung ($\alpha = 22,5^\circ$) und Querrzug („stetige“ Laststeigerung)

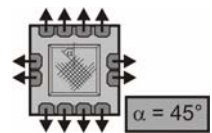
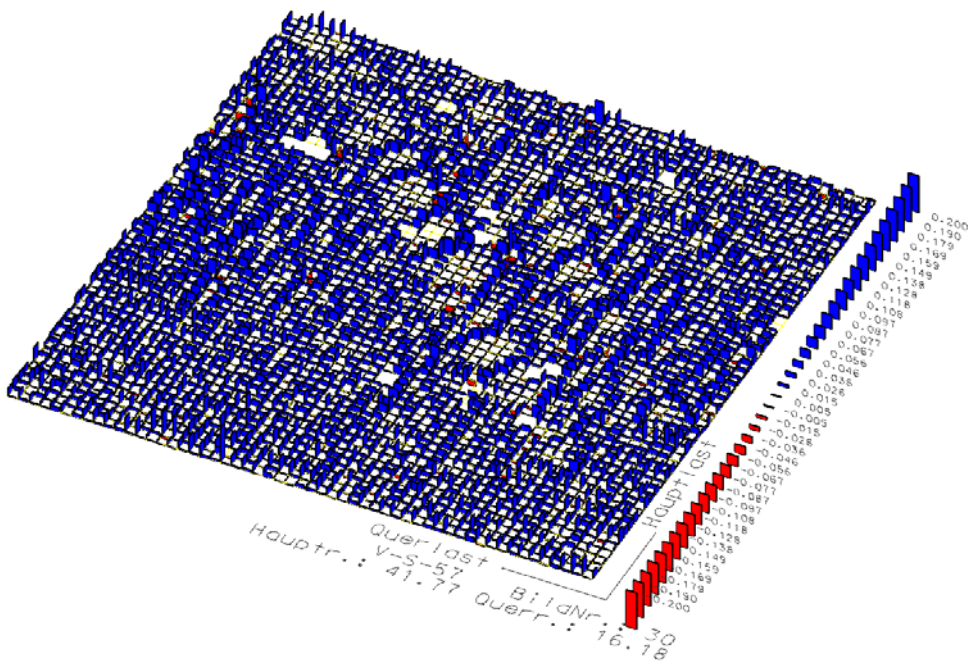
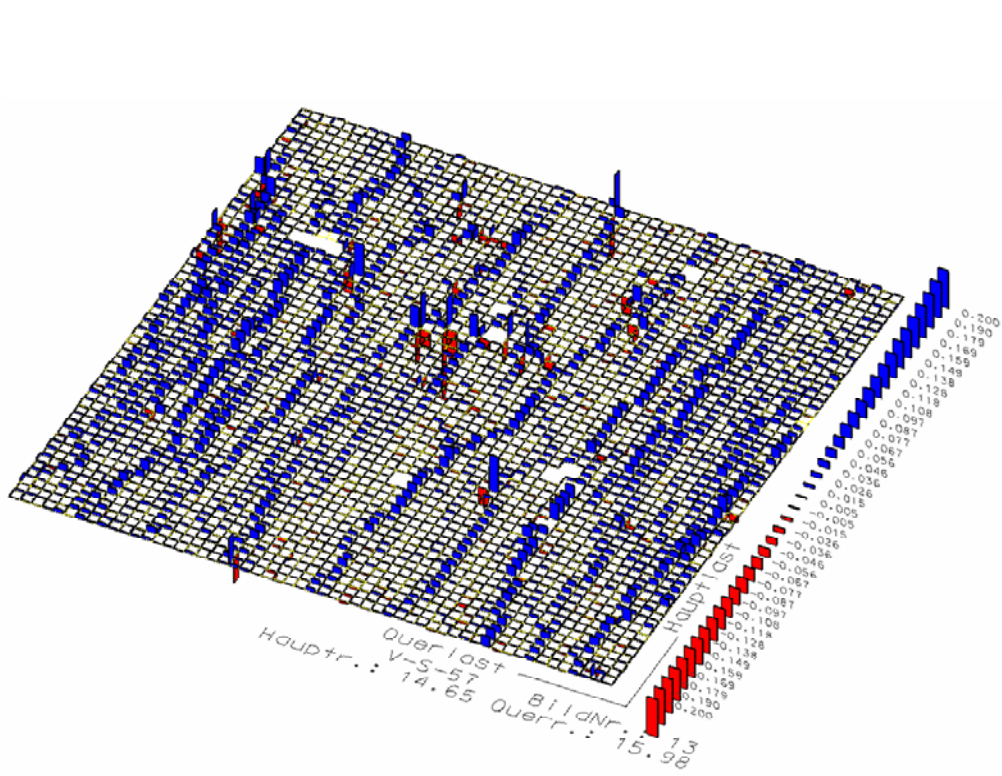


Bild 9-4: Verschiebungen aus Photogrammetrie- Messungen bei schiefwinkliger Be-
wehrung ($\alpha = 45^\circ$) und Querzug („stetige“ Laststeigerung)

Lebenslauf

30. Januar 1973	geboren in Thuine
08/1979 – 07/1983	Grundschule Schepsdorf, Lingen
08/1983 – 07/1985	Orientierungsstufe Am Wall, Lingen
08/1985 – 05/1993	Gymnasium Johanneum, Lingen
07/1993 – 06/1994	Grundwehrdienst
08/1994 – 01/1996	Maurerlehre, Krämer-Bau GmbH, Wietmarschen
02/1996 – 09/1996	Maurergeselle, Krämer-Bau GmbH, Wietmarschen
10/1996 – 03/2002	Studium Bauingenieurwesen, RWTH Aachen
seit 06/2002	Wissenschaftlicher Assistent, Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen