

# VORGESPANNTER TEXTILBEWEHRTER BETON

Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart  
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

**Markus Krüger**

aus Essen

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h. c. Dr.-Ing. E. h. Hans-Wolf Reinhardt

1. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Brameshuber

2. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Balthasar Novák

Tag der mündlichen Prüfung:

07.07.2004

Institut für Werkstoffe im Bauwesen  
der Universität Stuttgart

2004



MEINEN ELTERN



## Danksagung

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. h. c. Dr.-Ing. E. h. Hans-Wolf Reinhardt, durch dessen Betreuung und sein Vertrauen in meine Person diese Arbeit ermöglicht wurde. Die mir durch Prof. Dr.-Ing. Prof. h. c. Dr.-Ing. E. h. Hans-Wolf Reinhardt gewährten thematischen Anregungen wie auch die eingeräumten Freiheiten hinsichtlich der Durchführung der Forschungstätigkeiten haben einen wesentlichen Teil zum Gelingen dieses Promotionsvorhabens beigetragen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Brameshuber danke ich für die Übernahme des Korreferates und weiterhin für die sehr fruchtbare Zusammenarbeit im Hinblick auf die Weiterentwicklung von textilbewehrtem Beton während der vergangenen Jahre. Ebenfalls möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Balthasar Novák für die Übernahme des Mitberichtes danken.

Zudem bedanke ich mich für die Unterstützung aus dem Kreis meiner Freunde und Kollegen. In diesem angenehmen Umfeld hat es mir sehr viel Freude bereitet, mich intensiv mit der Forschung auseinanderzusetzen. Besonderer Dank gilt Frau Dr. rer. pol. Ulrike Pütz, Herrn Dr.-Ing. Christian U. Große, Herrn Dipl.-Geophys. Florian Finck und Herrn Gerhardt Bahr. Herrn Dr.-Ing. habil. Josko Ožbolt danke ich für die hervorragende Unterstützung und Zusammenarbeit im Zusammenhang mit den FE-Simulationen. Darüber hinaus gilt Dank auch meinen ehemaligen Diplomanden, Frau Dipl.-Ing. Daniela Frech, Herrn Dipl.-Ing. Massimo Nicolai, Herrn Dipl.-Ing. Markus Schiele, Herrn Dipl.-Ing. Robin Gessmann, Herrn Dipl.-Ing. Rudolf Bückert, Herrn Dipl.-Ing. Martin Fichtlscherer, Frau Dipl.-Ing. Kerstin Brünninghaus, Herrn Dipl.-Ing. Tarek Saada, Herrn Dipl.-Ing. Momtchill Iakimov sowie Herrn cand. ing. Harald Böttiger. Ohne deren Mithilfe hätte das umfangreiche Untersuchungsprogramm kaum bewältigt werden können.

Weiterhin möchte ich mich für die effektive Zusammenarbeit bezüglich der Entwicklung und Bereitstellung textiler Bewehrungen bei der Firma Saertex bedanken. Der Gips-Schüle-Stiftung gilt mein abschließender Dank, da erst durch deren finanzielle Förderung die gesamten Forschungsarbeiten durchgeführt werden konnten.

Stuttgart, im Juli 2004

Markus Krüger

## Summary

The use of textile reinforcement in concrete has a long tradition and the advantages of textile reinforcement over typical steel reinforcement are numerous. For example, most textiles do not corrode in carbonated or chloride containing concrete. This property permits one to reduce the concrete cover to a value just large enough to transfer bond stresses from the reinforcement to the concrete, which allows the production of very thin reinforced concrete elements. A second advantage is that textile reinforcement is lightweight and flexible. This makes handling easy. Furthermore, textile reinforcement has very high strength, which allows a low reinforcement ratio. For untreated textiles, however, this high strength cannot be effectively utilized.

One knows from steel reinforced concrete that concrete cracks and that reinforcement becomes effective only after cracking occurs. In this regard, the low reinforcement ratio and high strength of textile reinforcement, together with a lower modulus of elasticity, is disadvantageous. The first crack that forms becomes rather wide and subsequent cracks, if they develop at all, also become wide. This performance makes a structure less stiff. The consequence of this behaviour is that either the serviceability load of a member is rather low, i.e. within the range of the uncracked state, or, when cracks are accepted, the deformation or deflection may be rather large when an uneconomically high reinforcement ratio is not provided.

To improve this situation a new approach is taken. The new approach is to prestress the concrete in order to fictitiously increase its tensile strength such that the cracking load is also increased and serviceability in the uncracked state is improved. All textile elements, either one-dimensional rovings or two-dimensional textiles, show a certain initial elongation and stiffness increase with applied stress (or elongation). Therefore, prestressing results in a smaller first crack than in the case of non-prestressed elements.

Within the scope of this dissertation various types of textile and the prestress levels were investigated. The textiles were made from alkali resistant (AR) glass, aramid and carbon. In the study, untreated as well as epoxy impregnated fabrics, were tested.

The thesis is mainly focussed on the following topics:

- characterization of the materials and their behaviour (test methods, fresh and hardened concrete, textiles, bond, prestressing);
- experimental investigations (pull-out tests and bending tests);
- numerical simulation (bond and bending behaviour);
- analysis and design of thin textile reinforced concrete sheets.

A fine grain concrete mix with high strength and low shrinkage was developed which also was self-compacting. The early age strength was rather high because the prestress was applied after one day. Fly ash from hard coal was added to increase workability and to reduce shrink-

age. Silica fume was used to increase the final strength, early age strength and bond. To improve the workability a polycarboxylate based superplasticizer was added.

As in any reinforced structure, a transfer of forces from reinforcement to concrete is accomplished through bond. Therefore understanding and improving the bond properties between textile and concrete is important. In this thesis, bond properties between different textiles and high-performance fine grain concrete obtained from pull-out tests are discussed. Bending tests showed that the deflection of prestressed specimens in the uncracked state, as well as in cracked state, is much smaller than for non-prestressed specimens. Furthermore, prestressing helped to overcome the initial strain differences in the individual textile rovings. The variation in initial strain is in part due to imperfections in the filaments, but mainly due to the fact that not all filaments are loaded equally at the start of loading.

Numerical simulations in which numerous parameters were varied were performed using a nonlinear finite element code based on the microplane model for concrete and a newly developed discrete bond model. The bond model is based on a discrete finite element formulation which can be used for steel reinforced concrete as well. The numerical simulations show the influence of different bond characteristics of textile reinforcements and provide clues for the optimisation of textile structures for use in concrete. The 3D material formulation also allowed for the analysis of complex thin reinforced structural elements.

Using the experimental results and the numerical simulations shown in this thesis, the efficiency of different types of textile reinforcement on structural performance is discussed. It is shown that due to poor bond characteristics and low usable long-term strength, fabrics that are not impregnated are unsuited for prestressing applications in concrete. Impregnated textiles on the other hand show a good bond and excellent usable strength, as well as durability. Aramid and especially carbon fabrics seem to be most appropriate for prestressing applications in concrete and it is not recommended to use AR glass textiles due to fatigue.

When properly executed, prestressing of concrete with impregnated textiles leads to an increase in the limit of proportionality in the uncracked state and in the cracked state to a decrease of deflection and crack width. Another beneficial effect of impregnation and prestressing is that the initial strain variations are eliminated. Therefore crack width remains small.

The experimental and numerical investigations demonstrated that the use of impregnated textiles is well-suited for prestressing thin concrete sheets. When impregnated textiles were used, bond characteristics similar to steel reinforcement were shown by the new discrete bond model and the numerical simulation. The research confirmed that design recommendations for fibre reinforced polymer (FRP) elements in concrete could be applied for designing textile reinforced concrete elements.

**Keywords:**

Prestressed thin concrete sheets, textiles, aramid, AR glass, carbon, bond, bond model, numerical simulation





## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG .....</b>	<b>1</b>
1.1	PROBLEMSTELLUNG .....	1
1.2	ZIELSETZUNG DER ARBEIT .....	2
1.3	VORGEHENSWEISE .....	2
<b>2</b>	<b>CHARAKTERISIERUNG DER WERKSTOFFE UND DES WERKSTOFFVERHALTENS.....</b>	<b>5</b>
2.1	FEINBETON.....	5
2.1.1	<i>Allgemeines</i> .....	5
2.1.2	<i>Grundsätzliche Anforderungen</i> .....	5
2.1.3	<i>Grundlegende Eigenschaften</i> .....	7
2.1.4	<i>Bestandteile allgemein gebräuchlicher Feinbetone</i> .....	11
2.2	TEXTILE BEWEHRUNG.....	14
2.2.1	<i>Grundlagen und Anforderungen</i> .....	14
2.2.2	<i>Textile Fasern und Garne</i> .....	15
2.2.3	<i>Oberflächenbehandlungen, Beschichtungen und Imprägnierungen</i> .....	25
2.2.4	<i>Textile Halbzeuge</i> .....	28
2.3	CHARAKTERISIERUNG AUSGEWÄHLTER TEXTILIEN FÜR DIE VORSPANNUNG .....	32
2.3.1	<i>Vorüberlegungen</i> .....	32
2.3.2	<i>Eingesetzte Textilien</i> .....	32
2.3.3	<i>Ermittlung praxisrelevanter Eigenschaften und Kennwerte für den Einsatz als Betonbewehrung</i> .....	33
2.4	DER VERBUNDWERKSTOFF TEXTILBETON .....	36
2.4.1	<i>Tragverhalten</i> .....	36
2.4.2	<i>Dauerhaftigkeit</i> .....	37
<b>3</b>	<b>EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN UND ERGEBNISSE .....</b>	<b>43</b>
3.1	VERSUCHSPROGRAMM .....	43
3.1.1	<i>Entwicklung und Untersuchung von Feinbetonen</i> .....	43
3.1.2	<i>Untersuchung des Verbundverhaltens von textiler Bewehrung in Beton</i> .....	43
3.1.3	<i>Untersuchungen zum Tragverhalten textilbewehrter dünner Betonplatten</i> .....	44
3.2	ENTWICKLUNG GEEIGNETER FEINBETONMISCHUNGEN.....	44
3.2.1	<i>Ausgangsstoffe</i> .....	45
3.2.2	<i>Mischungszusammensetzung</i> .....	47
3.2.3	<i>Frischbetoneigenschaften</i> .....	48
3.2.4	<i>Festbetoneigenschaften</i> .....	54
3.2.5	<i>Zusammenfassung der Untersuchungsergebnisse zum Feinbeton</i> .....	55
3.3	GRUNDLAGEN ZUR EIN- UND VORSPANNUNG TEXTILER BEWEHRUNG.....	55
3.3.1	<i>Einspannelemente mit Verklebung</i> .....	57
3.3.2	<i>Klemmeinspannungen ohne Verklebung</i> .....	59

3.3.3	<i>Spannrahmen zur Herstellung biaxial vorgespannter, textildbewehrter Betonplatten</i>	60
3.3.4	<i>Herstellung vorgespannter und nicht vorgespannter textildbewehrter Betonplatten</i>	61
3.3.5	<i>Vorspannung von textilen Bewehrungen in der Praxis</i>	62
3.4	UNTERSUCHUNGEN UND ERGEBNISSE ZUM VERBUNDVERHALTEN	63
3.4.1	<i>Vorüberlegungen zur Ermittlung des Verbundverhaltens von textiler Bewehrung in Beton</i>	64
3.4.2	<i>Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung</i>	67
3.4.3	<i>Eingesetzte Textilien</i>	69
3.4.4	<i>Ergebnisse zum Verbundverhalten</i>	70
3.4.5	<i>Möglichkeiten zur Optimierung des inneren und äußeren Verbunds</i>	81
3.4.6	<i>Zusammenfassung der Ergebnisse zum Verbundverhalten</i>	85
3.5	UNTERSUCHUNGEN ZUM TRAGVERHALTEN UNTER EINACHSIGER BIEGUNG	86
3.5.1	<i>Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung</i>	87
3.5.2	<i>Tragverhalten unter einachsiger Biegung</i>	88
3.5.3	<i>Zusammenfassung der Ergebnisse zur einachsigen Biegung</i>	99
<b>4</b>	<b>NUMERISCHE SIMULATION</b>	<b>102</b>
4.1	KONZEPTE DER NUMERISCHEN SIMULATION VON TEXTILBEWEHRTEM BETON	103
4.2	MODELLIERUNG VON BETON	104
4.2.1	<i>Modellierung von hochfestem Feinbeton</i>	106
4.3	MODELLIERUNG TEXTILER BEWEHRUNGSMATERIALEN	108
4.3.1	<i>Textile Bewehrungen mit geringem inneren Verbund</i>	108
4.3.2	<i>Textile Bewehrungen mit hohem inneren Verbund</i>	110
4.4	MODELLIERUNG DES VERBUNDVERHALTENS	111
4.4.1	<i>Mechanische und analytische Verbundmodelle für textile Bewehrungen</i>	111
4.4.2	<i>Diskretes Verbundmodell für Finite-Elemente-Simulationen</i>	113
4.4.3	<i>Zweidimensionale Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung</i>	115
4.4.4	<i>Variation der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung im 3D-Spannungsfeld</i>	117
4.4.5	<i>Verbundverhalten bei wechselnder Beanspruchung</i>	119
4.5	FE-SIMULATION VON PULL-OUT-VERSUCHEN	121
4.5.1	<i>Diskretisierung</i>	121
4.5.2	<i>Verbundparameter und Verbundcharakteristik</i>	122
4.5.3	<i>Vergleiche von Simulationen und experimentellen Ergebnissen</i>	124
4.6	FE-SIMULATION VON BIEGEVERSUCHEN	128
4.6.1	<i>Diskretisierung</i>	128
4.6.2	<i>Ergebnisse der Simulation von Biegeversuchen</i>	129
<b>5</b>	<b>BEMESSUNG</b>	<b>134</b>
5.1	KONZEPTE ZUR BAUTEILBEMESSUNG	134
5.2	ANNAHMEN ZUM WERKSTOFFVERHALTEN	134
5.3	BERÜCKSICHTIGUNG DER VORSPANNUNG	135
5.3.1	<i>Zulässige Vorspannkkräfte textiler Bewehrungen</i>	135
5.3.2	<i>Spannkraftverluste infolge Relaxation</i>	136

5.4	GRENZZUSTÄNDE DER TRAGFÄHIGKEIT .....	137
5.4.1	<i>Verbundverhalten und Lasteinleitungslängen</i> .....	137
5.4.2	<i>Biegetragfähigkeit ohne Vorspannung</i> .....	138
5.4.3	<i>Biegetragfähigkeit unter Berücksichtigung der Vorspannung</i> .....	142
5.5	NACHWEIS DER GEBRAUCHSTAUGLICHKEIT .....	145
5.5.1	<i>Beschränkung der zulässigen Durchbiegungen</i> .....	145
5.5.2	<i>Rissbildung</i> .....	149
5.6	ANFORDERUNGEN AN DIE DAUERHAFTIGKEIT.....	152
5.6.1	<i>Festigkeiten unter Dauerbeanspruchung</i> .....	152
5.6.2	<i>Kriechen unter Dauerbeanspruchung</i> .....	153
<b>6</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND BEWERTUNG .....</b>	<b>154</b>
<b>7</b>	<b>AUSBLICK.....</b>	<b>157</b>
<b>8</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS .....</b>	<b>162</b>
8.1	NORMEN UND RICHTLINIEN.....	173
<b>9</b>	<b>ANHANG .....</b>	<b>175</b>
9.1	ANHANG I (ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS).....	175
9.2	ANHANG II (CHARAKTERISIERUNG DER WERKSTOFFE UND DES WERKSTOFFVERHALTENS) .....	178
9.3	ANHANG III (EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN).....	184
9.4	ANHANG IV (NUMERISCHE SIMULATION).....	187
9.5	ANHANG V (BEMESSUNG).....	195
9.6	ANHANG VI (KOSTEN-/NUTZENVERGLEICH) .....	200



# 1 Einleitung

Die Bewehrung zementgebundener Bauteile mit nichtmetallischen Werkstoffen (Textilien) hat mehrere Vorteile: der Korrosionsangriff im carbonatisierten Beton oder im chloridangereicherten Beton besteht nicht; Bauteile können sehr dünn ausgeführt werden; die nichtmetallischen Werkstoffe sind leicht und biegsam und dennoch hochfest. Daher wird von nichtmetallischer Bewehrung schon lange in Form von Fasern und Rovings Gebrauch gemacht. Kurzfaserbewehrung, wie sie in der Praxis bereits vielfach angewendet wird, hat allerdings den Nachteil, dass aufgrund deren gleichmäßiger Verteilung im Bauteil eine systematische Verstärkung nicht möglich ist und daher hohe Faseranteile benötigt werden. Die Verwendung einzelner Rovings ist hier ein erster Schritt, bei dem nichtmetallische Bewehrungen gezielt nur dort eingelegt werden, wo sie konstruktiv benötigt werden.

Eine neue Entwicklung der letzten Jahre besteht in der Verwendung von textiler Bewehrung, also zwei- oder dreidimensional vorgeformten Bewehrungselementen in zementgebundenen Bauteilen. Der Einsatz textiler Bewehrung ist damit ein nächster Entwicklungsschritt, vergleichbar mit dem der Verwendung von Mattenstahlbewehrung anstatt von Stabstahlbewehrung. Die Bewehrung kann hier zielgerecht für die jeweiligen Anforderungen vorgefertigt werden und ermöglicht so eine einfach applizierbare und gleichmäßige Verstärkung größerer Flächen.

Der Einsatz von textiler Bewehrung in Beton wurde in der jüngeren Vergangenheit insbesondere in Deutschland verstärkt untersucht. Beispielsweise werden in Deutschland derzeit grundlegende Untersuchungen zum Einsatz textiler Bewehrungen im Betonbau hauptsächlich an der RWTH Aachen sowie an der TU Dresden innerhalb von Sonderforschungsbereichen durchgeführt. An der Universität Stuttgart wurde im Rahmen eines Forschungsvorhabens hingegen die Verwendung von textiler Bewehrung als Vorspannelement zur Herstellung dünner Betonplatten untersucht. Mit der Problematik der Vorspannung textiler Bewehrung sowie der Herstellung dünner, vorgespannter, ausschließlich textilbewehrter Betonplatten befasst sich demnach auch die vorliegende Arbeit.

## 1.1 Problemstellung

Die Vorspannung von Bewehrung ist heutzutage im konstruktiven Ingenieurbau nicht mehr wegzudenken. Wenn unter Belastung die Zugfestigkeit eines Matrixmaterials wie beispielsweise Beton oder Mörtel erreicht wird, entsteht ein Riss, und die Bewehrung wird aktiviert. Abhängig vom Elastizitätsmodul des Bewehrungsmaterials und den Verbundeigenschaften zwischen Bewehrung und Matrix öffnet sich der Riss mehr oder weniger. Die Steifigkeit eines Bauteils nimmt dabei rapide ab. Sobald ein Riss vorhanden ist, ist auch die Undurchlässigkeit eines Bauteils gegenüber Flüssigkeiten und Gasen um Größenordnungen geringer als im ungerissenen Zustand. Aus mehreren Gründen ist es daher wünschenswert, auch textile Bewehrung vorzuspannen und damit die Zugfestigkeit der Matrix fiktiv zu erhöhen und gleichzeitig das Bewehrungsmaterial stärker auszunutzen. Vor allem bei dünnen Bauteilen kann man die Tragfähigkeit im Gebrauchszustand wesentlich erhöhen.

Die Verwendung textiler Bewehrung in Beton ist, wie bereits erwähnt, ein noch recht junges Anwendungsgebiet. Neu sind insbesondere auch die Untersuchungen zur Vorspannung textiler Bewehrung in Verbindung mit der Herstellung dünner Textilbetonplatten. Erfahrungen und gesicherte Erkenntnisse liegen bisher nicht oder nur in sehr geringem Umfang vor. Deshalb sind in der vorliegenden Arbeit vorrangig grundsätzliche Aspekte hinsichtlich textiler Bewehrung in Beton zu klären wie beispielsweise die Wahl geeigneter Textilien (Fasermaterial, Textilstruktur, Oberflächenmodifikationen). Zudem sind geeignete Herstellungsverfahren textilbewehrter und vorgespannter Elemente zu entwickeln und die Verarbeitbarkeit textiler Bewehrungen ist zu erforschen. Aber auch die Ermittlung maßgebender Festbetoneigenschaften wie Tragfähigkeit oder Dauerhaftigkeit des Verbundwerkstoffs „Textilbewehrter Beton“ bedarf eingehender Untersuchungen. Es liegt folglich auch auf der Hand, dass geeignete Ansätze zum Entwurf und zur Bemessung textilbewehrter Bauteile noch Mangelware sind und ein Bedarf an geeigneten Bemessungsverfahren besteht.

## 1.2 Zielsetzung der Arbeit

Ziel dieser Arbeit ist die Schaffung einer Grundlage zur Entwicklung vorgespannter textilbewehrter Betonelemente sowie zur Beschreibung deren Tragverhaltens. Demzufolge leistet die vorliegende Arbeit einen Beitrag zum Verständnis des Zusammenwirkens von textiler Bewehrung und Beton, wobei dem Aspekt der Vorspannung textiler Bewehrung ein besonderes Augenmerk gilt.

Dieser Zielsetzung können einige Teilaspekte zugeordnet werden. Beispielsweise ist eine Analyse der technischen Möglichkeiten zur Vorspannung textiler Bewehrungen sowie zur Herstellung vorgespannter, textilbewehrter Platten durchzuführen. Ferner sind Anforderungsprofile für textile Bewehrungen und für vorgespannten Textilbeton geeignete Betonzusammensetzungen zu erstellen und in experimentellen Untersuchungen hinreichend zu verifizieren. Eine Charakterisierung des Verbundverhaltens von textiler Bewehrung und Beton sowie dessen Optimierung sind essenzielle Aspekte, aber auch das Tragverhalten ist von Bedeutung. Die Optimierung beruht im vorliegenden Fall nicht nur auf der Schaffung eines immer besseren Verbund- und Tragverhaltens, sondern richtet sich auch an die Schaffung einer Sicherheit bezüglich der Bemessung. Letztendlich sollen die Untersuchungen in einer Darstellung möglicher Bemessungskonzepte münden.

## 1.3 Vorgehensweise

Die Vorgehensweise resultiert aus der Problematik, dass zu Beginn der Arbeiten die Idee des vorgespannten, textilbewehrten Betons vom Grundsatz her neu war.

In *Kapitel 2* wird daher zunächst die grundlegende Thematik von textilbewehrtem Beton vorgestellt. Textilbeton ist von seiner Konzeption ein vergleichsweise neuer Verbundwerkstoff. Die hierfür zu verwendenden Materialien bedürfen daher einer genauen Charakterisierung. Neben den besonderen Anforderungen an einen Beton werden in diesem Kapitel insbesondere für textile Bewehrungen geeignete Fasern und Garne vorgestellt und deren Eigenschaften diskutiert. Zudem wird erörtert, welche textilen Strukturen für eine Vorspannung

geeignet erscheinen. In diesem Zusammenhang besteht ferner auch die Notwendigkeit, kurz auf Fragen zum Tragverhalten und zur Dauerhaftigkeit im Werkstoffverbund einzugehen.

Die experimentellen Untersuchungen in *Kapitel 3* richten das Augenmerk auf die Umsetzung der in Kapitel 2 definierten Anforderungen an geeignete Betone und Textilien in tatsächliche Materialeigenschaften und –kennwerte. Vorgespannter Textilbeton erfordert aufgrund seiner Abmessungen und der textilen Bewehrung einen speziellen Feinbeton. Daher werden eine geeignete Feinbetonmischung entwickelt und die wichtigsten Betoneigenschaften angegeben. Ein Abschnitt befasst sich mit den Grundlagen zur Ein- und Vorspannung textiler Bewehrungen. Darin werden auch die verwendeten Vorspanneinrichtungen vorgestellt und die Möglichkeiten der Vorspannung in der Praxis diskutiert. Die Eigenschaften des Verbundwerkstoffs Textilbeton beruhen neben den Materialeigenschaften von Textil und Beton vornehmlich auf deren Verbundeigenschaften. Untersuchungen zum Verbundverhalten haben demzufolge einen hohen Stellenwert in der Gesamtanalyse. Darauf aufbauend ist aber auch das Zusammenwirken mit dem Beton von Bedeutung. Untersuchungen zum Tragverhalten von textilbewehrten Bauteilen bilden daher einen wesentlichen Schwerpunkt.

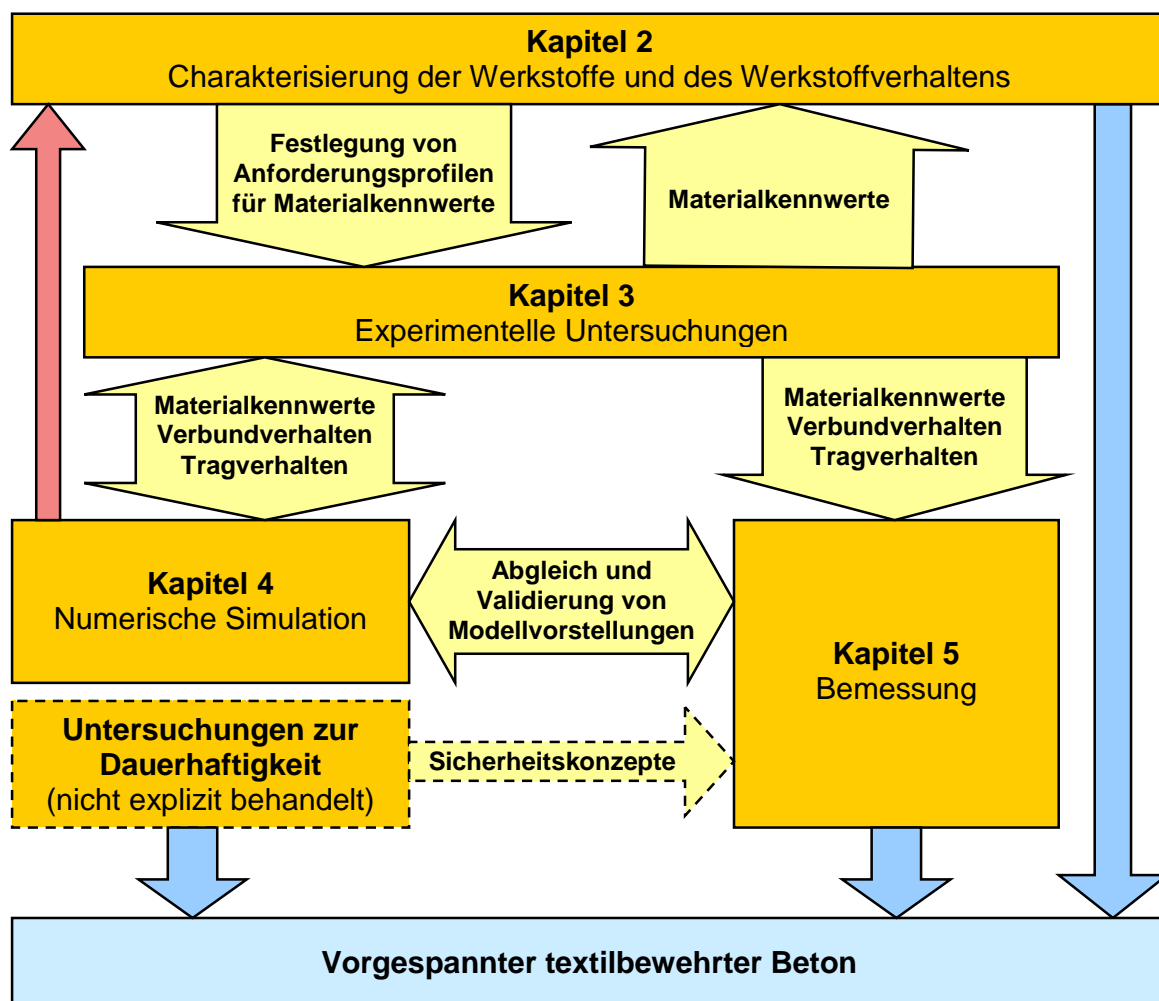


Abbildung 1-1: Überblick über die Struktur der vorliegenden Arbeit.

Die Untersuchungen mittels FE-Simulationen in *Kapitel 4* stellen das Bindeglied dar, mit dem Theorien und Modelle zum Verbund- und Tragverhalten überprüft und mit experimentellen Ergebnissen verglichen werden können. Insbesondere wird in diesem Kapitel ein neu entwickeltes Verbundmodell vorgestellt, welches ein weites Spektrum an Einflüssen berücksichtigen kann.

Mit der rechnerischen Ermittlung des Tragverhaltens in *Kapitel 5* werden die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen und den FE-Simulationen in einen Gesamtzusammenhang gestellt. Hier werden die Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen und der FE-Simulation in ein überschlägiges Bemessungskonzept umgesetzt.

Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der Ergebnisse, wobei die gewonnenen Erkenntnisse auch in einen praxisrelevanten Zusammenhang gesetzt werden, bei dem auch Fragen zur Wirtschaftlichkeit nachgegangen wird.



## 2 Charakterisierung der Werkstoffe und des Werkstoffverhaltens

### 2.1 Feinbeton

#### 2.1.1 Allgemeines

Der Begriff *Feinbeton* bedarf grundsätzlich einer Erläuterung, ist dieser Begriff doch im Allgemeinen nicht genau definiert. Gemäß der DIN EN 206-1 ist ein Beton unter anderem definiert durch ein Größtkorn des Zuschlags von mehr als 4 mm Durchmesser. Zementgebundene Matrixsysteme mit einem Größtkorn kleiner 4 mm werden hingegen zu der Klasse der Mörtel gezählt. Die besondere Verwendung des nachfolgend eingesetzten Matrixsystems als Konstruktionswerkstoff entspricht dagegen vom Sinn her eher einem Beton. In diesem Zusammenhang wird in Übereinstimmung mit dem in der Fachliteratur bereits gebräuchlichen Ausdruck im Folgenden für die zur Herstellung textilbewehrter Elemente herangezogenen Matrixsysteme der Begriff *Feinbeton* verwendet.

Zum Thema Feinbeton in Verbindung mit textiler Bewehrung sind in der Literatur bisher erst wenige und teilweise auch sehr unterschiedliche Angaben zu finden. Die sehr verschiedenen und teilweise auch sehr hohen Anforderungen an das Matrixsystem werden hier deutlich. Was die bereits in der Praxis verwendeten Betonmischungen angeht, sind diese Mischungen meist Betriebsgeheimnisse und auf die besonderen Anforderungen abgestimmt.

Umfangreiche Erfahrungen mit Kurzfaserbetonen und dem Verbundverhalten von Fasern und Beton liegen hingegen vor. Dies betrifft insbesondere Asbest- und alkaliresistente Glasfasern sowie Kohlenstoff-, Aramid-, oder auch Polyamid- und vergleichbare Fasern. Ein Rückschluss auf die Eignung dieser Betone für textile Bewehrungen ist jedoch nur bedingt möglich, kann doch die Verarbeitbarkeit durch textile Bewehrungen beeinflusst werden sowie das Verbundverhalten von Fasern und Matrix stark von der Durchdringung des Textils mit Matrix abhängig sein.

#### 2.1.2 Grundsätzliche Anforderungen

Zunächst bietet es sich an, grundsätzliche bzw. allgemeine sowie besondere Anforderungen an geeignete Matrixsysteme für Textilbeton zu stellen. Die allgemeinen Anforderungen ergeben sich hier im Wesentlichen aus der Geometrie der herzustellenden textilbewehrten Elemente und dem zugehörigen Herstellverfahren, aus den angestrebten mechanischen Eigenschaften, der notwendigen Dauerhaftigkeit sowie der Faserverträglichkeit des Matrixsystems (vgl. Tabelle 2-1).

Die Flexibilität der Textilien und die dadurch bedingte nahezu beliebige Bewehrungsführung ermöglicht die Herstellung von Textilbetonelementen in vielfältiger Form und Gestalt. Diese Flexibilität hat jedoch auch Nachteile. Zum Beispiel ist eine exakte Ausrichtung und Positionierung des Textils hierdurch erschwert. Dem Herstellungsprozess eines Textilbetonelements ist demnach besondere Beachtung zu schenken. Neben einem schichtweisen Auftragen, wobei das Textil in eine Lage Beton gedrückt wird, gehen Überlegungen auch in Richtung von

Pultrusions- und Extrusionsverfahren. Die Pultrusion ist ein seit geraumer Zeit im Bereich faserverstärkter Kunststoffe etabliertes Massenfertigungsverfahren zur Herstellung faserverstärkter Endlosprofile. Es erscheint sinnvoll, die Grundsätze dieses Verfahrens auch auf textilbewehrte Betone zu übertragen.

**Tabelle 2-1: Anforderungen an geeignete Mischungszusammensetzungen**

	<b>Allgemeine Anforderungen</b>	<b>Besondere Anforderungen für die Vorspannung mit sofortigem Verbund</b>
<b>Mechanische Eigenschaften</b>		
<i>Druckfestigkeit</i>	Je nach Anforderung, in der Regel jedoch Festigkeiten von 40 bis 80 N/mm <sup>2</sup>	Hohe Druckfestigkeit zum Zeitpunkt des Ablassens der Vorspannung notwendig
<i>Zugfestigkeit</i>	Möglichst hoch	Mindestzugfestigkeit zum Zeitpunkt des Ablassens der Vorspannung notwendig
<i>Elastizitätsmodul</i>	Aufgrund der geringen Bauteilabmessungen und damit geringen Bauteilsteifigkeit erscheint ein hoher Elastizitätsmodul von Vorteil	Keine
<i>Verbund Faser/Matrix</i>	Hoher Verbund im Hinblick auf geringe Verformungen im gerissenen Zustand von Vorteil	Ausreichender Verbund beim Ablassen der Vorspannung muss gewährleistet sein
<b>Herstellungsprozess</b>		
<i>Konsistenz/ Verarbeitbarkeit</i>	Je nach Herstellung (Spritzverfahren, Pultrusion, Gießen, Walzen). In der Regel weiche bis fließfähige Konsistenz, damit die Maschen des Textils vollständig durchdrungen und umhüllt werden können; dient auch zur Gewährleistung eines ausreichenden Verbundes	Aufgrund des Herstellungsprozesses fließfähige Konsistenz, selbstverdichtende Eigenschaften von Vorteil
<i>Grünstandfestigkeit/ Frühfestigkeit</i>	Evtl. hohe Grünstandfestigkeit und Frühfestigkeit zur Gewährleistung kurzer Ausschulfristen	Schnelle Erhärtung und hohe Anfangsfestigkeit, um ein schnelles Ausschalen nach ca. einem Tag zu ermöglichen; Grünstandfestigkeit vernachlässigbar
<i>Sieblinie</i>	Je nach Herstellungsprozess Größtkorn kleiner 4 mm, in der Regel meist unter 2 mm	Keine
<i>Bewehrungsstruktur/-material</i>	Minimierung der Faserschädigung	Keine
<b>Dauerhaftigkeit</b>		
<i>Faserverträglichkeit</i>	Beständigkeit der verwendeten Bewehrungsmaterialien sollte gewährleistet sein (z.B. Alkalibeständigkeit)	Keine
<i>Schwind-/Kriechmaß</i>	Aufgrund der geringen Bauteilabmessungen ist generell ein geringes Schwind- und Kriechmaß anzustreben	Möglichst geringes Schwind- und Kriechmaß, um die Spannkraftverluste und Verformungen gering zu halten
<i>Frost- und Frost-/Tausalzbeständigkeit</i>	Richtet sich nach den Anforderungen der späteren Anwendung	Keine

Betrachtet man die Möglichkeiten der Herstellung vorgespannter textilbewehrter Betonelemente unter Vernachlässigung industrieller Fertigungsverfahren wie beispielsweise Pultrusion, so wird man gezwungen sein, die textile Bewehrung in eine geeignete Schalung einzubauen und dort vorzuspannen. Der einzubringende Beton muss folglich durch das vorgespannte

Textil hindurchfließen und mit möglichst geringem Aufwand verdichtet werden. Ein vereinfachtes schichtweises Aufbringen einzelner Lagen Beton und Textil ist hier nicht möglich. Aus dem Herstellungsprozess heraus – Vorspannung mit sofortigem Verbund – ergeben sich hinsichtlich der Eigenschaften weitere Anforderungen an den Beton wie z.B. eine hohe Früh- und Endfestigkeit wie auch ein geringes Schwind- und Kriechmaß.

Diese Aspekte zusammengenommen stellen relativ hohe Anforderungen an die Mischungszusammensetzung, da sich vom betontechnologischen Standpunkt aus gesehen nicht alle gewünschten Eigenschaften gleichermaßen erfüllen lassen. Letztendlich ist unter Berücksichtigung der in Tabelle 2-1 aufgeführten Anforderungen für die Herstellung vorgespannter Textilbetonelemente insbesondere die Zusammensetzung des Zementmörtels so zu optimieren, dass im Wesentlichen folgende drei Aspekte berücksichtigt werden:

- Fließfähige Konsistenz, damit die Maschen des Textils vollständig durchdrungen und umhüllt werden können und somit auch ein ausreichender Verbund gewährleistet wird.
- Schnelle Erhärtung und hohe Anfangsfestigkeit, um ein Ausschalen nach ca. einem Tag zu ermöglichen.
- Möglichst geringes Schwind- und Kriechmaß, um die Spannkraftverluste und Verformungen gering zu halten.

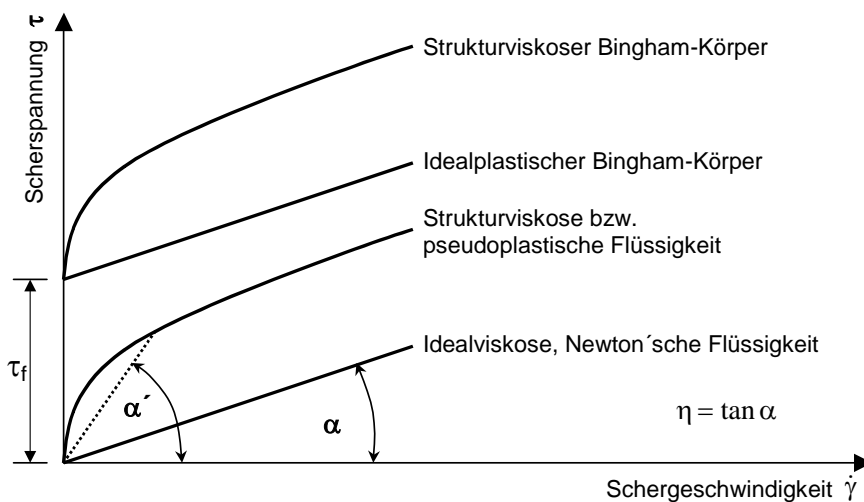
### **2.1.3 Grundlegende Eigenschaften**

#### **Frischbeton**

Beton ist ein Baustoff, der aus Zement, Zuschlag und Wasser hergestellt wird. Dieses 3-Stoff-System wird zur Beeinflussung bestimmter Betoneigenschaften um geeignete Betonzusatzstoffe und Betonzusatzmittel erweitert, man spricht dann von dem 5-Stoff-System Beton. Die Weiterentwicklung der Betonzusatzmittel, insbesondere der Fließmittel, hat neue Möglichkeiten geschaffen. So wurde in Japan an der Universität Tokio 1988 ein Beton im üblichen Festigkeitsbereich hergestellt, der selbstverdichtende Eigenschaften aufwies. Er wurde von den Japanern als „Self Compacting Concrete“ (SCC), im Deutschen „Selbstverdichtender Beton“ (SVB), bezeichnet. Selbstverdichtende Betone oder auch selbstverdichtende Feinbetone sind somit ein weiterer Entwicklungsschritt des 5-Stoff-Systems Beton.

Kennzeichnend für diese Betone sind entmischungsfreies Fließen fast bis zum vollständigen Niveausgleich, vergleichbar mit dem Fließverhalten von Honig, ein nahezu vollständiges Entlüften während des Fließens sowie das Ausfüllen jedes Hohlraumes innerhalb der Schalung einschließlich aller Aussparungen und Bewehrungszwischenräume – dies ohne aufwendige Verdichtungsarbeit mit dem Rüttler. Diese Art und Weise des Betoneinbaus ist besonders vorteilhaft, wenn die Verdichtung mit dem Rüttler aufgrund hoher Bewehrungsgrade oder ungünstig geformter bzw. filigraner Bauteile sehr schwierig ist. Sie eignet sich auch hervorragend für Sichtbetonwände und Fertigteile /GRU99/, /REI01B/.

Um charakteristische Eigenschaften wie das Fließverhalten zu bestimmen, bedient man sich der Rheologie. Die Rheologie befasst sich mit dem Zusammenhang zwischen einer aufgetragenen Beanspruchung und der daraus resultierenden Formänderung einer Substanz. Bei Flüssigkeiten und plastisch verformbaren Stoffen werden Scherbeanspruchungen durch stationäre, parallele Schichtenströmungen erzeugt, die durch das Geschwindigkeitsgefälle  $\dot{\gamma}$  beschrieben werden. Die Substanz setzt ihrer Verformung einen Widerstand entgegen, der von der aufgetragenen Belastung abhängt. Für diese Belastung wird eine Scherspannungsfunktion  $\tau = f(\dot{\gamma})$  bestimmt. Die Umkehrfunktion  $\dot{\gamma} = f(\tau)$  wird als Fließgesetz und ihre graphische Darstellung als Fließkurve bezeichnet /Kec97/. Nachfolgend werden die Scherspannungsfunktionen einiger Substanzen näher erläutert.



**Abbildung 2-1: Fließkurven von Flüssigkeiten ohne und mit Fließgrenze**

Idealviskose Flüssigkeiten, sogenannte Newtonsche Flüssigkeiten, wie beispielsweise Wasser oder Öl können durch folgende einfache Gesetzmäßigkeit charakterisiert werden:

$$\tau = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad \text{Gl. 2-1}$$

Mit:	$\eta = \tan \alpha$	dynamische Viskosität	[Pa·s]
	$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit	[1/s]

Die Fließkurve ist in diesem Fall eine Gerade, die durch den Koordinatenursprung geht (vgl. Abbildung 2-1). Zu einer eindeutigen Bestimmung der Kurve reicht es daher aus, die Schubspannung bei nur einer einzigen Schergeschwindigkeit zu messen. Die Steigung der Geraden ist hierbei ein Maß für die dynamische Viskosität  $\eta$ . Sie ist in der Regel von der Temperatur und dem vorhandenen Druck abhängig.

Das Fließverhalten von Suspensionen wie Zementleim oder Beton kann nicht wie z. B. bei idealviskosen Flüssigkeiten (Newton) durch einfache Gesetzmäßigkeiten beschrieben werden, da sie in Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit ein unterschiedliches Fließverhalten zeigen (vgl. Abbildung 2-1). Näherungsweise kann das Verhalten von Frischbeton jedoch durch einen Bingham-Körper beschrieben werden. Charakterisiert wird dieser zum einen

durch die Fließgrenze  $\tau_F$ , die die Schub- bzw. Scherspannung bezeichnet, bei dessen Überschreiten der Baustoff zu fließen beginnt. Zum anderen ändert sich nach Überschreiten der Fließgrenze wie bei einer idealviskosen Flüssigkeit mit zunehmender Schergeschwindigkeit  $\dot{\gamma}$  auch der Scherwiderstand. Der Verlauf wird oftmals als geradlinig angenommen. Es gilt dann die Scherspannungsfunktion:

$$\tau = \tau_F + \eta \cdot \dot{\gamma} \quad \text{Gl. 2-2}$$

Mit:  $\tau_F$  Fließgrenze [Pa]

Im Hinblick auf die Verarbeitbarkeit von Betonen werden in der Literatur oft die rheologischen Eigenschaften mit Fließgrenze und dynamischer Viskosität angegeben. Auch hinsichtlich der Untersuchung der rheologischen Eigenschaften selbstverdichtender Betone wurden vielfältige Untersuchungen durchgeführt und Eigenschaften angegeben, die sich auf einen Bingham-Körper beziehen /LAR96/, /TAT91/. Daneben liegen zudem Ergebnisse bezüglich der Untersuchung von Feinbetonen bzw. Mörteln von Rotationsviskosimetermessungen vor /BRA02/, /FRE00/, /KEC97/. Problematisch ist hier allerdings ein Vergleich der einzelnen Ergebnisse untereinander sowie ein Rückschluss auf die Anforderungen und Eigenschaften geeigneter selbstverdichtender Betone, da das Ergebnis solcher Messungen sehr stark vom untersuchten Material, dem Versuchsablauf und vom verwendeten Versuchsgerät abhängt.

Allgemein wurde jedoch festgestellt, dass selbstverdichtende Betone eine sehr geringe bis gar keine Fließgrenze und gegenüber konventionellen Betonen eine höhere Viskosität aufweisen. Dies kann als Bedingung für die besonderen Eigenschaften eines selbstverdichtenden Betons interpretiert werden. Eine geringe Fließgrenze ist für ein selbsttätiges Fließen unter Eigengewicht eine Notwendigkeit, birgt aber auch die Gefahr der Entmischung, da sich aufgrund der physikalischen Gesetzmäßigkeiten grobe Zuschläge schneller absetzen als feine. Als Folge dieser Entmischung wird das Fließvermögen deutlich herabgesetzt und es kann zum Blockieren kommen. Eine relativ hohe dynamische Viskosität, maßgeblich durch das geringe Wasser-Feststoff-Verhältnis<sup>1</sup> in der Suspension bedingt, kann dies weitgehend verhindern /FRE00/, /KRÜ99/, /LAR96/. Allgemein zeigt sich, dass mit abnehmendem Wasser-Feststoff-Verhältnis sowohl Fließgrenze als auch Viskosität zunehmen. Einige der in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen ergaben unter Verwendung eines modifizierten Versuchsablaufs zudem, dass geeignete Feinbetone kein reinplastisches, sondern vielmehr ein strukturviskoses Verhalten zeigen. Ähnliche Ergebnisse sind bereits anhand von Untersuchungen zum Fließverhalten an Zementleim, Mehlkorn/Wassersuspensionen sowie an Mörtel und Beton erzielt worden /KAK97/, /Kec97/. Um das Fließen solcher Suspensionen durch scherspannungsabhängiges Verhalten zu beschreiben, sind wiederholte Messungen der Scherwiderstände bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten notwendig. Als Scherspannungsfunktion zur Beschreibung von

<sup>1</sup> Der Begriff Feststoff bezeichnet in diesem Zusammenhang den Anteil von Feinstbestandteilen (<0,125 mm) im Beton.

Fließkurven solcher pseudoplastischer Substanzen kann nach /BAN92/ eine vereinfachte allgemeine Gleichung angenommen werden:

$$\tau = \tau_F + \eta \cdot \dot{\gamma}^s \quad \text{Gl. 2-3}$$

Mit:  $s$                       Konstante                      [-]

KECK hat beispielhaft einige weitere mathematische Modelle dieses komplexen Fließverhaltens zusammengestellt /Kec97/. Die in den Gleichungen verwendeten Konstanten wurden meistens empirisch bestimmt, so dass sich ihre physikalische Bedeutung nur schwer erklären lässt. Auffällig ist jedoch, dass die Gleichungen teilweise sowohl einen konstanten als auch einen exponentiellen, manchmal auch einen linearen Term besitzen können. Dies führt zu der Vermutung, dass sowohl ein Newtonscher als auch ein nicht Newtonscher Anteil vorhanden ist. Allerdings kann die Ursache für derartige Variationen auch teilweise in den Maschinenabhängigkeiten begründet liegen. So ist bei den gängigen Viskosimetern unter gewissen Voraussetzungen mit einer Strukturbeeinflussung des zu untersuchenden Materials durch die eigentliche Messung zu rechnen. Es wird in diesem Zusammenhang häufig der Begriff „Strukturbruch“ verwendet. Dieser bezeichnet den Abfall des Scherwiderstands infolge der Bildung einer durch die Apparatur bevorzugten Scherfläche innerhalb des zu untersuchenden Materials.

Die nichtlineare Abhängigkeit der Scherspannung von der Schergeschwindigkeit bzw. von der Fließgeschwindigkeit ist eine Eigenschaft fließfähiger bzw. selbstverdichtender Betone, die näherungsweise auch anhand anderer gebräuchlicher Versuche gezeigt werden kann. Zu erwähnen sind hier Messungen der Durchflusszeiten anhand von Trichtern, Rohren oder dergleichen /KRÜ99/. Als erforderliche Durchflusszeiten werden hier oftmals sowohl Maximal- als auch insbesondere Minimalwerte angegeben, die einerseits direkt im Zusammenhang mit der geforderten Fließfähigkeit und andererseits mit der Mischungsstabilität stehen.

Bei selbstverdichtenden Feinbetonen handelt es sich in der Regel um einen Hochleistungswerkstoff, bei dem schon geringe Schwankungen in dessen Zusammensetzung zu großen Eigenschaftsänderungen führen. Insbesondere die Fähigkeit zur Selbstverdichtung bedingt eine hohe Genauigkeit bei der Dosierung der einzelnen Mischungsbestandteile, insbesondere der Wasserzugabe.

Dies führt zu einem weiteren Problem, nämlich der kapillaren Saugfähigkeit einiger verwendeter Textilien. Die Saugfähigkeit an sich stellt dabei noch kein Problem dar, jedoch kann durch den Wasserentzug der Frischbetonmischung bereits während des Betonierens die Verarbeitbarkeit derart herabgesetzt werden, dass eine selbständige Verdichtung und eine vollständige Durchdringung des Textils nicht mehr erreicht werden kann. Differenzierte Untersuchungen zur Änderung der Frischbeton-, aber auch der Festbetoneigenschaften aufgrund dieses Wasserentzuges sind bisher nicht bekannt. Bei der Verwendung saugender Textilien sollte dieser Einfluss jedoch anhand von Eignungsversuchen berücksichtigt werden.

## **Festbeton**

Die gewünschten Eigenschaften des Festbetons ergeben sich, wie unter Kapitel 2.1.2 beschrieben, hauptsächlich aus den Anforderungen an Dauerhaftigkeit, Tragfähigkeit und Formbeständigkeit. Die hohen Mehlkorn- und Feinstanteile des Feinbetons führen, verglichen mit einem Normalbeton, in der Regel zu einem höheren Schwind- und Kriechmaß. Um eine ausreichende Formbeständigkeit der Textilbetonbauteile zu gewährleisten und im Fall der Vorspannung Spannkraftverluste möglichst gering zu halten, kommen sowohl dem Kriechmaß als auch dem Schwindmaß neben den Anforderungen an die Festigkeit eine sehr hohe Bedeutung zu. Die Mischungszusammensetzung ist daher vornehmlich hinsichtlich dieser Parameter zu optimieren.

In diesem Zusammenhang ist auch auf eine gute Nachbehandlung Wert zu legen, da das Verhältnis von Oberfläche zu Volumen textilbewehrter Bauteile relativ groß ist und somit mit einer starken Beeinflussung des Hydratationsverlaufes und damit der Festbetonkennwerte durch Verdunstung des Wassers zu rechnen ist. Die Nachbehandlung von textilbewehrtem Feinbeton erscheint daher im direkten Vergleich mit der üblichen Nachbehandlung von Normalbeton von gleichwohl höherer Bedeutung.

Im Hinblick auf den Vergleich von Festbetonkennwerten von unbewehrtem zu textilbewehrtem Feinbeton ist als ein weiterer Aspekt die Beeinflussung des Wasserhaushaltes durch die Kapillarität und der oftmals hydrophilen Eigenschaften eingelegter textiler Bewehrung zu beachten. Die Bewehrung entzieht dem Frischbeton beispielsweise anfänglich Wasser und gibt es während der weiteren Hydratation wiederum als quasi innere Nachbehandlung an den Beton ab. Verschiedene Untersuchungen haben bereits gezeigt, dass dieser Einfluss insbesondere im Nahbereich um die textile Bewehrung herum zu Änderungen im Betongefüge führen kann /Ban01/, /DIL03/. Weitere Unterschiede ergeben sich hinsichtlich der Frost-/Taubeständigkeit sowie bezüglich des Brandverhaltens.

### ***2.1.4 Bestandteile allgemein gebräuchlicher Feinbetone***

Die hohen betontechnologischen Anforderungen an geeignete Feinbetonmischungen für textilbewehrte Betonelemente erfordern eine sorgfältige Auswahl der Ausgangsstoffe sowie deren Zusammenstellung.

Die Eigenschaften der Fließfähigkeit und der Selbstverdichtung von Beton bzw. von Feinbeton können durch einen gegenüber üblichen Zementgehalten wesentlich erhöhten Mehlkorngehalt (Mehlkorn-Typ), die Verwendung eines stabilisierenden Zusatzmittels (Stabilisierertyp) oder durch die Kombination dieser beiden (Kombinationstyp) erreicht werden. Unter Einsatz eines geeigneten Zementes, von Wasser und Fließmittel muss dann eine tragfähige Suspension hoher Viskosität entstehen, in der alle gröberen Zuschlagkörner entmischungsfrei „schwimmen“. Grundsätzlich ist es dabei gleichgültig, ob das Mehlkorn beim Mehlkorntyp aus Zement, Flugasche, Metakaolin, Silicastaub, inertem Gesteinsmehl oder ähnlichem besteht, sofern nur die Suspension im Zusammenwirken mit dem Fließmittel die erforderlichen rheologischen Eigenschaften aufweist /REI01B/. Für textilbewehrten Beton ist allgemein der

Mehlkornotyp zu bevorzugen, spielt hier insbesondere der Verbund und die Faserdurchdringung, aber auch die Dichtigkeit und Dauerhaftigkeit eine übergeordnete Rolle.

### **Bindemittel und Zusatzstoffe**

Überwiegend wird für geeignete Feinbetonmischungen auf die in der Bautechnik bereits gebräuchlichen Bindemittel wie Portland- und Hochofenzemente zurückgegriffen. Weitreichende Erfahrungen liegen hiermit vor. Die Wahl des geeigneten Zements richtet sich im Wesentlichen nach der späteren Anwendung und den sich daraus ergebenden besonderen Eigenschaften wie z.B. hohe Frühfestigkeit, hohe Dichtigkeit oder Widerstand gegen chemische Angriffe sowie Schwind- und Kriechverhalten. Im Zusammenhang mit der Auswahl eines geeigneten Bindemittels ist die Verträglichkeit mit den textilen Materialien aber genauso von Bedeutung. So sind die durch den hohen Gehalt an Calciumhydroxid und weiteren Alkalien sehr hohen pH-Werte von bis zu 13,7 hinsichtlich der Faserverträglichkeit und Dauerhaftigkeit der textilen Bewehrung von Bedeutung. Insbesondere zeigt sich bei der Verwendung von herkömmlichen Glasfasern, aber auch von den sogenannten alkalibeständigen AR-Glasfasern, dass ein hoher Gehalt an Calciumhydroxid zu einem deutlichen Festigkeitsverlust der Fasern und einer Versprödung des Bauteils führen können /BRA01/, /SCH94/, /YIL92/.

Zur Verbesserung des Langzeitverhaltens und der Dauerhaftigkeit wurden daher in der jüngeren Vergangenheit vermehrt puzzolanische oder latent hydraulische Zusatzstoffe, die sich durch erhöhte Anteile von Kieselsäure auszeichnen, zugegeben. Durch Reaktion der Kieselsäure mit dem bei der Hydratation des Zementes anfallenden und für die Alkalität maßgeblichen Calciumhydroxid zu CSH-Phasen kann die Alkalität der Porenlösung reduziert werden. Insbesondere die Verwendung von Steinkohlenflugasche und Silicastaub, aber auch von Hütensand, Hochofenschlacke und Metakaolin war in der Vergangenheit erfolgreich und führte zu einer erhöhten Dauerhaftigkeit der verwendeten Fasern /BRA01/, /BRO01A/, /RAU01/, /SCH94/. Neben der verbesserten Dauerhaftigkeit durch die Verringerung der Alkalität bietet die Verwendung von Puzzolanen weitere Vorteile, wie z.B. eine Verbesserung der Verarbeitbarkeit und des Zusammenhalts bei gleichem Wassergehalt, eine erhöhte Dichtigkeit und chemische Widerstandsfähigkeit durch Nachhydratation sowie eine Verringerung der Hydratationswärme, des Schwindmaßes und der Rissneigung. Auch eine Verbesserung der Verbundwirkung von Fasern und Matrix ist die Folge, wobei sich insbesondere die Zugabe von Flugasche und/oder Silicastaub als vorteilhaft erwiesen hat /CUR99/. Eine Steigerung der Verbundwirkung kann auch durch die Zugabe von Kunststoffen, meist in Form von Dispersionen, erreicht werden, wobei unter Berücksichtigung eines geringeren Elastizitätsmoduls die Duktilität und Zugfestigkeit der Matrix erhöht wird. Untersuchungen sind hier beispielsweise von BIJEN durchgeführt worden bzw. werden derzeit im Sonderforschungsbereich 532 in Aachen durchgeführt /BIJ95/, /DIL03/, /SFB532/.

In neueren Untersuchungen wurden auch alternative Bindemittel und Bindemittelkombinationen auf der Basis von Calciumaluminatzementen /BRO01B/ und Sulfoaluminatzementen /BRÜ02/ verstärkt auf ihre Eignung für textilbewehrten Beton untersucht. Diese Zemente vereinen eine geringere Alkalität der Porenlösung, geringere Schwindverformungen und zu-



dem eine schnelle Hydratation und damit eine zügigere Festigkeitsentwicklung. Der Hydrationsprozess unterscheidet sich von herkömmlichen Zementen, wie von BRÜNNINGHAUS erläutert, zum Teil erheblich /BRÜ02/. Bedenken gegen deren Verwendung werden oftmals bezüglich der Dauerhaftigkeit des Zementes selbst angebracht, liegen doch in der Vergangenheit negative Erfahrungen mit Tonerdeschmelzzementen und vergleichbar zusammengesetzten Zementen vor. Auch ist vermehrt eine Inkompatibilität hinsichtlich der Kombination mit Zusatzmitteln und hier insbesondere mit Fließmitteln festgestellt worden, was die praktische Anwendung erschwert /BRA01/, /BRÜ02/.

### Zuschläge

Die Wahl geeigneter Zuschläge und des Größtkorns richtet sich in erster Linie nach dem verwendeten Herstellungsverfahren der Textilbetonelemente bzw. nach den Öffnungsweiten der Maschen der verwendeten Textilien. Im Hinblick auf die erforderlichen Frischbetoneigenschaften wie Fließfähigkeit und Selbstverdichtung sowie die maßgeblichen Festbetoneigenschaften wie hohe Festigkeit und geringe Schwindverformung ist eine geeignete Zuschlagart zu wählen und die Sieblinie zu optimieren. Der Zuschlaganteil sollte auch unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Aspekte so hoch wie möglich gewählt werden. Bewährt haben sich Bindemittel-/Zuschlagverhältnisse von 1:1 bis 1:2 nach Masseteilen /BRA01/, /CUR98/.

### Zusatzmittel

Unter Berücksichtigung der bereits beschriebenen Anforderungen wie geringer w/z-Wert bei gleichzeitig hohem Fließvermögen erscheint der Einsatz von Fließmitteln unerlässlich. Besonders hochwirksame Fließmittel der neuen Generation auf Polycarboxylatbasis werden verstärkt für textilbewehrten Beton eingesetzt.

In wässrigen Suspensionen weisen die darin enthaltenen Körner entsprechend ihrer chemischen Zusammensetzung in der Regel unterschiedliche Oberflächenladungen auf. Da gegensätzliche Ladungen einander anziehen, neigen die mineralischen Bestandteile zur Agglomeration. Eine Wirkweise moderner Fließmittel besteht im Wesentlichen darin, diese Oberflächenladungen (Zeta-Potenzial) der feinen Feststoffpartikel in der Suspension auszugleichen und so die Partikel zu desagglomerieren. Weiterhin spielen aber insbesondere auch mechanische (sterische) und tribologische Effekte der Polycarboxylatether hinsichtlich der Beweglichkeit der einzelnen Partikel eine Rolle (vgl. Abbildung 2-2) /Dom96/, /Sha01/, /Spa95/.

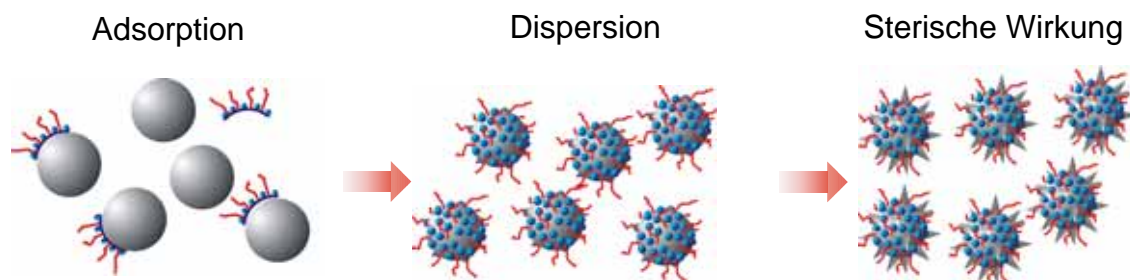


Abbildung 2-2: Wirkungsmechanismus von Fließmitteln auf Polycarboxylatetherbasis. /AUC00/

Die genannten Wirkungsmechanismen moderner Fließmittel legen die Vermutung nahe, dass durch deren Verwendung die Durchdringung eingelegter textiler Bewehrung mit Zementmatrix wesentlich beeinflusst wird. Nähere Untersuchungen zur Durchdringung bzw. zum Verbundverhalten mit einer Variation der Fließmittel sind jedoch nicht bekannt. Vielmehr beschränken sich die Untersuchungen auf eine Modifikation der textilen Bewehrungen mit geeigneten Schichten und unterschiedlichen Oberflächenbehandlungen.

Je nach Produktionsverfahren und gewünschten Festbetoneigenschaften kann der Einsatz von weiteren Zusatzmitteln, wie beispielsweise Stabilisierern, Verzögerern, Beschleunigern, Luftporenbildnern oder Dichtungsmitteln sinnvoll sein, grundsätzlich sind diese jedoch nicht zwingend erforderlich /HUA01/, /GRU99/, /SAK96/.

## **2.2 Textile Bewehrung**

### **2.2.1 Grundlagen und Anforderungen**

Der Einsatz von textilen Fasern zur Verstärkung lag bislang vornehmlich in den Bereichen der Faserverbundkunststoffe. Daher war die Entwicklung und auch Weiterentwicklung textiler Fasern vornehmlich auf deren Eignung im Zusammenhang mit geeigneten Kunststoffen als Matrix ausgerichtet. Insbesondere die Eigenschaften wie hohe Festigkeit und Steifigkeit standen bei der Optimierung der textilen Fasermaterialien in der Vergangenheit im Vordergrund, sind diese doch maßgebend für das Tragverhalten eines Faserverbundkunststoffes.

Es liegt auf der Hand, derartige Forderungen an textile Fasern auch auf die Anforderungen an Bewehrungsmaterialien zu übertragen, die für Betone geeignet sind. Hierbei ist allerdings einem wesentlichen Unterschied Aufmerksamkeit zu schenken. Sieht man von der Bauteilgeometrie einmal ab, so beziehen Faserverbundkunststoffe ihre Steifigkeit und Festigkeit nahezu ausschließlich aus den Eigenschaften der verwendeten Fasermaterialien, während demgegenüber Bauteilsteifigkeit und auch Druckfestigkeit eines bewehrten Betonelementes vornehmlich auf den Eigenschaften des verwendeten Betons beruhen. Dass dies in Teilbereichen zu gewissen Konsequenzen hinsichtlich der grundsätzlichen Anforderungen an textile Fasermaterialien für Beton im Gegensatz zu textilen Bewehrungen für Faserverbundkunststoffe führt, ist auf den ersten Blick noch nicht ersichtlich. Hierauf wird im Folgenden noch differenziert eingegangen.

In der Regel können zunächst folgende Grundanforderungen an für textilbewehrten Beton geeignete textile Fasern gestellt werden /CUR98/:

- Hohe Zugfestigkeit,
- möglichst hoher E-Modul,
- ausreichende Bruchdehnung,
- geringe Relaxation bei hohem Dauerzug,
- ausreichende Medienbeständigkeit und Dauerhaftigkeit.

Weitere erforderliche Eigenschaften können sich auch aus der späteren Anwendung ergeben, wie beispielsweise geringes Gewicht, Verhalten im Brandfall oder Röntgentransparenz. Auch die Verbundeigenschaften der textilen Fasern in Verbindung mit Beton sind in diesem Zusammenhang von Bedeutung.

Abgesehen von den Materialeigenschaften muss hinsichtlich des Einsatzes textiler Fasern in Beton deren Einbindung beachtet werden. In Form von Kurzfasern werden textile Fasern schon seit geraumer Zeit in Verbindung mit Betonen eingesetzt, in Form von flächigen oder gar räumlichen Strukturen dagegen erst in jüngerer Vergangenheit. Man spricht bei solchen textilen Strukturen von textilen Halbzeugen.

### **2.2.2 *Textile Fasern und Garne***

Die Industrie stellt eine enorme Vielzahl verschiedener textiler Fasern für die unterschiedlichsten Anwendungen her, wobei eine Grenze in der Entwicklung immer neuerer Hochleistungsfasern nicht abzusehen ist. Unterschieden werden vornehmlich Naturfasern, Chemiefasern, Metallfasern und Keramikfasern, wobei nachfolgend nur handelsübliche, spinnbare Fasermaterialien Beachtung finden.

Zu den Naturfasern gehören neben den pflanzlichen und tierischen Fasern auch die mineralischen Fasern wie beispielsweise Asbestfasern. Asbestfasern wurden aufgrund ihrer guten mechanischen und chemischen Eigenschaften und ihres geringen Preises in der Vergangenheit vielfach für die Herstellung von faserbewehrten Betonbauteilen verwendet. Allerdings sind Asbestfasern aufgrund ihrer hohen Feinheit als kanzerogen einzustufen. Dies führte zunehmend dazu, dass deren Verwendung in den meisten Ländern der Welt heutzutage untersagt ist. In vielen Forschungsarbeiten wurden daher Anstrengungen unternommen, Asbestfasern im Bauwesen durch andere geeignete Natur- oder Chemiefasern zu ersetzen.

Zu den bekanntesten Naturfasern zählen beispielsweise die Baumwolle, Wolle, Flachs sowie Seide. Die Eignung derartiger Fasermaterialien für die Verwendung in tragenden Betonbauteilen ist jedoch nur bedingt gegeben. Zum einen sind deren mechanische Eigenschaften wie Zugfestigkeit und E-Modul meist zu gering, zum anderen ist deren Dauerhaftigkeit im alkalischen Milieu des Betons nicht gewährleistet. Eine weitere mineralische Naturfaser, die in Forschungsarbeiten hinsichtlich der Eignung für textilbewehrte Betonbauteile untersucht wird, ist die Basaltfaser. Neben einer hohen Festigkeit weisen Basaltfasern insbesondere eine ausreichende Dauerhaftigkeit im alkalischen Milieu auf. Allerdings liegen nur wenige Langzeiterfahrungen vor /FEL01/. Aktuellere Forschungsarbeiten mit künstlich hergestellten Basaltfasern laufen derzeit im Sonderforschungsbereich 532 an der RWTH Aachen /SFB532/.

Die industriell hergestellten Chemiefasern besitzen aus den bisher genannten Gründen für die Anwendung im Bauwesen die größte Relevanz. Nach DIN 60001 können diese Faserstoffe bzw. Textilfasern eingeteilt werden in:

- Chemiefasern aus natürlichen Polymeren,
- Chemiefasern aus synthetischen Polymeren und
- Chemiefasern aus anorganischen Stoffen.

Von besonderem Interesse für das Bauwesen sind hauptsächlich solche Fasern, die in größeren Mengen zu akzeptablen Kosten gefertigt werden können. Hierzu zählen vornehmlich Chemiefasern aus synthetischen Polymeren und solche aus anorganischen Stoffen. Die Chemiefasern aus synthetischen Polymeren werden mittels Synthese von Monomeren künstlich erzeugt. Drei Herstellungsverfahren, die Polymerisation, die Polykondensation und die Polyaddition werden hierzu unterschieden.

Zu den anorganischen Fasern gehören vornehmlich die Glas-, Metall- und Keramikfasern. Die Vielzahl der am Markt verfügbaren Chemiefasern ist nahezu unüberschaubar und die Eigenschaften dieser Fasern denkbar unterschiedlich. Daher wird im Folgenden nur auf die textilen Fasern eingegangen, die sowohl von ihren Materialeigenschaften als auch von den Kosten her gesehen für Beton eine geeignete Bewehrung darstellen könnten. Insbesondere die Kosten haben eine nicht zu unterschätzende Bedeutung. Weitere Details zu den Herstellungsverfahren sowie den hier aufgeführten Fasern können dem *Sachstandbericht für den Einsatz von Textilien im Massivbau* entnommen werden /CUR98/.

Für den Einsatz als Bewehrung in Beton haben sich in der Vergangenheit Glas-, Carbon- und Aramidfasern bereits in weiten Teilen bewährt. Weitere Fasern wie beispielsweise auf der Basis von hochdichtem Polyethylen werden zwar angewendet, aufgrund der hohen Kosten und der teilweise vorhandenen Kriechneigung dieser Materialien sind sie für eine verbreiterte Anwendung aber wenig zweckmäßig. Daher wird auf solche Fasern nicht weiter eingegangen. Ein allgemeiner Überblick über die wesentlichen Eigenschaften der hier betrachteten Fasern im Vergleich zu weiteren konventionellen Baustoffen ist in Tabelle 4-3 gegeben. Fasern werden hinsichtlich ihrer Abmessungen und deren Gewicht mittels der Feinheit charakterisiert, wobei die Feinheit in *tex* angegeben wird ( $1 \text{ tex} = 1 \text{ g} / 1000 \text{ m}$ ). Auf die Herstellung und weitere Eigenschaften der in dieser Arbeit verwendeten Fasern wird nachfolgend detailliert eingegangen.

**Tabelle 2-2: Eigenschaften und Kennwerte ausgewählter textiler Fasern und konventioneller Baustoffe.**

Fasermaterial	Zugfestigkeit [kN/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul [kN/mm <sup>2</sup> ]	Bruchdehnung [%]	Temperaturdehnzahl [10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup> ]	Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]
E-Glas	3,4 ÷ 3,7	72 ÷ 74	3,3 ÷ 4,8	4,8	2,52 ÷ 2,60
AR-Glas	3,0 ÷ 3,5	21 ÷ 74	2,0 ÷ 4,3	9,0	2,68 ÷ 2,70
Aramid N	2,8	58	3,3	axial: -2,0 ÷ -3,5 radial: 20 ÷ 70	1,44
Aramid HM	2,4 ÷ 2,8	120 ÷ 146	1,5 ÷ 2,4		
Carbon HT	3,0 ÷ 5,0	200 ÷ 250	1,2 ÷ 1,8	axial: -0,1 ÷ -1,3 radial: 10 ÷ 20	1,75 ÷ 1,91
Carbon HM	2,0 ÷ 4,0	350 ÷ 450			
Stahl S355JO (St52)	0,6	210	22	12	7,85
Stahl St 1080/1230	1,23	210	6	12	7,85
Feinbeton	ca. 0,004	30 ÷ 38	0,02	10 ÷ 12	2,20 ÷ 2,40

## Glasfasern

Glasfasern gehören zu den Werkstoffen, die aus anorganischen Rohstoffen gewonnen werden. Die Herstellung von Glasfasern geschieht heute überwiegend mit dem Düsenziehverfahren, bei dem die Glasschmelze über Ziehdüsen zu Filamenten mit einem Durchmesser von 12 bis 30  $\mu\text{m}$  gezogen werden (vgl. Abbildung 2-3). Nach dem Ziehen werden die noch heißen Filamente mittels Wasser schnell abgekühlt und mit einer Schlichtung versehen. Mehrere Filamente werden danach zu Spinnfäden zusammengeführt und auf Spulen aufgewickelt.

Glasfasern haben eine amorphe Struktur und sind mit isotropen Eigenschaften ausgestattet. Als Glasbildner dient vorwiegend Kieselsäure ( $\text{SiO}_2$ ). Die guten mechanischen Eigenschaften der Glasfasern sind im Wesentlichen auf die starken kovalenten Bindungen zwischen Silizium und Sauerstoff zurückzuführen. Der Glaszustand beschreibt im Allgemeinen den eingefrorenen Zustand einer unterkühlten Flüssigkeit. In der Praxis bedeutet dies jedoch, dass Glasfasern unter Belastung nicht frei von Kriechverformungen sind. Ein Umstand, dem bezüglich des Einsatzes von Glasfasern unter Dauerbeanspruchung gegebenenfalls Rechnung zu tragen ist.

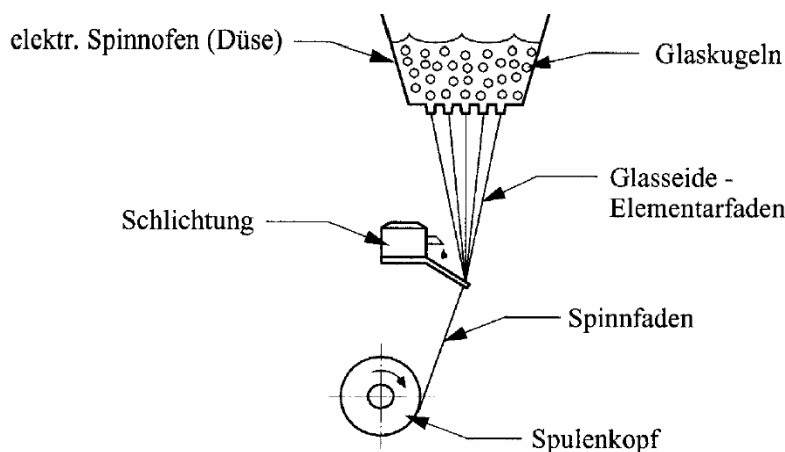


Abbildung 2-3: Düsenziehverfahren zur Herstellung von Glasfasern. /HAG61/

Je nach chemischer Zusammensetzung und daraus resultierenden Eigenschaften werden verschiedene Gläser unterschieden. Zu der am weitesten verbreiteten Sorte gehört das E-Glas, welches aufgrund seiner Festigkeitseigenschaften und des geringen Preises vornehmlich als Verstärkungsfasern im Bereich der Faserverbundkunststoffe Anwendung findet. In Verbindung mit der Verstärkung von zementgebundenen Baustoffen ist der Einsatz von E-Glasfasern allerdings eingeschränkt. E-Glasfasern sind gegenüber Ölen, Fetten, Lösungsmitteln, und auch vielen Säuren und schwachen Laugen weitgehend beständig. Gegenüber stark alkalischen Medien ist deren Dauerhaftigkeit allerdings begrenzt. So wird das Siliziumoxid-Netzwerk ( $\text{SiO}_2$ ) des Glases durch die in zementgebundenen Matrices vorhandenen Hydroxylionen angegriffen (vgl. Abbildung 2-4). Diese Reaktion läuft selbständig unter fortlaufenden Folgereaktionen ab, so dass es bis zu einer vollkommenen Auflösung des Glases kommen kann. Die Geschwindigkeit der Auflösung richtet sich zum einen nach dem Angebot an Hydroxylionen in der Porenlösung, zum anderen aber auch nach der Zusammensetzung des Glases /RAU01/, /PRI98/. Ohne ausreichenden Schutz der E-Glasfaser vor dem Angriff durch alkalische Medien ist deren Einsatz in zementgebundenen Werkstoffen daher beschränkt.

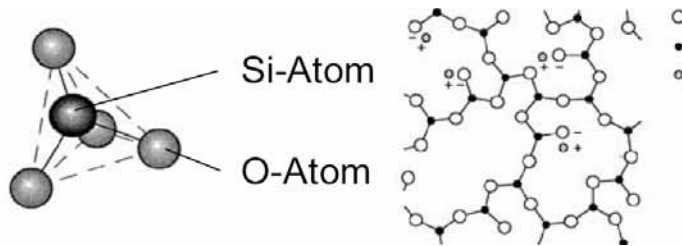


Abbildung 2-4: Grundsätzliche chemische Struktur von Glas. /FLE95/

Auf die chemische Beständigkeit wird nachfolgend kurz eingegangen. Inwiefern die Beständigkeit Auswirkungen auf die Dauerhaftigkeit hat, wird hingegen in Kapitel 2.4.2 diskutiert. Abbildung 2-5 zeigt eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme von in einer Hochfenzementmatrix eingebetteten E-Glasfilamenten nach 360 Tagen Lagerung bei 40°C und 99 % rel. Feuchte /SCH03/. Die Porenlösung der Zementmatrix wies nach 360 Tagen einen pH-Wert von etwa 11 auf. Deutlich zu erkennen ist, dass die einzelnen Filamente trotz des für eine Zementmatrix relativ geringen pH-Wertes an der Oberfläche starke Korrosionserscheinungen zeigen. Im Zusammenhang mit der Glaskorrosion geht allgemein ein starker Festigkeitsabfall einher. Bereits kleine lokale Defekte an der Filamentoberfläche können bei Belastung zu Spannungsspitzen im Bereich der lokalen Schädigung führen. In Verbindung mit der Kerbwirkung und der Sprödigkeit des Glases ist, vergleichbar mit dem Versagen eines Spannstahles infolge Kerbwirkung, ein Filamentversagen begünstigt.

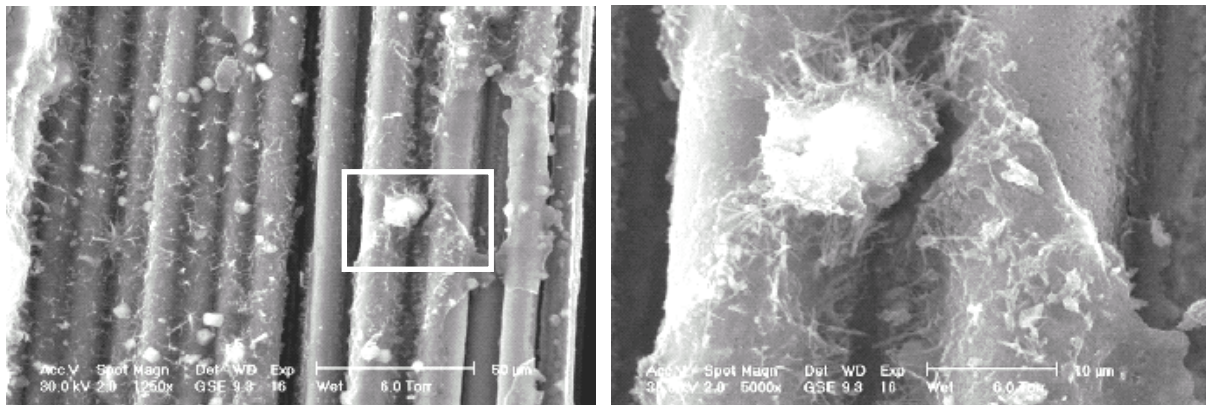
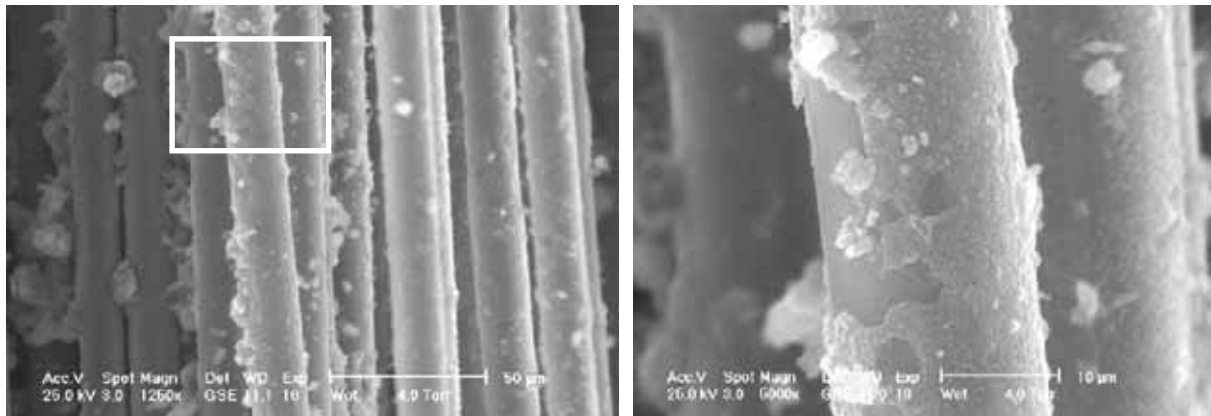


Abbildung 2-5: E-Glasfilamente eingebettet in Cem III/B-Matrix mit puzzolanischem Zusatzstoff nach 360 Tagen Lagerung bei 40°C und 99% rel. Feuchte. /SCH03/

Verschiedene Ansätze zur Verbesserung der Beständigkeit von Glasfasern in alkalischen Medien wurden in der Vergangenheit verfolgt. Ein Ansatz hiervon ist die Modifikation der chemischen Zusammensetzung des Glases. So wurden zur Kurzfaserbewehrung von Betonbauteilen alkaliresistente (AR) Glasfasern entwickelt, die sich durch einen hohen Zirkongehalt ( $ZrO_2$ ), in der Regel zwischen 15 und 24 %, auszeichnen /MAJ68/. Im kommerziellen Maßstab wurden solche AR-Glasfasern erstmals von *Pilkington* in England hergestellt. Heute fertigen weltweit vornehmlich zwei Firmen AR-Glasfasern, *Nippon Electric Glass Co. Ltd. (NEG)* und *Saint-Gobain Vetrotex International (Cem-FIL)*, wobei die Entwicklung immer besserer Fasern weiter vorangetrieben wird. So wurden durch Modifikationen in der chemischen Zusammensetzung gegenüber den ersten Versionen der AR-Glasfasern die mechanischen Eigenschaften, deren Verarbeitbarkeit sowie die Beständigkeit in alkalischem Milieu zunehmend verbessert.

In Abbildung 2-6 sind REM-Aufnahmen von in Portlandzement eingebetteten AR-Glasfilamenten zu sehen. Der pH-Wert der Porenlösung, hier bereits nach 90 Tagen gemessen, lag bei etwa 13,6. Im Gegensatz zu den in Abbildung 2-5 aufgeführten E-Glasfilamenten ist keine Glaskorrosion zu erkennen. Es liegen mittlerweile umfangreiche Ergebnisse von Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasfasern in verschiedenen zementgebundenen Matrices vor, dennoch ist noch nicht abschließend geklärt, inwiefern definitive Aussagen und Vorhersagen diesbezüglich getroffen werden können /Pro82/, /PUR98/, /PUR98A/, /PUR00/, /Pur01/, /Pur02/. Viele dieser Untersuchungen haben ergeben, dass AR-Glasfasern in alkalischem Milieu weitgehend beständig sind und keine Glaskorrosion auftritt. Dennoch zeigt sich aber bei in Zementmatrices eingebetteten Filamenten eine Reduktion der Faserfestigkeit in Abhängigkeit von der Zeit bzw. der Lagerung als auch der verwendeten Matrix /BRO01A/, /Bro02/, /RAU01/, /RAU03A/, /SCH03/. Die Problematik des Zusammenwirkens von Bindemittelmatrix und Fasern ist Gegenstand des Kapitels 2.4.2.



**Abbildung 2-6: AR-Glasfilamente eingebettet in Cem I-Matrix nach 360 Tagen Lagerung bei 40°C und 99% rel. Feuchte. /Sch03/**

Neben den Fragen zur Beständigkeit ist die Festigkeit der Fasern für die spätere Anwendung von Bedeutung. Üblicherweise werden Glasfilamente mit Dicken von 3 µm bis zu etwa 20 µm hergestellt. Die Festigkeit von Fasern ist in der Regel umso größer, je dünner die Faser ist /GRI03/. Man spricht hier auch vom Faser-Paradoxon nach Griffith /GRI21/. Für die Anwendung als textile Bewehrung für Beton werden in der Regel Rovings aus AR-Glasfilamenten mit einem Durchmesser von etwa 10 µm bis 28 µm verwendet.

### **Carbonfasern**

Carbonfasern zählen zu den bedeutendsten Verstärkungsfasern auf dem Markt. Sie gehören zu der Gruppe der Chemiefasern, die aus Polymeren hergestellt werden. Carbon weist die höchste spezifische Steifigkeit aller momentan kommerziell erhältlichen Fasern auf, hat sehr hohe Zug- und Druckfestigkeiten, eine hohe chemische Beständigkeit gegenüber Basen und Säuren und zeigt nur eine geringe Materialermüdung. Einschränkungen hinsichtlich des Einsatzes in alkalischem Milieu wie Beton sind nicht bekannt. Die Bruchzähigkeit liegt jedoch unter der von Glas oder Aramid, wobei HM- oder UHM-Fasern (Hochmodul- und Ultrahochmodulfasern) besonders spröde und zerbrechlich sind. Die zweidimensionalen kovalenten Bindungen bestimmen die wesentlichen anisotropen Merkmale von Kohlenstofffasern (vgl. Abbildung

2-7). So sind die Kohlenstoffatome in Sechseckringen schichtförmig angeordnet, was zu hervorragenden mechanischen Eigenschaften wie hohe Steifigkeit und Festigkeit entlang dieser Wabenstruktur führt. Rechtwinklig zu diesen Ebenen ergibt diese Anordnung jedoch geringe Steifigkeiten und Festigkeiten.

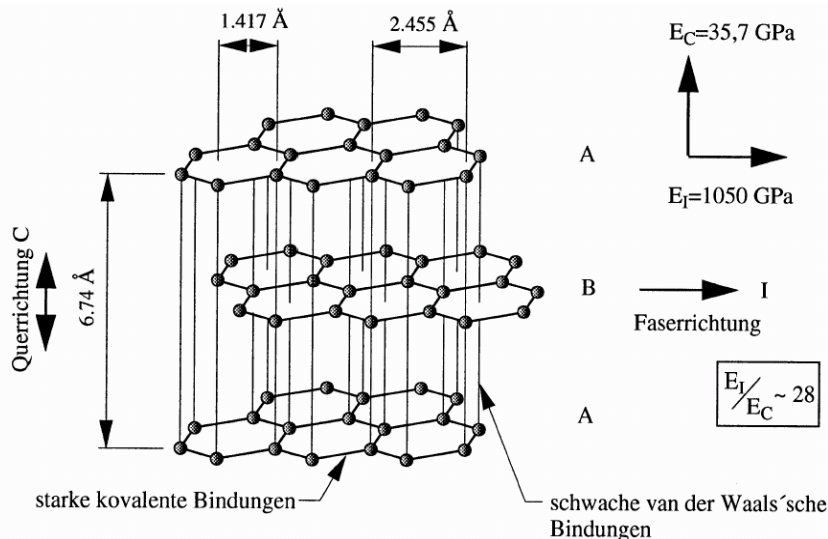


Abbildung 2-7: Gitteraufbau eines Kohlenstoffkristalls. /MCG90/

Carbonfasern werden normalerweise gemäß ihrer herausragenden Eigenschaften in Gruppen einsortiert, z.B. hochfeste (HT), High-strain Fasern (HS), d.h. Fasern mit besonders hoher Bruchdehnung, Standardfasern (IM), hochsteife (HM) und ultra-hochsteife Fasern (UHM). Die maßgebenden Eigenschaften sind vorwiegend im Produktionsprozess begründet.

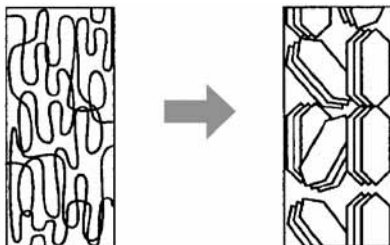


Abbildung 2-8: PAN-Fasern als Ausgangsstoff und parakristalline Struktur nach Carbonisierung und Graphitierung. /FLE95/

Die Herstellung erfolgt in der Regel durch eine kontrollierte Oxidation, Carbonisierung und Graphitierung von kohlenstoffreichen Stoffen, die sich schon in Faserform befinden (vgl. Abbildung 2-8). Der überwiegend verwendete Ausgangsstoff ist die Polyacrylnitrilfaser (PAN), da diese Faser nach der Oxidation die günstigsten Kohlenstofffasereigenschaften ergibt (vgl. Abbildung 2-9). Carbonfasern können aber auch aus Pech oder Cellulose erzeugt werden. Ihr Marktanteil ist jedoch relativ gering. Variationen bei der Graphitierung (Endglüh-temperatur) führen entweder zu hochfesten Fasern ( $2600^\circ\text{C}$ ) oder zu Fasern mit einem hohen E-Modul ( $3000^\circ\text{C}$ ), bzw. bei entsprechenden Temperaturen zu Zwischentypen. Übliche Durchmesser von Carbonfilamenten liegen bei etwa  $5 \mu\text{m}$  bis  $11 \mu\text{m}$ . Nach der Herstellung werden die Fasern meist einer Oberflächenbehandlung unterzogen, um die Verbindung zu Matrixsystemen zu verbessern und die Fasern für die weiteren Verarbeitungsprozesse zu schützen.



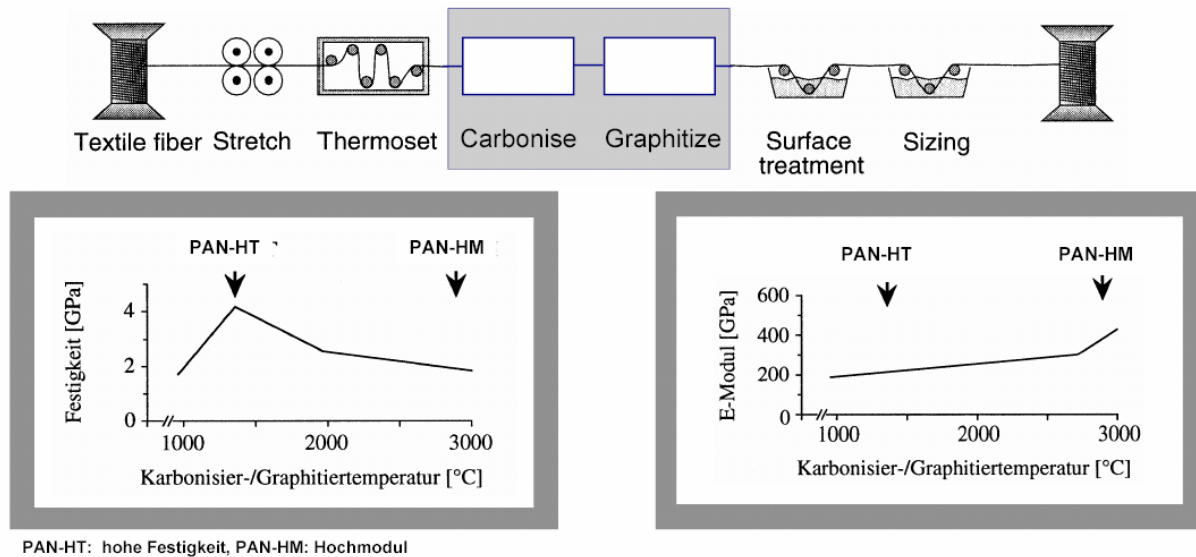


Abbildung 2-9: Herstellung von Kohlenstofffasern auf PAN-Basis. /Die87/, /Fit89/

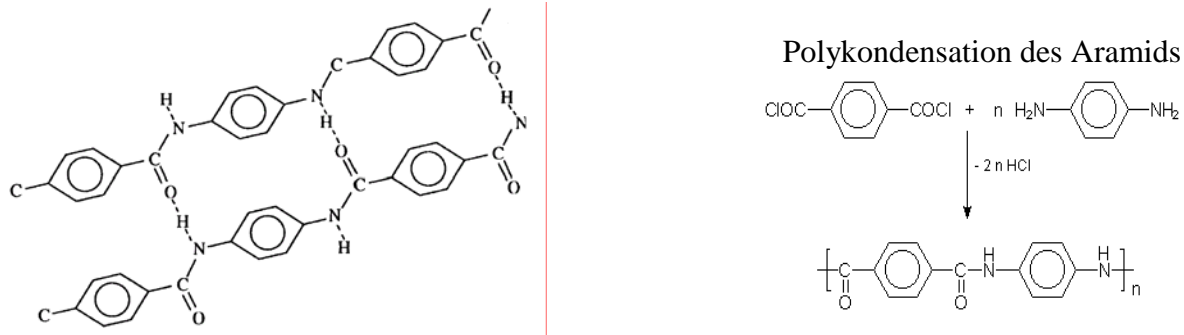
Die Art der Herstellung lässt bereits den Schluss zu, dass Carbonfasern eine hohe Temperaturbeständigkeit aufweisen und daher diese Eigenschaften neben der geringen Dichte bei hoher Festigkeit auch gezielt der späteren Anwendung zugute kommen. Carbonfasern sind allerdings auch gute elektrische Leiter, was erhöhte Schutzmaßnahmen bei den elektrischen Anlagen zur Fertigung von Textilien erfordert. Auch die Biegeempfindlichkeit und Querdrukempfindlichkeit muss in der Fadenzuführung geeigneter Textilmaschinen besonders beachtet werden. Carbonfasern sind im direkten Vergleich mit Glasfasern auf den ersten Blick relativ teuer, daher werden Glasfasern oftmals bevorzugt eingesetzt. Das Preis-Leistungsverhältnis aber ist in etwa ausgewogen.

### Aramidfasern

Aramid zählt zu den Chemiefasern aus synthetischen Polymeren mit aromatischen Kettengliedern. Daher stammt auch der Name **aromatisiertes Polyamid**. Die ersten aromatischen Polyamide wurden in den Jahren 1955 bis 1965 von den Firmen *Du Pont* und *Monsanto* im Labormaßstab und seit 1966 mit der temperaturstabilen *HT-1*-Faser, später als *Nomex* bezeichnet, auch im industriellen Maßstab hergestellt /WUL89/. Die ersten Fasern gehörten zum Metatyp (m-Faser). Im gleichen Jahr wurde auch von *Du Pont* die erste hochfeste Faser des Paratyps (p-Faser) entwickelt, die dann seit 1971 in einer Pilot-Produktion mit mehr als 100 t/Jahr im großen Maßstab vermarktet wurde. Heute ist diese Faser besser unter dem Namen *Kevlar* bekannt. Metatypen weisen in der Regel gute flammfeste Eigenschaften auf, wohingegen die Aramidfasern des Paratyps eine hohe mechanische und thermische Stabilität zeigen. Der Unterschied der beiden Typen ist in der unterschiedlichen Anbindung der Amidgruppen an den Benzolring begründet (vgl. Abbildung 2-10).

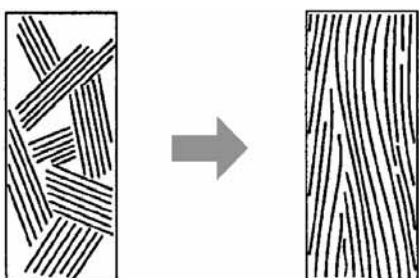
Auf die Herstellung der p-Faser wird im Folgenden kurz eingegangen. Als Ausgangsmaterialien für Hochleistungs-Synthesefasern können entweder teilkristalline oder sogenannte „Rigid Rod“-Polymere eingesetzt werden, wobei sich der Produktionsprozess grundsätzlich unterscheidet. Hochmodulige Polyethylenfasern (z.B. *Spectra*, *Dyneema*) erreichen ihre besonderen Eigenschaften üblicherweise durch mechanisches Verstrecken und damit der Ausrichtung

der teilkristallinen Polymere. „Rigid Rod“-Polymere bestehen hingegen aus relativ unflexiblen, stäbchenförmigen Molekülen, was eine reine mechanische Verstreckung nicht erlaubt. Eine weitgehende Ausrichtung der Moleküle ist nur durch vorheriges kontrolliertes Schmelzen oder chemisches Lösen möglich.



**Abbildung 2-10: Wasserstoffbrückenbildung in p-Aramidfasern (Polyparaphenylterephthalamid) und Herstellung. /MOR93/**

Abbildung 2-10 zeigt die chemische Struktur des Aramids PPTA (Polyparaphenylterephthalamid). Hauptbestandteil der einzelnen Molekülketten bilden Benzolringe, die über Amidgruppen miteinander para-verknüpft sind. Das heißt, die Peptidbindungen befinden sich an den gegenüberliegenden Seiten des Benzolringes. Eine derartige Struktur weist nur eine geringe Dreh- und Faltbarkeit auf. Somit können sich die Polymerketten kaum verschlingen. Ein solches Polymer wird auch als kettensteif bezeichnet (vgl. Abbildung 2-12). Des Weiteren können Aramide aufgrund ihrer Amidgruppen Wasserstoffbrücken zwischen benachbarten Ketten bilden, was zu einer Kristallstruktur führt (vgl. Abbildung 2-10 und Abbildung 2-12). Gegenüber den van der Waals-Bindungen sind diese Wasserstoffbrücken jedoch von geringerer Festigkeit. Die Druckfestigkeit einzelner Faserbündel im unidirektionalen Verbund beträgt nur etwa 30 % der Zugfestigkeit, da die einzelnen Moleküle seitlich ausweichen können /FLE95/. Auf der anderen Seite sind die Wasserstoffbrücken aber so stark, dass sich p-Aramid nicht schmelzen lässt.



**Abbildung 2-11: Ungeordnete Molekülstrukturen sowie Moleküle mit eindimensionalen kovalenten Bindungen und hohem Ausrichtungsgrad /FLE95/**

Kunststoffe sind wegen der meist gefalteten Molekülketten vorwiegend amorph und nur ein geringer Teil der Molekülketten bildet Kristallstrukturen aus.

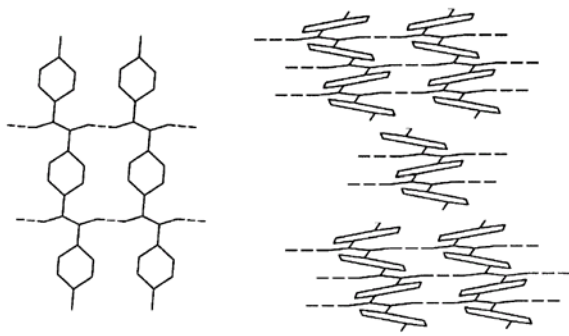


Abbildung 2-12: Kristallstruktur von p-Aramidfasern. /BLU89/

Allgemein weisen Stoffe umso höhere mechanische Eigenschaften auf, je kristalliner ihre Struktur ist. Allerdings werden sie mit zunehmender Kristallinität auch spröder. Bei Kunststoffen, die zur Herstellung von Gegenständen des alltäglichen Gebrauchs dienen, sind auch amorphe Regionen nötig. Sie sorgen für eine gewisse Zähigkeit, so dass Kunststoffgegenstände bei geringen Stoßbeanspruchungen keinen Schaden nehmen. Im Bereich der hochfesten Synthesefasern jedoch ist eine besonders hohe Kristallinität notwendig.

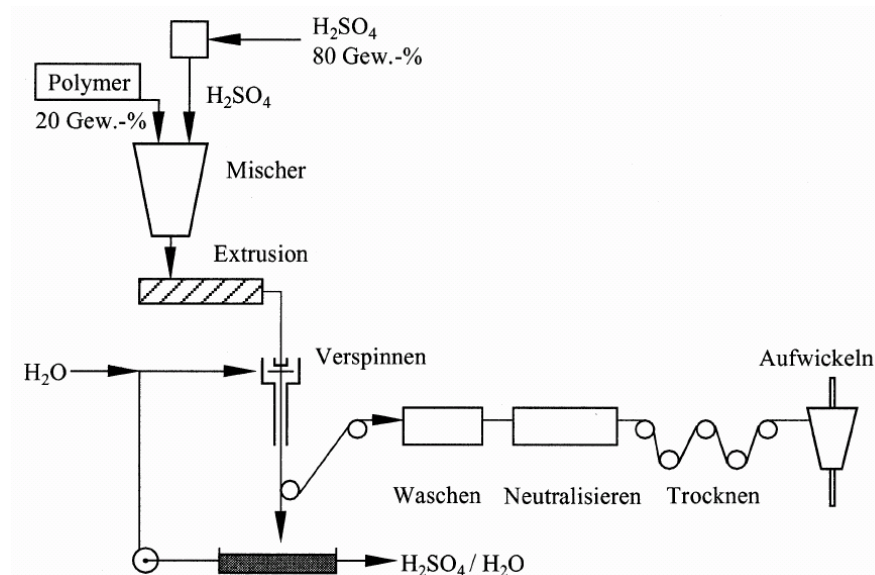


Abbildung 2-13: Herstellung von Aramidfasern. /EHR92/

Da die bereits genannten Polymere bei Erwärmung vor Erreichen ihrer Schmelztemperatur thermisch zersetzt werden, geschieht die Herstellung von p-Aramidfasern vornehmlich nach dem Nassspinnverfahren. In einer Spinnlösung liegen zunächst die Polymere in Form von Flüssigkristallen vor, bei denen die Ketten nur zu einem Teil parallel zueinander liegen. Aus diesen kann dann eine Faser gesponnen werden, bei der die Polymerketten durch Scherkräfte innerhalb der Spinnspindel sowie im Anschluss daran in einem Luftspalt weitgehend parallel zur Faserrichtung ausgerichtet werden (vgl. Abbildung 2-13). Danach werden die Fäden in einem wässrigen Fällbad koaguliert und somit die Orientierung der kristallinen Bereiche eingefroren. Wie in Abbildung 2-11 skizziert ist, ist eine optimale Orientierung der Kristalle in Faserrichtung mit diesen Methoden allerdings nicht zu erreichen. Daher hat es sich als vorteilhaft erwiesen, die Fasern nachzuerstrecken /WUL89/. Eine vollkommene Orientierung ist aber auch hiermit nicht erreichbar, mit der Folge, dass Aramidfasern kein rein elastisches Verhal-

ten zeigen und eine gewisse plastische Restverformbarkeit verbleibt /MEY03/, /VIL03/. Hierdurch bleibt das Aramid aber auch in gewisser Weise zäh und biegsam, was Verarbeitbarkeit und mechanische Eigenschaften verbessert. Auf der anderen Seite ist die Kristallinität bei Aramid aber so ausgeprägt, dass sie keine Färbung der Faser zulässt.

Als weitere Punkte bei der Verwendung von Aramid sind abschließend noch die Empfindlichkeit gegenüber UV-Licht sowie die stark hygroskopischen Eigenschaften hervorzuheben. In der Literatur sind zudem immer wieder Angaben zu finden, in denen Aramid eine geringe Beständigkeit in alkalischem Milieu angelastet wird. Dies trifft für Alkalien wie z.B. für 50 %-ige Natronlauge durchaus zu /WUL89/. Untersuchungen von in Zementmatrices eingebetteten Aramidfasern zeigen zwar auch eine Minderung der Festigkeiten, jedoch ist noch nicht abschließend geklärt, ob dies wirklich auf eine direkte Schädigung infolge chemischen Angriffs zurückzuführen ist oder nicht vielmehr durch mechanischen Angriff infolge einwachsender Hydratationsprodukte ausgelöst wird /KRÜ03A/, /MEY03/, /VIL03/.

### **Garne zur Herstellung von Textilien**

Einzelne Fasern bzw. Filamente werden für die Herstellung von Textilien zu Garnen oder auch Rovings zusammengefasst. Die Bezeichnung eines Bündels vieler Fasern richtet sich vornehmlich nach der Orientierung der einzelnen Fasern innerhalb dieses Bündels. Als Garn wird im Allgemeinen ein Bündel von diskontinuierlichen Fasern mit endlicher Länge bezeichnet, die zudem miteinander verdreht sind. Als Roving bzw. Strand hingegen wird ein Bündel von Endlosfilamenten bezeichnet, wobei die einzelnen Filamente in nahezu ideal gestreckter Form innerhalb des Rovings liegen. In der Regel besteht ein Strand hierbei aus einer geringen Anzahl von Einzelfilamenten, die bereits kurz nach der Herstellung der textilen Fasern mit einer Schlichte versehen und dann zusammengefasst wurden. Erst ein derartiger Strand eignet sich für die weitere Verarbeitung. Je nach späterer Verwendung und Anforderung werden mehrere Strands zu größeren Rovings zusammengefasst. Garne und Rovings werden nach ihrer Anzahl an Filamenten oder wie auch schon die Fasern nach ihrer Masse, dem sogenannten *Titer* (Angabe in *tex*), charakterisiert. Abbildung 2-14 zeigt einen Überblick üblicherweise verwendeter textiler Ausgangsmaterialien.

In der Vergangenheit haben sich für die Herstellung von textilen Bewehrungen für Beton insbesondere Rovings bewährt, bei denen die einzelnen Filamente in weitgehend gestreckter Form vorliegen. Hierfür können im Wesentlichen zwei Begründungen angeführt werden. Zum einen ist der Elastizitätsmodul eines Rovings mit weitgehend gestreckten Filamenten im Gegensatz zu dem eines verdrehten Garnes nur geringfügig kleiner als der eines Einzelfilamentes, zum anderen wird durch die lose Lage der Einzelfilamente ein Eindringen von Zementmatrix in die Zwischenräume zwischen den Filamenten erleichtert. Eine Auffächerung der Rovings im späteren Textil wird damit ermöglicht, was hinsichtlich der Verbundeigenschaften von Betonmatrix und einzelnen Fasern von Vorteil sein kann. Darüber hinaus ist bei relativ spröden Materialien wie Carbon oder Glas zu beachten, dass diese empfindlich gegenüber starken Beugungen sind und nur geringe Verdrillungen einen zu vernachlässigenden Einfluss auf deren Festigkeit haben. Bei Aramidfasern ist die geringe Querdruckfestigkeit ein Nachteil.

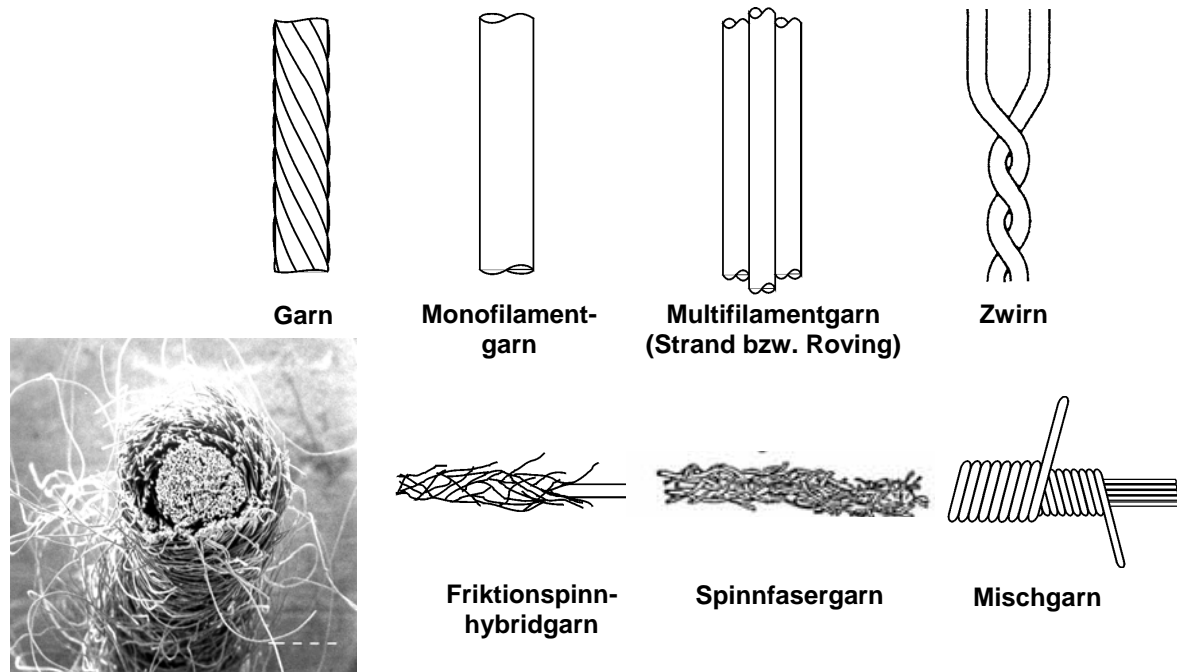


Abbildung 2-14: Definition verschiedener Garnstrukturen zur Herstellung textiler Halbzeuge. /KOL01/

In Erweiterung zu den oben beschriebenen Rovings wurden in der Vergangenheit auch Garne entwickelt, bei denen um einen Kern aus gestreckten Filamenten Garne oder auch Fasern umwickelt wurden, so dass eine starke Bündelung der Kernfasern vorliegt. Die Kernfilamente sollen hier in erster Linie den Lastabtrag übernehmen, wohingegen die Umwicklung zum einen dem Schutz der innen liegenden Filamente dient, zum anderen aber auch zur Verbesserung des Verbunds beiträgt. Eine Verbundsteigerung wird dadurch erreicht, dass für die Umwicklung schmelzbare thermoplastische Fasern eingesetzt werden. Beispielsweise werden Polypropylenfasern als Mantelfasern verwendet, die in einem weiteren Arbeitsschritt dann aufgeschmolzen werden und mit den Kernfilamenten quasi ein Verbundgarn ergeben. Derartige Verbundgarne weisen gegenüber einfachen Rovings oftmals eine deutlich höhere Zugfestigkeit auf /GRI03/, /KOL01/.

### 2.2.3 Oberflächenbehandlungen, Beschichtungen und Imprägnierungen

Die Vergangenheit hat gezeigt, dass die meisten Fasern im unbehandelten Zustand deutliche Nachteile aufweisen wie beispielsweise geringer Verbund, schlechte Verarbeitbarkeit, geringe Dauerhaftigkeit usw. Daher werden die Eigenschaften einzelner Filamente, aber auch von ganzen Textilien durch geeignete Maßnahmen gezielt der späteren Anwendung angepasst.

Zu unterscheiden sind Modifikationen der Faseroberfläche wie eine Plasmabehandlung oder das Aufbringen geeigneter Schichten und zum anderen das großflächige Beschichten oder Imprägnieren. Erstere beziehen sich vornehmlich auf das einzelne Filament bzw. auf einige wenige Filamente, wohingegen Beschichtungen und Imprägnierungen am Roving bzw. am Multifilamentgarn oder sogar am fertigen Textil ansetzen und die Eigenschaften eher auf makroskopischer Ebene beeinflussen.

Die durch die einzelnen Methoden der Oberflächenmodifikation erzielten Eigenschaftsveränderungen sind durchaus vielfältig. So können einerseits die Eigenschaften des Textils selbst, wie Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul, andererseits aber auch Eigenschaften wie Verarbeitbarkeit, Verbund und Dauerhaftigkeit gezielt eingestellt werden. Die Resultate der nachfolgend erläuterten Methoden sind folglich in ihrer Effizienz auch sehr unterschiedlich.

### **Schichten und Oberflächenmodifikationen**

Industriell hergestellte Fasern sind fast immer mit einer sogenannten Schlichte (bzw. Avivage oder Ausrüstung) versehen. Ihr Anteil beträgt in der Regel zwischen 0,2 bis 2,0 Masseprozent der Faser. Es werden sowohl wasserlösliche als auch wasserfeste Schichten eingesetzt, wobei diese teilweise verschiedenen Zwecken dienen können. Zunächst einmal können derartige Schichten die Verarbeitbarkeit der einzelnen Fasern wesentlich verbessern bzw. gar erst ermöglichen. Des Weiteren können sie als Haftvermittler zwischen Faser und später verwendeter Matrix dienen. Sie können aber auch maßgeblich Festigkeit und Dauerhaftigkeit der Fasern selbst beeinflussen, was im Hinblick auf die Verwendung von Fasern als textile Bewehrung in Beton von hoher Bedeutung ist. Auch sind in der Vergangenheit Schichten hinsichtlich der Benetzbarkeit und der Durchdringung ganzer Faserbündel mit Zementmatrix optimiert worden. Das heißt, es wurden gezielt hydrophile oder auch hydrophobe Eigenschaften der Schlichte genutzt /HOF01/, /KLE01/, /GAO03/. Insbesondere die Benetzbarkeit spielt im Zusammenhang mit dem späteren Verbund eine große Bedeutung. So beeinflusst die Benetzbarkeit und die Wasseraufnahme auch den Wassergehalt einer Zementmatrix in der näheren Umgebung um einen Roving. Untersuchungen haben bereits ergeben, dass sich hierdurch das Gefüge des erhärtenden Betons um den Roving herum deutlich verändern kann /BAN01/, /HÖC02/.

Über die genaue Zusammensetzung der in der Praxis verwendeten Schichten können nur wage Aussagen getroffen werden, da es sich meist um Betriebsgeheimnisse der jeweiligen Hersteller handelt. Häufig bilden aber verschiedene Polymere die Basis derartiger Schichten. Daneben werden Schichten auch fortlaufend verbessert und verändert, ohne dass dies im Allgemeinen bei den jeweiligen Faserprodukten besonders kenntlich gemacht wird. Dies beeinträchtigt insbesondere mögliche Aussagen zu den charakteristischen Eigenschaften wie Dauerhaftigkeit oder Verbund von in Betonmatrices eingebundenen Fasern. Ein Aspekt, der vielfach bei Untersuchungen und der Auswertung der Ergebnisse von in Beton eingebetteten Fasern unterschätzt oder gar vernachlässigt wird.

Neben der Aufbringung geeigneter Schichten können auch im Nachhinein nasschemische Modifikationen der Filamentoberflächen vorgenommen werden. So führte bereits die Behandlung von Carbon- und AR-Glasfilamenten mit Silanen teilweise zu einem verbessertem Verbundverhalten /BAD03/, /HÖC02/. Generelle Aussagen bezüglich der Vorteilhaftigkeit erscheinen aber auch hier schwierig, da zu viele weitere Faktoren den Verbund im hohen Maße beeinflussen.

In der Vergangenheit wurden auch verschiedene neuere Methoden der Oberflächenmodifikation von Fasern entwickelt und untersucht. Wie bei der Verwendung von Schichten ist ihnen

das Ziel gemein, die Oberflächeneigenschaften der Filamente gezielt auf die jeweilige Anwendung hin zu optimieren und eventuell die Dauerhaftigkeit der Fasern zu erhöhen. So wurden insbesondere Plasmabehandlungen mit Sauerstoff, mit Hexamethyldisiloxan sowie weiteren polymerisierbaren Gasen mit unterschiedlichem Erfolg durchgeführt /KLE01/, /HÖC02/. Es soll nicht verschwiegen werden, dass die Oberflächenmodifikation mit derartigen Methoden auch hohe Kosten verursacht und eine eindeutige Vorteilhaftigkeit dieser Methoden nicht generell gewährleistet werden kann. So können schon Unterschiede in der Zusammensetzung der jeweils verwendeten Feinbetonmatrix zu deutlich unterschiedlichen Ergebnissen führen.

### **Beschichtungen und Imprägnierungen**

Beschichtungen und Imprägnierungen sind weitere Möglichkeiten zur Modifikation der Textileigenschaften, die weit über die Wirkung von Schlichten hinausgehen. Das Aufbringen von Beschichtungen oder das vollständige Imprägnieren der Textilien ist vielmehr ein weiterer Schritt, der auf dem einfachen Einsatz von Schlichten aufbaut. So werden Imprägnierungen und Beschichtungen in der Regel erst nach Herstellung des Textils aufgebracht.

Die Überlegungen, die textilen Bewehrungen mit Beschichtungen oder Imprägnierungen auszustatten, beruhen in erster Linie auf bisherigen Erfahrungen aus dem Bereich der faserverstärkten Kunststoffe bzw. den bereits gemachten Erfahrungen bei der Verwendung textiler Materialien zur Verstärkung zementgebundener Bauteile. Geeignete Imprägnierungen oder Beschichtungen können hier gezielt Charakteristika wie Festigkeit, Verbundverhalten und Dauerhaftigkeit beeinflussen.

Aufgrund der Vernetzung der einzelnen Polymerketten untereinander und den daraus resultierenden Eigenschaften eignen sich für eine Textilmodifikation vorwiegend Duroplaste, von denen einige typische Vertreter mit ausgewählten Eigenschaften in Tabelle 2-3 aufgeführt sind. Daneben findet zudem ein weiterer Kunststoff, das Butadien-Styrol (SBR), Anwendung. SBR wird im Bauwesen beispielsweise zur Beschichtung von Putzträger-Geweben oder Geotextilien mit Erfolg eingesetzt. Als Vertreter der Thermoplaste ist aufgrund der Kriechneigung dessen Eignung für eine Dauerbeanspruchung jedoch eingeschränkt, weswegen hier auf eine nähere Erläuterung verzichtet wird.

**Tabelle 2-3: Typische Eigenschaften verwendeter polymerer Beschichtungen und Imprägnierungen.**

	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul aus Biegeversuch [N/mm <sup>2</sup> ]	Temperaturdehnzahl [10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup> ]	Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]
Unges. Polyesterharz (UP)	40 ÷ 90	2100 ÷ 4700	115 ÷ 140	1,10 ÷ 1,30
Epoxydharz (EP)	70 ÷ 130	2800 ÷ 4100	75 ÷ 80	1,10 ÷ 1,30
Vinylesterharz (VE)	70 ÷ 90	3000 ÷ 3800	6 ÷ 40	1,12 ÷ 1,32

Ungesättigte Polyesterharze (UP) sind preiswert und einfach handhabbar. Daher werden sie vielfach auch für polymermodifizierten Beton eingesetzt. Während der Polymerisation bildet sich ein dreidimensionales Netz aus, was zu einer akzeptablen Formbeständigkeit führt. Aufgrund der relativ geringen Wärmeformbeständigkeit, hoher Schwindung und relativ niedrigen

mechanischen Eigenschaften ist dessen Einsatz für textile Verstärkungen jedoch eingeschränkt.

Epoxydharze (EP) werden aufgrund ihrer relativ hohen mechanischen Eigenschaften sowie Wärmeformbeständigkeit in Verbindung mit Verstärkungsfasern in vielen konstruktiven Bereichen sehr erfolgreich eingesetzt. Epoxydharz gehört zu der Gruppe der Duroplaste, wobei die engmaschige Netzwerkbildung bei der Härtung durch Polyaddition geschieht. Die hohe Zähigkeit und der sehr gute Verbund mit Carbon-, Glas- und Aramidfasern sind herausstechende Vorteile. Allerdings ist Epoxydharz vergleichsweise teuer.

Die Vinylesterharze (VE) gehören ebenso zu der Gruppe der Duroplaste, allerdings erfolgt deren Härtung durch Polymerisation, weswegen die Vernetzung nicht so eng wie bei EP-Harzen ist. Sie sind in der Regel einfacher zu handhaben und preiswerter als EP-Harze. Dabei weisen sie ähnlich hohe mechanische Eigenschaften, eine kleine Schwindung und hohe Wärmeformbeständigkeiten auf. Ihre chemische Beständigkeit ist in der Regel ausgezeichnet, was für EP-Harze und UP-Harze nur bedingt gilt. Allerdings sind heute die Möglichkeiten der Kunststoffherstellung derart vielfältig, dass diese auf spezielle Anforderungen wie zum Beispiel die notwendige Alkalibeständigkeit für die Anwendung in Beton gezielt eingestellt werden können.

Ein entscheidender Faktor bei der Auswahl eines geeigneten Harzes ist dessen Verarbeitbarkeit. So liegt der Sinn einer Imprägnierung in der vollständigen Durchdringung des Rovings mit Harz. Hierfür ist sowohl der Einfluss der Schlichte auf die Benetzbarkeit als auch die Viskosität des Harzes zu beachten. Vornehmlich eignen sich für eine vollständige Imprägnierung daher solche Harze, die sich durch eine geringe Viskosität auszeichnen. Soll das Textil dagegen nur oberflächlich beschichtet bzw. geschützt werden, so sind Harze mit höherer Viskosität einzusetzen. Anzumerken sei an dieser Stelle, dass die Art der Imprägnierung oder Beschichtung einen direkten Einfluss auf den Verbund von Textil und Beton sowie Spannungsdehnungsverhalten und Festigkeit haben kann.

#### **2.2.4 Textile Halbzeuge**

Die geschichtliche Entwicklung textiler Halbzeuge aus hochfesten Fasern war in der Vergangenheit geprägt von den zahlreichen Anwendungen und Erfahrungen aus dem Bereich der Faserverbundkunststoffe. Die Produktion textiler Halbzeuge baut daher auf diesen Erfahrungen auf. Als textiles Halbzeug wird ein textiles flächiges oder auch räumliches Gebilde verstanden, das im Sinne eines Bewehrungselementes in Verbindung mit einem geeigneten Matrixsystem eingesetzt wird. Das heißt, textile Halbzeuge werden im weiteren Herstellungsprozess hin zum Endprodukt noch formgebend verarbeitet. Die textile Struktur derartiger Halbzeuge kann dabei sehr unterschiedlich sein. Neben Strukturen aus Kurzfasern, den Vliesen, werden zur Verstärkung von Bauteilen vornehmlich Strukturen aus Endlosgarnen verwendet (vgl. Abbildung 2-15).



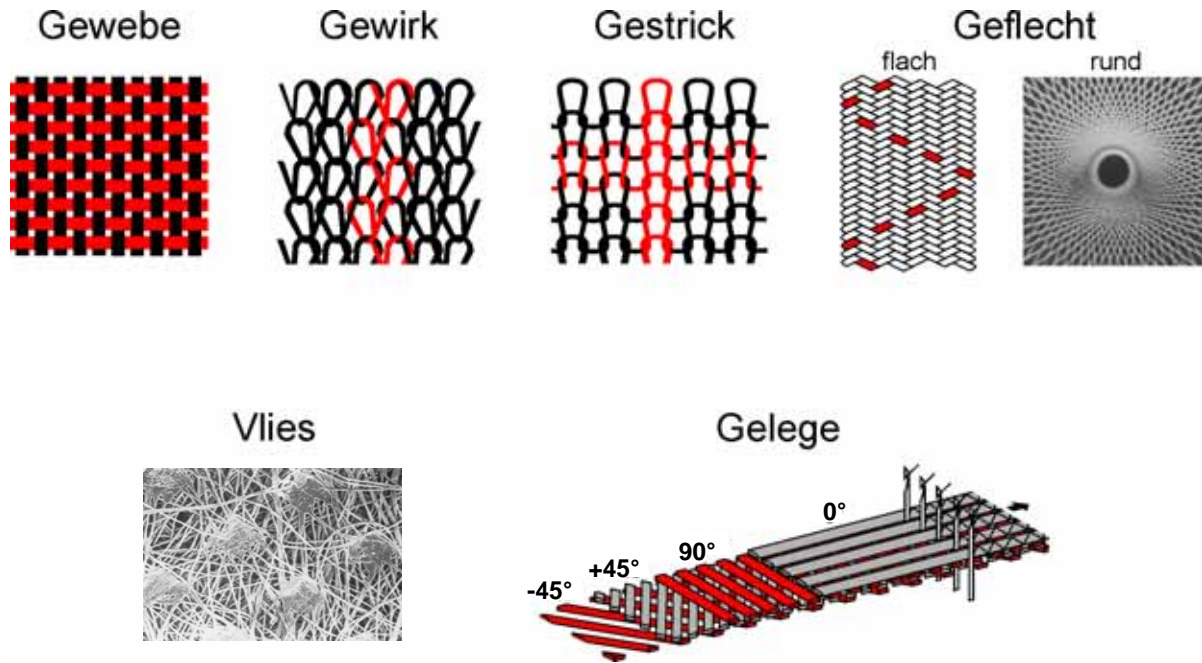


Abbildung 2-15: Definition verschiedener textiler 2D-Strukturen. /Sto01/

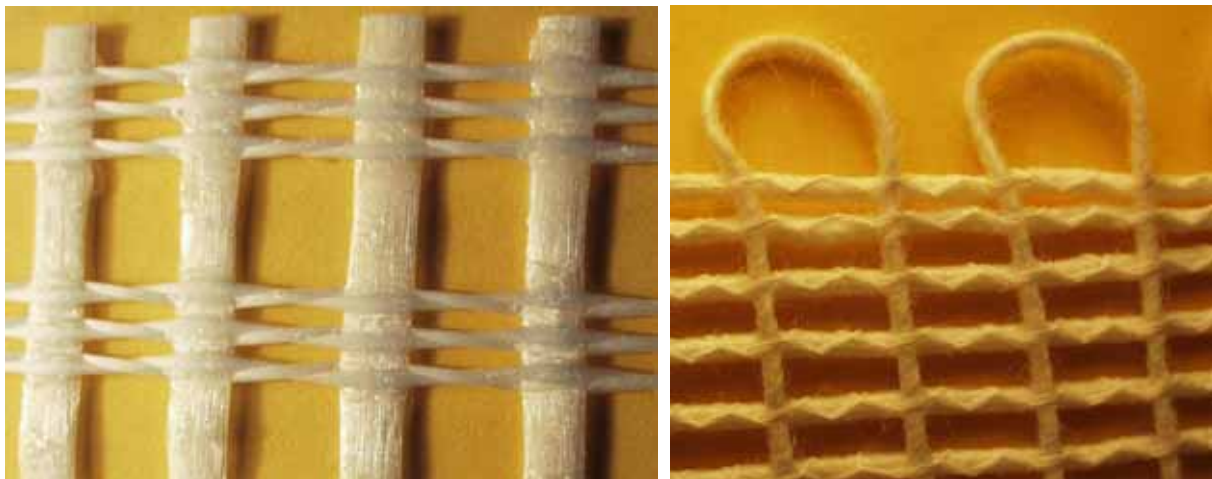
Besondere Eigenschaften hochfester Fasern wie die Biegebruchempfindlichkeit der Fasern (z.B. Carbon, AR-Glas, Aramid) oder die hohen Titer der verwendeten Garne schränken mögliche Prinzipien der Herstellung jedoch ein. Maschenwaren wie reine Gewirke oder Gestricke sind mit derart empfindlichen Garnen so gut wie nicht herstellbar. Daher sind vorwiegend nichtmaschenbildende Systeme wie Gewebe und insbesondere Gelege von Bedeutung. Der Vorteil derartiger Strukturen liegt in der weitgehend gestreckten Ausrichtung der einzelnen Rovings, was sowohl der mechanischen Empfindlichkeit der verwendeten Fasern als auch der Steifigkeit und Festigkeit der Struktur im Hinblick auf den späteren Lastabtrag entgegen kommt.

Leinwandbindung	Körperbindung	Satinbindung	Scheindreheregewebe	Gelege
Hohe Faserumlenkung		Verbesserte Verformbarkeit, Festigkeits- und Steifigkeitswerte		Geringe Faserumlenkung

Abbildung 2-16: Gewebe- und Gelegetypen üblicher textiler Verstärkungsstrukturen. /ZIE96/

Verstärkungstextilien für den Faserverbundkunststoffbereich weisen meist eine dichte Struktur auf, wobei eine relativ hohe Packungsdichte angestrebt wird. Im Gegensatz dazu erfordern textile Bewehrungen für Betonbauteile eine offenmaschige Struktur, damit Beton das Textil

durchdringen kann. Dies führt zu einer gewissen Einschränkung hinsichtlich des Einsatzes von Geweben für textilbewehrten Beton. Bei Geweben erfolgt die Verbindung der Fäden zu einem Flächengebilde vornehmlich durch Reibschluss an den Kreuzungsstellen von Schussfäden und Kettfäden. Folglich ist die Stabilität der Gewebestruktur stark von der Maschenweite abhängig. Größere Maschenweiten, wie sie für textilbewehrte Betone oftmals benötigt werden, führen zu einer schlechten Flächenstabilität (vgl. Abbildung 2-16). Daher werden offenmaschige Gewebe oftmals als sogenannte Drehergewebe gefertigt. Sie unterscheiden sich von den bereits beschriebenen Geweben dadurch, dass mindestens zwei benachbarte Kettfäden einander umschlingen (vgl. Abbildung 2-17, links). Dennoch ist auch bei derartigen Strukturen der Verschiebewiderstand an den Knotenpunkten relativ gering. Heutzutage werden im Baubereich hauptsächlich Putzträgergewebe oder auch Geotextilien als Drehergewebe gefertigt, wobei diese jedoch noch zusätzlich mit einer Beschichtung versehen werden, was den Verschiebewiderstand erhöht. Für die Anwendung als konstruktive Bewehrung für Betonbauteile haben sich Drehergewebe bisher nicht bewährt, da durch die Drehung sowohl die einzelnen Filamente vorgeschädigt werden können als auch der Elastizitätsmodul des Textils in Richtung der verdrehten Fäden um einiges kleiner werden.



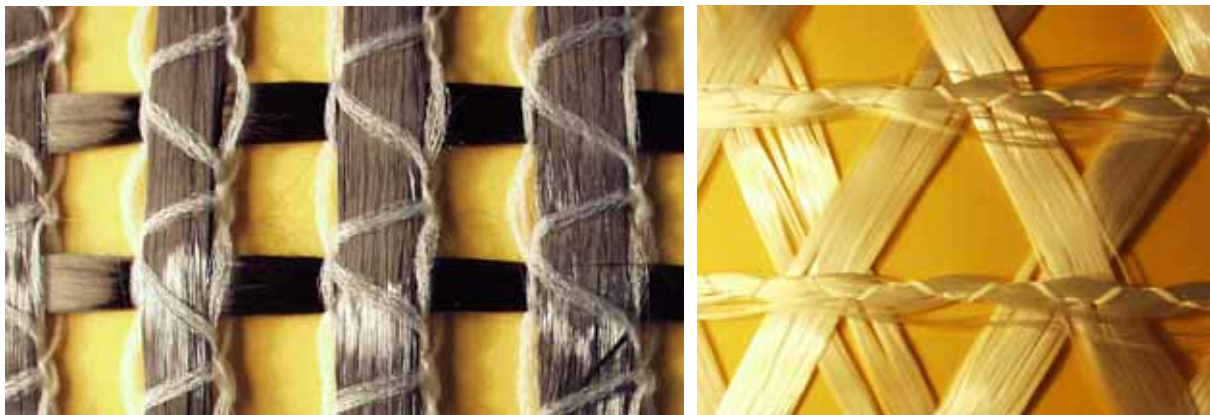
**Abbildung 2-17: SBR-beschichtetes Drehergewebe (links) und Biaxialgelege aus Faserspinnhybridgarn (rechts).**

Gelege haben sich in den bisherigen Untersuchungen zum Einsatz textiler Bewehrungen in Beton am besten bewährt. Einer der Hauptvorteile von Gelegen ist die Möglichkeit, Verstärkungsfasern in variabler Anzahl und nahezu beliebiger Orientierung auszurichten. So können auf recht simple Weise neben einfachen biaxialen Gelegen auch multiaxiale Gelege hergestellt werden (vgl. Abbildung 2-18). Zudem können die Verstärkungsfasern in nahezu ideal gestreckter Form eingebracht werden.

Im Gegensatz zu den meisten anderen textilen Strukturen ist bei Gelegen eine Trennung von Verstärkungsfasern und textilbildender Fasern vorhanden. Das heißt, die textile Struktur erhält die gewünschte Stabilität und Drapierbarkeit durch einen sogenannten Wirkprozess, in dem die Verstärkungsfasern mittels Wirkfäden miteinander verbunden werden. Als Wirkfäden für textile Bewehrungen werden oftmals Polyethylen- oder Polypropylenfäden verwendet, die neben ihrer guten Verarbeitbarkeit während des Wirkprozesses auch die nötige Beständigkeit

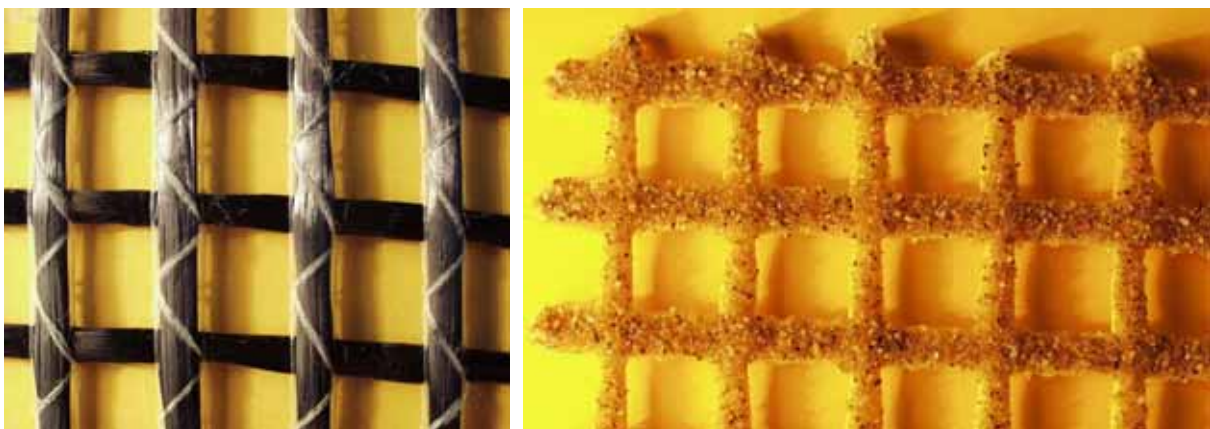
und Neutralität gegenüber alkalischen Medien aufweisen. Aber auch der Einsatz von Aramid als Wirkfaden kann aufgrund der hohen Festigkeit vorteilhaft sein.

Die Art der Vernähung der Verstärkungsfasern hat einen großen Einfluss auf die späteren Eigenschaften des Textils sowie den Verbund von Beton und Textil. So können durch Variation der Faserspannung und der Art der Wirktechnik die Verstärkungsfasern je nach Bedarf stark gebündelt, oder stark aufgespreizt werden (vgl. Abbildung 2-18 und Abbildung 2-19).



**Abbildung 2-18: Biaxiales Carbongelege (links) und multiaxiales AR-Glasgelege mit aufgefächerten Rovings (rechts).**

Im Hinblick auf die Herstellung textiler Flächengebilde ist die Faserschädigung der Verstärkungsmaterialien so gering wie möglich zu halten. Dies stellt erhöhte Anforderungen an die Textilmaschinenteknik. In der Praxis werden vornehmlich Kettenwirkmaschinen mit Parallelschusseintrag oder multiaxialem Schusseintrag verwendet. Der Vorteil dieser Textilmaschinen liegt darin, dass durch deren besondere Konstruktion die Faserschädigung gering gehalten werden kann und zudem auch Rovings mit sehr hohen Titern verarbeitet werden können. Für textile Bewehrungen für Beton werden in der Regel Rovings mit einem Titer von 150 bis zu 2500 tex verwendet, wobei Rovings mit größerem Titer meist günstiger im Einkauf als auch in der Verarbeitung sind.



**Abbildung 2-19: Epoxydharzimprägniertes Carbongelege (links) sowie epoxydharzimprägniertes und besandetes Aramidgelege (rechts).**

## 2.3 Charakterisierung ausgewählter Textilien für die Vorspannung

### 2.3.1 Vorüberlegungen

Aus Gründen der späteren Bauteilsteifigkeit und –festigkeit spielen vorwiegend die Festigkeit und der Elastizitätsmodul der textilen Bewehrung eine übergeordnete Rolle. Die zur Tragwirkung benötigten Faseranteile sollten aufgrund der Anforderungen an den Elastizitätsmodul möglichst geradlinig orientiert sein und, wenn möglich, in den Kreuzungspunkten einen hohen Verschiebewiderstand aufweisen. Daher wurden in dieser Arbeit vornehmlich Gelege eingesetzt und untersucht. Für die Vorspannung von ca. 10 mm dicken Platten wurden in einer vorherigen Abschätzung notwendige Festigkeiten von 700 bis 1300 N/cm Gewebebreite als sinnvoll angesehen.

### 2.3.2 Eingesetzte Textilien

Bezüglich der Detailauswahl geeigneter Fasermaterialien standen in erster Linie Anforderungen hinsichtlich Zugfestigkeit, Elastizitätsmodul und Beständigkeit in alkalischem Milieu im Vordergrund. Weitere Möglichkeiten zur detaillierten Charakterisierung textiler Strukturen werden beispielsweise von OFFERMANN ET AL. diskutiert /OFF03/. Da in der vorliegenden Arbeit zunächst Grundsatzversuche durchgeführt wurden und die Eignung von textiler Bewehrung für die Vorspannung dünner Bauteile zu untersuchen war, erschien es sinnvoll, die Variation der Textilien nicht zu weit auszudehnen. Daher fiel die Wahl auf die drei verschiedenen Materialien Aramid, AR-Glas und Carbon. Die damit hergestellten textilen Gelege sind in ihrer Struktur, der Maschenweite und den weiteren Abmessungen sehr ähnlich, was einen direkten Vergleich der Eigenschaften der einzelnen Textilien stark vereinfacht. Beispielsweise wurde der textile Wirkprozess aller textilen Gelege prinzipiell gleich gehalten.

Benötigte Textilkennwerte wie Zugfestigkeit und Dehnverhalten wurden in den weiteren Untersuchungen anhand von dem Textil entnommenen Einzelrovings ermittelt und mit den Herstellerangaben verglichen. Es zeigte sich hier teilweise eine erhebliche Diskrepanz zu den theoretischen Festigkeiten, die für ein Einzelfilament oder einen Strand angegeben werden.

Eigenschaften und Kennwerte der im weiteren Verlauf verwendeten und untersuchten Textilien sowie entsprechende Abbildungen sind im Anhang II detailliert aufgeführt.

#### **Textilien aus AR-Glas**

Die Untersuchungen an AR-Glastextilien beschränken sich nachfolgend auf eine einzige textile Grundstruktur, ein Biaxialgelege mit einer Maschenweite von 10 mm. Als Garn wurde ausschließlich ein AR-Glasroving der Firma *NEG* mit einem Titer von 2500 tex verwendet, so dass der Bewehrungsgrad aller Glastextilien gleich ist. Unterschieden werden allerdings drei verschiedene Textilvarianten, und zwar ein nur mit einer Schlichte versehenes Textil (*AR*), ein mit Epoxidharz imprägniertes Textil (*AR-EP*), sowie ein mit Epoxidharz imprägniertes und anschließend besandetes Textil (*AR-EPS*). Das Textil *AR-EP* wurde industriell imprägniert, wobei die Wirkfäden mit der Rovingoberfläche fest verklebt sind. Die industrielle Imprägnierung führte allerdings dazu, dass die Schussfäden nicht in ideal gestreckter Position vorlagen

und daher das Textil nur in Richtung der Kettfäden vorgespannt werden konnte. Das Textil *AR-EPS* wurde in Handarbeit unter leichter biaxialer Vorspannung imprägniert. Die Wirkfäden befanden sich beim Auftragen des Harzes an der Unterseite. Die Oberseite wurde nach dem Aufbringen des Harzes mit einem Sand (0/0,6 mm) bestreut. Weitere Angaben zur Herstellung der besandeten Textilien können BÖTTIGER entnommen werden /BÖT03/.

### **Textilien aus Carbon**

Bei den Carbontextilien kamen zwei Grundstrukturen mit Maschenweiten von 10 mm und 25 mm zum Einsatz. Dabei wurde ausschließlich auf einen Carbonroving (*Toray T600 24 k*) mit 24.000 Einzelfilamenten zurückgegriffen. Bei dem Textil mit 10 mm Maschenweite werden wie bei den AR-Glastextilien drei Textilvarianten unterschieden, und zwar ein nur mit einer Schlichte versehenes Textil (*C*), ein mit Epoxydharz imprägniertes Textil (*C-EP*), sowie ein mit Epoxydharz imprägniertes und anschließend besandetes Textil (*C-EPS*). Auch das Textil *C-EP* wurde industriell imprägniert, wobei hier jedoch die Wirkfäden an der Rovingoberfläche nicht fest verklebt sind. Die Wirkfäden an dem Textil *C-EP2* sind hingegen mit der Rovingoberfläche verklebt. Eine ideal gestreckte Position der Schussfäden lag bei beiden industriell imprägnierten Textilien auch nicht vor. Das Textil *C-EPS* wurde wie das Textil *AR-EPS* in Handarbeit unter leichter biaxialer Vorspannung imprägniert und besandet.

### **Textilien aus Aramid**

Die Grundstruktur der untersuchten Aramidtextilien mit einer Maschenweite von 10 mm entspricht der Struktur der bereits vorgestellten AR-Glas- und Carbontextilien. Zusätzlich wurde allerdings auch noch ein kommerziell erhältliches Aramidgewebe (*ARA-SBR*) untersucht. Für die Gelege wurde ein Aramidroving (*Twaron 2200*) mit einem Titer von 1288 tex eingesetzt, der sich allerdings aus 8 einzelnen Strands zu je 161 tex zusammensetzt. Um eine gute Vergleichbarkeit mit den oben genannten Textilien zu ermöglichen, wurde wiederum ein nur mit einer Schlichte versehenes Textil (*ARA*), ein mit Epoxydharz imprägniertes Textil (*ARA-EP*), sowie ein mit Epoxydharz imprägniertes und anschließend besandetes Textil (*ARA-EPS*) untersucht.

Das Textil *ARA-EP* wurde wiederum industriell imprägniert, wobei die Wirkfäden an der Rovingoberfläche fest verklebt sind. Auch eine ideal gestreckte Position der Schussfäden lag bei den industriell imprägnierten Textilien nicht vor. Das Textil *ARA-EPS* wurde wie die anderen besandeten Textilien unter leichter biaxialer Vorspannung imprägniert und besandet.

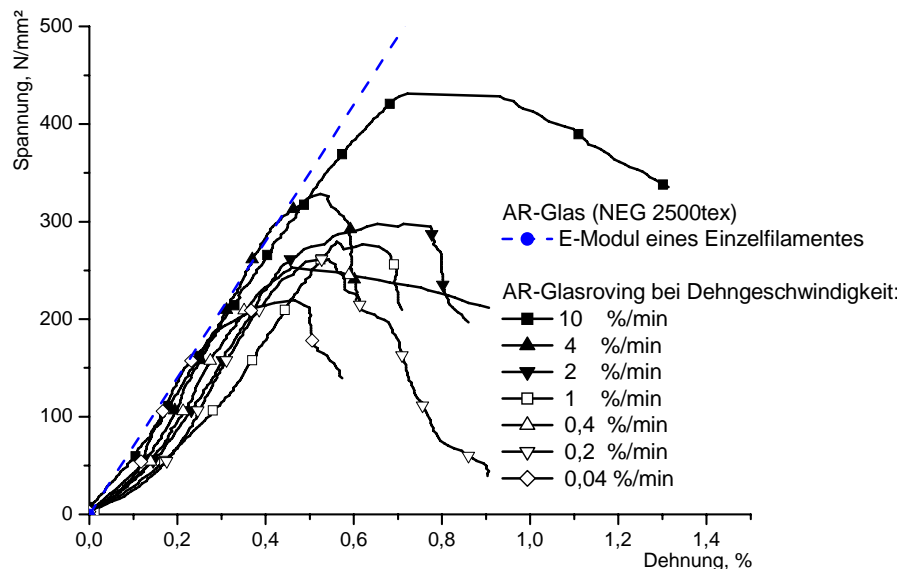
Das Aramidgewebe *ARA-SBR* ist mit einer zähelastischen SBR-Beschichtung versehen. Die Beschichtung haftet jedoch nur oberflächlich bzw. nur an einem Teil der außen liegenden Filamente an. Innere Filamente liegen partiell lose nebeneinander.

### **2.3.3 Ermittlung praxisrelevanter Eigenschaften und Kennwerte für den Einsatz als Betonbewehrung**

Der Ermittlung praxisrelevanter Eigenschaften und Kennwerte kommt gerade bei der Verwendung von textiler Bewehrung für die Vorspannung von Betonbauteilen eine sehr hohe

Bedeutung zu. Eine der grundlegenden Eigenschaften dürfte in diesem Zusammenhang die tatsächlich nutzbare Festigkeit zum einen für die Vorspannung, zum anderen für das spätere Tragverhalten im Betonbauteil sein. Hierbei kann die Festigkeit im Bauteil durch den Beton maßgeblich beeinflusst werden, sowohl im negativen als auch positiven Sinn. Die für die Vorspannung nutzbare Festigkeit eines Textils ist aber von der Beeinflussung durch den Beton, vernachlässigt man den Betonierzustand, nahezu losgelöst. Hier sind vielmehr Einflüsse wie Rovingfeinheit, verwendete Schlichte, aber auch Schädigungen aufgrund des textilen Herstellungsprozesses zu berücksichtigen. Dass diese Einflüsse teilweise erheblich sind, wurde in vielen Untersuchungen bereits gezeigt /AL01/, /BAD03/, /HöC02/, /HöC03/.

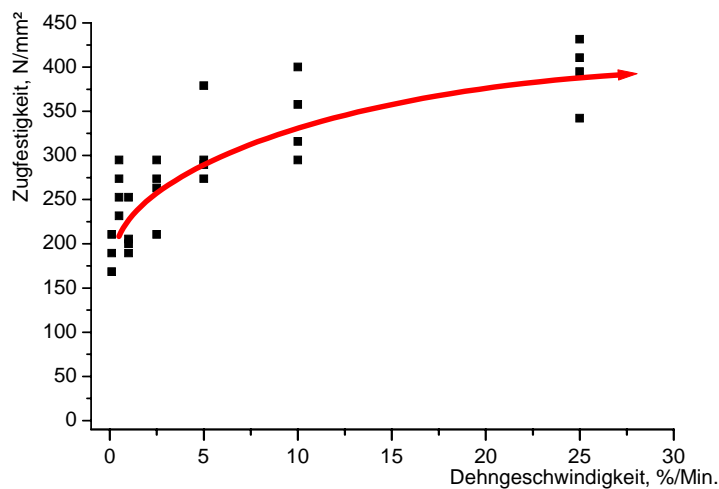
So zeigte sich auch bei den hier vorgenommenen Untersuchungen an den einzelnen Rovings, dass oftmals eine große Diskrepanz zwischen der angegebenen Kurzzeitfestigkeit und einer für die Vorspannung geeigneten Dauerfestigkeit der Faserwerkstoffe besteht. Ein gängiges Prüfverfahren zur Festigkeitsbestimmung von textilen Strukturen ist in der DIN EN ISO 13934-1 beschrieben. Darin ist für die Prüfung relativ steifer Flächengebilde eine Dehngeschwindigkeit von 10 %/min angegeben. Die Ergebnisse der Festigkeitsuntersuchungen mit solch hohen Prüfgeschwindigkeiten sind allerdings als Grundlage für das Aufbringen einer Vorspannung ungeeignet, da mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit auch die Festigkeit zunimmt. Für eine erste Abschätzung einer für die Vorspannung nutzbaren Zugfestigkeit wurden daher Untersuchungen mit verschiedenen Dehngeschwindigkeiten von 10 %/min bis 0,04 %/min durchgeführt. Abbildung 2-20 zeigt beispielsweise die Ergebnisse einer solchen Messung an einem Roving aus AR-Glas und einer freien Fadenlänge von 200 mm.



**Abbildung 2-20: Spannungs-Dehnungsbeziehungen von AR-Glasrovings (2500 tex) in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit.**

Die Ergebnisse der einzelnen Versuche fielen sehr unterschiedlich aus und wiesen eine hohe Streuung auf, welche teilweise auf die Probleme im Einspannbereich zurückzuführen ist (vgl. auch /AL01/, /KOL01/).

In Abbildung 2-21 sind einige Ergebnisse von Zugversuchen an AR-Glasrovings eingezeichnet, die zeigen, dass mit zunehmender Dehngeschwindigkeit auch die Zugfestigkeit zunimmt. Auch nimmt mit zunehmender Dehngeschwindigkeit die Streuung leicht ab. Als Erklärung kann hier in erster Linie die lose Anordnung der Filamente angegeben werden. Die Reibung zwischen den einzelnen Filamenten bewirkt, dass Schlupf zwischen den Filamenten bei Belastung auftritt. Hierbei ist der Schlupf nicht nur belastungsabhängig, sondern auch zeitabhängig. Eine Begründung in der Zeitabhängigkeit kann zu einem Teil in den verwendeten Schichten gesehen werden. Üblicherweise werden Schichten auf Polymerbasis oder dergleichen verwendet. Diese weisen jedoch auch bei sehr geringer Auftragsdicke noch eine gewisse Kriechneigung auf, die ausreicht, die innere Reibung zwischen den Filamenten entscheidend zu beeinflussen.

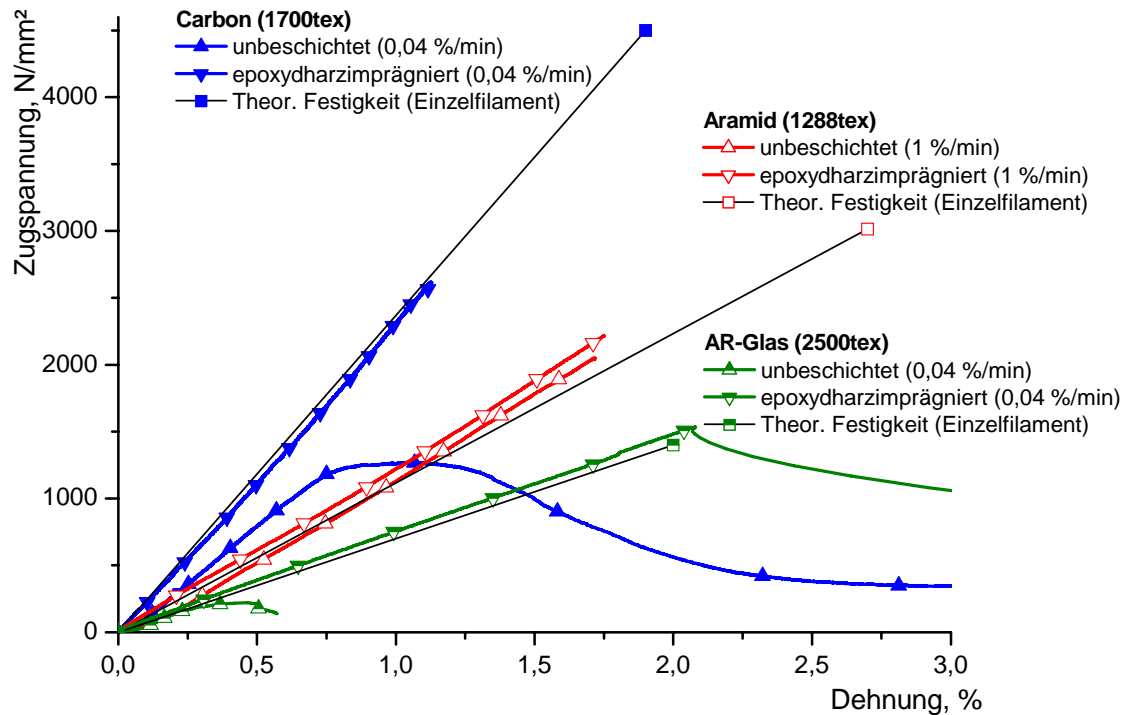


**Abbildung 2-21: Zugfestigkeit von AR-Glas (2500 tex) in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit.**

Berücksichtigt man nun, dass die innerhalb eines Rovings liegenden Filamente in der Regel nicht in ideal gestreckter Lage vorliegen, so werden einzelne Filamente stärker belastet sein als andere und folglich auch vorzeitig versagen. In Verbindung mit dem auftretenden Schlupf werden so nach und nach alle Fasern sukzessive versagen. Im Endeffekt werden der gemessene Elastizitätsmodul und die Zugfestigkeit eines Rovings gegenüber einem Einzelfilament geringer sein. Die theoretische Zugfestigkeit eines nur mit einer Schlichte versehenen Rovings, die sich aus der Hochrechnung der Festigkeit eines Einzelfilaments ergibt, kann daher praktisch nicht erreicht werden. Untersuchungen haben auch gezeigt, dass sich diese Effekte mit zunehmender Filamentzahl deutlich verstärken /AL01/.

Noch nicht in Betracht gezogen wurde bisher auch die Tatsache, dass mit zunehmender Rovinglänge auch die Festigkeit geringer wird. Als Hauptgrund wird hier oftmals die höhere Wahrscheinlichkeit für mögliche Schädigungen an der Filamentoberfläche vorgebracht /AL01/. Neben der Weibull-Theorie können insbesondere die Untersuchungen von GRIFFITH angeführt werden /WEI39/, /GRI21/. Daneben kann aber auch die geringere Querkontraktion des Garnes bei zunehmender Länge und der damit verbundenen Abnahme der inneren Reibung als Ursache genannt werden.

Die oben genannten negativen Effekte treten bei vollständig imprägnierten Textilien nicht bzw. nur sehr gering in Erscheinung. Bei Wahl eines geeigneten Harzes und ordnungsgemäßer Ausführung kann die Festigkeit imprägnierter Rovings so deutlich gesteigert werden. Ein unterschiedlicher Schlupf der Filamente wird vermieden und der Elastizitätsmodul nähert sich dem eines Einzelfilamentes an (vgl. Abbildung 2-22).



**Abbildung 2-22: Spannungs-Dehnungsbeziehungen verschiedener Faserrovings im Vergleich.**

Fasst man die Untersuchungen zusammen, so ist ein Zugversuch mit adäquater Einspannlänge und sehr geringer Belastungsgeschwindigkeit an aus einem fertigen Textil entnommenen Rovings für die Abschätzung einer für die Vorspannung nutzbaren Festigkeit unabdingbar. Die Einspannung ist und bleibt hierbei problematisch. Die hier durchgeführten Versuche mit einer freien Einspannlänge von 200 mm und einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,4 %/Min. lieferten insgesamt gute Anhaltswerte für eine aufbringbare Vorspannkraft. So hat eine Vorspannung mit maximal 80 % der ermittelten Zugfestigkeit bei den durchgeführten Untersuchungen Praxistauglichkeit bewiesen. Wie bereits in Abbildung 2-22 zu erkennen ist, scheiden die hier vorgestellten nicht imprägnierten AR-Glas- und Carbontextilien fast von vornherein aufgrund der niedrigen Festigkeiten für eine Vorspannung aus. Eine Imprägnierung hingegen wirkt sich deutlich positiv aus.

## 2.4 Der Verbundwerkstoff Textilbeton

### 2.4.1 Tragverhalten

Das Tragverhalten von textilbewehrtem Beton unterscheidet sich grundlegend von dem von faserverstärkten Kunststoffen. Während bei faserverstärkten Kunststoffen die Fasern sowohl für den Abtrag der Zugkräfte als auch der Druckkräfte herangezogen werden und das Harz nur eine Binfunktion hat, ist bei textilbewehrtem Beton davon auszugehen, dass die Fasern



nur die Zugkräfte aufnehmen und der Beton die Druckkräfte. Faserverstärkte Kunststoffe weisen aufgrund ihres Tragverhaltens einen sehr hohen Fasergehalt auf. Als ein weiterer wichtiger Punkt bei faserverstärkten Kunststoffen ist hervorzuheben, dass die volle Traglast nur bei einer vollständigen Einbindung der Fasern in einer Matrix gegeben ist. Die Matrix hat daher die Aufgabe, Kräfte über Schub von einer Faser auf eine andere zu übertragen und so für eine homogene Spannungsverteilung zu sorgen.

Verschiedentliche Untersuchungen zum Faser-/Betonverbund haben gezeigt, dass eine vollständige Durchdringung des Rovings mit Zementleim insbesondere bei hohen Filamentzahlen kaum zu erreichen ist /BAN01/, /BAN03/, /KRÜ01B/, /OHN94/. Das heißt, die inneren Filamente haben nur eine sehr geringe Haftung bzw. nur geringen Verbund mit den äußeren Filamenten und damit auch der Betonmatrix. Als Folge ergibt sich für den Verbundwerkstoff unter Belastung im gerissenen Zustand im Allgemeinen eine unterschiedliche Dehnung der einzelnen Filamente als auch eine durch den Faserschlupf bedingte hohe Duktilität des Gesamtbauwerks. Gegenüber kurzfaserbewehrten Betonen zeigen sich zudem bei deutlich geringerem Fasergehalt deutlich höhere Traglasten. Dieses Verhalten wurde in der Vergangenheit als sehr vorteilhaft herausgestellt.

#### **2.4.2 Dauerhaftigkeit**

Den Fragen der Dauerhaftigkeit wird seit geraumer Zeit Beachtung geschenkt. Die Erfahrungen aus dem Stahlbetonbau zeigen, dass bei Einhaltung einiger technischer Regeln Beton den verschiedenen Umweltbedingungen standhält und eine hinreichende Beständigkeit und Dauerhaftigkeit aufweist. Hinsichtlich des Einsatzes von Carbonfasern in Beton sind auch keine Einschränkungen bekannt, die aufgrund von chemischen oder chemisch-physikalischen Reaktionen die Dauerhaftigkeit von Fasern oder Beton beeinträchtigen könnten. Daher wird auf deren Dauerhaftigkeit nachfolgend nicht im Detail eingegangen. Hinsichtlich des Einsatzes von Aramidfasern bzw. AR-Glasfasern sind hingegen von verschiedener Seite Zweifel an der Beständigkeit in dem alkalischen Milieu eines Betons geäußert worden. Dementsprechend wurden auch verschiedene Untersuchungen zur Beständigkeit von Aramidfasern in Beton, insbesondere aber von AR-Glasfasern in zementgebundenen Systemen durchgeführt /BRÜ02/, /LIT81/, /PRO82/, /PUR98/, /PUR00/, /PUR01/, /PUR02/.

#### **Beständigkeit von AR-Glasfasern in Beton**

LITHERLAND ET AL. entwickelten beispielsweise erste Testmethoden, die in einer Art Schnellverfahren bereits nach einer kurzen Testdauer Aussagen bezüglich der Beständigkeit zulassen sollten /LIT81/. Hierzu wurden mit den zu testenden Glasfasern faserverstärkte Elemente gefertigt und nach verschiedenen Lagerungsbedingungen einer Biegeprüfung unterzogen. Neben Langzeitlagerungen an unterschiedlichen Orten der Welt im Außenklima wurden einige Probekörper auch unter Laborbedingungen bei höheren Temperaturen aufbewahrt und nach einem definierten Zeitraum geprüft. Abbildung 2-23 zeigt die Ergebnisse einer Serie von Messungen, bei denen verschiedene glasfaserbewehrte Probekörper über einen längeren Zeitraum bei unterschiedlichen Temperaturen in Wasser gelagert und danach einem Biegeversuch

unterzogen wurden. Wie zu erkennen ist, hängt die verbleibende Festigkeit sowohl von der Lagerungsdauer als auch der Temperatur ab.

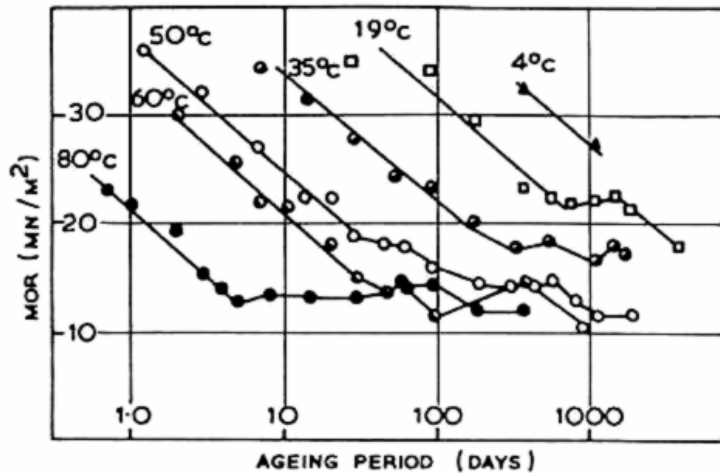


Abbildung 2-23: Biegezugfestigkeiten von in Wasser bei unterschiedlichen Temperaturen gelagerten glasfaserbewehrten Probekörpern. /LIT81/

Im weiteren Verlauf der Untersuchungen entwickelten LITHERLAND ET AL. dann mit dem SIC-Test (Strand in Cement) ein quasi standardisiertes Testverfahren /LIT81/. In weiten Teilen wurde dieses Verfahren zur Abschätzung des Festigkeitsverlustes mittels beschleunigter Alterung schließlich in eine Richtlinie zur Prüfung von Glasfasern in zementgebundenen Systemen übernommen /GRCA84/. Einige Ergebnisse zu den Vorarbeiten bezüglich dieser Richtlinie sind in Abbildung 2-24 angegeben. Dargestellt sind die Ergebnisse von Untersuchungen an in einer schnell erhärtenden Portlandzementmatrix eingebetteten *Cem-FIL*-Fasern. Auch hier werden, wie bereits in Abbildung 2-23 angedeutet, die Zusammenhänge von Zugfestigkeit, Lagerungsdauer und Temperatur erkennbar.

LITHERLAND ET AL. zeigten, dass sich die Zusammenhänge zwischen Reaktionsgeschwindigkeit und Temperatur mittels einer Arrhenius-Gleichung beschreiben lassen:

$$k = A \cdot e^{-\frac{E_A}{R \cdot T}}$$

Gl. 2-4

$$\Leftrightarrow \ln k = \ln A - \frac{E_A}{RT}$$

- mit:
- k = Reaktionsgeschwindigkeit
  - $E_A$  = Aktivierungsenergie [J/mol]
  - R = allgemeine Gaskonstante: 8.314 [J/mol·K]
  - T = absolute Temperatur [K]
  - A = Häufigkeitsfaktor

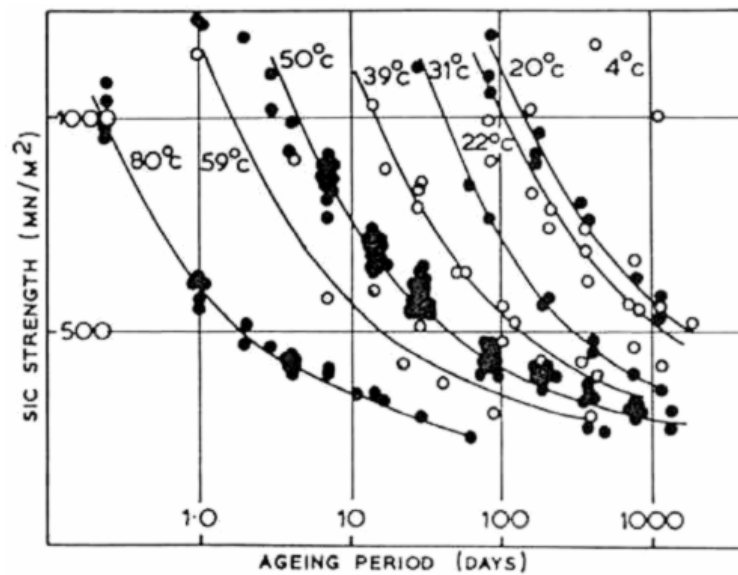


Abbildung 2-24: SIC-Zugfestigkeit in Wasser gelagerter Proben in Abhängigkeit von der Lagerungsdauer für die verschiedenen Temperaturen. /LIT81/

Die Arrhenius-Gleichung besagt, dass bei gleichbleibender Aktivierungsenergie und steigender Temperatur die Reaktionsgeschwindigkeit zunimmt. Die Arrhenius-Gleichung wurde ursprünglich für chemische Reaktionen von Gasen formuliert. Aus diesem Grund enthält sie die Gaskonstante  $R$ . Es zeigte sich aber, dass die Gleichung auch, wie im vorliegenden Fall, auf andere chemische Prozesse zutrifft. Rein rechnerisch lässt sich die Aktivierungsenergie einer gegebenen Reaktion anhand der experimentellen Daten bestimmen, die man bei zwei oder besser drei verschiedenen Reaktionstemperaturen gewonnen hat. LITHERLAND ET AL. haben derartige Aktivierungsenergien für verschiedene Glasfasern bestimmt, mit denen sich ungefähre Aussagen bezüglich der Dauerhaftigkeit treffen lassen /LIT81/, /PRO82/.

In neueren Untersuchungen von PURNELL ET AL. wurden diese Untersuchungen auch auf verschiedene Matrixsysteme erweitert /PUR00/, /PUR01/, /PUR02/, /PUR03/. PURNELL ET AL. stellten fest, dass das auf einer Arrhenius-Gleichung basierende Dauerhaftigkeitsmodell Einschränkungen unterworfen ist und eine Übertragung der Ergebnisse auf andere Matrixsysteme nur bedingt erfolgen kann. Als Besonderheit wurde herausgestellt, dass nicht nur der chemische Angriff auf die AR-Glasfasern selbst eine der Hauptursachen für den Festigkeitsabfall ist. Dies deckt sich in weiten Teilen auch mit rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen an AR-Glasfasern (vgl. Abbildung 2-6), bei denen keine Schädigungen an der Filamentoberfläche zu erkennen sind. Vielmehr haben anscheinend die bei der Hydratation entstehenden Kristallisationsprodukte, insbesondere das Calciumhydroxyd (CH), einen nicht zu unterschätzenden Einfluss auf die Festigkeit. PURNELL ET AL. belegen diese Überlegungen anhand weiterer Versuche mit verschiedenen Betonmatrices, bei denen in mikroskopischen Untersuchungen eine Verdichtung der Zementmatrix um den textilen Roving herum festgestellt wurde.

Abbildung 2-25 zeigt einige Ergebnisse von SIC-Tests, bei denen verschiedene Fasern in unterschiedlichen Matrixsystemen eingebettet wurden. *OPC* entspricht hier einem CEM I 42,5 R und *mod. OPC* der Mischung M7 aus Tabelle 3-3. *SAC-LA* und *SAC-ME* sind

Sulfoaluminatzemente, die sich durch einen pH-Wert von unter 11 auszeichnen. Die theoretischen Festigkeiten beziehen sich wiederum auf die Festigkeit eines Einzelfilamentes. Insgesamt wird der Einfluss der verschiedenen Zementmatrices auf die Faserfestigkeit hier deutlich. Deutliche Unterschiede sind insbesondere bezüglich der Festigkeit von AR-Glas in verschiedenen Zementmatrices zu beobachten. Ein Zusammenhang von Festigkeit und pH-Wert bzw. vom Calciumhydratgehalt kann hier gesehen werden, wenngleich die Oberfläche der einzelnen AR-Glasfasern, wie schon in Kapitel 2.2.2 erläutert, vermutlich nicht angegriffen wurde. Aussagen bezüglich der Dauerhaftigkeit durch eine Hochrechnung können jedoch mit den hier dargestellten Ergebnissen nicht getroffen werden. Hierzu müssten erst noch weitere Untersuchungen angestellt werden.

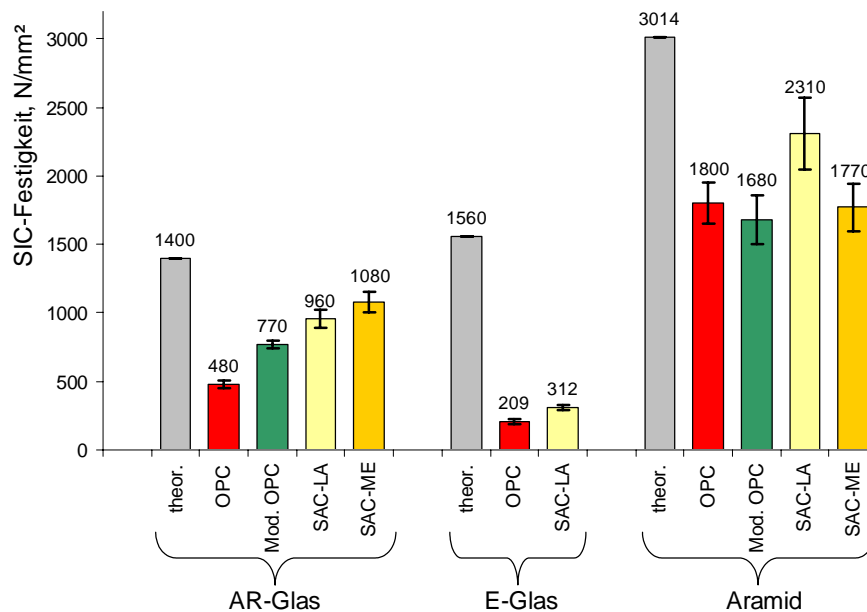


Abbildung 2-25: SIC-Festigkeiten nach einer 6-tägigen Lagerung in 80°C heißem Wasser. /KRÜ03A/

### Beständigkeit von Aramidfasern in Beton

Zusammenhänge, wie sie bei Glasfasern in Zementmatrices vorliegen, sind bei der Festigkeit von Aramid in verschiedenen Zementmatrices nicht auf den ersten Blick zu erkennen. Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von der Faseroberfläche der den SIC-Tests unterzogenen Aramidfasern liegen nicht vor, so dass Aussagen bezüglich der direkten Faserschädigung nicht getroffen werden können. Die an einem Roving im Zugversuch ermittelte Festigkeit liegt bei etwa 2100 N/mm<sup>2</sup> bis 2200 N/mm<sup>2</sup>, was deutlich unter der theoretischen Zugfestigkeit von 3014 N/mm<sup>2</sup> liegt (vgl. Tabelle 9-4). Die SIC-Festigkeiten an einem Strand streuen in einem Bereich von etwa 1700 N/mm<sup>2</sup> bis zu 2300 N/mm<sup>2</sup>. Eine deutliche Abweichung von der praktisch ermittelten Rovingfestigkeit ist nicht ersichtlich.

In neueren Untersuchungen von HÖCKER ET AL. wurden verschiedene Dauerhaftigkeitsuntersuchungen an Aramidfasern in zementgebundenen Matrixsystemen durchgeführt und Änderungen der Faseroberfläche mit verschiedenen Verfahren untersucht /HÖC02/, /HÖC03/. Zwar sind hiernach Veränderungen der Faseroberfläche beobachtet worden, deutliche Festigkeitsverluste wurden jedoch auch hier nicht registriert.

Von VILKNER durchgeführte Untersuchungen, bei denen Aramidfasern in einer NaOH-Lösung für 6 Stunden gelagert wurden, zeigten ebenso nur geringe Abweichungen von der ursprünglichen Festigkeit /VIL03/. Allerdings zeigte sich hierbei eine erhöhte Relaxation unter Dauerbeanspruchung. Alkalische Lösungen wirken hiernach wie eine Art Katalysator für eine beschleunigte Alterung.

Weitergehende Untersuchungen in verschiedenen chemischen Lösungen und unter Verwendung verschiedener Fasern wurden beispielsweise von TANIGAKI durchgeführt /TAN90/. Auch hier sind nur geringfügige Festigkeitsverluste registriert worden. In alkalischer Umgebung wird beispielsweise von einem Festigkeitsverlust von etwa 15 % über einen Zeitraum von etwa 100 Jahren ausgegangen. Ältere Untersuchungen bezüglich der Dauerhaftigkeit zeigen, dass Aramidfasern in einem alkalischen Milieu bis zu einem pH-Wert von 11 weitgehend beständig sind /GER90/. Allerdings sollte an dieser Stelle erwähnt werden, dass sich die Herstellungsverfahren und ferner die chemische Struktur der Aramidfasern der verschiedenen Hersteller unterscheiden und damit auch die Beständigkeit in alkalischem Milieu.

Wie stark letztendlich die verschiedenen Einflüsse auf den Festigkeitsverlust bzw. die Alterung von Aramidfasern sind, ist noch nicht endgültig geklärt. Die hygroskopischen Eigenschaften der Aramidfasern spielen jedoch augenscheinlich eine Rolle. Auch ist eine mechanische Schädigung durch Kristallisationsprodukte wie bei Glasfasern denkbar, wenngleich die chemische Struktur des Aramids es unanfälliger gegenüber Kerbspannungsrissen macht. Es liegt die Vermutung nahe, dass die Dauerhaftigkeit von Aramidfasern wie bereits auch bei der Glasfaser mittels beschleunigter Alterung bei hohen Temperaturen abgeschätzt werden kann. Hierzu müssten jedoch noch eingehendere Untersuchungen mit verschiedenen Betonmatrices durchgeführt werden, da Aktivierungsenergien und die Reaktionsgeschwindigkeiten noch nicht hinreichend bekannt sind.

### **Beständigkeit harzimprägnierter Textilien in Beton**

Bezüglich der Beständigkeit von harzimprägnierten Textilien in Beton liegen kaum Untersuchungsergebnisse vor. Demgegenüber sind umfangreiche Dauerhaftigkeitsuntersuchungen von faserverstärkten Kunststoffstäben durchgeführt worden /ACI440/, /DEJ01/. Einen sehr ausführlichen Überblick gibt DEJKE in seiner Arbeit über die Dauerhaftigkeit von FVK-Bewehrung in Beton, worauf nachfolgend auszugsweise eingegangen wird /DEJ01/.

Hiernach weisen Epoxydharze und insbesondere Vinylesterharze eine relativ gute Beständigkeit in alkalischem Milieu auf, wohingegen Polyesterharze eine geringe Dauerhaftigkeit zeigen. Allgemein zeigt sich eine gewisse Versprödung der Kunststoffe mit zunehmender Beanspruchung. Bezüglich der Beständigkeit der harzimprägnierten Kunststoffstäbe werden zahlreiche Untersuchungen dargestellt und erläutert. Unter anderem wird auch die Beständigkeit von harzimprägnierten E-Glasstäben in alkalischem Milieu untersucht und mit der Beständigkeit von Aramidstäben und Carbonstäben verglichen. Es zeigt sich, dass die Festigkeit von den E-Glasstäben mit zunehmender Lagerung auf etwa 70 % der Ursprungsfestigkeit abnimmt, wohingegen die Aramid- und Carbonstäbe zu vernachlässigende Festigkeitseinbußen aufweisen.

Berücksichtigt man die Unbeständigkeit von E-Glas in alkalischem Milieu, so kann hieraus geschlossen werden, dass eine Imprägnierung von Fasern deren Beständigkeit in alkalischem Milieu deutlich erhöhen kann. Ein vollkommener Schutz kann aber dennoch nicht gewährleistet werden.

Viele der von DEJKE erwähnten Untersuchungen an FVK-Stäben wurden mittels beschleunigter Alterung bei hohen Temperaturen durchgeführt und dann mit den Ergebnissen aus Langzeitversuchen verglichen. Eine beschleunigte Alterung bei hohen Temperaturen hat sich auch hier als adäquate Messmethode zur Abschätzung der Dauerhaftigkeit bewährt.

Es wurden auch Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit in verschiedenen Umgebungsbedingungen unter Berücksichtigung einer statischen Belastung durchgeführt. Hier zeigen viele Ergebnisse, dass unter diesen Bedingungen die Restzugfestigkeit der FVK-Stäbe weiter vermindert wird. Soll demnach die Dauerhaftigkeit textiler Bewehrungen in Beton bei konstruktiven Anwendungen abgeschätzt werden, so kann hieraus geschlossen werden, dass die Durchführung entsprechender Dauerlastversuche unabdingbar ist.

Im Anhang ist in Tabelle 9-5 ein Überblick über gebräuchliche Abminderungsfaktoren zur Reduktion der Zugfestigkeit von FVK-Stäben aus verschiedenen Bemessungsrichtlinien aufgeführt. Diese sind das Resultat langjähriger Untersuchungen und Erfahrungen mit der Verwendung von FVK-Bewehrungen in Beton.

Ziel muss zukünftig sein, derartige Abminderungsfaktoren auch für textile Bewehrungen zu gewinnen.

## **3 Experimentelle Untersuchungen und Ergebnisse**

### **3.1 Versuchsprogramm**

Das hier vorgestellte Versuchsprogramm spiegelt die Entwicklung von textilbewehrten und vorgespannten dünnen Betonelementen wider. So war zunächst eine für die weiteren Untersuchungen geeignete Betonzusammensetzung zu entwickeln und zu untersuchen. Als nächster und zugleich bedeutender Punkt waren die Grundlagen zur Vorspannung textiler Bewehrungen zu ermitteln. Hierzu gehörte neben der Erörterung möglicher Methoden zur Einspannung und Vorspannung insbesondere die Entwicklung und Untersuchung hierfür geeigneter Textilien. Speziell die Entwicklung geeigneter Textilien für Betone steckte zu Beginn der Untersuchungen noch in den Kinderschuhen. So waren auf dem Markt nahezu keine kommerziellen Produkte erhältlich, die für eine Vorspannung zweckdienlich erschienen. Die meisten der nachfolgend verwendeten Textilien sind Prototypen. Daher waren viele grundsätzliche Eigenschaften zu ermitteln. Neben der Charakterisierung der Textileigenschaften waren dies insbesondere das Verbundverhalten textiler Bewehrung in Beton sowie das Tragverhalten dünner Textilbetonplatten. Das Verbundverhalten wurde anhand von zweiseitigen Pull-Out-Tests charakterisiert, das Tragverhalten anhand von einachsigen 4-Punkt-Biegeversuchen sowie von zweiachsigen Biegeversuchen.

#### ***3.1.1 Entwicklung und Untersuchung von Feinbetonen***

Die Einsatzmöglichkeiten von selbstverdichtenden Betonen reichen heute von massigen Bauteilen bis hin zu filigranen Betonkonstruktionen. In der vorliegenden Arbeit sollte eine Feinbetonmischung verwendet werden, die nach den Prinzipien des selbstverdichtenden Betons auch zur Herstellung von vorgespannten textilbewehrten Betonplatten geeignet ist. Das genaue Anforderungsprofil für eine derartige Mischung wurde schon in Kapitel 2.1.2 aufgeführt. Die nachfolgend aufgeführten Untersuchungen sind dementsprechend auf die Ermittlung der maßgebenden Eigenschaften des Frisch- und Festbetons abgestimmt.

Da zu Beginn der Arbeiten nur wenige Erkenntnisse zu geeigneten Feinbetonen vorlagen, wurden zunächst geeignete Mischungszusammensetzungen gesucht. Im Anschluss daran wurde der Einfluss der Mischungszusammensetzung auf die Mörtel­eigenschaften im frischen und im festen Zustand untersucht. Im frischen Zustand wurden das Ausbreit­fließmaß, der Auslaufversuch mit Trichter, sowie Untersuchungen zur Rheologie mittels ViscoCorder sowie Ultraschalluntersuchungen durchgeführt. Bei den Festbeton­kennwerten sind insbesondere die Früh- und Endfestigkeit sowie das Schwindmaß von großem Interesse. Daneben wurden aber auch die Rohdichte und die Biegezugfestigkeit untersucht.

#### ***3.1.2 Untersuchung des Verbundverhaltens von textiler Bewehrung in Beton***

Für die Untersuchungen des Verbundverhaltens war zunächst ein geeigneter Versuchsaufbau zu entwickeln. Die besonderen Eigenschaften textiler Bewehrungen stellen bezüglich der Ermittlung der Verbundcharakteristika im Vergleich zu bekannten Pull-Out-Versuchen mit Stahlbewehrungen in Beton andere Anforderungen an einen Versuchsaufbau. Mittels eines

optimierten Versuchsaufbaus wurden dann die maßgeblichen Verbundeigenschaften der verschiedenen textilen Bewehrungen unter Berücksichtigung der Vorspannung ermittelt. Sie bilden die Grundlage für die Untersuchungen zum Tragverhalten und für die spätere Bemessung bzw. die FE-Simulation.

### **3.1.3 Untersuchungen zum Tragverhalten textilbewehrter dünner Betonplatten**

In den nachfolgenden Untersuchungen zum Tragverhalten sind verschiedene Versuche durchgeführt worden. Anfänglich wurden 4-Punkt-Biegeversuche an dünnen textilbewehrten Betonplatten durchgeführt. Zwei verschiedene Probekörpergrößen kamen zum Einsatz. Kleine Probekörper mit den Abmessungen 300 x 60 x 10 mm<sup>3</sup> und große Platten mit Abmessungen von 700 x 300 x 10 mm<sup>3</sup>.

In den Untersuchungen zum Tragverhalten waren die grundlegenden Charakteristika vorgespannter und nicht vorgespannter textilbewehrter Betonelemente zu ermitteln. Hierzu gehörte insbesondere das Last-/Verformungsverhalten, die Tragfähigkeit sowie die Entwicklung von Rissabständen und Rissbreiten.

## **3.2 Entwicklung geeigneter Feinbetonmischungen**

Auf der Grundlage von Vorversuchen zur Mischungszusammensetzung wurden mehrere Feinbetonmischungen im Hinblick auf ihre Eignung zur Herstellung von textilbewehrten Betonplatten näher untersucht. In einer Serie von mehr als 60 verschiedenen Mischungen wurden sowohl Frischbetonuntersuchungen als auch bei ausgewählten Mischungen Festbetonuntersuchungen durchgeführt und die Mischungszusammensetzungen hinsichtlich der Anforderungen optimiert. Einzelergebnisse zu den im weiteren Verlauf gezeigten und untersuchten Mischungen können FRECH entnommen werden /FRE00/.

Zunächst wurden zur Ermittlung geeigneter Mischungszusammensetzungen Vorversuche durchgeführt. Als Kriterien für die Beurteilung der Frischbetoneigenschaften wurden das Ausbreitfließmaß (spread flow) und die Ausflusszeit, bestimmt anhand des Auslaufversuchs mit Trichter, herangezogen. Forschungen in Japan haben bereits gezeigt, dass mit den beiden aus diesen Versuchen erhaltenen Messgrößen, dem Fließmaß und der Durchflusszeit, eine Aussage über die Verarbeitbarkeit möglich ist /OUC98/. Eine Beurteilung des Betons bezüglich Bluten, Entlüften und Entmischen musste jedoch bei jeder Mischung nach Augenschein zusätzlich vorgenommen werden.

Nach einer Vorauswahl von zwölf geeignet erscheinenden Mischungszusammensetzungen wurden nachfolgend weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Variiert wurden hier die Art und Menge der Zusatzstoffe sowie der Fließmittel. An diesen wurden im frischen Zustand das Ausbreitfließmaß ermittelt sowie der Auslaufversuch mit Trichter als auch Untersuchungen zur Rheologie mittels ViscoCorder durchgeführt. Des Weiteren wurde mittels Ultraschalluntersuchungen der Erhärtungsverlauf untersucht. Die Ergebnisse zu den Ultraschalluntersuchungen werden nachfolgend nicht aufgeführt und sind bei FRECH nachzulesen /FRE00/.



Bezüglich der Festbetoneigenschaften wurden die Rohdichte, das Schwindmaß sowie die Biegezug- und Druckfestigkeit ermittelt.

Die erhaltenen Ergebnisse aus den Untersuchungen am Mörtel im frischen Zustand werden untereinander verglichen, um die Einflüsse der Mischungszusammensetzung herauszustellen. Sie werden dann den Ergebnissen aus den Untersuchungen im festen Zustand gegenübergestellt. Im weiteren Verlauf werden nur für acht exemplarische Mischungen Untersuchungsergebnisse dargestellt und miteinander verglichen.

Der Vollständigkeit halber wird darauf hingewiesen, dass durch die Arbeiten innerhalb der Sonderforschungsbereiche SFB 528 und insbesondere SFB 532 die Weiterentwicklung von Textilbetonrezepturen noch andauert /SFB528/, /SFB532/. So sind insbesondere in den letzten Jahren neuere Betonrezepturen entwickelt worden, die für die Herstellung vorgespannter textilbewehrter Betonelemente ebenso geeignet erscheinen wie die in dieser Arbeit entwickelte Mischung.

### 3.2.1 Ausgangsstoffe

#### Bindemittel und Betonzusatzstoffe

Für die nachfolgenden Untersuchungen wurde ausschließlich ein Portlandzement der Festigkeitsklasse 42,5 und hoher Frühfestigkeit (CEM I 42,5 R) verwendet. Die chemische Zusammensetzung des Zementes ist in Tabelle 3-1 aufgeführt. Das Na<sub>2</sub>O-Äquivalent kann zu 0,8 M.-% angegeben werden, die spezifische Mahlfeinheit nach Blaine zu 3980 cm<sup>2</sup>/g.

**Tabelle 3-1 : RF-Analyse des verwendeten Portlandzementes CEM I 42,5 R.**

Bestandteile	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	SO <sub>3</sub>	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O
Anteil in Masse-%	18,5	5,9	2,9	63,7	1,6	2,3	1,0	0,12

Bei den hergestellten Mischungen kamen Gesteinsmehle (Kalksteinmehl und Dolomitmehl), Silicastaub in wässriger Suspension sowie Flugasche zur Anwendung. Die Gesteinsmehle zählen zu den inerten Stoffen, die sich unter normalen Bedingungen nicht an der Reaktion mit Zement und Wasser beteiligen, jedoch zur Erhöhung der Kohäsion beitragen. Für das verwendete Kalksteinmehl wurde in eigenen Versuchen eine Mahlfeinheit nach Blaine von 10.200 cm<sup>2</sup>/g und eine Dichte von 2,67 g/cm<sup>3</sup> ermittelt.

Bei einigen der hergestellten Mischungen wurde eine Microsilicasuspension verwendet. Es handelte sich um eine wässrige Aufschlämmung mit ca. 50 Gew.-% Microsilica-Trockensubstanz (amorphes Siliciumdioxid). Das eingesetzte Microsilica hat eine glasige Beschaffenheit und eine hohe spezifische Oberfläche von 200.000 cm<sup>2</sup>/g. Dies ermöglicht eine sehr schnelle Reaktion mit dem Ca(OH)<sub>2</sub> aus der Zementhydratation in den ersten 7 Tagen. Die Dichte des verwendeten Silicastaubs beträgt 2,33 g/cm<sup>3</sup>.

Bei der verwendeten Flugasche handelt es sich um eine Steinkohlenflugasche aus einer Trockenfeuerungsanlage. Die Rohdichte wurde zu  $2,39 \text{ g/cm}^3$  angegeben.

### Zuschlag

Als Zuschlagkörnungen kamen handelsübliche Rheinsande zum Einsatz. Die Sieblinien der verwendeten Korngruppen sind in Tabelle 3-2 aufgeführt. Um ein Minimum an Hohlräumen bei gleichzeitig möglichst geringer Gesamtkornoberfläche zu erreichen, wurde für die Festlegung einer optimalen Sieblinie zunächst die Fullerparabel zugrunde gelegt (siehe Mischungen M1 bis M5 in Tabelle 3-3). Bei guter Stützwirkung des Korngerüstes sollte der Zementleimananspruch gering sein.

**Tabelle 3-2 : Sieblinien der verwendeten Zuschlagkörnungen.**

Korngruppe	Siebdurchgang in Masse-%							Körnungsziffer k	Rohdichte g/cm <sup>3</sup>
	0,09	0,125	0,25	0,5	1,0	2,0	4,0		
0/0,6	0,6	3,9	32,5	86,7	100	100	100	0,81	2,63
0,6/1,2	0,2	0,3	0,5	2,3	81,6	100	100	2,16	2,62
1,2/2,0	0,1	0,2	0,4	0,6	2,5	97,9	100	2,99	2,58

Bei der Festlegung der Sieblinienzusammensetzung wurden die Mengenanteile des Kornes kleiner 0,125 mm mit 30 % berücksichtigt. Die Zusammensetzung des Zuschlags mit einem Größtkorn von 2 mm wurde so variiert, dass die Kurve der Kornzusammensetzung zwischen den beiden Fullerparabeln mit den Exponenten von 0,4 und 0,5 zu liegen kam. Dies entspricht in etwa der Sieblinie für Normsand gemäß DIN EN 196-1. Daraus ergaben sich die Sieblinien für die Mischungen M1 bis M5 in Tabelle 3-3. Außerdem wurde noch eine Versuchsserie durchgeführt, für die eine Sieblinie mit einem Größtkorn von 1,2 mm festgelegt wurde (M6 in Tabelle 3-3). Hierbei wurde nur eine Annäherung der Kornzusammensetzung an die Fullerparabel mit dem Exponenten von 0,5 angestrebt. Die Mengenanteile des Kornes unter 0,125 mm sind bei den meisten Zuschlägen gering und werden bei einer Sieblinie in der Regel nicht getrennt berücksichtigt, sondern zusammen mit dem Zement und den Betonzusatzstoffen dem Mehlkorn zugerechnet.

Die Untersuchungen zur Herstellung textilbewehrter Betonelemente zeigten jedoch, dass die Zusammensetzung der Gesteinskörnung für eine gute Verarbeitbarkeit in Zusammenhang mit textiler Bewehrung weiterhin modifiziert werden musste /FRE00/. Daher wurde die Kornzusammensetzung hinsichtlich der späteren Anwendung für textilbewehrten Beton (Mischungszusammensetzung M7 in Tabelle 3-3) weiter optimiert. Hierfür wurde eine optimale Packungsdichte in Schüttversuchen an der reinen Zuschlagkörnung zugrunde gelegt.

### Betonzusatzmittel

Als Zusatzmittel wurden ausschließlich Fließmittel eingesetzt. Erst die Entwicklung neuer Generationen von Fließmitteln ermöglichte die Herstellung von selbstverdichtenden Betonen. Im Rahmen von Voruntersuchungen wurden aus Gründen der Vergleichbarkeit verschiedene

Hochleistungsfließmittel untersucht /FRE00/. Basis dieser Fließmittel waren zum einen Polycarboxylatether und zum anderen Naphtalinsulfonat, wobei sich Fließmittel auf Polycarboxylatbasis als am besten geeignet erwiesen. Die nachfolgend aufgeführten Untersuchungen beziehen sich daher ausschließlich auf den Gebrauch eines solchen Fließmittels. Hierbei handelt es sich um ein stark wirkendes Fließmittel für hochwertigen Beton und Hochleistungsbeton. Der Hauptwirkstoff ist ein Polycarboxylatether. Die zulässige Dosierung lag laut Hersteller bei 2,6 Masse-% bezogen auf das Zementgewicht.

### 3.2.2 Mischungszusammensetzung

In Tabelle 3-3 sind die Feinbetonzusammensetzungen aufgeführt, die die Grundlage für die nachfolgenden Untersuchungen bilden und auf die im Folgenden noch weiter eingegangen wird. Mischungen M1 bis M6 dienen der Vorauswahl und sollten Hinweise auf eine möglichst optimale Mischungszusammensetzung liefern. Mischung M7 entspricht der Mischungszusammensetzung, wie sie für die nachfolgend noch beschriebenen Untersuchungen am textilbewehrten Beton verwendet wird. Zum Vergleich ist zusätzlich noch die Mischung M8 aufgeführt. Hierbei handelt es sich um eine exemplarische Feinbetonmischung, wie sie innerhalb des Sonderforschungsbereiches SFB 532 an der RWTH Aachen für Textilbeton verwendet wird /BRO01C/. Zu erkennen ist, dass die Inhalte dieser Mischung mit denen der hier untersuchten Mischungen vergleichbar sind, das Mischungsverhältnis jedoch deutlich verschieden ist. So ist beispielsweise der Anteil an Feinstbestandteilen wesentlich höher.

**Tabelle 3-3: Feinbetonzusammensetzungen für textilbewehrte Betone (exemplarisch).**

	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8
Bestandteil	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>
CEM I 42,5 R	480	509	557	536	476	507	<b>480</b>	
CEM I 52,5 R								490
Flugasche					159		<b>154</b>	175
SF-Suspension (Feststoffanteil)				54			<b>41</b>	35
Bindemittel (gesamt)	480	509	557	590	635	507	<b>675</b>	700
Kalksteinmehl	106	102	50			102		
Quarzmehl								500
Sand 0 – 0,6 mm	573	550	547	527	571	616	<b>460</b>	714
Sand 0,6 – 1,2 mm	499	478	476	458	497	754	<b>920</b>	
Sand 1,2 – 2,0 mm	361	346	344	331	359	-	-	
Zuschlag (gesamt)	1539	1476	1417	1316	1427	1472	<b>1380</b>	1214
Wasser (ohne FM)	239	239	239	279	209	259	<b>211</b>	245
Hochleistungsfließmittel	15,2	15,9	15,8	15,3	16,5	18,8	<b>17,0</b>	7,0
Frischbetonrohddichte	2,35	2,34	2,31	2,25	2,36	2,31	<b>2,28</b>	2,17
W/Z-Wert <sup>1</sup>	0,50	0,47	0,43	0,52	0,44	0,51	<b>0,44</b>	0,50
W/B-Wert <sup>2</sup>	0,50	0,47	0,43	0,47	0,33	0,51	<b>0,31</b>	0,35
Bindemittel-/Zuschlagverhältnis	0,31	0,35	0,39	0,45	0,44	0,34	<b>0,49</b>	0,58
Mehlkorn-/Zuschlagverhältnis	0,41	0,44	0,44	0,45	0,44	0,44	<b>0,49</b>	1,68

<sup>1</sup> ohne Anrechnung der Flugasche bzw. der SF-Suspension,

<sup>2</sup> 100-prozentige Anrechnung der Flugasche bzw. der SF-Suspension.

### 3.2.3 Frischbetoneigenschaften

In der Praxis erfolgt die Bestimmung der Frischbetoneigenschaften meist mit sogenannten Ein-Punkt-Messungen, wie z.B. dem Ausbreitmaß, dem Setzfließmaß (Slump-flow Test) oder dem Verdichtungsmaß. Für fließfähige oder auch selbstverdichtende Feinbetone eignen sich insbesondere der Ausbreitfließversuch (Spread Test) und der Auslaufversuch mit Trichter. Diese Versuche können jedoch nur beschränkt zur genauen Charakterisierung von Flüssigkeits- oder Suspensionseigenschaften herangezogen werden. Um die physikalische Beanspruchbarkeit eines Materials definieren und alle Eigenschaften beschreiben zu können, sind dessen rheologische Eigenschaften zu ermitteln. Mit Hilfe der Rheologie, der Wissenschaft, die sich mit dem Verformungsverhalten von Flüssigkeiten bzw. flüssigkeitsähnliche Stoffen befasst, lassen sich Zusammenhänge zwischen Beanspruchung und Verformung beschreiben. Bei selbstverdichtenden Betonen und auch den nachfolgend verwendeten Feinbetonen sind die rheologischen Eigenschaften aus Gründen der Verarbeitbarkeit und der Qualitätskontrolle von besonderer Bedeutung.

#### Fließmaß und Durchflusszeit

Die beiden Versuche *Ausbreitfließversuch* (Spread Test) und *Auslaufversuch mit Trichter* stehen im Gegensatz zu den üblicherweise in der Betontechnologie angewandten Konsistenzmessverfahren in keinem auf den ersten Blick ersichtlichen Zusammenhang. Dies begründet sich darin, dass zwei verschiedene Messgrößen, zum einen ein Ausbreitmaß bzw. das Ausbreitfließmaß, und zum andern eine Ausflusszeit, ermittelt werden.

Betrachtet man hingegen die selbstverdichtenden Eigenschaften eines Feinbetons, so sind diese beiden Messgrößen im Zusammenhang zu sehen. Nur wenn die jeweils ermittelten Messgrößen gleichzeitig in einem als günstig definierten Bereich zu liegen kommen, sind die gewünschten selbstverdichtenden Eigenschaften erreicht.

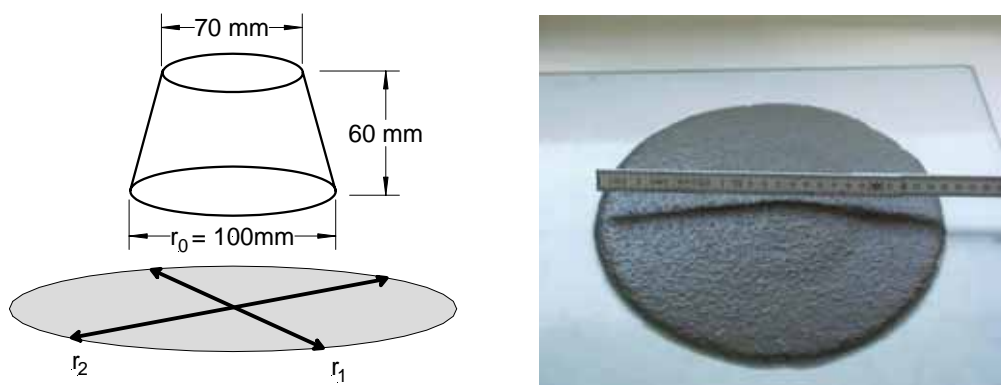


Abbildung 3-1: Kegelstumpf nach DIN EN 459-2 bzw. DIN EN 1015-3 (links), sowie Ausbreitfließversuch (Spread Test) einer Feinbetonmischung (rechts).

Untersuchungen in Japan haben bereits gezeigt, dass ein Ausbreitfließmaß von etwa 24,5 cm optimal für fließfähigen Mörtel bzw. Feinbeton ist /OUC98/. Jedoch ist diese Angabe nicht losgelöst von der Ausflusszeit. Die selbstverdichtenden Eigenschaften wurden im Weiteren nur dann erreicht, wenn die gleiche Mischung eine Trichterauslaufzeit von etwa 10 Sekunden

zeigte. Diese Angaben wurden bei den hier gezeigten Untersuchungen weitgehend bestätigt (vgl. auch Abbildung 3-2). BROCKMANN gibt für Feinbetone Ausbreitfließmaße von ca. 30 bis 35 cm bei Ausflusszeiten von etwa 5 bis 11 Sekunden an /BRO01C/. Dabei ist allerdings zu berücksichtigen, dass die dort untersuchten Feinbetonmischungen einen sehr hohen Mehlkornanteil aufweisen und zudem ein Größtkorn von 0,6 mm verwendet wurde. Es zeigte sich, dass mit einer starken Zunahme des Mehlkornanteils und der Verwendung sehr feiner Sande deutlich höhere Ausbreitfließmaße zu erreichen sind. In Abbildung 3-2 sind die Ergebnisse von Ausbreitfließmaß- und Ausflusszeitmessungen an den verschiedenen Feinbetonmischungen aus Tabelle 3-3 direkt sowie nach jeweils 30 und 60 Minuten nach dem Anmischen aufgetragen. Messungen zu verschiedenen Zeitpunkten waren erforderlich, da eine ausreichende Verarbeitungszeit für die spätere Anwendung gewährleistet werden sollte. Zudem ist ein Bereich eingezeichnet, der die oben genannten vermeintlich günstigen Eigenschaften eines selbstverdichtenden Feinbetons darstellt (sogenanntes Verarbeitungsfenster).

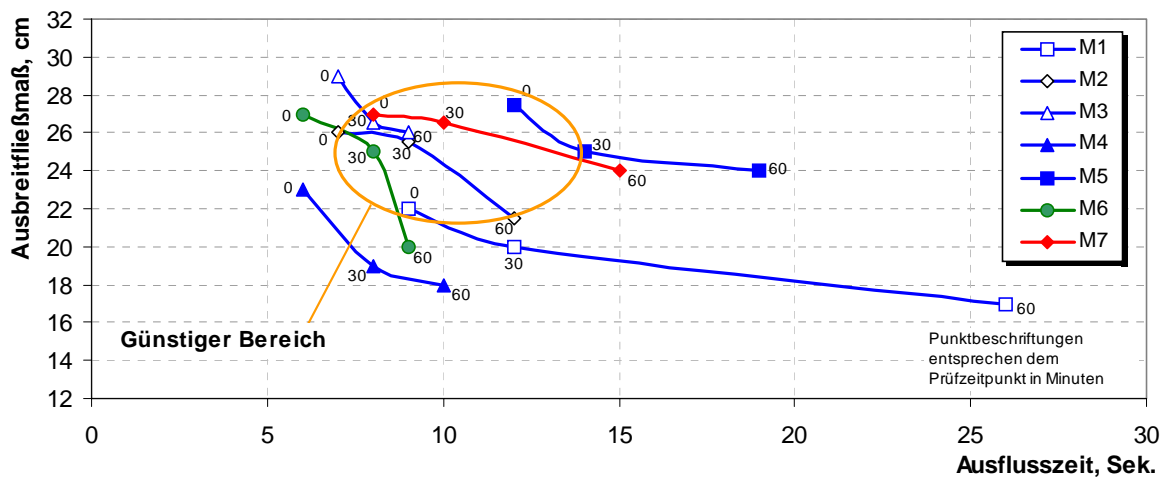


Abbildung 3-2: Korrelation von Ausbreitfließmaß und Ausflusszeit ausgewählter Feinbetonmischungen.

Die Mischungen M2, M3 und M6 neigten zum Entmischen, d.h. es zeigten sich Absetzererscheinungen. Teilweise mussten die Mischungen vor dem Versuch sogar noch einmal aufgemischt werden. Im weiteren zeitlichen Verlauf der Untersuchung war bei den Mischungen jedoch eine Abnahme der Entmischungsneigung zu verzeichnen. Das gemessene Ausbreitfließmaß und die Ausflusszeit der Mischung M3 lagen erst nach 30 und 60 Minuten im eingezeichneten günstigen Bereich. Das anfängliche Ausbreitfließmaß war mit 28,5 cm unmittelbar nach dem Anmischen sehr hoch. Auch bei den Untersuchungen der Mischung M2 lagen die Ergebnisse erst nach 30 Minuten im günstigen Bereich.

Im Gegensatz hierzu war bei der Mischung M4 bei ähnlich geringen Ausflusszeiten das Ausbreitfließmaß deutlich niedriger, wobei die Mischung einen insgesamt guten Zusammenhalt aufwies. Gleiches gilt auch für Mischung M1, wenngleich aber deutlich höhere Ausflusszeiten gemessen wurden. Ausreichende Fließfähigkeit wiesen aber trotz einer augenscheinlich stattfindenden Entlüftung weder Mischung M4 noch M1 auf.

Mischungen M2 und M6 unterscheiden sich vornehmlich durch die Zuschlagkörnung und einem dadurch geringfügig veränderten Wasserbedarf. Augenscheinlich wird die Ausflusszeit

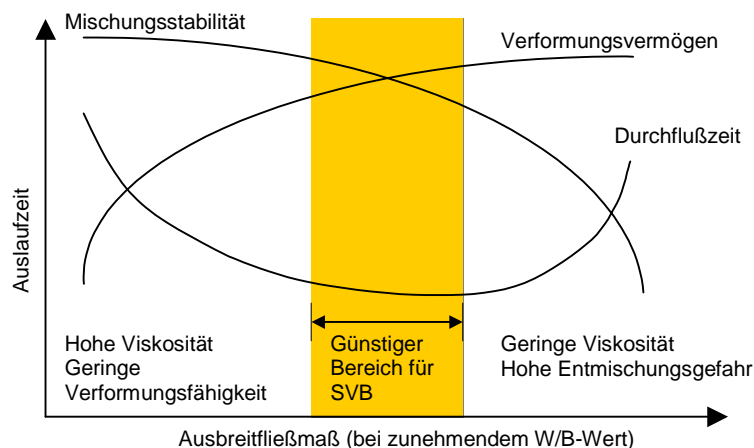
hierdurch beeinflusst, wohingegen bezüglich des Ausbreitfließmaßes nur geringfügige Veränderungen zu erkennen sind.

Die Mischungen M5 und M7 wiesen während des Versuchszeitraumes Ausbreitfließmaße auf, die anfänglich im eingezeichneten günstigen Bereich lagen. Die Ausflusszeiten nahmen im Laufe der Zeit jedoch deutlich zu. Beide Mischungen hatten einen guten Zusammenhalt und flossen sehr langsam. Dies kann nach bisherigen Erkenntnissen auf den geringen Wassergehalt in Verbindung mit der Zugabe von Flugasche und der Fließmittelwirkung zurückgeführt werden.

**Tabelle 3-4: Fließmaß und Durchflusszeit der Mischung M7.**

Feinbetonmischung		Zeit nach dem Anmischen		
		0 Min	30 Min	60 Min
Ausbreitfließmaß (Hägermantisch)	[cm]	27,0	26,5	24,0
Messung der Auslaufzeit (Auslauftrichter)	[s]	8	10	15

Es zeigte sich, dass nur die Ergebnisse der Mischungen M2, M5 und M7 während der ersten Stunde in einem günstigen Bereich lagen. Die Zusammensetzung der Mischungen ist sehr unterschiedlich, so dass die Ergebnisse nicht auf bestimmte Bestandteile oder Anteile an der Mischungszusammensetzung zurückgeführt werden können. Allerdings ist anhand der einzelnen Ergebnisse aus Abbildung 3-2 zu erkennen, dass mit zunehmendem Bindemittelgehalt oftmals auch das Ausbreitfließmaß zunimmt. Aussagen zur Ausflusszeit sind hieraus jedoch nicht generell ableitbar.



**Abbildung 3-3: Zusammenhang zwischen Fließfähigkeit und Mischungsstabilität. (vgl. /KHA99/)**

Betrachtet man die Ergebnisse dieser Untersuchungen sowie die Erkenntnisse anderer Forscher, so sollte das Ausbreitfließmaß einer Feinbetonmischung mit selbstverdichtenden Eigenschaften in einem Bereich von 21,5 cm bis teilweise über 27,5 cm liegen. Gleichzeitig muss aber auch die Ausflusszeit in einem festgelegten Bereich von etwa 8 s bis 13 s liegen. Im Hinblick auf die Verarbeitbarkeit sollten diese Eigenschaften möglichst über einen längeren Zeitraum erhalten bleiben. In Tabelle 3-4 sind die Ergebnisse der für den weiteren Verlauf

maßgeblichen Feinbetonmischung noch einmal detailliert angegeben. Zu erkennen ist, dass die Mischung M7 die genannten Anforderungen weitgehend erfüllt.

Zusammenfassend sind die Zusammenhänge von Mischungsstabilität und Verformungsvermögen in Abbildung 3-3 noch einmal dargestellt. So kann eine hohe Ausflusszeit zum einen auf eine gute Mischungsstabilität hindeuten, zum anderen aber auch auf eine hohe Entmischungsfahr bei geringer Viskosität. Ausschlaggebend ist, dass bei einer adäquaten Ausflusszeit auch ein gewisses Ausbreitfließmaß vorausgesetzt wird. Selbstverdichtende Eigenschaften werden somit bestimmt durch ein ausgewogenes Verhältnis von Ausbreitfließmaß und Ausflusszeit.

### Viskosimetermessungen

Für die nachfolgend aufgeführten Messungen wurde ein Rotationsviskosimeter (Visco-Corder der Fa. Brabender) verwendet (siehe Abbildung 9-10 im Anhang III). Dieses Gerät wird in der Praxis zur Bestimmung der rheologischen Eigenschaften von Mörteln mit Erfolg eingesetzt. Ein Vorteil dieses Gerätes ist, dass sich aufgrund der Gestaltung des Eintauchpaddels nicht so einfach ein Strukturbruch in einer Vorzugsscherebene ausbilden kann.

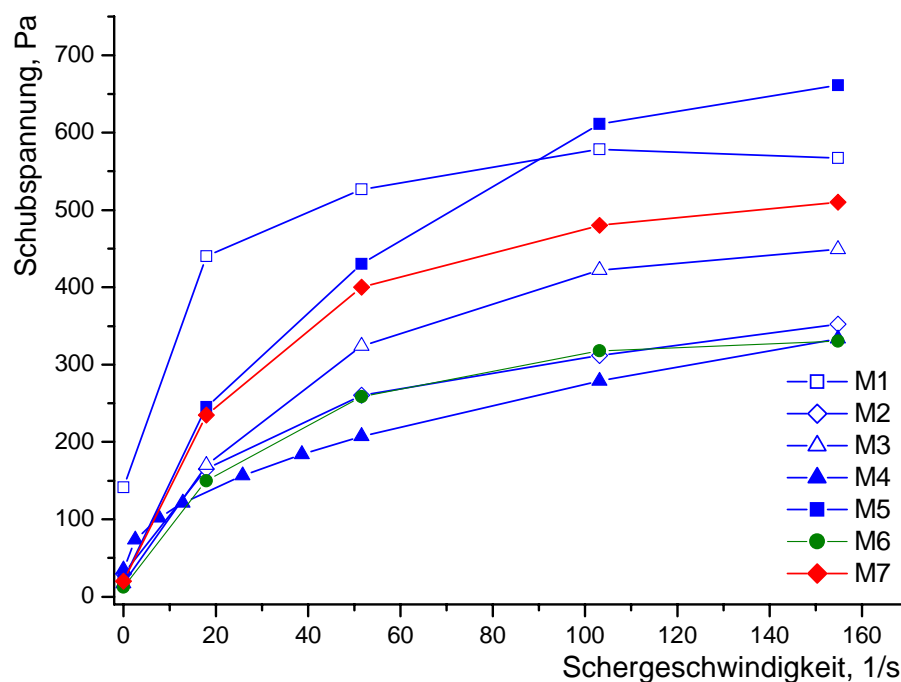


Abbildung 3-4: Fließverhalten ausgewählter Feinbetonmischungen.

Abbildung 3-4 zeigt die Ergebnisse von Viskosimetermessungen an ausgesuchten Feinbetonmischungen aus Tabelle 3-3. Die eingetragenen Messungen sind 15 Minuten nach dem Anmischen des Feinbetons durchgeführt worden. In der Regel wurden Messungen bei vier unterschiedlichen Schergeschwindigkeiten durchgeführt. Bei Mischung M4 wurden das Raster verfeinert und insgesamt neun Messungen bei unterschiedlicher Geschwindigkeit durchgeführt. Der genaue Verfahrensablauf für die Durchführung der Messungen sowie weitere Messergebnisse können FRECH entnommen werden /FRE00/.

Bei der Charakterisierung des rheologischen Verhaltens von selbstverdichtenden Betonen wurde bisher vielfach ein Bingham-Körper zugrunde gelegt. Ist das Verhältnis von Wasser zu Mehlkorn in der Suspension hoch, geht die Fließgrenze wegen der großen mittleren Entfernung der Partikel gegen Null und die dynamische Viskosität nähert sich der von Wasser an. Bei geringem Wasser-Mehlkornverhältnis steigt die Fließgrenze wegen der hohen Agglomerationsneigung stark an, auch die dynamische Viskosität nimmt zu.

Durch den Einsatz von Fließmitteln ist es möglich, Betonkonsistenz und Wasserzementwert weitgehend unabhängig voneinander zu steuern. Der Wasseranspruch wird durch die Verwendung eines Fließmittels verringert. Die Wirkung von Fließmitteln besteht im Wesentlichen darin, die Oberflächenladungen (Zeta-Potenzial) an allen Feststoffpartikeln auszugleichen und so die Partikel zu desagglomerieren. Mit zunehmender Fließmitteldosierung ist ein Abbau der Fließgrenze gegen Null verbunden, während sich demgegenüber die dynamische Viskosität der Suspension weitgehend nach dem Wasser-Mehlkorn-Verhältnis richtet. Die in Abbildung 3-4 dargestellten Untersuchungsergebnisse bestätigen diesen Zusammenhang.

Die Struktur und das Fließverhalten von Suspensionen werden durch verschiedene chemische und physikalische Faktoren bestimmt, die sowohl die disperse als auch die dispergierte Phase beeinflussen. Die Eigenschaften der Feststoffphase sowie die der flüssigen Phase, die Feststoff-Flüssigkeits-Wechselwirkung und die Kräfte zwischen den Partikeln sind entscheidende Einflussfaktoren. Die spezifische Oberfläche, die Partikelgrößenverteilung und die Form der Partikel bestimmen die Anzahl der Kontaktpunkte zwischen den Partikeln und damit die Reibungs- und Agglomerationskräfte. Dies wiederum beeinflusst den Fließwiderstand. Die Partikelgrößenverteilung bestimmt aber auch die Durchlässigkeit zwischen den Partikeln. So erhöht sich mit Abnahme der Durchlässigkeit der Widerstand gegen das Durchfließen von Wasser.

Häufig besteht bei Suspensionen wie Zementleim, Mehlkorn/Wassersuspensionen, Mörtel oder Beton jedoch kein linearer Zusammenhang zwischen der aufgetragenen Spannung und der resultierenden Verformung, sondern oberhalb der Fließgrenze eine Abhängigkeit der Viskosität von der Schergeschwindigkeit. Der Verlauf der Fließkurven hängt von vielen Faktoren ab. KAKUTA hat beispielsweise bei seinen Untersuchungen festgestellt, dass sich das Fließverhalten der von ihm untersuchten Mörtel mit zunehmender Sandzugabe von einer Bingham-Fließkurve hin zu einer pseudoplastischen Fließkurve veränderte /KAK97/. Wie in Abbildung 3-4 zu erkennen ist, zeigen auch die hier untersuchten Feinbetonmischungen eher das Verhalten eines strukturviskosen Bingham-Körpers als das eines idealplastischen Bingham-Körpers. Berücksichtigt man allerdings die Anforderungen an eine niedrige Fließgrenze und Mischungsstabilität, so ist ein solches Verhalten wünschenswert.

KAWAI und HASHIDA untersuchten die Eigenschaften von selbstverdichtenden Betonen mit einem Viskosimeter, was mit dem von TATTERSALL entwickelten Gerät vergleichbar ist. Sie stellten die Ergebnisse dem Slump Flow und der Durchlaufzeit vom V-Funnel gegenüber und kamen dabei zu dem Ergebnis, dass eine gute Verarbeitbarkeit von SVB bei einer Fließgrenze



von weniger als 50 Pa und einer dynamischen Viskosität von 20 bis 80 Pa·s gegeben ist /KAW98/, /TAT91/. Allerdings besteht bei einer geringen dynamischen Viskosität eine erhöhte Gefahr der Entmischung, so dass eine minimale dynamische Viskosität von 30 Pa·s empfohlen wird. Diese Angaben unterscheiden sich deutlich von den Empfehlungen von DE LARRARD ET AL. /LAR96/. FUJIWARA ET AL. geben Werte von 20 bis 50 Pa für die Fließgrenze und 6 bis 12 Pa·s für die dynamische Viskosität von selbstverdichtenden Beton an /FUJ96/.

In eigenen Untersuchungen sowie den Untersuchungen von FRECH wurden selbstverdichtende Eigenschaften von Feinbetonen bei einer Fließgrenze von etwa 20 bis 30 Pa festgestellt /FRE00/. Angaben zur dynamischen Viskosität sind nur unter Vorbehalt vorzunehmen, da sich diese mit zunehmender Schergeschwindigkeit verringert (vgl. Gleichung 2-3). Auswertbare Ergebnisse mit sehr geringer Schergeschwindigkeit liegen nur begrenzt vor. In Tabelle 5-4 sind die ermittelten Fließgrenzen aus Abbildung 3-4 im Detail aufgeführt. Mischungen M3 und M6 weisen Fließgrenzen von weniger als 20 Pa auf. Bei diesen Mischungen wurde aber auch eine starke Separationsneigung festgestellt. Eine leichte Separationsneigung wurde auch bei Mischung M2 beobachtet, wenngleich die Fließgrenze im vorgeschlagenen günstigen Bereich bei 29 Pa liegt. Entscheidend dürfte daher eher das geringe Bindemittel-/Zuschlagverhältnis bei hohem Wassergehalt sein. Die dynamische Viskosität ist entsprechend niedrig, was die Mischungsstabilität beeinträchtigt.

Die bei Mischungen M5 und M7 ermittelten Fließgrenzen liegen ebenfalls im Bereich der Anforderungen für die Fließgrenze. Jedoch ist gegenüber der Mischung M2 eine deutlich höhere dynamische Viskosität zu verzeichnen. Der Fließbewegung wird dementsprechend schon bei geringer Geschwindigkeit ein Widerstand gegenübergestellt, der ausreicht, Feststoffe und Flüssigkeit in der Schwebe zu halten und so die erforderliche Mischungsstabilität zu gewährleisten.

**Tabelle 3-5 : Ermittelte Fließgrenzen  $\tau_f$  der einzelnen Feinbetonmischungen.**

Feinbetonmischung	Nr.	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7
Fließgrenze $\tau_f$	[Pa]	141	29	16	35	22	12	20

Die genaue Beschreibung der rheologischen Anforderungen für einen selbstverdichtenden Feinbeton anhand der hier durchgeführten Untersuchungen bleibt schwierig, da diese insbesondere auch von den Prüfbedingungen abhängen. Zwar können Anforderungen an eine Fließgrenze gestellt werden, jedoch ist die von der Schergeschwindigkeit abhängige dynamische Viskosität für ein entmischungsfreies Fließen von gleichwohl höherer Bedeutung. Für deren genaue Ermittlung müssten allerdings noch differenziertere Untersuchungen bei sehr geringer Schergeschwindigkeit durchgeführt werden.

Betrachtet man die Ergebnisse der Viskosimetermessungen mit dem Fließmaß und der Durchflusszeit, so lassen sich gewisse Zusammenhänge erkennen. So kann darauf geschlossen werden, dass die Durchflusszeit mit der dynamischen Viskosität in Verbindung steht. Hohe

Durchflusszeiten entsprechen demnach einer hohen dynamischen Viskosität und umgekehrt. Aber auch hier kann im Hinblick auf die selbstverdichtenden Eigenschaften eines Feinbetons die dynamische Viskosität nicht losgelöst von der Fliessgrenze betrachtet werden.

### 3.2.4 Festbetoneigenschaften

Im Gegensatz zu den Frischmörteluntersuchungen sind die Festmörteluntersuchungen genormt. So erfolgte die Ermittlung der Rohdichte nach DIN 18555-3. Das Schwindmaß wurde gemäß DIN 52450 bestimmt. Die Biege- und die Druckprüfung wurden entsprechend der DIN EN 196-1 durchgeführt.

Für die Festmörteluntersuchungen wurden Prismensätze zu je drei Prismen mit den Abmessungen 40 x 40 x 160 mm<sup>3</sup> hergestellt. Nach der Herstellung wurden die Proben in der Schalung einen Tag bei 20 °C und 95 % rel. Luftfeuchte gelagert. Nach 24 Stunden wurden sie ausgeschalt und bei 20 °C und 65 % rel. Luftfeuchte bis zur Durchführung der Festmörteluntersuchungen gelagert. Die Ermittlung der Rohdichte und des Schwindmaßes fand nach 1, 2, 3, 5, 7, 14, 28 und 90 Tagen statt. Die Biege- und die Druckprüfung wurden nach 1, 2, 7, 14, 28 und 90 Tagen durchgeführt. Die Mittelwerte der Ergebnisse der einzelnen Untersuchungen sind in Tabelle 3-6 und Tabelle 3-7 angegeben.

**Tabelle 3-6: Festbetonkennwerte der Feinbetonmischungen M1 bis M6 sowie M8 nach 1 und 28 Tagen. /FRE00/, /Bro01c/.**

Feinbetonmischung			M1	M2	M3	M4	M5	M6	M8
Druckfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]	28d	47	55	55	69	60	46	79
		(1d)	(24)	(26)	(31)	(32)	(25)	(24)	(k.A.)
Biegezugfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]	28d	10,8	11,0	9,9	10,1	9,5	10,1	9,8
		(1d)	(5,3)	(5,6)	(6,5)	(6,3)	(6,0)	(5,8)	(k.A.)
Rohdichte	[g/cm <sup>3</sup> ]	28d	2,27	2,24	2,23	2,20	2,29	2,22	k.A.
		(1d)	(2,34)	(2,33)	(2,30)	(2,26)	(2,35)	(2,30)	(2,23)
Schwindmaß	[mm/m <sup>2</sup> ]	28 d	0,85	1,05	1,05	1,00	0,60	0,90	0,55

Werte nach 1 Tag entsprechen der Lagerung bei 20°C, >95% rel. Feuchte, danach Lagerung 20°C, 65% rel. Feuchte

Ein wesentliches Merkmal für die Auswahl eines geeigneten Feinbetons zur Herstellung von vorgespannten textilbewehrten Bauteilen ist eine hohe Frühfestigkeit. Wie die Ergebnisse zeigen, können bereits nach einem Tag Druckfestigkeiten von über 25 N/mm<sup>2</sup> erreicht werden. Diese reichen für die nachfolgend herzustellenden Textilbetonelemente nach bisheriger Erfahrung aus. Im Hinblick auf eine rasche Festigkeitsentwicklung hat sich zudem der Einsatz von Silicastaub bewährt. Wesentlich für die Herstellung dünner textilbewehrter Bauteile ist ebenso die Forderung nach einem geringen Schwindmaß. Mehlkornreiche Betone, wie die hier gezeigten Feinbetone, weisen allerdings oftmals ein sehr hohes Schwindmaß auf. Dieses führt bei der Herstellung von dünnen textilbewehrten Bauteilen zu hohen Schwindverformungen, die die Gebrauchstauglichkeit des Bauteils stark einschränken können. Durch die Zugabe von Flugasche bzw. den teilweisen Ersatz von Zement durch Flugasche sowie die Absenkung des Wasser-/Bindemittelwertes kann das Schwindmaß jedoch auf ein akzeptables Maß abgesenkt werden. Wie die Untersuchungen ergeben haben, beeinflusst insbesondere die Zugabe

von Flugasche das Schwindmaß positiv, ohne dass die Verarbeitbarkeit hierunter leidet. Darüber hinaus sollte eine ausreichende Nachbehandlung gewährleistet werden, wie die Ergebnisse in Tabelle 3-7 bei unterschiedlicher Lagerung zeigen.

**Tabelle 3-7: Festbetonkennwerte der Mischung M7 (Messungen anhand von Prismen 40 x 40 x 160 mm<sup>3</sup>).**

Feinbetonmischung		Luftlagerung *				Wasserlagerung			
		1 d	7 d	28 d	90 d	1 d	7 d	28 d	90 d
Druckfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]	25	62	75	85	25	70	90	100
Biegezugfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]	5	9	11,5	11,5	5	9,5	12,5	12,5
Schwindmaß	[mm/m]	-	0,50	0,60	0,65	-	0,20	0,30	0,30

\* Werte nach 1 Tag entsprechen der Lagerung bei 20°C, >95% rel. Feuchte, danach Lagerung 20°C, 65% rel. Feuchte

### 3.2.5 Zusammenfassung der Untersuchungsergebnisse zum Feinbeton

Die Untersuchungen zeigten, dass die Zugabe von Flugasche und Silicastaub als Zusatzstoffe vorteilhaft ist und somit Kalksteinmehl vorzuziehen ist. Mischungen mit Flugasche wiesen insgesamt die günstigsten Eigenschaften sowohl im frischen als auch im festen Zustand auf. Da es sehr große Unterschiede bei den lieferbaren Flugaschen gibt, sollten zur Optimierung der Feinbetoneigenschaften im Vorfeld immer Eignungsuntersuchungen mit der jeweils verwendeten Flugasche durchgeführt werden. Auch die Kombination von Flugasche mit Silicastaub kann zur Verbesserung der Betoneigenschaften beitragen. Der Einsatz von Silicastaub führt zu einer Erhöhung der Anfangsfestigkeit, während Flugasche ein geringeres Schwinden bewirkt. Mit beiden Zusatzstoffen ist es möglich, gute Frischbetonkennwerte zu erreichen und Feinbetone mit selbstverdichtenden Eigenschaften herzustellen. Insgesamt zeigt sich auch, dass durch eine Erhöhung des Mehlkorn- und Feinstoffanteils die Verarbeitbarkeit weiterhin verbessert werden kann /BRO01C/. Als Zusatzmittel haben sich insbesondere Fließmittel auf Polycarboxylatbasis bewährt. Allerdings sind auch hier aufgrund der unterschiedlichen Wirkweisen gesonderte Eignungsuntersuchungen empfehlenswert.

Es soll nicht unerwähnt bleiben, dass die geforderten Kriterien wie hohe Frühfestigkeit und geringes Schwindmaß gegenüber der Forderung nach selbstverdichtenden Eigenschaften in der Regel gegensätzliche betontechnologische Maßnahmen erfordern. Daher und auch aufgrund des Kostenaspekts wird man in der Praxis oftmals zu einem Kompromiss greifen müssen. Eine allgemein geeignete Mischungszusammensetzung unter Berücksichtigung aller gewünschten Eigenschaften anzugeben erscheint wenig sinnvoll.

### 3.3 Grundlagen zur Ein- und Vorspannung textiler Bewehrung

Das Ziel einer geeigneten Einspannvorrichtung ist die Gewährleistung einer gleichmäßigen Einleitung der Vorspannkraft in den Roving bzw. in das Textil. Auf den ersten Blick erscheint dies nicht als sehr problematisch, liegen doch jahrzehntelange Erfahrungen mit der Vorspannung von Stählen im Spannbetonbau vor.

Die einfache Übertragung dieser Erkenntnisse auf die Vorspannung von textilen Bewehrungen ist bei genauer Betrachtung jedoch nicht möglich. Die Hauptprobleme bei der Verwen-

dung textiler Bewehrung als Vorspannelement ergeben sich aus den Charakteristika der verwendeten Materialien sowie der textilen Struktur selbst. Materialien wie Carbon und Aramid haben anisotrope Eigenschaften und weisen gegenüber der Zugfestigkeit eine vergleichsweise geringe Querdruckfestigkeit auf. Einfache Klemmeinspannungen können daher schon bei geringen Lasten ein Faserversagen im Verankerungsbereich bewirken. Glasfasern weisen zwar isotrope Eigenschaften auf, jedoch führen hier bereits kleine lokale Spannungsspitzen oder Schädigungen an der Filamentoberfläche zu deutlich verminderten Zugfestigkeiten in Faserrichtung.

Neben den Fasereigenschaften ist ferner zu beachten, dass ein einzelner Roving aus Hunderten oder gar Tausenden einzelnen Filamenten besteht und kein homogener Querschnitt vorhanden ist. Bei einem nicht imprägnierten Roving liegen die Filamente zudem lose nebeneinander. Diese fehlende Bindung führt bei Querbelastung zu einem seitlichen Ausweichen der einzelnen Fasern. Überdies müssten die äußeren Filamente sehr stark in Querrichtung belastet werden, damit über den daraus resultierenden Reibverbund ein Vorspannen der inneren Filamente überhaupt erst möglich wird. Aus der glatten Oberflächenbeschaffenheit der einzelnen Filamente resultiert aber ein nur geringer Reibverbund und es ist mit einem erhöhten Schlupf der inneren Filamente zu rechnen. Berücksichtigt man aber einen Schlupf der inneren Filamente, so werden in der Folge die äußeren Filamente bei der Vorspannung sowohl in Richtung der Vorspannung als auch in Querrichtung durch die Einklemmung sehr hoch belastet und eventuell sogar vorzeitig versagen. In der Praxis gestaltet sich daher die Vorspannung von nicht imprägnierten Rovings mit Hilfe einer reinen Klemmeinspannung als sehr schwierig.

Diese Problematik ist bei harzgetränkten oder beschichteten Textilien von untergeordneter Bedeutung. Der Vorteil liegt hier hauptsächlich in der Schutzwirkung des Harzes durch die allseitige Umschließung der Einzelfasern. Die geringe Querdruckfestigkeit wird sich demzufolge nicht mehr so negativ auf die Zugfestigkeit in Faserrichtung auswirken. Ein weiterer positiver Effekt ist, dass die Faserrovings durch die Beschichtung eine rauere Oberfläche aufweisen und dadurch besser eingespannt werden können. Letztendlich wird die Spannungsverteilung über den Rovingquerschnitt aufgrund der gleichmäßigeren Einbindung der einzelnen Filamente homogener.

In erster Linie hängt es von der Art und Beschaffenheit des verwendeten Textils ab, welches Einspannelement besser geeignet ist. Im Rahmen dieser Arbeit wurden für die Vorspannung textiler Bewehrungen zwei verschiedene Vorspanneinrichtungen eingesetzt.

Zum einen wurden eigens für die Vorspannung entwickelte Klemmen verwendet, worin die Textilien mit einem Epoxydharz eingeklebt wurden. Zum anderen wurde eine Schlaufeneinspannung verwendet, die schon erfolgreich bei der Untersuchung von Geotextilien zum Einsatz kam. Die beiden hier verwendeten Vorspannelemente sind zwar vielseitig einzusetzen, bedingen beide aber in ihrer Handhabbarkeit auch einen hohen Aufwand. Daher werden ab-

schließlich Möglichkeiten diskutiert, die vielleicht in der Praxis eher umgesetzt werden könnten.

### 3.3.1 Einspannelemente mit Verklebung

Wie bereits erwähnt, gestaltet sich das Einspannen von nicht imprägnierten Rovings als sehr schwierig. Wird ein Textil verwendet, das weder eine Beschichtung noch eine Harztränkung bzw. Imprägnierung aufweist, so ist eine Einklebung des Textils vorzuziehen. Zu diesem Zweck wurden eigens spezielle Spannbacken entwickelt und im Hinblick auf die Handhabbarkeit hin optimiert. Die Spannbacken bestehen aus Stahl und sind in dem Bereich, wo das Textil eingeklebt wird, mit einer Verzahnung versehen (vgl. Abbildung 3-5). Wesentlich ist, dass die Flächen eingeölt werden, was die Wiederverwendung vereinfacht. Eine vergleichbare Konstruktion wurde in einem geringfügig anderen Zusammenhang bereits von HELBING entwickelt /HEL76/. Auch VILKNER verwendete für die Vorspannung von Aramidtextilien eine Kombination aus Einklebung und Einspannung /VIL03/.

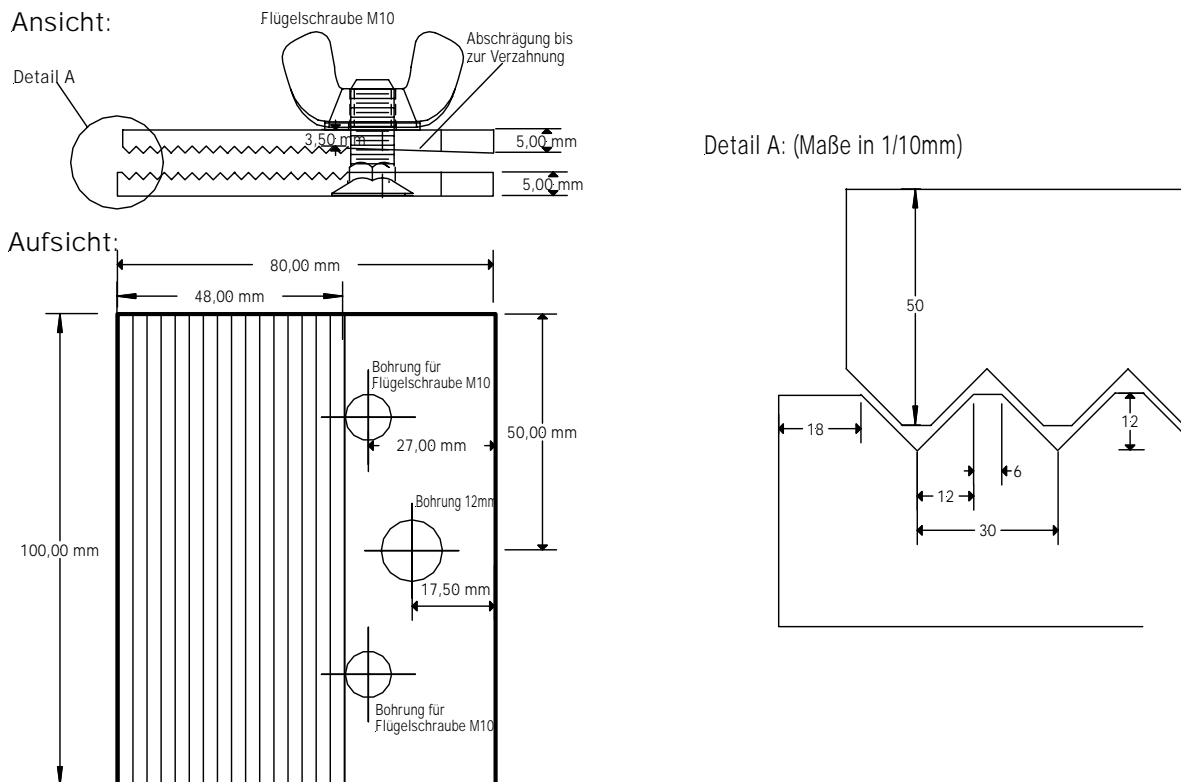


Abbildung 3-5: Einspannelement zur Einklebung von Textilien mit Formschluss.

Im vorliegenden Fall kann je Spannbacke ein 100 mm breiter Textilstreifen vorgespannt werden. Für eine zweiachsige Vorspannung eines Textils und Plattenabmessungen von 1000 x 1000 mm<sup>2</sup> werden insgesamt 40 Spannbacken benötigt. Die Textilverankerungslänge bei den hier gezeigten Spannbacken beträgt ca. 50 mm. Die maximal aufbringbare Vorspannkraft hängt erheblich von den Textileigenschaften und dem verwendeten Harz ab. Nach oben hin ist die Vorspannkraft jedoch auch durch die geringe Verankerungslänge und durch die Weichheit der Spannbacken beschränkt. Eine Vorspannkraft von bis zu 4000 N je Einspannelement kann aber nach bisheriger Erfahrung sicher aufgebracht werden. Allgemein ist diese

Art der Verankerung für nahezu jede Art von Textil geeignet, ob imprägniert oder nicht imprägniert. Auf den Verfahrensablauf bei der Verwendung eines nicht imprägnierten Textils wird nachfolgend genauer eingegangen, da hier einige besondere Aspekte zu beachten sind. Der Verfahrensablauf zur Vorspannung der hier betrachteten nicht imprägnierten Textilien weist Besonderheiten auf, der einer ausführlichen Erläuterung bedarf.

Die Einklebung erfordert zwei grundlegende Arbeitsschritte. Zunächst ist das Textil im Bereich der Spannbacken mit einem geeigneten Harz zu bestreichen. Aufgrund der Festigkeit und der guten adhäsiven Eigenschaften haben sich hier insbesondere Epoxydharze als geeignet erwiesen. Deren Viskosität ist derart zu wählen, dass einerseits die textilen Rovings ausreichend mit Harz durchtränkt werden. Andererseits darf das Harz aber auch nicht zu fließfähig sein, damit es nicht zu stark verläuft und beim Anziehen der Flügelschrauben gut in die Verzahnung der Spannbacken greift. Vor dem Einkleben des Textils mit Epoxydharz können die Spannbacken entweder mit einem geeigneten Trennmittel bestrichen werden oder aber es wird eine dünne Cellophanfolie zwischen das mit Harz versehene Textil und die Spannbacke gelegt. Dies ermöglicht nach dem Ablassen der Vorspannung und dem Lösen der Flügelschrauben ein einfaches Entfernen der Spannbacken. Das mit Harz versehene Textil wird zwischen die Spannbacken geklemmt und die Flügelschrauben werden handfest angezogen (vgl. Abbildung 3-6).



**Abbildung 3-6: Einspannelement mit eingeklebtem Textil.**

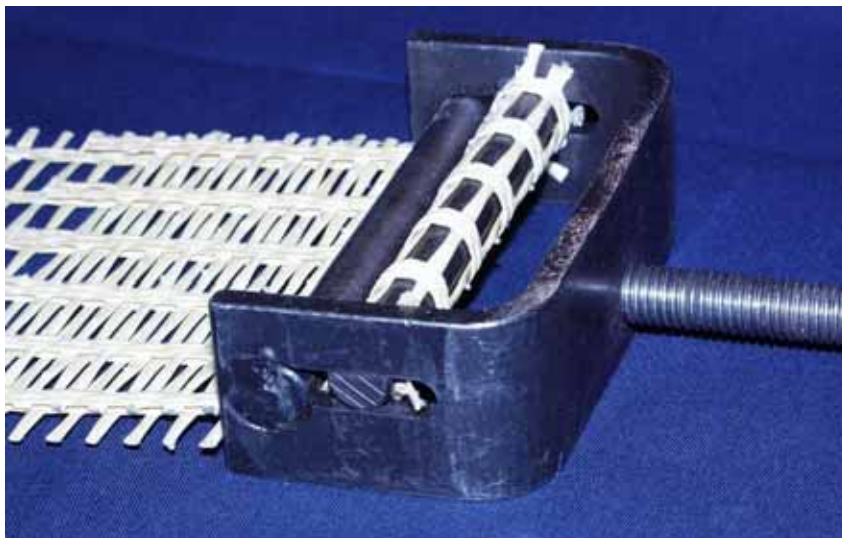
In dem zweiten wesentlichen Arbeitsschritt ist nun für den Zeitraum von wenigen Minuten eine geringe Vorspannkraft auf das Textil aufzubringen. Dieser Schritt ist für eine gleichmäßige Ausrichtung der einzelnen Rovings bzw. der Filamente notwendig, da sonst nach Erhärten des Harzes keine einheitliche Vorspannung auf das Textil aufgebracht werden kann. Die Höhe dieser zur Ausrichtung der Filamente notwendigen Vorspannkraft richtet sich nach der Viskosität des Harzes und der Klemmkraft. Vorspannkraft von 400 N bis 700 N je Spannbacke haben sich hier bewährt. Nach dem Ausrichten der Filamente wird die Vorspannkraft wieder abgelassen und die Flügelschrauben werden noch einmal fest angezogen. Anschließend kann nach einer ausreichenden Erhärtingszeit des Harzes die eigentliche Vorspannung

auf das Textil aufgebracht werden und das textilbewehrte Betonbauteil erstellt werden. Nach Fertigstellung des Textilbetonelementes wird die Vorspannung schließlich abgelassen, die Flügelschrauben werden gelöst und die Spannbacken auf einfache Weise abgenommen. Die Reste des über die hergestellten Betonplatten überstehenden Textils werden nachfolgend einfach abgeschnitten.

Wie die einzelnen Arbeitsschritte zeigen, ist diese Art der Herstellung mit einem hohen Zeit- und folglich auch Kostenaufwand verbunden. Zudem wird eine relativ große Menge an Abfall (Harz zur Einklebung sowie Textilüberstand) produziert. In der Praxis wird diese Art der Einspannung daher ungeeignet sein. Anders könnte es allerdings aussehen, wenn man beispielsweise vorimprägnierte Textilien, sogenannte Prepregs, verwenden würde. Prepreg-Produkte zeichnen sich dadurch aus, dass sie unter Erwärmung weich und formbar werden bzw. härter sind. Ein solches Prepreg könnte ohne zusätzliche Verwendung eines gesonderten Harzes in die Spannbacke unter Wärmeeinwirkung eingeklemmt werden. Anzumerken bleibt allerdings, dass auch Prepregs gegenüber nicht imprägnierten Textilien vergleichsweise teuer sind.

### 3.3.2 *Klemmeinspannungen ohne Verklebung*

Eine Klemmeinspannung in Verbindung mit einer Verklebung des Textils ist mit hohem Aufwand verbunden. Daher wird alternativ eine Einspannung ohne Verklebung in Erwägung gezogen. Dies stellt allerdings erhöhte Anforderungen an die verwendete Einspannung wie auch an die Textileigenschaften. In Abbildung 3-7 ist eine Klemmeinspannung dargestellt, die für einige der in dieser Arbeit verwendeten Textilien eingesetzt wurde. Bewährt hat sich diese Art der Einspannung bereits für Untersuchungen im Bereich der Geotextilien oder auch der Membrane /REI76/.



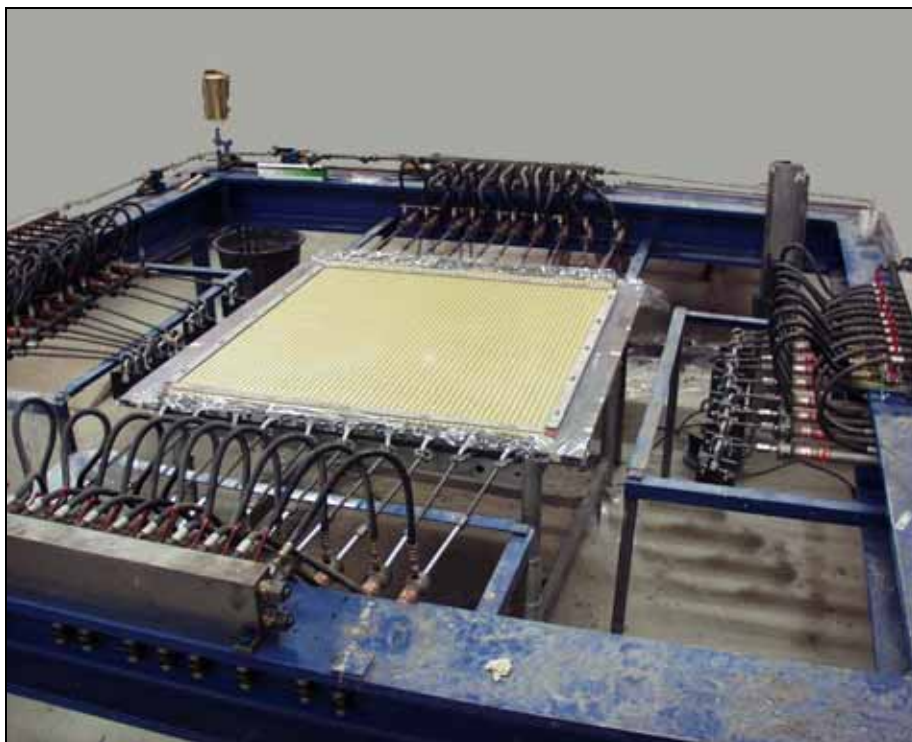
**Abbildung 3-7: Klemmeinspannung ohne Verklebung.**

In die Klemmeinspannung wird das zu untersuchende Textil eingefädelt, wie dies in Abbildung 3-7 zu erkennen ist. Wird dann eine Kraft über die Klemmeinspannung auf das Textil übertragen, so führt die anfänglich nur lose Lage des Textils dazu, dass mit zunehmender

der Kraft auch die Klemmkraft zunimmt und sich die einzelnen Rovings selbständig ausrichten. Aufgrund dieser Selbstnivellierung werden letztendlich alle Rovings mit nahezu der gleichen Kraft belastet. Gegenüber der Einklebung wird die Vorspannkraft vornehmlich über die Reibung zwischen Filamenten und der Oberfläche der Klemmeinrichtung gewährleistet. Daher ist die Rauigkeit der Stahloberfläche und die Reibung innerhalb des Rovings, d.h. von Filament zu Filament, maßgebend für die Anwendbarkeit dieser Art der Einspannung. Nicht imprägnierte Rovings können mit einer derartigen Vorrichtung meist nicht vorgespannt werden, da das seitliche Ausweichen der losen Filamente dazu führt, dass das gesamte Textil auch bei konstant gehaltener Last sukzessive aus der Einklemmung rutscht. Dies ist auch durch eine Beschichtung der Stahlrollen nicht zu vermeiden.

### ***3.3.3 Spannrahmen zur Herstellung biaxial vorgespannter, textildewehrter Betonplatten***

Die Herstellung vorgespannter, textildewehrter Elemente erfordert neben einer geeigneten Einspannung eine Vorrichtung zur gleichmäßigen Vorspannung des gesamten Textils. Eine solche ist aufgrund der händischen Herstellung im Rahmen dieser Untersuchungen allerdings nur mit einer unabhängigen Wegregelung jeder einzelnen Spannbacke zu gewährleisten. Ein bereits vorhandener Spannrahmen, der in der Vergangenheit für die Untersuchung von Geotextilien verwendet wurde, wurde derart modifiziert, dass eine gleichmäßige Vorspannung in zwei Richtungen gleichzeitig aufgebracht werden konnte (vgl. Abbildung 3-8) /LOS71/, /REI76/. Der Spannrahmen verfügt über 40 Hydraulikzylinder, die über ein und denselben Ölkreislauf in Parallelschaltung angesteuert werden. Mittels Hydraulikaggregat und einem Öldruck von bis zu 120 bar können so maximale Zylinderkräfte von etwa 3500 N erreicht werden.



**Abbildung 3-8: Spannrahmen zur Herstellung biaxial vorgespannter Textilbetonplatten.**



### 3.3.4 Herstellung vorgespannter und nicht vorgespannter textilbewehrter Betonplatten

Für die nachfolgenden Untersuchungen wurden sowohl vorgespannte als auch nicht vorgespannte Betonplatten mit den Abmessungen (1000 x 1000 x 10 mm<sup>3</sup>) hergestellt. Die Größe der vorgespannten textilbewehrten Platten ist durch die Abmessungen des Spannrahmens begrenzt.

Die Herstellung der vorgespannten und nicht vorgespannten Textilbetonplatten unterscheidet sich nur geringfügig voneinander. Die nicht vorgespannten textilbewehrten Platten wurden in zwei Phasen betoniert. Zu Beginn wurde eine etwa 5 mm dicke Feinbetonschicht mittels einer eigens dafür entwickelten Rüttelbohle aufgezogen. Die Verwendung einer Rüttelbohle war notwendig, da bei derartig geringen Schichtdicken kein ausreichendes selbsttätiges Fließen der Feinbetonmischung stattfindet. Zudem sorgt das leichte Rütteln bzw. Vibrieren für eine gute Entlüftung. Anschließend wurde die textile Bewehrung auf die Feinbetonschicht aufgelegt und mittels Glättbrett leicht angedrückt. Eine mittige Ausrichtung der textilen Bewehrung konnte so annähernd gewährleistet werden. Danach wurde wiederum mittels der Rüttelbohle die zweite Feinbetonschicht aufgetragen und glatt abgezogen.



**Abbildung 3-9: Biaxialspannrahmen mit eingebautem Textil (links), Betoniervorgang einachsiger vorgespannter Aramidbewehrter Platte (rechts).**

Die vorgespannten textilbewehrten Betonplatten wurden unter Zuhilfenahme des in Abbildung 3-8 und Abbildung 3-9 gezeigten Biaxialspannrahmens im Gegensatz zu einer nicht vorgespannten Platte in lediglich einem Betoniervorgang mit der schon erwähnten Rüttelbohle hergestellt. Dies erfordert eine hohe Fließfähigkeit des verwendeten Feinbetons. Zunächst wurde die textile Bewehrung in die Spannbacken mit Epoxydharz eingeklebt bzw. eingefädelt und vor dem eigentlichen Betoniervorgang entsprechend den gewünschten Vorgaben vorgespannt. Die Verwendung von mit Dauermagneten versehenen 4 mm dicken Stahlschienen als Randeinfassung ober- und unterhalb des Textils ermöglicht hier eine exakte mittige Anordnung der Bewehrung. 24 Stunden nach dem Betonieren wurde die Vorspannung abgelassen. Diese kurze Frist wurde im Hinblick auf die spätere Anwendung in der Praxis als adäquat und notwendig angesehen.

Sowohl vorgespannte als auch nicht vorgespannte Platten wurden nach dem Betonieren mit einem Verdunstungsschutz versehen und nach 24 Stunden ausgeschalt. Eine anschließende Lagerung für 26 Tage bei einer Temperatur von ca. 20°C unter Wasser gewährleistete optimale Hydratationsbedingungen. Nach der Wasserlagerung wurden aus den großformatigen Platten die benötigten Prüfkörper im Trockenverfahren gesägt und bis zu den entsprechenden Prüfungen bei den vorgesehenen Klimabedingungen gelagert.

### ***3.3.5 Vorspannung von textilen Bewehrungen in der Praxis***

Die oben genannten Einspannmöglichkeiten erscheinen in der Praxis für eine wirtschaftliche Produktion nicht sinnvoll. Sowohl die zur Produktion benötigten Anlagen, das für die Plattenherstellung benötigte Material als auch der zeitliche Aufwand treiben die Kosten in die Höhe. Daneben sprechen hohe Abfallmengen auch im ökologischen Sinn gegen eine Einspannung mittels einer Verklebung. Hieraus resultiert die Motivation zur Suche nach anderen Möglichkeiten zur Vorspannung.

Grundsätzlich steht zunächst die Überlegung im Vordergrund, ein Textil als Ganzes vorzuspannen, oder aber die Vorspannkkräfte einzeln auf die textilen Rovings aufzubringen. Ob das Textil als Ganzes vorgespannt werden kann, hängt in erster Linie von der Orientierung der einzelnen Rovings innerhalb des Textils ab. Liegen die einzelnen Rovings nicht gleichmäßig gestreckt vor, dann ist auch eine gleichförmige Vorspannung häufig nicht möglich. Es muss also in irgendeiner Form gewährleistet werden, dass jeder einzelne Roving eine nahezu gleiche Vorspannung erhält.

Im Falle einer Massenproduktion erscheint es sinnvoll, die technischen Möglichkeiten der Textilherstellung und konsequenter Weise auch Synergieeffekte zu nutzen. Eine einfache Möglichkeit ist die Nutzung von Schlaufen, in denen eine Vorspanneinrichtung in Form eines Bolzens oder Ähnlichem hineingreifen könnte. Zieht man den Herstellungsprozess vieler Textilien in Betracht, so werden die Schussfäden am Rand des Textils um eine Vorrichtung gelenkt und erneut über oder durch das Textil geführt. Die Fadenspannung bleibt bei diesem Vorgang annähernd konstant. Am Ende des textilen Fertigungsverganges werden diese Schlaufen üblicherweise abgetrennt und das fertige Textil auf eine Rolle aufgewickelt. Würde auf das Abschneiden verzichtet, so wären in Schussrichtung für die Vorspannung geeignete Schlaufen vorhanden. Abbildung 2-17 (rechts) zeigt exemplarisch ein Textil, bei dem die Schlaufen nicht abgetrennt wurden.

Heutige Textilmaschinen sind in der Lage, Textilien mit mehr als 6 m Breite zu fertigen. Dies dürfte für die meisten baupraktischen Anwendungen genügen. Zwar wäre eine Vorspannung in diesem Fall nur in eine Hauptrichtung möglich, würde aber als Kettfaden ein Roving mit geringem Titer nur zum Zwecke der textilen Stabilität verwendet, dann wäre der Flexibilität in der Bewehrungsführung genüge getan. Durch Übereinanderlegen mehrerer Textilien in verschiedene Richtungen kann der gewünschte Bewehrungsgrad gezielt eingestellt werden.

Eine Limitierung hinsichtlich der Ausnutzung von Schlaufen ergibt sich aus dem Umlenkwinkel des vorzuspannenden Textils. Die Querdruck- und Biegeempfindlichkeit der meisten Hochleistungsfasern erfordern eine Beschränkung des Biegewinkels und der Querpressung. Daher ist ein Mindestrollendurchmesser zur Umlenkung der Rovings einzuhalten.

Verzichtet man von vornherein auf die Herstellung eines vorkonfektionierten Textils, so kann unter Zuhilfenahme einer Fadenlegeanlage die für das zu erstellende Bauteil notwendige Bewehrung in Form eines Rovings direkt mit gleichbleibender Fadenspannung um Bolzen einer entsprechend ausgeführten Vorspanneinrichtung gelegt werden. Der Einsatz einer solchen Fadenlegeanlage ist in Betonfertigteilwerken durchaus denkbar. Dies widerspricht zwar in gewissem Sinne dem Wunsch nach einem vorkonfektionierten textilen Halbzeug, bringt aber hinsichtlich der Kosten als auch der Flexibilität der Bewehrungsführung deutliche Vorteile. Eine Imprägnierung des Rovings kann hierbei sowohl vor, aber auch nach der Fadenlegung vorgenommen werden.

Eine weitere Möglichkeit zur Vorspannung könnte sich aus der Einarbeitung von Stäben in das Textil ergeben. Derartige textiltechnische Herstellungsmöglichkeiten werden beispielsweise derzeit in Chemnitz erforscht und entwickelt /FUC03/.

### **3.4 Untersuchungen und Ergebnisse zum Verbundverhalten**

Ausziehversuche, auch Pull-Out-Versuche genannt, werden zur Charakterisierung des Verbundverhaltens von Stahlbewehrung in Beton seit vielen Jahrzehnten in den verschiedensten Variationen durchgeführt. Ebenso sollen vereinzelt durchgeführte sogenannte Push-In-Versuche Hinweise über das Zusammenwirken von Bewehrung und Beton geben. Darüber hinaus werden neben verschiedenen Beton- und Bewehrungsarten insbesondere auch unterschiedliche Auflagerbedingungen der Prüfkörper untersucht. Die Erkenntnisse, die aus solchen Versuchen gewonnen werden, sind von großem Nutzen für die Tragwerksbemessung als auch die Weiterentwicklung der Baustoffe. Letztendlich tragen derartige Versuche einen großen Beitrag zum Verständnis des Tragverhaltens von Stahlbetonbauteilen bei.

Zur Offenlegung potenzieller Vor- oder Nachteile liegt es nahe, auch das Verbundverhalten von textiler Bewehrung in Beton mittels eben solcher Versuche zu charakterisieren und den relativ neuen Werkstoff Textilbeton damit erfassbar zu machen.

Umfangreiche Forschungen zur Charakterisierung des Verbundverhaltens von solchen Multifilamentgarnen wurden bereits durchgeführt und neue Erkenntnisse gewonnen /BAN03/, /BRA00/, /NAM89/, /OHN94/. Die meisten dieser Untersuchungen datieren erst in der jüngeren Vergangenheit und beschränken sich auf spezielle Textil-/Betonkombinationen. Viele Fragen, insbesondere zur erwünschten Erhöhung des Ausnutzungsgrades der textilen Bewehrung, die aufgrund der Wirtschaftlichkeit erforderlich ist, sind jedoch noch offen. Differenzierte Untersuchungen zum Verbundverhalten der in dieser Arbeit erstmals eingesetzten Textilien sind daher unabdingbar. Sie bilden die Grundlage für die weitere Optimierung textiler Bewehrungen und sind die Basis für Untersuchungen zum Tragverhalten.

### ***3.4.1 Vorüberlegungen zur Ermittlung des Verbundverhaltens von textiler Bewehrung in Beton***

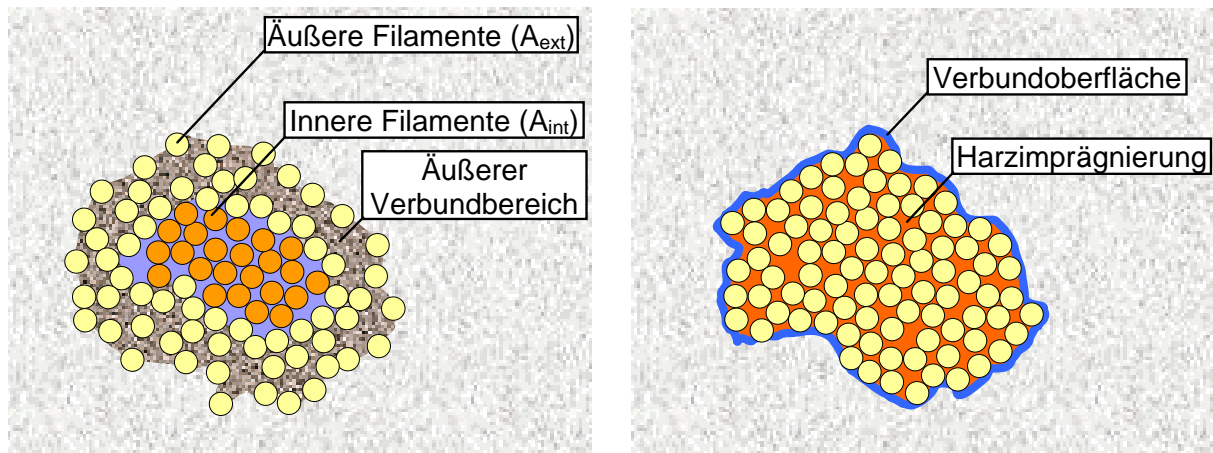
Bevor die Untersuchung des Verbundverhaltens von textiler Bewehrung in Beton experimentell angegangen wird, sind einige grundlegende Aspekte textiler Bewehrungen zu diskutieren.

Zunächst stellt sich die Frage, wie das Verbundverhalten von textiler Bewehrung in Beton charakterisiert werden kann und welcher Versuchsaufbau hierfür als geeignet erscheint. Im weiteren Verlauf bleibt zu klären, was ein optimales Verbundverhalten auszeichnet und wie dieses gewährleistet werden kann?

Das Verbundverhalten von textiler Bewehrung in Beton unterscheidet sich von dem des konventionellen Rippenstahl oder auch von GFK- oder CFK-Stäben. Dies liegt zum einen daran, dass die einzelnen Rovings, aus denen textile Bewehrungen hergestellt werden, aus oftmals Hunderten von einzelnen Filamenten bestehen und daher nicht als homogene, wohldefinierte Bewehrungsstäbe charakterisiert werden können. Wird beispielsweise ein solcher Roving in Beton eingebettet, so ist sowohl die von der Querschnittsform abhängige Verbundoberfläche als auch die Durchdringung des Rovings mit Zementmatrix für den Verbund entscheidend. Es ist demnach zu klären, wie viele der Filamente von Beton umhüllt sind, wie gut der Verbund zwischen Filamenten und Beton ist, und auch, welche Auswirkungen die unterschiedlichen Materialeigenschaften von Beton und textiler Bewehrung auf das Bauteilverhalten haben. Wie schon OHNO ET AL. gezeigt haben, ist es in einem ersten Schritt sinnvoll, zwischen inneren und äußeren Filamenten zu unterscheiden /OHN94/.

#### **Innerer und äußerer Verbund**

Die für konstruktive Zwecke benötigte Festigkeit eines Textils in Verbindung mit der ebenso notwendigen Handhabbarkeit in Bezug auf die Bauteilherstellung erfordert in der Regel den Einsatz von Rovings mit einer relativ hohen Filamentzahl. Bei der Einbettung eines solchen Rovings in Beton wird die Verbundoberfläche maßgeblich von der Form des Rovingquerschnitts abhängen und es muss zudem geklärt werden, wie viele von den an der Rovingoberfläche befindlichen Filamenten von der Zementmatrix vollständig umhüllt wurden. Im Hinblick auf das Tragverhalten kann die vollständige Durchdringung des Rovings mit Zementleim als eine Optimumbedingung angesehen werden. Verschiedene Versuchsreihen haben jedoch ergeben, dass insbesondere bei Rovings mit hoher Filamentzahl eine vollständige Durchdringung mit Zementleim nicht erreicht werden kann /BAN01/, /BRA00/, /KRÜ01B/, /RAU03/. Im Endeffekt variiert innerhalb eines solchen Rovingquerschnitts daher das Verbundverhalten von Filament zu Filament sehr stark.



Innerer Verbund < Äußerer Verbund  
(Bsp.: nicht vollständig mit Zementleim durchdrungener Roving)

Innerer Verbund > Äußerer Verbund  
(Bsp.: harz imprägnierter Roving)

**Abbildung 3-10: Variationen von in Beton eingebetteten textilen Rovings.**

Wie in verschiedenen Untersuchungen bereits gezeigt, kann zwischen einem inneren und einem äußeren Verbund bzw. Verbundbereich, und damit zwischen inneren und äußeren Filamenten unterschieden werden /OHN94/. Als äußerer Verbund wird hierbei der Verbund zwischen den vollständig mit Zementleim umschlossenen Filamenten und der umgebenden Matrix definiert, während dem gegenüber als innerer Verbund der lose Kontakt zwischen einzelnen, nebeneinander liegenden Filamenten im Inneren des Rovings bezeichnet wird (vgl. Abbildung 3-10). Es ist offensichtlich, dass der innere Verbund im Normalfall deutlich geringer ist als der äußere Verbund. Wird beispielsweise versucht, einen derart eingebetteten Roving aus einem Beton herauszuziehen, so wird zunächst ein Versagen des inneren Verbundes beobachtet (siehe Abbildung 3-11, Fall b). Bei weiterer Laststeigerung versagt zunehmend auch der äußere Verbund, gefolgt von einem sukzessiven Reißen erst der äußeren, und schließlich der inneren Filamente. Infolgedessen und aufgrund des innerhalb des Rovingquerschnitts verschiedenen Verbundes sind die einzelnen Filamentspannungen zu jedem Zeitpunkt der Belastung unterschiedlich.

Das unterschiedliche Verhältnis von innerem zu äußerem Verbund ist nicht nur für das spätere Tragverhalten von Bedeutung, sondern ist auch schon bei der versuchstechnischen Bestimmung der Verbundeigenschaften zu berücksichtigen. Abbildung 3-12 zeigt die Abhängigkeit der Spannungsverteilung über den Querschnitt eines nicht imprägnierten Rovings von den Prüfbedingungen anhand eines Beispiels. Bringt man etwa die Belastung direkt an dem eingebetteten Roving in einem gewissen Abstand vom Betonrand an, so stellt sich am Betonrand innerhalb des Rovings aufgrund der Reibung der einzelnen Filamente untereinander und dem möglichen Schlupf über die freie Rovinglänge  $l_2$  eine relativ homogene Spannungsverteilung ein. Die genaue Spannungsverteilung wird damit maßgeblich durch die freie Garmlänge bestimmt. Ist ein Roving jedoch komplett auf zwei Seiten in Beton eingebettet, was quasi einem Riss in einem Betonbauteil gleichkommt, so werden sich die Spannungen der über den Riss verlaufenden inneren und äußeren Filamente deutlich unterscheiden.

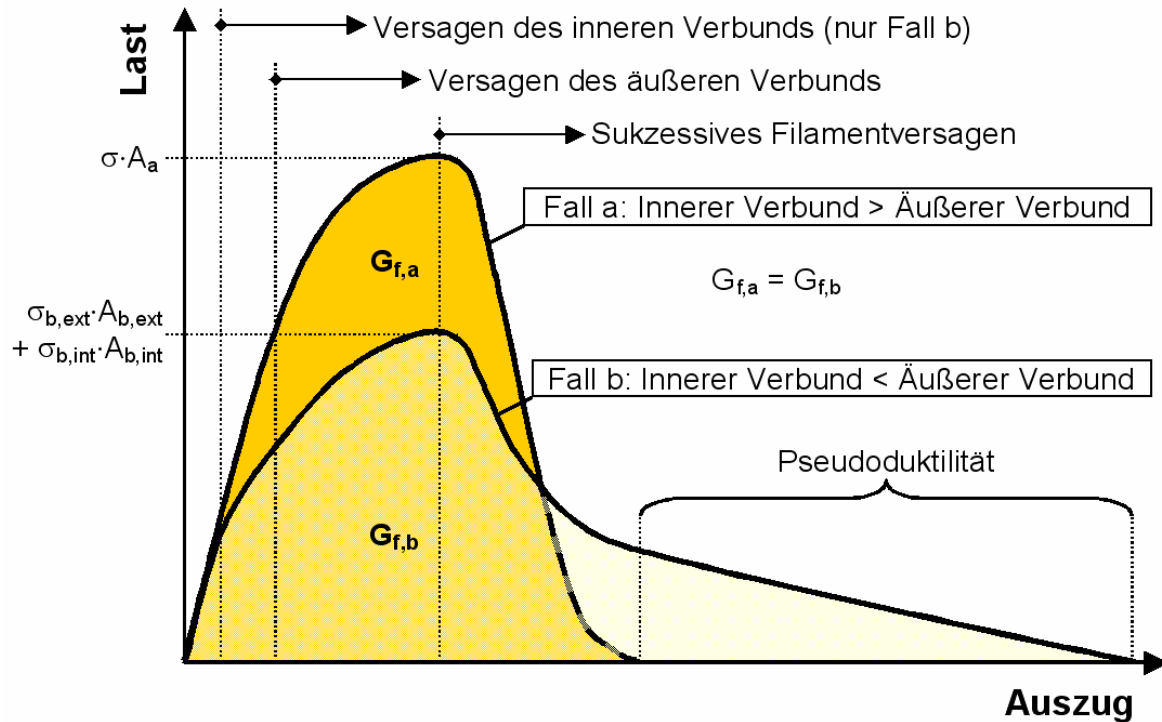


Abbildung 3-11: Qualitativer Verlauf des Auszugsverhaltens verschiedener textiler Bewehrungen mit unterschiedlichem inneren Verbund und unendlicher Einbettungslänge.

Bei Betrachtung der oben genannten Aspekte wird deutlich, dass man bei Pull-Out-Versuchen mit nicht imprägnierten Rovings einen reinen Pull-Out meist nicht erreichen wird. Es werden mit hoher Wahrscheinlichkeit auch einzelne äußere Filamente versagen. Eine eindeutige Unterscheidung von Filamentversagen und Verbundversagen ist sehr aufwendig. Untersuchungen sind hier insbesondere von BRAMESHUBER und BANHOLZER durchgeführt worden /BRA00/, /BAN01A/, /BAN03/. Erschwerend kommt hinzu, dass bei einer hohen freien Garnlänge mit einem Versagen einzelner Filamente außerhalb des Betons zu rechnen ist, was das Ergebnis weiter verfälscht.

Ein weiteres Problem besteht darin, dass die kapillare Saugwirkung unbeschichteter Rovings während des Betoniervorgangs den w/z-Wert, folglich auch die weitere Hydratation im Nahbereich um den Roving und damit letztendlich auch den Verbund wesentlich beeinflussen kann. Ist ein Roving nicht vollständig in Beton eingebettet und ragt aus dem Beton heraus, so wird dieser Effekt noch verstärkt, da Wasser auch in den außerhalb des Frischbetons liegenden Roving gesogen wird. Das spätere Verbundverhalten ist hier nicht mehr als repräsentativ für vollständig in Beton eingebettete textile Bewehrung anzusehen.

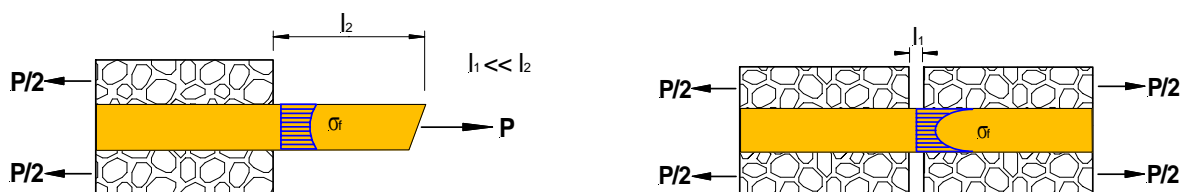


Abbildung 3-12: Spannungsverteilung über den Rovingquerschnitt bei einseitiger und zweiseitiger Einbettung.

Dennoch kann das Verbundverhalten von nicht imprägnierten Textilien mittels Auszugversuchen, wie im nächsten Kapitel detailliert beschrieben, weitgehend charakterisiert werden. Geeignet hierfür erscheint ein zweiseitiger Pull-Out-Versuch, bei dem der Roving vollständig in Beton eingebettet wird.

Einfacher gestaltet sich hingegen die Versuchsdurchführung bei vollständig imprägnierten Rovings, bei denen der innere Verbund größer als der äußere ist. Die beschriebenen nachteiligen Eigenschaften treten hier nicht auf, so dass die Untersuchungen auch auf einseitige Pull-Out-Versuche beschränkt werden könnten.

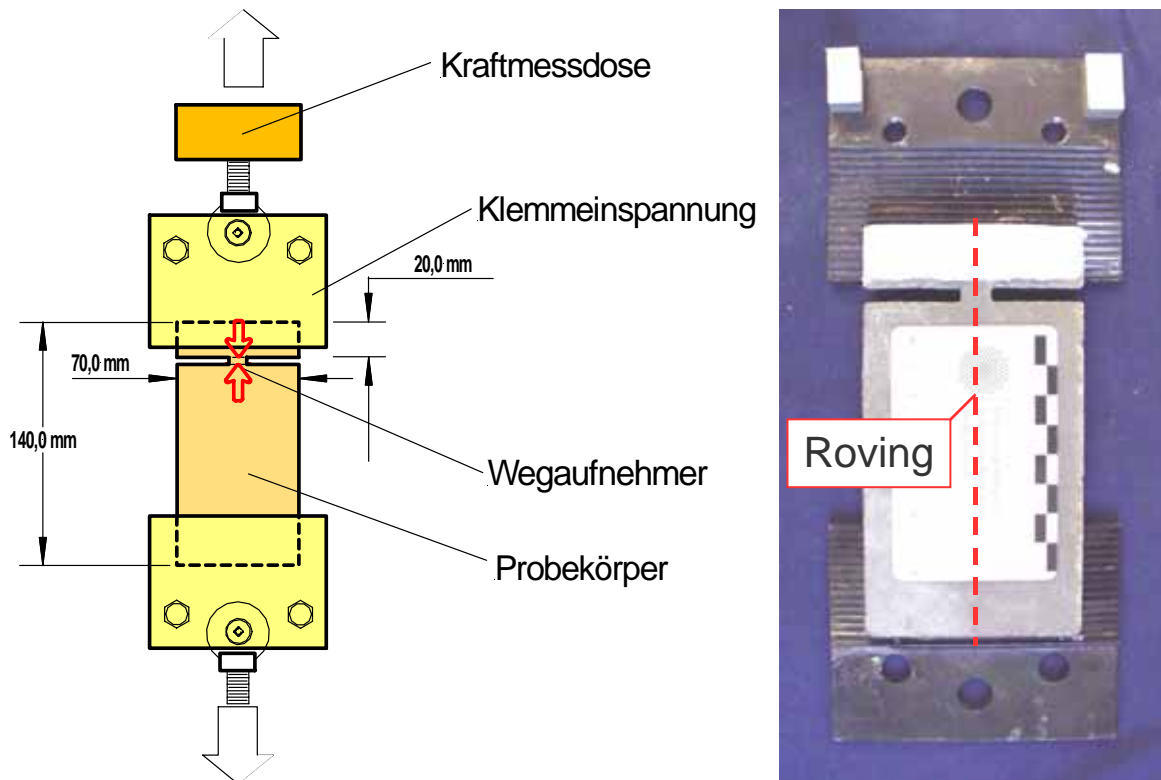
Allerdings ist auch bekannt, dass Querdruck auf Reibung und Haftung einen Einfluss ausüben kann. Dieser Einfluss dürfte bei in Beton eingelegter textiler Bewehrung, welche nicht voll mit Zementleim durchdrungen ist und daher Hohlräume enthält, äußerst gering sein. Der Poisson-Effekt wird dagegen das Verbundverhalten textiler Bewehrung beeinflussen, wenn die textile Bewehrung vorgespannt oder vollständig imprägniert wird. Für die Ermittlung des Verbundverhaltens vorgespannter Bewehrung scheint in diesem Zusammenhang ein zweiseitiger Pull-Out-Versuch eher geeignet zu sein.

Letztendlich muss noch der Tatsache Rechnung getragen werden, dass sich Rovingquerschnitt und Verbundoberfläche eines eingebetteten Rovings fortlaufend ändern. Die Streuung der Versuchsergebnisse wird daher insbesondere bei kurzen Einbettungslängen sehr hoch sein.

### ***3.4.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung***

Ein Anliegen ist zunächst, dass Probekörper ohne aufwendige Schalungen hergestellt werden können. Auch sollten die Lagerungsbedingungen, denen die Probekörper ausgesetzt werden, denen der in Biegeversuchen untersuchten Probekörper weitgehend entsprechen. Die Herstellung der Probekörper sollte einfach und reproduzierbar sein, wobei die eingelegte Bewehrung und der Verbund vor dem eigentlichen Versuch so wenig wie möglich geschädigt werden soll. Daneben ist eine klar definierte Einbindelänge wünschenswert und eine freie Faserdehnung als auch ein Faserversagen außerhalb des Prüfkörpers sind möglichst auszuschließen.

Im Resultat führte dies zu der Entwicklung eines Versuchsaufbaus mit einem quasi zweiseitigen Pull-Out, bei dem das Textil vollständig in den Beton eingebettet ist. Um die Vergleichbarkeit zu den weiteren Untersuchungen bezüglich des Tragverhaltens herzustellen, erschien es zweckmäßig, entsprechende Pull-Out-Versuchskörper aus textilbewehrten Betonplatten von 10 mm Stärke zu gewinnen.



**Abbildung 3-13: Versuchsaufbau für einen zweiseitigen Pull-Out-Versuch (links: schematisch, rechts: halbseitig geöffnet).**

So wurden die für diesen Versuch benötigten Probekörper von  $70 \times 140 \text{ mm}^2$  aus einer textildbewehrten Platte ( $1000 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}^3$ ) herausgesägt, bei der das Textil mittig eingelegt wurde (vgl. Abbildung 3-13). Der aus den Platten herausgesägte Pull-Out-Probekörper wurde dann so mit zwei Einschnitten versehen, dass innerhalb der Sollbruchstelle nur ein Roving liegt. Die Einschnitte wurden je nach gewünschter Einbettungs- bzw. Versagenslänge, im vorliegenden Fall bei etwa 20 mm, angebracht. Über den verbleibenden Steg, über den auch der Pull-Out gemessen wurde, ist der Roving ideal eingebettet und nicht vorgeschädigt. Diese Probekörperherstellung bietet den Vorteil, dass die angrenzenden Längs- und Querfasern erhalten bleiben und deren Einfluss auf die Verbundeigenschaften automatisch berücksichtigt wird. Des Weiteren werden durch die vollständige Einbindung die freie Faserdehnung eliminiert und die Beeinflussung des Wasserhaushaltes durch kapillares Saugen der aus dem Beton herausragenden Filamente unterbunden.

Die Krafteinleitung in den Probekörper erfolgte über mit Epoxydharzmörtel an den Beton angeklebte Stahllaschen, die wiederum gelenkig an eine elektromechanische Prüfmaschine angeschlossen wurden. Das heißt, die Krafteinleitung erfolgte nicht über das Textil direkt, sondern wird über den Verbund vom Beton auf den Faserroving übertragen. Es kann davon ausgegangen werden, dass sich ein wirklichkeitsnaher Rissentstehungsprozess im Bereich des Einschnitts und im weiteren Verlauf dann ein Pull-Out in dem kürzeren Betonabschnitt einstellt.

Während des Versuchs mit konstanter Belastungsgeschwindigkeit ( $1 \text{ mm/min}$ ) wurden die Kraft sowie die Rissöffnung in Höhe der Sollbruchstelle aufgezeichnet. Über die Messung des



Rissöffnungsmaßes kann direkt auf das Verbundverhalten geschlossen werden, da die Betonverformungen zu vernachlässigen sind.

Dieser Versuchsaufbau stellt weitgehend sicher, dass sich der Versagensmechanismus unter realitätsnahen Verhältnissen einstellen kann. Es muss jedoch angemerkt werden, dass die mit diesem Versuchsaufbau gemessenen Verformungen bis zur Höchstlast näherungsweise Werte für einen zweiseitigen Pull-Out, und nach der Höchstlast näherungsweise Werte für einen einseitigen Pull-Out liefern. Bei der späteren Auswertung müssen daher Korrekturen vorgenommen werden.

### Lagerungsbedingungen

Es ist anzunehmen, dass das Verbundverhalten textiler Bewehrung in Beton von den Lagerungsbedingungen abhängt. Hierzu zählen insbesondere auch die Auswirkungen des verschiedenen Temperaturdehnverhaltens der Materialien. Daher wurden die Probekörper bis zum eigentlichen Versuch verschiedenen Lagerungsbedingungen ausgesetzt. Nach einer ausreichenden Nachbehandlungsdauer wurden Versuchskörper neben einer Lagerung in Normklima einer künstlichen Alterung bei hohen Temperaturen ausgesetzt. Eine künstliche Alterung in 80°C heißem Wasser hat sich bei SIC-Tests gemäß GRCA-Richtlinie weitgehend bewährt, wengleich bei den nachfolgenden Untersuchungen grundsätzlich verschiedene Ausgangsbedingungen vorliegen /GRCA84/. Tabelle 3-8 zeigt die Lagerungsbedingungen und deren Bezeichnungen (*N*, *4W* und *10W*), die den nachfolgenden Untersuchungen zugrunde liegen.

**Tabelle 3-8: Abfolge der verschiedenen Lagerungen für die künstliche Alterung bei hohen Temperaturen.**

Vorgang	Lagerungsbedingungen	Lagerungsdauer in Tagen		
		N	4W	10W
Plattenherstellung	20°C, 65% rel. Feuchte	1	1	1
Nachbehandlung	20°C, Wasser	27	27	27
Normallagerung	20°C, 65% rel. Feuchte	10	6	-
Heißwasserlagerung	80°C, Wasser	-	4	10
Trocknung bis zur Prüfung	20°C, 65% rel. Feuchte	3	3	3

### 3.4.3 Eingesetzte Textilien

Im Rahmen der Forschungstätigkeit wurden verschiedenste Textilien auf ihre Eignung als textile Bewehrung für Beton untersucht. Nachfolgend werden nur die Textilien vorgestellt und diskutiert, die für die weitere Entwicklung textiler Bewehrungen für Beton ein hohes Potenzial und mögliche Optimierungsansätze aufzeigen. Die Eigenschaften und Kennwerte der gewählten Textilien können den im Anhang II aufgeführten Tabellen entnommen werden. Weitere hier nicht aufgeführte Textilien wurden von FICHTLSCHERER untersucht /FIC01/. Neben einigen der hier vorgestellten Textilien wurden dort auch SBR-beschichtete Drehergewebe aus Aramid und E-Glas untersucht. Insgesamt wurden mehr als 240 Pull-Out-Versuche mit verschiedenen Textilien mit dem oben beschriebenen Versuchsaufbau durchgeführt.

### 3.4.4 Ergebnisse zum Verbundverhalten

Die im Folgenden aufgeführten Abbildungen zeigen in der Regel die Mittelwerte mehrerer Einzelversuche. Im Gegensatz zum einfachen Pull-Out-Versuch an einem einzelnen Roving wird bei den hier durchgeführten Versuchen der Einfluss der Querbewehrung auf die Auszugskräfte berücksichtigt. Dies kann speziell bei imprägnierten Textilien von Bedeutung sein, da durch die Imprägnierung der Knotenwiderstand verändert und auch der Rovingquerschnitt entlang der Faserachse stark beeinflusst wird.

Bei den nachfolgenden Diagrammen ist ausschließlich der Verbundfluss über den Schlupf aufgetragen. Der Verbundfluss errechnet sich aus der Auszugskraft, die auf die in dem Beton verbleibende Restlänge des Rovings bezogen wird. Es wurde bewusst auf eine Umrechnung in Verbundspannungen verzichtet, da oftmals eine ausreichend genaue Ermittlung des Umfangs bzw. der Verbundoberfläche unmöglich ist.

#### Auszugverhalten von textilen Gelegen aus Carbonfasern

In Abbildung 3-14 ist eine Auswahl der Ergebnisse von in Feinbeton eingebetteten Carbon-textilien aufgeführt. Hierbei handelt es sich um die Mittelwertkurven von mindestens drei Versuchen. Es ist deutlich zu erkennen, dass ein mit Epoxydharz imprägniertes Textil höhere Verbundfestigkeiten als ein nicht imprägniertes Textil aufweist. Dieser höhere Verbund ist jedoch nicht auf die Imprägnierung selbst zurückzuführen, sondern vielmehr auf die strukturierte Rovingoberfläche, die durch die Imprägnierung gefestigt wird. So sind in diesem Fall die Wirkfäden derart mit Harz auf dem Roving verklebt, dass sie wie eine Rippung wirken (vgl. Abbildung 3-15). Die Wirkfäden sind das Ergebnis des Wirkprozesses bei der Textilherstellung. Eine weitere Verbunderhöhung wird durch den sich über die Rovinglänge ändernden Rovingquerschnitt erzielt. Insbesondere an den Kreuzungsstellen, wo der orthogonale Roving mit dem belasteten Roving verbunden ist, ergibt sich eine starke Querschnittsveränderung (vgl. Abbildung 3-16).

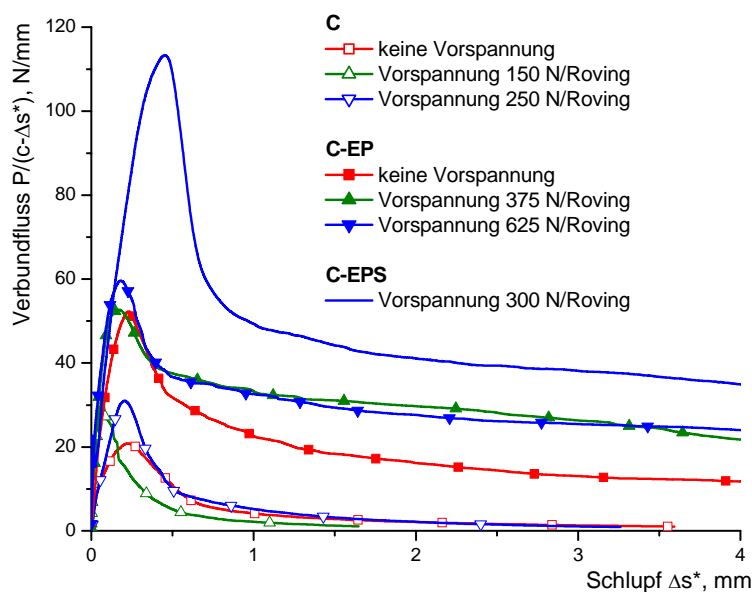


Abbildung 3-14: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm carbonbewehrter Probekörper mit einer Einbettungslänge von  $c=20$  mm (Lagerung N).

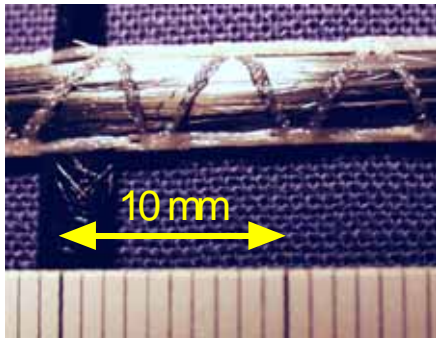


Abbildung 3-15: Detail eines epoxydharzimprägnierten Carbongeleges mit Wirkfäden als „Rippung“.

In der Praxis werden für die Charakterisierung des Roving-/Betonmatrixinterface oftmals Verbundspannungen infolge Adhäsion oder Reibung zugrunde gelegt. Beide Kriterien erfordern allerdings eine exakte Bestimmung des Umfangs und des Querschnittes der Bewehrung. Abbildung 3-16 zeigt ein Beispiel für ein in Feinbetonmatrix eingebettetes Carbondtextil. Zur Kenntlichmachung der luftgefüllten Hohlräume wurden diese, wie auch in den noch folgenden Abbildungen, weitestgehend mit fluoreszierendem Harz verpresst. Es ist offensichtlich, dass die Querschnittsfläche aufgrund eingeschlossener Luft als auch der Umfang eines Rovings sehr stark variiert. Oftmals haben die mit Luft gefüllten Hohlräume innerhalb des Rovings keine Öffnung nach außen hin, so dass Feinbeton nicht hineingelangen kann.

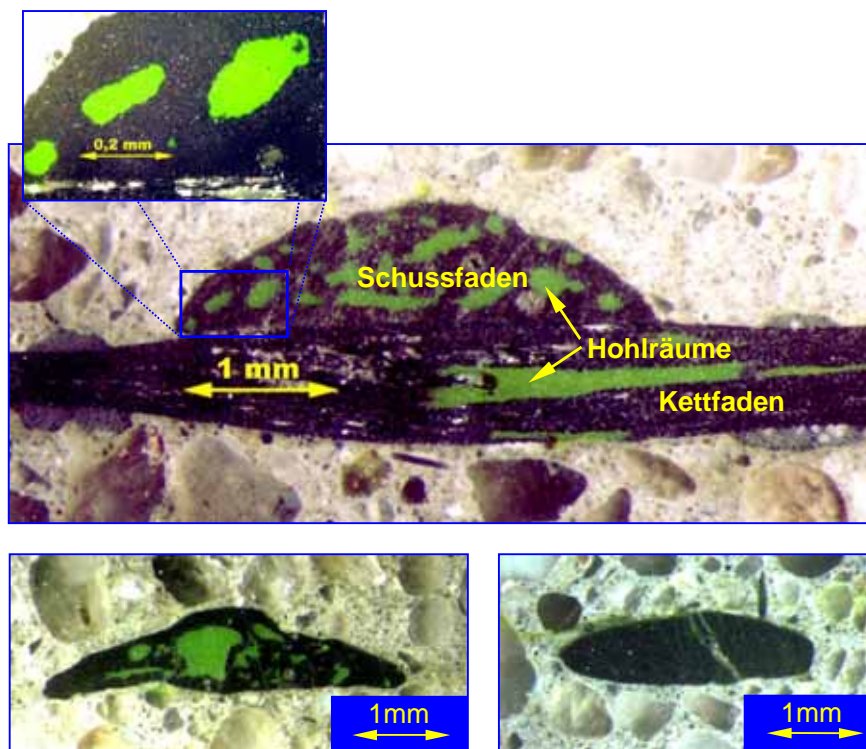
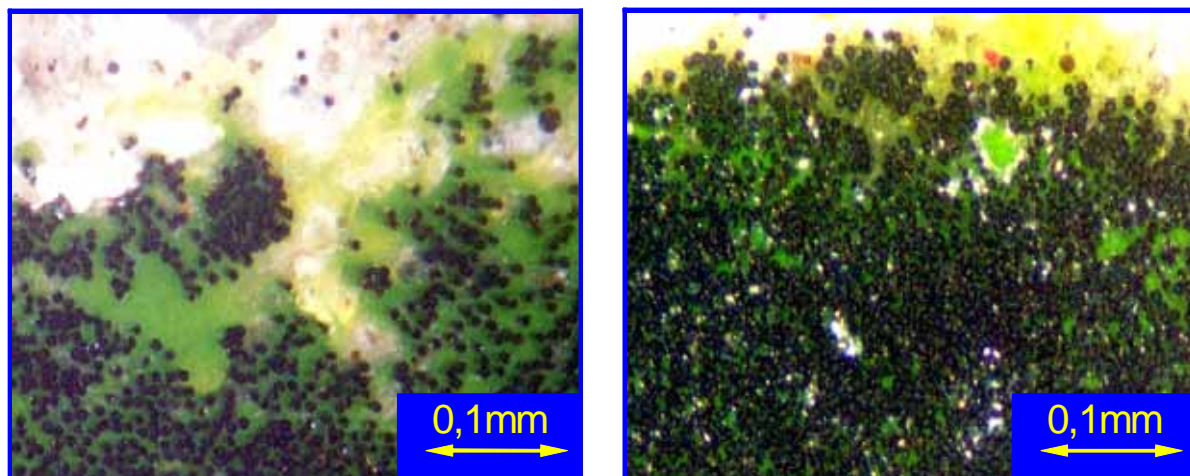


Abbildung 3-16: Beispiele von in Beton eingebetteten, epoxydharzimprägnierten Carbongelegen.

In Abbildung 3-17 und Abbildung 3-18 sind Querschnitte von nicht imprägnierten Rovings abgebildet. Hier wird deutlich, dass nur eine geringe Anzahl der äußeren Filamente von Beton umhüllt sind und innen liegende Filamente teilweise sogar gar keinen Kontakt zum Beton haben. Offensichtlich wird die Durchdringung eines Rovings mit Zementleim darüber hinaus

durch die starke Bündelung der Filamente infolge der Vorspannung noch weiter behindert, so dass bei vorgespannten, nicht imprägnierten Rovings nahezu keine Durchdringung des Rovings mit Zementmatrix festgestellt werden kann. Hinsichtlich der Charakterisierung von Rovingquerschnitt und Verbundoberfläche ist hier die gleiche Problematik wie schon bei den imprägnierten Rovings festzuhalten.

Die Betrachtung der Auszugskurven der harzprägnierten Textilien in Abbildung 3-14 lässt eine höhere Restreibung der vorgespannten Textilien erkennen. Dies kann auf den Querdruck infolge der aufgetragenen Vorspannung zurückgeführt werden. Das heißt, dass eine Beeinflussung durch den Poisson-Effekt offensichtlich vorhanden ist. Der Versagensart beim Pull-Out von imprägnierten Rovings muss hier jedoch Aufmerksamkeit geschenkt werden. So zeigte sich bei den harzprägnierten Textilien, dass die mit Harz auf dem Roving verklebten rippenartigen Wirkfäden während des Versuches vorwiegend vom Roving und nicht vom Beton abscheren. Maßgeblich für den Verbund sind demzufolge auch die adhäsiven Eigenschaften des verwendeten Harzes auf den einzelnen Filamenten. Dies ist von Interesse, da die Adhäsion des Harzes auf den Filamenten in der Regel bei Querdruck erhöht wird. Auch die Mikroverzahnung infolge der Rauigkeit der Oberfläche, die sich aus der hohen Anzahl von nebeneinander liegenden Filamenten ergibt, wird verbessert.

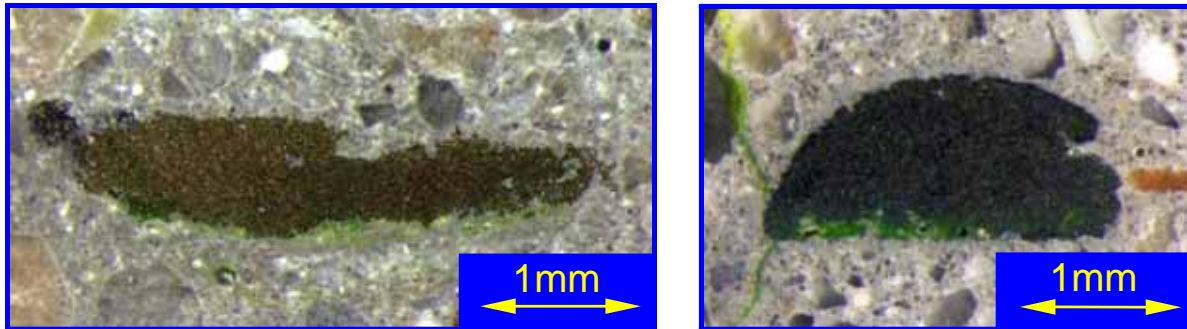


**Abbildung 3-17: Details von nicht vorgespannten (links) und vorgespannten (rechts) Carbonrovings in Beton.**

Verbundbeeinflussende Effekte durch behinderte Querdehnungen sind bei unimprägnierten Textilien hingegen nicht zu erwarten und werden, wie die dargestellten Untersuchungen belegen, auch nicht beobachtet. Hier kann vielmehr davon ausgegangen werden, dass sich die frei liegenden inneren Filamente schon bei geringem Schlupf neu ausrichten und in eine dichtere Lagerung übergehen. Auch bei vorgespannten Rovings wird eine optimale, d.h. eine absolut dichte Lage der Filamente nicht zu erreichen sein. Querdruckspannungen können daher unabhängig vom Grad der Vorspannung durch Filamentneuorientierung schnell abgebaut werden.

Bei der Betrachtung der Auszugskurven der nicht imprägnierten Textilien in Abbildung 3-14 wird deutlich, dass der Reibverbund bei Faserauszug sehr gering ist und auch der Haftverbund

nur etwa ein Drittel von dem der imprägnierten Textilien beträgt. Die kritische Einbettungslänge wird dementsprechend sehr hoch sein. Zu beobachten sind aber im Fall der Vorspannung auch größere Maximallasten, wenngleich sich der ermittelte Schlupf je nach Höhe der Vorspannung unterschiedlich verhält.



**Abbildung 3-18: Querschnitte von nicht imprägnierten Carbonrovings eingebettet in Beton: nicht vorgespannt (links), vorgespannt (rechts).**

Bezüglich der Interpretation dieser Ergebnisse muss differenziert werden. So zeigte sich bei der Herstellung des mit 250 N/Roving vorgespannten Textils, dass der einen Tag nach Plattenherstellung vorhandene Verbund beim Ablassen der Vorspannung nicht ausreichte, die Vorspannung auf den Beton zu übertragen. Das heißt, das Textil wurde zu diesem Zeitpunkt in den Beton hineingezogen. Hingegen zeigte sich bei einer Vorspannung von 150 N/Roving ein ausreichender Verbund beim Ablassen der Vorspannung. Die Vorspannung konnte demzufolge auf den Beton aufgebracht werden. Bemerkenswert ist in beiden Fällen der nur geringe Unterschied der maximalen Auszugskraft. Dies führt zu der Schlussfolgerung, dass der Verbund infolge von Hydratationsprodukten bzw. Adhäsion bei den hier vorliegenden Carbonfasern generell sehr gering ist. Die Einflüsse der Faserorientierung und des Rovingquerschnitts sowie vom Poisson-Effekt, welche für vorgespannte und nicht vorgespannte nicht imprägnierte Textilien unterschiedlich sind, sind gleichwohl höher. Die höhere Auszugskraft im Fall der Vorspannung kann möglicherweise auf den engeren Kontakt der inneren Filamente untereinander und der daraus resultierenden höheren Gleitreibung zurückgeführt werden (vgl. Abbildung 3-18).

Neben dem bislang analysierten grundsätzlichen Verbundverhalten ist auch der Frage der Dauerhaftigkeit textilbewehrter Betone nachzugehen. Untersuchungen nach einer Lagerung bei hoher Temperatur stellen einen Ansatz zur Beantwortung dieser Fragestellung dar. Carbonfasern sind in einem alkalischen Milieu wie Beton weitgehend beständig, weshalb praktisch keine direkte Faserschädigung durch verschiedene Lagerungsbedingungen zu erwarten ist. Dies führt zu der Annahme, dass die geringen Unterschiede bei den nicht imprägnierten Rovings in Abbildung 3-19 auf übliche Versuchsstreuungen des Materials zurückzuführen sind und nicht auf einen Einfluss der Lagerung. Eine Verbundschädigung infolge der Lagerung bei hohen Temperaturen ist nicht erkennbar.

Die unterschiedlichen Versagenslasten der imprägnierten Rovings sind vermutlich ebenfalls durch die materialüblichen Schwankungen bedingt. Lediglich im Bereich des Reibungsver-

bunds ergeben sich deutliche Abweichungen im Verlauf. Ein erhöhter Reibverbund könnte auf die Nacherhärtung des Betons durch die Lagerung in 80°C heißem Wasser zurückgeführt werden. Andererseits könnten die unterschiedlichen Kurvenverläufe im Bereich des Reibverbunds durch das unterschiedliche Temperaturdehnverhalten von Carbonroving und Beton erklärt werden. Abbildung 3-20 zeigt eine Ablösung des imprägnierten Roving nach der 10-tägigen Lagerung in 80°C heißem Wasser von der Matrix. Dennoch sind die Auszugslasten mit denen der Lagerung N vergleichbar, wenn nicht gar höher. Die den Verbund bestimmenden Eigenschaften beruhen daher anscheinend nicht auf der Adhäsion der Betonmatrix auf dem imprägnierten Roving, sondern vielmehr auf der Mikroverzahnung von Rovingoberfläche und Betonmatrix. Das Ablösen von der Betonmatrix könnte auch den geringfügig höheren Schlupf bis zur Maximallast der in heißem Wasser gelagerten Proben erklären. Im Versagenszustand ist auch bei den hier vorliegenden Versuchen ein Abscheren der Wirkfäden von dem Roving festgestellt worden, was die obigen Hypothesen stützt.

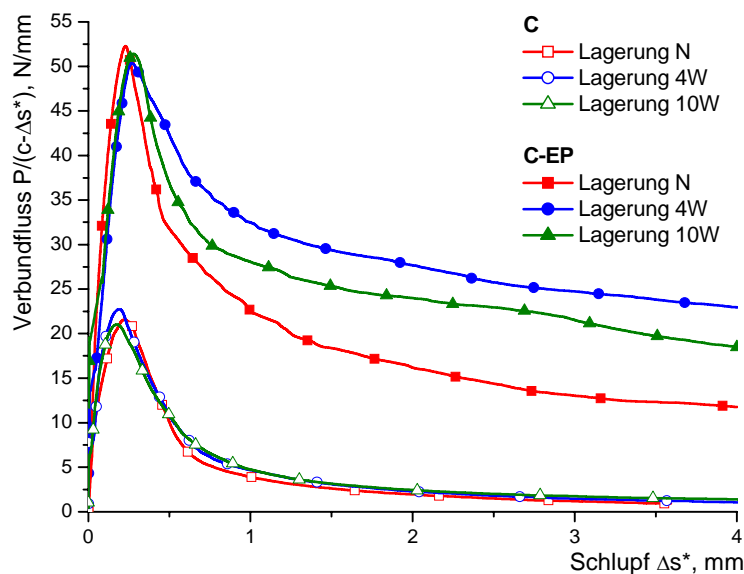


Abbildung 3-19: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm carbonbewehrter, nicht vorgespannter Probekörper nach verschiedenen Lagerungsbedingungen.



Abbildung 3-20: Verbundzone eines imprägnierten Carbonrovings nach 10 Tagen Lagerung in 80°C heißem Wasser (grün: Ablösung).

Der Vergleich der Resultate in Abbildung 3-21 mit denen aus Abbildung 3-14 ergibt, dass auch bei vorgespannten Carbontextilien nach 10-tägiger Lagerung in 80°C heißem Wasser keine erkennbaren negativen Einflüsse auf das Verbundverhalten feststellbar sind. Der Verbund der nicht imprägnierten Carbonrovings wird durch die Heißwasserlagerung sogar erhöht. In der Literatur sind solche Phänomene auch bereits festgestellt worden, wobei haupt-

sächlich in den Roving hineinwachsende Kristallisationsprodukte und die Verdichtung der Zementmatrix im Bereich des Rovings als Ursache angegeben wurden /PUR01/, /PUR02/.

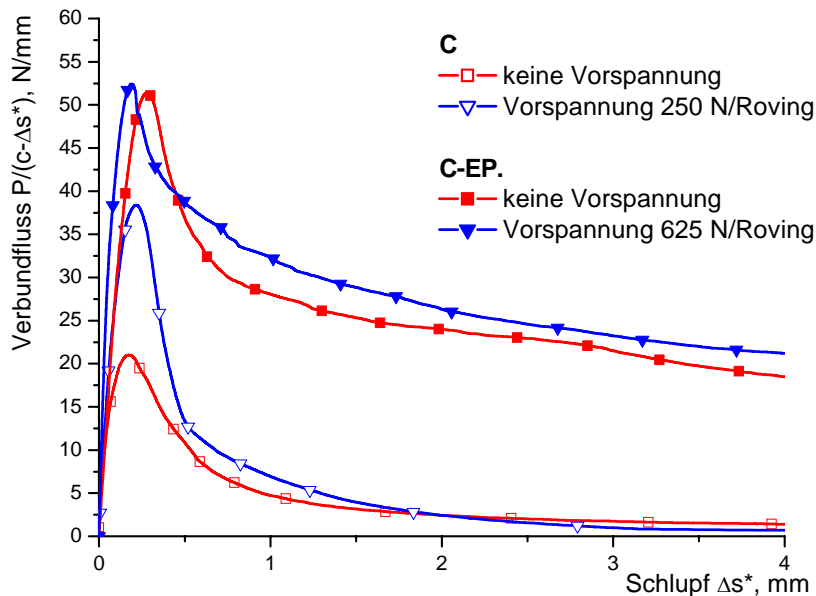


Abbildung 3-21: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm carbonbewehrter, vorgespannter Probekörper (Lagerung W10).

### Auszugverhalten von textilen Gelegen aus AR-Glasfasern

Entsprechend den Versuchen mit Textilien aus Carbonrovings wurden auch Verbunduntersuchungen an Textilien aus AR-Glas durchgeführt. Im Gegensatz zu den Versuchen mit Carbontextilien ist bei den Auszugversuchen mit nicht imprägniertem AR-Glas kein reiner Pull-Out feststellbar. Das heißt, neben einzelnen aus dem Beton herausgezogenen Filamenten zeigen andere Filamente Faserversagen. In Abbildung 3-22 ist exemplarisch der Querschnitt eines AR-Glasrovings abgebildet, der in Beton eingebettet ist. Unterschieden werden können hier äußere Filamente, welche vollständig von Beton umhüllt sind und innere Filamente, zwischen die die Betonmatrix nicht eindringen konnte. Im Kernbereich mit den inneren Filamenten ist der Verbund der Filamente untereinander gering, weshalb diese bei einem Pull-Out-Versuch teilweise ausgezogen werden.

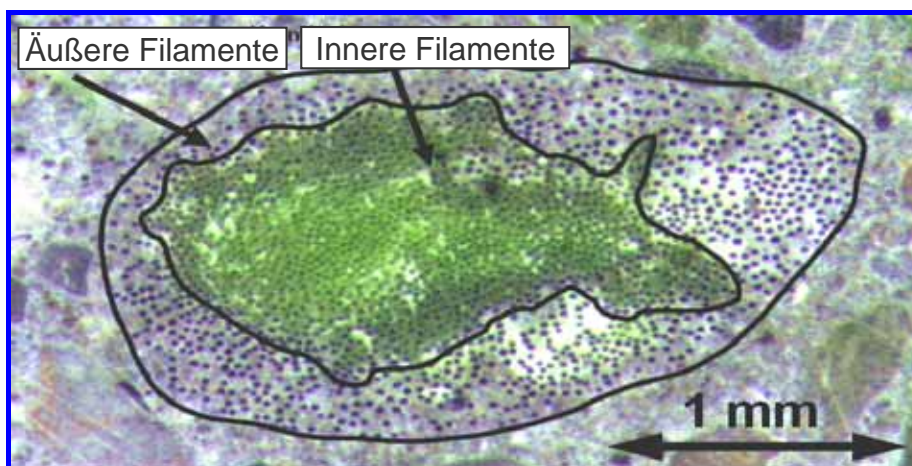
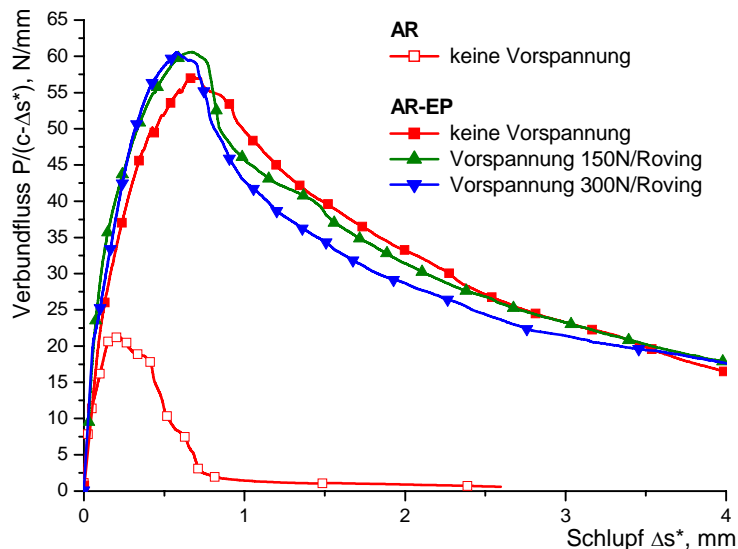


Abbildung 3-22: Nicht imprägnierter AR-Glasroving eingebettet in Beton.

Während es sich bei den Kurven der imprägnierten Textilien in Abbildung 3-23 wiederum um Mittelwertkurven von mindestens drei Einzelversuchen handelt, ist für das nicht imprägnierte Textil ein repräsentativer Einzelversuch herangezogen worden. Die Streuung der Versuche war aufgrund des sukzessiven Faserversagens zu hoch, als dass eine Mittelwertbildung hier Sinn gemacht hätte. Aufgrund der geringen Dauerfestigkeit des nicht imprägnierten AR-Glases wurden ferner keine vorgespannten Probekörper geprüft, so dass ein Vergleich hier entfällt. Eine Charakterisierung des Verbundverhaltens bei dem offensichtlichen Versagen eines Großteils der Filamente ist in der Folge sehr schwierig.



**Abbildung 3-23: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm AR-glasbewehrter Probekörper mit einer Einbettungslänge von  $c=20$  mm (Lagerung N).**

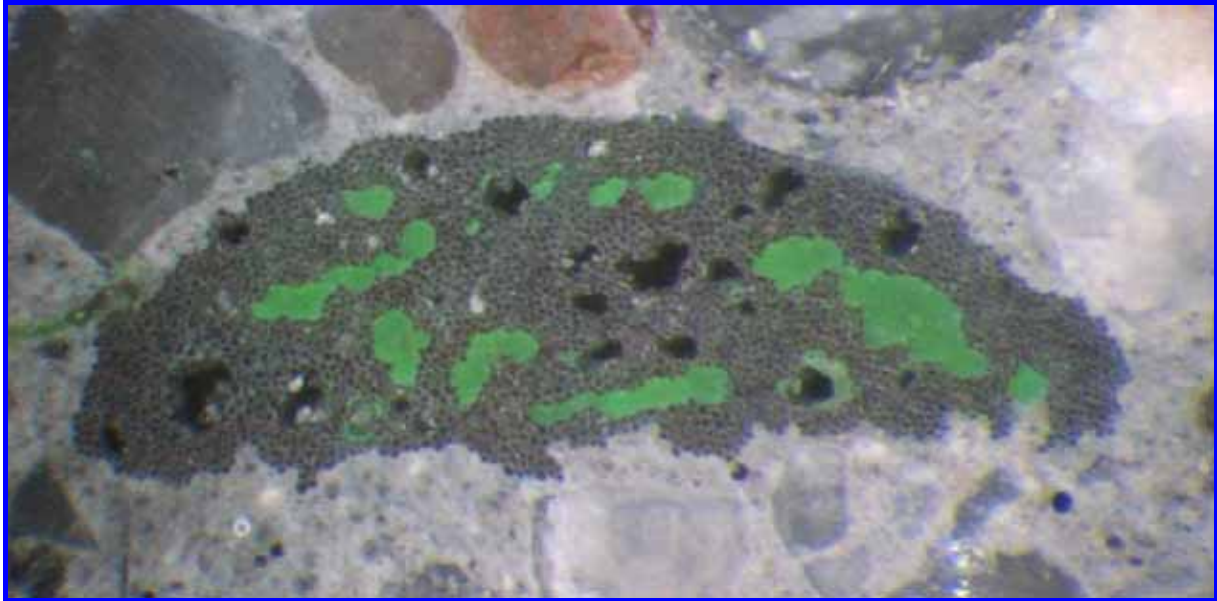
Die Ergebnisse der Versuche mit epoxydharzimprägnierten AR-Glastextilien in Abbildung 3-23 zeigen, dass die Verbundcharakteristik mit dem Verhalten der im vorherigen Kapitel beschriebenen imprägnierten Carbongelege vergleichbar ist. Unterschiede sind hinsichtlich des Schlupfes bei Maximallast erkennbar. Teilweise kann dieser erhöhte Schlupf durch den geringeren Elastizitätsmodul begründet werden. Bei einer rechnerischen Ermittlung, wie sie bei den numerischen Simulationen in Kapitel 4.5 durchgeführt wird, erweist sich dieser jedoch nur teilweise als Ursache. Daneben zeigen sich Unterschiede des Epoxydharzes hinsichtlich Elastizität, Adhäsion und auch aufgetragener Menge für das Verhalten mitverantwortlich. Da bei imprägnierten Carbontextilien und auch AR-Glastextilien jeweils auch ein Abscheren des Epoxydharzes von den Fasern bei Maximallast beobachtet wurde, wird hier ein Zusammenhang vermutet.

Ein weiterer Effekt, der sich auch schon bei den Auszugversuchen mit Carbontextilien gezeigt hat, ist der von der Höhe der Vorspannung abhängige Schlupf bei Maximallast.

Versuche mit künstlicher Alterung von nicht imprägnierten AR-Glastextilien in Beton wurden zwar auch durchgeführt, jedoch zeigten sich hier so geringe Restzugfestigkeiten der Rovings, dass ein Einsatz als textile Bewehrung ausscheidet. Daher wird hier auf die Darstellung der



Ergebnisse verzichtet (vgl. hierzu /FIC01/ sowie die Ausführungen zur Beständigkeit und Dauerhaftigkeit in Kapitel 2.2.2 und 2.4.2).



**Abbildung 3-24: Imprägniertes AR-Glasgelege eingebettet in Beton.**

Imprägnierte und besandete AR-glasbewehrte Probekörper wurden ebenfalls im Pull-Out-Versuch getestet. Die Besandung führt auch hier zu einem deutlich höheren Verbund. Wie allerdings in Abbildung 3-23 schon angedeutet, ist der Verbund bei den einfach imprägnierten Textilien bereits so hoch, dass der Roving bei einer Einbettungslänge von 20 mm im Pull-Out-Versuch seine Zugfestigkeit nahezu erreicht. Eine Einbettungslänge von weniger als 20 mm wäre daher für eine Ermittlung der Verbundcharakteristika besandeter AR-Glastextilien notwendig. Auf eine dahingehende Untersuchung wurde in Anbetracht des ohnehin schon sehr guten Verbundes verzichtet.

#### **Auszugsverhalten von textilen Gelegen aus Aramidfasern**

Aufgrund der Ergebnisse bezüglich des Pull-Out-Verhaltens nicht imprägnierter Carbontextilien wurde das Versuchsprogramm für Aramidgelege von vornherein auf imprägnierte Textilien beschränkt. Es war zu erwarten, dass sich aufgrund der glatten Oberflächenstruktur der Aramidfasern und der bekanntermaßen schlechten Adhäsionseigenschaften noch schlechtere Verbundwerte als bei den Carbonfasern ergeben. In Abbildung 3-25 sind einige Ergebnisse der Auszugversuche dargestellt. Im Gegensatz zu den imprägnierten AR-Glas- und Carbongelegen zeigt sich bei dem nicht vorgespannten Textil eine deutlich geringere Maximallast. Daneben ist der Unterschied von vorgespannter und nicht vorgespannter Bewehrung weitaus höher.

Das hier untersuchte harzprägnierte Textil zeigt gegenüber den AR-Glas- und Carbongelegen eine deutlich stärkere Bündelung der Rovings. Die Ursache hierfür ist in einer erhöhten Wirkfadenspannung beim textilen Herstellungsprozess begründet. Infolgedessen weist das vorliegende Aramidgelege eine geringere Verbundoberfläche auf. Auch ist bekannt, dass die

Adhäsion des Epoxydharzes auf Aramidfilamenten geringer ist als bei AR-Glas oder Carbon /BLU89/. Das Abscheren des Harzes von den Filamenten ist daher bei geringeren Lasten zu erwarten. Eine erhöhte Bündelung der Filamente kann auch durch leichte Vorspannung des Textils während des Imprägniervorgangs erreicht werden (siehe Abbildung 3-26).

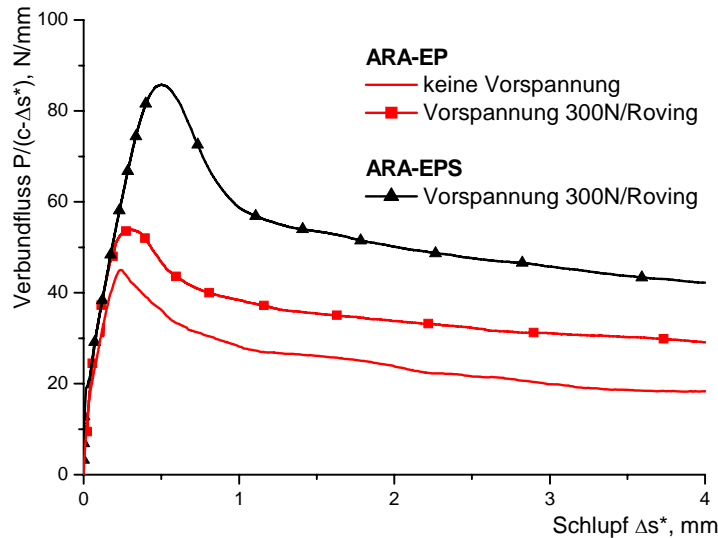


Abbildung 3-25: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm aramidbewehrter Probekörper mit einer Einbettungslänge von  $c=20$  mm (Lagerung N).



Abbildung 3-26: Unter leichter Vorspannung imprägniertes und einseitig besandetes Aramidlegele eingebettet in Beton.

### Auszugverhalten von SBR-beschichteten textilen Geweben aus Aramidfasern

In Ergänzung zu den oben bereits aufgeführten Untersuchungen werden nachfolgend die Ergebnisse von Pull-Out-Versuchen diskutiert, bei denen ein SBR-beschichtetes Gewebe (SBR = Butadienstyrol) als Bewehrung eingesetzt wurde. Die Darstellung ist insofern von Interesse, weil hier weitere Aspekte bezüglich textiler Bewehrungen und deren Verbundverhalten erörtert werden können. Zu detaillierteren Übersicht wird auf KRÜGER ET AL. und FICHTLSCHERER verwiesen /KRÜ01B/, /FIC01/.

Bei dem Aramidtextil handelt es sich um ein handelsübliches Gewebe, welches normalerweise in schmalen Streifen als zusätzliche Bewehrung für Mauerwerk in die Mörtelfugen einge-

bracht wird. Die Beschichtung aus Butadienstyrol ist zähelastisch, weist einen niedrigen Elastizitätsmodul auf und haftet auch nur oberflächlich an einzelnen äußeren Filamenten der Rovings an. Demzufolge sind nur wenige äußere Filamente mit SBR umhüllt. Die Drapierbarkeit des Textils ist dadurch sehr gut.

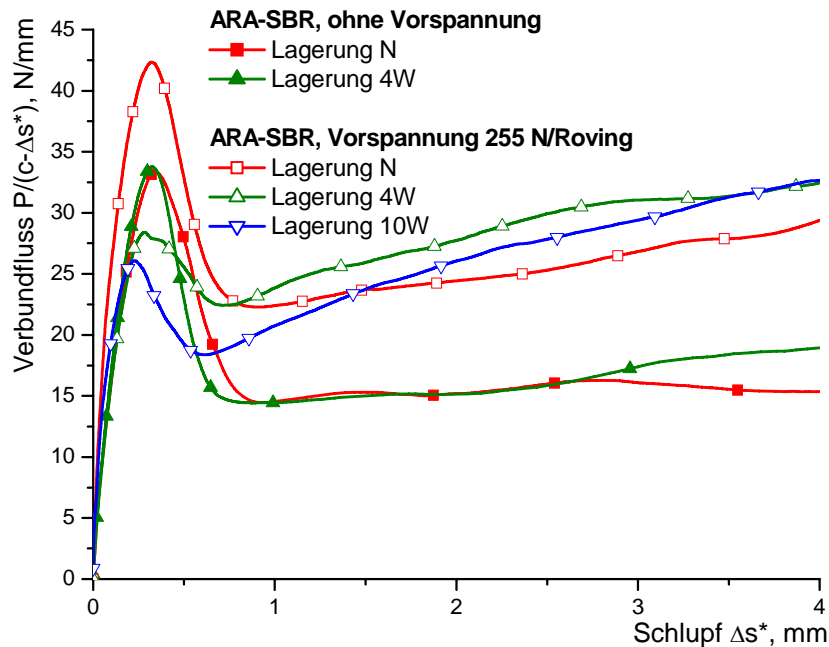


Abbildung 3-27: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm von mit Aramidgewebe bewehrten Probekörpern.

Auf die Verbundeigenschaften in Verbindung mit Beton wird im Folgenden kurz eingegangen. In Abbildung 3-27 sind einige Ergebnisse von Auszugversuchen, wiederum die Mittelwerte von mindestens drei Versuchen, dargestellt. Auf der einen Seite zeigt sich, dass das vorgespannte Textil höhere Verbundfestigkeiten aufweist als das nicht vorgespannte. Auf der anderen Seite ist zu erkennen, dass die Probekörper, die in 80°C heißem Wasser gelagert wurden, geringere Verbundfestigkeiten aufweisen. Der Reibverbund hingegen bleibt nahezu unverändert. Butadienstyrol gehört zu den thermoplastischen Kunststoffen. Thermoplaste werden unter Erwärmung in der Regel weich und plastisch verformbar. Unter konstanter statischer Belastung, wie im vorliegenden Fall der Vorspannung, ist daher damit zu rechnen, dass die hier verwendete Beschichtung bei einer Temperatur von 80°C eine erhöhte Kriechneigung zeigt. Die Vorspannung kann dadurch abgebaut werden und die einzelnen Filamente richten sich zunehmend aus, bis sie in nahezu gestreckter Lage vorliegen. Die zunehmende Streckung wiederum führt zu einer Verringerung des Verbundes. Mit zunehmender Dauer der Lagerung bei hoher Temperatur wird daher die maximale Verbundfestigkeit abnehmen.

Im Gegensatz hierzu wird der Reibverbund durch einen weiteren Faktor maßgeblich mitbeeinflusst. So ist unter Vorspannung mit einer Bündelung der einzelnen Filamente zu rechnen, da das weiche Butadienstyrol dem Zusammenziehen und damit der Querschnittsverjüngung des Rovings keinen Widerstand entgegen bringt. Insbesondere werden auch die inneren, augenscheinlich lose liegenden Filamente zusammengedrückt und der Hohlraum verringert. Es liegt die Vermutung nahe, dass dies ursächlich für den höheren Reibverbund der vorgespannten Textilien ist. Bei der Durchführung der Versuche konnte zudem die Beobachtung gemacht

werden, dass sich die Beschichtung von den Aramidfilamenten abrieb und zu kugelähnlichen Gebilden an der Rovingoberfläche ansammelte. Eine verbundsteigernde Wirkung infolge der zunehmenden Querpressung bei Ansammlung dieses Abriebes innerhalb des Betons könnte die Folge sein.

Im Gegensatz zu den bisher untersuchten Gelegen ist bei dem hier vorliegenden Gewebe die Umlenkung der einzelnen Rovings an den Kreuzungsstellen von Schussfäden und Kettfäden von erhöhter Relevanz. Die nicht gestreckte Lage bewirkt bei einer Zugbeanspruchung geringe Querdruckspannungen im Bereich der Umlenkung im Roving. Dies bedingt an den Kreuzungsstellen mit dem Querschnitt einen erhöhten Reibverbund. Je nach dem Grad der Vorspannung und der Art des Gewebes kann die Umlenkung, und damit die Beeinflussung des Verbundverhaltens, unterschiedlich sein (vgl. Abbildung 3-28). Ähnliche Effekte sind von ALDEA ET AL. sowie von PELED ET AL. beobachtet worden /ALD01/, /PEL98/.



**Abbildung 3-28: Querschnitte von SBR-beschichteten Aramidgewebe eingebettet in Beton: vorgespannt (links), nicht vorgespannt (rechts).**

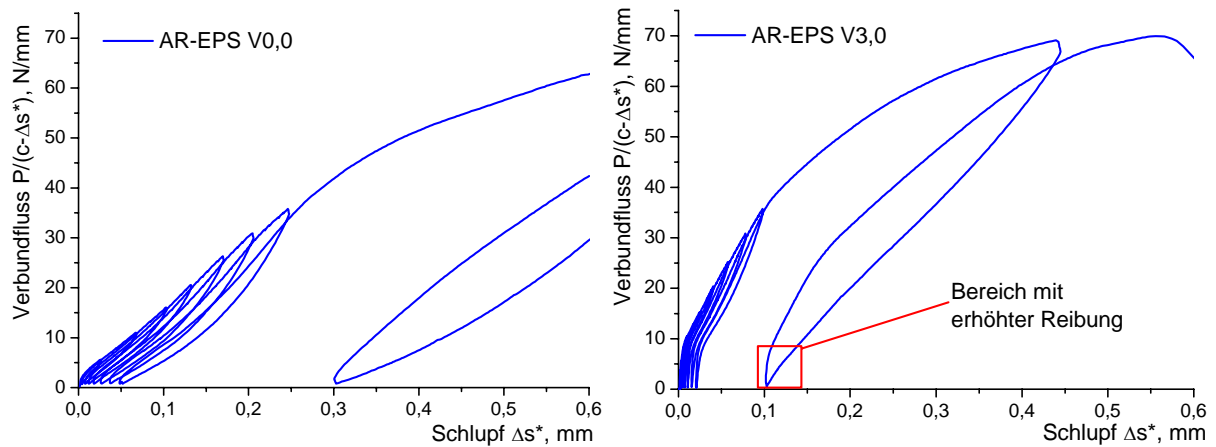
Es kann gefolgert werden, dass eine vollständige Imprägnierung mit einem geeigneten Harz wie, beispielsweise Epoxydharz anstelle einer oberflächlichen SBR-Beschichtung, zu weitaus höheren Verbundfestigkeiten führt und damit die Effizienz deutlich erhöht werden könnte. Nachteilige Effekte wie die geringere Steifigkeit eines Gewebes gegenüber der eines Geleges fallen somit nicht mehr ins Gewicht.

### **Verbundverhalten unter wiederholter Beanspruchung**

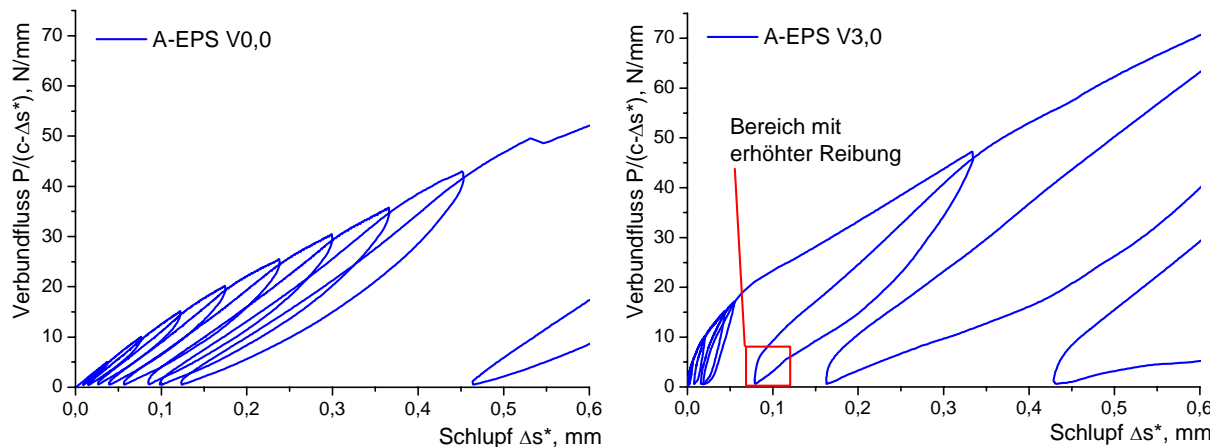
Das Verbundverhalten unter wiederholter Beanspruchung wurde exemplarisch für einzelne Textilien ermittelt. Einige der Versuchsergebnisse werden an dieser Stelle kurz erläutert. Abbildung 3-29 und Abbildung 3-30 zeigen die Ergebnisse von imprägnierten und besandeten Probekörpern. Das Auszugsverhalten der verschiedenen textilen Materialien ähnelt sich weitgehend. Anfänglich zeigt sich beispielsweise eine konstante Zunahme der verbleibenden Dehnung bei Entlastung. Allerdings kann nur ein Teil dieser anfänglichen Dehnung auf Schlupf zurückgeführt werden. Es ist zu vermuten, dass daneben auch ein Teil auf den gestörten Beton insbesondere im Bereich des erzeugten Risses zurückzuführen ist, da sich in der Regel ein einmal im Beton aufgetretener Riss nicht wieder vollkommen schließt.

Der Vergleich der Ergebnisse von vorgespannten und nicht vorgespannten Probekörpern legt den Einfluss der Vorspannung offen. Neben einer Verringerung des verbleibenden Schlupfes bei Entlastung zeigt sich insbesondere kurz vor der vollständigen Entlastung ein Bereich mit

erhöhter Reibung. Folgt man den bisherigen Erkenntnissen, so kann die erhöhte Reibung als Folge des Poisson-Effektes gedeutet werden.



**Abbildung 3-29:** Verbundfluss-Schlupf-Diagramm AR-glasbewehrter (links) und vorgespannter (rechts) Probekörper mit einer Einbettungslänge von  $c=20$  mm unter zyklischer Beanspruchung (Lagerung N).



**Abbildung 3-30:** Verbundfluss-Schlupf-Diagramm aramidbewehrter (links) und vorgespannter (rechts) Probekörper mit einer Einbettungslänge von  $c=20$  mm unter zyklischer Beanspruchung (Lagerung N).

### 3.4.5 Möglichkeiten zur Optimierung des inneren und äußeren Verbunds

Die Anstrengungen zur Optimierung des Verbunds von textiler Bewehrung sind vielfältig und unterscheiden sich teilweise grundlegend voneinander. Daher wurden in der Vergangenheit eine Vielzahl von Untersuchungen zum Verbundverhalten und dessen Optimierung durchgeführt /DIL03/, /Kle01/, /Kol01/, /MÄD03/, /RAU03/.

Im Ergebnis dieser Untersuchungen kann festgestellt werden, dass das grundsätzliche Verständnis bezüglich des Verbundverhaltens textiler Bewehrungen bekannt ist und auch Ansätze zur Optimierung vorhanden sind. Dennoch wird vielfach diskutiert, welche Modifikationen den besten Weg zur Optimierung des Tragverhaltens eines Textilbetonbauteils aufzeigen.

Die Haftverbund- und Reibverbundcharakteristika eines Textils sollten demnach gewissen Anforderungen genügen. Zu geringe Verbundfestigkeiten führen zu sehr hohen Lasteinleitungslängen. Zu hohe Verbundfestigkeiten hingegen können sich aufgrund der geringen Bruchdehnungen der meisten Textilien nachteilig auf die Bauteilduktilität auswirken. So wird

es unumgänglich sein, ein gewisses Verbundversagen im Hinblick auf das Verformungsverhalten des späteren Bauteils zu tolerieren.

Wie bereits erwähnt, haben verschiedene Forschungsarbeiten gezeigt, dass eine vollständige Durchdringung eines textilen Rovings, insbesondere bei solchen mit einer hohen Filamentzahl, nur schwer zu erreichen ist und zudem die Durchdringung stark von der Betonformulierung abhängt. Daher sind in der Vergangenheit verschiedene Ansätze zur Optimierung des inneren als auch des äußeren Verbundes zwischen Filamenten und Beton entwickelt und untersucht worden. Einige dieser Möglichkeiten wurden in der vorliegenden Arbeit bereits vorgestellt, wobei aber auch andere Forscher diese Möglichkeiten untersuchen und erörtern /DIL03/, /MÄD03/. Weitere hiervon verschiedene Methoden zur Optimierung von Faser- und Verbundeigenschaften sind beispielsweise:

- Plasmabehandlung der Filamentoberfläche /Kle01/,
- Applikation von optimierten Schichten für Zementmatrizen,
- Entwicklung von Hybridgarnen und Friktionsspinnengarnen, teilweise in Verbindung mit thermoplastischer Verschmelzung /Kol01/,
- Optimierung der Betonzusammensetzung hinsichtlich der Durchdringung des Rovings, etwa in Verbindung mit geeigneten Zusatzstoffen oder Polymerdispersionen /BRO01A/, /PUR98/, /PUR00/, /RAU03/.

Wie in der Aufzählung zu erkennen ist, unterscheiden sich die verschiedenen Ansätze zur Verbundoptimierung prinzipiell voneinander. Sie sind daher auch in ihrer Effizienz sehr verschieden. Grundsätzlich kann mit derartigen Modifikationen einerseits der innere Verbund, andererseits der äußere Verbund verändert werden.

Um den Ausnutzungsgrad eines Rovings zu verbessern, kann zunächst gefordert werden, den inneren Verbund durch geeignete Maßnahmen zu verbessern. Ist der innere Verbund, wie schon gezeigt, kleiner als der äußere Verbund, so werden die einzelnen Filamente sukzessiv versagen. Dies führt im Gegensatz zu einem quasi perfektem Verbund zu einer „Pseudoduktilität“ des Bauteils, aber auch insgesamt zu einer Verringerung der maximal aufnehmbaren Zugkraft des gesamten Rovings (vgl. Abbildung 3-11). Im Hinblick auf zyklische Belastungen wirkt sich zudem ein sukzessives Versagen einzelner Filamente nachteilig aus.

In manchen Konstruktionen kann eine hohe Duktilität von Vorteil sein. Aus verschiedenen Untersuchungen ist jedoch hervorgegangen, dass eine hohe Pseudoduktilität meist nicht erforderlich ist /KRÜ01A/, /KRÜ01B/, /REI02B/. Vielmehr treten insbesondere bei dünnen und filigranen Bauteilen die Anforderungen an den Gebrauchszustand mit zugehörigen Verformungsbeschränkungen in den Vordergrund.

Eine Verbesserung des inneren Verbundes vollzieht sich allgemein durch eine Erhöhung des Verhältnisses von äußeren Filamenten, welche vollständig mit Zementleim umhüllt sind oder einen ausreichenden Verbund zur Betonmatrix aufweisen, zu inneren Filamenten ( $A_{\text{ext}}/A_{\text{int}}$ ).

Abgesehen von einer Aufspreizung des Rovings bzw. der Verwendung von Rovings mit geringem Titer kann der innere Verbund durch eine geeignete Oberflächenmodifikation der Filamente (z.B. Plasmabehandlung) bzw. durch Applikation geeigneter Schichten oder Imprägnierungen (EP-Harze, ...) verbessert werden.

Ist insbesondere die innere Verbundfestigkeit mindestens so hoch wie die äußere Verbundfestigkeit zwischen äußeren Filamenten und Betonmatrix, so ist bei der Belastung des Rovings eine homogenere Spannungsverteilung über den Rovingquerschnitt vorhanden und ein Verbundversagen findet ausschließlich an der Rovingoberfläche statt. Als Folge führt dies zu einer höheren aufnehmbaren Maximallast, aber auch zu einem insgesamt steiferen Auszugsverhalten.

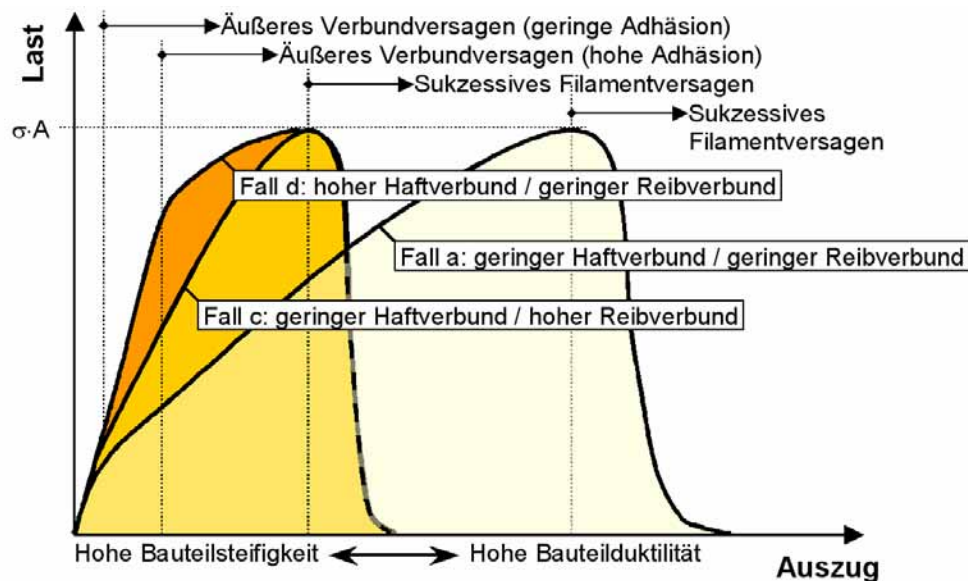


Abbildung 3-31: Qualitativer Verlauf des Auszugsverhaltens textiler Bewehrungen mit unterschiedlichem äußeren Verbund aber hohem inneren Verbund und unendlicher Einbettungslänge.

Ein Aspekt, der bei der Verbundoptimierung bedacht werden sollte, ist, dass der innere Verbund ausreichend elastisch sein sollte. Einerseits wird so eine homogene Spannungsverteilung innerhalb des Rovings gewährleistet. Andererseits werden bei einem Versagen einzelner Filamente die auftretenden Kräfte über den inneren Verbund an andere Filamente abgeleitet. Ein zu steifer innerer Verbund würde in Anbetracht dieser Aspekte zu einer inhomogenen Spannungsverteilung innerhalb des Rovings und damit zu Spannungsspitzen führen. Durch Überbeanspruchung und Versagen einzelner Fasern wird in der Folge die Tragfähigkeit des gesamten Rovings herabgesetzt.

Ist nun durch ein geeignetes Verfahren der innere Verbund in adäquater Weise verbessert worden, so rückt im Zusammenhang mit dem Tragverhalten des textilbewehrten Bauteils der äußere Verbund zwischen Beton und Textil in den Mittelpunkt des Interesses (siehe Abbildung 3-31). So weisen beispielsweise unbeschichtete Carbon- oder Aramidtextilien nur eine sehr geringe Haftung als auch Reibung in Verbindung mit üblichen Feinbetonen auf. Entsprechend hohe Verankerungslängen zur Lasteinleitung in den Beton werden demzufolge benötigt. Als Resultat wird ein derartig bewehrtes Bauteil in einem Biegeversuch nur wenige

Risse ausbilden, die zudem eine große Rissbreite aufweisen. Auch die Gesamtverformung des Bauteils wird zum Zeitpunkt des Erstrisses vergleichsweise hoch sein.

Insgesamt liegt die Schlussfolgerung nahe, dass eine Optimierung des Verbundverhaltens von Textil und Beton in vielen Anwendungen unabdingbar ist. Optimierung heißt in diesem Zusammenhang allerdings nicht, dass ein quasi perfekter Verbund angestrebt wird. Um beispielsweise Spannungsspitzen in einem tragenden Bauteil abbauen zu können, ist eine gewisse plastische Verformbarkeit von Vorteil. Im Gegensatz zu konventioneller Stahlbewehrung, wo die plastische Verformbarkeit des Stahles an sich ausgenutzt werden kann, zeigen für textile Bewehrungen geeignete Materialien in der Regel ein nahezu linearelastisches Verhalten (bezogen auf ein Einzelfilament) bis zum Versagen. Unter Beachtung der oben genannten Aspekte kann eine gewisse Spannungsumlagerung daher nur durch ein kontrolliertes Verbundversagen erreicht werden. Aufgrund der meist geringen Betondeckung bei textilbewehrten Bauteilen und der Berücksichtigung des Gebrauchszustandes sowie eventuellen Anforderungen aus zyklischer Belastung ist es zudem wünschenswert, dass das Verbundversagen nicht auf einem Versagen des umgebenen Betons (Mikrorissbildung, Abplatzen, Spalten) beruhen sollte. Ein Versagen sollte vielmehr vorzugsweise in der Kontaktzone zwischen Roving und Betonmatrix ohne wesentliche Schädigung des umgebenden Betons stattfinden. Im Bereich der Kontaktzone ist der Haftverbund zunächst als vollkommen elastisch anzusehen. Das bedeutet, erst nach Versagen dieses Haftverbundes, im Bereich des Reibverbundes innerhalb des Roving/Betonmatrix-Interface, liegt ein quasi plastisches Verhalten vor. Im Endeffekt könnte durch die gezielte Modifikation des äußeren Verbunds, bzw. im Detail durch eine abgestimmte Kombination aus Haft- und Reibverbund, die elastische und plastische Verformbarkeit des Gesamtbauteils gesteuert werden.

Eine Verbesserung des äußeren Verbundes hinsichtlich Haft- und Reibverbund wurde bereits mit verschiedenen Methoden erreicht. Beispielsweise wurden Friktionsspinnhybridgarne entwickelt, bei denen gezielt Haft- und Reibverbund eingestellt werden kann (vgl. Kapitel 2.2.2 sowie /KOL01/). Alternativ wurden Textilien auch mit geeigneten Harzen imprägniert. Neben der Verbesserung des inneren Verbundes ist den meisten dieser Methoden gemein, dass der Verbund von Beton und Roving vornehmlich durch die hohe Oberflächenrauigkeit und der dadurch bedingten Mikroverzahnung deutlich gesteigert wird. Zusätzliche Maßnahmen wie eine Besandung oder die Ausnutzung der Wirkfäden als eine Art Rippung verstärken diesen Effekt noch (vgl. Abbildung 3-15). Wird der Verbund hauptsächlich durch eine mechanische Verzahnung gewährleistet, so ist dem Versagensmechanismus besondere Beachtung zu schenken. Ein Versagen des umgebenden Betons wirkt sich im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit nachteilig aus. Dies bedeutet, dass bevorzugt ein Verbundversagen nahe am Übergang von Beton zu Roving vorliegen sollte, jedoch nicht im Beton selbst. Dieser Effekt kann mit aufgeschmolzenen Friktionsspinn Garnen oder auch Harzimprägnierungen erzielt werden. Charakteristisch für diese Modifikationen ist die Integration einer Sollbruchstelle an der Rovingoberfläche. Liegt bei derartigen Rovings ein Verbundversagen innerhalb dieses Interfaces vor, so kann der Roving nahezu ungeschädigt innerhalb eines wohldefinierten inneren Kanals gleiten und weiterhin vollständig zum Lastabtrag herangezogen werden.



Eine gewisse Lastumlagerung durch Schlupf und Reibung wird so ermöglicht. Im Endeffekt bedeutet dies für die Textilherstellung, dass die für das spätere Betonbauteil maßgebenden Verbundeigenschaften wie Adhäsion und Reibung bereits vorher gezielt eingestellt werden können und von der umgebenden Betonmatrix nahezu unabhängig sind. Ein Aspekt, der auch hinsichtlich der Betonformulierung von Vorteil sein dürfte.

Wie zu erkennen ist, sind die Möglichkeiten zur Verbesserung der Verbundeigenschaften sehr vielfältig, so dass abgewogen werden muss, welche Möglichkeiten der späteren Anwendungen am besten entgegen kommen. Es ist auch zu erwarten, dass einige der angesprochenen Maßnahmen zu einer deutlichen Erhöhung der Kosten führen und deren praktischer Nutzen immer berücksichtigt werden muss.

### ***3.4.6 Zusammenfassung der Ergebnisse zum Verbundverhalten***

Die untersuchten Textilien sind vor dem Hintergrund ausgewählt worden, sie als Vorspannelemente für dünne Betonplatten einzusetzen. Daher kamen aufgrund der Anforderungen an die Festigkeit, aber auch aus Kostengründen, insbesondere Rovings mit sehr hoher Feinheit zum Einsatz.

Die hier durchgeführten Untersuchungen beschränkten sich im Wesentlichen auf drei unterschiedliche Materialien sowie verschiedene verbundmodifizierende Behandlungen eines Textils. Die Untersuchungsergebnisse zeigen hinsichtlich der möglichen Verbundmechanismen eine große Vielfalt. Charakteristische Verbundparameter für die hier vorgestellten Textilien können aber angegeben werden. Einschränkungen gelten allerdings hinsichtlich der Übertragbarkeit der hier vorgestellten Ergebnisse auf andere Textilstrukturen bzw. auch in gewisser Weise für die Verwendung von anderen Betonen, da diese Einfluss auf den Verbund haben.

Im Hinblick auf die nur schwer zu bestimmende Verbundoberfläche eines Rovings erscheint es generell sinnvoll, eine Verbundcharakteristik in Form eines Verbundflusses anzugeben. Ebenso erfordert die sich über die Rovinglänge veränderliche Verbundoberfläche bei Pull-Out-Versuchen eine Mindesteinbettungslänge, um so Streuungen im Ergebnis gering zu halten. Der hier gezeigte Versuchsaufbau mit einer Einbettungslänge von 20 mm hat sich zur Ermittlung charakteristischer Verbundeigenschaften weitgehend bewährt.

Die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen stützen die anfänglichen Überlegungen, dass es für die Verwendung textiler Bewehrung als Vorspannelement vorteilhaft ist, das entsprechende Textil mit einem geeigneten Harz zu imprägnieren. Neben der Steigerung der Zugfestigkeit eines Rovings wird der Verbund von Betonmatrix und Textil und insbesondere der innere Verbund unter den Filamenten erhöht. Der Vorteil einer Imprägnierung wird bei der Verwendung textiler Garne mit hoher Feinheit sogar zu einer notwendigen Bedingung für die Anwendbarkeit der Vorspannung. Dies liegt zum einen an der notwendigen Verbundfestigkeit zum Zeitpunkt des Ausschalens als auch zum anderen an dem erforderlichen hohen inneren Verbund.

Die Adhäsion des aufgetragenen Harzes auf den einzelnen Filamenten ist hinsichtlich der Verbundcharakteristik insofern von Bedeutung, da sie maßgeblich zu der verbunderhöhenden Wirkung der Rippung wie auch der Besandung beiträgt. Aber auch die Materialeigenschaften des Harzes bzw. der Beschichtung selbst sind aufgrund der notwendigen Dauerhaftigkeit und Zeitstandfestigkeit von Belang. Beispielsweise führt eine kriecharme Harzmatrix mit hoher Steifigkeit wie Epoxidharz in der Regel zu einer besseren Verbundcharakteristik als eine relative weiche Harzmatrix.

Der Einsatz von Gelegen erscheint hinsichtlich der Gesamtsteifigkeit sehr Erfolg versprechend, aber auch die Verwendung eines imprägnierten Gewebes könnte im Fall der Vorspannung zweckmäßig sein. So kann die Nachteiligkeit des Gewebeeffekts (Faserumlenkung an den Kreuzungsstellen) bezüglich der Textilsteifigkeit in einen Vorteil umgekehrt werden, wenn das Textil vorgespannt wird. Voraussetzung ist allerdings auch hier eine vollständige Imprägnierung des Textils.

Generell zeigt sich im Auszugversuch mit zunehmendem Elastizitätsmodul der textilen Bewehrung ein geringerer Schlupf bei Maximallast, was in weiten Teilen direkt auf den Elastizitätsmodul zurückgeführt werden kann. Der Verschiebewiderstand an der Kreuzungsstelle von Kett- und Schussfaden hat offensichtlich sowohl bei nicht imprägnierten als auch imprägnierten Gelegen keinen nennenswerten Einfluss auf den Verbund. Die durch den angebrachten Querschnitt bewirkte Querschnittsveränderung des belasteten Rovings ist hingegen von Bedeutung für den Verbund. Es wurde gezeigt, dass der Verbund durch textiltechnische Maßnahmen oder durch eine zusätzliche Besandung in Verbindung mit einer Imprägnierung gezielt auf die Anforderungen angepasst werden kann.

Die Ergebnisse der Pull-Out-Versuche nach Lagerung in 80°C heißem Wasser zeigen nur geringe Einflüsse auf den Verbund auf. Hierbei handelt es sich allerdings um erste Tastversuche. Differenzierte Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit auch unter statischer Belastung müssen folgen. Dies gilt ebenso für die Durchführung von Frost-/Tauwechseln. Erste dahingehende Untersuchungen mit einem Teil der vorliegenden Textilien können BÜCKERT entnommen werden /BÜC02/. Nennenswerte negative Einflüsse auf den Verbund waren hier bisher jedoch nicht zu beobachten.

### **3.5 Untersuchungen zum Tragverhalten unter einachsiger Biegung**

#### **Vorbemerkungen**

Bevor man an die Auswertung der Ergebnisse geht und Vergleiche zwischen einzelnen Versuchen anstellt, sind zunächst einige Anmerkungen zu den Versuchskörpern und den Umständen der Probekörperherstellung zu machen.

Produziert werden sollten vorgespannte und nicht vorgespannte 10 mm dicke Plattenelemente, bei denen das Textil in der Mitte liegt. Die hier verwendete Herstellungsmethode ermöglichte allerdings nicht die exakte Einhaltung der geforderten Abmessungen. Insbesondere bei den nicht vorgespannten Platten konnte die gewünschte mittige Lage des Textils innerhalb des

Betons nicht immer eingehalten werden. Auch die Fertigung einer exakt 10 mm dicken Platte ist mit dem hier verwendeten Herstellungsverfahren nicht möglich. In der Folge variieren die Plattenhöhe  $h$  und die statische Höhe  $d$  bei allen untersuchten Probekörpern. Vor allem die statische Höhe  $d$  hat einen großen Einfluss auf das Messergebnis. Beispielsweise bewirkt bereits eine Außermittigkeit von 0,5 mm im gerissenen Zustand eine Änderung der Bauteilsteifigkeit von etwa 20 %. Bei den nachfolgend dargestellten Ergebnissen ist daher die statische Höhe der Probekörper jeweils angegeben.

Ferner ist bei der Auswertung der Versuchsergebnisse zu beachten, dass der Wassergehalt des Feinbetons durch die kapillare Saugwirkung bei der Verwendung nicht imprägnierter Textilien während der Hydratation abgesenkt wird. Die Festbetoneigenschaften derartig bewehrter Probekörper können daher verschieden von denen mit imprägnierter Bewehrung sein.

Aufgrund der Tatsache, dass die verwendeten Textilien Prototypen sind, können die Textileigenschaften ein und desselben Textils an verschiedenen Stellen unterschiedlich sein. Die Orientierung einzelner Filamente, die Verbundoberfläche und die Zugfestigkeit einzelner Rovings variieren geringfügig und damit auch das Tragverhalten des Bauteils.

**Tabelle 3-9: Ideelle Vorspannung im Beton zur Charakterisierung der Probekörper.**

Bezeichnung		V0,0	V1,5	V3,0
Ideelle Vorspannung im Beton*	N/mm <sup>2</sup>	0,0	1,5	3,0

\*Einflüsse aus elastischer Dehnung des Betons, sowie Kriechen und Schwinden sind hier nicht berücksichtigt.

Die nachfolgend angegebenen Ergebnisse enthalten zudem Angaben über die Höhe der Vorspannung. Die Bezeichnungen hierfür sind in Tabelle 3-9 eingetragen. Es handelt sich hier um eine ideelle Vorspannung, wobei die elastische Dehnung des Betons bei Aufbringen der Vorspannung auf den Beton sowie weitere Abminderungen infolge Kriechen und Schwinden nicht berücksichtigt sind. In den nachfolgenden Abbildungen ist zudem das Biegemoment in Feldmitte über die Durchbiegung aufgetragen. Die Abkürzungen für die Textilien entsprechen den im Anhang II aufgeführten Abkürzungen. In den Tabellen im Anhang V befinden sich überdies weitere Angaben zu den untersuchten Probekörpern wie beispielsweise der maßgebende Versagenszustand oder das Probenalter.

### 3.5.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

#### Tragverhalten dünner Textilbetonplatten 700 x 300 x 10 mm<sup>3</sup>

Die Biegeversuche wurden in Anlehnung an die Prüfverfahren für Glasfaserbeton DIN EN 1170 -5 mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,01 mm/s weggesteuert durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist im Anhang III dargestellt. Prüftechnisch bedingt konnte eine maximale Durchbiegung von 80 mm erreicht werden. Aufgezeichnet wurden die Durchbiegungen in Feldmitte sowie unter der Lasteinleitung in den Drittelpunkten. In Feldmitte wurden zudem auf der Oberseite und Unterseite des Prüfkörpers je zwei Dehnmessstreifen zur Ermittlung der Betondehnungen aufgeklebt.

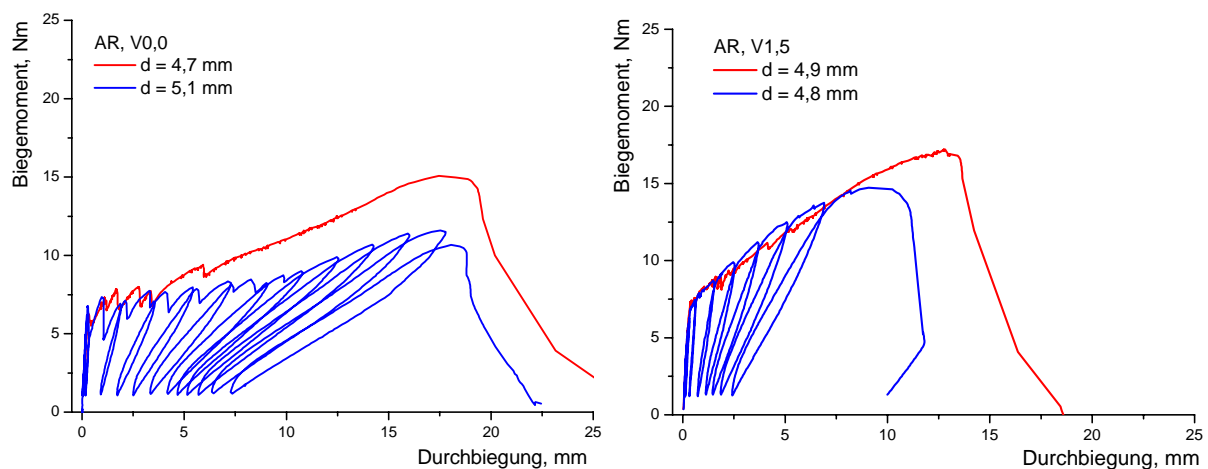
### Tragverhalten dünner Textilbetonplatten 300 x 60 x 10 mm<sup>3</sup>

Neben den Versuchen an den großformatigen Plattenstreifen wurden auch Untersuchungen an relativ kleinen Plattenstreifen durchgeführt. Die Versuche an kleinformatischen Plattenstreifen hatte sich als Notwendigkeit herausgestellt, da die für die spätere Auswertung notwendigen Kennwerte wie beispielsweise die Lage der Bewehrung aus den großformatigen Plattenstreifen teilweise nicht genau genug ermittelt werden konnten. Diese Problematik spiegelt sich zudem in der hohen Streuung der Versuchsergebnisse wider. Für die nachfolgend aufgeführten 4-Punkt-Biegeversuche wurden in Anlehnung an die DIN EN 1170 -5 Prüfkörperabmessungen von 300 x 60 x 10 mm<sup>3</sup> vorgesehen. Der Versuchsaufbau zur Durchführung der Biegeversuche ist im Anhang III dargestellt. Ebenso wie bei den großen Plattenstreifen wurde in den Drittelpunkten belastet. Als Belastungsgeschwindigkeit wurde 2,0 mm/min gewählt.

#### 3.5.2 Tragverhalten unter einachsiger Biegung

##### AR-glasbewehrte Probekörper im Biegeversuch

Aufgrund der geringen Zeitstandfestigkeit (auf einen Zeitraum von 24 Stunden bezogen) der untersuchten nicht imprägnierten AR-Glasgelege konnte nur eine geringe Vorspannung von 150 N je Roving aufgebracht werden, was einer Dehnung des Textils von 0,224 % entspricht. Theoretisch ergäbe sich hiernach eine ideelle Vorspannung von 1,5 N/mm<sup>2</sup> im Beton.

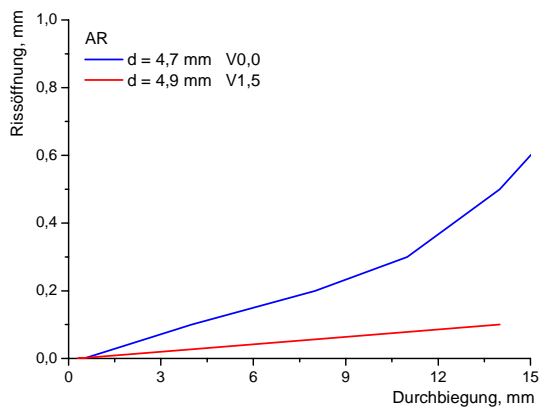


**Abbildung 3-32: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung nicht vorgespannter (links) und mit 1,5 N/mm<sup>2</sup> vorgespannter Betonprobekörper (rechts) mit nicht imprägniertem AR-Glasgelege (AR).**

In Abbildung 3-32 sind einige Ergebnisse von Biegeversuchen an Probekörpern mit nicht imprägnierten AR-Glasgelege (AR) dargestellt. Sowohl Versuche mit monoton ansteigender Belastung als auch Versuche mit wechselnder Beanspruchung sind hier aufgeführt. Die statische Höhe  $d$  ist mit angegeben. Sie ist bei allen Versuchen annähernd gleich. Stellt man die Versuchsergebnisse der vorgespannten den nicht vorgespannten Proben gegenüber, so zeigt sich, dass durch die nur geringe Vorspannung im ungerissenen Zustand keine wesentliche Laststeigerung erzielt wird. Mit zunehmender Lasterhöhung zeigt sich jedoch, dass die vorgespannten Elemente eine um ca. 20 % höhere Maximallast bei gleichzeitig geringeren Durchbiegungen aufweisen und die Bauteilsteifigkeit damit höher ist. In darüber hinaus gehenden

Untersuchungen wurde zudem festgestellt, dass auch die Streuung der Versuchsergebnisse bei den vorgespannten Probekörpern deutlich geringer ist /BÖT03/.

Die genannten Effekte können, wie bereits in den vorherigen Kapiteln erläutert, auf die homogenere Belastung der Filamente infolge der Vorspannung zurückgeführt werden. Im Versagenszustand wiesen nahezu alle untersuchten Probekörper mit AR-Glasbewehrung Faserversagen auf.



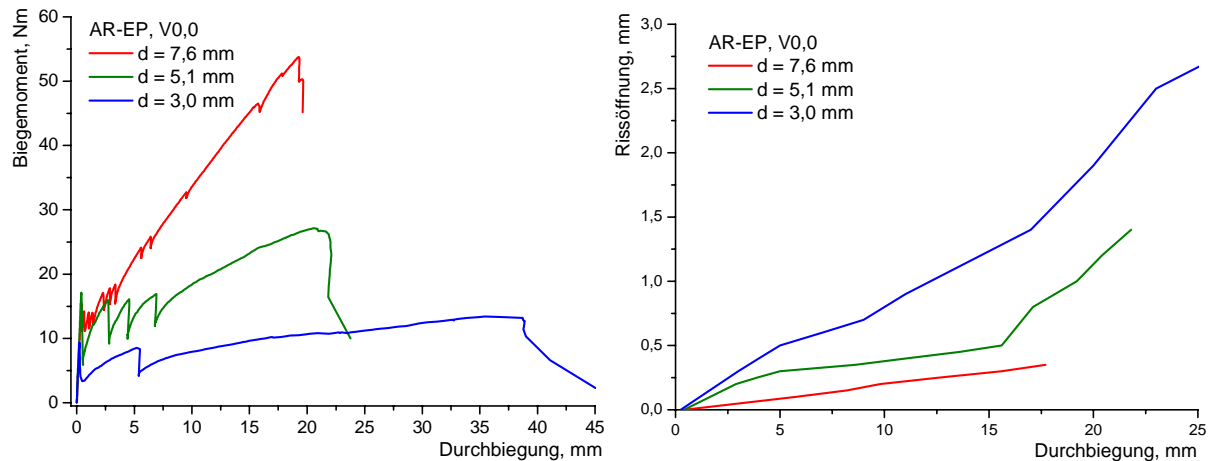
**Abbildung 3-33: Rissöffnung in Abhängigkeit von Vorspannung und Durchbiegung nicht vorgespannter und mit 1,5 N/mm<sup>2</sup> vorgespannter Betonprobekörper mit nicht imprägniertem AR-Glasgelege (AR).**

Im Versagenszustand konnte ein mittlerer Rissabstand von 10 mm bei den vorgespannten und 14 mm bei den nicht vorgespannten AR-glasbewehrten Plattenstreifen gemessen werden. Die mittlere Rissbreite war bei den vorgespannten Plattenelementen bei allen Rissen recht gleichförmig, so dass im Versagenszustand die maximale Rissbreite unter 0,1 mm lag (vgl. Abbildung 3-33). Wie dies die weiter unten aufgeführten Untersuchungen mit anderen Textilien noch zeigen, ist für die Rissentwicklung die Höhe der Vorspannung von untergeordneter Bedeutung. Vielmehr können die geringeren Rissbreiten auf die gleichmäßigere Rissverteilung und die Streckung der Bewehrung infolge der Vorspannung zurückgeführt werden. Demgegenüber öffneten sich die Risse der nicht vorgespannten Platte ungleichmäßig, was zu einer deutlich erhöhten maximalen Rissbreite im Bruchzustand führte.



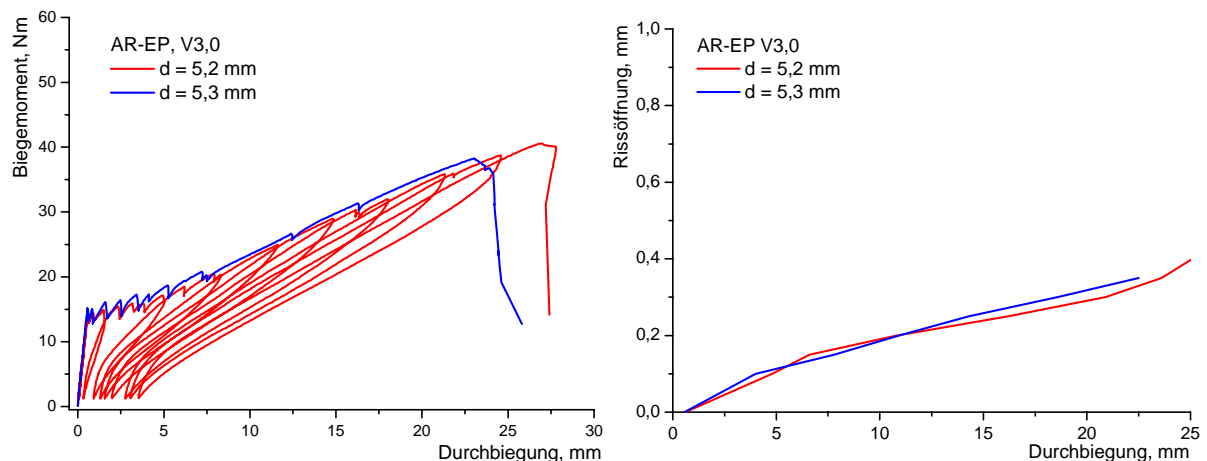
**Abbildung 3-34: Nicht vorgespannte AR-glasbewehrte Platte (links), vorgespannte AR-glasbewehrte Platte (rechts) kurz vor dem Versagen (AR).**

In Abbildung 3-34 ist der Unterschied der Rissentwicklung der bewehrten und vorgespannten Plattenstreifen deutlich erkennbar. Schlüsse auf das unterschiedliche Rissverhalten können auch bereits aus den Kurvenverläufen in Abbildung 3-32 gezogen werden. So weisen die vorgespannten Probekörper bei Auftreten eines Risses einen deutlich geringeren Lastabfall auf als die nicht vorgespannten. Die Aktivierung der Bewehrung findet demnach offensichtlich früher statt. Auch zeigen die Ergebnisse der nicht vorgespannten Proben mit alternierender Belastung ein deutlich geringeres Rückverformungsvermögen, was diese Ergebnisse bestätigt.

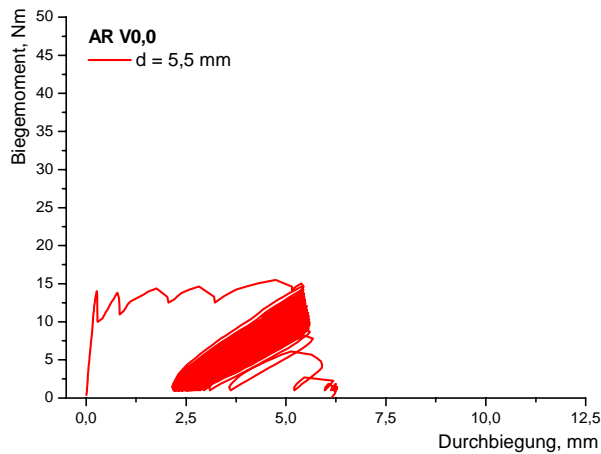


**Abbildung 3-35: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung sowie zugehörige Rissöffnung nicht vorgespannter Betonprobekörper mit epoxydharzimprägniertem AR-Glasgelege (AR-EP).**

Ergebnisse einiger Biegeversuche von Probekörpern mit imprägniertem AR-Glasgelege sind in Abbildung 3-35 und Abbildung 3-36 dargestellt. Der Einfluss der statischen Höhe auf die Tragfähigkeit und die Rissentwicklung ist deutlich zu erkennen. Bei dem Probekörper mit der statischen Höhe von  $d = 3,1$  mm war bei Maximalbelastung Betonversagen maßgeblich, in den anderen Fällen Faserversagen. Vergleicht man die Ergebnisse aus Abbildung 3-35 mit denen aus Abbildung 3-32, so wird bei Verwendung eines imprägnierten Textils die maximale Traglast bei vergleichbarer statischer Höhe und Durchbiegung nahezu verdoppelt. Auch die mittlere Rissöffnung ist geringfügig geringer als die eines mit nicht imprägnierten AR-Glasgelege bewehrten Probekörpers.

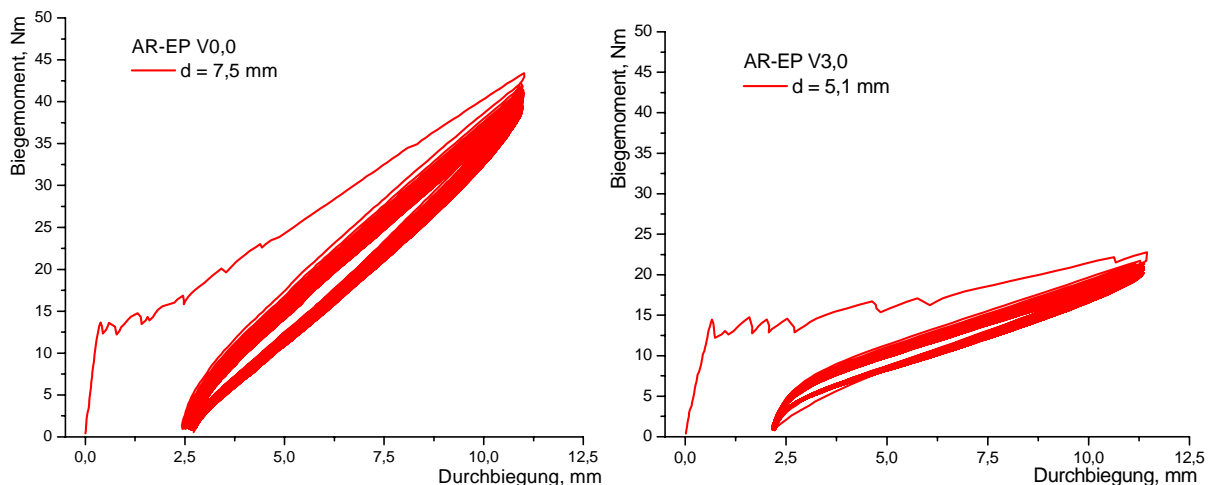


**Abbildung 3-36: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung sowie Rissöffnung von mit 3,0 kN vorgespannten Betonprobekörpern mit epoxydharzimprägniertem AR-Glasgelege (AR-EP).**



**Abbildung 3-37: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit AR-Glasgelege bei zyklischer Belastung (AR).**

Das Rückverformungsvermögen ist bei der Untersuchung des Tragverhaltens textilbewehrter Betonelemente von besonderem Interesse. Wie die bisherigen und auch die noch nachfolgenden Untersuchungen zeigen, weisen die mit imprägnierten Textilien vorgespannten Plattenelemente ein hohes Rückverformungsvermögen auf. Die verbleibende Durchbiegung bei Entlastung nach vorheriger Belastung mit nahezu Maximallast ist im Fall der Vorspannung weniger als 5 mm und damit deutlich geringer als bei nicht vorgespannten Elementen. Dieser Effekt ist aus dem Spannbetonbau bekannt und kann auch als charakteristisch für das Tragverhalten vorgespannter textilbewehrter Betonelemente gesehen werden. Eine vollständige Rückverformung in die Ausgangslage ist unter den gegebenen Umständen nicht zu erwarten, da dies die vorhandene und auch gewünschte Gleitreibung zwischen Bewehrung und Beton verhindert und zudem mit einer gewissen Zerrüttung des Betons zu rechnen ist. Eine reversible plastische Verformbarkeit ist im Hinblick auf Lastumlagerung und Energiedissipation für das spätere Tragverhalten aber auch von Vorteil.



**Abbildung 3-38: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit epoxydharzimprägniertem AR-Glasgelege bei zyklischer Belastung (AR-EP).**

In Abbildung 3-37 und Abbildung 3-38 sind einige Ergebnisse von Biegeversuchen mit zyklischer Belastung (ca. 120 Lastwechsel) aufgeführt. Der Versuch an dem Probekörper mit nicht imprägnierten AR-Glastextil lässt deutlich mit zunehmender Anzahl an Lastwechseln ein

sukzessives Versagen einzelner Fasern erkennen. Letztendlich führt dies bereits nach etwa 60 Lastwechseln dazu, dass bei gleichbleibender Amplitude keine Last mehr aufgenommen werden kann (vgl. Abbildung 3-39). Zwar brechen die untersuchten Probekörper während des Versuches nicht vollständig und halten noch zusammen, dennoch kann dieser Zustand nicht befriedigend sein. Es ist zu vermuten, dass durch die fortlaufende Reibung einzelner Glasfilamente in Zusammenhang mit teilweise sehr harten Hydratationsprodukten des Zementes die einzelnen Filamente punktuell angeritzt werden und dann vorzeitig versagen. Insgesamt erweisen sich nicht imprägnierte AR-Glasgelege für eine zyklische Beanspruchung in Verbindung mit der vorliegenden Betonzusammensetzung als nicht geeignet.

Im Gegensatz dazu ist nach 120 Lastwechseln bei den mit imprägnierten Textilien bewehrten Proben die Tragfähigkeit nicht wesentlich eingeschränkt. Ferner ist hier die Amplitude der Lastwechsel mit 7,5 cm deutlich höher als bei dem in Abbildung 3-37 durchgeführten Versuch. Die Ergebnisse in Abbildung 3-38 zeigen, dass ein Schlupf der textilen Bewehrung innerhalb des Betons auftritt und eine Gleitreibung vorhanden ist, die mit zunehmender Zahl der Belastungswechsel geringfügig abnimmt. Dies ist aus der geringer werdenden Zunahme der bleibenden Verformung ersichtlich (vgl. Abbildung 3-39).

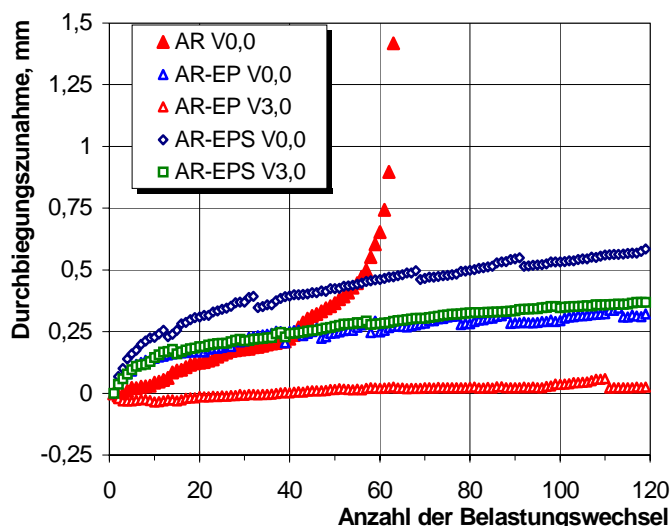


Abbildung 3-39: Zunahme der bleibenden Verformung AR-glasbewehrter Probekörper in Abhängigkeit von der Anzahl der Belastungswechsel.

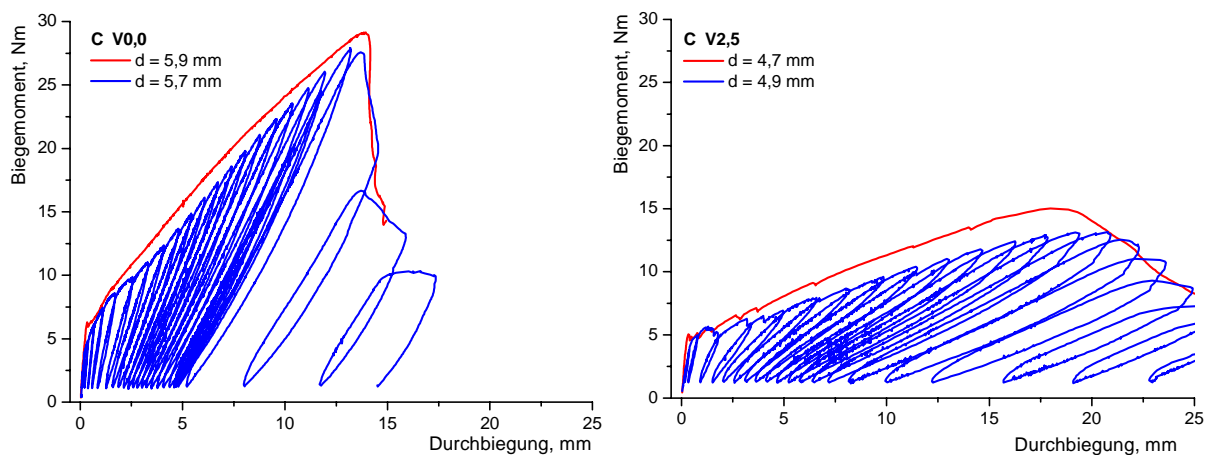
Wie die weiteren Untersuchungen mit den anderen Textilien noch demonstrieren, besteht ein erkennbarer Zusammenhang zwischen der Art der Imprägnierung und der Durchbiegungszunahme mit steigender Anzahl an Lastzyklen. Hierauf wird bei der Untersuchung der aramidbewehrten Probekörper noch einmal eingegangen. Die zyklischen Versuche der besandeten Probekörper sind im Anhang III in Abbildung 9-13 dargestellt.

### Carbonbewehrte Probekörper im Biegeversuch

Ein bei den Versuchen mit carbonbewehrten Probekörpern auftretendes Phänomen lässt darauf schließen, dass nicht imprägnierte textile Bewehrung speziell bei der Verwendung hoher Titer aufgrund des schlechten Verbundes nicht für die Vorspannung geeignet ist. In Abbildung 3-40 sind beispielhaft einige Ergebnisse von vorgespannten und nicht vorgespannten



ten, nicht imprägnierten carbonbewehrten Probekörpern dargestellt. Die vorgespannten Elemente wiesen im Biegeversuch eine deutlich geringere Bruchlast bei insgesamt größerer Verformung auf. Ursächlich war der nur geringe Verbund zwischen Faser und Matrix. Sowohl vorgespannte als auch nicht vorgespannte Probekörper versagten im Biegeversuch infolge eines Verbundversagens. Das heißt, die textile Bewehrung wurde über die Auflagerbereiche hinweg aus dem Beton gezogen. Der gegenüber den nicht vorgespannten Probekörpern geringe Verbund der vorgespannten Probekörper ergibt sich zu einem großen Teil aus der Bündelung der Rovings anlässlich der Vorspannung. In der Folge sind nur wenige äußere Filamente vollständig mit Zementleim durchdrungen. Auch zeigte sich, wie bereits in Kapitel 3.4.4 erläutert, dass schon beim Ablassen der Vorspannung der Verbund geschädigt und die Fasern in den Beton hineingezogen wurden. Die gewünschte Vorspannung konnte daher zu diesem Zeitpunkt nicht auf den Beton übertragen werden und der während der ersten 24 Stunden entwickelte Adhäsionsverbund wurde vollständig zerstört.



**Abbildung 3-40: Last-Verformungsdiagramme von nicht vorgespannten Betonprobekörpern (links) und mit 2,5 N/mm<sup>2</sup> vorgespannten Betonprobekörpern (rechts) mit nicht imprägniertem Carbongelege (C).**

Die Ergebnisse der Plattenelemente mit nicht imprägnierter Bewehrung zeigen, warum in weiteren Untersuchungen mit Epoxydharz imprägnierte Carbongelege eingesetzt wurden. Die hier verwendete Harz imprägnierung hat im Wesentlichen zwei Auswirkungen: Erstens wird die Zugfestigkeit des Rovings erhöht und zweitens wird der Verbund mit dem Beton verbessert. Die Verbesserung des Verbundes beruht überwiegend auf den in das Harz eingebetteten Wirkfäden, die eine Art Rippung ergeben. Aber auch der sich verändernde Rovingquerschnitt über die Rovinglänge ist von Bedeutung. Die Schaffung von derartigen Oberflächenstrukturen ist im Zusammenhang mit einer Imprägnierung notwendig, da die adhäsiven Eigenschaften von Harz und Beton denkbar schlecht sind und zudem die Verbundoberfläche eines imprägnierten Rovings gegenüber einem nicht imprägnierten Roving geringer ist.

Der Vorteil einer Imprägnierung in Verbindung mit der Schaffung einer Oberflächenstruktur lässt sich an den in Abbildung 3-41 dargestellten Ergebnissen ablesen. Sowohl Erstrisslast als auch Bauteilsteifigkeit und maximale Tragfähigkeit erhöhen sich gegenüber den nicht imprägnierten Proben deutlich. Das ursprüngliche Ziel, durch die Vorspannung die Bauteilsteifigkeit zu erhöhen, kann damit auch praktisch umgesetzt werden.

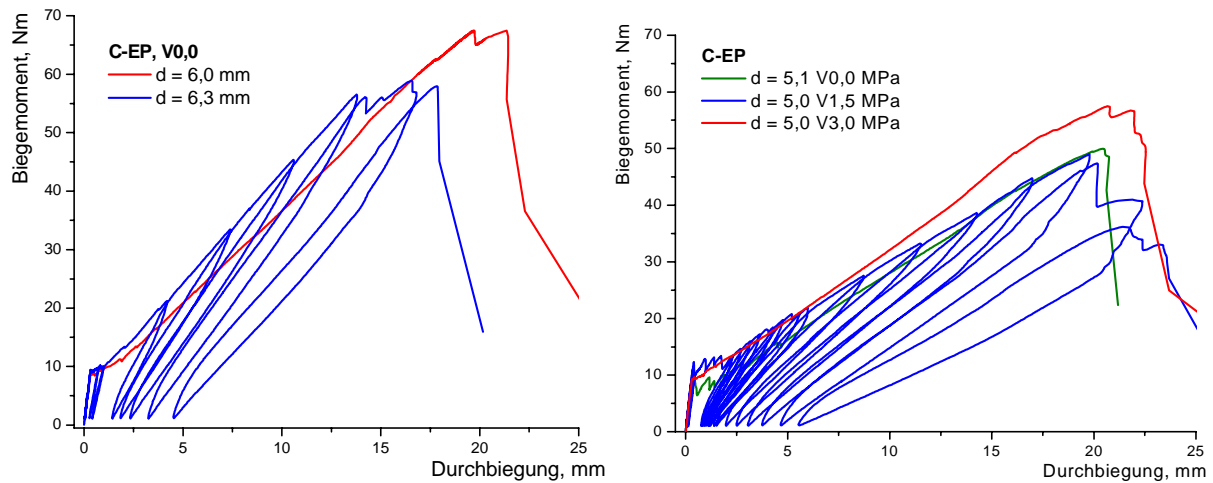


Abbildung 3-41: Last-Verformungsdiagramme von nicht vorgespannten Betonprobekörpern (links) und mit 0,0 N/mm<sup>2</sup>, 1,5 N/mm<sup>2</sup> und 3,0 N/mm<sup>2</sup> vorgespannten Betonprobekörpern (rechts) mit epoxydharzimprägniertem Carbongelege (C-EP).

In Abbildung 3-42 sind zudem die Ergebnisse von imprägnierten und besandeten Probekörpern dargestellt. Hier ist aufgrund des noch gesteigerten Verbundes insgesamt eine weitere Erhöhung der Tragfähigkeit zu verzeichnen.

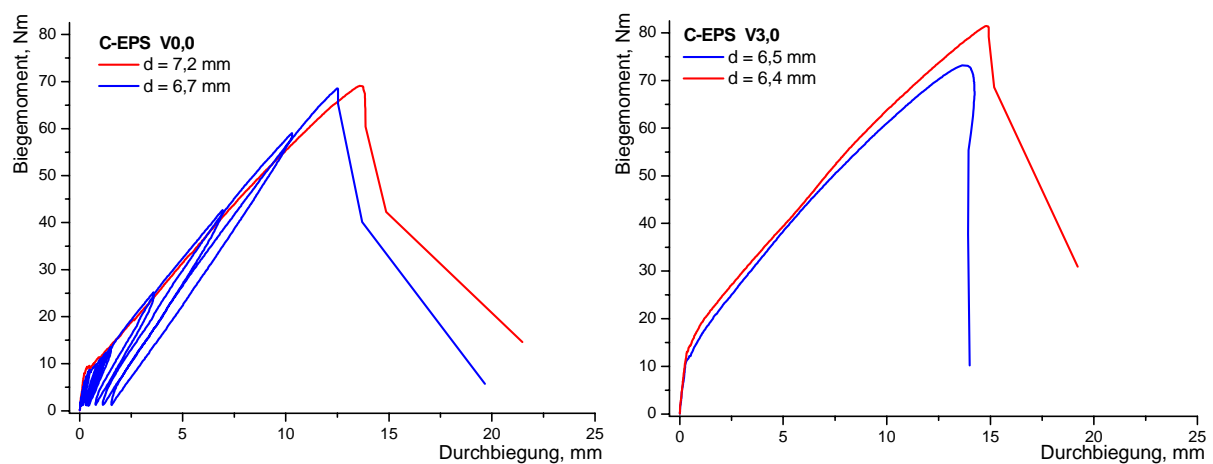
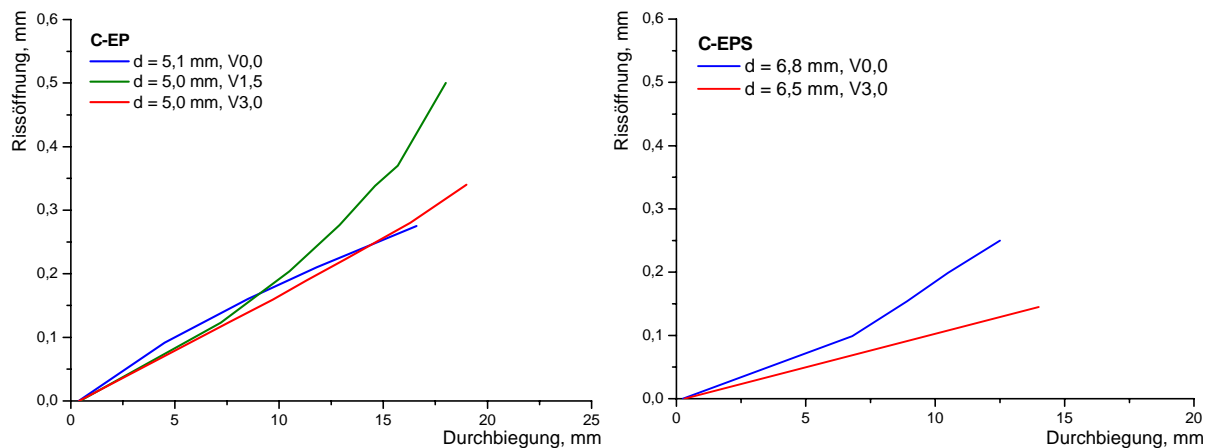


Abbildung 3-42: Last-Verformungsdiagramme von nicht vorgespannten Betonprobekörpern (links) und mit 3,0 N/mm<sup>2</sup> vorgespannten Betonprobekörpern (rechts) mit besandetem Carbongelege (C-EPS).

Tabelle 3-10: Erstrissspannungen und maximale Traglasten imprägnierter und besandeter Carbonbewehrter Probekörper im Vergleich (C-EPS).

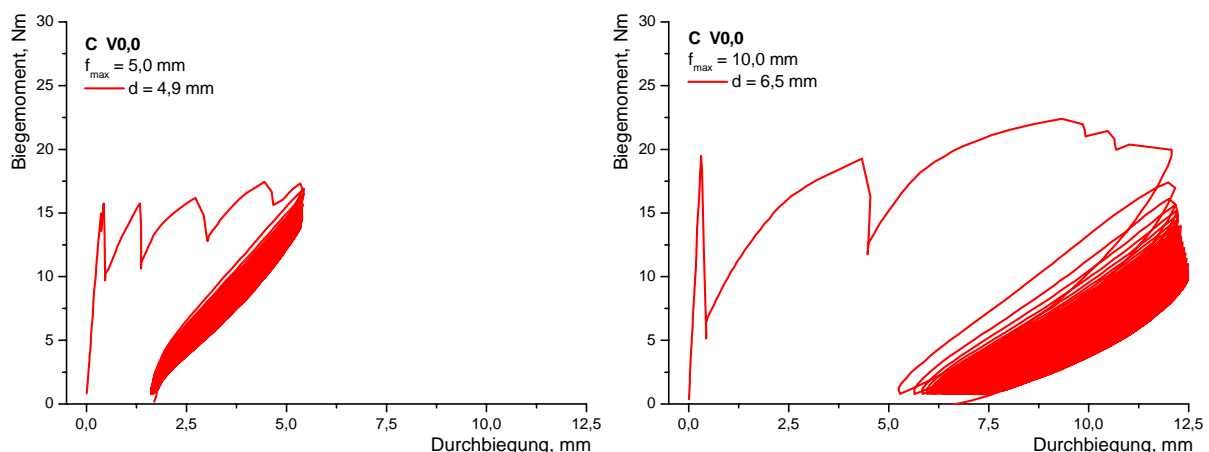
Probekörper	Testalter	h mm	d mm	F <sub>LOP</sub> N	S <sub>LOP</sub> mm	σ <sub>LOP</sub> N/mm <sup>2</sup>	F <sub>MOR</sub> N	S <sub>MOR</sub> mm
	Tage							
C-EPS V0,0	29	11,3	7,2	209,8	0,29	6,8	1659,0	13,6
C-EPS V0,0 (zykl.)	29	11,0	6,7	176,6	0,32	6,1	1645,2	12,5
C-EPS V3,0	28	11,0	6,5	266,0	0,31	9,2	1756,8	13,6
C-EPS V3,0 (zykl.)	28	11,6	6,4	314,4	0,36	9,7	1954,2	14,8

Da die in Abbildung 3-42 den Kurven zugrunde liegenden Probekörper sowohl vom Probenalter als auch von den Abmessungen her gesehen sehr ähnlich sind, bietet es sich an, das Tragverhalten eingehender zu analysieren. In Tabelle 3-10 sind die wichtigsten Probekörperabmessungen und die im Biegeversuch ermittelten Traglasten und Durchbiegungen aufgeführt. Von Interesse ist insbesondere die Auswirkung der Vorspannung auf die Erstrisslast ( $F_{LOP}$ ) bzw. die zugehörige Biegespannung ( $\sigma_{LOP}$ ) am Betonrand. Deutlich zu erkennen ist eine Zunahme der Erstrissspannung  $\sigma_{LOP}$  um etwa  $2,5 \text{ N/mm}^2$  infolge der Vorspannung.



**Abbildung 3-43: Rissöffnung in Abhängigkeit von Vorspannung und Durchbiegung von vorgespannten und nicht vorgespannten Betonprobekörpern mit imprägniertem und teilweise besandetem Carbongelege (C-EP & C-EPS).**

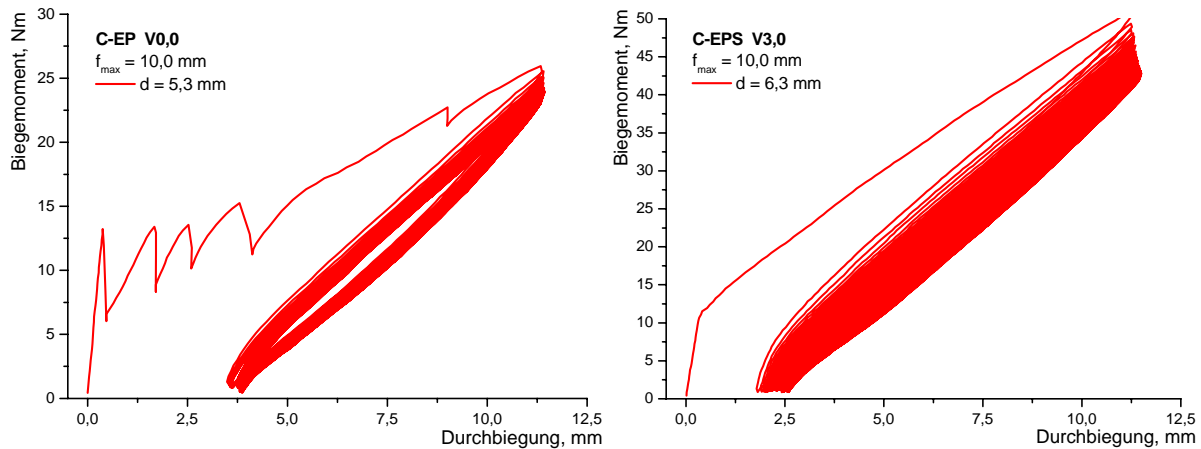
Bei Betrachtung der Rissöffnung in Abbildung 3-43 zeigt sich, dass die Rissbreite durch die Höhe der hier aufgebrachtten Vorspannung nur wenig beeinflusst wird. Inwiefern der Verbund die Rissbreite beeinflusst, kann aus den bisher ermittelten Ergebnissen nicht ermittelt werden, da die unterschiedliche statische Höhe der verschiedenen Probekörper einen Vergleich nicht erlaubt. Insgesamt zeigen sich jedoch bei der Verwendung imprägnierter gegenüber nicht imprägnierter Bewehrung eine geringere maximale Rissbreite und eine feinere Rissverteilung.



**Abbildung 3-44: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit unbeschichtetem Carbongelege bei zyklischer Belastung bei unterschiedlicher Durchbiegung (C).**

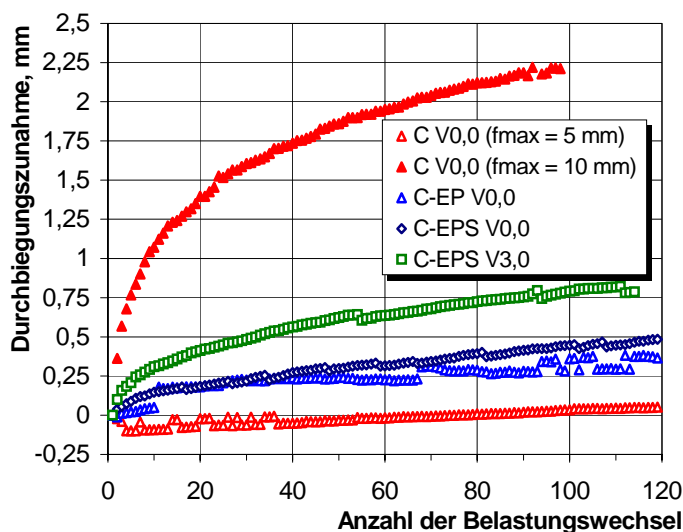
Im Gegensatz zu den zuvor untersuchten AR-glasbewehrten Proben tritt bei den Probekörpern mit nicht imprägnierten Carbongelege kein sukzessives Faserversagen auf (siehe Abbildung

3-44). Die zum Lastabtrag herangezogenen Carbonfasern werden durch Reibung anscheinend nicht wesentlich geschädigt, als dass sie bei den aufgebrachtten Lastwechseln versagen.



**Abbildung 3-45: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit unbeschichtetem sowie epoxydharzimprägniertem Carbonlege bei zyklischer Belastung (C-EP).**

Bestätigt wird diese Beobachtung durch die Kurvenverläufe in Abbildung 3-46. Darin ist die Zunahme der verbleibenden Durchbiegung bei Entlastung infolge der zyklischen Beanspruchung abgebildet. Zu erkennen ist eine Abhängigkeit der Durchbiegungszunahme der nicht imprägnierten carbonbewehrten Probekörper von der maximalen Durchbiegung, bis zu der die Proben maximal belastet wurden. Einerseits legt dies die Vermutung nahe, dass hier eine sehr geringe innere Reibung vorliegt und eine fortlaufende Verringerung der Gleitreibung durch wiederholte Belastung von untergeordneter Bedeutung ist. Das heißt, die fortlaufende Schädigung des Reibverbundes ist sehr gering. Andererseits zeigt sich, dass der Adhäsionsverbund bei hoher Durchbiegung über die gesamte Bauteillänge geschädigt ist, was bei wiederholter Belastung zu einem allmählichen Pull-Out des Textils führt. Der teilweise auftretende Versatz in der Durchbiegungszunahme ist messtechnisch bedingt und resultiert nicht aus dem Materialverhalten. Dies betrifft insbesondere die Ergebnisse der Probe C-EP V0,0.



**Abbildung 3-46: Zunahme der bleibenden Verformung carbonbewehrter Probekörper in Abhängigkeit von der Anzahl der Belastungswechsel.**

### Aramidbewehrte Probekörper im Biegeversuch

Die Aramidbewehrten Probekörper zeigen ein ähnliches Verhalten wie auch schon die imprägnierten AR-glas- und carbonbewehrten Probekörper. Somit können die zuvor beschriebenen Beobachtungen und Erläuterungen hierauf sinngemäß übertragen werden.

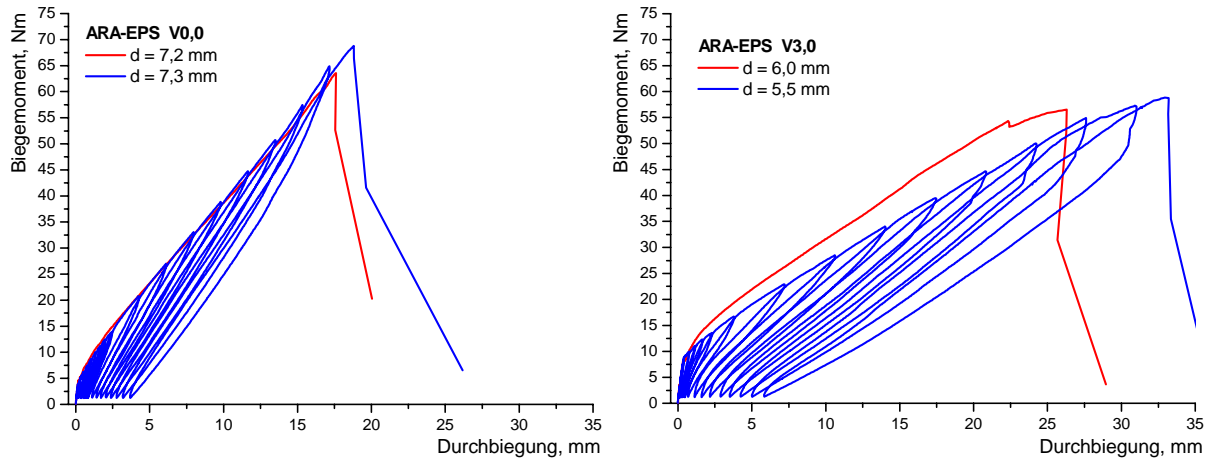


Abbildung 3-47: Last-Verformungsdiagramme von nicht vorgespannten Betonprobekörpern (links) und mit 3,0 N/mm<sup>2</sup> vorgespannten Betonprobekörpern (rechts) mit besandetem Aramidlege (ARA-EPS).

Daher soll an dieser Stelle ein weiterer Aspekt angesprochen werden, der bei der Durchführung der Versuche mit zyklischer Belastung auffällig ist. So kann bezüglich der Zunahme der verbleibenden Durchbiegung festgestellt werden, dass diese von der Art der Beschichtung abhängt (siehe Abbildung 3-49). Die besandeten Probekörper zeigen gegenüber den unbesandeten Probekörpern eine höhere Durchbiegungszunahme. Diese Phänomene kann ebenso bei den AR-glas- und carbonbewehrten Probekörpern festgestellt werden. Höchstwahrscheinlich kann dieses Verhalten auf die Dicke der Harzschicht zurückgeführt werden. So weisen die besandeten Textilien aufgrund der zusätzlichen Einbindung des Sandes gegenüber den ausschließlich imprägnierten Textilien einen höheren relativen Harzanteil an der Rovingoberfläche auf.

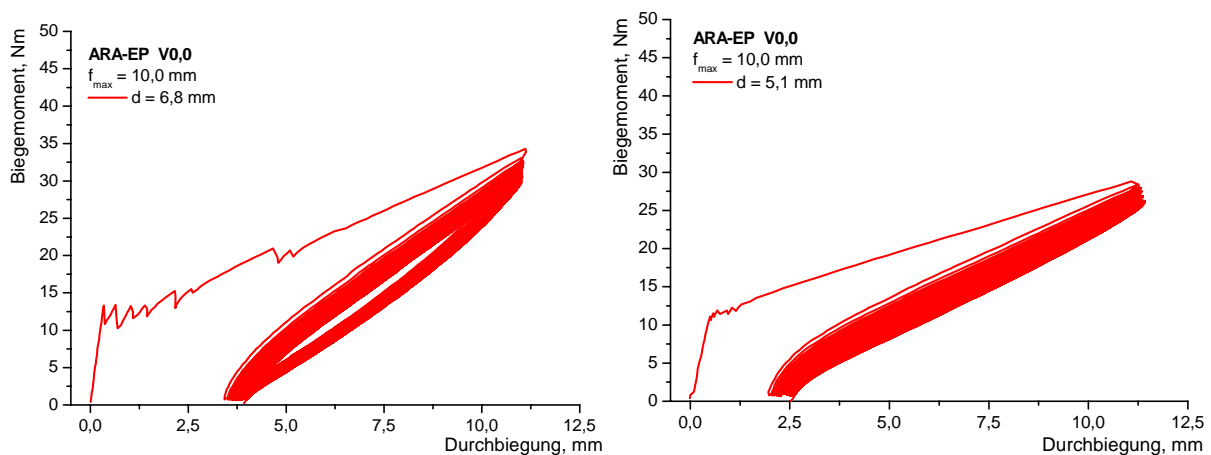


Abbildung 3-48: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit epoxydharzimprägniertem Aramidlege bei zyklischer Belastung (ARA-EP).

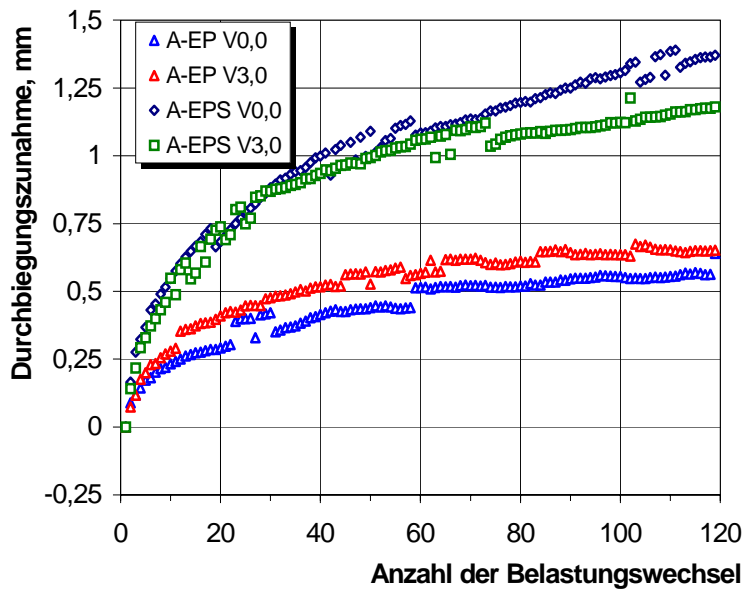


Abbildung 3-49: Zunahme der bleibenden Verformung aramidbewehrter Probekörper in Abhängigkeit von der Anzahl der Belastungswechsel.

### Großformatige textilbewehrte Platten im Biegeversuch

Das Biegetragverhalten von großformatigen Plattenelementen wurde an einer kleinen Auswahl von textilen Bewehrungen untersucht. Hinsichtlich weitergehender Informationen sei auf die Untersuchungen von GESSMANN verwiesen /GES01/. Da die Ergebnisse der bereits vorgestellten kleinen Plattenelemente auf die großformatigen Plattenelemente sinngemäß übertragen werden können, kann die Analyse an dieser Stelle auf einen Aspekt beschränkt werden. Die Notwendigkeit großformatige Platten unter einachsiger Biegung zu untersuchen, besteht daher generell nicht.

Im Detail sind die ermittelten Betonranddehnungen an der Ober- und Unterseite der Plattenelemente im Biegeversuch von Interesse. Diese wurden mittels direkt auf die Betonoberfläche aufgeklebten Dehnmessstreifen (DMS) während der Versuche ermittelt. Abbildung 3-50 zeigt exemplarisch das Versuchsergebnis einer nicht imprägnierten carbonbewehrten Platte mit einer Vorspannung von  $1,5 \text{ N/mm}^2$ . Der Probekörper zeigte im Versagenszustand ein Pull-Out-Versagen der Bewehrung über die Auflagerbereiche hinweg. Demnach war Betonversagen in der Betondruckzone nicht maßgebend. Bis zum Erstriss (bei einem Biegemoment von etwa  $40 \text{ Nm}$ ) sind die Dehnungen in der Betondruck- und Betonzugzone annähernd gleich. Die aufgezeichneten Dehnungen in der Betonzugzone nach dem Erstriss setzen sich aus der Betonzugdehnung wie auch der Rissöffnung zusammen. Eine klare Unterscheidung zwischen Betondehnung und Rissöffnung ist hier allerdings nicht möglich. Betrachtet man dagegen die aufgezeichneten Betondehnungen an der Oberseite der Platte, so fällt auf, dass die mittlere Betondehnung über  $0,4 \%$  liegt. Die Betonstauchung ist damit bereits vor Erreichen der Betonbruchdehnung weitaus höher als übliche Betonbruchdehnungen im Stahlbetonbau. Vergleichbare Ergebnisse wurden auch für weitere verschieden bewehrte Textilbetonplatten erzielt /GES01/. Es liegt der Schluss nahe, dass Größeneffekte offensichtlich eine nicht zu vernachlässigende Rolle beim Tragverhalten dünner textilbewehrter Platten spielen. Auf diesen

Aspekt wird in den Kapiteln zur FE-Simulation und zur Bemessung noch einmal eingegangen.

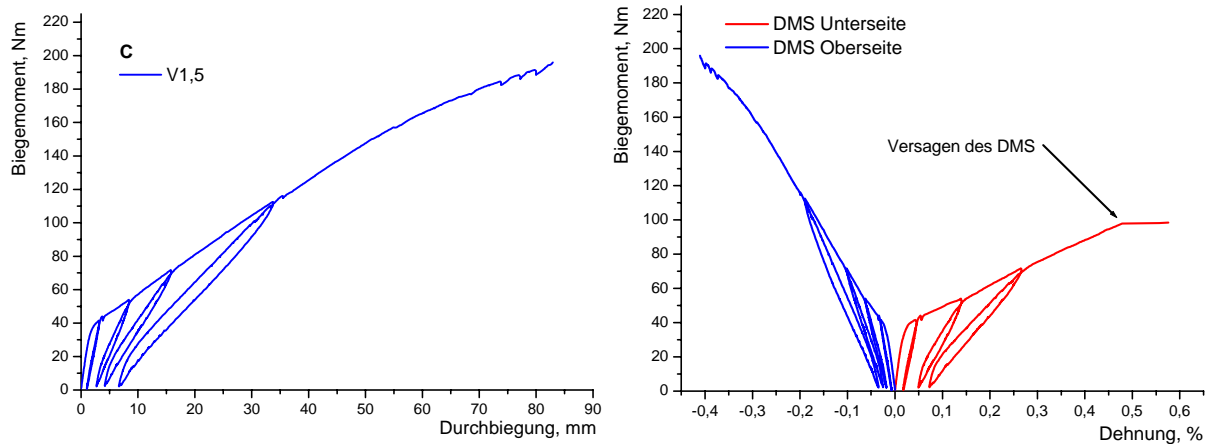


Abbildung 3-50: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung einer carbonbewehrten Platte (700 mm x 300 x 10 mm) im Biegeversuch mit aufgezeichneten Betondehnungen an Ober- und Unterseite in Feldmitte. (C)

### 3.5.3 Zusammenfassung der Ergebnisse zur einachsigen Biegung

#### Tragverhalten und Durchbiegung

Die BauteilstEIFigkeit wird, wie zu erwarten war, im Wesentlichen durch den Bewehrungsgrad, dem Elastizitätsmodul der textilen Fasern und der statischen Höhe  $d$  bestimmt. Setzt man einen Mindestverbund und eine ausreichende Verankerungslänge der Bewehrung voraus, so ist der Verbund bezüglich des Tragverhaltens bei der Verwendung imprägnierter Bewehrung von untergeordneter Bedeutung. Der Einfluss der statischen Höhe auf das maximale Biegemoment in Feldmitte kann Abbildung 3-51 entnommen werden, wengleich die getesteten Probekörper ein verschiedenes Alter aufweisen. Gegenüber nicht vorgespannten Probekörpern zeigt sich, dass durch die Vorspannung die Streuung der Versuchsergebnisse verringert wird. Zudem wird der Einfluss der statischen Höhe deutlich.

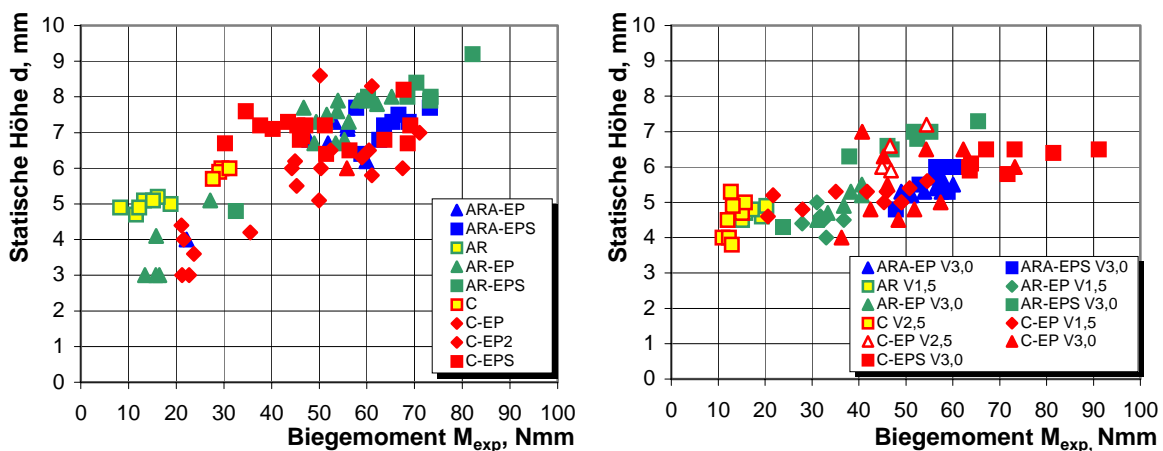


Abbildung 3-51: Abhängigkeit des maximalen Biegemoments von der statischen Höhe  $d$  von nicht vorgespannten (links) und vorgespannten (rechts) Probekörpern.

Der Einfluss der Vorspannung auf Erstrisslast sowie Maximallast kann in Abbildung 3-52 und Abbildung 3-53 abgelesen werden. Hier sind die rechnerischen Biegespannungen für Erstriss- und Maximallast der mit besandeten Textilien bewehrten Probekörper eingetragen. Die Versuchskörper (*bis auf die Probekörper AR-EPS V3,0*) wiesen zum Testzeitpunkt ein annähernd vergleichbares Alter auf. Zu erkennen ist, dass durch die Vorspannung die Erstrisslast sowie die zugehörige Durchbiegung erhöht werden.

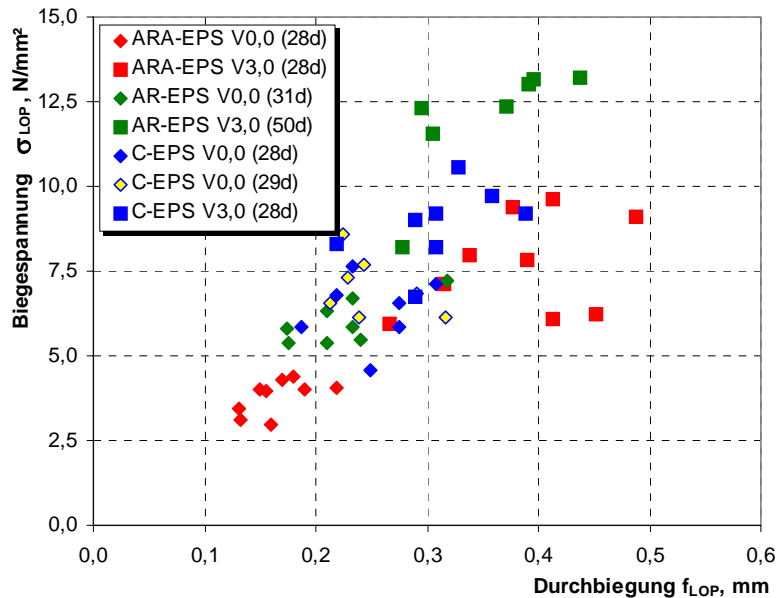


Abbildung 3-52: Einfluss der Vorspannung auf Durchbiegung und Erstrissspannung am Betonrand.

Neben einer Erhöhung der Erstrisslast kann Abbildung 3-53 auch entnommen werden, dass die maximale Biegespannung am Betonrand wie auch die zugehörige Durchbiegung bei carbon- und aramidbewehrten Probekörpern unter Vorspannung zunehmen. Bei den AR-glasbewehrten Probekörpern ist dies nicht der Fall. Allerdings ist hier auch Faserversagen maßgebend, was diesen Umstand erklärt. Bereits an dieser Stelle deutet sich an, dass für die Berechnung derartig dünner Platten herkömmliche Annahmen zur Spannungsverteilung in der Betondruckzone nur begrenzt anwendbar sind und die rechnerisch ermittelte Biegespannung in Frage zu stellen ist. So übertreffen die rechnerisch ermittelten Biegespannungen die experimentell ermittelte Betondruckfestigkeit teilweise um den Faktor 2.



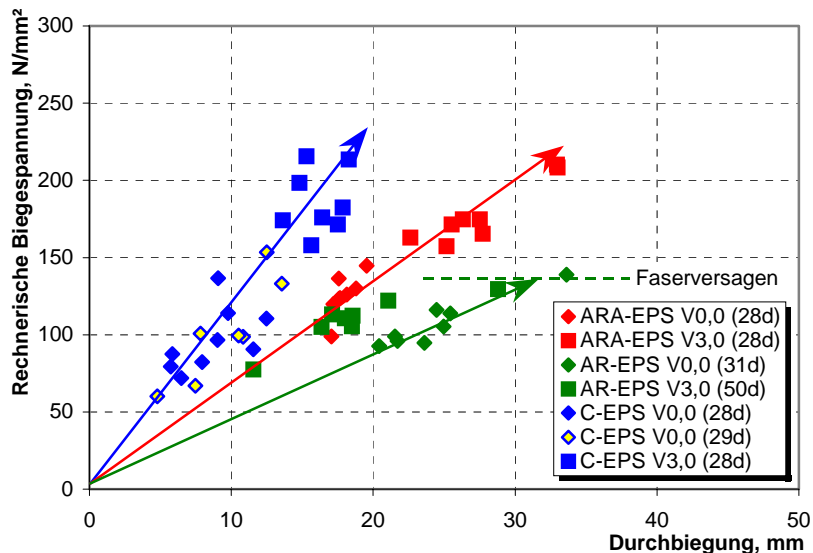


Abbildung 3-53: Einfluss der Vorspannung auf die maximale rechnerische Biegespannung am Betonrand.

### Tragverhalten bei zyklischer bzw. alternierender Belastung

Wird sowohl Faserversagen als auch Pull-Out-Versagen vernachlässigt, so ist die scheinbare Unabhängigkeit der verbleibenden Verformung bei Entlastung von der Art der textilen Bewehrung auffällig. Einzig die Höhe der Vorspannung sowie die statische Höhe  $d$  hat einen Einfluss auf die verbleibende Durchbiegung bei Entlastung. Dies führt zu dem Schluss, dass die Schädigung bzw. Zerrüttung des Betons im Rissbereich entscheidend für die Rückverformung ist.

Bei wechselnder Beanspruchung zeigen Probekörper, die mit nicht imprägniertem AR-Glas bewehrt sind, ein frühzeitiges Versagen. Für zyklische Beanspruchungen sind sie daher in Verbindung mit der hier verwendeten Betonmatrix nicht geeignet. Es kann hieraus auch gefolgert werden, dass bei Dauerbeanspruchung nur sehr niedrige Festigkeiten für nicht imprägnierte AR-Glastextilien angesetzt werden dürfen.

Textile Bewehrungen auf der Basis von Carbon- oder Aramidfasern scheinen hingegen für eine zyklische Belastung geeignet zu sein.

### Rissentwicklung und Rissabstände

Die Rissentwicklung ist vom Bewehrungsgrad, der Art des Textils und damit dem Verbund sowie von den Probekörperabmessungen abhängig. So sind insbesondere die statische Höhe  $d$  wie auch die Betondeckung über der Bewehrung maßgebend für Rissöffnung und Rissabstand. Es zeigt sich, dass bei Belastung eine möglichst frühzeitige Aktivierung der Fasern insgesamt auch zu einem geringem Rissabstand und geringer Rissöffnung führt.

## 4 Numerische Simulation

Numerische Simulationen haben in nahezu allen Bereichen der heutigen Wissenschaft einen festen Platz eingenommen, was nicht zuletzt auf die immer leistungsfähigeren Rechner zurückzuführen ist. Ein Teilgebiet, in dem numerische Simulationen ein fester Bestandteil geworden sind, ist die Modellierung von Materialien, deren Zusammenwirken untereinander sowie deren Verhalten im Zusammenhang mit verschiedenen äußeren Einwirkungen. Eine Beschreibung der Materialien kann prinzipiell auf verschiedenen Strukturebenen erfolgen. Üblicherweise werden vier Ebenen unterschieden:

- Nanoskala
- Mikroskala
- Mesoskala
- Makroskala

Die Grundlage für die Berechnung des Tragverhaltens von Strukturen bilden im Allgemeinen zugehörige Differentialgleichungen sowie deren geschlossene analytische Lösungen. Bei komplexen Geometrien bzw. bei aus verschiedenen Werkstoffen zusammengesetzten Tragstrukturen stößt eine geschlossene analytische Lösung jedoch an seine Grenzen. Daher werden komplizierte Strukturen in einfache Teilelemente zerlegt (z.B. Stabelemente, Dreiecke, Vierecke oder Volumenelemente). Ist deren physikalisches Verhalten bekannt und beschreibbar, so können hierzu auch relativ einfache mathematische Sachverhalte angegeben werden. Die Verknüpfung und Verkopplung derartiger Teillösungen und Teilelemente zu einem Gesamtsystem ermöglicht dann wiederum die Abbildung komplexer Strukturen und deren Berechnung mittels iterativer Verfahren.

In der Regel werden Simulationen zunächst auf einer sehr feinen Ebene, beispielsweise der Nanoskala, beginnen. Die Erkenntnisse hieraus werden anschließend auf die nächsthöhere Ebene übertragen bis schließlich die Makroebene abgebildet werden kann. Für die nachfolgenden Untersuchungen an textilbewehrten Betonen soll die Nanoskala von untergeordneter Bedeutung sein. Ziel der numerischen Simulationen ist in der vorliegenden Arbeit vielmehr die Modellierung des Tragverhaltens textilbewehrter Betonelemente auf der Makroebene. Wie allerdings schon die experimentellen Untersuchungen von textilbewehrten Betonen gezeigt haben, können Betrachtungen auf der Mesoebene als auch auf der Mikroebene nicht außer Acht gelassen werden. Daher soll auch eine Modellierung auf Mesoebene stattfinden, was im vorliegenden Fall vornehmlich das Verbundverhalten von textiler Bewehrung in Beton betrifft. Auf eine detaillierte Beschreibung der Struktur auf einer Mikroskala wird nachfolgend verzichtet, da die Mikroebene insbesondere bei textilbewehrtem Beton eine derart hohe Komplexität und Unbestimmtheit aufweist, dass eine genaue und allgemein gültige Beschreibung nach dem heutigen Stand der Kenntnis nicht garantiert werden kann. Es sind bei einer dermaßen detaillierten Betrachtung vielmehr für den Einzelfall die maßgebenden Charakteristika und deren Einflüsse zu bestimmen.

#### 4.1 Konzepte der numerischen Simulation von textilbewehrtem Beton

Die Ansätze für die Modellierung von textilbewehrten Beton mittels Finiten Elementen sind, wie in der jüngeren Literatur erwähnt, durchaus vielfältig.

Was die Modellierung von hochfesten Feinbetonen betrifft, so wird im Wesentlichen auf die Erfahrungen mit Normalbetonen sowie hochfesten Betonen zurückgegriffen. Geeignete Ansätze und Modelle sind hier sowohl für zweidimensionale als auch für dreidimensionale Berechnungen vorhanden und auch hinreichend verifiziert. Dabei werden für die geometrischen und stofflichen Eigenschaften neben linearen zunehmend auch nichtlineare Ansätze eingesetzt. Einzig die Kalibrierung und Validierung der hierfür notwendigen Parameter beinhaltet noch einen nicht zu unterschätzenden Aufwand.

Eine hohe Komplexität bei textilbewehrtem Beton besteht hinsichtlich der Modellierung der textilen Bewehrung selbst. Im Gegensatz zu konventioneller Stahlbewehrung kann das Tragverhalten von in Beton eingebetteter textiler Bewehrung aufgrund ihrer inhomogenen Struktur stark variieren. Es reicht daher nicht, lediglich eine einfache Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung anzugeben, allgemein gültige Materialeigenschaften eines Textils aufzuzählen und damit numerische Simulationen durchzuführen. Wie unter anderem die in dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen zeigen, ändern sich die charakteristischen Eigenschaften eines eingebetteten Textils in Abhängigkeit von dem verwendeten Beton, der Herstellungstechnologie und weiteren äußeren Einflüssen zum Teil erheblich. Daher sind von verschiedenen Forschern differenzierte experimentelle Untersuchungen durchgeführt worden, anhand derer versucht wurde, das Verbundverhalten textiler Bewehrung in Beton auch auf der Mikroebene zu beschreiben. Solche Modelle auf der Mikroebene werden beispielsweise von HEGGER ET AL. und auch von KONRAD ET AL. gezeigt /HEG03/, /KON03/. Aufbauend auf diesen Ergebnissen wird danach versucht, die Erkenntnisse von der Mikroebene auf die Mesoebene zu übertragen. Die Feinheit der finiten Elemente reicht bei derartigen Modellierungen bis zur Abbildung jedes einzelnen Filaments als Volumenelement. Diese werden dann über eine Kontaktschicht mit benachbarten Filamentelementen verknüpft, bis schließlich äußere Filamentelemente über eine weitere Kontaktschicht an Betonelemente angeschlossen werden /KON03/. Zwar können in diesem Fall die Materialeigenschaften der textilen Bewehrung exakt angegeben werden, jedoch ist eine genaue Beschreibung der Verbundeigenschaften aufgrund der Vielzahl der äußeren Einflüsse in der Praxis meist nicht möglich. Auch ist offensichtlich, dass eine derartige Simulation einen enorm hohen Rechenaufwand beinhaltet und daher die Anwendung dieser Art der Diskretisierung für die Berechnung ganzer Bauteile zu detailliert ist.

Der Rechenaufwand vereinfacht sich hingegen wieder, wenn ein solch detailliertes Materialverhalten zwar auf der Mikroebene abgebildet wird, dann jedoch auf der Mesoebene zu einem repräsentativen Volumenelement zusammengefasst wird. Solche Mehrskalenmethoden werden derzeit beispielsweise von ZASTRAU ET AL. für textilbewehrte Betone entwickelt /ZAS03A/.

Ein weiterer vereinfachender Ansatz, der von einigen Forschern verfolgt wird, ist die grobe Unterscheidung von inneren und äußeren Filamenten /HEG03/, /KON03/. Hier werden die inneren Filamente zusammengefasst und als Stab- oder Volumenelemente abgebildet, die über Kontaktelemente bzw. –schichten mit vergleichbaren äußeren Filamentelementen verknüpft werden. Diese wiederum werden über weitere Kontaktelemente an die umliegenden Betonelemente angeschlossen. Inneren und äußeren Filamenten werden hierbei die gleichen Materialeigenschaften zugeordnet, während die Kontaktelemente ein unterschiedliches Verhalten aufweisen. Gegenüber der Diskretisierung eines jeden einzelnen Filaments erscheint der Aufwand nun deutlich geringer, ist aber trotzdem noch relativ hoch. Problematisch sind bei diesem Ansatz auch die exakte Definition des Verhältnisses von äußeren Filamenten zu inneren Filamenten sowie die Angabe zweier unterschiedlicher Verbundeigenschaften. Eine experimentelle Bestimmung der maßgebenden Parameter ist daher immer erforderlich.

Ein anderes Konzept der numerischen Simulation wird mit der Verwendung von oberflächenorientierten Mehrschichten-Schalenmodellen verfolgt /ZAS03/. Hierbei wird die textile Bewehrung als Verstärkungsschicht modelliert, die an nicht bewehrte Betonschichten angeschlossen wird. Ein Vorteil in der Verwendung von Mehrschichten-Schalenmodellen liegt insbesondere in einer wirklichkeitsgetreuen Abbildung von möglichen Delaminationsvorzugsebenen, die bei der Verwendung sehr engmaschiger textiler Bewehrungen in Beton auftreten können.

Der im Folgenden aufgeführte Ansatz zur Diskretisierung von textiler Bewehrung in Beton stellt die größte Vereinfachung der Modellierung dar, wenn man Beton und Textil sowie den Verbund zwischen diesen beiden getrennt berücksichtigen möchte. Das textile Bewehrungselement wird hier als eindimensionales Stabelement charakterisiert, welches mittels dimensionsloser Verbundelemente an zwei-, oder dreidimensionale Betonelemente angeschlossen wird. Grundsätzlich besteht die Möglichkeit, dieses System noch weiter zu vereinfachen und die Stabelemente direkt an die Betonelemente anzuschließen, im sogenannten perfekten Verbund. Eine derartige Vereinfachung kann aber die Wirklichkeit bzw. das Tragverhalten textilbewehrter Betonelemente nur beschränkt abbilden, da einerseits ein mögliches Verbundversagen nicht berücksichtigt wird und andererseits einzelne direkt an die Bewehrung angeschlossene Betonelemente überbeansprucht werden und dadurch sukzessive vorzeitig versagen.

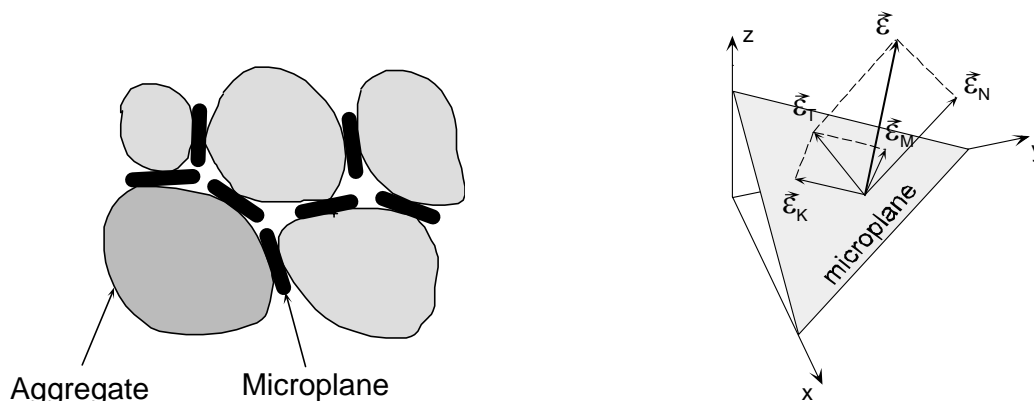
Problematisch bleibt bei der Modellierung als einfaches Stabelement auch die Charakterisierung der maßgebenden Materialeigenschaften des Textils. Da keine Unterscheidung von inneren und äußeren Filamenten vorgenommen wird und nicht immer von einem homogenen Rovingquerschnitt ausgegangen werden kann, müssen die Textileigenschaften zur Eingabe in eine FE-Simulation erst genauer bestimmt werden. Auf die genannten Zusammenhänge wird in Kapitel 4.3 noch eingegangen.

## 4.2 Modellierung von Beton

Insbesondere in den letzten Jahren wurden zur Beschreibung des Verformungs-, Schädigungs- und Rissbildungsverhaltens von quasi spröden Materialien wie z.B. Beton verschiedene kon-

stitutive Gesetze entwickelt. Neben den Modellen auf Mikroebene werden insbesondere auch Modelle, die die Makroebene abbilden, eingesetzt. Sie eignen sich aufgrund des geringeren Rechenaufwandes insbesondere für die Berechnung von Bauteilen und ganzen Tragwerken. Trotz der makroskopischen Betrachtung sollen derartige Modelle aber möglichst auch relativ komplizierte Prozesse auf der Mikroebene, wie z.B. Riss- und Mikrorissbildung, Kohäsion, Reibung sowie deren Interaktion richtig abbilden können. Im Rahmen der Kontinuumsmechanik können diesen Modellen verschiedene Theorien zugrunde gelegt werden. Zur Verfügung stehen beispielsweise Plastizitätsmodelle oder Plastizitäts-Schädigungs-Modelle. Den meisten dieser Theorien ist jedoch gemein, dass sie jeweils nur den einaxialen Spannungs-Dehnungs-Zustand berücksichtigen.

Für die realitätsnahe Abbildung dreidimensionaler Spannungs-Dehnungs-Zustände stehen allerdings auch neuere und in weiten Teilen bereits verifizierte Theorien bereit. Eine davon ist die „Microplane“-Theorie, wobei die Grundzüge des Microplane-Modells auf Überlegungen von G.I. TAYLOR zurückgehen /TAY38/. Weitere Überlegungen und die Übertragung dieser Theorie auf das Materialverhalten von Beton wurden dann von BAŽANT und weiteren Autoren angestellt /BAŽ88/, /CAR97/, /OŽB92/, /OŽB99/. Vom Prinzip her werden beim Microplane-Modell die komplexen Materialeigenschaften auf verschiedene Mikroebenen mit unterschiedlicher Ausrichtung verteilt /OŽB01/. Auf einer solchen Mikroebene liegen nur wenige einachsige Spannungs- und Dehnungskomponenten vor (vgl. Abbildung 4-1, rechts). Im Modell sind daher auch Beschränkungen durch Tensorinvarianzen nicht gesondert zu berücksichtigen, da diesen durch die Gesamtbetrachtung aller Mikroebenen automatisch entsprochen wird. Es wird angenommen, dass es sich bei den Dehnungskomponenten auf der Mikroebene gemäß der Methode der kinematischen Bindung um Projektionen des makroskopischen Dehnungstensors handelt. Das Modell deckt durch die Integration der Spannungskomponenten über die einzelnen Mikroebenen den kompletten dreidimensionalen Raum ab, wobei es relativ einfach ist, auch anfängliche Anisotropien zu berücksichtigen und zyklische Belastungen zu erfassen /OŽB01/. Wie die Annahmen zum Verbundmodell nachfolgend noch zeigen werden, ist insbesondere auch die im Microplane-Modell mögliche Abbildung des Nachbruchverhaltens bzw. der Materialentfestigung von Bedeutung, da hierdurch der Versagensfall Spalten bei der Untersuchung zum Verbundverhalten von Bewehrung und Beton indirekt berücksichtigt wird.



**Abbildung 4-1: Belastungstransfer im Microplane-Modell über idealisierte Kontaktebenen im Material (links), Makroskopische Dehnungskomponenten der Mikroebenen (rechts). /OŽB99/**

Die Modellvorstellung geht dahin, dass die Mikroebenen den Kontaktzonen von Zementleim und Zuschlag gleichkommen und somit Schwachstellen darstellen (vgl. Abbildung 4-1, links). Mit dem Microplane-Modell wird demnach auf einfache Weise versucht, durch das Zusammensetzen einzelner Mikroebenen mit jeweils gültigen einachsigen Spannungs-Dehnungs-Gesetzen ein inhomogenes und sprödes Material auf der Makroebene abzubilden.

Das vorliegende konstitutive Microplane-Gesetz wurde in den Programmcode *MASA* implementiert und in der Vergangenheit unter verschiedenen Lastkombinationen getestet und verifiziert. Wie diese Untersuchungen gezeigt haben, ist die aktuelle Programmversion in der Lage, das Materialverhalten von Beton bis zu einer Festigkeitsklasse C60/75 für dreidimensionale Spannungs-Dehnungs-Zustände wirklichkeitsgetreu nachzubilden /OŽB01/. Erfahrungen mit höherfesten Betonen wie auch mit Betonen mit geringer Zuschlaggröße und hoher Festigkeit liegen nur sehr begrenzt vor, grundsätzlich können derartige Betone aber mit den vorliegenden Microplane-Parametern modelliert werden.

#### **4.2.1 Modellierung von hochfestem Feinbeton**

Der den Untersuchungen zugrunde liegende Feinbeton zählt aufgrund seiner Materialcharakteristik zu den hochfesten Betonen. Zunächst wurden in ersten FE-Berechnungen daher Eingabeparameter für den mittels des Microplane-Modells modellierten Beton ermittelt. Die Grundlage hierzu bilden typische Eigenschaften wie Bruchenergie, Bruchdehnung und Festigkeit, wie sie anhand üblicher standardisierter Versuche ermittelt wurden. Erste damit durchgeführte FE-Berechnungen von Pull-Out-Versuchen und auch von Biegeversuchen zeigten jedoch, dass diese Eingabeparameter für eine Abbildung der experimentellen Untersuchungen nur bedingt geeignet waren. Insbesondere die zugrunde gelegte Druckfestigkeit des Betons von etwa  $95 \text{ N/mm}^2$ , die in experimentellen Untersuchungen an Prismenhälften (belasteter Bereich  $40 \times 40 \times 40 \text{ mm}^3$ ) bestimmt wurde, führte bei der Simulation der Biegeversuche zu einem sehr frühzeitigen Versagen des Betons in der Druckzone.

Die für die FE-Simulation zu verwendenden Betonparameter mussten demnach angepasst werden. Hierzu sind vorab einige weitere theoretische Überlegungen bezüglich des Betonverhaltens unter den hier vorhandenen Bedingungen anzustellen.

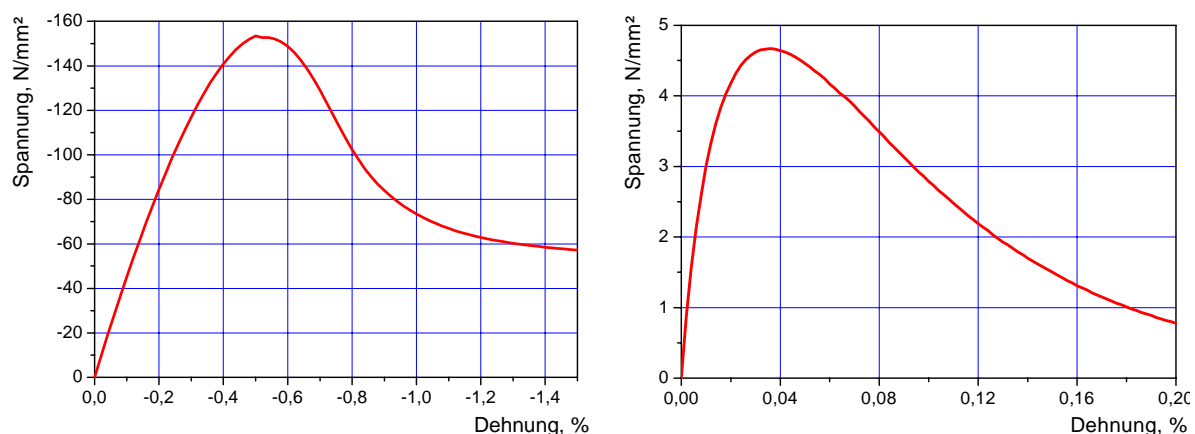
Zunächst kann die Aussagekraft der anhand von Prismenhälften ermittelten Druckfestigkeit hinterfragt werden. Bekannt ist, dass die Prüfkörpergröße einen nicht zu unterschätzenden Einfluss auf die Festigkeit hat und Maßstabeffekte nicht zu vernachlässigen sind /BAŽ98/. Die Weibull-Theorie kann zum Teil für ein derartiges Verhalten als Begründung herangezogen werden /WEI39/. So sind Umrechnungsfaktoren zur Umrechnung von Festigkeiten bereits seit längerem für größere Probekörperabmessungen wie beispielsweise zur Umrechnung von Würfeldruckfestigkeiten bekannt und anerkannt. Untersuchungen zur Festigkeit an sehr kleinen Feinbetonwürfeln wurden hingegen bisher nur sehr beschränkt durchgeführt (siehe beispielsweise /BRA03/). In eigenen Untersuchungen wurden daher kleine Feinbetonwürfel mit den Abmessungen  $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$  aus dem Kernbereich von Betonprismen (Feinbetonmischung M7) herausgesägt und geprüft. Im Ergebnis stellte sich bei diesen Tastversuchen her-

aus, dass die kleinen Würfel gegenüber den geprüften Prismenhälften eine um etwa 20 % höhere Festigkeit aufweisen. BRAMESHUBER ET AL. ermittelten an eigens betonierten Betonwürfeln und denselben Abmessungen einen Anstieg der Druckfestigkeit von etwa 10 % gegenüber der Prismendruckfestigkeit /BRA03/. Bedenkt man, dass die Betondruckzone bei den in dieser Arbeit durchgeführten Biegeversuchen meist weniger als 3 mm beträgt, so ist vermutlich eine noch höhere Druckfestigkeit für die Berechnung zugrunde zu legen.

Die Druckfestigkeiten aus den zuvor genannten Druckversuchen beruhen auf einer einachsigen Beanspruchung der Probekörper. Wie die nachfolgenden FE-Simulationen und auch die numerischen Berechnungen in Kapitel 5 zeigen, kann bei den sehr hohen Durchbiegungen nicht mehr nur von einer einachsigen Beanspruchung des Betons ausgegangen werden. Es liegt vielmehr ein mehraxialer Spannungszustand insbesondere in der Betondruckzone vor, der zu einer weiteren Erhöhung der Betondruckfestigkeit führt.

Betrachtet man bei den nachfolgenden FE-Simulationen zudem die Größe eines Betonelementes, so führen die hohen Bauteilverformungen zu einer starken Elementverzerrung. Hier stößt das Microplane-Modell trotz der realitätsnahen Abbildung dreidimensionaler Spannungs-Dehnungs-Zustände in gewisser Weise an seine Grenzen, führen doch hohe Elementverzerrungen oftmals zu einem vorzeitigen Versagen. Auch wird geometrische Nichtlinearität bei der vorliegenden Programmversion nicht berücksichtigt. Es soll nicht unerwähnt bleiben, dass die Elementgröße selbst einen Einfluss auf das Ergebnis hat, auch wenn dies bei MASA weitgehend berücksichtigt wird (siehe hierzu BAŽANT ET AL. /BAŽ98/).

Als weiterer Punkt ist herauszustellen, dass die Hydratation des Feinbetons bei den hergestellten dünnen Betonplatten durch mehrere Faktoren beeinflusst werden kann. So ist zum einen bei der Verwendung nicht imprägnierter Textilien der Einfluss des Wasserentzuges durch die kapillare Saugwirkung der Fasern von Bedeutung, zum anderen kann eine Beeinflussung der Hydratation durch die großen Oberflächen der Textilbetonplatten und der damit verbundenen Verdunstung von Wasser nicht ausgeschlossen werden. Die Betoneigenschaften einer textiltbewehrten Platte können sich daher von den Betoneigenschaften der hergestellten Betonprismen unterscheiden.



**Abbildung 4-2: Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Feinbetons für die FE-Simulationen.**

Abbildung 4-2 zeigt die für die nachfolgenden FE-Simulationen zugrunde gelegten Betoneigenschaften eines Einheitselementes. Die zugehörigen Microplane-Parameter zur Eingabe in MASA sind im Anhang IV in Tabelle 9-6 aufgeführt. Die Druckfestigkeit beträgt  $153 \text{ N/mm}^2$  bei einer Dehnung von 0,5 %, die Zugfestigkeit  $4,67 \text{ N/mm}^2$  bei einer Dehnung von 0,036 %. Wie bereits angedeutet, sind die Druckfestigkeit und auch die Bruchdehnung deutlich höher als die versuchstechnisch ermittelte. Ebenso wird von einem relativ duktilen Verhalten insbesondere bei Zugbeanspruchung ausgegangen. Zum einen spielt hier der Maßstabseffekt eine Rolle, wenngleich dieser vom Programm MASA selbst berücksichtigt wird /OŽB01/. Zum anderen sind aber auch bruchenergetische Kriterien bei der Verwendung des Microplane-Modells einzuhalten /BAŽ88/.

### 4.3 Modellierung textiler Bewehrungsmaterialien

Für eine einfache und wenig aufwändige numerische Simulation und die Finite-Elemente-Berechnung von textiler Bewehrung in Beton sowie der Darstellung der Verbundproblematik eignen sich, wie bereits schon kurz erläutert, insbesondere diskrete Elemente. Gegenüber dem relativ komplexen Microplane-Modell, welches für Beton bei den nachfolgenden FE-Berechnungen verwendet wird, wird für die Modellierung der textilen Bewehrung auf relativ einfache Annahmen zurückgegriffen.

Die in der vorliegenden Arbeit untersuchten textilen Materialien (Aramid, Carbon, und AR-Glas) weisen, betrachtet man ein Einzelfilament, ein nahezu linearelastisches Verhalten bis zum Bruch auf. Vom Grundsatz her würde daher zur Abbildung eines Filaments die Angabe von Festigkeit und Elastizitätsmodul ausreichen. Bei der Betrachtung des Materialverhaltens eines Rovings hingegen sind diese einfachen Annahmen jedoch, wie bereits in eigenen (vgl. Kapitel 2.2) sowie weiteren experimentellen Untersuchungen anderer Forscher gezeigt und erläutert, nicht mehr zutreffend /BAN01/, /BAN03/, /OHN94/. Da bei dem hier vorliegenden Konzept zur Modellierung davon ausgegangen wird, einen textilen Roving als ein einzelnes zweidimensionales Element zu beschreiben, sind entsprechende Überlegungen zur Charakterisierung der Materialeigenschaften zu treffen.

Für die nachfolgende Modellierung des Materialverhaltens textiler Bewehrung wird ein einfacher trilinearer Ansatz gewählt. Da sich das Verbund- und auch Tragverhalten der verschiedenen textilen Bewehrungen stark unterscheidet, ist eine grobe Unterscheidung zunächst bezüglich textilen Rovings mit hohem innerem Verbund und auf der anderen Seite geringem innerem Verbund sinnvoll (vgl. hierzu auch Kapitel 3.4.1 und 3.4.5).

#### 4.3.1 *Textile Bewehrungen mit geringem innerem Verbund*

Textile Bewehrungsmaterialien mit geringem innerem Verbund sind insbesondere solche, bei denen einzelne Filamente lose aneinander liegen und im eingebauten Zustand von Beton nicht vollständig durchdrungen sind.

Entscheidend für eine realitätsnahe Abbildung erscheinen hier die Zusammenhänge zwischen Bruchenergie, innerem Verbund und Textilfestigkeit, wobei die Bruchenergie des Textils

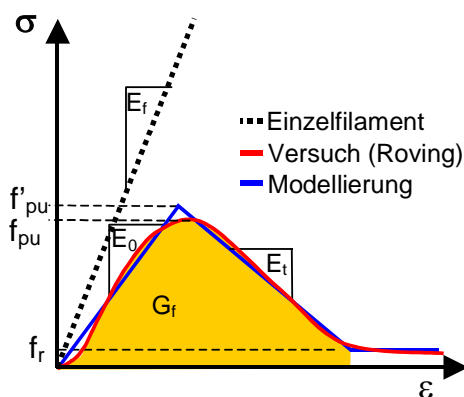


nahezu unabhängig vom inneren und äußeren Verbund sein dürfte und daher als relativ konstant anzusehen ist. Die Frage der Beständigkeit und Dauerhaftigkeit wird hierbei natürlich vernachlässigt.

Zunächst ist aufgrund des sukzessiven Versagens der Filamente mit deutlich geringeren Rovingfestigkeiten gegenüber einer einzelnen Filamentfestigkeit zu rechnen. Das sukzessive Faserversagen und der unterschiedliche Schlupf der einzelnen Filamente machen aber auch deutlich, dass eine eindeutige Charakterisierung derartiger Bewehrung in Beton nicht mit den in dieser Arbeit vorgestellten Modellen möglich ist. Ein Hauptgrund liegt in der Ungewissheit über den unterschiedlichen Schlupf und damit der Aktivierung der einzelnen Filamente.

Diese Problematik kann anhand eines Biegeversuchs erläutert werden. Tritt beispielsweise nur ein Riss in einem Biegeversuch auf, so wird der Schlupf der inneren Filamente über diesen Riss sehr groß und deren Beanspruchung relativ gering. Bei Auftreten sehr vieler Risse und engem Rissabstand kann dagegen auf einen relativ geringen Schlupf geschlossen werden und der gesamte Roving wird analog dazu recht gleichförmig beansprucht. Das Tragverhalten eines Rovings ist in den beiden Fällen folglich sehr verschieden.

Eine Lösung für dieses Problem könnte sich über eine Kopplung von inneren Bewehrungselementen über Verbundelemente an äußere Bewehrungselemente ergeben. Das Prinzip wäre dann: Betonelement – Verbundelement – Bewehrungselement – Verbundelement – Bewehrungselement. Eine derartige Kopplung ist in der vorliegenden Version von *MASA* jedoch nur mit Volumenelementen möglich. Dies aber erhöht den Rechenaufwand wiederum stark, was der ursprünglichen Zielsetzung mit dem Wunsch zur Vereinfachung der Verbundproblematik widerspricht.



**Abbildung 4-3: Spannungs-Dehnungs-Kennlinien zur Charakterisierung textiler Bewehrungen mit geringem inneren Verbund.**

Behelfsweise wird für die nachfolgenden Untersuchungen die nicht imprägnierte Bewehrung als ein zweidimensionales Bewehrungselement charakterisiert. Da mit einem sukzessiven Versagen der einzelnen Filamente zu rechnen ist, muss eine gegenüber einem Einzel filament geringere Rovingfestigkeit angesetzt werden (vgl. Abbildung 4-3). Aufgrund der unterschiedlichen Aktivierung der einzelnen Filamente bei Belastung wird die anzunehmende Rovingfestigkeit mit zunehmender Anzahl an Filamenten geringer. Ebenso ist aufgrund der unter-

schiedlichen Streckung und damit Aktivierung der Filamente ein niedrigerer Elastizitätsmodul anzusetzen. Mit einem spröden Versagen bei Maximallast ist in der Folge nicht zu rechnen, da einzelne verzögert aktivierte Filamente noch Lasten aufnehmen können, wenn andere schon versagt haben. In Verbindung mit dem unterschiedlichen Schlupf und der inneren Reibung zwischen den einzelnen Filamenten ist ein sehr duktiler Nachbruchverhalten zu erwarten. Dies wird nachfolgend mittels eines Entfestigungsmoduls  $E_t$  berücksichtigt.

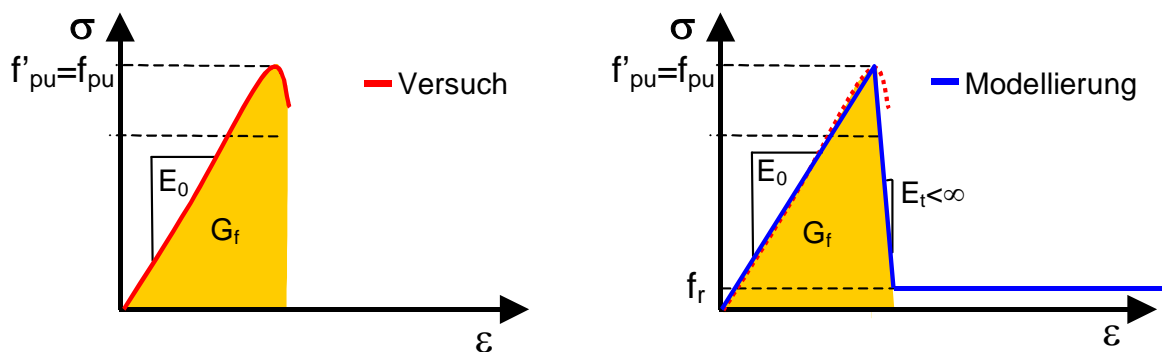
**Tabelle 4-1: Eingabeparameter für die Modellierung von nicht imprägnierten Textilien in MASA.**

Bezeichnung	Parameter		AR		C	
			vorgesp.	n. vorgesp.	vorgesp.	n. vorgesp.
Elastizitätsmodul	$E_0$	N/mm <sup>2</sup>	72.000	50.000	240.000	180.000
Zugfestigkeit	$f'_{pu}$	N/mm <sup>2</sup>	600	500	1.600	1.100
Entfestigungsmodul	$E_t$	N/mm <sup>2</sup>	-80.000	-12.000	-120.000	-60.000
Restzugfestigkeit	$f_r$	N/mm <sup>2</sup>	10	10	10	10

Das beschriebene Verhalten ist in einem hohen Maß von der Filamentzahl eines Rovings, der Ausrichtung der einzelnen Filamente sowie der Durchdringung des Rovings mit Zementleim und damit dem Verbund abhängig. Unter Vorspannung einbetonierte nicht imprägnierte Textilien weisen gegenüber nicht vorgespannten eine gleichmäßigere Beanspruchung aller Filamente auf, weshalb hier eine höhere Festigkeit als auch ein größerer Elastizitätsmodul anzusetzen ist. Bei idealer Streckung entspricht der Elastizitätsmodul eines Rovings dann näherungsweise dem eines Einzelfilamentes. Im Nachbruchverhalten ist hingegen mit einer geringeren Duktilität zu rechnen. Tabelle 4-1 zeigt die zugrunde gelegten Eingabeparameter für die nachfolgend durchgeführten FE-Simulationen.

### 4.3.2 Textile Bewehrungen mit hohem inneren Verbund

Als textile Bewehrungen mit hohem inneren Verbund werden im Folgenden solche definiert, deren innerer Verbund höher ist als der äußere Verbund und ein Versagen daher nur zwischen äußeren Filamenten und Betonmatrix stattfinden kann. Ein unterschiedlicher Schlupf der einzelnen Filamente wird nicht erwartet. Die Modellierung gestaltet sich gegenüber nicht imprägnierten Textilien damit deutlich einfacher. Nach bisherigen Erkenntnissen kann insbesondere bei Rovings mit sehr hoher Anzahl an Filamenten ein ausreichend hoher innerer Verbund nur durch eine geeignete Harzimprägnierung gewährleistet werden.



**Abbildung 4-4: Spannungs-Dehnungs-Kennlinien zur Charakterisierung textiler Bewehrungen mit hohem inneren Verbund.**

Eine vollständige Imprägnierung hat neben der inneren Verbundverbesserung aber auch zur Folge, dass die einzelnen Filamente nicht mehr seitlich ausweichen können. Eine nicht vollkommen gestreckte Lage der einzelnen Filamente wirkt sich demzufolge unter Zugbeanspruchung nicht so nachteilig auf Elastizitätsmodul und Zugfestigkeit aus. Insbesondere wird der Elastizitätsmodul nur geringfügig gegenüber dem eines Einzelfilaments abgemindert. Bis zum Versagen ist der Elastizitätsmodul zudem relativ konstant. Allerdings versagt ein imprägnierter Roving verhältnismäßig spröde (siehe Abbildung 4-4). Ein solches Verhalten lässt sich sehr gut mittels des hier vorgestellten trilinearen Materialmodells abbilden.

In Tabelle 4-2 sind die für die nachfolgenden FE-Simulationen verwendeten Eingabeparameter in *MASA* angegeben. Der Elastizitätsmodul entspricht hier, wie oben erläutert, dem einer Einzelfaser. Der Entfestigungsmodul wurde für alle Textilien konstant angesetzt, da er für die nachfolgenden FE-Simulationen ohne Bedeutung ist. Erst bei der Berechnung komplexerer Bauteile ist er von Interesse. Die angesetzte Zugfestigkeit ist gegenüber den nicht imprägnierten Textilien deutlich höher. Sie ist auch im Vergleich zu der im Zugversuch an einem Roving ermittelten Festigkeit höher, da im einbetonierten Zustand der Einbettungseffekt eine festigkeitssteigernde Wirkung hat (vgl. hierzu auch die Untersuchungsergebnisse aus Kapitel 3.4.4 sowie die Bemessung in Kapitel 5). Zu beachten ist auch die teilweise höhere Festigkeit der imprägnierten und besandeten Textilien. Als Grund kann hier die händische Auftragung des Harzes unter leichter Vorspannung des Textils gesehen werden. Die einzelnen Filamente sind daher gleichmäßiger gestreckt und werden damit auch einheitlicher belastet.

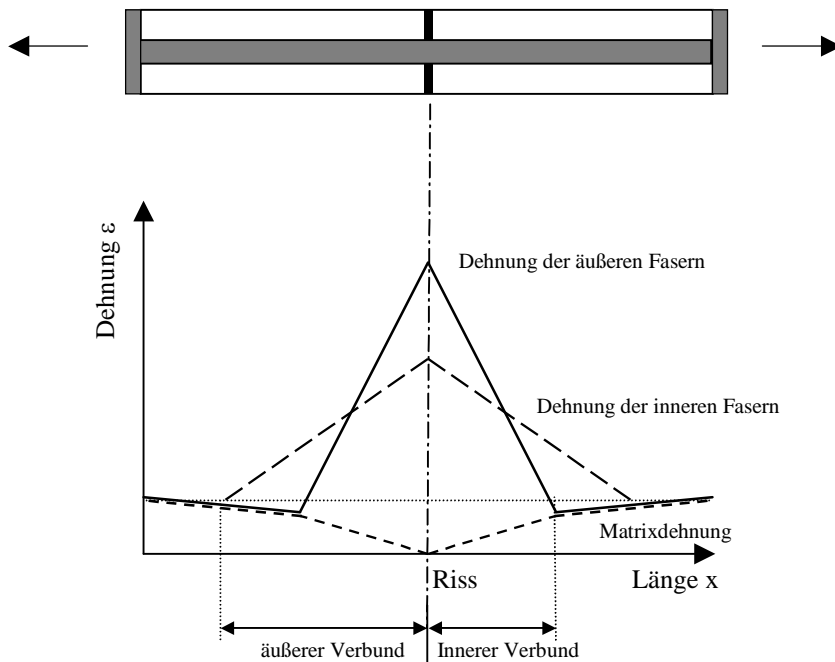
**Tabelle 4-2: Eingabeparameter für die Modellierung von imprägnierten Textilien in *MASA*.**

Bezeichnung	Parameter		AR-EP	AR-EPS	ARA-EP	ARA-EPS	C-EP	C-EPS
Elastizitätsmodul	$E_0$	N/mm <sup>2</sup>	72.000	72.000	125.000	125.000	240.000	240.000
Zugfestigkeit	$f_{pu}$	N/mm <sup>2</sup>	1.400	1.800	2.200	2.200	2.500	2.700
Entfestigungsmodul	$E_t$	N/mm <sup>2</sup>	-900.000	-900.000	-900.000	-900.000	-900.000	-900.000
Restzugfestigkeit	$f_r$	N/mm <sup>2</sup>	10	10	10	10	10	10

## 4.4 Modellierung des Verbundverhaltens

### 4.4.1 Mechanische und analytische Verbundmodelle für textile Bewehrungen

Die Kenntnis des Verbundes und der Materialeigenschaften ermöglicht die Vorhersage von Tragverhalten, Rissabständen und Rissbreiten, sowie Übertragungs- und Verankerungslängen. Daher widmet sich der Charakterisierung des Verbundverhaltens von Bewehrung in Beton eine Vielzahl von Untersuchungen. Dies gilt auch für die Charakterisierung von textiler Bewehrung. Eine der ersten Arbeiten auf dem Gebiet duktiler Fasern in einer spröden Matrix wurde von AVESTON, COOPER & KELLY im Jahr 1971 vorgestellt /AVE71/. Auf der Grundlage eines zentrisch gezogenen Stabes entwickelten sie eine Modellvorstellung für einen Verbundwerkstoff. Unter Berücksichtigung eines kritischen Fasergehaltes unterscheiden sie für unterbewehrte Querschnitte ein einfaches Bruchversagen und für überbewehrte Querschnitte ein stufenweises Bruchversagen.



**Abbildung 4-5 Schematische Darstellung der Wirkungsweise von innerem und äußerem Verbund bei Erstriss nach OHNO & HANNANT. /OHN94/**

In Anlehnung an die Theorie von AVESTON, COOPER & KELLY führten OHNO & HANNANT Untersuchungen an in Beton eingebetteten Multifilamentgarnen aus Polypropylen- und Glasfasern durch /OHN94/. In Zugversuchen beobachteten sie einen Schlupf zwischen Randfasern, die in Kontakt mit dem Beton stehen, und Kernfasern, die nur Kontakt zu benachbarten Fasern haben. Sie folgerten daraus, dass es zu unterschiedlichen Dehnungs- und somit auch Spannungsverteilungen über einen Rovingquerschnitt, der in einen Beton eingebettet ist, kommt (vgl. auch Abbildung 4-5). Daraufhin entwickelten sie ein Modell mit inneren und äußeren Fasern, das den unterschiedlichen Schlupf und auch das vorzeitige Versagen der äußeren Fasern berücksichtigt. Durch einen Proportionalitätsfaktor setzen sie innere und äußere Fasern in Relation zueinander. Allerdings bleibt dieser Faktor relativ unbestimmt und ist je nach verwendeter Bewehrung und Betonmatrix neu zu ermitteln.

Neuere Untersuchungen bauen im Wesentlichen auf den genannten Erkenntnissen zum unterschiedlichen Faserschlupf auf und stellen prinzipiell eine Verfeinerung der Modellvorstellungen dar, wobei insbesondere der Verbund-Schlupf-Beziehung eine erhöhte Aufmerksamkeit geschenkt wird.

NAMMUR & NAAMAN geben beispielsweise auf der Basis von Versuchen mit Fasern in einer spröden Matrix eine einfache bilineare Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung an /NAM89/. Sie gehen davon aus, dass bei Aufbringen einer Last auch immer mit einer Relativverschiebung zwischen Faser und Matrix zu rechnen ist. Bis zum Erreichen der maximalen Schubspannung ist die Verbundsteifigkeit konstant. Der Poisson-Effekt wird als unwesentlich erachtet und findet keine Berücksichtigung.

Die Ansätze von NAMMUR & NAAMAN entsprechen weitgehend den Ansätzen der Shear-Lag-Theorie. Die Shear-Lag-Theorie basiert auf den Arbeiten von COX aus dem Jahr 1952

/COX52/. Auf dieser Grundlage wurde im Hinblick auf textilbewehrten Beton auch von BRAMSHUBER ET AL. ein analytisches Modell für eine vereinfachte Auswertung von Faserausziehversuchen entwickelt /BRA00/, /BRA01A/. Hier wird gegenüber den Untersuchungen von NAMMUR & NAAMAN allerdings ein Einfluss der Querkontraktion auf den Verbund herausgestellt. Auch in den Ausführungen von PELED ET AL., die beispielsweise den Verbund von Monofilamenten aus Polyethylen in Zementmatrices untersuchten, sind Einflüsse aus dem Poisson-Effekt beobachtet worden /PEL98/.

Die bisherigen Modellvorstellungen gingen davon aus, dass der Verbund vornehmlich durch Adhäsion und bei Versagen der Adhäsion durch Reibung bestimmt wird. Die in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen zum Verbund zeigen, dass neben der Adhäsion und der Reibung der mechanische Verbund von imprägnierter textiler Bewehrung und Beton eine bedeutende Rolle spielen kann. Ein einfaches und allgemein gültiges Modell, beispielsweise durch ein Coulombsches Kontaktgesetz charakterisiert, ist in der Regel nicht ausreichend. Es liegt daher nahe, Verbundmodelle aus dem Stahlbetonbau mit gerippter Bewehrung in die Betrachtung einzubeziehen und auch Untersuchungsergebnisse mit FVK-Bewehrungen in Beton zu berücksichtigen.

Hinsichtlich der Charakterisierung des Verbunds bzw. der Modellierung des Verbundverhaltens von Stahlbewehrungen in Beton sind in der Vergangenheit eine Vielzahl verschiedener Untersuchungen durchgeführt und mindestens ebenso viele verschiedene Verbundmodelle aufgestellt worden. Ein umfassender Überblick über den Verbund verschiedener Bewehrungen in Beton ist in dem ‚State-of-the-Art‘ Report *Bond of reinforcement in concrete* angegeben /CEB00/. Für FVK-bewehrte Betonbauteile haben sich hiernach in der Praxis insbesondere die Verbundspannungs-Schlupf-Modelle von COSENZA, MANFREDI & REALFONZO, sowie von ELIGEHAUSEN, POPOV & BETERO durchgesetzt /COS95/, /ELI83/. ACHILLIDES entwickelte auf der Grundlage derartiger Modelle eine Methode, das Verbundverhalten von FVK-Bewehrungen mittels zweidimensionalen Stabelementen und Federelementen nachzubilden /ACH98/. Ein derartiges Modell wurde beispielsweise auch in der hier vorliegenden Arbeit für die FE-Simulation zugrunde gelegt.

Den meisten der hier vorgestellten Modelle ist gemein, dass sie jeweils für einige wenige Spezialfälle gelten und eine allgemeine Gültigkeit zur Berechnung komplexer Tragstrukturen nicht vorhanden ist. Einschränkungen bestehen beispielsweise hinsichtlich der Oberflächenbeschaffenheit der Bewehrungselemente, der Stabdurchmesser, der Betondeckung oder aber der Auflagerbedingungen. Insbesondere sind auch die Versagensfälle „Spalten des Betons“ bzw. „reines Verbundversagen“ zu unterscheiden.

#### **4.4.2 Diskretes Verbundmodell für Finite-Elemente-Simulationen**

Für die hier gezeigten numerischen Untersuchungen zum Verbundverhalten von Textilien und Beton wurde ein diskretes Verbundelement in das Finite-Elemente-Programm *MASA* integriert. Das Verbundmodell (vgl. Abbildung 4-7) wurde in der Grundidee vornehmlich für die 3D-Finite-Elemente-Simulation von Stahlbewehrung in Beton entwickelt. Eine geringfügige

Modifikation des Modells ermöglicht aber auch den Einsatz für textile Bewehrungen, wobei eine von konventioneller Stahlbewehrung teilweise abweichende theoretische Interpretation der Zusammenhänge zu beachten ist /KRÜ02A/, /KRÜ02B/, /OŽB02/.

Die Diskretisierung des Betons erfolgt durch dreidimensionale Finite Elemente auf der Grundlage des Microplane-Modells /OŽB01/. Verbundelemente verknüpfen hierbei die Betonelemente mit zweidimensionalen Bewehrungselementen über doppelte Knoten (siehe Abbildung 4-6). Freiheitsgrade der Verbundelemente sind nur in Richtung der Bewehrungsführung vorgesehen. Neben der Berücksichtigung der tangentialen Spannungen parallel zur Bewehrungsführung werden aber zusätzlich auch radiale Spannungen rechtwinklig zur Bewehrungsführung einbezogen. Die Überlegungen hierfür beruhen auf den Annahmen, dass bei einem angenommenen Schlupf die radialen Spannungen von der Geometrie der Bewehrung als auch von den Abmessungen und Auflagerbedingungen des Betonkörpers abhängen und die lokale Verbundfestigkeit beeinflussen /MAL92/, /KRÜ01A/. Im vorliegenden Modell wird die Interaktion zwischen den tangentialen und radialen Spannungen durch drei Einflüsse bestimmt:

- Direkt durch die nichtlokalen Radialspannungen aus den in der nahen Umgebung der Bewehrung liegenden Betonelementen,
- durch die lokalen Dehnungen der Bewehrungselemente und ihrer korrespondierenden Querdehnung,
- indirekt dadurch, dass eine hohe Verbundfestigkeit der Bewehrungselemente eine höhere Schubbeanspruchung nach sich zieht und damit auch höhere Radialspannungen auftreten.

Die Versagensfälle Spalten und Abplatzen der Betondeckung werden im vorgestellten Modell indirekt berücksichtigt. So führt die Interaktion von Schub- und Radialspannungen zu tangentialen Zugspannungen in den Betonelementen nahe der Bewehrung und gegebenenfalls zum Versagen der nichtlinearen Betonelemente.

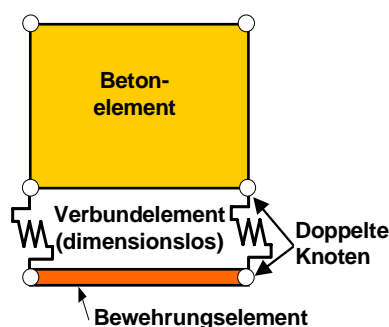


Abbildung 4-6: Verbundelemente mit wiederholten Knoten. /Krü02a/

In Abbildung 4-7 ist die Verbundcharakteristik des vorgeschlagenen Modells mit seinen Eingabeparametern dargestellt. Es wurde bereits von MENEGOTTO sowie von LOWES für Stahlbewehrungen verwendet /MEN73/, /LOW02/. Im Gegensatz zu anderen Verbundmodellen für textile Bewehrung in Beton wird nicht zwischen innerem und äußerem Verbund unterschied-

den (siehe /BRA00/, /HEG03/, /KON03/). Eine Berücksichtigung dieser Einflüsse kann aber näherungsweise auch indirekt über die Eingabeparameter für den Verbund und die entsprechenden Textileigenschaften (siehe Kapitel 4.3.1) geschehen. Weitere Details zur Implementierung des vorgestellten Verbundmodells in MASA kann OŽBOLT entnommen werden /OŽB02/.

### 4.4.3 Zweidimensionale Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung

Wie vielfach durchgeführte experimentelle Untersuchungen an gerippten Bewehrungsstählen zeigen, beruht die Lastübertragung von derartiger Bewehrung in den Beton im Wesentlichen auf der formschlüssigen Verzahnung sowie einem Anteil aus Reibung /CEB96/. Wie bereits von YANKELEVSKY & REINHARDT diskutiert wurde, können diese beiden Komponenten, zum einen eine mechanische Komponente  $\tau_m$ , und zum anderen eine Komponente aus Reibung  $\tau_f$ , getrennt voneinander betrachtet werden /YAN87/. Zudem kann die Reibungskomponente durch den Faktor  $\alpha_f$  in einen Anteil aus erstmaliger Belastung  $\tau_v$ , als auch in einen Anteil an verbleibender Reibung  $\tau_r$  aufgeteilt werden. Der Anteil an verbleibender Reibung entspricht einer konstanten Reibung in dem Bereich der Belastungshistorie, wo beispielsweise bei Entlastung oder zyklischer Ent- und Belastung schon Schlupf registriert worden ist. Sie berücksichtigt aber in diesem Zusammenhang keinen Anteil an fortlaufender Schädigung. Für Stahlbewehrungen wird in der Regel  $\alpha_f = 0,6$  angenommen /OŽB02/. Für die nachfolgenden Berechnungen mit textiler Bewehrung ist  $\alpha_f$  zu 0,95 gesetzt worden, da sich in den Versuchen nur eine geringe fortlaufende Schädigung infolge Reibung zeigte.

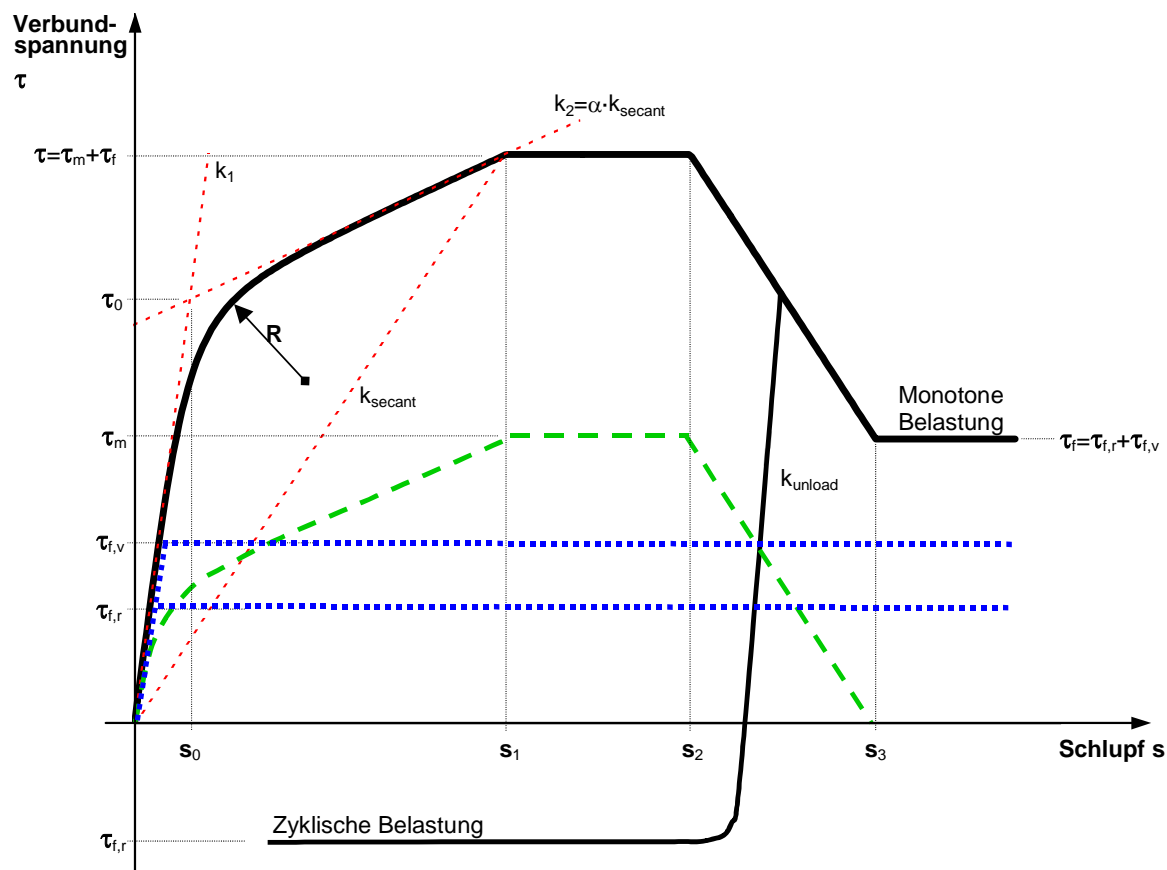


Abbildung 4-7: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung des Verbundmodells. /Krü02a/

Es liegt die Vermutung nahe, dass die Überlegungen zum Verbundverhalten gerippter Stahlbewehrung in den Grundzügen auch näherungsweise für textile Bewehrungen gelten. Unterschiede bestehen allerdings hinsichtlich der Haftung und der Oberflächenrauigkeit der Textilien, des meist nicht genau definierbaren Rovingumfangs sowie der Änderung des Rovingquerschnitts über die Rovinglänge. Zudem offenbaren diese Faktoren einen hohen Grad an Unbestimmtheit, was eine allgemein gültige Beschreibung des Verbundverhaltens deutlich erschwert.

Die in Abbildung 4-7 vorgestellte Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung kann grundsätzlich durch die Parameter in Tabelle 4-3 charakterisiert werden. Die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung basiert auf einer Reihe von Untersuchungen an stahlbewehrten Betonbauteilen /ELI83/, /MAL92/ und wird von LOWES ET AL. /LOW02/ genauer beschrieben. Die gleichen Parameter werden nachfolgend auch für textile Bewehrungen verwendet.

Die Parameter  $\tau_{m,0}$  und  $\tau_{f,0}$  stehen für den mechanischen Verbundanteil sowie für die Reibungskomponente (Index m und f).

**Tabelle 4-3: Übersicht über die Eingabeparameter zur Verbundcharakterisierung in MASA.**

Beschreibung der Eingabeparameter	Modellparameter	
Mechanische Verbundfestigkeit	$\tau_m = \tau_{m,0} \Omega$ <sup>1)</sup>	MPa
Maximale Reibung	$\tau_f = \tau_{f,0} \Omega$ <sup>1)</sup>	MPa
Komponente der Reibung bei Erstbelastung	$\tau_{f,v} = (1-\alpha_t) \tau_f$	MPa
Verbleibende Reibung bei wiederholter Belastung	$\tau_{f,r} = \alpha_t \cdot \tau_f$	MPa
Sekantensteifigkeit bis zum erstmaligen Lastmaximum	$k_{sec}$	MPa/mm
Schlupf, an dem die maximale Verbundspannung erreicht wird	$s_1 = (\tau_m + \tau_f) / k_{sec}$	mm
Schlupf, ab dem die maximale Verbundspannung abnimmt	$s_2 = s_1 + s_2^*$	mm
Schlupf, ab dem der mechanische Verbund vollkommen zerstört ist	$s_3$	mm
Tangentensteifigkeit bei Richtungsänderung der Belastung	$k_{unload}$	MPa/mm
Elastische Anfangssteifigkeit der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung	$k_1$	MPa/mm
Tangentensteifigkeit bis zur maximalen Verbundfestigkeit	$k_2 = \alpha \cdot k_{sec}$	MPa/mm

<sup>1)</sup>  $\Omega$  siehe nächstes Kapitel

Bis zu dem Schlupf  $s_1$ , an dem die maximale Verbundspannung erreicht wird, wird die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung durch eine mathematische Gleichung beschrieben, wie sie von MENEGOTTO und PINTO (MP) entwickelt wurde (vgl. Abbildung 4-7) /MEN73/. Die Formulierung beschreibt eine Kurve, die zwei Geraden miteinander verbindet und lautet:

$$\tau(s) = \tilde{\tau} \cdot \tau_0 = \tilde{s} \cdot \left[ b + (1-b) \cdot \left( \frac{1}{1 + \tilde{s}^R} \right)^{\frac{1}{R}} \right] \cdot \tau_0 \quad \text{Gl. 4-1}$$

mit  $b$  als dem Verhältnis von Ziel- und Anfangstangente,  $\tilde{\tau}$  und  $\tilde{s}$  als normierte Spannung und Verschiebung sowie  $R$  als Kurvenradius.  $\tau_0$  und  $s_0$  sind Umrechnungsfaktoren, um aus



den normalisierten Parametern absolute Spannungen und Verschiebungen zu berechnen. Im Detail errechnen sich die weiteren Faktoren zu:

$$b = \frac{k_2}{k_1} \quad \text{Gl. 4-2}$$

$$k_2 = \alpha \cdot k_{\text{secant}} \quad , \quad \text{mit } 0 \leq \alpha \leq 1 \quad \text{Gl. 4-3}$$

$$\tilde{s} = \frac{s}{s_0} \quad \text{Gl. 4-4}$$

$$s_0 = s_1 \cdot \frac{(k_{\text{secant}} - k_2)}{k_1 - k_2} = s_1 \cdot k_{\text{secant}} \cdot \frac{(1 - \alpha)}{k_1 - \alpha \cdot k_{\text{secant}}} \quad \text{Gl. 4-5}$$

$$\tau_0 = s_0 \cdot k_1 \quad \text{Gl. 4-6}$$

Anzumerken ist, dass die genannten Parameter für den 2-dimensionalen Fall gelten und für die numerische Simulation konstant gesetzt werden. Das heißt, sie bilden das Grundmodell für den Verbund. Einflüsse aus sich veränderndem Querdruck, der kontinuierlichen Schädigung und Änderungen des Bewehrungsquerschnittes aufgrund von Querdehnungen werden an dieser Stelle noch nicht berücksichtigt.

#### **4.4.4 Variation der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung im 3D-Spannungsfeld**

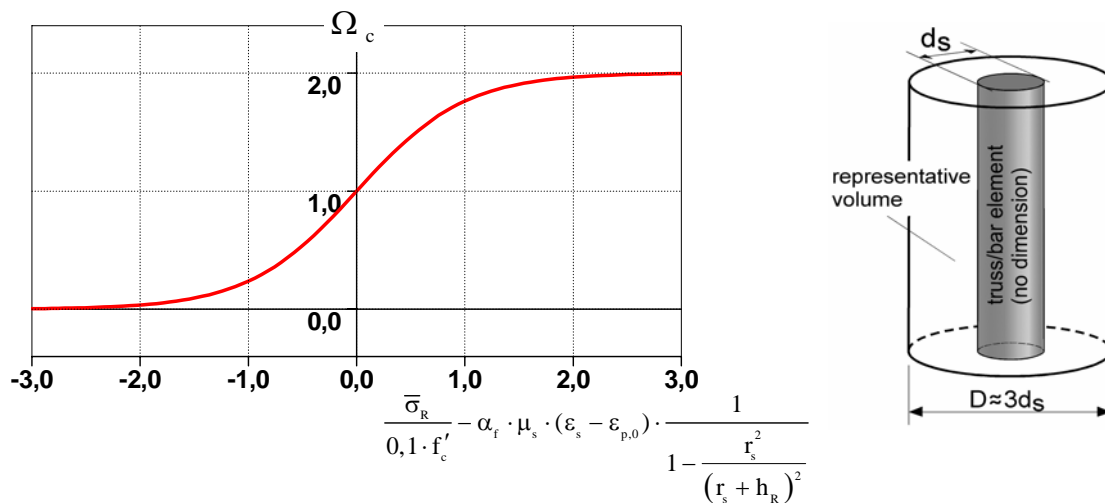
Um die lokale Verbundspannung in Abhängigkeit vom Spannungs- und Dehnungszustand des die Bewehrung umgebenden Betons sowie der Bewehrung selbst zu berücksichtigen, wird nachfolgend der Faktor  $\Omega$  eingeführt (siehe Tabelle 4-3). Die Multiplikation der allgemeinen Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung mit dem Faktor  $\Omega$  führt dazu, dass die oben genannte zweidimensionale Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung durch Querdehnungen und -spannungen in unterschiedlicher Art und Weise beeinflusst wird und so zu einem dreidimensionalen Modell avanciert.

Der Parameter  $\Omega$  wird nach Gleichung 4-7 für jedes Verbundelement lokal berechnet und bezieht drei Einflussparameter ein:  $\Omega_S$  berücksichtigt den Einfluss des Stahlfließens auf den Verbund und wird für textile Bewehrungen zu  $\Omega_S = 1$  gesetzt; der Faktor  $\Omega_C$  berücksichtigt den Einfluss der lateralen Spannungen zwischen Beton und Bewehrung und bezieht sowohl Spannungen aus dem umgebenden Beton als auch die elastischen Querdehnungsänderungen aus der Längenänderung des belasteten Bewehrungselementes mit ein;  $\Omega_{\text{cyc}}$  ist ein Schädigungsparameter zur Berücksichtigung der Abnahme des Verbunds bei wiederholter Belastung. Die Einzeleinflüsse werden multiplikativ zusammengefasst zu:

$$\Omega = \Omega_S \cdot \Omega_C \cdot \Omega_{\text{cyc}} \quad \text{Gl. 4-7}$$

Der Parameter  $\Omega_C$ , der theoretisch zwischen 0 und 2 variieren kann, berücksichtigt zwei verschiedene Effekte (Siehe Gl. 4-8 und Abbildung 4-8). Der eine Effekt ergibt sich aus der

Querdehnung des belasteten Bewehrungselementes (rechter Teil in der Klammer von Gl. 4–8). Hierbei ist  $h_R$  eine Konstante, die stellvertretend für die Oberflächenrauigkeit der Bewehrung steht. Zieht man konventionelle gerippte Stahlbewehrung in Betracht, dann stehen Oberflächenrauigkeit und Rippenhöhe in enger Relation zueinander.  $\varepsilon_s$  entspricht der lokalen Längsdehnung der Bewehrung,  $d_s = 2r_s$  dem Bewehrungsdurchmesser und  $\mu_s$  ist die Poissonzahl der Bewehrung.  $\alpha_r$  und  $\alpha_f$  sind empirische Konstanten, wobei  $\alpha_r$  den Einflussgrad der radialen Betonspannungen bestimmt und zunächst konstant zu 1 gesetzt wurde. Der Parameter  $\alpha_f$  bestimmt hingegen den Einfluss der Rauigkeit  $h_R$  der Bewehrung auf das Verbundverhalten und ist ebenso zunächst konstant mit  $\alpha_f = 4$  angesetzt worden.



**Abbildung 4-8: Definition von  $\Omega_c$  als eine Funktion von lateralen Spannungen und Dehnungen (links) und einem repräsentativen Volumen (rechts) zur Berechnung der mittleren radialen Spannungen.**

Als zusätzlicher Parameter wurde  $\varepsilon_{p,0}$ , der der Bewehrungsdehnung aus dem Lastfall Vorspannung entspricht, berücksichtigt. Für den Fall der Vorspannung ohne weitere Beanspruchung des Bauteils bedeutet dies, dass der Verbund nur durch die radialen Spannungen aus dem umgebenden Beton verändert wird:

$$\Omega_c = 1,0 + \tanh \left( \alpha_r \cdot \frac{\bar{\sigma}_R}{0,1 \cdot f'_c} - \alpha_f \cdot \mu_s \cdot (\varepsilon_s - \varepsilon_{p,0}) \cdot \frac{1}{1 - \frac{r_s^2}{(r_s + h_R)^2}} \right) \quad \text{Gl. 4-8}$$

Der Einfluss der radialen Betonspannungen in der nahen Umgebung der Bewehrung findet seine Berücksichtigung durch eine mittlere Radialspannung  $\bar{\sigma}_r$  rechtwinklig zur Bewehrungsführung. Dabei entspricht  $f'_c$  der einachsigen Druckfestigkeit des Betons. In der FE-Berechnung wird die mittlere Radialspannung für das n-te Bewehrungselement wie folgt berechnet:

$$\bar{\sigma}_r = \frac{1}{V_R} \sum_{i=1}^N \sigma_r^i \Delta V_i \quad \text{mit} \quad V_R = \sum_{i=1}^N \Delta V_i \quad \text{Gl. 4-9}$$

worin  $\Delta V_i$  das Volumen und  $\sigma_r^i$  die Spannung rechtwinklig zur Bewehrung repräsentiert, das dem  $i$ -ten Integrationspunkt des Finiten Elements entspricht.  $N$  ist die absolute Zahl der Integrationspunkte, die innerhalb eines Zylinders mit dem Durchmesser  $D$  im Bereich um die Bewehrung liegen (siehe Abbildung 4-8, rechts). Im vorliegenden Fall wird für  $D$  der dreifache Durchmesser der Bewehrung angesetzt ( $D \approx 3 d_s$ ). Für eine ordnungsgemäße Berechnung des Einflusses aus den Betonspannungen ist bei der Modellierung daher zu beachten, dass die die Bewehrung umgebenden Betonelemente mindestens den 1,5-fachen Durchmesser der Bewehrung aufweisen sollten.

Verschiedene Experimente mit in Beton eingelegter Stahlbewehrung haben gezeigt, dass bei zyklischer Belastung die Verbundfestigkeiten mit steigender Zahl der Belastungswechsel deutlich abnehmen /ELI83/, /BAL91/. Im vorliegenden Modell wird dieser Effekt durch den Faktor  $\Omega_{cyc}$  wie folgt berücksichtigt:

$$\Omega_{cyc} = \exp \left( -1.2 \cdot \left( \frac{\Lambda}{\Lambda_0} \right)^{1.1} \right) \quad \text{Gl. 4-10}$$

worin  $\Lambda$  die akkumulierte verbrauchte Arbeit (Scheranteil) charakterisiert.  $\Lambda_0$  ist eine Konstante, die der Fläche der Scherkomponente unter der Verbundspannungs-Schlupf-Kurve bei monotoner Belastung entspricht. Die angegebene Funktion wurde von ELIGEHAUSEN vorgeschlagen und basiert auf einer großen Anzahl von zyklischen Auszugversuchen an stahlbewehrtem Beton /ELI83/. Ein ähnliches Verhalten ist auch für textile Bewehrung denkbar, jedoch liegen bis jetzt noch keine ausreichend fundierten Versuchsergebnisse unter zyklischer Belastung vor. Daher wurde für die nachfolgenden Untersuchungen der Faktor  $\Omega_{cyc}$  konstant zu 1 gesetzt.

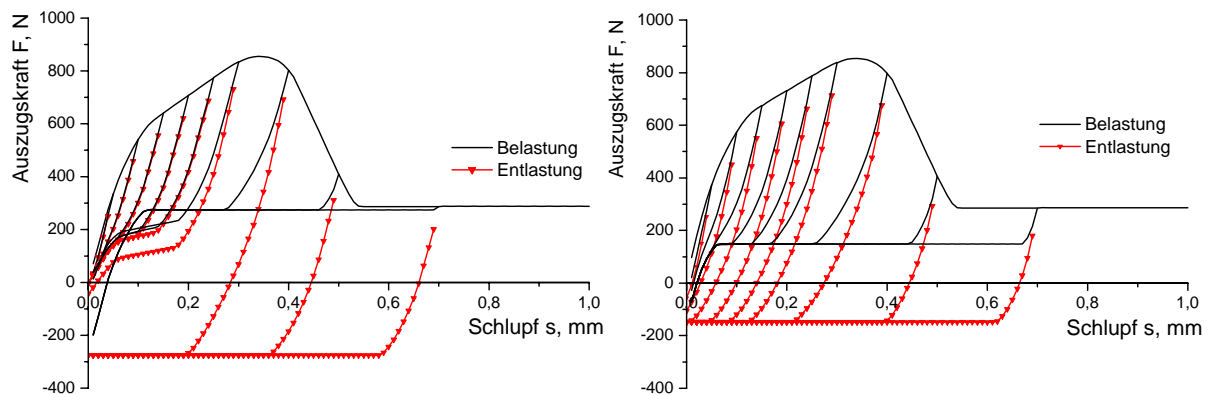
#### 4.4.5 Verbundverhalten bei wechselnder Beanspruchung

Betrachtet man das Verbundverhalten bei wechselnder Beanspruchung, so ist zu überlegen, in welchem Bereich ein vollkommen elastischer Verbund vorliegt, bzw. ab wann Schlupf auftritt. Im Rahmen der Untersuchungen wurde auf diese Problematik bedingt eingegangen. Offensichtlich tritt bei Erreichen der maximalen Verbundspannung Schlupf auf. Daher kann gemäß Abbildung 4-7 für den elastischen Verbund als Obergrenze  $s_1$  festgelegt werden. Bei einer Analyse der Untersuchungsergebnisse aus Kapitel 3.4.4 kann jedoch auch bei geringeren Verschiebungen unterhalb der maximalen Verbundspannung ein Schlupf registriert werden. Zieht man im Rahmen theoretischer Überlegungen in Betracht, dass zunächst der Verbund durch eine konstante Steifigkeit  $k_1$  charakterisiert wird, so kann dies als elastischer Verbundbereich definiert werden. Der Übergangspunkt vom elastischen Verbund zu einer plastischen Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung wird dann durch den Parameter  $s_0$  charakterisiert (siehe hierzu Abbildung 4-7).

Dieses Verhalten kann auch so interpretiert werden, dass adhäsiver Verbund bis zu der Relativverschiebung  $s_0$  vorliegt. Die Adhäsion ist allerdings nicht der steifigkeitsbestimmende Faktor, sondern ist maßgebend für die Verbundspannung  $\tau_0$ . Im weiteren Verlauf der Belas-

tung wird dieser adhäsive Verbund zwischen Bewehrung und Betonmatrix sukzessive zerstört und die mechanische Verzahnung wird verbundbestimmend. Die Art der mechanischen Verzahnung ist in der Folge für die maximal aufnehmbare Verbundspannung und dem zugehörigen Schlupf verantwortlich. Bei Vorliegen einer imprägnierten Bewehrung wird die Wirksamkeit der mechanischen Verzahnung im Wesentlichen nur durch die adhäsiven Eigenschaften des verwendeten Harzes auf den Filamenten eingeschränkt. Versagt der adhäsive Verbund des Harzes auf der Matrix, so ist auch die mechanische Verzahnung zwischen Harz und Betonmatrix nicht mehr wirksam. In den durchgeführten Untersuchungen bezüglich des Verbundverhaltens wurde dieses Versagen bei nahezu allen imprägnierten Textilien, die sich durch eine hohe Oberflächenrauigkeit auszeichneten, festgestellt. Mikrorissbildung im Beton und letztendlich Betonversagen bzw. Betonspalten kann und soll hiermit aber nicht ausgeschlossen werden.

Fraglich bleibt noch, wie Verbundspannungen bei einer Entlastung wieder abgebaut werden. Wird die Steifigkeit  $k_1$  als vollkommen elastisch angesehen, so kann in einem weiteren Schluss davon ausgegangen werden, dass bei einer Entlastung bis zu der Spannungsdifferenz  $\Delta\tau_0$  der Entlastungsmodul  $k_{\text{unload}}$  näherungsweise der Anfangssteifigkeit  $k_1$  entspricht. Wie sich dies allerdings bei zunehmendem Schlupf ändert, ist noch in weiten Teilen unbestimmt. Daher wird vorläufig in den folgenden Untersuchungen  $k_{\text{unload}}$  und  $k_1$  gleichgesetzt.



**Abbildung 4-9: Verbundverhalten des Verbundmodells bei zyklischer Beanspruchung (zwei verschiedene Modellvorstellungen mit unterschiedlichen Entlastungsverläufen).**

Letztendlich ist noch zu klären, wie sich der Reibverbund bei wiederholter Belastung verhält. Im Falle stahlbewehrter Bauteile wird für das Verhältnis von Reibung bei wiederholter Belastung und Reibung bei Erstbelastung ein Wert von  $\alpha_t = 0,6$  angegeben /OŽB02/. In Anbetracht der Tatsache, dass bei den hier durchgeführten Untersuchungen mit imprägnierten Bewehrungen oftmals das Harz von den Fasern abscherte und der Roving danach innerhalb des entstandenen Harzkanals quasi gleitet, wird dieses Verhältnis als zu niedrig erachtet. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der zyklischen Belastungsversuche ist  $\alpha_t$  zu 0,95 angenommen worden.

## 4.5 FE-Simulation von Pull-Out-Versuchen

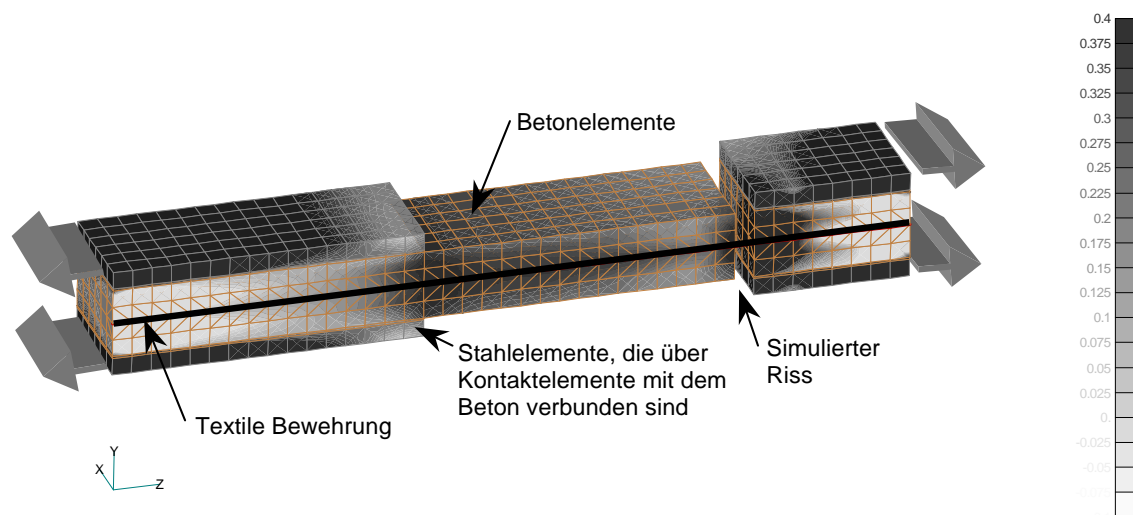
Das vorgestellte diskrete Verbundmodell berücksichtigt eine ganze Reihe von möglichen Einflüssen auf den Verbund, insbesondere auch den Einfluss der Querdehnung bzw. des Querdrucks auf die Verbundfestigkeit. Umfangreiche Erfahrungen mit der FE-Simulation textilbewehrter Bauteile unter Zuhilfenahme dieses neuen Verbundmodells liegen bisher nicht vor. Daher können Zusammenhänge zwischen den einzelnen Einflüssen bisher nur abgeschätzt werden.

Einflüsse aus Kriechen und Schwinden können zwar bei der Berechnung mit *MASA* berücksichtigt werden, für die nachfolgenden Simulationen wurden diese Einflüsse jedoch der Einfachheit halber außer Acht gelassen.

Weitere Informationen zur Modellierung von textiler Bewehrung in Beton sowie Ergebnisse numerischer Simulationen mittels *MASA*, die im Kontext dieser Arbeit entstanden sind, können den Diplomarbeiten von SAADA und SCHIELE entnommen werden /SAA03/, /SCH00/.

### 4.5.1 Diskretisierung

Das für die FE-Simulation der Pull-Out-Versuche zugrunde gelegte FE-Netz wurde weitgehend den tatsächlich durchgeführten Versuchen (siehe Kapitel 3.4.2) nachempfunden. Es wurden sowohl die Stahlspannbacken als auch eine Kontaktschicht (Epoxydharzkleber) modelliert. Dieser Aufwand war aufgrund der nichtlinearen Berechnung und der Beeinflussung des Verbundes infolge Querdruck notwendig.



**Abbildung 4-10: Schnitt durch das Netz zur FE-Simulation eines zweiseitigen Pull-Out-Versuchs (exemplarisch mit eingetragenen Hauptzugdehnungen aus einer Simulation).**

Im Gegensatz zu den experimentellen Untersuchungen wurde bei der Diskretisierung nur ein Roving modelliert. Auf die Einbettung weiterer Rovings entsprechend der im Versuch vorhandenen textilen Bewehrung wurde verzichtet, da der Einfluss des Verschiebewiderstandes der Querräden von untergeordneter Bedeutung ist (vgl. Kapitel 3.4.4). Überdies weist der modellierte Probekörper nur eine Breite von 30 mm auf, der für die experimentellen Untersu-

chungen verwendete hingegen 70 mm. In Abbildung 4-10 ist die Hälfte des verwendeten FE-Netzes abgebildet. Insgesamt besteht das Modell aus 3753 Elementen.

#### 4.5.2 Verbundparameter und Verbundcharakteristik

Bevor die Ergebnisse der FE-Simulation diskutiert werden, werden zunächst die kalibrierten Parameter für die einzelnen Textilien kurz vorgestellt und erläutert. In Tabelle 4-4 sind die für die nachfolgenden FE-Simulationen kalibrierten Parameter dargestellt. Die Parameter wurden anhand von nicht vorgespannten Versuchen kalibriert. Dennoch sollten die Parameter sowohl für den vorgespannten als auch den nicht vorgespannten Zustand Gültigkeit haben. Die Angaben für die nicht imprägnierten Textilien können hier nur unter Vorbehalt angegeben werden. Die Gründe hierfür wurden bereits in Kapitel 4.3.1 erörtert.

Für die nicht imprägnierten Textilien werden in Abhängigkeit von der Vorspannung sowohl ein unterschiedlicher Elastizitätsmodul  $E_0$  und Entfestigungsmodul  $E_t$ , als auch eine verschiedene Festigkeit  $f_{pu}$  angesetzt. Daneben wird der Einfluss aus Querdehnung (mittels  $\Omega_C$ ) nicht berücksichtigt. Dies wird durch Nullsetzen der Querdehnzahl  $\mu_s$  sowie durch Eingabe eines negativen Umfanges  $U_r$  in MASA erreicht.

**Tabelle 4-4: Kalibrierte Verbundparameter verschiedener textiler Materialien zur Eingabe in MASA.**

Materialparameter		AR	AR-EP	AR-EPS	ARA-EP	ARA-EPS	C	C-EP	C-EPS
$E_0$	N/mm <sup>2</sup>	72.000 <sup>1</sup> 50.000 <sup>2</sup>	72.000	72.000	125.000	125.000	240.000 <sup>1</sup> 180.000 <sup>2</sup>	240.000	240.000
$\mu_s$	-	0,0 <sup>3</sup>	0,5	0,5	0,5	0,5	0,0 <sup>3</sup>	0,5	0,5
$A_s$	mm <sup>2</sup>	0,93	0,93	0,93	0,89	0,89	0,95	0,95	0,95
$f_{pu}$	N/mm <sup>2</sup>	600 <sup>1</sup> 500 <sup>2</sup>	1.400	1.800	2.200	2.200	1.600 <sup>1</sup> 1.100 <sup>2</sup>	2.500	2.700
$E_t$	N/mm <sup>2</sup>	-80.000 <sup>1</sup> -12.000 <sup>2</sup>	-900.000	-900.000	-900.000	-900.000	-120.000 <sup>1</sup> -60.000 <sup>2</sup>	-900.000	-900.000
$f_r$	N/mm <sup>2</sup>	10	10	10	10	10	10	10	10
$\tau_{m,0}$	N/mm <sup>2</sup>	5,0	7,5	13,5	4,3	7,7	2,25	4,68	9,0
$\tau_{f,0}$	N/mm <sup>2</sup>	1,2	1,2	3,0	3,0	3,0	0,5	2,2	5,0
$k_{sec}$	N/mm <sup>3</sup>	34	34	45	73	49	22	73	49
$k_1$	N/mm <sup>3</sup>	220	220	220	220	220	220	220	220
$k_2$	N/mm <sup>3</sup>	11	10	22	22	22	11	22	22
$s_2^*$	mm	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03
$s_3$	mm	0,75	2,00	2,00	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75
R	-	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
$U_r$	mm	-7,77 <sup>3</sup>	7,77	7,77	7,77	7,77	-7,77 <sup>3</sup>	7,77	7,77
$r_r$	mm	0,54	0,54	0,54	0,78	0,78	0,74	0,78	0,78
$h_R$	mm	0,02	0,02	0,10	0,02	0,10	0,02	0,02	0,10

<sup>1</sup> mit Vorspannung,

<sup>2</sup> ohne Vorspannung,

<sup>3</sup> Einfluss aus Querdruck wird nicht berücksichtigt.

Der Umfang  $U_r$  wurde mit 7,77 mm für alle Bewehrungen konstant gehalten, was dem experimentell bestimmten Umfang eines harzprägnierten AR-Glasrovings entspricht. Dies vereinfacht den Vergleich der einzelnen Eingabeparameter  $\tau_{m,0}$  und  $\tau_{f,0}$  sowie deren Beeinflus-

sung durch die verschiedenen Rovingvarianten. Die in den nachfolgenden Ausführungen dargestellten Verbundfestigkeiten  $\tau_{m,0}$  und  $\tau_{f,0}$  beziehen sich demnach auf den Referenzumfang eines imprägnierten AR-Glasrovings (AR-EP). Wie bereits erörtert, erscheint es aufgrund des nur ungenau definierbaren Umfangs eines Rovings eher sinnvoll, einen Verbundfluss (Umfang x Verbundfestigkeit) anzugeben, wie dies in Abbildung 4-11 und Tabelle 4-5 für die Eingabeparameter aus Tabelle 4-4 gemacht wurde.

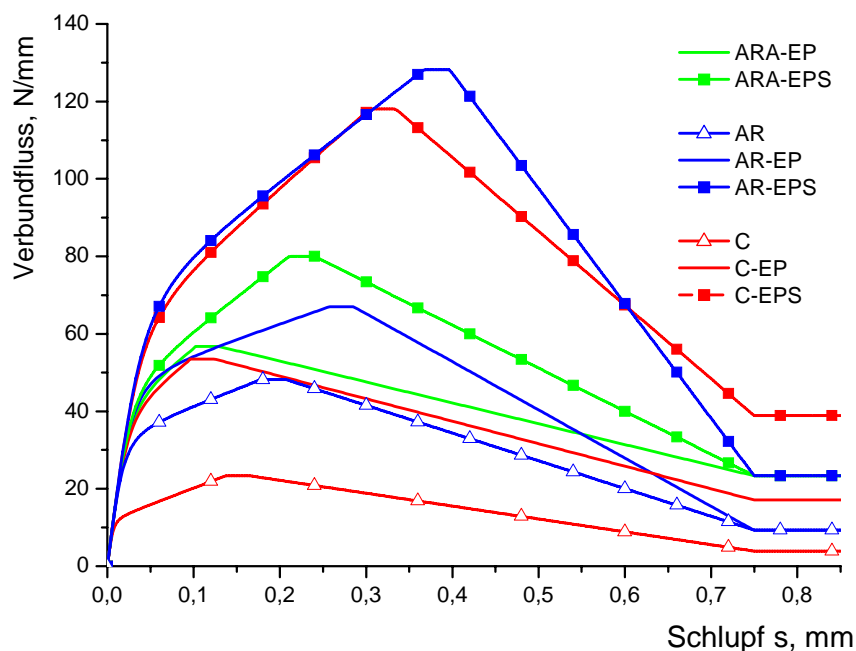
Umfang und Faserquerschnitt können in MASA aufgrund der möglichen Ausnutzung von Symmetriebedingungen bei der Simulation unabhängig eingegeben werden. Für  $A_s$  wird der tatsächlich vorhandene Nettoquerschnitt der Fasern ohne Berücksichtigung eines eventuellen Harzanteiles angesetzt.

**Tabelle 4-5: Maximaler Verbundfluss der kalibrierten Parameter.**

		AR	AR-EP	AR-EPS	ARA-EP	ARA-EPS	C	C-EP	C-EPS
Verbundfluss	N/mm	48,2	67,6	128,2	56,7	83,1	21,4	53,4	108,8

Wie die experimentellen Untersuchungen zeigten, ist der Parameter  $s_2^*$  von untergeordneter Bedeutung für textile Bewehrungen, da sich kein ersichtliches Plateau bei der maximalen Verbundspannung ausbildet. Dieser wurde daher mit  $s_2^* = 0,03$  mm relativ niedrig angesetzt.

Auffällig ist die vermeintliche Unabhängigkeit der Anfangsverbundsteifigkeit  $k_1$ , hier auch als elastischer Verbund definiert, von der Art der Bewehrung und deren Beschichtung. Dem Anschein nach hängt die Anfangsverbundsteifigkeit nur von einem ideellen Umfang der Bewehrung ab. Eingehendere Untersuchungen zur Klärung dieses Aspektes müssten allerdings noch durchgeführt werden.



**Abbildung 4-11: Verbundfluss-Schlupf-Diagramm auf Grundlage des Verbundmodells und der kalibrierten Parameter nach Tabelle 4-4 (jedoch vereinfachend für alle Textilien  $s_3 = 0,75$ ).**

Die Steifigkeit  $k_2$  kann als charakteristische Steifigkeit des mechanischen Verbundes bzw. der mechanischen Verzahnung gedeutet werden. Es ist ein Trend zu erkennen, dass mit zunehmender Oberflächenrauigkeit eines Rovings die Steifigkeit  $k_2$  zunimmt, was diese Deutung unterstützt. Die Sekantensteifigkeit  $k_{\text{sec}}$  hingegen ergibt sich automatisch aus den oben genannten Faktoren und gibt in Verbindung mit der maximalen Verbundfestigkeit einen Hinweis auf die Gesamtsteifigkeit des Verbundes.

Bezüglich der Festlegung des Schlupfes  $s_3$  können verschiedene Ansätze verfolgt werden. Im vorliegenden Verbundmodell wird von einer gleichförmig verlaufenden Verbundentfestigung ausgegangen. Die experimentellen Untersuchungen zeigen hingegen erst einen starken Lastabfall und bei zunehmendem Schlupf dann eine kontinuierliche Annäherung gegen eine konstante Gleitreibung.  $s_3$  kann daher im Hinblick auf den starken Lastabfall angepasst werden, oder aber es wird über einen definierten Schlupf die kumulierte verbrauchte Energie zugrunde gelegt. Dies führt erst zu einer Überschätzung des Verbundes und im weiteren Verlauf zu einer Unterschätzung des Verbundes. In den vorliegenden Simulationen wird näherungsweise der bruchenergetische Ansatz verfolgt.

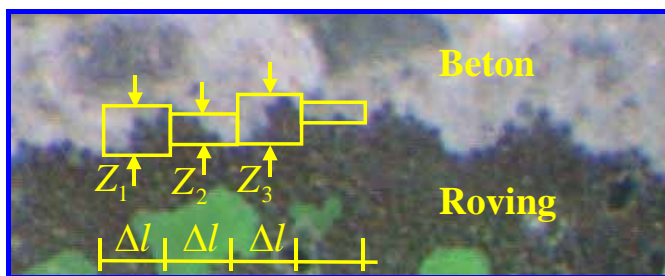


Abbildung 4-12: Bestimmung der Rauigkeit  $h_R$ .

Bleibt letztendlich noch die Festlegung der Rauigkeit bzw. Rautiefe eines Rovings. Diese kann auf verschiedene Weise ermittelt werden. Für das vorliegende Verbundmodell wurde die Rauigkeit näherungsweise anhand von lichtmikroskopischen Untersuchungen ermittelt zu:

$$h_R = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n Z_i \quad \text{Gl. 4-11}$$

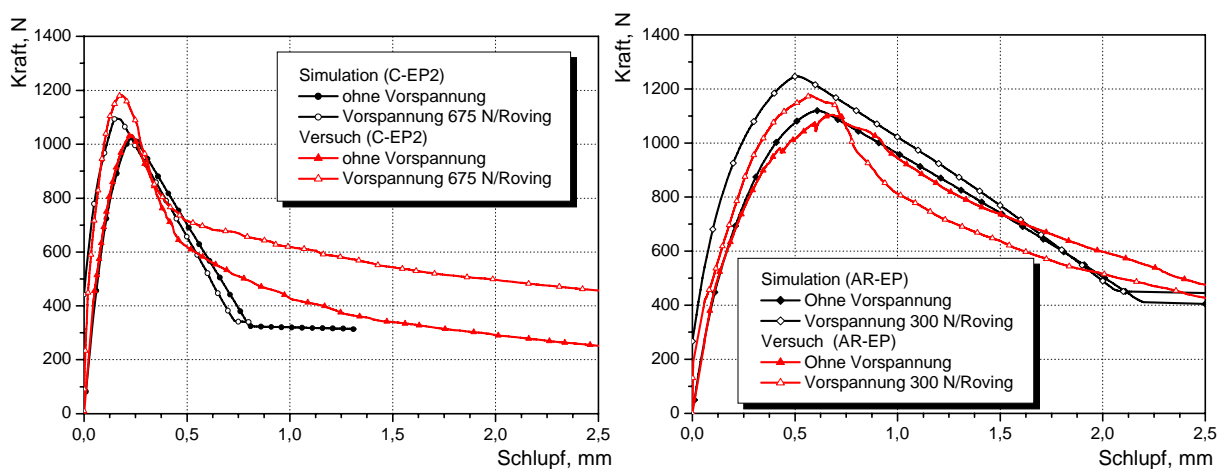
In der Regel reicht es für die Ermittlung der Rauigkeit aus, einen kleinen Ausschnitt des Rovings zu betrachten, wie dies beispielsweise in Abbildung 4-12 angedeutet ist.

### 4.5.3 Vergleiche von Simulationen und experimentellen Ergebnissen

Wie bereits erläutert sind im Hinblick auf eine Vergleichbarkeit viele der Verbundparameter konstant gesetzt worden. Auch ist dem Aspekt der relativ hohen Streuung bei den experimentellen Untersuchungen zum Verbundverhalten textiler Bewehrungen Beachtung zu schenken. Das heißt, dass bezüglich der Genauigkeit der Versuchsergebnisse nicht vermeidbare Restunsicherheiten verbleiben. Dennoch soll im Folgenden auf die Vielseitigkeit des Verbundmodells und der charakteristischen Verbundparameter von textilen Bewehrungen eingegangen werden.



Wie in Kapitel 4.4 erläutert, kann der Verbund lokal über die  $\Omega$ -Faktoren beeinflusst werden. Diese Faktoren können in *MASA* gezielt ein- oder ausgeschaltet werden. Umfangreiche numerische Simulationen zum genauen Einfluss dieser Faktoren können SAADA entnommen werden /SAA03/. In den Untersuchungen zeigte sich, dass bei Vorspannung und gleichzeitiger Ausschaltung des Querdruckeinflusses keine erkennbare Erhöhung der maximalen Auszugskraft zu verzeichnen war. Eine verbunderhöhende Wirkung durch Vorspannung wurde jedoch experimentell bestätigt. Die Vordehnung der Fasern in Verbindung mit einer homogeneren Lasteinleitung in den Beton kann daher nicht als Ursache für die Verbundsteigerung gesehen werden. Die Vordehnung führte vorwiegend nur zu einer Verringerung des Schlupfes bis zur Maximallast. Nachfolgend wird nur auf die Ergebnisse unter Einschaltung aller verbundbeeinflussenden Faktoren eingegangen.



**Abbildung 4-13: Vergleich von Versuchsergebnissen und FE-Simulation imprägnierter Carbon- und AR-Glasgelege (C-EP2, AR-EP).**

In Abbildung 4-13 sind die Ergebnisse der FE-Simulation von imprägnierten Carbongelegen den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt. Zu erkennen ist eine gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit der Simulation. Die verbundsteigernde Wirkung infolge der Querdehnung, die durch den Faktor  $\Omega_C$  berücksichtigt wird, ist erkennbar. Die maximale Auszugskraft im Fall der Vorspannung wird gesteigert.

In Abbildung 4-14 und Abbildung 4-15 kann der Einfluss von  $\Omega_C$  auf die maximale Verbundfestigkeit abgelesen werden. Gemäß Tabelle 4-5 liegt der maximale Verbundfluss ohne Querdruckbeeinflussung bei 53,4 N/mm. Den Ergebnissen der Simulation ist zu entnehmen, dass dieser infolge der radialen Spannungen um die Faser auf bis zu 72 N/mm im nicht vorgespannten Zustand im rechten Teil des Probekörpers ansteigt. Im linken Teil mit langer Verankerungslänge hingegen wird der Verbundfluss durch Querspannungen abgemindert.

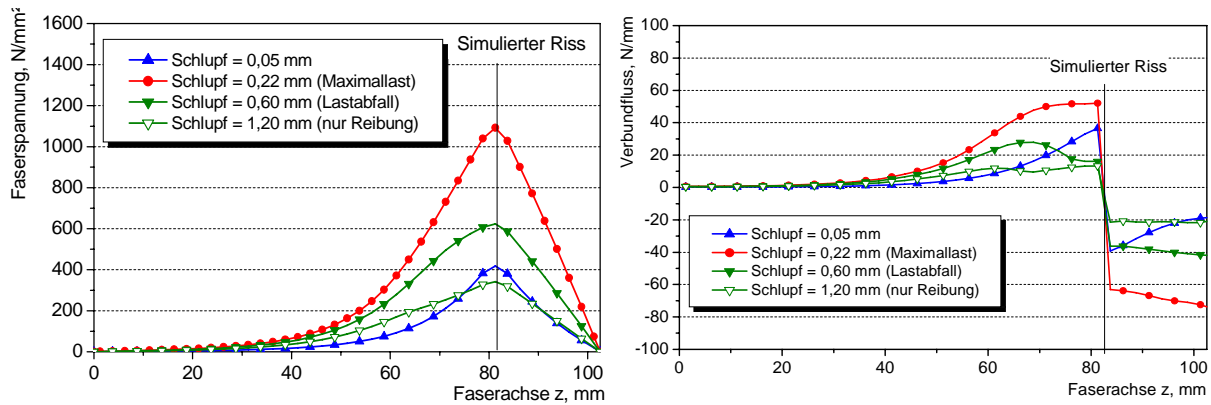


Abbildung 4-14: Berechnete Zugspannung sowie Verbundfluss entlang der Faserachse imprägnierter Carbongelege (C-EP2).

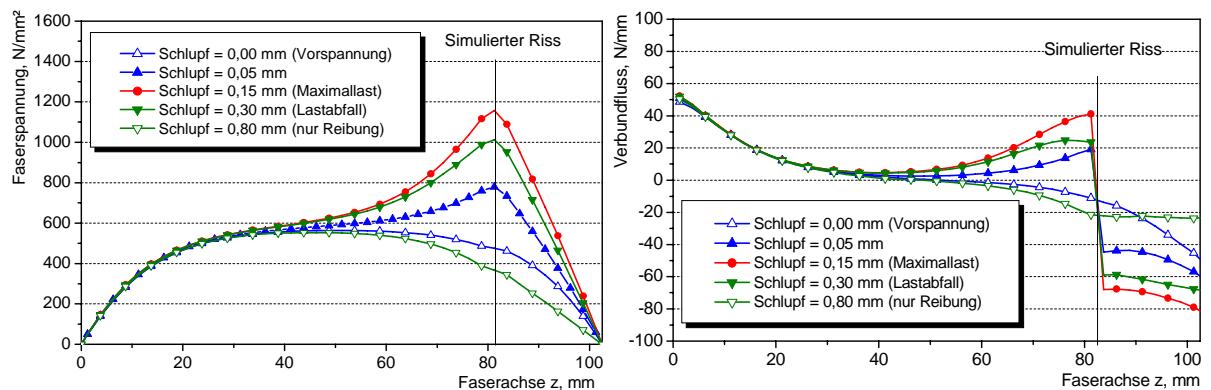


Abbildung 4-15: Berechnete Zugspannung sowie Verbundfluss entlang der Faserachse imprägnierter Carbongelege mit einer Vorspannung von 675N/Roving (C-EP2).

Betrachtet man nun den Fall der Vorspannung, so steigt der Verbundfluss im rechten Teil auf bis zu 80 N/mm. Hier kommt neben dem Einfluss der radialen Betonspannungen um die Faser herum der verbundsteigernde Einfluss der Faserdehnung infolge Vorspannung zur Geltung.

Weitere Effekte können insbesondere bei der Simulation zum Verbundverhalten des imprägnierten AR-Glasgeleges beobachtet werden. Zum einen zeigt sich in Abbildung 4-16 und Abbildung 4-17, dass im rechten Teil des Probekörpers die Verbundspannung bzw. der Verbundfluss entlang der Faserachse gegenüber den carbonbewehrten Probekörpern stärker variiert. In diesem Fall macht sich der geringe Elastizitätsmodul der Bewehrung bemerkbar. Zum anderen kann im linken Probekörperteil ab einer Tiefe von 65 mm bis zum simulierten Riss ein Verbundversagen beobachtet werden. Der elastische Verbund ist dort zerstört und ein Schlupf wird registriert. In der Folge bedeutet dies, dass mit dem Zurückfedern des Rovings nach Maximallast der Roving in den linken Teil des Betons hineingezogen wird und ein negativer Verbundfluss auftritt. Das Verhalten wird bei diesem Vorgang maßgeblich durch den Entlastungsmodul  $k_{\text{unload}}$  und der verbleibenden Reibung  $\tau_{f,r}$  bestimmt.

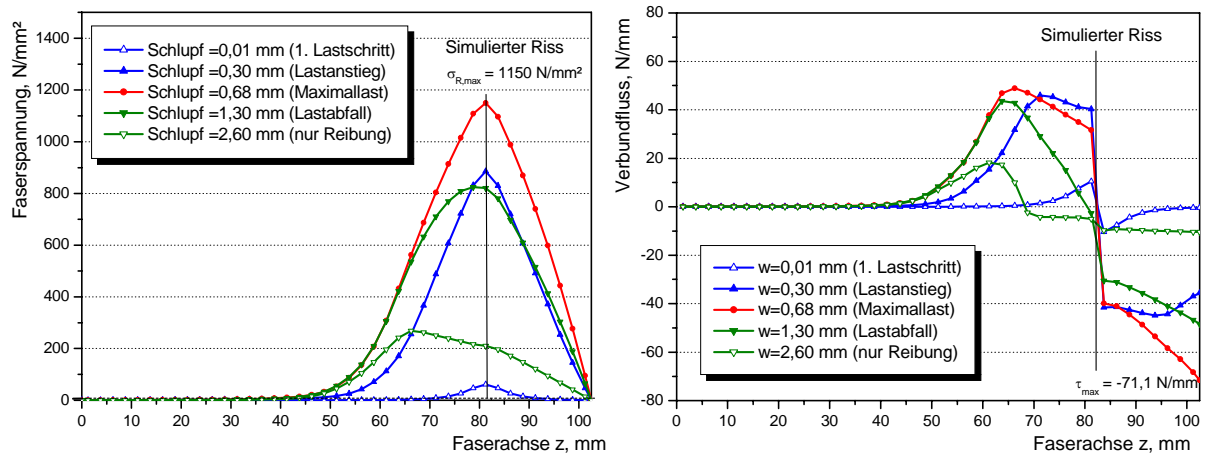


Abbildung 4-16: Berechnete Zugspannung sowie Verbundfluss entlang der Faserachse imprägnierter AR-Glaslege (AR-EP).

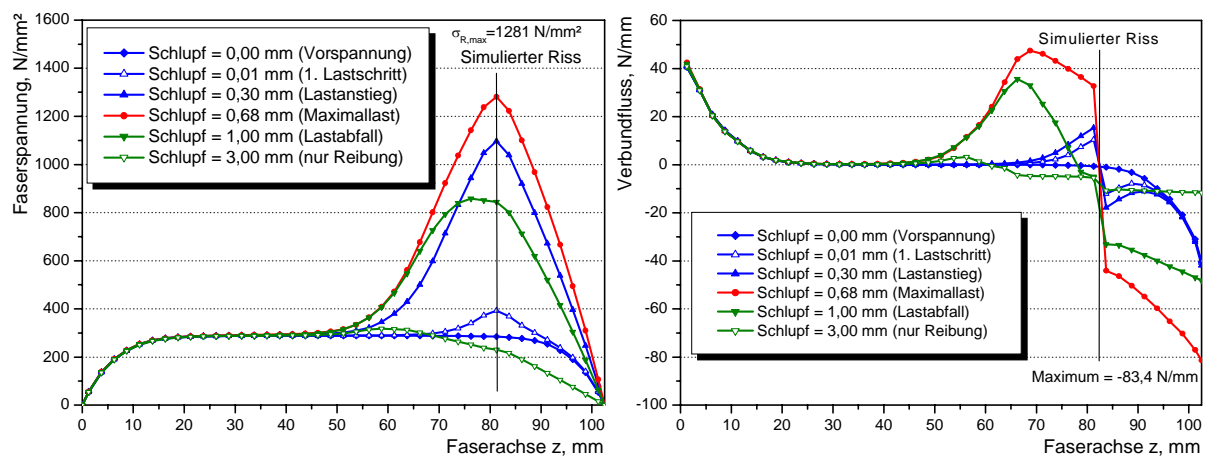


Abbildung 4-17: Berechnete Zugspannung sowie Verbundfluss entlang der Faserachse imprägnierter AR-Glaslege mit einer Vorspannung von 300 N/Roving (AR-EP).

Um das Verbundmodell unter zyklischer Beanspruchung zu testen, wurde eine Simulation mit zyklischer bzw. fortlaufend anschwellender Belastung durchgeführt (siehe Abbildung 4-18). Insgesamt kann unter Beachtung der Versuchsstreuung mit den vorliegenden Eingabeparametern eine gute Übereinstimmung von FE-Simulation und Experiment beobachtet werden.

Fasst man die Ergebnisse zusammen, so wird deutlich, dass das verwendete Verbundmodell in der Lage ist, Abfolgen von Belastungs- und Entlastungsvorgängen realitätsnah abzubilden. Der Einfluss der Querdehnung infolge der Faserdehnung als auch der Einfluss der umgebenden radialen Betonspannungen auf den Verbund werden zudem einbezogen. Daher kann das Verbundmodell auch den Verbund beeinflussende äußere Faktoren, wie Querdehnungsbehinderung oder Vorspannung berücksichtigen, ohne dass eine Änderung der Verbundparameter notwendig ist.

Das hier vorgestellte Verbundmodell ist in Verbindung mit den nichtlinear modellierten Betonelementen auch in der Lage, den Versagenszustand Spalten abzubilden. Dies wird in der im Anhang IV dargestellten Abbildung 9-17 deutlich. Hier war der Verbund des Textils so hoch, dass der Beton im längeren Teil des Probekörpers gespalten wurde. In den experimentellen Untersuchungen wurden diese Ergebnisse bestätigt.

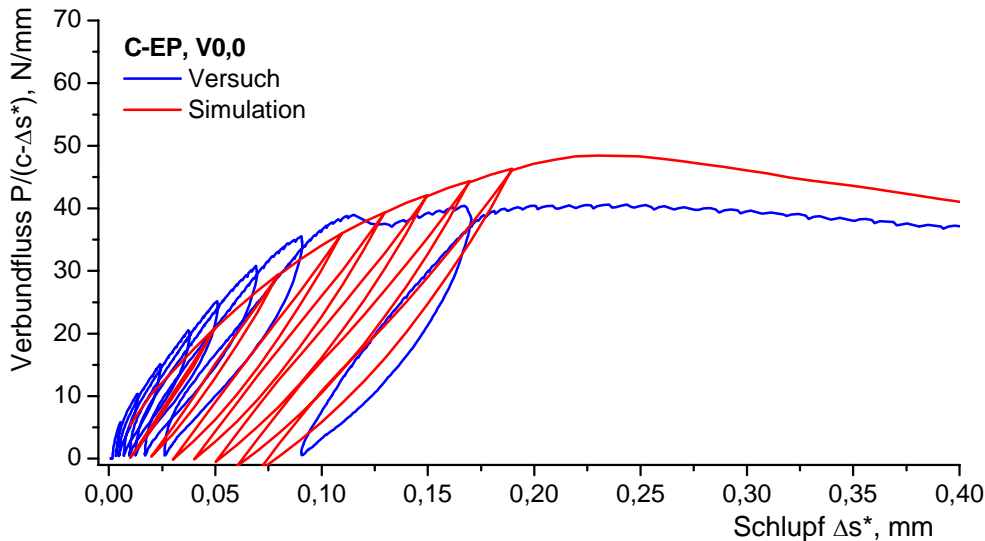


Abbildung 4-18: Vergleich von Versuchsergebnis und FE-Simulation zum Verbundverhalten eines imprägnierten Carbongeleges unter zyklischer Beanspruchung (C-EP).

## 4.6 FE-Simulation von Biegeversuchen

Die FE-Simulation von Biegeversuchen wird zum besseren Verständnis des Tragverhaltens textilbewehrter dünner Betonelemente herangezogen. So können anhand der hier durchgeführten Simulationen die Ansätze zum Verbund aus dem vorherigen Kapitel, aber auch die Überlegungen zur Bemessung, wie sie noch in Kapitel 5 vorgenommen werden, verifiziert werden. Die Materialcharakterisierung von Beton und Textil, sowie die Charakterisierung des Verbunds von Textil und Beton der nachfolgend dargestellten Simulationen entsprechen exakt den kalibrierten Parametern aus Tabelle 4-4 und wurden bereits erläutert. Die Berechnung mittels *MASA* erfolgte unter der Verwendung der verschmierten Rissmethode.

### 4.6.1 Diskretisierung

Für die FE-Simulation der Biegeversuche wurde ein FE-Netz entsprechend den tatsächlich durchgeführten Versuchen (siehe Kapitel 3.5.1) analog zu den Berechnungen der Pull-Out-Versuche gewählt. Allerdings wurden Symmetriebedingungen entlang der x-Achse und z-Achse ausgenutzt (siehe Abbildung 4-19). Der Rechenaufwand wurde dadurch wesentlich reduziert. Allerdings werden in der Folge aber auch weniger Risse entlang der berechneten Lastverformungskurve auftreten und zudem aufgrund des energetischen Gleichgewichtes der Lastabfall bei Auftreten eines Risses geringer sein. Im Gegensatz zu den experimentellen Untersuchungen wurden bei der Diskretisierung nur drei Rovings in Richtung der x-Achse modelliert. Die statische Höhe und damit die Betondeckung über der Bewehrung betrug für alle FE-Simulationen  $d = 5,0$  mm. Auf die Einbettung weiterer Rovings in z-Richtung entsprechend der im Versuch vorhandenen textilen Bewehrung wurde, wie auch schon bei der Modellierung der Pull-Out-Versuche, verzichtet. Es kann angenommen werden, dass die fehlende Querbewehrung eine größere Dehnung des Betons in z-Richtung bedingt, was dann zu etwas geringeren maximalen Betondruckfestigkeiten bei der FE-Berechnung führt. Die Betonelemente sind im FE-Modell als quaderförmige Volumenelemente mit den Abmessungen  $1,25 \times 1,25 \times 2,5$  mm<sup>3</sup> modelliert. Insgesamt besteht das Modell aus 6171 Elementen.

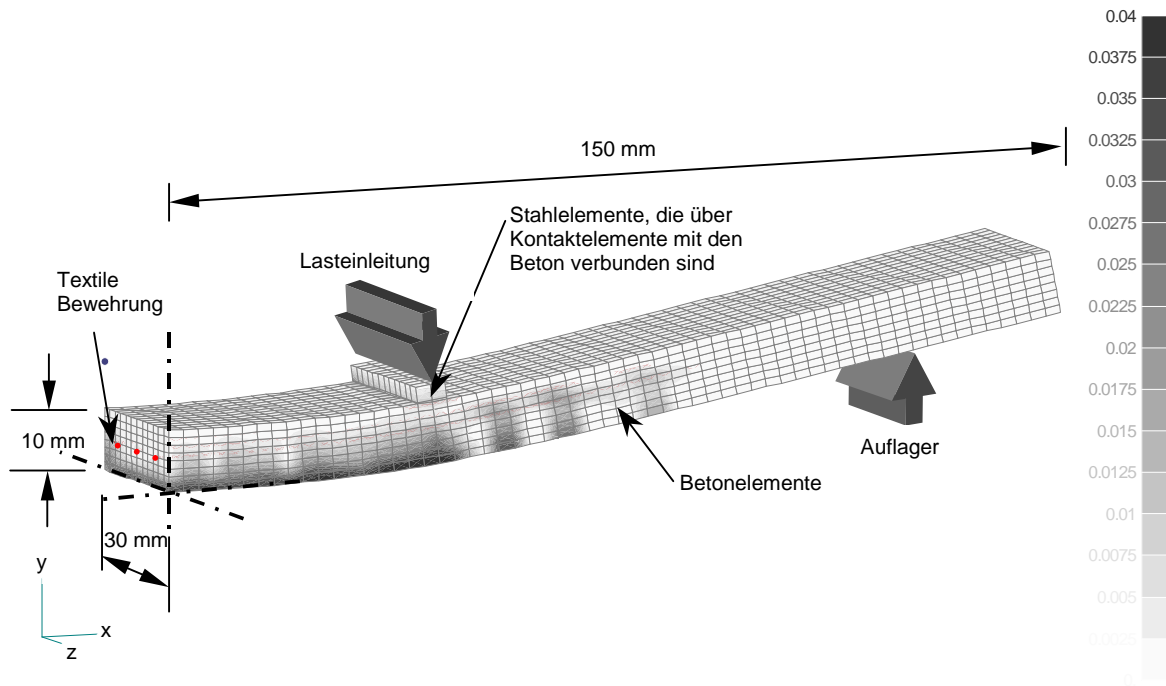


Abbildung 4-19: Netz zur FE-Simulation eines Vierpunktbiegeversuches unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen (exemplarisch mit eingetragenen Hauptzugdehnungen aus einer Berechnung).

### 4.6.2 Ergebnisse der Simulation von Biegeversuchen

#### Vergleiche von Simulationen und experimentellen Ergebnissen carbonbewehrter Probekörper

In Abbildung 4-20 sind die Lastverformungskurven von Biegeversuchen und FE-Simulationen gegenübergestellt. Die statischen Höhen  $d$  sind bei Simulation und Experiment annähernd gleich. Zu erkennen ist eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment, wobei die Simulation etwas höhere Erstrisslasten ergibt. Im Rahmen der Versuchstreuung und der Annahmen in der Simulation bezüglich der Betonzugfestigkeit und des Schwind- und Kriechverhaltens ist dies jedoch von untergeordneter Bedeutung. Das Tragverhalten im gerissenen Zustand kann mittels der Simulation weitgehend nachempfunden werden.

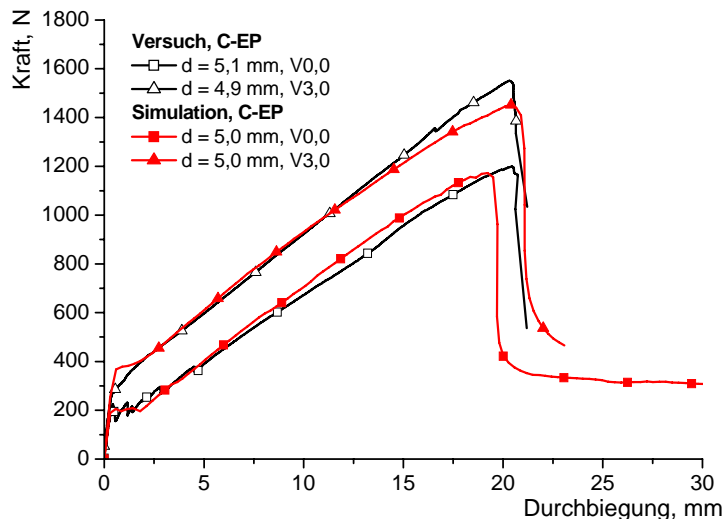
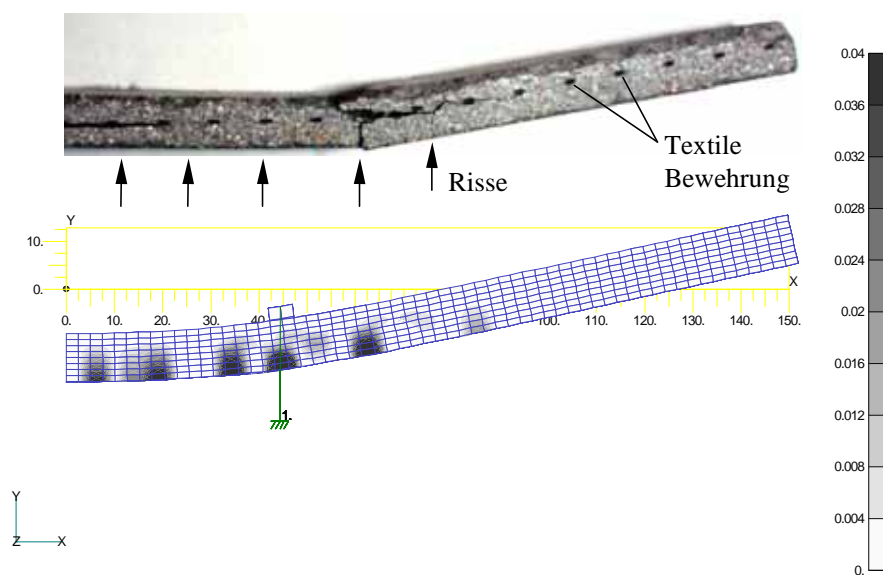
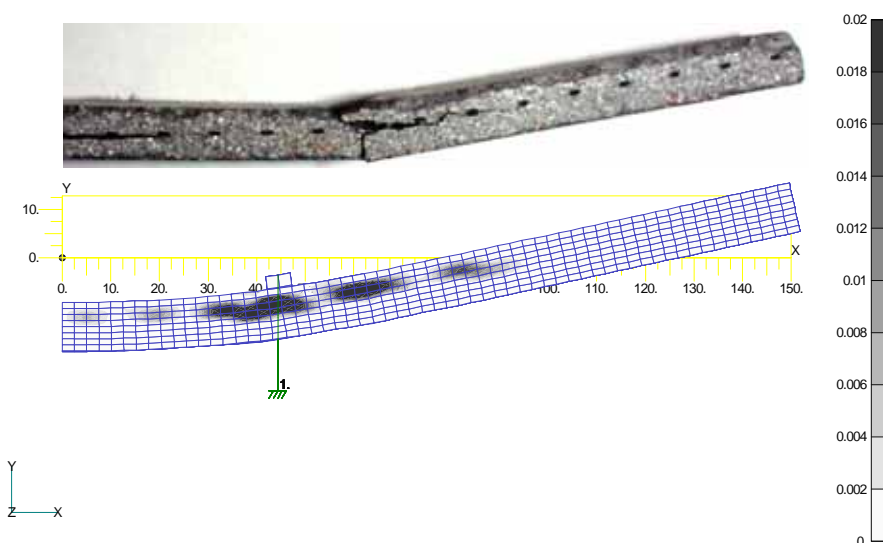


Abbildung 4-20: Vergleich der Last-Verformungskurven von Simulation und Experiment (C-EP).

Unter Maximallast zeigen alle experimentellen Untersuchungen eine Kombination von Betondruckversagen und Delamination in der Bewehrungsebene. Dies wird in Abbildung 4-21 und insbesondere Abbildung 4-22 deutlich. In Abbildung 4-21 sind die Hauptzugdehnungen in x-Richtung der FE-Simulation einem getesteten Probekörper gegenüber gestellt. Betrachtet man im FE-Modell die dunklen Zonen, die auf Risse hindeuten, so kann eine gute Übereinstimmung der Rissverteilung von Experiment und Berechnung festgestellt werden. Zu bedenken ist hierbei, dass im Experiment vorzugsweise Risse in Höhe der Querbewehrung auftreten. Die mittlere Rissbreite kann anhand der Simulation grob abgeschätzt werden, indem die berechneten Dehnungen mit den Elementabmessungen multipliziert werden. Für die Simulation des Versuchs *C-EP V0,0* ergibt sich damit eine Rissbreite von 0,25 mm bei Maximallast, was der im Versuch ermittelten Rissbreite von etwa 0,3 mm sehr nahe kommt.

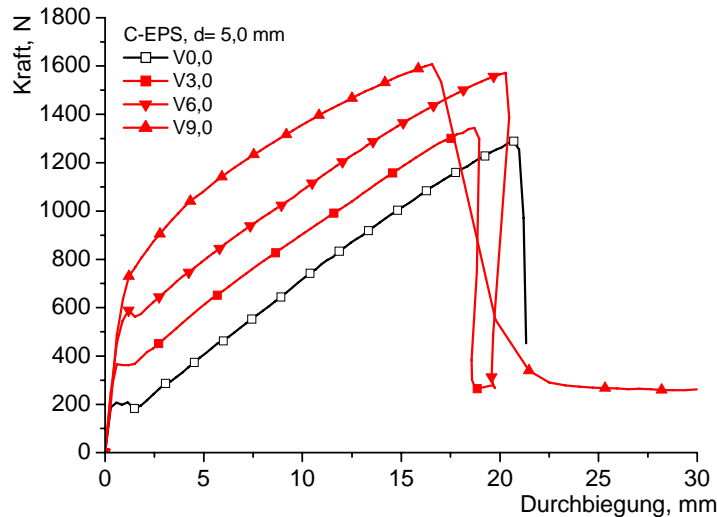


**Abbildung 4-21: Vergleich der Hauptdehnungen in x-Richtung bei maximaler Last und Rissverteilung eines gestesteten Probekörpers (C-EP V0,0).**



**Abbildung 4-22: Vergleich der Hauptdehnungen in y-Richtung bei maximaler Last und Rissverteilung eines gestesteten Probekörpers (C-EP V0,0).**

Für denselben Versuch sind in Abbildung 4-22 die Hauptzugdehnungen in  $y$ -Richtung dargestellt worden. Dunkle Zonen deuten hier auf horizontal verlaufende Risse hin. Vergleicht man wiederum Experiment und FE-Simulation, so ist das Betonversagen in der Bewehrungsebene bei beiden klar erkennbar.



**Abbildung 4-23: Ergebnisse numerischer Simulationen bei verschiedenen Vorspannungen (C-EPS).**

Die bei den experimentellen Untersuchungen verwendete Vorspanneinrichtung erlaubte für die gewählten Probekörperabmessungen nur Vorspannungen von etwa  $3,0$  N/mm<sup>2</sup>. Um die Auswirkungen bei höherer Vorspannung auf das Tragverhalten abschätzen zu können, wurden exemplarisch FE-Simulationen mit Vorspannungen von  $6$  und  $9$  N/mm<sup>2</sup> durchgeführt (siehe Abbildung 4-23). Zu erkennen ist, dass die Erstrisslast mit Zunahme der Vorspannung annähernd proportional zunimmt. Das Tragverhalten der vorgespannten Probekörper kann näherungsweise durch eine Parallelverschiebung der Lastverformungskurve über die  $y$ -Achse abgeschätzt werden. Betrachtet man den endgültigen Versagenszustand, so ist bei der Auswertung der FE-Simulation zu beobachten, dass mit Zunahme der Vorspannung auch der Probekörper unterschiedlich versagt. Der nicht vorgespannte Probekörper zeigt nahezu ausschließlich ein Versagen in der Betondruckzone. Mit Zunahme der Vorspannung verändert sich dies in Richtung der oben genannten Kombination von Delamination in der Bewehrungsebene und Betonversagen in der Druckzone, wobei das Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination immer mehr in den Vordergrund tritt. Der Beton schert in der Folge in der Druckzone ab.

In Anhang IV ist der Übergang der Versagensarten in Abhängigkeit von der Vorspannung der hier gezeigten Simulationen dargestellt (Abbildung 9-22 bis Abbildung 9-26). Die Probekörper *C-EPS V0,0* und *C-EPS V3,0* zeigten vorwiegend Betonversagen, *C-EPS V6,0* eine Kombination aus Betonversagen und Delamination und *C-EPS V9,0* letztendlich nahezu ausschließlich Versagen durch Delamination. Dieses Verhalten wurde bei den experimentellen Untersuchungen weitgehend bestätigt, wobei das Versagen in der Bewehrungsebene jedoch häufiger auftrat. Allerdings ist bei den experimentellen Untersuchungen eine starke Abhängigkeit des maßgebenden Versagenszustands von der statischen Höhe zu berücksichtigen. Ein Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination ist bei größeren statischen Höhen

zunehmend wahrscheinlicher. Als weitere Begründung für die Delamination kann der verminderte Betonquerschnitt in der Bewehrungsebene angeführt werden. In der FE-Simulation wird der verminderte Betonquerschnitt nicht berücksichtigt.

### Vergleiche von Simulationen und experimentellen Ergebnissen AR-glasbewehrter Probekörper

Beim Vergleich der Versuchsergebnisse mit den FE-Simulationen der AR-glasbewehrten Elemente fällt in erster Linie auf, dass die Rissbildung in der Simulation zu einem geringeren Lastabfall führt als im Versuch. Dennoch entspricht das Tragverhalten im Zuge der Simulation dem Versuch weitgehend, wenn man die Bauteilsteifigkeit in Betracht zieht und bedenkt, dass bei der Simulation Symmetriebedingungen genutzt wurden. Die FE-Berechnungen zeigen ebenso wie die experimentellen Untersuchungen ein Faserversagen bei Maximallast.

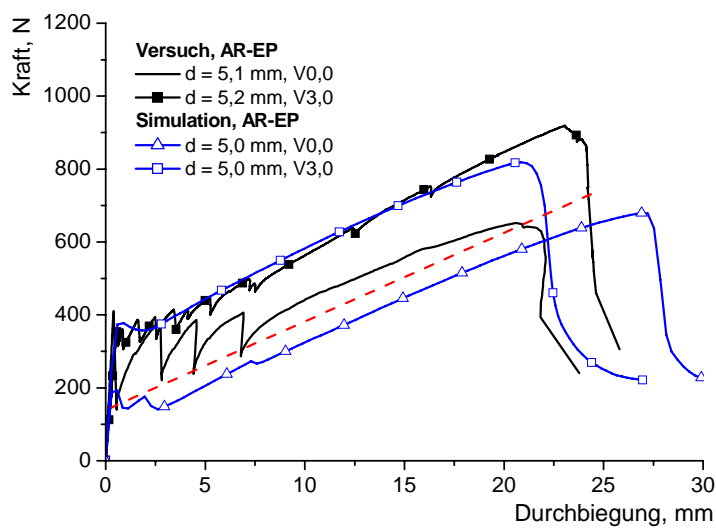


Abbildung 4-24: Vergleich der Last-Verformungskurven von Simulation und Experiment (AR-EP).

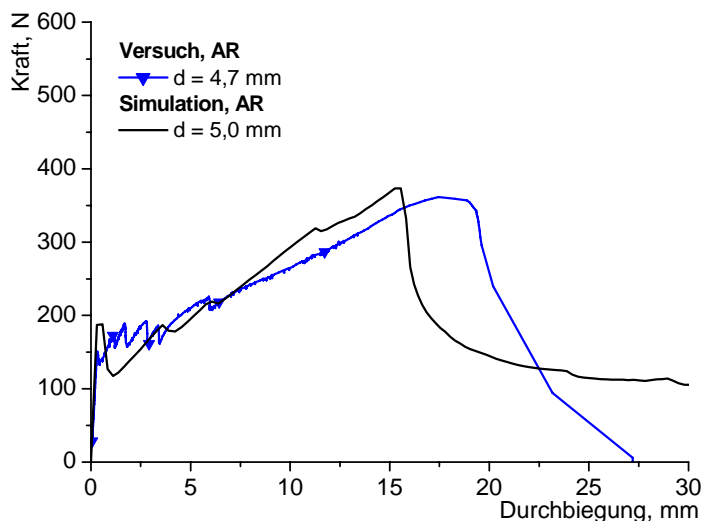


Abbildung 4-25: Vergleich der Last-Verformungskurven von Simulation und Experiment (AR).

In Abbildung 4-25 ist beispielhaft das Ergebnis der FE-Simulation eines mit nicht imprägniertem AR-Glasgelege bewehrten Probekörpers einem experimentellen Ergebnis gegenüber gestellt. Sowohl im Experiment als auch in der Simulation ist ein Faserversagen zu beobach-



ten. Obwohl ein sukzessives Faserversagen und das unterschiedliche Verbundverhalten der einzelnen Filamente nicht modelliert werden kann, entsprechen Simulation und Experiment weitgehend einander. Dies ist in erster Linie darauf zurückzuführen, dass aufgrund der gleichmäßigen Rissentwicklung im Experiment alle Fasern relativ gleichförmig beansprucht werden und nur ein geringer Schlupf unter den Filamenten auftritt. Unabhängig hiervon bleibt allerdings die ursprüngliche nicht vollkommen gestreckte Lage der einzelnen Filamente unbeeinflusst. Sie führt aus den schon in Kapitel 3.4.5 erwähnten Gründen aufgrund der verzögerten Aktivierung der einzelnen Filamente zu einem niedriger anzusetzenden Elastizitätsmodul und einer geringen Rovingfestigkeit.

### Vergleiche von Simulationen und experimentellen Ergebnissen aramidbewehrter Probekörper

Ein Vergleich der Simulation der verschiedenen Ausführungen der Aramidgelege ist in Abbildung 4-26 dargestellt. Zu erkennen ist, dass das imprägnierte wie auch das imprägnierte und besandete Textil keine nennenswerten Unterschiede im Tragverhalten zeigen. Bei diesem Beispiel wird deutlich, dass die maximale Verbundfestigkeit bezüglich des Biegetragverhaltens von untergeordneter Bedeutung sein kann. So ist der ähnliche Kurvenverlauf im Biegeversuch darauf zurückzuführen, dass die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung beider Textilvarianten bis zu einem Schlupf von etwa 0,1 mm einen nahezu identischen Verlauf aufweist (vgl. Abbildung 4-11). Es ist davon auszugehen, dass im Biegeversuch der Schlupf des Textils im Beton weitgehend unterhalb dieser 0,1 mm liegt.

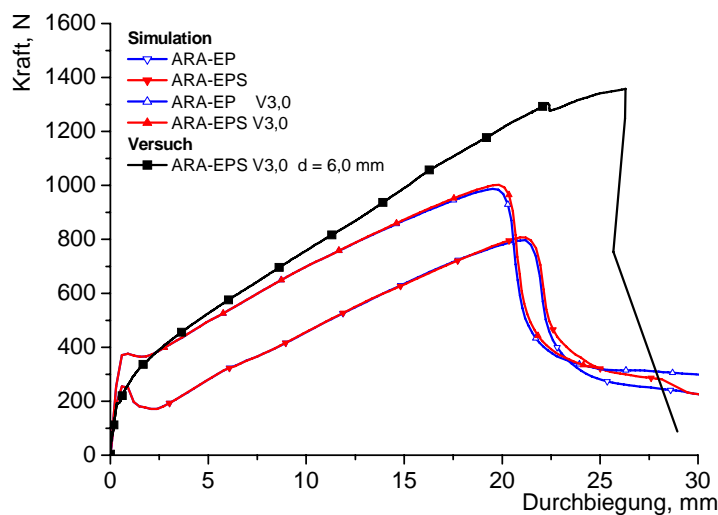


Abbildung 4-26: Vergleich der Last-Verformungskurven von Simulation und Experiment (ARA-EP & ARA-EPS).

Ein Vergleich von Simulation und Versuch ergibt auch hier eine gute Übereinstimmung, wenn die unterschiedliche statische Höhe des Versuchsprobekörpers berücksichtigt wird. Bei dem Versuch zeigt sich allerdings keine ausgeprägte Erstrisslast. Vielmehr ist der Übergang vom ungerissenen in den gerissenen Zustand fließend. Es liegt hier die Vermutung nahe, dass der Versuchskörper schon vor dem Versuch gerissen war, was zu keinem erkennbaren Knick in der Last-Verformungskurve führt.

## 5 Bemessung

### 5.1 Konzepte zur Bauteilbemessung

Konzepte zur Bemessung von textilbewehrten Bauteilen sind bis zum jetzigen Zeitpunkt nur wenige vorhanden. Dies liegt zu einem großen Teil daran, dass nur geringe Erfahrungen mit konstruktiv genutzten und ausschließlich textilbewehrten Betonen unter Dauerbeanspruchung existieren. Hier bestehen noch große Unsicherheiten. In Deutschland wird daher zurzeit die Zulassung textilbewehrter und konstruktiv genutzter Elemente durch die Zustimmung im Einzelfall erreicht, wobei insbesondere der Nachweis der Tragfähigkeit und Dauerhaftigkeit experimentell nachgewiesen werden muss.

Bereits bekannte konzeptionelle Bemessungsverfahren aus anderen Bereichen des Bauwesens lassen sich allerdings auf textilbewehrte Bauteile übertragen. So liegt es beispielsweise nahe, bei der Verwendung von imprägnierter textiler Bewehrung auf die Erkenntnisse bezüglich der Verwendung von FVK-Bewehrungselementen in Beton zurückzugreifen. Umfangreiche Bemessungskonzepte und relevante Richtlinien hierzu liegen beispielsweise aus den USA, Kanada, Europa oder Japan vor /ACI440/, /CHBDC/, /CSA/, /FIB/, /ISIS/, /JSCE/.

Die nachfolgenden Ausführungen beziehen sich daher zu einem großen Teil auf die in den genannten Richtlinien und Normen vorgeschlagenen Aspekte zur Bauteilbemessung.

### 5.2 Annahmen zum Werkstoffverhalten

Betrachtet man die Ansätze bezüglich der Charakterisierung des Werkstoffverhaltens in Kapitel 4, so können diese Modelle auch für die Bemessung herangezogen werden. Textile Bewehrungen mit hoher Filamentzahl ohne Imprägnierung werden für den Einsatz als Vorspannelement nachfolgend nicht empfohlen. Daher wird auf eine Charakterisierung im Rahmen der Bemessung nur bedingt eingegangen. Anders gestaltet sich dies bei der Verwendung harzprägnierter Textilien. Zur Bestimmung der Eigenschaften eignen sich insbesondere Zugversuche an dem Textil entnommenen Rovings. Es zeigte sich, dass der Elastizitätsmodul bei der Verwendung eines Textils als Vorspannelement annähernd konstant angesetzt werden kann und dem Elastizitätsmodul eines Einzelfilaments sehr ähnlich ist. Der Elastizitätsmodul von Aramidgelegen sollte gesondert unter Berücksichtigung der Vorkonditionierung ermittelt werden, da hier dem schon erläuterten Effekt der Reckung Rechnung zu tragen ist (vgl. Kapitel 2.2.2).

Bezüglich der Ermittlung der maximal nutzbaren Festigkeit  $f_{pu}$  ist zwischen der in Zugversuchen ermittelten Festigkeit und der später im Bauteil nutzbaren Festigkeit zu differenzieren. Diese können sich teilweise erheblich unterscheiden. Die nutzbare Festigkeit kann in der Regel mittels einer Reihe von Abminderungsfaktoren auf die theoretische Festigkeit eines Einzelfilamentes bezogen werden. Für verschiedene Textilien wird im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 532 in Aachen bereits eine dahingehende Charakterisierung des textilen Tragverhaltens vorgenommen /SFB532/.

### 5.3 Berücksichtigung der Vorspannung

#### 5.3.1 Zulässige Vorspannkkräfte textiler Bewehrungen

Wie bereits in Kapitel 2.3.3 gezeigt, hängt die nutzbare Festigkeit von einer Vielzahl von Faktoren ab. Für die vorliegenden Untersuchungen hat es sich bewährt, die Textilfestigkeit anhand der Zugfestigkeit eines aus dem fertigen Textil entnommenen Rovings anzugeben. Im weiteren Verlauf muss unterschieden werden in eine für die Vorspannung und in eine später im Bauteil nutzbare Festigkeit, wobei die zur Vorspannung nutzbare Festigkeit wiederum indirekt von der im Bauteil nutzbaren Festigkeit abhängt. Auf die im Bauteil dauerhaft nutzbare Festigkeit wird in Kapitel 5.5 noch eingegangen.

**Tabelle 5-1 : Empfehlungen für maximale Vorspannungen  $f_{pi}$  ausgewählter FVK-Bewehrungen.**

Richtlinie	GFRP (E-Glasstab)	AFRP (Aramidstab)	CFRP (Carbonstab)
/ACI440/	- *	$0,55 \cdot f_{pu}$	$0,70 \cdot f_{pu}$
/CHBDC/	- *	$0,38 \cdot f_{pu}$	$0,6 \cdot f_{pu}$
/JSCE/	$0,8 \cdot f_{fck} < 0,7 \cdot f_{pu}$	$0,8 \cdot f_{fck} < 0,7 \cdot f_{pu}$	$0,8 \cdot f_{fck} < 0,7 \cdot f_{pu}$

\* Eine Vorspannung wird nicht empfohlen.

Für imprägnierte Bewehrungen bietet es sich aufgrund der nur geringen Anzahl von Versuchsergebnissen an, auf die Empfehlungen einschlägiger Richtlinien zur Verwendung von FVK-Bewehrungen in Beton zurückzugreifen. Derartige Empfehlungen sind auszugsweise in Tabelle 5-1 angegeben. Die Angaben darin unterscheiden sich zum Teil erheblich. Eine Vorspannung von GFK-Stäben wird oftmals nicht empfohlen, da eine ausreichende Beständigkeit der verwendeten E-Glasfaser im alkalischen Milieu eines Betons trotz der Einbettung in eine Harzmatrix angezweifelt wird /DOL01/.

In Tabelle 5-2 sind die aus bisherigen Erfahrungen sowie aus den Richtlinien abgeleiteten und nicht verifizierten Empfehlungen für maximale Vorspannungen der in dieser Arbeit verwendeten textilen Bewehrungen angegeben. Die Bruchspannung  $f_{pu}$  bezieht sich auf die im Zugversuch ermittelte Festigkeit eines Textils bzw. eines dem Textil entnommenen Rovings. Eine Vorspannung von nicht imprägniertem AR-Glas wird nicht empfohlen (siehe dazu Kapitel 3.5.2). Dies gilt eingeschränkt auch für nicht imprägnierte Textilien mit hoher Filamentzahl aus Aramid oder Carbon. Hierfür ist der geringe Verbund von Roving und Zementmatrix ursächlich, der eine Vorspannung mit sofortigem Verbund in der Regel nicht zulässt. Zu erkennen ist insgesamt, dass die Empfehlungen für Textilien an der unteren Grenze der Empfehlungen der angegebenen Richtlinien für FVK-Bewehrungen liegen. Entscheidende Argumente sind die Sicherung ausreichender Traglastreserven aufgrund des spröden Bruchverhaltens. Weiterhin besteht eine Unsicherheit ob der einheitlichen Vorspannung des Textils.

**Tabelle 5-2 : Empfehlungen für maximale Vorspannungen  $f_{pi}$  ausgewählter textiler Bewehrungen.**

Textil	AR	AR-EP AR-EPS	ARA	ARA-EP ARA-EPS	C	C-EP C-EPS
maximale Vorspannungen $f_{pi}$	- <sup>1</sup>	$0,30 \cdot f_{pu}$	$0,55 \cdot f_{pu}$ <sup>2</sup>	$0,55 \cdot f_{pu}$	$0,30 \cdot f_{pu}$ <sup>2</sup>	$0,60 \cdot f_{pu}$

<sup>1</sup> Eine Vorspannung wird nicht empfohlen, <sup>2</sup> Vorspannung aufgrund Verbundproblematik nur bei geringer Filamentzahl empfohlen.

### 5.3.2 *Spannkraftverluste infolge Relaxation*

Spannkraftverluste infolge Relaxation können bei vorgespannten Textilien verschiedene Ursachen haben. Einerseits kann das Fasermaterial selbst eine Relaxation aufweisen, andererseits kann aber auch bei Verwendung eines Harzes dieses selbst relaxierende Eigenschaften haben, woraus ein Abbau der Faserspannungen resultieren könnte.

Bei der Verwendung harzprägnierter Textilien ist demzufolge mit einer Relaxation des verwendeten Harzes zu rechnen. Der Hauptteil der Relaxation stellt sich gemäß DOLAN ET AL. bereits 24 bis 96 Stunden nach Aufbringen einer Belastung bzw. Vorspannung ein /DOL01/. Die Höhe der Relaxation richtet sich zum einen nach dem Harzanteil und dem Verhältnis der Elastizitätsmoduln von Harz zu Faser sowie zum anderen nach der Art des verwendeten Harzes. Duroplaste zeigen beispielsweise gegenüber Thermoplasten eine deutlich geringere Relaxation. Der Harzanteil  $v_r$  eines imprägnierten Textils variiert üblicherweise zwischen 35 und 50 Vol.-%. Für FVK-Stäbe mit einem solchen Harzanteil und der Verwendung von Duroplasten geben beispielsweise DOLAN ET AL. eine Reduktion der Vorspannung infolge Relaxation des Harzes von 0,6 bis 1,5 % an /DOL01/. Da genaue Ergebnisse mit imprägnierten textilen Bewehrungen noch nicht vorliegen, liegt es nahe, die für FVK-Stäbe ermittelten Werte vorerst auch für imprägnierte Textilien anzusetzen.

Auch das Fasermaterial selbst kann ein Kriechverhalten aufweisen. Von Carbonfasern wird im Allgemeinen angenommen, dass sie keine Relaxation aufweisen. Aramidfasern hingegen zeigen unter Belastung eine Kriechneigung, so dass hier mit einer Relaxation zu rechnen ist /VIL03/. Von Herstellerseite werden bezüglich der Aramidfasern Anhaltswerte angegeben, die je nach Vorspannung auf eine Relaxation von 6 bis 18 % über einen Zeitraum von 100 Jahren schließen lässt /DOL01/. Untersuchungen haben aber auch ergeben, dass der Relaxationskoeffizient durch ein kurzzeitiges, vorheriges Überdehnen der Aramidfasern reduziert werden kann /MEY03/, /VIL03/. Als Begründung hierfür kann die geradlinigere Orientierung der Polymerketten angegeben werden, die ferner auch zu einer Erhöhung des Elastizitätsmoduls führt (siehe Kapitel 2.3.3). Untersuchungen von VILKNER haben gezeigt, dass so die Relaxation vermutlich dauerhaft auf unter 5 % abgesenkt werden kann. Zugleich weist er darauf hin, dass bereits nach einer Belastung von 4 Stunden etwa 80 % der gesamten Relaxation stattgefunden hat.

In den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurde die Vorspannung über eine Kraftsteuerung aufgebracht. Folgt man den Ausführungen von VILKNER, ist damit zu rechnen, dass ein Großteil der Relaxation bereits während der Plattenherstellung stattgefunden hat, bei der der Frischbeton noch im plastischen Zustand vorlag. Es ist demzufolge nach Ablassen der Vorspannung mit einer reduzierten Relaxation der Aramidfasern zu rechnen.

Gemäß den Ausführungen des ACI-Komitees 440 kann ferner angenommen werden, dass FVK-Stäbe in Abhängigkeit von der verwendeten Faser einen Spannkraftverlust von weniger als 12 % über Bauteillebensdauer aufweisen /ACI440/. Für CFK-Stäbe wird dieser Verlust mit weniger als 5 % weiter präzisiert.

Fasst man die Ergebnisse zusammen, so können die Spannkraftverluste durch Relaxation bei den hier verwendeten Bewehrungen ohne Zuhilfenahme einer genauen experimentellen Bestimmung näherungsweise zu weniger als 10 % geschätzt werden.

## 5.4 Grenzzustände der Tragfähigkeit

Die verschiedenen Grenzzustände der Tragfähigkeit repräsentieren einige der elementaren Annahmen bei der Bemessung. Auf der Basis der Tragfähigkeit können geeignete Bemessungskonzepte entwickelt werden, die unter Berücksichtigung notwendiger Sicherheitsfaktoren eine praxistaugliche Gestaltung und Durchbildung eines textilbewehrten Elementes ermöglichen.

Eine Beschränkung der zulässigen Spannungen ist aufgrund der geringen Duktilität im Nachbruchverhalten sowohl hinsichtlich der Faserspannungen als auch hinsichtlich der Betonspannungen anzustreben. Gegenüber stahlbewehrten Bauteilen sollten daher höhere Traglastreserven bei der Bemessung vorgesehen werden.

Für die nachfolgenden Berechnungen zur Tragfähigkeit wurde die Druckfestigkeit  $f'_c$  aufgrund der in Kapitel 4.2.1 erläuterten Größeneffekte mit der 1,2-fachen Prismendruckfestigkeit angesetzt. Überdies unterscheiden sich je nach Alter der getesteten Proben Druckfestigkeit und Elastizitätsmodul des Betons (vgl. Anhang V).

### 5.4.1 Verbundverhalten und Lasteinleitungslängen

Verschiedene Untersuchungen zur Verankerungslänge von FVK-Stäben und Stahlbewehrungen haben gezeigt, dass der Verbund von der Betonfestigkeit und vom Durchmesser der Bewehrung abhängt /DEJ01/, /ACI440/. Ferner hängt der Verbund maßgeblich von der Oberflächenbeschaffenheit der eingesetzten Bewehrung ab. Da in der vorliegenden Arbeit der Rovingdurchmesser der einzelnen Textilien annähernd gleich ist und zudem nur eine Betonzusammensetzung für die Verbunduntersuchungen verwendet wurde, kann eine Ermittlung der Verankerungslänge nicht auf Grundlage derartiger Parameter vorgenommen werden.

Vielmehr bietet es sich an, auf die in den Pull-Out-Versuchen und der FE-Simulation ermittelten Verbundparameter zurückzugreifen und einen mittleren Verbund für kleine Relativverschiebungen zugrunde zu legen (siehe hierzu Tabelle 4-4, Tabelle 4-5 sowie Abbildung 4-11). In einer groben Abschätzung kann der mittlere Verbund damit abgeschätzt werden:

$$\tau_{\text{nom}} = 0,8 \cdot (\tau_{\text{m},0} + \tau_{\text{f},0}) \quad \text{Gl. 5-1}$$

Auf diese Weise errechnet sich unter Berücksichtigung des Umfangs  $U_r$  für die verschiedenen Bewehrungen ein mittlerer Verbundfluss gemäß Tabelle 5-3. Die Verankerungslänge kann anschließend ohne Berücksichtigung der Faserdehnung mittels der im Beton nutzbaren Rovingfestigkeit  $f'_{\text{pu}}$  unter Annahme einer homogenen Spannungsverteilung durch einfache Division ermittelt werden. Dies ist zwar nur eine Näherung, sie reicht aber für den Zweck der Bemessung und konstruktiven Ausbildung der zu entwerfenden Bauteile vollkommen aus.

Diese Verankerungslängen hängen allerdings vom Betonalter ab und gelten nicht für den Zeitpunkt des Ablassens der Vorspannung. Hier ist insbesondere bei den nicht imprägnierten Rovings mit einer deutlich höheren Verankerungslänge zu rechnen. In Tabelle 5-3 sind neben der überschlägig ermittelten Verankerungslänge auch die Lasteinleitungslängen zur Übertragung der Vorspannung von 3,0 N/mm<sup>2</sup> in den Beton auf Basis der 28-Tage-Festigkeit angegeben. Die Werte wurden den Ergebnissen zur FE-Simulation der Biegeversuche entnommen. Die Lasteinleitungslänge wurde definiert als die Einbettungslänge, bei der etwa 98 % der Rovingspannung auf den Beton übertragen wurde (siehe hierzu beispielsweise auch Abbildung 4-15 und Abbildung 4-17). Insbesondere fällt die hohe Lasteinleitungslänge des nicht imprägnierten Carbontextils (C) auf. Bedenkt man, dass die hier angegebene Lasteinleitungslänge auf der Verbundfestigkeit eines 28 Tage alten Betons beruht, so kann abgeschätzt werden, dass 24 Stunden nach dem Betonieren die Lasteinleitungslänge noch deutlich höher ist.

**Tabelle 5-3: Mittlerer Verbundfluss und resultierende Verankerungslängen.**

		AR	AR-EP	AR-EPS	ARA-EP	ARA-EPS	C	C-EP	C-EPS
Mittlerer Verbundfluss	N/mm	38,6	54,1	102,6	45,4	66,5	17,1	42,7	87,0
Verankerungslänge (überschlägig)	mm	15,5 <sup>1</sup> 13,0 <sup>2</sup>	25,9	17,5	48,5	33,1	93,6 <sup>1</sup> 64,3 <sup>2</sup>	58,5	31,0
Lasteinleitungslänge aus FE-Simulation mit Vorspannung V3,0	mm	-	17,75	17,75	22,25	22,25	47,75 <sup>3</sup>	35,00	27,75 27,75 <sup>4</sup>

<sup>1</sup> mit Vorspannung,

<sup>2</sup> ohne Vorspannung,

<sup>3</sup> Vorspannung V2,5,

<sup>4</sup> Vorspannung V9,0.

#### 5.4.2 Biegetragfähigkeit ohne Vorspannung

Der Grenzzustand der Tragfähigkeit kann entweder durch ein Faserversagen oder ein Betondruckversagen bestimmt werden. Ein Versagen auf Schub in Kombination mit einer Delamination in der Höhe der Bewehrungslage ist zwar auch denkbar und wurde in Experimenten beobachtet, soll aber für die Berechnung nicht weiter betrachtet werden. Voraussetzung für die nachfolgenden Berechnungen ist ein perfekter Verbund von Bewehrung und Beton. Die Mitwirkung des Betons auf Zug wird vernachlässigt und ein ebener Verzerrungszustand wird angenommen.

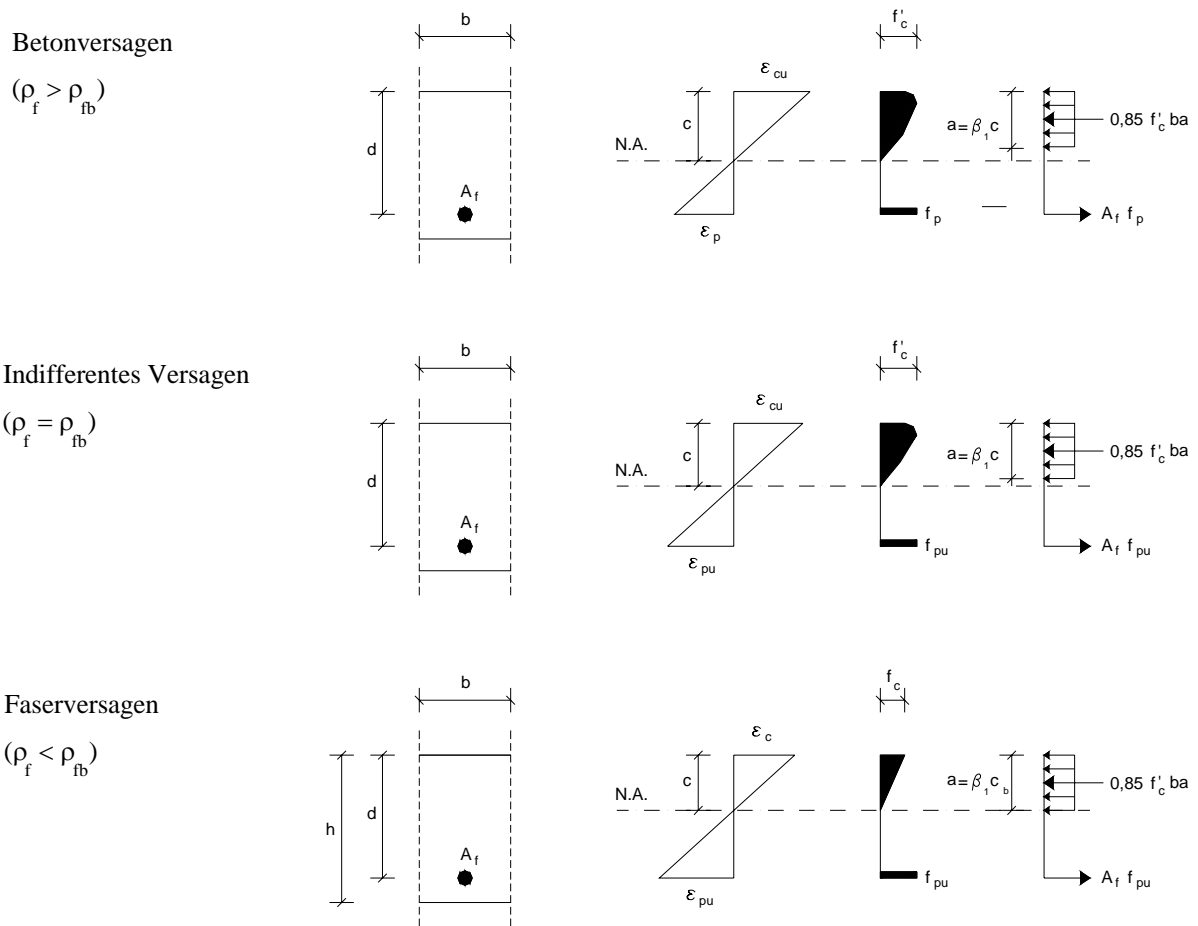


Abbildung 5-1: Spannungs- und Dehnungsverteilungen für verschiedene Versagensarten.

Die Versagensart bei Biegebeanspruchung wird in erster Linie durch den Bewehrungsgrad  $\rho$  bestimmt. Der Bewehrungsgrad errechnet sich allgemein zu:

$$\rho_f = \frac{A_f}{b \cdot d} \quad \text{Gl. 5-2}$$

Bei einem bestimmten Bewehrungsgrad ist die Versagensart indifferent und es versagen theoretisch Beton und Faser gleichzeitig. Dieser Bewehrungsgrad wird als ausgewogener Bewehrungsgrad bezeichnet und errechnet sich unter Annahme eines rechteckigen Spannungsblocks wie folgt:

$$\rho_{fb} = 0,85 \cdot \beta_1 \cdot \frac{f'_c}{f_{pu}} \cdot \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{pu}} \quad \text{Gl. 5-3}$$

Entsprechend dieser Definition ergibt sich ein Betonversagen für  $\rho_f > \rho_{fb}$  und ein Faserversagen für  $\rho_f < \rho_{fb}$  (siehe auch Abbildung 5-1). Im Anhang V sind alle Biegeversuche mit den wichtigsten Kenndaten, die mit nachfolgend angegebenen Formeln bestimmten Bemessungsmomente und die maßgebende Versagensursache dargestellt. Bezüglich des ausgewogenen Bewehrungsgrades ist anzumerken, dass bei den hier durchgeführten Versuchen insbesondere bei AR-glasbewehrten Probekörpern ein Faserversagen auch bei deutlich überbewehrten Querschnitten festzustellen war. Der ausgewogene Bewehrungsgrad nach Gleichung 5-3 ist

demnach nicht für alle Fälle in der Praxis bindend. Es deutet sich bereits hier an, dass die Annahme der Verteilung der Betondruckspannungen sehr konservativ ist und zu einer Unterschätzung des tatsächlichen Tragvermögens führt.

### Biegetragverhalten bei Betonversagen

Im Fall  $\rho_f > \rho_{fb}$  liegt theoretisch ein überbewehrter Querschnitt vor und das textilbewehrte Element versagt dementsprechend vorzugsweise in der Betondruckzone. Aufgrund des linear-elastischen Verhaltens der Bewehrung bis zum Bruch gelten die nachfolgenden Ausführungen auch für den Fall  $\rho_f = \rho_{fb}$ .

Bei Auftreten von Betonversagen kann die Spannungsverteilung im Beton gemäß den Empfehlungen des ACI-Komitees 440 näherungsweise als rechteckiger Spannungsblock angenommen werden /ACI440/. Für die nachfolgenden Berechnungen wird allerdings nicht eine Betonbruchdehnung von 0,35 %, sondern in Anlehnung an die in Kapitel 3.5.2 erzielten Ergebnisse unter Einbeziehung von Größeneffekten ein Wert von 0,4 % zugrunde gelegt. Unter Berücksichtigung des Kräftegleichgewichtes und eines ebenen Verzerrungszustandes kann das nominale Biegemoment dann wie folgt berechnet werden:

$$M_n = A_f \cdot f_p \cdot \left( d - \frac{a}{2} \right) \quad \text{Gl. 5-4}$$

$$a = \frac{A_f \cdot f_p}{0,85 \cdot f'_c \cdot b} \quad \text{Gl. 5-5}$$

$$f_p = E_f \cdot \varepsilon_{cu} \frac{\beta_1 \cdot d - a}{a} \quad \text{Gl. 5-6}$$

Durch Elimination von  $a$  und Auflösen nach  $f_p$  kann die Faserspannung im Grenzzustand errechnet werden zu:

$$f_p = \left( \sqrt{\frac{(E_f \cdot \varepsilon_{cu})^2}{4} + \frac{0,85 \cdot \beta_1 \cdot f'_c}{\rho_f} \cdot E_f \cdot \varepsilon_{cu}} - 0,5 \cdot E_f \cdot \varepsilon_{cu} \right) \leq f_{pu} \quad \text{Gl. 5-7}$$

Alternativ kann das nominale Biegemoment auch auf Grundlage des Bewehrungsgrades errechnet werden:

$$M_n = \rho_f \cdot f_p \cdot \left( 1 - \frac{\rho_f \cdot f_p}{1,7 \cdot f'_c} \right) \cdot b \cdot d^2 \quad \text{Gl. 5-8}$$

### Biegetragverhalten bei Faserversagen

Im Fall  $\rho_f < \rho_{fb}$  tritt Faserversagen ein, was bedeutet, dass die Bruchdehnung des Betons nicht erreicht wird. Eine Spannungsverteilung in Form eines rechteckigen Spannungsblockes wie im Fall des Betonversagens gemäß den Empfehlungen des ACI Komitees 440 liegt nicht vor /ACI440/. Folglich muss eine Spannungsverteilung, die dem Bruchzustand bei Faserversagen



entspricht, rechnerisch ermittelt werden. Hierbei sind zwei Unbekannte zu berücksichtigen, die Betondehnung  $\varepsilon_c$  und die Betondruckzonenhöhe  $c$ . Zudem sind als weitere Unbekannte die Faktoren zur Ermittlung eines äquivalenten Spannungsbereiches,  $\alpha_1$  und  $\beta_1$  zu bestimmen. In Anbetracht der vom Bewehrungsgrad und den Materialcharakteristika abhängigen variablen Spannungsverteilung erscheint dies sehr komplex. Allerdings kann eine konservative Annahme getroffen werden, wobei für die Betondehnung  $\varepsilon_c$  die Betonbruchdehnung  $\varepsilon_{cu}$  angenommen wird. Ein vorgestellter Koeffizient von 0,8 gibt gemäß dem Report des ACI Komitees 440 zudem eine weitere konservative Abschätzung /ACI440/. Wie die vorliegenden Untersuchungen zeigen, kann auf diesen Vorfaktor im Folgenden jedoch verzichtet werden. Es gilt dann:

$$M_n = \rho_f \cdot f_{pu} \cdot \left( 1 - \frac{\beta_1}{2} \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{pu}} \right) \cdot b \cdot d^2 \quad \text{Gl. 5-9}$$

$$\text{oder} \quad M_n = A_f \cdot f_{pu} \cdot \left( d - \frac{\beta_1 \cdot c_b}{2} \right) \quad \text{Gl. 5-10}$$

$$\text{mit} \quad c_b = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{pu}} \cdot d \quad \text{Gl. 5-11}$$

In Abbildung 5-2 sind die Ergebnisse der Biegeversuche aus Anhang V den berechneten Biegemomenten gegenüber gestellt. Deutlich zu erkennen ist, dass das nominale Moment dem experimentellen Moment weitgehend entspricht. Im Mittel liegt das Bemessungsmoment etwa bei 90 % vom experimentellen Moment, die Standardabweichung bei  $\sigma = 0,12$ . Insbesondere die mit nicht imprägnierten Carbongelelagen bewehrten Probekörper wiesen im Versuch ein gegenüber dem Bemessungsmoment niedrigeren Wert auf. Dies ist jedoch auf ein reines Verbundversagen zurückzuführen und nicht auf Faser- oder Betonversagen.

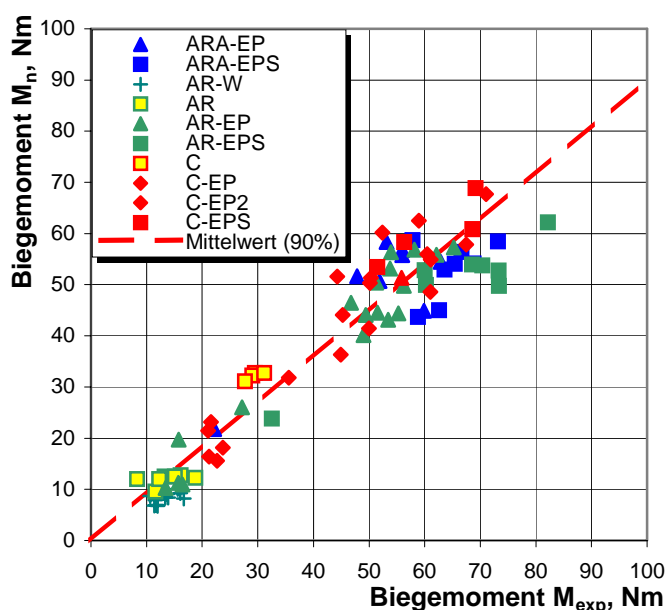


Abbildung 5-2: Vergleich von berechneten Biegemomenten  $M_n$  und experimentellen Biegemomenten  $M_{exp}$ .

Das Interesse gilt auch weiterhin der Versagensart. Während carbon- und aramidbewehrte Plattenelemente ein Betonversagen zeigten, wiesen die AR-glasbewehrten Probekörper bis auf wenige Ausnahmen Faserversagen auf. Die Zugfestigkeit wurde für *AR-EP* mit  $1400 \text{ N/mm}^2$  und für *AR-EPS* mit  $1450 \text{ N/mm}^2$  angesetzt. Vergleicht man nominales und experimentelles Biegemoment miteinander, so können drei unterschiedliche Ursachen für das höhere experimentelle Biegemoment unterstellt werden. Zum einen könnte die tatsächliche Zugfestigkeit des eingebetteten Textils höher sein als die eines nicht eingebetteten Textils, zum anderen könnte aber auch der innere Hebelarm bzw. der rechnerisch idealisierte Betonspannungsblock nicht der Wirklichkeit entsprechen. Ebenso ist zu erkennen, dass besandete Textilien gegenüber unbesandeten, imprägnierten Textilien höhere experimentelle Biegemomente aufweisen und insofern der Verbund für das endgültige Versagen nicht zu vernachlässigen ist.

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen sprechen dafür, dass alle Einflüsse in gewisser Weise auftreten. So ist die Durchbiegung und damit die Plattenkrümmung der AR-glasbewehrten Probekörper bei maximaler Belastung höher als die der anderen Probekörper. Folglich dürfte dann auch der innere Hebelarm zwischen Betondruckkraftresultierenden und Faserkraft höher sein. Ansatzweise ist in Abbildung 5-2 und Abbildung 5-3 der Trend zu beobachten, dass mit geringer werdendem Elastizitätsmodul der Bewehrung das experimentelle Bemessungsmoment zunehmend rechnerisch unterschätzt wird.

Betrachtet man die Ergebnisse der numerischen Simulationen, so entsprechen die dort ermittelten Faserspannungen beim maximalen nominalen Bemessungsmoment in etwa auch der bei der Bemessung ermittelten Faserspannung. Folglich können nur die Annahme zur Verteilung der Betondruckspannungen bzw. -dehnungen sowie die Annahme des inneren Hebelarms nicht der Realität entsprechen.

### 5.4.3 Biegetragfähigkeit unter Berücksichtigung der Vorspannung

Im Fall der Vorspannung müssen die oben angegebenen Ansätze geringfügig modifiziert werden. Die Voraussetzungen bleiben jedoch die gleichen wie oben beschrieben.

Bei der Ermittlung des ausgewogenen Bewehrungsgrades muss nun die Vorspannung mitberücksichtigt werden. Des Weiteren müsste auch die Dehnung beachtet werden, die zur Dekompression des Betons aufgebracht werden müsste. Diese ist aber in der Regel zu vernachlässigen. Aus Gleichung 5-4 wird dann mit Berücksichtigung der Faserdehnung  $\varepsilon_{pi}$  infolge Vorspannung:

$$\rho_{fb} = 0,85 \cdot \beta_1 \cdot \frac{f'_c}{f_{pu}} \cdot \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{pu} - \varepsilon_{pi}} \quad \text{Gl. 5-12}$$

Die Faserdehnung  $\varepsilon_{pi}$  infolge Vorspannung entspricht hier dem Vorspanngrad des Textils  $\varepsilon_{pi,v}$  abgemindert durch Einflüsse aus Relaxation und Kriechen. Für die nachfolgenden Berechnungen wird unter Berücksichtigung der Angaben aus Kapitel 5.3.2 eine Abminderung von

15 % angenommen. Dies entspricht in etwa auch den Annahmen, wie sie allgemein für vorgespannte Stahlbetonbauteile verwendet werden /MEH98/.

### Biegetragverhalten bei Betonversagen

Die Ermittlung des nominalen Biegemomentes erfolgt vom Grundsatz her wie bei der Bestimmung ohne Vorspannung. Unbekannt sind hier aber die Faserdehnung und die Lage der neutralen Achse. Zunächst ist eine Definition bezüglich der Faserdehnung aufzustellen, bei der die Lage der neutralen Achse vorerst angenommen wird zu  $c = k_u \cdot d$ :

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{pi} + \varepsilon_{cu} \frac{1 - k_u}{k_u} \quad \text{Gl. 5-13}$$

Die Gleichgewichtsbedingung der horizontalen Kräfte lautet dann:

$$\rho_f \cdot b \cdot d \cdot f_p = 0,85 \cdot \beta_1 \cdot f'_c \cdot k_u \cdot b \cdot d \quad \text{Gl. 5-14}$$

Durch Einführung der Variablen  $\lambda$  und Auflösen nach  $k_u$  ergibt sich:

$$k_u = \sqrt{\rho_f \cdot \lambda + \left( \rho_f \cdot \lambda \cdot \left( 1 - \frac{\varepsilon_{pi}}{\varepsilon_{cu}} \right) \right)^2} - \frac{\rho_f \cdot \lambda}{2} \cdot \left( 1 - \frac{\varepsilon_{pi}}{\varepsilon_{cu}} \right) \quad \text{Gl. 5-15}$$

$$\text{Mit: } \lambda = \frac{E_f \cdot \varepsilon_{cu}}{0,85 \cdot f'_c \cdot \beta_1} \quad \text{Gl. 5-16}$$

Die Höhe des Spannungsblocks beträgt, wie bereits oben erläutert, näherungsweise  $a = \beta_1 \cdot c = \beta_1 \cdot k_u \cdot d$ . Damit lässt sich das nominale Biegemoment wiederum angeben zu:

$$M_n = 0,85 \cdot f'_c \cdot \beta_1 \cdot k_u \cdot \left( 1 - \frac{\beta_1 \cdot k_u}{2} \right) \cdot b \cdot d^2 \quad \text{Gl. 5-17}$$

### Biegetragverhalten bei Faserversagen

Auch die Voraussage des Tragverhaltens bei Faserversagen orientiert sich an den bereits erwähnten Zusammenhängen ohne Berücksichtigung der Vorspannung. Das nominale Biegemoment errechnet sich dann zu:

$$M_n = \rho_f \cdot f_{pu} \cdot \left( d - \frac{a}{2} \right) \cdot b \cdot d \quad \text{Gl. 5-18}$$

$$\text{Mit: } a = \frac{\rho_f \cdot d}{0,85} \cdot \frac{f_{pu}}{f'_c} \quad \text{Gl. 5-19}$$

Nach Einsetzen der fehlenden Parameter kann letztendlich das nominale Biegemoment mit folgender Formel abgeschätzt werden:

$$M_n = \rho_f \cdot f_{pu} \cdot \left( 1 - \frac{\rho_f}{1,7} \cdot \frac{f_{pu}}{f'_c} \right) \cdot b \cdot d^2$$

Gl. 5-20

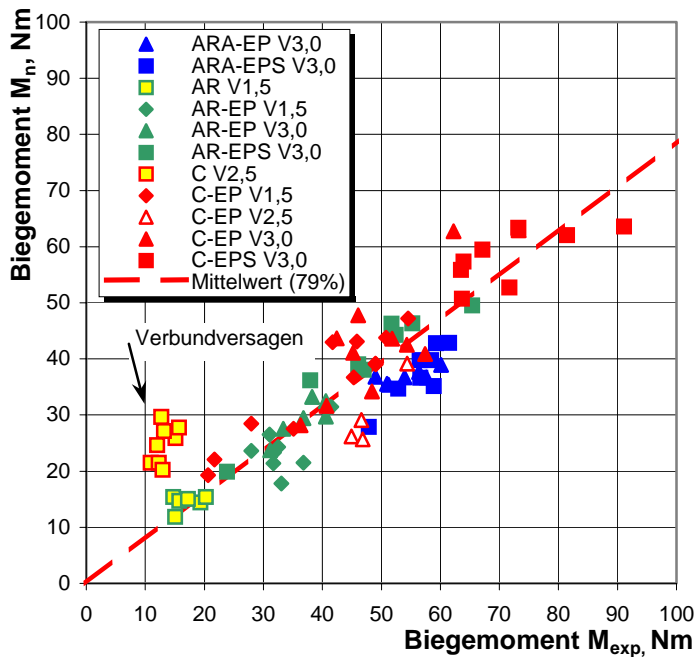


Abbildung 5-3: Vergleich von berechneten Biegemomenten  $M_n$  und experimentellen Biegemomenten  $M_{exp}$ .

Betrachtet man die Gegenüberstellung von experimentellen und nominellen Biegemomenten in Abbildung 5-3, so wird das experimentell bestimmte Biegemoment für vorgespannte Textilbetonplatten gegenüber den nicht vorgespannten Textilbetonplatten noch weiter unterschätzt. Folgt man den Ergebnissen der Bemessung, dann ist bei AR-glas- und aramidbewehrten Probekörpern vorwiegend Betonversagen maßgebend. Hier zeigt sich aber auch die größte Abweichung von Bemessung und Experiment. Es ist daher zu vermuten, dass infolge der Vorspannung der äquivalente Spannungsblock, wie er in der Bemessungsformel angenommen wird, von den tatsächlichen Spannungsverhältnissen in der Betondruckzone zunehmend abweicht.

Fasst man die Erkenntnisse zusammen, so kann gedeutet werden, dass mit höherer Durchbiegung und geringer werdendem Elastizitätsmodul der Bewehrung das maximale experimentelle Biegemoment das rechnerisch ermittelte Biegemoment in der Regel übersteigt. Dieses Verhalten kann durch die konservative Annahme des Betonspannungsblocks begründet werden. In der Realität wird bei hohen Verformungen vielmehr ein mehraxialer Spannungszustand vorliegen. Allerdings haben nach bisherigen Erkenntnissen auch die Verbundeigenschaften von Textil und Beton einen erkennbaren Einfluss auf das maximale Biegemoment. So führt ein hoher Verbund zu einer verstärkten Rissbildung in Verbindung mit geringeren mittleren Rissbreiten und in der Folge damit zu einer größeren Höhe des Betonspannungsblocks.

## 5.5 Nachweis der Gebrauchstauglichkeit

Nachweise bezüglich zulässiger Bauteilverformungen sind insbesondere bei der Verwendung sehr dünner Bauteile von Bedeutung. Betrachtet man das hohe Verformungsvermögen der in dieser Arbeit untersuchten dünnen textildbewehrten Bauteile, so dürfte die Beschränkung der möglichen Durchbiegungen auch maßgebend für die Bemessung sein. Eine Beschränkung der zulässigen Spannungen ist in der Folge eher zweitrangig.

### 5.5.1 Beschränkung der zulässigen Durchbiegungen

Die nachfolgenden Ausführungen beziehen sich auf Durchbiegungen bei kurzzeitiger Belastung. Ergebnisse mit dauerbeanspruchten Bauteilen liegen nicht vor.

#### Durchbiegung unter einachsiger Biegung

Allgemein kann angenommen werden, dass Vorspannung einen Einfluss auf die Gesamtsteifigkeit des untersuchten Bauteils hat, da das Erstrissmoment durch die Vorspannung erhöht wird. Auch ist anzunehmen, dass ein Einfluss des Verbunds auf die Bauteilsteifigkeit besteht. Hoher Verbund führt zu geringen Rissbreiten und geringe Rissbreiten implizieren eine höhere Bauteilsteifigkeit. Wie die nachfolgenden Darstellungen zeigen, ist dieser Einfluss nicht zu vernachlässigen.

Vor Auftreten eines Risses kann die Durchbiegung eines bewehrten Elementes anhand des Bruttoflächenträgheitsmomentes  $I_{gr}$  auf traditionelle Weise bestimmt werden /MEH98/. Liegt zudem innerhalb des ungerissenen Querschnittes die Bewehrung annähernd in der neutralen Achse, so kann deren Einfluss vernachlässigt werden und das Bruttoflächenträgheitsmoment  $I_{gr}$  errechnet sich zu:

$$I_{gr} = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad \text{Gl. 5-21}$$

Auf der anderen Seite kann das Flächenträgheitsmoment im Zustand abgeschlossener Rissbildung auf Grundlage einer elastischen Berechnung wie ein mit Stahl bewehrter Betonquerschnitt berechnet werden. Anstatt der Berechnung mit  $k_u$  nach Gleichung 5-15 kann gemäß NILSON vereinfachend mit  $c = k \cdot d$  gerechnet werden /NIL91/. Damit ergibt sich mit  $n$  als Steifigkeitsverhältnis von Beton zu Faser:

$$I_{cr} = \frac{b \cdot d^3}{3} \cdot k^3 + n \cdot A_f \cdot d^2 \cdot (1-k)^2 \quad \text{Gl. 5-22}$$

$$\text{mit } k = \sqrt{2 \cdot \rho_f \cdot n + (\rho_f \cdot n)^2} - \rho_f \cdot n \quad \text{Gl. 5-23}$$

Im gerissenen Zustand bei noch nicht abgeschlossener Rissbildung hingegen muss bei der Berechnung der Durchbiegung der Entfestigungseffekt berücksichtigt werden, der sich durch die sukzessiv zunehmende Anzahl der Risse und den größer werdenden Rissöffnungen ergibt. Gemäß BRANSON kann die Berücksichtigung bei einem vorliegenden Bemessungsmoment

durch ein modifiziertes effektives Flächenträgheitsmoment  $I_{\text{eff}}$  wie nachfolgend angegeben erfolgen /BRA77/:

$$I_{\text{eff}} = \left(\frac{M_{\text{cr}}}{M}\right)^3 \cdot I_{\text{gr}} + \left(1 - \left(\frac{M_{\text{cr}}}{M}\right)^3\right) \cdot I_{\text{cr}} \quad \text{Gl. 5-24}$$

$$\Leftrightarrow I_{\text{eff}} = I_{\text{cr}} + (I_{\text{gr}} - I_{\text{cr}}) \cdot \left(\frac{M_{\text{cr}}}{M}\right)^3$$

wobei  $M_{\text{cr}}$  dem Biegemoment im Zustand des Erstrisses entspricht. Allgemein muss gelten  $I_{\text{cr}} \leq I_{\text{eff}} \leq I_{\text{gr}}$ . Im Wesentlichen werden bei der Berechnung zwei verschiedene Effekte berücksichtigt. Dies ist zum einen die Variation der Steifigkeit mit Zunahme der Rissbildung und zum anderen der Effekt der Zugversteifung infolge der Mitwirkung des Betons auf Zug, des *tension stiffening*. Weitere Abwandlungen und Modifikationen der Gleichung 5-24 wurden von RAZAQPUR ET AL. unter Verwendung einer auf den Lastfall abgestimmten Momenten-Krümmungs-Beziehung entwickelt /RAZ00/.

Unter Zugrundelegung des vom jeweiligen Bemessungsmoment abhängigen effektiven Flächenträgheitsmomentes  $I_{\text{eff}}$  kann die Durchbiegung im gerissenen Zustand näherungsweise mit Lösungsansätzen berechnet werden, wie sie für idealelastische Elemente gelten. So kann die Durchbiegung für die durchgeführten 4-Punkt-Biegeversuche mit Belastung in den Drittelspannen beispielsweise wie folgt berechnet werden:

$$f_n = F_n \cdot l^3 \cdot \frac{23}{1296} \cdot E_c \cdot I_{\text{eff}} \quad \text{Gl. 5-25}$$

Die Belastung  $F_n$  entspricht hierbei der aufgebrachten Gesamtlast und  $l$  dem Auflagerabstand. Berücksichtigt man, dass das Verhalten textiler Bewehrung nahezu linear elastisch ist, so kann daraus gefolgert werden, dass diese Gleichung gegenüber Berechnungen mit Stahlbewehrung bessere Ergebnisse liefern müsste.

Vergleicht man einschlägige Versuchsergebnisse mit den berechneten Ergebnissen für  $I_{\text{eff}}$ , so kann eine gute Übereinstimmung gefunden werden, solange der Beton sich noch im linear-elastischen Bereich befindet, wengleich oftmals die Steifigkeit bei geringen Durchbiegungen überschätzt und bei hohen Durchbiegungen unterschätzt wird. Dies ist insbesondere auf den Verbund zurückzuführen. Derartige Ergebnisse erzielten beispielsweise BEMNOKRANE ET AL. bei der Untersuchung von FVK-stabbeehrten Betonbalken /BEN96/. GAO ET AL. schlossen aus eigenen Untersuchungen an FVK-bewehrten Betonelementen, dass aufgrund des Einflusses unterschiedlicher Elastizitätsmoduln und unterschiedlichem Verbundverhalten eine Modifikation des effektiven Flächenträgheitsmoments notwendig ist /GAO98/. Sie geben auf Grundlage ihrer Untersuchungen die folgende modifizierte Gleichung an:

$$I_{\text{eff}} = \left(\frac{M_{\text{cr}}}{M}\right)^3 \cdot I_{\text{gr}} \cdot \beta_d + \left(1 - \left(\frac{M_{\text{cr}}}{M}\right)^3\right) \cdot I_{\text{cr}} \quad \text{Gl. 5-26}$$

$$\text{Mit: } \beta_d = \alpha_b \left( \frac{E_f}{E_s} + 1 \right)$$

Gl. 5-27

Gleichung 5-26 hat allerdings nur Gültigkeit für  $M > M_{cr}$ , wobei  $\alpha_b$  ein von den Verbundeigenschaften abhängiger Parameter ist. In den Untersuchungen von GAO ET AL. wurde für  $\alpha_b = 0,5$  eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt. Im Ergebnis wird  $I_{eff}$  hauptsächlich nur durch die verschiedenen Elastizitätsmoduln beeinflusst. In Abbildung 5-4 sind die Versuchsergebnisse der untersuchten Biegekörper mit den berechneten Werten aus Gleichung 5-26 bei konstant gehaltenem  $\alpha_b = 0,5$  aufgetragen. Berechnet wurden hier die Durchbiegungen für die bei dem Versuch ermittelte Maximallast, was aufgrund der Nichtlinearität des Betonverhaltens in der Druckzone dem ungünstigsten Fall für den Vergleich entsprechen dürfte. Eine gewisse Korrelation von Versuch und Berechnung ist dennoch gut zu erkennen.

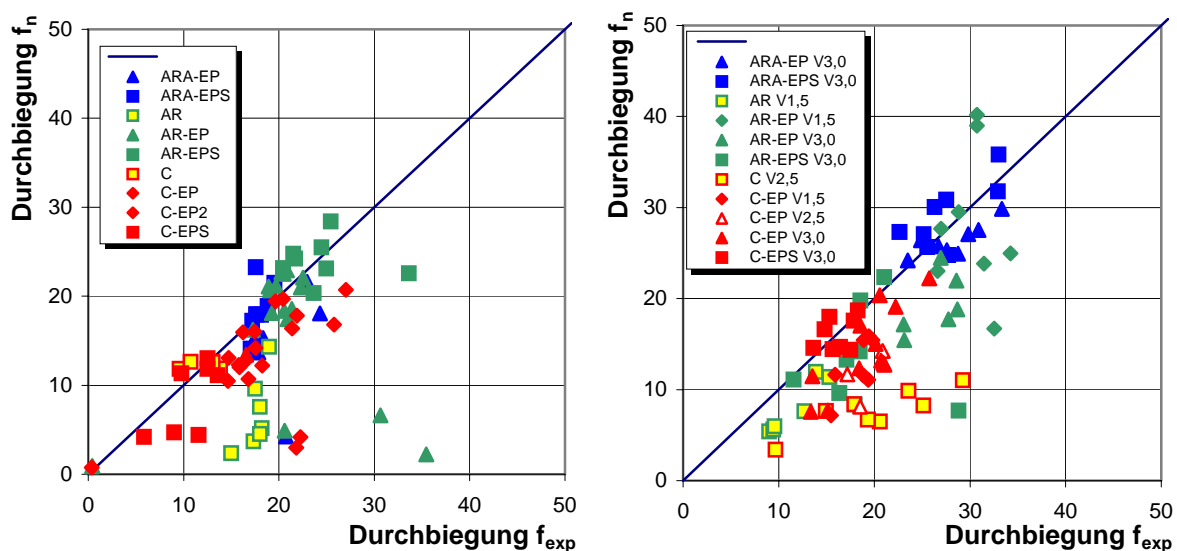


Abbildung 5-4: Gegenüberstellung von berechneter und gemessener Durchbiegung nach Gleichung 5-26 mit  $\alpha_b=0,5$ .

Bei der in Abbildung 5-5 gezeigten Gegenüberstellung hingegen wurde nun  $\alpha_b$  variiert, wobei ein hoher Wert auf einen hohen Verbund hindeutet und ein niedriger Wert auf einen relativ geringen Verbund. Die Werte für  $\alpha_b$  wurden so gewählt, dass sie gleichermaßen sowohl für den nicht vorgespannten als auch den vorgespannten Zustand zufriedenstellende Ergebnisse lieferten. Abweichungen von berechneten Durchbiegungen und experimentellen Durchbiegungen bei Maximallast sollten sich in etwa die Waage halten (s. Tabelle 5-4).

In den Abbildungen ist weiterhin auch dem Versagenszustand Aufmerksamkeit zu schenken. So zeigten die Biegeversuche mit dem nicht imprägnierten Carbondtextil (C) einen Pull-Out innerer Filamente und die mit nicht imprägniertem AR-Glastextil (AR) ein sukzessives Faser-versagen, was ein nichtlineares Verhalten der Bewehrung impliziert. Die genannten Formeln zur Berechnung der Durchbiegung dürften für diese Fälle nicht gelten. Im Weiteren ist bei der Untersuchung von Probekörpern mit einer sehr geringen statischen Höhe eine deutlich höhere

Streuung bezüglich der Durchbiegung festgestellt worden, als dies die numerische Lösung ergeben hat. Die der Berechnungsmethode zugrundeliegende Theorie ist demzufolge bei sehr geringen statischen Höhen nicht zweckmäßig, da mit einem hohen nichtlinearen Betonverhalten in der Druckzone zu rechnen ist. Im Hinblick auf die Anwendbarkeit dieses Berechnungsverfahrens kann als kritische Untergrenze für die statische Höhe je nach Elastizitätsmodul und Festigkeit der Bewehrung ein Wert von 4 bis 4,5 mm festgelegt werden.

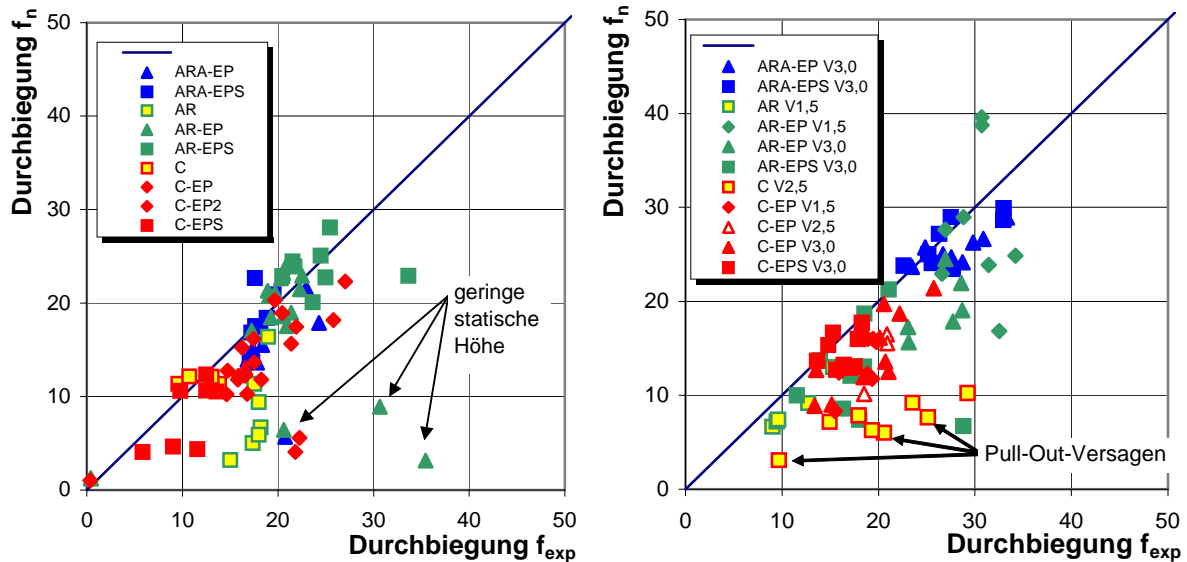


Abbildung 5-5: Gegenüberstellung von berechneter und gemessener Durchbiegung nach Gleichung 5-26 und optimiertem  $\alpha_b$  gemäß Tabelle 5-4.

Betrachtet man die ermittelten Werte in Tabelle 5-4, so bestätigt sich die Annahme, dass  $\alpha_b$  ein vom Verbund abhängiger Parameter ist. Eine Abhängigkeit vom Grad der Vorspannung kann ebenfalls vermutet werden, wenngleich die Ergebnisse hier nicht eindeutig sind. Anzumerken ist, dass für die Wahl von  $\alpha_b$  einige Grenzen einzuhalten sind. So sind für  $\alpha_b$  vornehmlich nur Werte von mindestens 0,2 bis etwa 2,0 rechnerisch plausibel.

Tabelle 5-4 : Optimierte Verbundfaktoren  $\alpha_b$  zur Bestimmung der Durchbiegungen.

Werte für $\alpha_b$	ARA-EP	ARA-EPS	AR	AR-EP	AR-EPS	C	C-EP	C-EP2	C-EPS
Ohne Vorspannung	0,3	1,0	0,3 <sup>1</sup>	0,3	0,4	0,5 <sup>2</sup>	0,3	0,3	1,0
Mit Vorspannung	0,4	1,5	0,3 <sup>1</sup>	0,4	0,5	0,5 <sup>2</sup>	0,3	0,3	1,0

<sup>1</sup> Sukzessives Faserversagen

<sup>2</sup> Pull-Out-Versagen

Abbildung 5-6 zeigt exemplarisch eine Gegenüberstellung verschiedener experimenteller Ergebnisse von 4-Punkt-Biegeversuchen mit den Ergebnissen der Bemessung mittels oben angegebener Formeln zur Durchbiegung sowie zur maximalen Traglast. Zu erkennen ist eine insgesamt gute Übereinstimmung. Größere Abweichungen von den Versuchsergebnissen sind vornehmlich nur bei den imprägnierten und besandeten Aramidbewehrten Probekörpern zu verzeichnen. Außerdem wird das Lastverformungsverhalten vorgespannter Probekörper leicht unterschätzt.



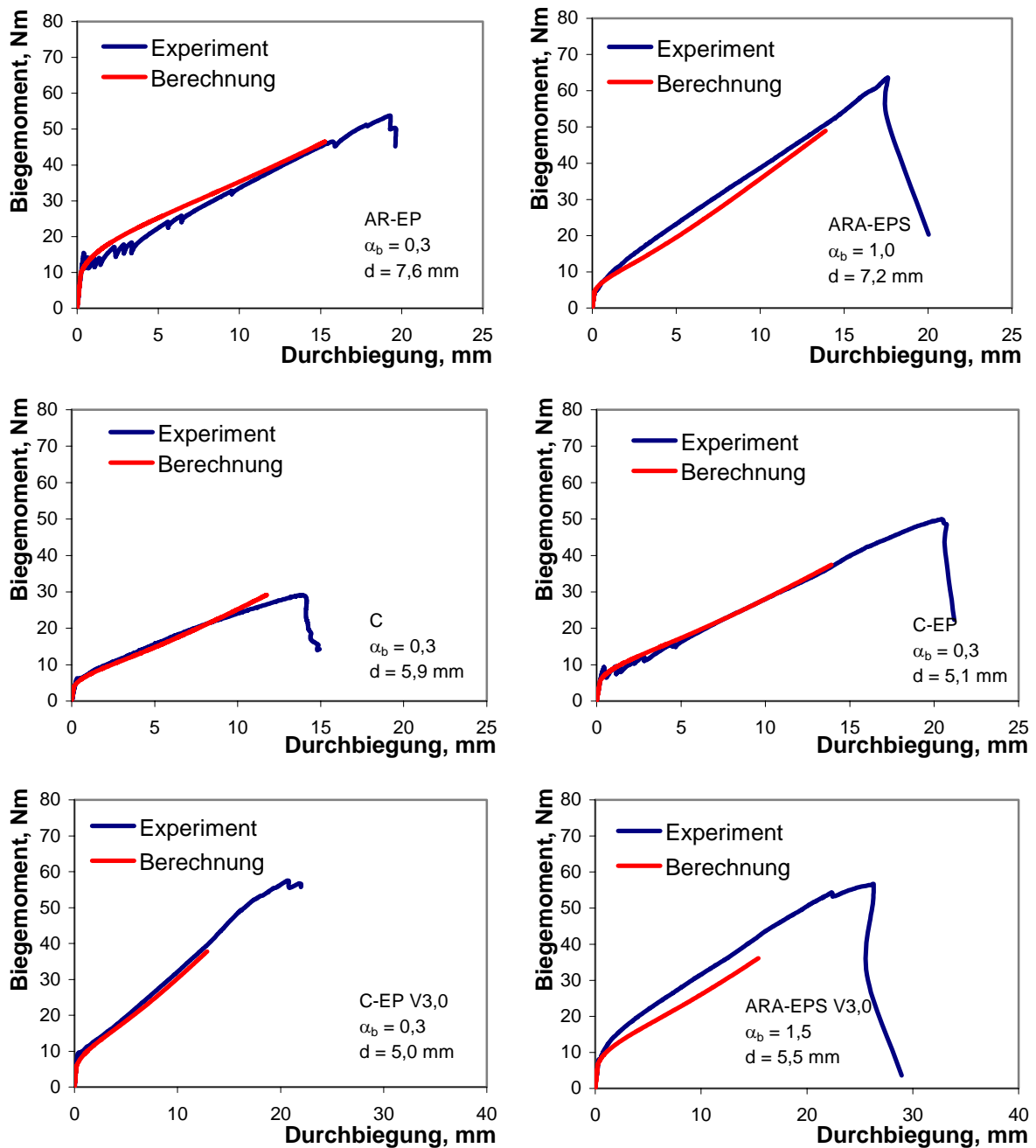


Abbildung 5-6: Vergleich von rechnerisch und experimentell ermitteltem Tragverhalten verschiedener Biegeversuche.

### 5.5.2 Rissbildung

#### Rissbreitenbeschränkung

Ein Beschränkung der Rissbreite ist bei textilibewehrtem Beton vornehmlich nur aus optischer Sicht notwendig. Aus Korrosionsschutzgründen ist nach bisherigen Erkenntnissen eine Beschränkung hingegen nicht erforderlich. Im Rahmen zulässiger Bauteilverformungen kann bei der Verwendung von imprägnierter Bewehrung mit hinreichend hohem Verbund und überbewehrten Querschnitten davon ausgegangen werden, dass sich ein homogenes Rissbild entwickelt und die Rissbreite unter 0,1 mm liegt.

Bevor die Rissbildung unter einachsiger Biegung analysiert wird, bietet sich zunächst die Betrachtung der Rissentwicklung eines zentrisch gezogenen Zugstabes an. Maßgebend für einen zentrisch gezogenen Zugstab ist die Übertragungslänge  $L_{cr}$ , die die Lasteintragungslänge der Faser angibt, bei der die Betonzugfestigkeit des betrachteten Querschnittes gerade erreicht wird. Die Lasteinleitungslänge lässt sich unter Vernachlässigung der unterschiedlichen Faserdehnung in einer Näherung berechnen zu:

$$L_{cr} = \frac{f_{ct} \cdot A_c}{\tau_{nom} \cdot U_r} \quad \text{Gl. 5-28}$$

Beispielhaft ist in Tabelle 5-5 für die vorliegenden textilen Bewehrungen auf der Grundlage eines Betonquerschnittes von  $A_c = 100 \text{ mm}^2$  die Lasteinleitungslänge  $L_{cr}$  ermittelt worden. Der mittlere Rissabstand kann danach näherungsweise angegeben werden zu:

$$s_m = 2 \cdot L_{cr} = 2 \cdot \frac{f_{ct} \cdot A_c}{\tau_{nom} \cdot U_r} \quad \text{Gl. 5-29}$$

**Tabelle 5-5: Lasteinleitungslänge  $L_{cr}$  bis zum Erreichen der Betonzugfestigkeit für einen zentrisch gezogenen Zugstab mit  $A_c = 100 \text{ mm}^2$ .**

	AR	AR-EP	AR-EPS	ARA-EP	ARA-EPS	C	C-EP	C-EPS
Lasteinleitungslänge mm	12,2	8,7	4,6	10,4	7,1	27,5	11,0	5,4

$A_c = 100 \text{ mm}^2$ ,  $\sigma'_c = 4,7 \text{ N/mm}^2$

Für die Rissentwicklung eines biegebeanspruchten Probekörpers ist eine derart einfache Ermittlung nicht möglich.

### Rissbildung unter einachsiger Biegung

Betrachtet man den gegenüber konventioneller Stahlbewehrung niedrigeren Elastizitätsmodul der meisten textilen Bewehrungen, so kann zunächst angenommen werden, dass die Rissbreite mit abnehmendem Elastizitätsmodul zunimmt. Gemäß Empfehlungen des ACI Komitees 440 kann eine Abschätzung der Rissbreite eines biegebeanspruchten Querschnitts mittels einer für die verschiedenen Elastizitätsmoduln der Bewehrungen modifizierten Gergely-Lutz-Gleichung vorgenommen werden /ACI440/, /GER68/:

$$w_k = 76 \cdot 10^{-6} \cdot \beta \cdot f_s \cdot \frac{E_s}{E_f} \cdot k_b \cdot \sqrt[3]{d_c A} \quad \text{Gl. 5-30}$$

Der Faktor  $k_b$  ist ein Korrekturfaktor, der vom Verbund abhängt. Allerdings hat die Verwendung dieser Formel den Nachteil, dass sie für sehr dünne Querschnitte eine erhöhte Unsicherheit bezüglich der Ermittlung der benötigten Parameter (insbesondere  $d_c$ ) enthält und der Faktor  $k_b$  gesondert ermittelt werden muss. Näherungsweise könnte die Rissbreite für eine in der neutralen Achse liegende Bewehrung aber auch wie folgt formuliert werden:

$$w_k = 76 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{h-c}{d-c} \cdot f_p \cdot \frac{E_s}{E_f} \cdot k_b \cdot \sqrt[3]{(h-c) \cdot b \cdot (h-d)} \quad \text{Gl. 5-31}$$

Allgemein ist davon auszugehen, dass der mittlere Rissabstand unabhängig vom Verbund nach unten hin durch  $s_m \geq 2 \cdot (h-d)$  begrenzt ist. Kleinere Rissabstände werden sich aus geometrischen Gründen recht selten ergeben. Dies liegt vornehmlich daran, dass vor Erreichen der Bruchdehnung des Betons bereits mit dem Abplatzen der Betondeckung ein anderer Grenzzustand der Tragfähigkeit erreicht wird. Das heißt, anstatt eines vertikal verlaufenden Risses tritt ein Versagen durch Delamination in der Bewehrungsebene auf. Größere Rissabstände ergeben sich hingegen bei unterbewehrten Querschnitten und wenn der mittlere Verbund von Bewehrung und Beton relativ gering ist.

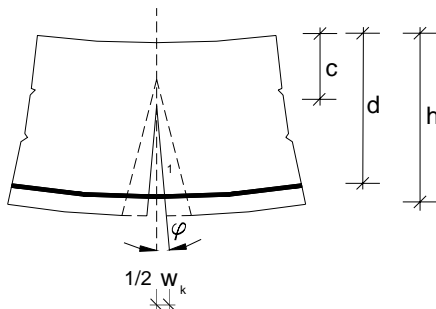


Abbildung 5-7: Rissentwicklung in einem bewehrten Querschnitt unter Biegung.

Problematisch bei der Berechnung des Rissabstandes ist, dass der Verbund nicht konstant ist und vom Schlupf bzw. der Relativverschiebung von Faser und Beton abhängt. Komplexere Modelle hierzu werden beispielsweise von MEHLHORN angegeben /MEH98/.

Deswegen ist es hilfreich, vereinfachende Annahmen zu treffen. Für ein Bauteil sollte demnach vorzugsweise eine textile Bewehrung eingesetzt werden, die sich durch einen solch hohen und steifen Verbund auszeichnet, dass sich der mittlere Rissabstand zu  $s_m = 2 \cdot (h-d)$  einstellt. Dies ist bei den hier untersuchten harzimprägnierten Textilien weitgehend der Fall. Auf diese Weise lässt sich nun näherungsweise die Rissöffnung bei Biegebeanspruchung für die abgeschlossene Rissbildung berechnen zu:

$$w_k = (\varepsilon_{fm} - \varepsilon_c) \cdot s_m = (\varepsilon_{fm} - \varepsilon_c) \cdot 2 \cdot (h-d) \quad \text{Gl. 5-32}$$

Vernachlässigt man in einem weiteren Schritt die Mitwirkung des Betons auf Zug, so kann  $\varepsilon_{fm} = \varepsilon_f$  gesetzt werden. Unter Annahme einer Dehnungsverteilung in der Betondruckzone gemäß Abbildung 5-1 kann  $\varepsilon_c$  auch geschrieben werden als:

$$\varepsilon_c = \varepsilon_f \cdot \frac{c}{d-c} \quad \text{Gl. 5-33}$$

Einsetzen von Gleichung 5-33 in Gleichung 5-32 und der Bedingung  $c = k_u \cdot d$  liefert eine konservative Abschätzung der Rissöffnung:

$$w_k = 2 \cdot \varepsilon_f \cdot \frac{(h - k_u \cdot d)^2}{d \cdot (1 - k_u)} \left( 1 + \frac{k_u}{1 - k_u} \right) \quad \text{Gl. 5-34}$$

Exemplarisch ist für einen ausgewählten Versuch die Rissöffnung über die Durchbiegung aus Versuch, FE-Simulation und Berechnung gemäß den angegebenen Formeln zur Berechnung der Rissöffnung in Abbildung 5-8 eingetragen. Zu erkennen ist eine gute Übereinstimmung.

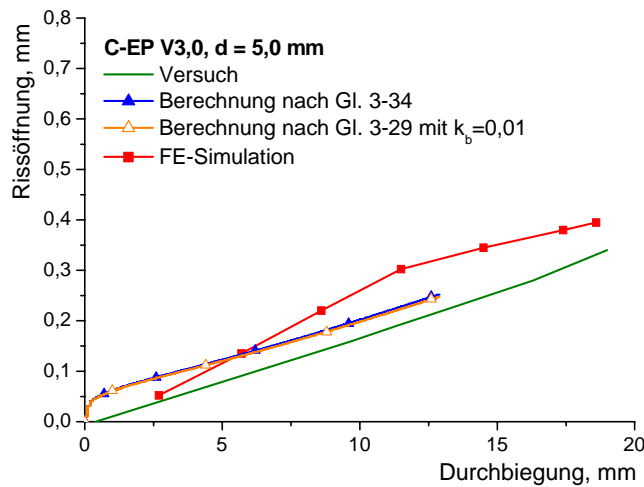


Abbildung 5-8: Vergleich der Rissöffnungsmaße von Versuchsergebnis und Berechnung.

Für eine weitergehende Modifikation könnte zukünftig die Steifigkeit des elastischen Verbundes bzw. des Adhäsionsverbundes einbezogen werden. Gemäß den kalibrierten Verbundparametern aus Tabelle 4-4 in Kapitel 4.5.2 entspricht diese Steifigkeit dem Parameter  $k_1$ , der näherungsweise konstant für alle imprägnierten Bewehrungen ist.

## 5.6 Anforderungen an die Dauerhaftigkeit

Dem Nachweis der Dauerhaftigkeit ist nach dem bisherigen Stand der Technik mit einigem Vorbehalt zu begegnen. Langzeituntersuchungen an textilbewehrten Bauteilen sind bisher nur vereinzelt durchgeführt worden. Es liegen demzufolge keine weitreichenden Erfahrungen mit dauerbeanspruchten, geschweige denn vorgespannten Textilbetonelementen vor.

### 5.6.1 Festigkeiten unter Dauerbeanspruchung

Im Anhang II in Tabelle 9-5 sowie nachfolgend in Tabelle 5-6 sind Abminderungsfaktoren zur Bemessung von in der Praxis verwendeten FVK-Stäben gemäß verschiedener Richtlinien aufgeführt. Es liegt nahe, die Untersuchungsergebnisse zur Zeitstandfestigkeit an FVK-Stäben auch auf harzimprägnierte Textilien zu übertragen. Ebenso erscheint die Anwendung der in den Richtlinien angegebenen Empfehlungen für nicht imprägnierte Textilien denkbar, wenngleich hier noch weitere Faktoren die Dauerhaftigkeit beeinflussen und somit berücksichtigt werden müssen. Grundsätzlich entspricht die Zeitstandfestigkeit auch der für die Bemessung anzusetzenden Grenzfestigkeit, wobei sie gleichzeitig eine Obergrenze für zulässige Vorspannungen darstellt.

Die Angabe einer Zeitstandfestigkeit von nicht imprägniertem AR-Glas ist gemäß den bisherigen Ausführungen und Versuchen ungewiss, weshalb eine Beanspruchung über einen längeren Zeitraum nachfolgend nicht empfohlen wird. Unter Berücksichtigung der Versuchsergebnisse kann für textile Bewehrungen angenommen werden, dass die Empfehlungen für Zeit-

standfestigkeiten von FVK-Bewehrungen gemäß Tabelle 5-6 die Festigkeiten textiler Bewehrungen überschätzen und in der Praxis eine weitere Abminderung vorgenommen werden muss.

**Tabelle 5-6 : Empfehlungen für Zeitstandfestigkeiten  $f_{fek}$  ausgewählter FVK-Bewehrungen im Gebrauchszustand.**

Richtlinie	GFRP (E-Glasstab)	AFRP (Aramidstab)	CFRP (Carbonstab)
/ACI440/	$0,40 \cdot f_{pu}$	$0,80 \cdot f_{pu}$	$0,90 \cdot f_{pu}$
/CHBDC/	$0,60 \cdot f_{pu}$ bis $0,75 \cdot f_{pu}$	$0,42 \cdot f_{pu}$ bis $0,85 \cdot f_{pu}$	$0,76 \cdot f_{pu}$ bis $0,85 \cdot f_{pu}$
/JSCE/	$0,77 \cdot f_{pu}$	$0,87 \cdot f_{pu}$	$0,87 \cdot f_{pu}$

Ausführliche Untersuchungen zur Verifizierung der Zeitstandfestigkeit textiler Bewehrungen in Beton sind daher unabdingbar, da die bisherigen Erkenntnisse noch nicht systematisch belegt werden können.

### 5.6.2 Kriechen unter Dauerbeanspruchung

Dem Kriechen unter Dauerbeanspruchung ist im Zusammenhang mit der Verwendung textiler Bewehrungen eine besondere Stellung einzuräumen. Differenzierte Untersuchungen an den hier verwendeten textilen Materialien sowie dem eingesetzten Feinbeton sind bisher nicht durchgeführt worden. Es können bezüglich des Kriechverhaltens aber Erfahrungen aus anderen Bereichen hierauf übertragen werden. Beispielsweise ist damit zu rechnen, dass der Feinbeton aufgrund des hohen Bindemittelgehaltes gegenüber Normalbeton eine höhere Kriechneigung aufweist. Auch ist das Kriechverhalten von Aramidfasern oder auch verschiedenen Harzen temperaturabhängig.

Im Hinblick auf das Kriechverhalten textiler Bewehrungen ist zwischen dem Kriechen der Faser bzw. des verwendeten Harzes und der dadurch bedingten Verbundbeeinflussung zu differenzieren. Hinsichtlich der Kriecheigenschaften der Harze und der Fasern kann auf entsprechende Angaben in der Literatur zurückgegriffen werden (siehe dazu auch Kapitel 2.2.2). Inwiefern das Kriechen aber durch das Zusammenwirken mit einer zementgebundenen Matrix beeinflusst wird, muss noch eingehender geklärt werden.

In der Arbeit von LECLAIRE & SKAIKH etwa wurde der Verbund von epoxydharzbeschichteten Vorspannlitzen unter verschiedenen Temperaturen getestet. Hiernach reduziert sich der Verbund ab Temperaturen oberhalb von  $60^{\circ}\text{C}$  deutlich /LEC96/. Dieses Verhalten kann hauptsächlich auf das Kriechverhalten der verwendeten Harzsysteme zurückgeführt werden. Allgemein nimmt die Kriechneigung eines polymeren Harzes mit ansteigender Temperatur zu. Bei sehr tiefen Temperaturen ist hingegen mit einer zunehmenden Versprödung des Harzes zu rechnen. Negative den Verbund beeinflussende Auswirkungen tiefer Temperaturen, wie sie in unseren Breitengraden auftauchen, sind hingegen nicht bekannt.

## 6 Zusammenfassung und Bewertung

Die Verwendung von Textilien zur konstruktiven Bewehrung von Betonbauteilen ist noch relativ neu. Viele grundlegende Untersuchungen und Erkenntnisse bezüglich textilbewehrter Bauteile stammen daher insbesondere aus der jüngeren Vergangenheit. Auch die in dieser Arbeit vorgestellte Anwendung von textiler Bewehrung zur Vorspannung dünner Betonplatten und -elemente ist eine innovative Entwicklung, bei der zunächst grundlegende Aspekte zu klären waren. Hierzu gehörten zunächst die Wahl von zur Herstellung vorgespannter Betonbauteile geeigneten Betonzusammensetzungen und Textilien wie auch die Ermittlung grundlegender Charakteristika der verwendeten Materialien. Hierbei sind die Eigenschaften sowohl einzeln für sich als auch im Materialverbund Textil/Beton von Bedeutung. Deutliche Unterschiede zu den bisher an Textilien für faserverstärkte Kunststoffe gestellte Anforderungen sind deutlich geworden.

Im Hinblick auf das Tragverhalten und die Gebrauchstauglichkeit textilbewehrter Bauteile ist beispielsweise neben den Materialeigenschaften von Textil und Beton vornehmlich das Verbundverhalten von hohem Einfluss. Wie die Ausführungen zeigen, spielt bezüglich der Tragfähigkeit, der Rissbreiten und der gleichmäßigen Ausnutzung des gesamten Rovingquerschnitts eines Textils insbesondere ein ausreichend hoher innerer Verbund eine große Rolle. Bei der Verwendung von Rovings mit hoher Filamentzahl hat sich herausgestellt, dass Beton während der Bauteilherstellung nur unzureichend in den Roving eindringt und der innere Verbund von Filament zu Filament daher im Allgemeinen gering ist. Bei Aufbringen einer Vorspannung wird die Möglichkeit des Eindringens von Zementleim in den Roving durch die zunehmende Bündelung der einzelnen Filamente sogar noch weiter vermindert. Eine Übertragung der Vorspannkräfte auf den Beton kann deswegen nur über sehr große Lasteinleitungslängen gewährleistet werden, was nicht praktikabel ist. In der Regel sind daher gesonderte Maßnahmen zur Verbesserung des inneren Verbundes unabdingbar.

In Analogie zur Problematik des inneren Verbunds sollte aber auch der äußere Verbund, im Detail der Haft- und Reibverbund zum umgebenden Beton, durch geeignete Maßnahmen gezielt den Anforderungen an das spätere Bauteil angepasst werden. Harzprägnierungen oder die Verwendung von aufgeschmolzenen Friktionsspinnhybridgarnen in Verbindung mit der Schaffung einer rauen Oberflächenstruktur haben hier ihre Eignung bewiesen. Eine raue Oberflächenstruktur ist zudem erforderlich, da bei vorgespannten Bauteilen mit sofortigem Verbund zum Zeitpunkt des Ablassens der Vorspannung der Haft- bzw. Reibverbund von Beton und einem unbehandelten Roving unzureichend ist. Die Maßnahmen zur Oberflächenmodifikation verbessern gleichfalls auch den inneren Verbund, was insbesondere der nutzbaren Zugfestigkeit eines Textils zu Gute kommt und gegebenenfalls höhere Kosten aufwiegen kann.

Von Interesse sind hohe nutzbare Festigkeiten aber nicht nur im Textil-/Betonverbund, sondern auch bei der Überlegung, textile Bewehrungen für die Vorspannung einzusetzen. Das heißt, derartige textile Bewehrungen müssen grundsätzlich auch im nicht eingebetteten Zustand eine ausreichende Festigkeit aufweisen, damit eine Vorspannung überhaupt erst aufge-

bracht werden kann. Die Verwendung von Rovings hoher Feinheit ist sowohl aus konstruktiver, als auch aus verarbeitungstechnischer und wirtschaftlicher Sicht oftmals unabdingbar. Insbesondere Rovings höherer Feinheit aber müssen beispielsweise durch die oben bereits angesprochenen Maßnahmen modifiziert werden, um ein sukzessives Versagen einzelner Filamente und somit auch ein vorzeitiges Versagen des gesamten Rovings bei Zugbeanspruchung zu unterbinden.

Die vorgespannten textilbewehrten Bauteile wurden in dieser Arbeit mit sofortigem Verbund hergestellt. Dies stellt hohe Anforderungen an den einzusetzenden Feinbeton. Dieser muss sich vorwiegend durch eine ausreichende Fließfähigkeit bzw. selbstverdichtende Eigenschaften auszeichnen. Ebenso muss er aber neben einer hohen Früh- und Endfestigkeit auch ein geringes Schwind- und Kriechmaß aufweisen. Insbesondere eine hohe Frühfestigkeit ist in Verbindung mit einer ausreichenden Verbundfestigkeit von Textil und Beton für ein schnelles Ausschalen im Zusammenhang mit dem Ablassen der aufgebrachten Vorspannung unabdingbar. Welche betontechnologischen Maßnahmen für die Entwicklung eines geeigneten Feinbetons zu ergreifen sind, wurde in der vorliegenden Arbeit erläutert.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde zur Durchführung von nichtlinearen Finiten-Element-Berechnungen ein neues Verbundmodell für textile Bewehrung entwickelt. Dieses baut auf bereits hinreichend bekannte Zusammenhänge aus dem Stahlbetonbau auf, berücksichtigt aber zudem die speziellen Eigenschaften textiler Bewehrung. In Parameterstudien wurden für textilbewehrte Betone geeignete Materialcharakteristika untersucht und geeignete Materialmodelle hierzu angegeben. Umfangreiche FE-Simulationen von Pull-Out-Versuchen sowie Biegeversuchen haben gezeigt, dass dieses Verbundmodell in Verbindung mit geeigneten Materialmodellen in der Lage ist, das Tragverhalten vorgespannter textilbewehrter Betonelemente hinreichend genau zu beschreiben.

Die numerische Simulation gibt des Weiteren auch wertvolle Hinweise bezüglich der Interpretation der experimentell ermittelten Ergebnisse. So lassen sich aus der Analyse der experimentellen Ergebnisse und der FE-Simulationen geeignete Konzepte zum Entwurf sowie zur Bemessung vorgespannter textilbewehrter Bauteile ableiten. Bemessungsansätze, wie sie bereits bei dem Einsatz von FVK-Stabbewehrung in Beton Anwendung finden, haben sich unter Berücksichtigung einiger Modifikationen auch bei der Verwendung textiler Bewehrung in ersten Untersuchungen als zweckmäßig erwiesen. Grundvoraussetzung der vorgestellten Verfahren ist allerdings, dass im eingebetteten Zustand unter Belastung ein homogen beanspruchter Bewehrungsquerschnitt vorliegt. Das heißt, alle einzelnen Filamente eines Rovings werden annähernd gleich beansprucht und ein ausreichend hoher innerer Verbund liegt vor.

Die durchgeführten Versuche, die numerischen Simulationen wie auch die Berechnungen zur Bemessung haben gezeigt, dass die Effektivität textiler Bewehrungen in Beton insbesondere durch eine Optimierung des Verbunds deutlich gesteigert werden kann. Die Wahl des Fasermaterials bzw. dessen charakteristische Eigenschaften sind unter diesem Gesichtspunkt eher von untergeordneter Bedeutung. Vollständig imprägnierte Textilien sind im Ergebnis zur

Herstellung vorgespannter Betonelemente geeignet. Nur mit einer Schlichte versehene Textilien scheiden hingegen für einen Einsatz als Vorspannelement für Betonbauteile meist aus.

Durch die Vorspannung der textilen Bewehrungen konnte die Tragfähigkeit der untersuchten Elemente gesteigert werden. So wurde anhand von Biegeversuchen gezeigt, dass durch die Vorspannung sowohl die Erstrisslast als auch die Bauteilsteifigkeit insbesondere bei geringen Durchbiegungen erhöht wird. In Verbindung mit der Verbundverbesserung von Textil und Beton konnten zudem die Rissbreiten im gerissenen Zustand vermindert werden. Für die Gebrauchstauglichkeit eines textilibewehrten Bauteils ist eine Vorspannung folglich vorteilhaft. Problematisch erweist sich allerdings der verhältnismäßig hohe Aufwand zur Vorspannung von Textilien.



## 7 Ausblick

Wie bereits in der vorliegenden Arbeit präsentiert und auch in der neueren Literatur erwähnt, zeigen textile Bewehrungsmaterialien in verschiedenen Anwendungsgebieten deutliche Vorteile gegenüber konventioneller Stahlbewehrung. Aber auch einige Nachteile wie die geringe nutzbare Festigkeit textiler Bewehrung in Betonbauteilen und die damit verbundenen hohen Kosten sprechen gegen einen Einsatz solcher Bewehrungsmaterialien.

Bei den Überlegungen zur Auswahl geeigneter textiler Materialien für die Verstärkung von Beton wird neben den Materialkennwerten und -eigenschaften der Preis für solche Bewehrungen maßgebend für die Anwendung in der Praxis sein. Insbesondere die Entwicklung der letzten zwei Jahrzehnte zeigt, dass die Kosten für textile Verstärkungsmaterialien infolge der vermehrten Anwendung, aber auch aufgrund von verbesserten Herstellungsverfahren, kontinuierlich sinken.

Immer wieder werden Argumente gegen den Einsatz von Aramid- oder Carbonfasern vorgebracht, liegen die Kosten für solche Materialien doch teilweise um ein Vielfaches höher als die für AR-Glas. Ebenso werden Argumente vorgebracht, dass Materialien wie Carbon aufgrund der Sprödigkeit und der Staubentwicklung einen hohen technischen Aufwand bei der Textilherstellung benötigen und daher höhere Kosten verursachen. Eine vergleichbare Kostenproblematik und Argumentation ergibt sich auch hinsichtlich der Schnittfähigkeit von Aramid oder den Maßnahmen zur Oberflächenmodifikation sowie der Imprägnierung mit geeigneten Harzen. Stellt man allerdings den Herstellungskosten einen möglichen Nutzen gegenüber, so stellt sich heraus, dass solche Argumente entkräftet werden können.



Abbildung 7-1: Wahl des „optimalen“ Textils im Spannungsfeld von Herstellungskosten und Nutzen.

Von großer Bedeutung ist insbesondere, dass der mögliche Nutzen innerhalb der Anwendung unterschiedlich definiert sein kann (vgl. Abbildung 7-1). So spielen neben der Dauerhaftigkeit und der Verarbeitbarkeit textiler Bewehrungen insbesondere das Verbundverhalten Textil/Beton und damit das Tragverhalten des Bauteils eine große Bedeutung. Eine übergeordnete Rolle dürfte jedoch erst einmal die tatsächlich nutzbare Festigkeit der in Frage kommenden Textilien spielen. Hierbei sind nicht nur die nutzbaren Festigkeiten im späteren eingebauten Zustand von Interesse, sondern auch die Festigkeiten, die eventuell bei der Bauteilfertigung im Zusammenhang mit einer Vorspannung notwendig sind. Als Schwierigkeit stellt sich hier die Charakterisierung der nutzbaren Festigkeit im Betonbauteil dar, wird diese doch von vielen Faktoren bestimmt. Derartige Faktoren sind im Wesentlichen:

- Filamentzahl eines Rovings und Belastungsgeschwindigkeit
- Mögliche Faserschädigung während der Textilherstellung und des späteren Einbaus
- Textilstruktur und Oberflächenmodifikation der Fasern sowie eventuelle Imprägnierung
- Verwendete Betonmatrix und der Durchdringung des Rovings mit derselben

Zur Veranschaulichung dieser Problematik ist im Anhang VI ein exemplarischer Kosten-/Nutzenvergleich der verschiedenen in dieser Arbeit untersuchten textilen Bewehrungen aufgeführt. Auf sehr anschauliche Art wird dort der Zusammenhang von Kosten und theoretischer sowie praktischer Festigkeit verdeutlicht. Letzten Endes unterscheiden sich die Kosten für die Textilien unter dem Aspekt der im Bauteil nutzbaren Festigkeit nicht in dem Maß, wie es auf den ersten Blick bei reiner Betrachtung der Textilkosten erscheint. Daher ist an diesem Punkt nun abzuwägen, welche Kriterien für eine geeignete Textilwahl weiterhin zu berücksichtigen sind. So kann die Verarbeitbarkeit eine übergeordnete Rolle spielen, was möglicherweise für ein nicht imprägniertes Aramidtextil sprechen würde. Oder aber die Verbundeigenschaften Faser/Beton sind von übergeordneter Bedeutung, so dass eventuell imprägnierte Textilien den Vorzug bekommen könnten. Fragen zur Dauerhaftigkeit sind hierbei noch gar nicht berücksichtigt.

Die hier genannten Aspekte zeigen, dass sowohl im Bereich der Forschung als auch im Bereich der Praxis aufgrund der teilweise herrschenden Vorurteile eine weitere Sensibilisierung hinsichtlich der Kosten-/Nutzenproblematik stattfinden sollte. Denn letztendlich erfordert nahezu jede Anwendung ein darauf speziell angepasstes Textil.

Die Bruchdehnung der meisten textilen Fasern ist gegenüber Baustahl vergleichsweise gering und eine Plastizitätsgrenze wie bei Bewehrungsstahl ist nicht vorhanden. Vielmehr weisen die meisten textilen Fasern ein nahezu idealelastisches Verhalten bis zum Bruch auf. Plastische Traglastreserven sind daher bei einem Einsatz von Textilien als Bewehrung von Betonbauteilen nicht vorhanden. Zukünftige Bemessungs- und Sicherheitskonzepte müssen diesem Umstand dementsprechend Rechnung tragen. Zwar kann durch den Einsatz von textiler Bewehrung mit geringem inneren Verbund durch das sukzessive Versagen der einzelnen Fasern bei Belastung eine gewisse Duktilität im Nachbruchbereich erreicht werden, diese geht jedoch auf

Kosten der maximalen Tragfähigkeit, was einer wirtschaftlichen Ausnutzung textiler Bewehrung abträglich ist. Eine viel versprechende Möglichkeit, ein ausreichend duktiler Verhalten zu erreichen, kann durch die Herbeiführung eines kontrollierten Verbundversagens von Bewehrung und Beton erzielt werden. Dies kann, wie in der vorliegenden Arbeit bereits diskutiert, durch die gezielte Oberflächenmodifikation der Textilien wie beispielsweise durch Imprägnierung, Besandung, Aufschmelzen von thermoplastischen Fasern oder dergleichen geschehen.

Es hat sich gezeigt, dass insbesondere bei vorgespannten textilbewehrten Bauteilen der Elastizitätsmodul der Faser eine nicht so bedeutende Rolle bei der Gebrauchstauglichkeit des Bauteils spielt, wie dies auf den ersten Blick erscheint. Unter Sicherheitsaspekten tritt im Zusammenhang mit der Vorspannung und hinreichender Bauteilduktilität vielmehr die angesprochene hohe Bruchdehnung der Fasern in Verbindung mit einem ausreichend hohen Elastizitätsmodul in den Vordergrund. So sind für die Vorspannung beispielsweise Standardcarbonfasern aufgrund ihrer höheren Bruchdehnung hochmoduligen Carbonfasern mit geringer Bruchdehnung vorzuziehen.

Die Produktionstechnologie von vorgespannten textilbewehrten Bauteilen weist noch ein hohes Potenzial auf. Bisher werden Textilien vornehmlich industriell vorgefertigt und auf Rollen aufgewickelt. Die aufgerollten Textilien werden dann im Fertigteilwerk oder auf der Baustelle weiter verarbeitet. Bei der Herstellung von Fertigteilen könnte aber eine Integration und Automatisierung der Produktionsprozesse Textilfertigung und Bauteilfertigung im Betonwerk Vorteile bringen. Denkbar ist beispielsweise eine relativ einfache Maschinenkonstruktion in Form einer Fadenlegeanlage, die einzelne Rovings gezielt in eine Schalungsform mit teilweise eingebrachtem Frischbeton einlegt. Eine derartige Konstruktion wäre sehr flexibel und vergleichsweise kostengünstig, da ausschließlich Rovings verwendet werden und der gesamte Herstellungsprozess eines Textils entfällt. Auch eine Imprägnierung der Rovings mit geeigneten Harzen ist unmittelbar vor dem Einbau auf einfache Weise möglich.

Weitere Möglichkeiten ergeben sich auch im Hinblick auf den Einsatz von Pultrusions- oder Extrusionsverfahren. Dort könnten textile Rovings während des Herstellungsprozesses mit eingezogen werden. Die ausschließliche Verwendung von Rovings kommt einer möglichen Vorspannung zudem entgegen, da das Einspannen eines einzelnen Rovings wie auch das Aufbringen einer Vorspannung gegenüber einem Textil vereinfacht ist.

Die gerade angesprochenen Produktionstechnologien weisen hinsichtlich der Bauteilgeometrie nahezu keine Grenzen auf. Angefangen von kleinen vorgespannten Textilbetonelementen wie Rollladenkästen oder dergleichen kann die Anwendung bis hin zur Serienfertigung von großformatigen Fassadenelementen oder auch Schalungselementen reichen.

Den hier vorgestellten Möglichkeiten ist zugegebenermaßen gemein, dass auf den ursprünglichen Gedanken – der Verwendung einer vorgefertigten textilen Bewehrung – verzichtet wird. Unter den angesprochenen wirtschaftlichen Gesichtspunkten ist dies hingegen vorteilhaft, weshalb derartige Überlegungen zukünftig nicht außer Acht gelassen werden sollten.

Die vorliegende Arbeit konnte nur einige grundlegende Aspekte zur Herstellung vorgespannter textilbewehrter Betonelemente aufzeigen, die sich vornehmlich auf Kurzzeitversuche beziehen. Untersuchungen bezüglich der Dauerhaftigkeit liegen nur in geringem Umfang vor und Langzeiterfahrungen über mehrere Jahrzehnte sind nahezu nicht vorhanden, vernachlässigt man die Erfahrungen mit Kurzfaserbewehrung. Daher sind diesbezüglich weitere Untersuchungen notwendig. Dies betrifft auch weitergehende Langzeituntersuchungen mit zyklischer Belastung wie auch mit wechselnder klimatischer Beanspruchung (z.B. Frost-/Taubeständigkeit). Fraglich sind weiterhin auch die Eigenschaften im Hinblick auf den Feuerwiderstand oder die Resistenz gegenüber chemischen Angriffen.

Zukünftige Untersuchungen und Praxiserfahrungen müssen letztendlich zeigen, ob der neue Verbundwerkstoff „Textilbewehrter Beton“ weitere Anwendungsgebiete erschließt. Eine breite Anwendung wird dann die momentan noch hohen Kosten für die textile Bewehrung auf ein konkurrenzfähiges Maß senken und die Akzeptanz erhöhen. Erste, seit jüngerer Zeit auf dem Markt erhältliche Produkte aus textilbewehrtem Beton weisen hier schon den Weg.



## 8 Literaturverzeichnis

- /ACH98/ Achillides, Z.: *Bond behaviour of FRP bars in Concrete*. PhD Thesis, Centre for Cement and Concrete, Department of Civil and Structural Engineering, The University of Sheffield, July 1998.
- /AUC00/ Auch, K.: *Selbstverdichtender Beton (SVB)*. Vortrag im Seminar: Beton nach neuem Normenkonzept des Bundesverbands der Zementindustrie, Stuttgart, Otto-Graf-Institut, 2000.
- /ALD01/ Aldea, C.M., Dallies, E., Moireau, P.: *Experimental Study on woven glass fabrics for cementitious applications*. Proceedings of the 12<sup>th</sup> International Congress of the International Glassfibre reinforced Concrete Association, GRC 2001, Dublin, pp. 217-226.
- /AL01/ Al-Masri, A., Wulfhorst, B.: *Mechanische Charakterisierung textiler Strukturen für den Einsatz in textilbewehrtem Beton*. Proc. „Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532“, J. Hegger (Hrsg.), Aachen, 2001, pp. 59-70.
- /AVE71/ Aveston, J., Cooper, G.A., Kelly, A.: *Single and Multiple Fracture*. In: The Properties of Fibre Composites. IPC Science and Technology Press, 1971.
- /BAD03/ Badanoiu, A., Holmgren, J.: *Cementitious composites reinforced with continuous carbon fibres for strengthening of concrete structures*. Cement & Concrete Composites 25 (2003), pp. 387-394.
- /BAL91/ Balazs, G.L.: *Fatigue of bond*. ACI Materials Journal 88 (1991), pp. 620-629.
- /BAN01/ Banholzer, B.: *Zum Mechanismus des Pull-Out-Versuches von Garnen aus einer zementgebundenen Matrix*. Tagungsband zum 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Aachen, 15.-16. Februar 2001, pp. 99-112.
- /BAN01A/ Banholzer, B., Brameshuber, W.: *Eine Methode zur Beschreibung des Verbundes zwischen Faser und zementgebundener Matrix*. Beton- und Stahlbetonbau 96 (2001), H. 10, pp. 663-669.
- /BAN03/ Banholzer, B.: *Textile Reinforced Concrete (TRC): Bond of a strand in a cement based matrix*. In: Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen, Dissertation, 2004.
- /BAN92/ Banfill, P.F.G., Hornung, F.: *Zweipunktmessung im ViscoCorder – Bestimmung der Fließkurven von Frischmörtel*. In: Beton 42 (1992), H. 2, pp. 84-88.
- /BAR82/ Bartos, P.: *Bond in glass reinforced cements*. In: Proceedings of the International Conference on Bond in Concrete. Paisley College of Technology, Scotland 14-16 June 1982, London, Applied Science Publisher, 1982, pp. 60-72.
- /BAŽ88/ Bažant, Z.P., Prat, P.C.: *Microplane model for brittle-plastic material - parts I and II*. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 114 (1998), No. 10, pp. 1672-1702.
- /BAŽ98/ Bažant, Z.P., Planas, J.: *Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials*. CRC Press LLC, 1998.
- /BEN96/ Benmokrane, B., Chaallal, O., Masmoudi, R.: *Flexural Response of Concrete Beams Reinforced with FRP Reinforcing Bars*. Structural Journal, 93 (1996), No. 1, pp. 46-55.

- /BEN91/ Bentur, A., Mindess, S.: *Fibre reinforced Cementitious Composites*. Elsevier London, Oxford, 1991.
- /BIJ95/ Bijen, J.M.: *Polymer Modified Glass Fibre Reinforced Cement: A Successful Composite*. In: VIIIth International Congress on Polymers in Concrete, ICPIG Congress, Oostende, 3.-5. Juli 1995. Leuven: Katholieke Universiteit, 1995, pp. 533-540.
- /BLU89/ Blumberg, H.: *Stand und Entwicklungstendenzen für Hochleistungs-, Polymer- und Kohlenstofffasern*. 28. Internationale Chemiefasertagung, Dornbirn, September 1989.
- /BÖT03/ Böttiger, H.: *4-Punkt-Biegeversuche an vorgespannten und nicht vorgespannten textilbewehrten Betonplatten*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2003.
- /BRA77/ Branson, D.E.: *Deformation of Concrete Structures*. St. Louis: McGraw-Hill Book Co., New York, 1977, p. 546.
- /BRA00/ Brameshuber, W., Banholzer, B., Brümmer, G.: *Ansatz für eine vereinfachte Auswertung von Faser-Ausziehversuchen*. Beton- und Stahlbetonbau 95 (2000), H. 12, pp. 702-706.
- /BRA01/ Brameshuber, W., Brockmann, T.: *Development and Optimization of Cementitious Matrices for Textile Reinforced Elements*. London: Concrete Society, 2001 – In: Proceedings of the 12th International Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Dublin, 14-16 May 2001, pp. 237-249.
- /BRA01A/ Brameshuber, W., Banholzer, B.: *Eine Methode zur Beschreibung des Verbundes zwischen Faser und zementgebundener Matrix*. Beton- und Stahlbetonbau 96 (2001), H. 10, pp. 663-669.
- /BRA02/ Brameshuber, W. et al: *Teilprojekt C1, Betonformulierung – Methodik und Stoffgesetze*. Arbeits- und Ergebnisbericht, SFB 532, Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, RWTH Aachen, 2002, pp. 195-233.
- /BRA02A/ Brameshuber, W., Brockmann, T., Hegger, J., Molter, M.: *Betontechnologie und Tragverhalten – Untersuchungen zum textilbewehrten Beton*. Beton 52 (2002), H. 9, pp. 424-429.
- /BRA03/ Brameshuber, W., Brockmann, T.: *Size effect on mechanical properties of fine grained concrete matrices*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 161-172.
- /BRO01A/ Brockmann, J., Raupach, M.: *Zugfestigkeitsänderungen alkaliresistenter Glasfilamentgarne im Feinbeton und nach Lagerungen in betonrelevanten Belastungsmedien*. In: Technische Textilien / Technical Textiles – Zeitschrift. Jahrgang 44, September 2001, pp. 207-208.
- /BRO02/ Brockmann, J., Raupach, M.: *Durability Investigations on Textile Reinforced Concrete*. 9<sup>th</sup> International Conference on Durability of Building Materials and Components. Brisbane Convention & Exhibition Centre, Australia, 17-21 March 2002, paper 111, 11 pages.

- /BRO01B/ Brockmann, T.: *Calcium Aluminate Cement as Binder for Textile Reinforced Concrete*. Proceedings: International Conference on Calcium Aluminate Cements, 16-19 July 2001, Edinburgh, UK, 2001.
- /BRO01C/ Brockmann, T.: *Anforderungen und Eigenschaften zementgebundener Feinbetone*. Tagungsband zum 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Aachen, 15.-16. Februar 2001, pp. 83-98.
- /BRÜ02/ Brüninghaus, K.: *Untersuchungen zur Beständigkeit textiler Fasern in zementgebundenen Systemen auf der Basis von Sulfoaluminatzementen*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2003.
- /BÜC02/ Bückert, R.: *Zugversuche an vorgespannten und nicht vorgespannten, textilbewehrten Betonplattenstreifen*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2002.
- /CAR97/ Carol, I., Bažant, Z.P.: *Damage and plasticity in microplane theory*. International Journal of Solids and Structures, 34 (29), 1997, pp. 3807-3835.
- /CEB96/ CEB Bulletin 230 (1996): *RC elements under cyclic loading*. State of the art report, ed. by T. Telford, Thomas Telford Service Ltd, London, 1996.
- /CEB00/ CEB Bulletin 10 (2000): *Bond of reinforcement in Concrete*. State of the art report, International Federation for Structural Concrete (*fib*), Stuttgart, 2000.
- /COS95/ Cosenza, E., Manfredi, G., Realfonzo, R.: *Analytical modelling of bond between FRP reinforcing bars and concrete*. Proceedings of the International RILEM Symposium, Ghent, 1995, pp. 164-171.
- /COX52/ Cox, H.L.: *The Elasticity and Strength of Paper and Other Fibrous Materials*. British Journal of Applied Science 3 (1952), Nr. 3, pp. 72-79.
- /CUR98/ Curbach, M. et al.: *Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau*. Heft 488 des DAFStb, Berlin: Beuth-Verlag, 1998.
- /CUR99/ Curbach, M., Zastra, B.: *Textilbewehrter Beton – Aspekte aus Theorie und Praxis*. Baustatik-Baupraxis 7, Meskouris (Hrsg.), Balkema, Rotterdam, 1999.
- /DEJ01/ Dejke, V.: *Durability of FRP Reinforcement in Concrete*. Dissertation, Chalmers University of Technology, Göteborg, Schweden, 2001.
- /DIE87/ Diefendorf, R.J.: *Carbon / Graphite Fibers*. Engineered Materials Handbook, Volume 1, Composites; ASM International Metals Park, OH, USA, 1987, pp. 49-53.
- /DIL03/ Dilger, F., Mund, F., Dilthey, U., Schleser, M., Raupach, M., Walk-Laufer, B.: *Einsatz einer polymeren Phase zur Verbundverbesserung*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 133-144.
- /DOL01/ Dolan, C.W., Bakis, C.E., Nanni, A.: *Design Recommendations for Concrete Structures prestressed with FRP Tendons*. Final Report of FHWA Contract DTFH61-96-C-00019, August 2001.



- /DOM96/ Domone, P.L., Chai, H.-W.: *Design and testing of self-compacting concrete*. Proceedings of the International RILEM Workshop – Production Methods and Workability of Concrete, Paisley, Scotland, Ed. by Bartos and Marrs, E&FN Spon, 1996, pp. 223-236.
- /EHR92/ Ehrenstein, G.W.: *Faserverbund-Kunststoffe, Werkstoff – Verarbeitung – Eigenschaften*. Carl Hanser Verlag, München, 1992.
- /ELI83/ Eligehausen, R., Popov, E.P., and Bertero, V.V.: *Local Bond Stress-Slip Relationships of Deformed Bars under Generalized Excitations*. Report UCB/EERC-83/23. Berkeley: EERC, University of California, 1983.
- /FEL01/ Felicetti, R., Meyer, C., Shimanovich, S.: *Basalt Fiber Reinforced Oil Well Cement Slurries*. Proceedings: Third International Conference on Concrete Under Severe Conditions. Ed. by N. Banthia, Vancouver, Canada, 2001, pp. 1311-1318.
- /FIC01/ Fichtlscherer, M.: *Textilbewehrter Beton – Charakterisierung des Verbundverhaltens von vorgespannter und nicht vorgespannter textiler Bewehrung in Beton*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2001.
- /FIT89/ Fitzer, E., Weiss, R.: *Oberflächenbehandlung von Kohlenstofffasern*. Verarbeiten und Anwenden kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989.
- /FLE95/ Flemming, M., Ziegmann, G., Roth, S.: *Faserverbundbauweisen, Fasern und Matrices*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1995.
- /FRE00/ Frech, D.: *Selbstverdichtender Feinbeton (Mörtel) – Untersuchungen zum Einfluss der Mischungszusammensetzung auf die Mörtel Eigenschaften im frischen und erhärteten Zustand*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2000.
- /FUC03/ Fuchs, H., Zscheile, H., Arnold, R.: *Textile Bewehrungen mit integrierten Verstärkungen – Entwicklung und Anwendung*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 495-512.
- /FUJ96/ Fujiwara, H., Nagataki, S., Otsuku, N., Endo, E.: *Study on reducing unit powder content of high fluidity concrete by controlling powder particle size distribution*. In: Conc. Lib. Of Japan Soc. Of Civil Eng., 28, December 1996, pp. 117-128.
- /GAO98/ Gao, D., Benmokrane, B., Masmoudi, R.: *A Calculating Method of Flexural Properties of FRP - Reinforced Concrete Beam: Part 1: Crack Width and Deflection*. Technical Report, Department of Civil Engineering, University of Sherbrooke, Sherbrooke (Quebec), Canada, 1998, pp. 24 ff.
- /GAO03/ Gao, S.-L., Mäder, E., Abdkader, A., Offermann, P.: *Sizings on Alkali-Resistant Glass Fibers: Environmental Effects on Mechanical Properties*. In: Langmuir 19 (2003), pp. 2496-2506.
- /GER68/ Gergely, P., Lutz, L.: *Maximum Crack Width in Reinforced Concrete Flexural Members*. In: Causes, Mechanisms, and Control of Cracking in Concrete, ACI Special Publication SP-20, American Concrete Institute, 1968, pp. 1-17.
- /GER90/ Gerritse, A.: *Applications and Design Criteria for Aramid Fibrous Tensile Elements*. In proceedings: Design of Composite Structures. Milan, 1990.

- /GES01/ Gessmann, R.: *Biegezugversuche an vorgespannten und nicht vorgespannten, textilbewehrten Betonplattenstreifen*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2001.
- /GOL98/ Gollas, L.: *Untersuchungen an vorgespannten Verbundelementen mit mineralischer Matrix und Vorspannelementen aus Aramid*. Dissertation, Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Stuttgart, 1998.
- /GRI21/ Griffith, A.A.: *The phenomenon of rupture and flow in solids*. Phil. Trans. Roy. Soc., London A221. 1921, pp. 163-198.
- /GRI03/ Gries, T., Kolkmann, A.: *Development of Yarn-Structures for a Defined Influence on the Mechanical Properties of the Yarns*. In: Curbach, M. (Hrsg.): *Second Colloquium on Textile Reinforced Structures*, Dresden, 2003, pp. 29-40.
- /GRU99/ Grube, H., Rickert, J.: *Selbstverdichtender Beton – ein weiterer Entwicklungsschritt des 5-Stoff-Systems Beton*. In: *Beton* 49 (1999), H. 4, pp. 239-244.
- /HAG61/ Hagen, H., u.a.: *Glasfaserverstärkte Kunststoffe*. Kap. 1.4, Glasfasern. Springer Verlag, 1961.
- /HEG03/ Hegger, J., Bruckermann, O., Chudoba, R.: *Modellierung der Verbundes von Filament und Roving*. In: Curbach, M. (Hrsg.): *Second Colloquium on Textile Reinforced Structures*, Dresden, 2003, pp. 375-386.
- /HEL76/ Helbing, A.K., Brühwiler, E.: *Eine neue Halterung für Zugversuche mit Beton-Probekörpern*. *Material und Technik* 15 (1976), No. 4, pp. 103-107.
- /HIL98/ Hilsdorf, H.K., Reinhardt, H.-W.: *Beton*. In: *Betonkalender 1998 Teil 1*. Berlin: Ernst & Sohn, 1997, pp. 1-154.
- /HÖC02/ Höcker, H.: *Teilprojekt A2: Filament / Garn-Oberflächenmodifizierung und – charakterisierung*. Arbeits- und Ergebnisbericht, SFB 532, *Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie*, RWTH Aachen, 2002, pp. 31-64.
- /HÖC03/ Höcker, H., Arnold, A., Kastanja, A.: *Durability Tests as well as Wet-Chemical and Plasma Based Modifications of rovings for Use in Textile Reinforced Concrete*. In: Curbach, M. (Hrsg.): *Second Colloquium on Textile Reinforced Structures*, Dresden, 2003, pp. 41-61.
- /HOF01/ Hoffmann, N., Höcker, H.: *Screening textiler Bewehrungsmaterialien unter besonderer Berücksichtigung der Schlichte*. Tagungsband zum 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Aachen, 15.-16. Februar 2001, pp. 1-10.
- /HUA01/ Huang, W.: *Improving the properties of cement-fly ash grout using fiber and superplasticizer*. *Cement and Concrete Research* 31 (2001), pp. 1033-1041.
- /JON01/ Jones, J.: *Durability of glassfiber reinforced concrete (GFRC)*. *Proceedings: Third International Conference on Concrete under Severe Conditions*. Ed. by N. Banthia, Vancouver, Canada, 2001, pp. 1352-1359.
- /KAS95/ Kasselouri, V., Tsakiridis, P., Malami, Ch., Alexandridou, Ch.: *A study on the hydration products of a non-expansive sulfoaluminate cement*. *Cement and Concrete Research* 25 (1995), No. 8, pp. 1726-1736.

- /KAW98/ Kawai, T., Hashida, H.: *Fundamental Research on the rheological properties of high flowable concrete*. In: Proceedings of the Japan Concrete Institute, Vol. 16, No. 1, 1998, pp. 125-130.
- /KHA99/ Khayat, K.H.: *Workability, Testing and Performance of Self-Consolidating Concrete*. ACI Materials Journal 96 (1999), pp. 346-353.
- /KAK97/ Kakuta, S.: *Rheological Estimation of Flowing Mortar with Superplasticizer*. In: Superplasticizers and Other Chemical Admixtures in Concrete. Proceedings Fifth Canmet/ACI International Conference, Rome, Italy, Ed. by V.M. Malhotra, 1997.
- /KEC97/ Keck, H.-J.: *Untersuchung des Fließverhaltens von Zementleim anhand rheologischer Messungen*. Essen, Universität Gesamthochschule, Institut für Bauphysik und Materialwissenschaft, Dissertation, 1997.
- /KIM93/ Kim, J.-K., Zhou, L.-M., Mai, Y.-W.: *Interfacial debonding and fibre Pull-Out stresses – Part III*. Journal of Material Science, Vol. 28, 1993, pp. 3923-3930.
- /KLE01/ Klein, C., Thomas, H., Höcker, H.: *Plasmagestützte Oberflächenmodifizierung von Glas- und Carbonfasern*. Tagungsband zum 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Aachen, 15.-16. Februar 2001, pp. 11-22.
- /KÖB99/ Köble, S.: *Physikalisch-chemischer Hintergrund des Hydratationsvorgangs von Frischmörtel im Hinblick auf Ultraschallmessungen*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 1999.
- /KOL01/ Kolkmann, A., Wulfhorst, B.: *Garnstrukturen für den Einsatz in textilbewehrtem Beton*. Tagungsband zum 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, Aachen, 15.-16. Februar 2001, pp. 35-44.
- /KON03/ Konrad, M., Chudoba, R., Meskouris, K., Mombartz, M.: *Numerical Simulation of Yarn and Bond Behaviour at Micro- and Mesolevel*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 399-410.
- /KRÜ99/ Krüger, M.: *Prüfmethoden zur Untersuchung der Verarbeitbarkeit von selbstverdichtenden Betonen*. In: Werkstoffe und Werkstoffprüfung im Bauwesen – Festschrift zum 60. Geburtstag von H.-W. Reinhardt. C. Grosse (Hrsg.), Hamburg, Libri, 1999, pp. 177-191.
- /KRÜ01A/ Krüger, M.: *Prestressed Textile Reinforced Cement Composites*. IWB-Mitteilungen, Jahresbericht 2000/2001, University of Stuttgart, Institute of Construction Materials (IWB), 2001, pp. 59-66.
- /KRÜ01B/ Krüger, M., Reinhardt, H.-W., Fichtlscherer, M.: *Bond behaviour of textile reinforcement in reinforced and prestressed concrete*. In: Otto-Graf-Journal 12 (2001), pp. 33-50.
- /KRÜ01C/ Krüger, M., Reinhardt, H.-W.: *Prestressed textile reinforced cement composites*. Proc. „11. Internationale Techtexil-Symposium für technische Textilien, Vliesstoffe und textilmirierte Werkstoffe“, No. 338, Frankfurt, April 2001.
- /KRÜ02A/ Krüger, M., Ožbolt, J., Reinhardt, H.-W.: *A discrete bond model for 3D analysis of textile reinforced and prestressed concrete elements*. In: Otto-Graf-Journal 13 (2002), pp. 111-128.

- /KRÜ02B/ Krüger, M., Xu, S., Reinhardt, H.-W., Ožbolt, J.: *Experimental and numerical studies on bond properties between high performance fine grain concrete and carbon textile using pull out tests*. In: Beiträge aus der Befestigungstechnik und dem Stahlbetonbau (Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. R. Eligehausen), Stuttgart, 2002, pp. 151-164.
- /KRÜ03A/ Krüger, M., Reinhardt, H.-W., Yong, X.: *Sulphoaluminate cement matrices used for textile and glass fibre reinforced concrete elements*. In: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 4), Proceedings, Rilem Workshop, Ann Arbor, 2003, pp. 349-360.
- /LAR96/ De Larrard, F., Sedran, T., Hu, C., Szitkar, J.C., Joly, M., Derkx, F.: *Evolution of the Workability of superplasticised concretes: assessment with the BTRRHEOM rheometer*. Proceedings of the international RILEM workshop Production Methods and Workability of Concrete, Paisley, Scotland, Ed. by Bartos and Marrs, E&FN Spon, 1996.
- /LEC96/ LeClaire, P.J., Skaikh, A.F.: *Effect on elevated Temperature on the Bond Strength of Epoxy-Coated Prestressing Strand*. PCI Journal, July-August 1996, pp. 54-61.
- /LIT81/ Litherland, K.L., Oakley, D.R., Proctor, B.A.: *The use of accelerated ageing procedures to predict the long term strength of GRC composites*. Cement and Concrete Research 11 (1981), No. 3, pp. 455-466.
- /LI01/ Li, Z., Mu, B., Qian, X.: *Effect of PVA powder on aging resistance of glass fiber-reinforced extrudate*. Proceedings: Third International Conference on Concrete under Severe Conditions. Ed. by N. Banthia, Vancouver, Canada, 2001, pp. 1384-1391.
- /LOS71/ Losch, M.: *Bestimmung der mechanischen Konstanten für einen zweidimensionalen, nichtlinearen, anisotropen, elastischen Stoff am Beispiel beschichteter Gewebe*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1971.
- /LOW02/ Lowes, L.N., Moehle, J.P., Govindjee, S.: *A concrete-steel bond model for use in finite element modelling of reinforced concrete structures*. In: Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Structures. ACI Special Publication SP205, 2002, pp. 251-272.
- /MAC93/ Machida, A.: *State-of-the-Art Report on continuous Fiber reinforcing Materials*. Society of Civil Engineers (JSCE), Tokyo, 1993.
- /MÄD03/ Mäder, E., Plonka, R., Gao, S.-L.: *Coatings for Fibre and Interphase Modification in a Cementitious Matrix*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 121-132.
- /MAJ68/ Majumdar, A.J., Ryder, J.F.: *Glass fibre reinforcement of cement products*. Glass Tech 9, No. 3 (June 1968), pp. 78-84.
- /MAL92/ Malvar, L.J.: *Bond reinforcement under controlled confinement*. ACI Materials Journal 89 (1992), pp. 711-721.
- /MAR01/ Maruyama, K.: *Strengthening of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*. Proceedings: Third International Conference on Concrete Under Severe Conditions. Ed. by N. Banthia, Vancouver, Canada, 2001, pp. 1987-1996.

- /MCG90/ McGuire, C., Vollerin, B.: *Thermal Management of Space Structures*. SAMPE-European Chapter, 1990.
- /MEH98/ Mehlhorn, G. et al.: *Der Ingenieurbau – Grundwissen: Bemessung*. Mehlhorn, G. (Hrsg.), Ernst & Sohn, Berlin, 1998.
- /MEN73/ Menegotto, M., Pinto, P.: *Method of analysis of cyclically loaded reinforced concrete plane frames including changes in geometry and nonelastic behaviour of elements under combined normal geometry and nonelastic behaviour of elements under combined normal force and bending*. Proceedings of the IABSE Symposium on the resistance and ultimate deformability of structures acted on by well-defined repeated loads, Lisbon, 1973.
- /MEN94/ Meng, B., Wiens, U.: *Reaktionsmechanismus von Puzzolanen in extremen Zusammensetzungen*. Berichte der Deutschen Mineralogischen Gesellschaft, Beihefte zum European Journal of Mineralogy 6, Nr. 1, 1994, p. 177.
- /MEY03/ Meyer, C., Vilknier, G.: *Glass concrete thin sheets prestressed with aramid fiber mesh*. In: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 4), Proceedings, Rilem Workshop, Ann Arbor, 2003, pp. 325-336.
- /MOR93/ Morgan, R.J., Allred, E.A.: *Aramid Fiber Composites, Handbook of Composites Reinforcements*. Ed. by Lee, S.M., VCH-Verlagsgesellschaft, Weinheim, 1993, pp. 5-22.
- /MU01/ Mu, B., Meyer, C., Felicetti, R., Shimanovich, S.: *Flexural Performance of Fiber-Reinforced Cementitious Matrices*. Proceedings: Third International Conference on Concrete Under Severe Conditions. Ed. by N. Banthia, Vancouver, Canada, 2001, pp. 1433-1440.
- /NAM89/ Nammur, G., Naaman, A.: *Bond Stress Model for Fiber Reinforced Concrete Based on Bond Stress-Slip Relationship*. ACI Materials Journal 86 (1989), pp. 45-55.
- /NAN90/ Nanni, A.: *Properties of Aramid-Fiber Reinforced Concrete and SIFCON*. Journal of Materials in Civil engineering. Properties, Applications, Durability 4 (1992), No. 1, pp. 1-15.
- /NIC00/ Nicolai, M.: *Charakterisierung des Verbundverhaltens textiler Bewehrung mittels Schallemissionsanalyse an Pull-Out-Versuchen*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2000.
- /NIL91/ Nilson, A.H.: *Design of Prestressed Concrete*. Wiley & Sons Inc., New York, 1991, pp. 206-232.
- /OFF03/ Offermann, P., Köckritz, U., Abdkader, A., Engler, T., Waldmann, M.: *Anforderungsgerechte Bewehrungsstrukturen für den Einsatz im Betonbau*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 15-28.
- /OHN94/ Ohno, S., Hannant, D.J.: *Modelling the stress-strain Response of Continuous Fibre Reinforced Cement Composites*. ACI Materials Journal 91 (1994), pp. 306-312.
- /OKA99/ Okamura, H., Ouchi, M.: *Self-compacting concrete. Development, present use and future*. In: 1<sup>st</sup> International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. Ed. by Skarendahl and Petersson, Stockholm, Sweden, 1999, pp. 3-14.

- /OUC98/ Ouchi, M., Hibino, M., Ozawa, K.: *A Rational Mix-Design Method for Mortar in Self-Compacting Concrete*. East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering & Construction, Taipei, 1998, pp. 1307-1312.
- /OŽB92/ Ožbolt, J., Bažant, Z.P.: *Microplane model for cyclic triaxial behavior of concrete*. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 118 (7), 1992, pp. 1365-1386.
- /OŽB99/ Ožbolt, J., Mayer, U., Vocke, H., Eligehausen, R.: *Verschmierte Rissmethode*. Beton- und Stahlbetonbau 94 (1999), H. 10, pp. 403-412.
- /OŽB01/ Ožbolt, J., Li, Y., Kožar, I.: *Microplane model for concrete with relaxed kinematic constraint*. Int. Journal of Solids and Structures 38 (2001), pp. 2683-2711.
- /OŽB02/ Ožbolt, J., Lettow, S., Kožar, I.: *Discrete bond element for 3D FE analysis of reinforced concrete structures*. In: Beiträge aus der Befestigungstechnik und dem Stahlbetonbau (Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. R. Eligehausen), Stuttgart, 2002, pp. 239-258.
- /PEL98/ Peled, A., Bentur, A., Yankelevsky, D.Z.: *The nature of Bonding Between Monofilament Polyethylene Yarns and Cement Matrices*. Cement and Concrete Composites 20 (1998), pp. 319-327.
- /PIC98/ Pichler, W., Huber, H.: *Gussbeton (High Flowable Concrete) – eine alte Bauweise für Beton neu entwickelt*. In: Zement und Beton 1 (1998), pp. 18-19.
- /PRI98/ Priller, S.: *Frühstadien der Korrosion von technischen Glasfasern*. Clausthal, Technische Universität, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen, Dissertation, 1998.
- /PRO82/ Proctor, B.A., Oakley, D.R., Litherland, K.L.: *Developments in the assessment and performance of GRC over 10 years*. In: Composites 13 (1982), pp. 173-179.
- /PUR98/ Purnell, P.: *The durability of glass fibre reinforced cements made with new cementitious matrices*. Dissertation, Ashton University, Thesis Nr. DX205705, 1998.
- /PUR98A/ Purnell, P., Short, N.R., Page, C.L., Majumdar, A.J., Walton P.L.: *Durability of GRC made with new cementitious Matrices*. In: Proceedings of the 11<sup>th</sup> Biennial International Congress GRC Association, Cambridge, UK, 4/1998, pp. 1-7.
- /PUR00/ Purnell, P., Short, N.R., Page, C.L., Majumdar, A.J.: *Microstructural observations in new matrix glass fibre reinforced cement*. Cement and Concrete Research 30 (2000), pp. 1747-1753.
- /PUR01/ Purnell, P., Short, N.R., Page, C.L.: *A static fatigue model for the durability of glass fibre reinforced cement*. Journal of Materials Science 36 (2001), pp. 5385-5390.
- /PUR02/ Purnell, P., Page, C.L.: *A durability model for GRC*. Concrete 36 (1), 2002, pp. 49-52.
- /PUR03/ Purnell, P.: *Advances in Modelling GRC Durability*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 145-160.
- /RAU01/ Raupach, M., Brockmann, J.: *Development of a Test Method to Investigate the change between the Bond Behaviour of Glass Filament-Yarns and Concrete*. In: CCC 2001, Composites in Construction, International Conference, Porto, Oktober 10-12, Portugal, 2001.

- /RAU01A/ Raupach, M., Brockmann, J.: *Development of a Test Method to Investigate the Durability of Glass-Filament-Yarns embedded in Concrete*. In: Composites in Constructions. Ed. by Figueiras et al., 2001, pp. 293-296.
- /RAU02/ Raupach, M., Brockmann, J.: *Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von textilbewehrtem Beton – Chemische und mechanische Beanspruchung von Textilien aus Glas*. Beton 52 (2002), pp. 72-78.
- /RAU03/ Raupach, M., Orlowsky, J., Puterman, M., Walk-Lauffer, B.: *Polymermodifizierung von Textilbeton – Untersuchungen zur Verbundverbesserung der inneren Roving-Filamente*. Beton 53 (2003), pp. 114-119.
- /RAU03A/ Raupach, M., Orlowsky, J.: *Durability of Textile Reinforced Concrete*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 173-185.
- /RAZ00/ Razaqpur, A.G., Žvecová, D., Cheung M.S.: *Rational Method for Calculating Deflection of Fiber Reinforced Polymer Reinforced Beams*. ACI Structural Journal, 97 (2000), No. 1, pp. 175-184.
- /REI76/ Reinhardt, H.-W.: *Zweiachsige Prüfung und Festigkeit von textilen Baustoffen*. Die Bautechnik 4, 1976, pp. 138-141.
- /REI95/ Reinhardt, H.-W., Balazs, G.L.: *Steel-concrete interfaces: experimental aspects*. In: Selvadurai, A.P.S., Boulon, M.J. (eds.): Mechanics of geometrical interfaces. Amsterdam: Elsevier, 1995. (Studies in applied mechanics, 42), pp. 255-279.
- /REI01A/ Reinhardt, H.-W., Krüger, M.: *Vorgespannte dünne Platten aus Textilbeton*. Proc. „Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532“, J. Hegger (Hrsg.), Aachen, 2001, pp. 165-174.
- /REI01B/ Reinhardt, H.-W. et al.: *Sachstandbericht: Selbstverdichtender Beton (SVB)*. Heft 516 des DAfStb, Berlin: Beuth-Verlag, 2001.
- /REI02A/ Reinhardt, H.-W., Krüger, M.: *Fine grain concrete panels prestressed with a textile fabric*. In: Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC). JCI International Workshop, Japan Concrete Institute, October 2002, Takayama, Japan, 2002, pp. 23-32.
- /REI02B/ Reinhardt, H.-W., Krüger, M., Grosse, C.U.: *Thin plates prestressed with textile reinforcement*. Concrete: Materials Science to Application. A Tribute to Surendra P. Shah. USA, Farmington Hills, Michigan: ACI SP-206, 2002, pp. 355-372.
- /SAA03/ Saada, T.: *Finite-Elemente-Simulation von textiler Bewehrung in Beton unter Verwendung eines diskreten Verbundmodells*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2003.
- /SAK96/ Sakata, N., Maruyama, K., Minami, M.: *Basic properties and effects on welan gum on self-consolidating concrete*. Proceedings of the international RILEM workshop Production Methods and Workability of Concrete, Paisley, Scotland, edited by Bartos and Marrs, E&FN Spon, 1996.

- /SCH00/ Schiele, M.S.: *Verbundcharakterisierung von textiler Bewehrung in Beton zur Eingabe in Finite-Elemente-Programme*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Diplomarbeit, 2000.
- /SCH94/ Schießl, P., Wiens, U., Breit, W.: *Reduzierung des Alkalitätsdepots durch Puzzolane*. Kurzberichte aus der Bauforschung 36 (1994), Nr. 7, 1994, pp. 315-316.
- /SCH03/ Schorn, H., Hempel, R., Brückner, A., Butler, M., Offermann, P., Abdkader, A.: *Bond Behaviour and Durability of Concrete reinforced with alkali-resistant Glassfibres*. Proc. „12. Internationale Techtexsil-Symposium für technische Textilien, Vliesstoffe und textilmirierte Werkstoffe“, No. 4.11, Frankfurt, April 2003.
- /SFB528/ Sonderforschungsbereich 528: *Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung*. Technische Universität Dresden. <http://www.tu-dresden.de/biwitb/sfb528>
- /SFB532/ Sonderforschungsbereich 532: *Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie*. RWTH Aachen. <http://sfb532.rwth-aachen.de>
- /SHA01/ Shao, Y., Qiu, J., Shah, S.: *Microstructure of extruded cement-bonded fiberboard*. Cement and Concrete Research 31 (2001), pp. 1153-1161.
- /SHA01A/ Shao, Y., Jiang, L.: *Freeze-Thaw Resistance of High Performance Fiber Reinforced Concrete*. Proceedings: Third International Conference on Concrete Under Severe Conditions. Ed. by N. Banthia, Vancouver, Canada, 2001, pp. 447-454.
- /SPA95/ Spanka, G., Grube, H., Thielen, G.: *Wirkungsmechanismen verflüssigender Betonzusatzmittel*, Beton 11 (1995), H. 4, pp. 802-808.
- /SUN01/ Sun, W., Chen, H., Luo, X., Qian, H.: *The effect of hybrid fibers and expansive agent on the shrinkage and permeability of high-performance concrete*. Cement and Concrete Research 31 (2001), pp. 595-601.
- /STO01/ Stockmann, P., Wulfhorst, B.: *Dreidimensionale Textilien zur Bewehrung von Betonbauteilen*. Proc. „Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532“, J. Hegger (Hrsg.), Aachen, 2001, pp. 45-57.
- /TAN90/ Tanigaki, M.: *Braided Aramid Fibre Rods for Reinforcing Concrete*. Technical Research Institute, Mitsui Construction Co., 1990.
- /TAT91/ Tattersall, G.H.: *Workability and Quality Control of Concrete*. E&FN Spon, London, 1991.
- /TAY38/ Taylor, G.I.: *Plastic strain in metals*. Journal of the Institute of Metals, London, 62, 1938, pp. 307-324.
- /TSU93/ Tsuji, Y., Hashimoto, C.: *Chemically Prestressed Concrete Beams Reinforced with FRP Rod*. Proceedings: Concrete 2000, Ed. by Ravindra K. Dhir, 1993, pp. 1727-1738.
- /VIL03/ Vilkner, G.: *Glass Concrete Thin Sheets reinforced with prestressed Aramid Fabrics*. Dissertation, Columbia University, 2003.



- /Uij96/ Den Uijl, J.A.: *Bond of Strands in High Performance Concrete*. 4<sup>th</sup> International Symposium on Utilization of High-Strength/High-performance concrete, Paris, 1996, pp. 1175-1184.
- /WAL99/ Walraven, J.C., Takada, K.: *Selbstverdichtender Beton*. In: Zement und Beton 1 (1999), pp. 23-27.
- /WEI39/ Weibull, W.: *A Statistical Theory of the Strength of Materials*. Ingeniörs Vetenskaps Akademien, The Royal Swedish Institute for Engineering Research, Handlingar (Proceedings) Nr. 151, Stockholm, 1939.
- /WEI98/ Weigler, H., Karl, S.: *Beton: Arten – Herstellung – Eigenschaften*. Kupfer H. (Hrsg.), Ernst & Sohn, Berlin, 1989.
- /WEI00/ Weiler, B.: *Zerstörungsfreie Untersuchung von Stahlfaserbeton*. Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Dissertation, 2000.
- /WUL89/ Wulfhorst, B., Buesgen, A.: *Faserstofftabellen: Aramidfasern, Chemiefasern / Textilindustrie*. Zeitschrift für die gesamte Textilindustrie, 39 (1989), 91, pp. 1263-1276.
- /YAN87/ Yankelevsky, D.Z., Reinhardt, H.-W.: *Response of plain concrete to cyclic tension*. ACI Materials Journal 84 (1987), No. 5, pp. 365-373.
- /YIL92/ Yilmaz, V.T., Glasser, F.P.: *Effect of Silica Fume Addition on the Durability of Alkali-Resistant Glass Fibre in Cement Matrices*. Detroit: American Concrete Institute, ACI SP-132, 1992. – In: Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete. Proceedings of the Fourth International Conference, Vol. 2, ed. by Malhotra, V.M., Istanbul, May 1992, pp. 1151-1166.
- /ZAS03/ Zastrau, B.W., Matheas, J., Schlebusch, R.: *Oberflächenorientierte Multidirektor-Mehrschichten-Schalenmodell*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 411-422.
- /ZAS03A/ Zastrau, B.W., Lepenies, I., Richter, M.: *Zur Entwicklung einer Materialbeschreibung von Textilbeton mit Anwendung repräsentativer Volumenelemente*. In: Curbach, M. (Hrsg.): Second Colloquium on Textile Reinforced Structures, Dresden, 2003, pp. 387-398.
- /ZIE96/ Ziegmann, G.: *Bauweisenkonzepte für Faserverbundwerkstoffe unter Automatisierungsaspekten*. Habilitationsschrift, eingereicht an der ETH Zürich, 1996.

## 8.1 Normen und Richtlinien

- /ACI440/ ACI 440.1R-01 2001: *Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars*. Committee 440, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI., May 2001.
- /CSA/ CAN/CSA-S806-02: *Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers*. Canadian Standards Association, Toronto, Ontario, Canada, May 2002.
- /CHBDC/ CAN/CSA-S6-00: *Canadian Highway Bridge Design Code*. Canadian Standards Association, Toronto, Ontario, Canada, December 2000.

- DIN EN 196-1 Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit. Ausgabe: 1995-05. Deutsche Fassung EN 196-1, 1994.
- DIN EN 206-1 Beton - Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität. Ausgabe: 2001-07. Deutsche Fassung EN 206-1, 2000.
- DIN EN 459-2 Baukalk - Teil 2: Prüfverfahren. Ausgabe: 2002-02. Deutsche Fassung EN 459-2, 2001.
- DIN EN 1015-3 Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk - Teil 3: Bestimmung der Konsistenz von Frischmörtel (mit Ausbreittisch). Ausgabe: 1999-04. Deutsche Fassung EN 1015-3, 1999.
- DIN EN 1170 -5 Vorgefertigte Betonerzeugnisse - Prüfverfahren für Glasfaserbeton - Teil 5: Bestimmung der Biegezugfestigkeit; Vollständige Biegezugprüfung. Ausgabe: 1998-01. Deutsche Fassung EN 1170-5, 1997.
- DIN EN ISO 13934-1 Textilien - Zugeigenschaften von textilen Flächengebilden - Teil 1: Bestimmung der Höchstzugkraft und Höchstzugkraftdehnung mit dem Streifen-Zugversuch. Ausgabe: 1999-04. (ISO 13934-1:1999); Deutsche Fassung EN ISO 13934-1, 1999.
- DIN 18555-3 Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln; Festmörtel; Bestimmung der Biegezugfestigkeit, Druckfestigkeit und Rohdichte. Ausgabe: 1982-09.
- DIN 52450 Prüfung anorganischer nichtmetallischer Baustoffe; Bestimmung des Schwindens und Quellens an kleinen Probekörpern. Ausgabe: 1985-08.
- DIN 60001 Textile Faserstoffe - Teil 1: Naturfasern und Kurzzeichen. Ausgabe: 2001-05. Teil 2: Faser- und Herstellungsformen Ausgabe: 1990-10. Teil 3: Chemiefasern. Ausgabe: 10/1988.
- /GRCA84/ GRCA, Guideline S 0104/0784: *Method of test for strength retention of glassfibre in cement and mortars*. The glassfibre Reinforced Cement Association, Bucks, UK, January 1984.
- /FIB/ fib Task Group 9.3: *FRP Reinforcement for Concrete Structures*. Federation Internationale du Beton, 1999.
- /ISIS/ ISIS Canada: *Design Manual No. 3, Reinforcing Concrete Structures with Fiber Reinforced Polymers*. Canadian Network of Centers of Excellence on Intelligent Sensing for Innovative Structures, ISIS Canada Corporation, Winnipeg, Manitoba, Canada, Spring 2001.
- /JSCE/ Japan Society of Civil Engineers (JSCE): *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforced Materials*. Concrete Engineering Series 23, ed. by A. Machida, Research Committee on Continuous Fiber Reinforcing Materials, Tokyo, Japan, 1997.

## 9 Anhang

### 9.1 Anhang I (Abkürzungsverzeichnis)

Tabelle 9-1 : Verzeichnis der verwendeten Symbole und Abkürzungen

Symbol	Einheit	Erläuterung
a	mm	Höhe des äquivalenten Betondruckspannungsblocks bei der Bemessung
A	-	Häufigkeitsfaktor (Arrhenius-Gleichung)
$A_f, A_s$	mm <sup>2</sup>	Querschnitt der effektiven vorgespannten Bewehrung
$A_c$	mm <sup>2</sup>	Betonquerschnitt eines zentrisch gezogenen Zugstabes zur Berechnung von $L_{cr}$
b	mm	Breite der Betondruckzone
c	mm	Höhe der Betondruckzone (bei Betonversagen)
$c_b$	mm	Höhe der Betondruckzone (bei Faserversagen)
d	mm	Gesamthöhe von der Bewehrungslage zur Betonoberkante
$d_s$	mm	Durchmesser der Bewehrung unter der Annahme eines kreisrunden Querschnitts
$E_0$	MPa	Maßgebender Elastizitätsmodul eines Rovings für FE-Simulation und Bemessung
$E_A$	J/mol	Aktivierungsenergie
$E_c$	MPa	Elastizitätsmodul von Beton
$E_f$	MPa	Elastizitätsmodul einer Faser bzw. eines Rovings
$E_S$	MPa	Elastizitätsmodul von Stahl
$E_t$	MPa	Entfestigungsmodul einer Faser bzw. eines Rovings
$f_c$	MPa	Betondruckspannung
$f'_c$	MPa	Spezifische Betondruckfestigkeit
$f'_{ci}$	MPa	Spezifische Betondruckfestigkeit zum Zeitpunkt der Vorspannung
$f_{ct}$	MPa	Betonzugfestigkeit
$f_{fck}$	MPa	Zeitstandfestigkeit eines Rovings bzw. FVK-Stabes
$f_n$	mm	Rechnerische Durchbiegung in Feldmitte (aus Bemessung)
$f_{exp}$	mm	Durchbiegung in Feldmitte (aus Biegeversuch)
$f_{f,t}$	MPa	Theoretische Zugfestigkeit eines Einzelfilamentes
$f_p$	MPa	Faserspannung bei Erreichen der Betondruckfestigkeit
$f_{pi,v}$	MPa	Aufgebrachte Vorspannung in der Faser
$f_{pi}$	MPa	Effektive Vorspannung in der Faser (nach Abminderung durch Verluste) sowie maximal zulässige Vorspannung bei Bemessung
$f_{pu}$	MPa	Zugfestigkeit eines Rovings bzw. FVK-Stabes unter kurzzeitiger Belastung
$f'_{pu}$	MPa	Zugfestigkeit eines Rovings bzw. FVK-Stabes für FE-Simulation
$f_r$	MPa	Restzugfestigkeit einer Faser bzw. eines Rovings für FE-Simulation
$F_n$	N	Gesamtlast zur Berechnung des maximalen Biegemoments
h	mm	Gesamthöhe des Bauteils
$h_r$	mm	Oberflächenrauigkeit der Bewehrung
$I_{cr}$	mm <sup>4</sup>	Flächenträgheitsmoment des gerissenen Querschnitts unter Biegung
$I_{eff}$	mm <sup>4</sup>	Effektives Flächenträgheitsmoment des gerissenen Querschnitts unter Biegung bei noch nicht abgeschlossener Rissbildung
$I_{gr}$	mm <sup>4</sup>	Bruttoflächenträgheitsmoment des ungerissenen Querschnitts
k	1/d	Reaktionsgeschwindigkeit (Arrhenius-Gleichung)

Symbol	Einheit	Erläuterung
$k$	mm	Verhältniswert von Höhe der neutralen Achse zur Lage der Bewehrung bei der Biegebemessung
$k_1$	MPa/mm	Anfangssteifigkeit des elastischen Verbunds für FE-Simulation (infolge Adhäsion)
$k_2$	MPa/mm	Tangentensteifigkeit des mechanischen Verbunds für FE-Simulation
$k_b$	-	Korrekturfaktor zur Berechnung der Rissbreite
$k_{sec}$	MPa/mm	Sekantensteifigkeit des Verbundmodells für FE-Simulation
$k_u$	mm	Verhältniswert von Höhe der neutralen Achse zur Lage der Bewehrung bei der Bemessung der Tragfähigkeit
$k_{unload}$	MPa/mm	Tangentensteifigkeit des Verbundes für FE-Simulation bei Entlastung (Entlastungsmodul des Verbundes)
$L_{cr}$	mm	Lasteinleitungslänge (bei Erreichen der Betonzugfestigkeit mit $A_c$ )
$M$	MPa	Bemessungsmoment für Maximallast
$M_{exp}$	MPa	Biegemoment für Maximallast aus Versuch
$M_{cr}$	MPa	Biegemoment des Erstrisses aus Bemessung
$M_n$	MPa	Nominales Biegemoment aus der Bemessung
$n$	-	Verhältniswert der Elastizitätsmoduln ( $E_f/E_c$ )
$R$	mm	Radius der Kurve, die die beiden Tangenten $k_1$ und $k_2$ verbindet
$R$	J/mol·K	Allgemeine Gaskonstante (8,314 J/mol·K)
$r_r$	mm	Radius der Bewehrung unter der Annahme eines kreisrunden Querschnitts
$s_0$	mm	Relativverschiebung, an dem die maximale elastische Verbundspannung erreicht wird
$s_1$	mm	Schlupf, an dem die maximale Verbundspannung erreicht wird
$s_2$	mm	Schlupf, ab dem die maximale Verbundspannung abnimmt
$s_3$	mm	Schlupf, ab dem der mechanische Verbund vollkommen zerstört ist
$s_m$	mm	Mittlerer Rissabstand eines zentrisch gezogenen Zugstabes
$T$	K	Absolute Temperatur (Arrhenius-Gleichung)
$U_R$	mm	Ideeller Umfang der Bewehrung unter Annahme eines kreisrunden Querschnitts
$\alpha_b$	-	Parameter zur Berücksichtigung verschiedener Verbundeigenschaften bei der Berechnung der Durchbiegung
$\alpha_f, \alpha_r$	-	Empirische Konstanten zur Beeinflussung des Verbundes infolge Querdehnungen
$\alpha_t$	-	Verhältniswert von Reibung bei wiederholter Belastung zu Reibung bei Erstbelastung
$w_k$	mm	Rechnerische Rissbreite
$\beta_1$	-	Verhältnis der Druckzonenhöhe für den äquivalenten Druckspannungsblock
$\beta_d$	-	Parameter zur Berücksichtigung verschiedener Faserelastizitätsmoduln bei der Berechnung der Durchbiegung
$\dot{\gamma}$	1/s	Schergeschwindigkeit
$\epsilon_c$	-	Betondehnung am Bauteilrand
$\epsilon_{cu}$	-	Bruchdehnung des Betons
$\epsilon_{fm}$	-	Mittlere Betondehnung
$\epsilon_{FRP}$	-	Faserdehnung unter spezifischer Last
$\epsilon_{p,0}$	-	Faserdehnung infolge Vorspannung (vor Abminderung durch Verluste)
$\epsilon_{pi}$	-	Effektive Faserdehnung infolge Vorspannung (nach Abminderung durch Verluste)
$\epsilon_p$ bzw. $\epsilon_f$	-	Faserdehnung
$\epsilon_{pu}$	-	Bruchdehnung der Faser
$\epsilon_s$	-	Lokale Faserdehnung bei FE-Simulation

Symbol	Einheit	Erläuterung
$\mu_s$	-	Querdehnzahl der Bewehrung
$\Lambda$	Nm	Akkumulierte verbrauchte Arbeit (Scheranteil)
$\Lambda_0$	Nm	Fläche der Scherkomponente unter der Verbundspannungs-Schlupf-Kurve bei monotoner Belastung
H	Pa·s	Dynamische Viskosität
$\rho_f$	-	Effektiver Bewehrungsgrad
$\rho_{fb}$	-	Ausgewogener Bewehrungsgrad
T	Pa	Scherspannung
$\sigma_f$	MPa	Faserspannung
$\bar{\sigma}_R$	MPa	Mittlere lokale Radialspannung im Beton in direkter Umgebung um die Bewehrung
$\tau_0$	MPa	Elastische Verbundfestigkeit des elastischen Verbundes für FE-Simulation
$\tau_F$	Pa	Fließgrenze
$\tau_f$	MPa	Lokale Reibungskomponente des Verbundes für FE-Simulation
$\tau_{f,0}$	MPa	Reibungskomponente des Verbundes für FE-Simulation
$\tau_{f,R}$	MPa	Verbleibende Reibung bei wiederholter Belastung für FE-Simulation
$\tau_{f,V}$	MPa	Komponente der Reibung bei Erstbelastung für FE-Simulation
$\tau_m$	MPa	Lokale mechanische Verbundfestigkeit für FE-Simulation
$\tau_{m,0}$	MPa	Mechanische Verbundfestigkeit für FE-Simulation
$\tau_{nom}$	MPa	Mittlere Verbundspannung für Bemessung
$\Omega$	-	Zusammengesetzter Faktor zur lokalen Beeinflussung des Verbunds
$\Omega_c$	-	Faktor zur Beeinflussung des Verbunds infolge elastischer Dehnung der Bewehrung sowie Querdruck aus umgebendem Beton
$\Omega_{cyc}$	-	Faktor zur Abminderung des Verbunds bei zyklischer Belastung
$\Omega_s$	-	Faktor zur Beeinflussung des Verbunds infolge plastischer Verformung der Bewehrung (Stahlfließen)

## 9.2 Anhang II (Charakterisierung der Werkstoffe und des Werkstoffverhaltens)

### Textilien aus AR-Glas

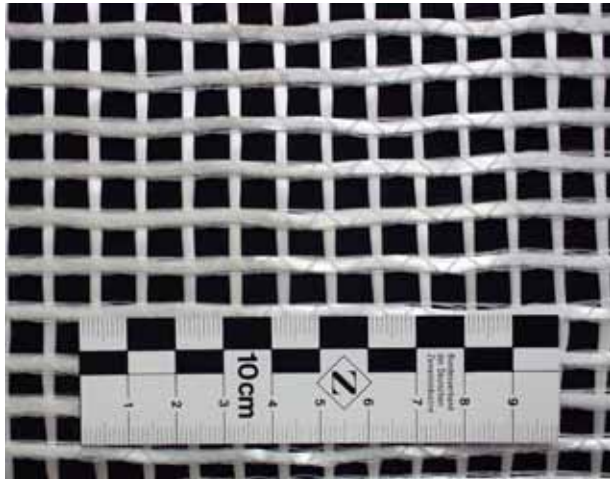


Abbildung 9-1: Nicht imprägniertes AR-Glasgelege (AR).

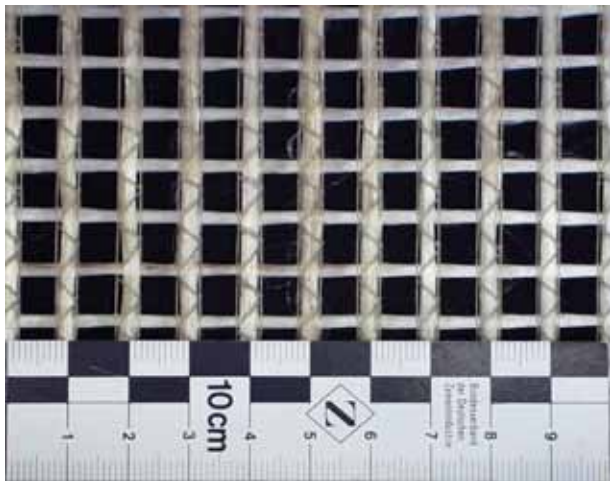


Abbildung 9-2: Imprägniertes AR-Glasgelege (AR-EP).

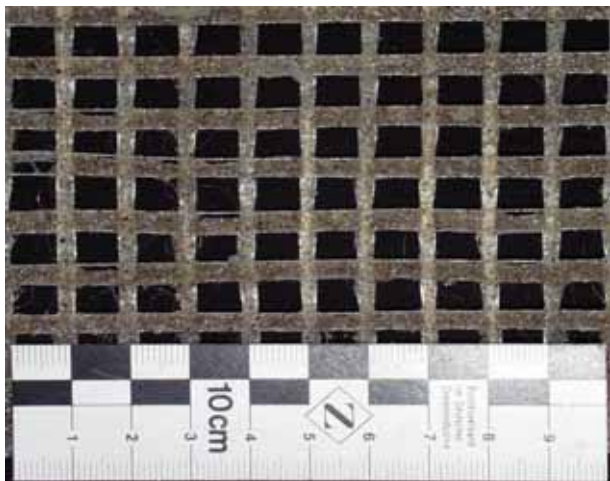


Abbildung 9-3: Imprägniertes und besandetes AR-Glasgelege (AR-EPS).

**Tabelle 9-2 : Eigenschaften und Kennwerte der untersuchten AR-Glastextilien.**

<b>Textilbezeichnung</b>	<b>AR</b>	<b>AR-EP</b>	<b>AR-EPS</b>
Material	AR-Glas (NEG)	AR-Glas (NEG)	AR-Glas (NEG)
Konstruktion	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°
Flächengewicht (Bewehrungsanteil)	0° 250 g/m <sup>2</sup> 90° 250 g/m <sup>2</sup>	0° 250 g/m <sup>2</sup> 90° 250 g/m <sup>2</sup>	0° 250 g/m <sup>2</sup> 90° 250 g/m <sup>2</sup>
Flächengewicht (gesamt)	513 g/m <sup>2</sup>	ca. 620 g/m <sup>2</sup>	ca. 950 g/m <sup>2</sup>
Titer eines Einzelrovings	2500 tex	2500 tex	2500 tex
Rechnerischer Querschnitt eines Einzelrovings	ca. 0,93 mm <sup>2</sup>	ca. 0,93 mm <sup>2</sup>	ca. 0,93 mm <sup>2</sup>
Maschenweite	10 mm	10 mm	10 mm
Schlichteanteil	0,5%	0,5%	0,5%
Theor. Festigkeit eines Einzelfilaments/Strands	ca. 1500 N/mm <sup>2</sup>	ca. 1500 N/mm <sup>2</sup>	ca. 1500 N/mm <sup>2</sup>
Prakt. Festigkeit eines Rovings*	ca. 300 N/mm <sup>2</sup>	1500 N/mm <sup>2</sup>	1500 N/mm <sup>2</sup>
Im Beton nutzbare Festig- keit eines Rovings	500 - 600 N/mm <sup>2</sup>	1600 N/mm <sup>2</sup>	1600 N/mm <sup>2</sup>
Elastizitätsmodul eines Rovings*	50.000 N/mm <sup>2</sup>	72.000 N/mm <sup>2</sup>	72.000 N/mm <sup>2</sup>
Bemerkungen	-	Epoxydharz- imprägnierung	Epoxydharzimprägnie- rung und Besandung

\* Ermittelt im Zugversuch bei einer Dehngeschwindigkeit von 0,4%/min. und 200 mm freier Faserlänge an einem dem Textil entnommenen Roving.

## Textilien aus Carbon

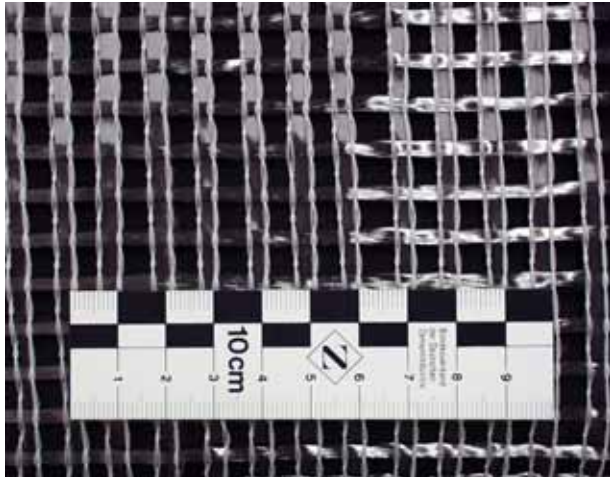


Abbildung 9-4: Nicht imprägniertes Carbongelege (C).

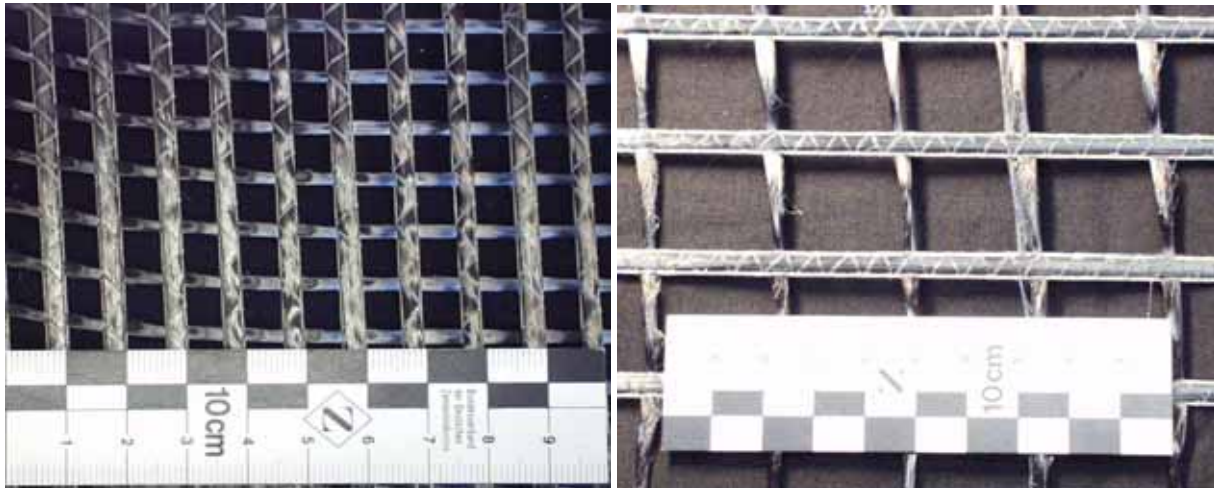


Abbildung 9-5: Imprägnierte Carbongelege (C-EP & C-EP2).

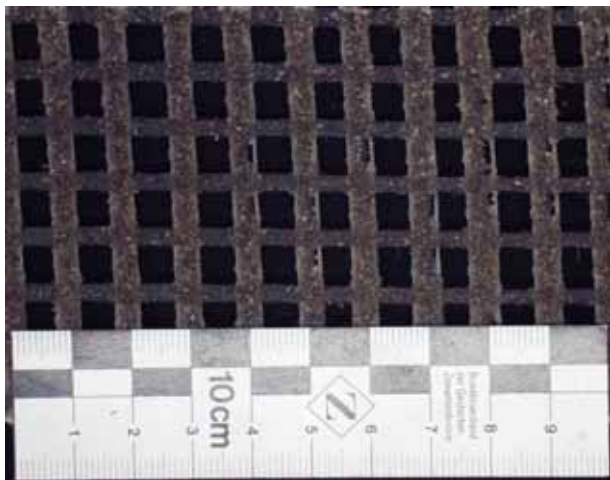


Abbildung 9-6: Imprägniertes und besandetes Carbongelege (C-EPS).



**Tabelle 9-3 : Eigenschaften und Kennwerte der untersuchten Carbontextilien.**

<b>Textilbezeichnung</b>	<b>C</b>	<b>C-EP</b>	<b>C-EP2</b>	<b>C-EPS</b>
Material	Carbon (Toray T600 24 k)	Carbon (Toray T600 24 k)	Carbon (Toray T600 24 k)	Carbon (Toray T600 24 k)
Konstruktion	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°
Flächengewicht (Bewehrungsanteil)	0° 160 g/m <sup>2</sup> 90° 160 g/m <sup>2</sup>	0° 160 g/m <sup>2</sup> 90° 160 g/m <sup>2</sup>	0° 67 g/m <sup>2</sup> 90° 67 g/m <sup>2</sup>	0° 160 g/m <sup>2</sup> 90° 160 g/m <sup>2</sup>
Flächengewicht (gesamt)	333 g/m <sup>2</sup>	460 g/m <sup>2</sup>	184 g/m <sup>2</sup>	770 g/m <sup>2</sup>
Titer eines Einzelrovings	1700 tex	1700 tex	1700 tex	1700 tex
Rechnerischer Querschnitt eines Einzelrovings	ca. 0,95 mm <sup>2</sup>	ca. 0,95 mm <sup>2</sup>	ca. 0,95 mm <sup>2</sup>	ca. 0,95 mm <sup>2</sup>
Maschenweite	10 mm	10 mm	25 mm	10 mm
Schlichteanteil	0,7%	0,7%	0,7%	0,7%
Theor. Festigkeit eines Einzelfilaments	ca. 4.600 N/mm <sup>2</sup>	ca. 4.600 N/mm <sup>2</sup>	ca. 4.600 N/mm <sup>2</sup>	ca. 4.600 N/mm <sup>2</sup>
Prakt. Festigkeit eines Rovings*	ca. 1.100 N/mm <sup>2</sup>	ca. 2.500 N/mm <sup>2</sup>	ca. 2.500 N/mm <sup>2</sup>	ca. 2.700 N/mm <sup>2</sup>
Im Beton nutzbare Festig- keit eines Rovings	1.100 – 1.600 N/mm <sup>2</sup>	2.500 N/mm <sup>2</sup>	2.500 N/mm <sup>2</sup>	2.700 N/mm <sup>2</sup>
Elastizitätsmodul eines Rovings*	180.000 N/mm <sup>2</sup>	240.000 N/mm <sup>2</sup>	240.000 N/mm <sup>2</sup>	240.000 N/mm <sup>2</sup>
Bemerkungen	-	Epoxydharz- imprägnierung	Epoxydharz- imprägnierung	Epoxydharzim- prägnierung und Besandung

\* Ermittelt im Zugversuch bei einer Dehngeschwindigkeit von 0,4%/min. und 200 mm freier Faserlänge an einem dem Textil entnommenen Roving.

### Textilien aus Aramid

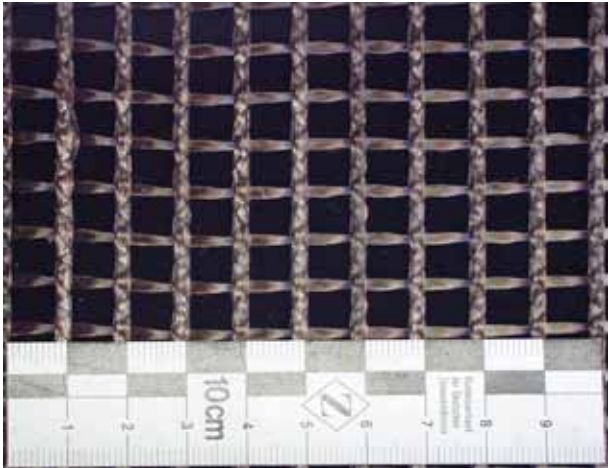


Abbildung 9-7: Imprägniertes Aramidgewebe (ARA-EP).

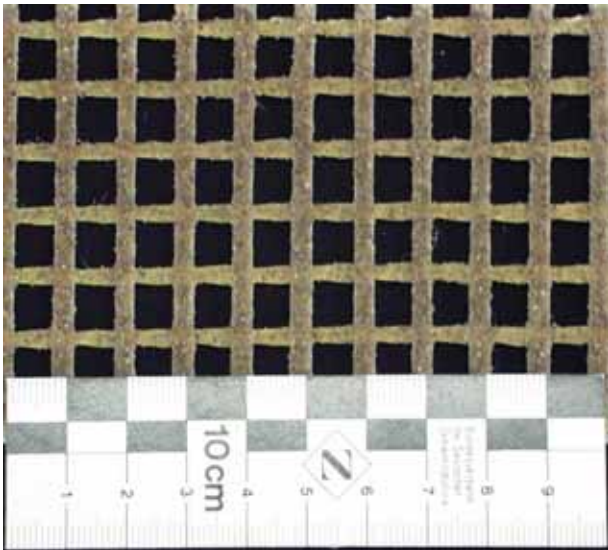


Abbildung 9-8: Imprägniertes und besandetes Aramidgewebe (ARA-EPS).

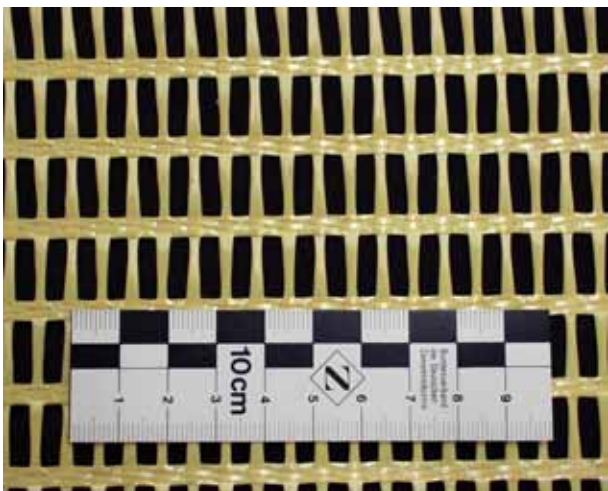


Abbildung 9-9: SBR-beschichtetes Aramidgewebe (ARA-SBR).

**Tabelle 9-4 : Eigenschaften und Kennwerte der untersuchten Aramidtextilien.**

Textilbezeichnung	ARA	ARA-EP	ARA-EPS	ARA-SBR
Material	Aramid (Twaron 2200)	Aramid (Twaron 2200)	Aramid (Twaron 2200)	Aramid (Twaron 1000)
Konstruktion	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgelege 0°/90°	Biaxialgewebe 0°/90°
Flächengewicht (Bewehrungsanteil)	0° 129 g/m <sup>2</sup> 90° 129 g/m <sup>2</sup>	0° 129 g/m <sup>2</sup> 90° 129 g/m <sup>2</sup>	0° 129 g/m <sup>2</sup> 90° 129 g/m <sup>2</sup>	0° 81 g/m <sup>2</sup> 90° 104 g/m <sup>2</sup>
Flächengewicht (gesamt)	270 g/m <sup>2</sup>	400 g/m <sup>2</sup>	730 g/m <sup>2</sup>	k.A.
Titer eines Einzelrovings	8x161 tex	8x161 tex	8x161 tex	0° 4 x 336 tex 90° 2 x 336 tex
Rechnerischer Querschnitt eines Einzelrovings	ca. 0,89 mm <sup>2</sup>	ca. 0,89 mm <sup>2</sup>	ca. 0,89 mm <sup>2</sup>	0° 0,93 mm <sup>2</sup> 90° 0,47 mm <sup>2</sup>
Maschenweite	10 mm	10 mm	10 mm	0° 16,7 mm 90° 6,5 mm
Schlichteanteil	0,8 %	0,8 %	0,8 %	k.A.
Theor. Festigkeit eines Einzelfilaments	3.014 N/mm <sup>2</sup>	3.014 N/mm <sup>2</sup>	3.014 N/mm <sup>2</sup>	2.960 N/mm <sup>2</sup>
Prakt. Festigkeit eines Rovings*	2.100 N/mm <sup>2</sup>	2.200 N/mm <sup>2</sup>	2.200 N/mm <sup>2</sup>	0° 2.400 N/mm <sup>2</sup> 90° 2.500 N/mm <sup>2</sup>
Im Beton nutzbare Festig- keit eines Rovings	k.A.	2.200 N/mm <sup>2</sup>	2.200 N/mm <sup>2</sup>	k.A.
Elastizitätsmodul eines Rovings*	125.000 N/mm <sup>2</sup>	125.000 N/mm <sup>2</sup>	125.000 N/mm <sup>2</sup>	k.A.
Bemerkungen	-	Epoxydharz- imprägnierung	Epoxydharzim- prägnierung und Besandung	SBR-Beschichtung

\* Ermittelt im Zugversuch bei einer Dehngeschwindigkeit von 0,4%/min. und 200 mm freier Faserlänge an einem dem Textil entnommenen Roving.

**Tabelle 9-5: Abminderungsfaktoren für FVK-Stäbe zur Reduktion der Zugfestigkeit entsprechend der Empfehlungen verschiedener Richtlinien zur Bemessung. (entnommen aus /DEJ01/)**

Factor	ACI	NS3473	CHBDC	JSCE	BISE
Reduction due to environmentally caused deterioration	C <sub>E</sub> "environmental reduction factor" GFRP: 0.70-0.80 AFRP: 0.80-0.90 CFRP: 0.90-1.00	η <sub>env</sub> "conversion factor" GFRP: 0.50 AFRP: 0.90 CFRP: 1.00	* φ <sub>FRP</sub> "resistance factor" GFRP: 0.75 AFRP: 0.85 CFRP: 0.85	** 1/γ <sub>m</sub> "material factor" GFRP: 0.77 AFRP: 0.87 CFRP: 0.87	1/γ <sub>m</sub> "material factor"
Reduction due to sustained stress		η <sub>s</sub> "conversion factor" GFRP: 0.8-1.0 AFRP: 0.7-1.0 CFRP: 0.9-1.0	F "factor" GFRP: 0.8-1.0 AFRP: 0.5-1.0 CFRP: 0.9-1.0		GFRP: 0.30 AFRP: 0.50 CFRP: 0.60
Total strength reduction due to environment and sustained stress	GFRP: 0.70-0.80 AFRP: 0.80-0.90 CFRP: 0.90-1.00	GFRP: 0.40-0.50 AFRP: 0.63-0.90 CFRP: 0.90-1.00	GFRP: 0.60-0.75 AFRP: 0.42-0.85 CFRP: 0.76-0.85	GFRP: 0.77 AFRP: 0.87 CFRP: 0.87	GFRP: 0.30 AFRP: 0.50 CFRP: 0.60
Specified upper tensile stress limits in reinforcement due to permanent load	GFRP: 0.14-0.16 AFRP: 0.16-0.18 CFRP: 0.44-0.50	Stress limits not specified	GFRP: 0.60-0.75 AFRP: 0.42-0.85 CFRP: 0.76-0.85	0.8 × "creep failure strength" not more than 0.7 GFRP: ≤ 0.7 AFRP: ≤ 0.7 CFRP: ≤ 0.7	Stress limits not specified

\* φ<sub>FRP</sub> "resistance factor" – it is not clear from the design guideline text what is included in this factor. Reduction due to environment is assumed to be one of the aspects affecting the size of φ<sub>FRP</sub>.

\*\* Material factor given takes account of r: deviation of test data, damage, differences in test strength and strength in real structure, effects of material characteristics on the limit state, service temperatures, environmental conditions etc.

### 9.3 Anhang III (Experimentelle Untersuchungen)



Abbildung 9-10: Viskosimeter, Messtopf und Detail des Eintauchpaddels zur eigentlichen Messung.

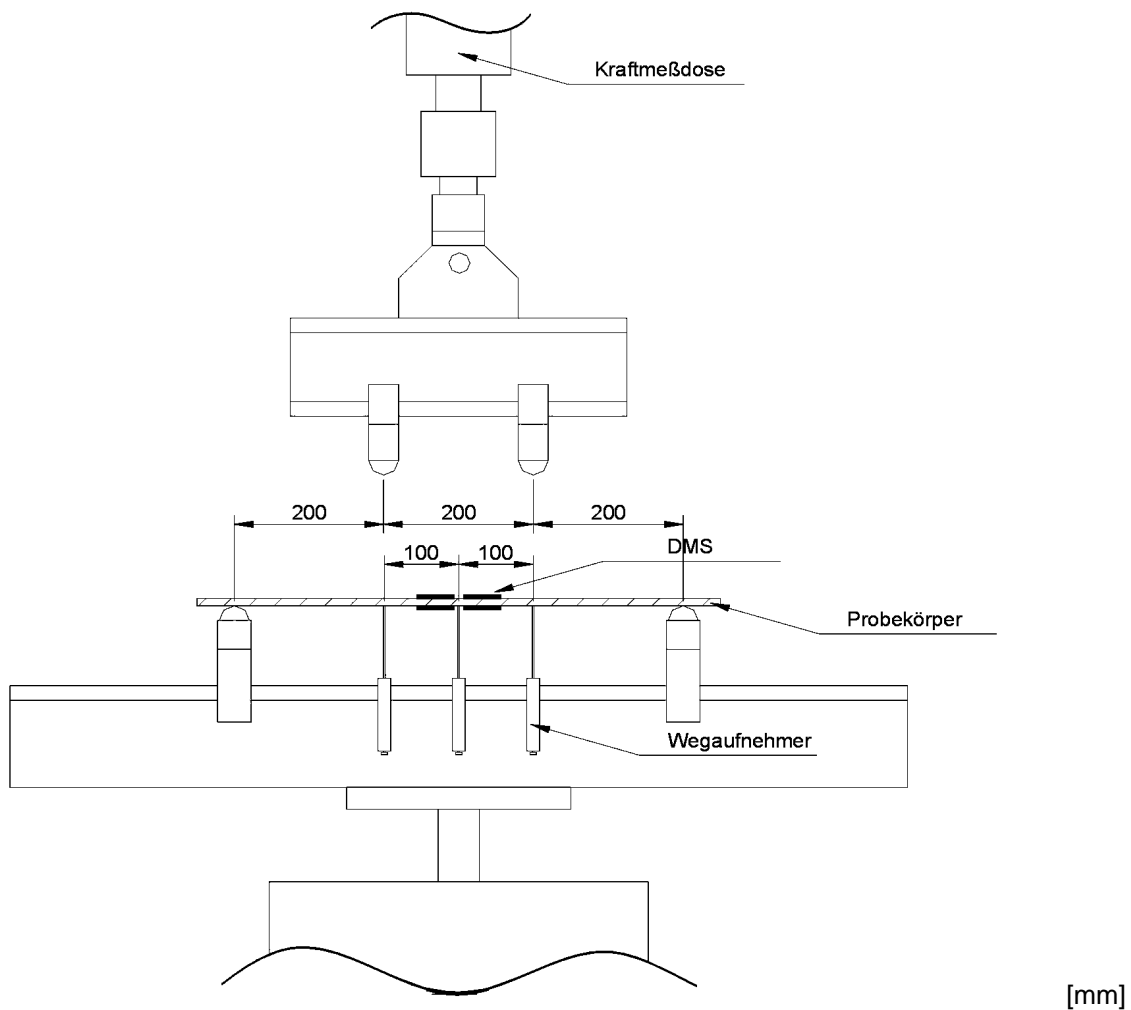


Abbildung 9-11: Schematische Darstellung des 4-Punkt-Biegeversuchs (Platten 700 x 300 x 10 mm<sup>3</sup>).

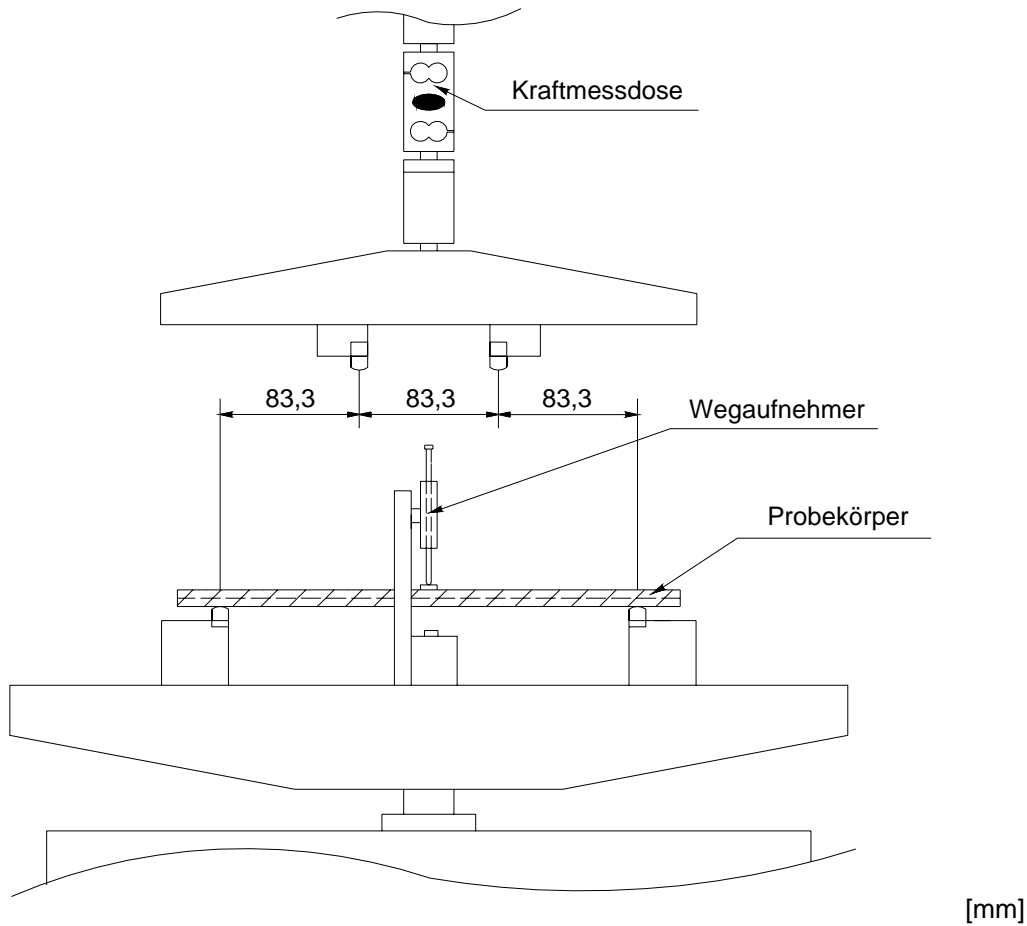


Abbildung 9-12: Schematische Darstellung des 4-Punkt-Biegeversuchs (Platten 300 x 60 x 10 mm<sup>3</sup>).

**Tragverhalten unter einachsiger Biegung**

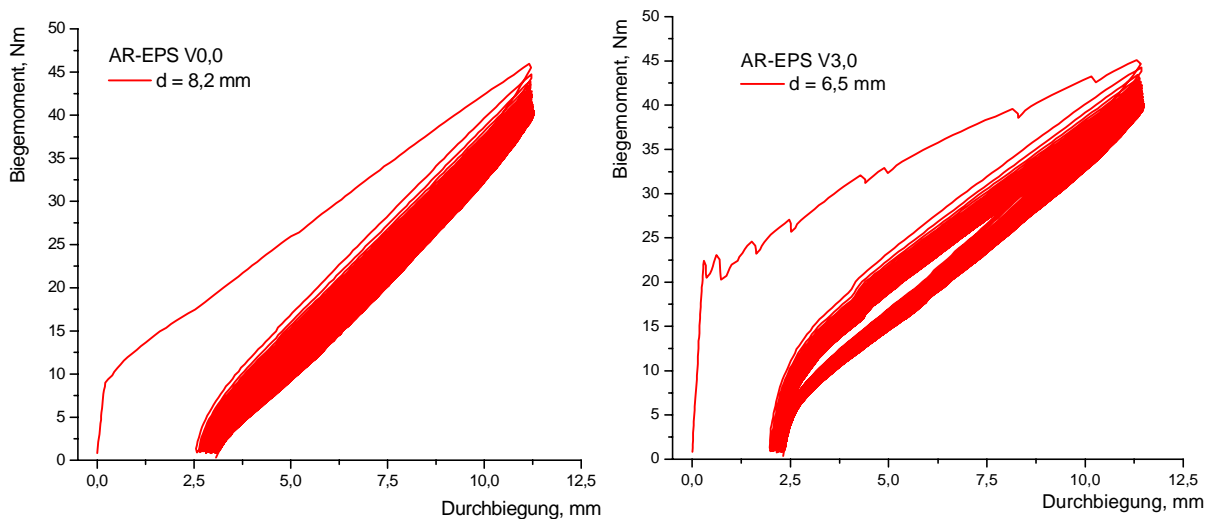


Abbildung 9-13: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit einem epoxydharzimprägniertem besandetem AR-Glasgelege bei zyklischer Belastung (AR-EPS).

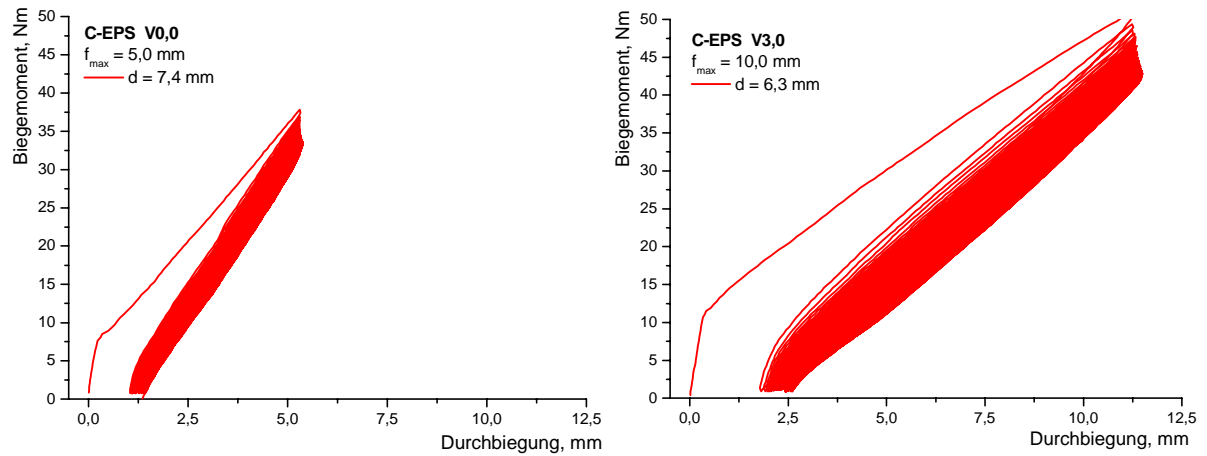


Abbildung 9-14: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit einem epoxydharzimprägniertem und besandetem Carbongelege bei zyklischer Belastung (C-EPS).

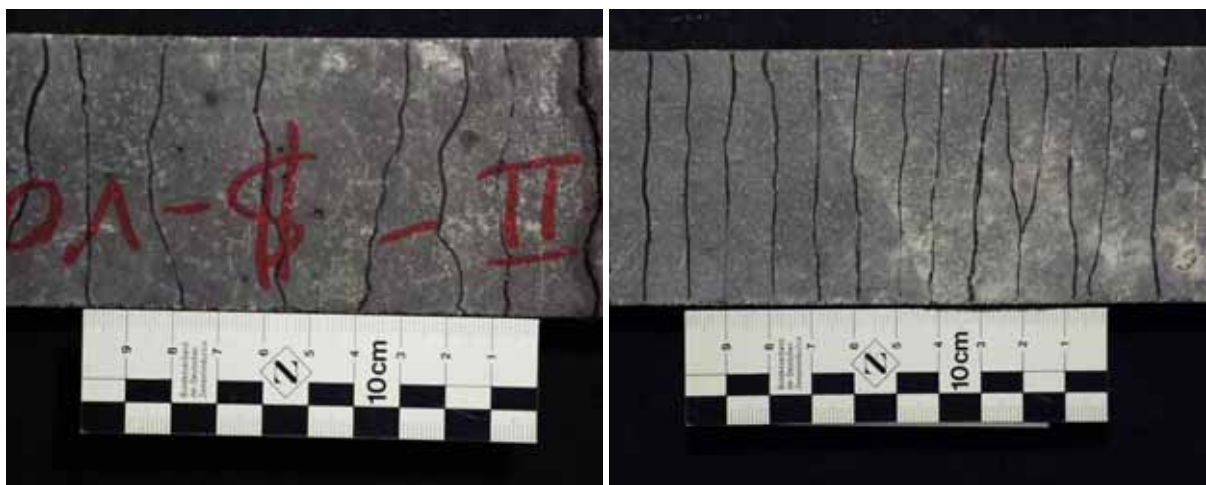


Abbildung 9-15: Rissbilder von einem nicht vorgespannten Betonprobekörper (links) und einem mit  $3,0 \text{ N/mm}^2$  vorgespannten Betonprobekörper (rechts) mit einer textilen Bewehrung aus besandetem Carbongelege (C-EPS).

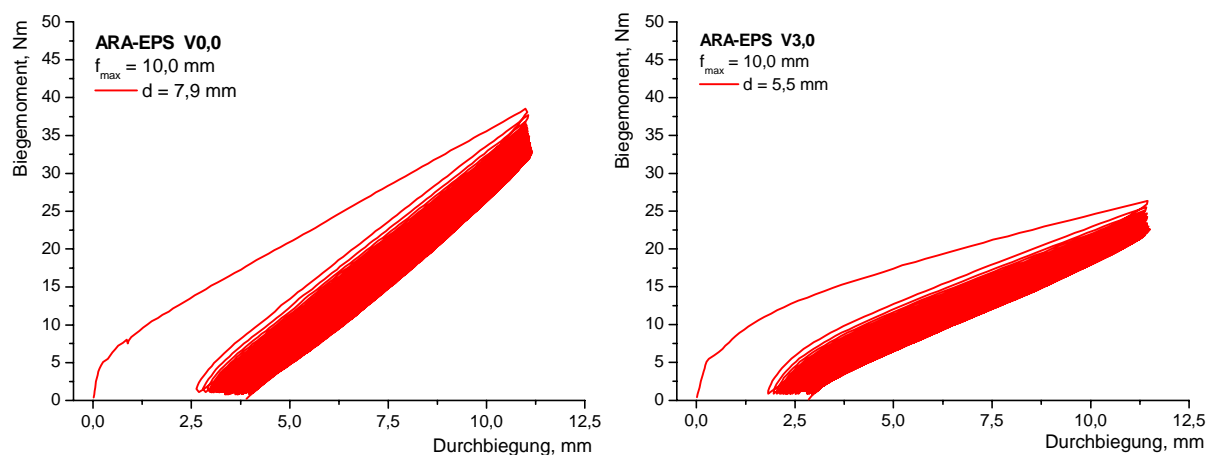


Abbildung 9-16: Biegemoment in Feldmitte in Abhängigkeit von der Verformung von Betonprobekörpern mit epoxydharzimprägniertem und besandetem Aramidgelege bei zyklischer Belastung (ARA-EPS).

## 9.4 Anhang IV (Numerische Simulation)

Tabelle 9-6: Eingabeparameter für die Modellierung von Feinbeton in MASA.

Beschreibung der Eingabeparameter	
Characteristic length	-1.0
Number of properties to be read	5
Type of material parameters (1=microplane)	1
Young's modulus	50000.0
Poisson's ratio	0.18
Weight density	0.00002548
Creep factor	0.0
Shrinkage (+ =contraction, - =expansion)	0.0
Parameter: a	0.005
b	0.05
p	0.75
q	2.0
Ratio volumetric / deviatoric	0.5
Parameter: e1	0.000065
e2	0.0030
e3	0.0030
e4	4.0
n	0.80
m	0.90
k	2.85

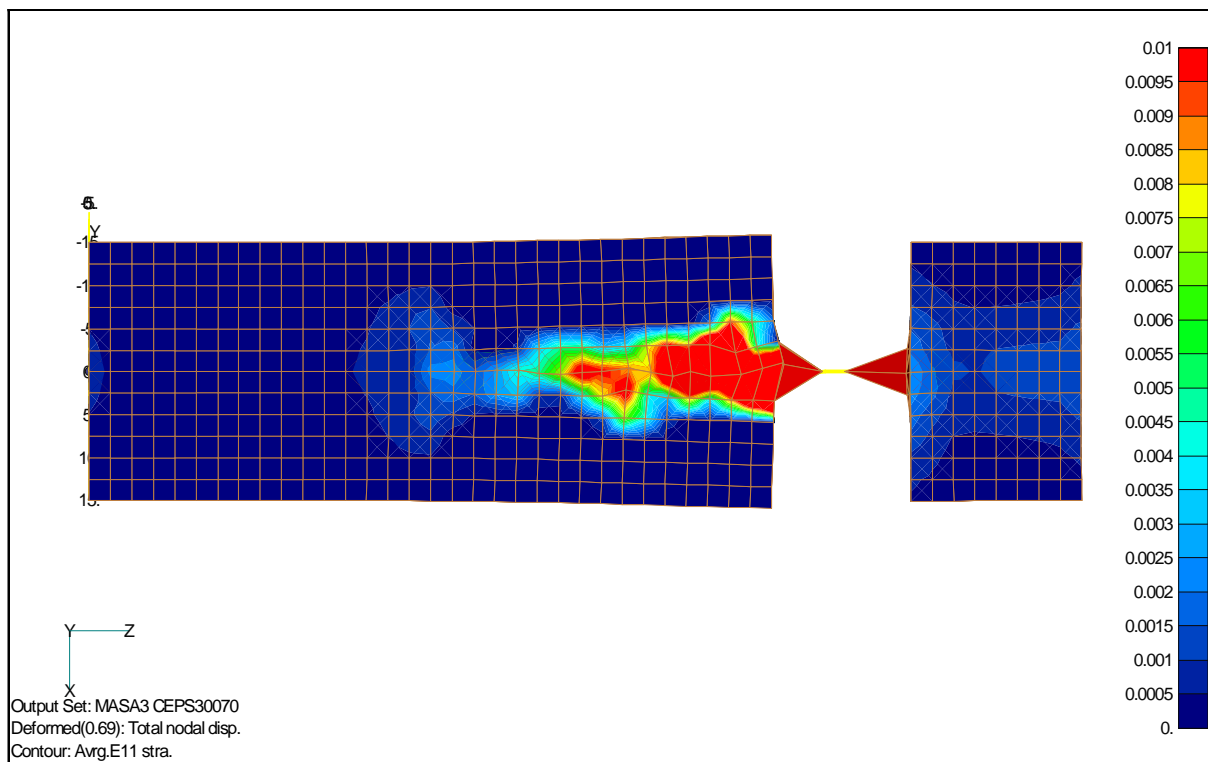


Abbildung 9-17: Ergebnisse einer Simulation eines Pull-Out-Versuchs mit Versagenszustand Betonspalten, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EPS V0,0).

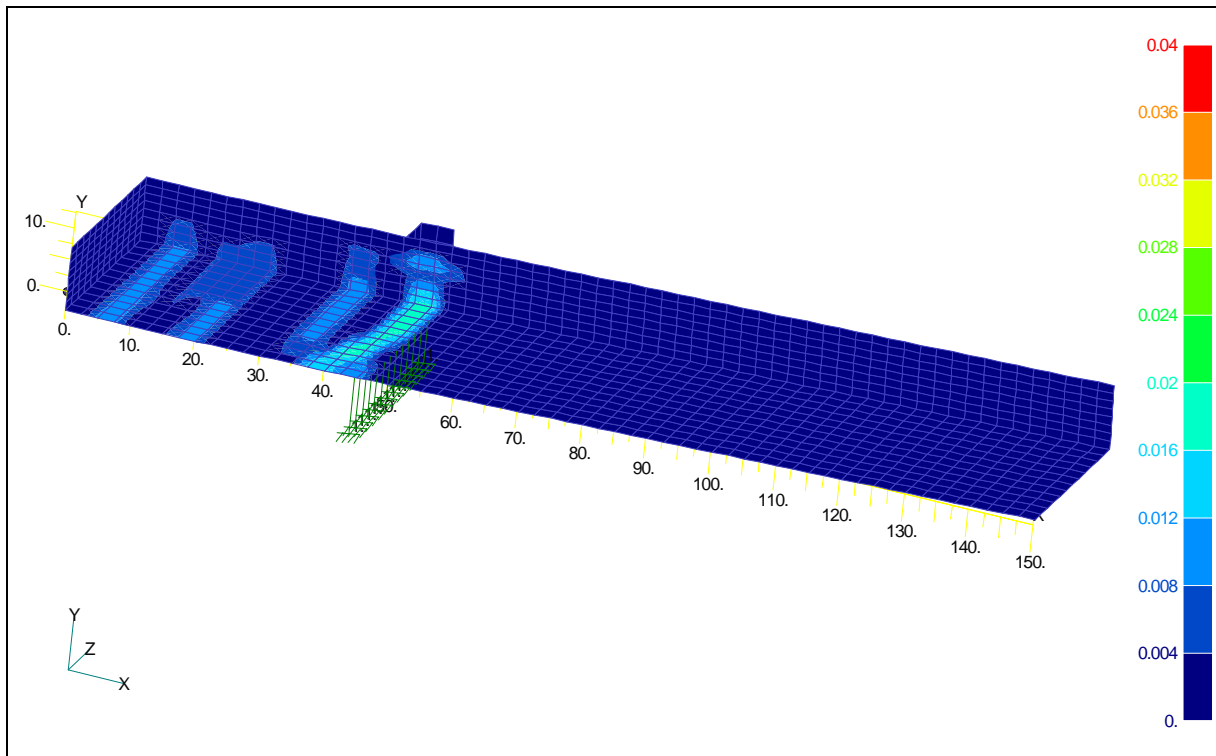


Abbildung 9-18: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem Carbondtextil bei einer Durchbiegung von 3,0 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EP V0,0).

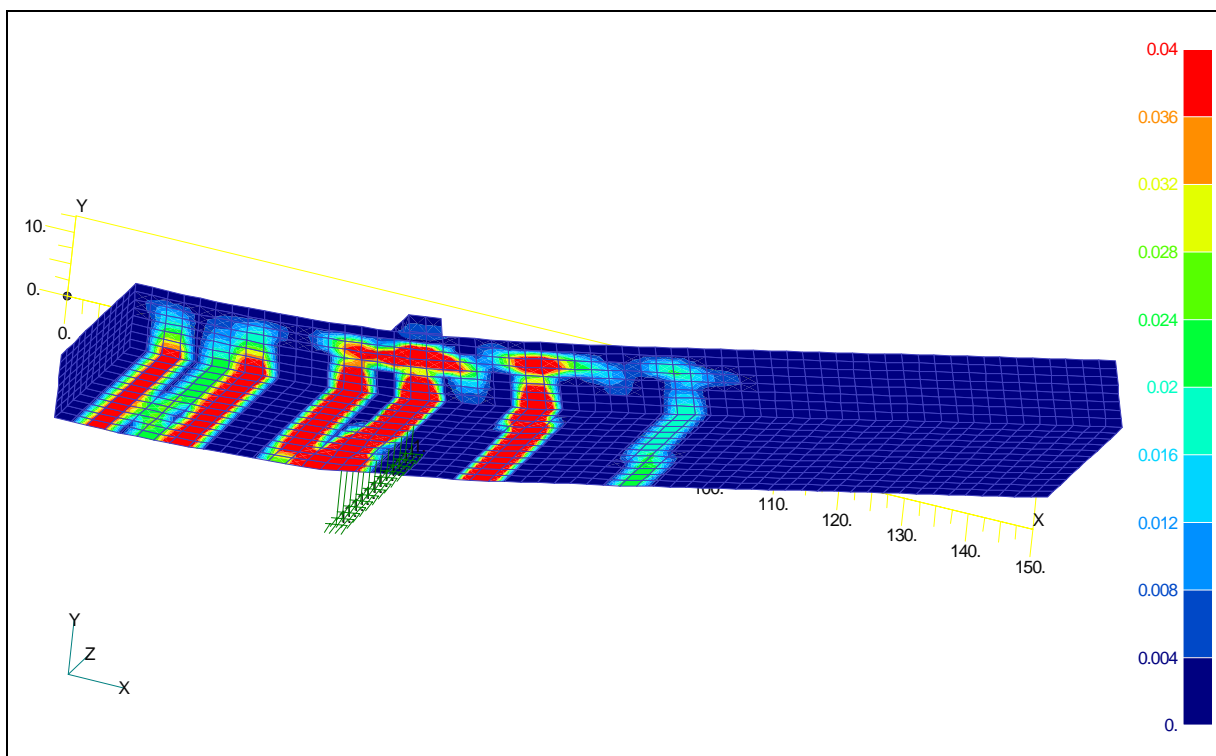


Abbildung 9-19: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem Carbondtextil bei Maximallast und einer Durchbiegung von 19,2 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EP V0,0).



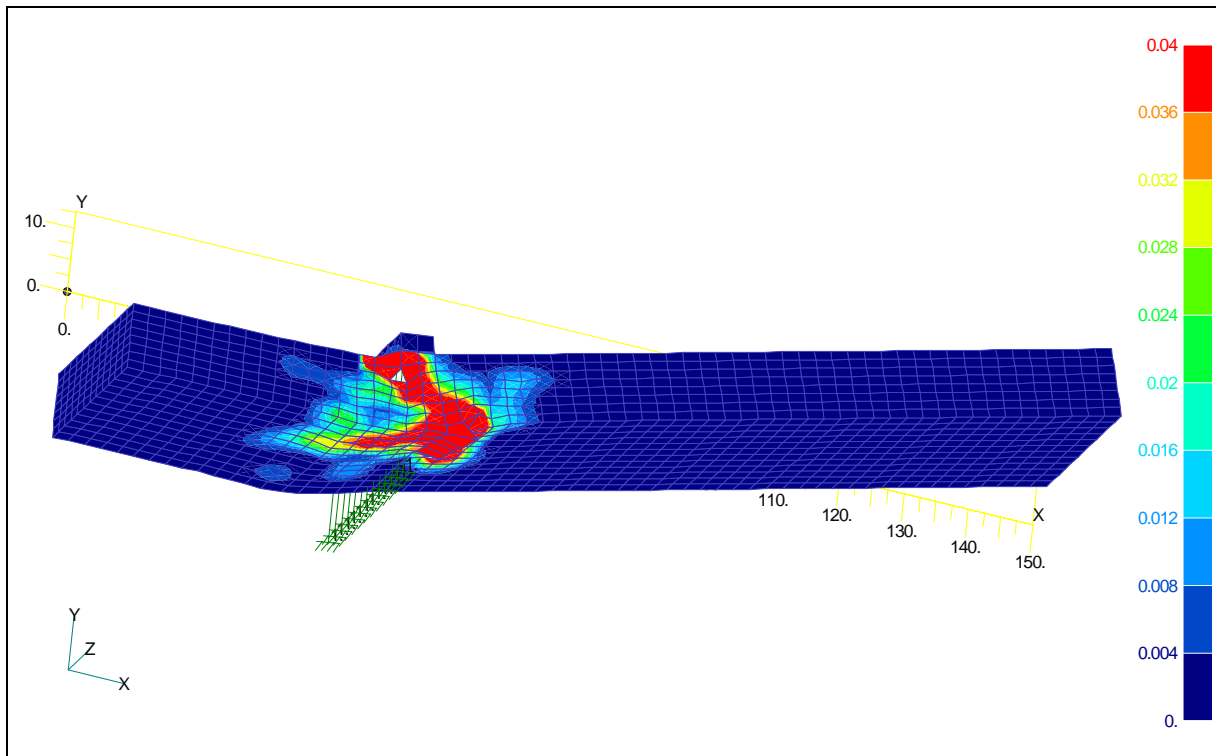


Abbildung 9-20: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem Carbontextil im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von 23,0 mm, dargestellt mit Hauptdruckdehnungen (C-EP V0,0).

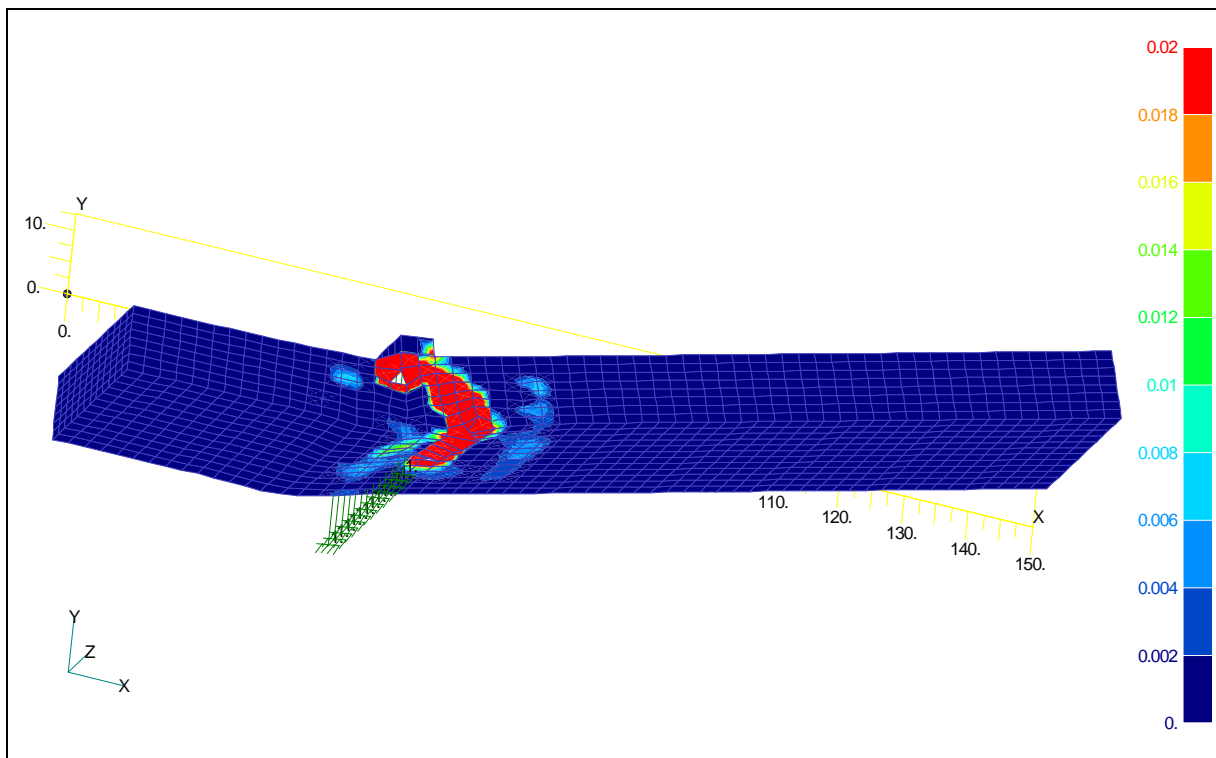


Abbildung 9-21: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem Carbontextil im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von 23,0 mm, dargestellt mit Trajektorien in x-Richtung (C-EP V0,0).

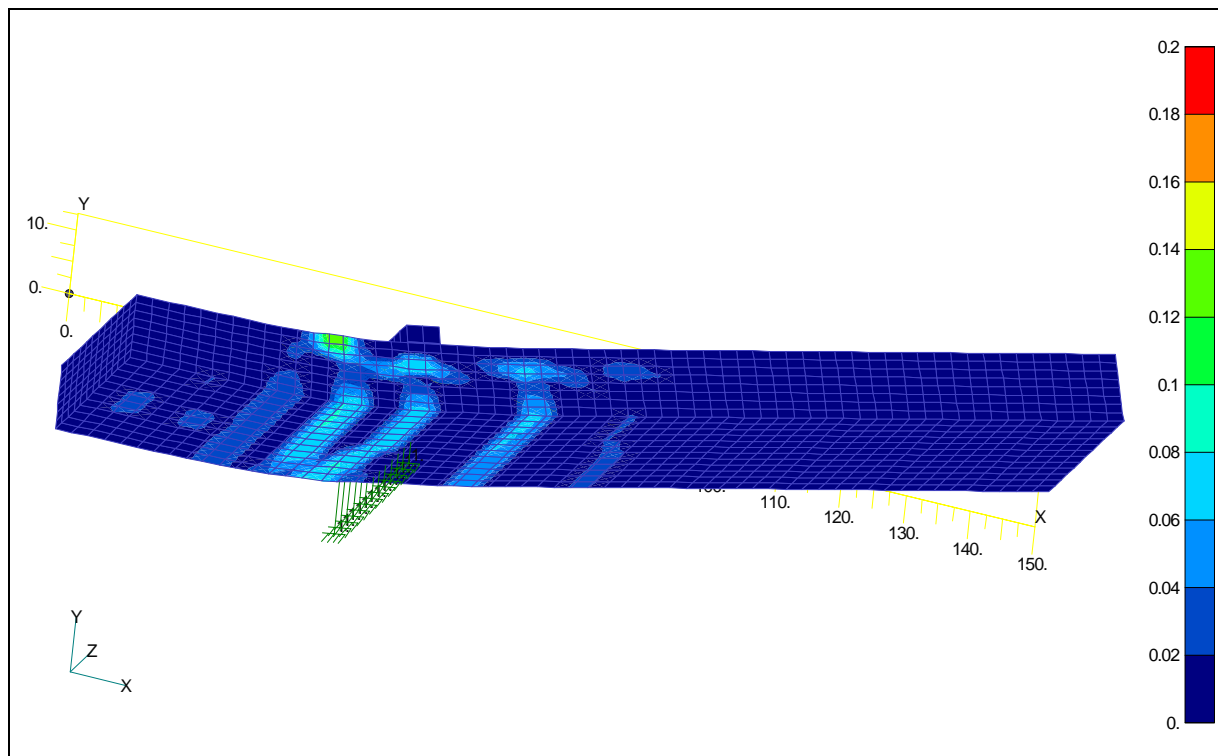


Abbildung 9-22: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem und besandetem Carbondtextil im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von 21,3 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EPS V0,0).

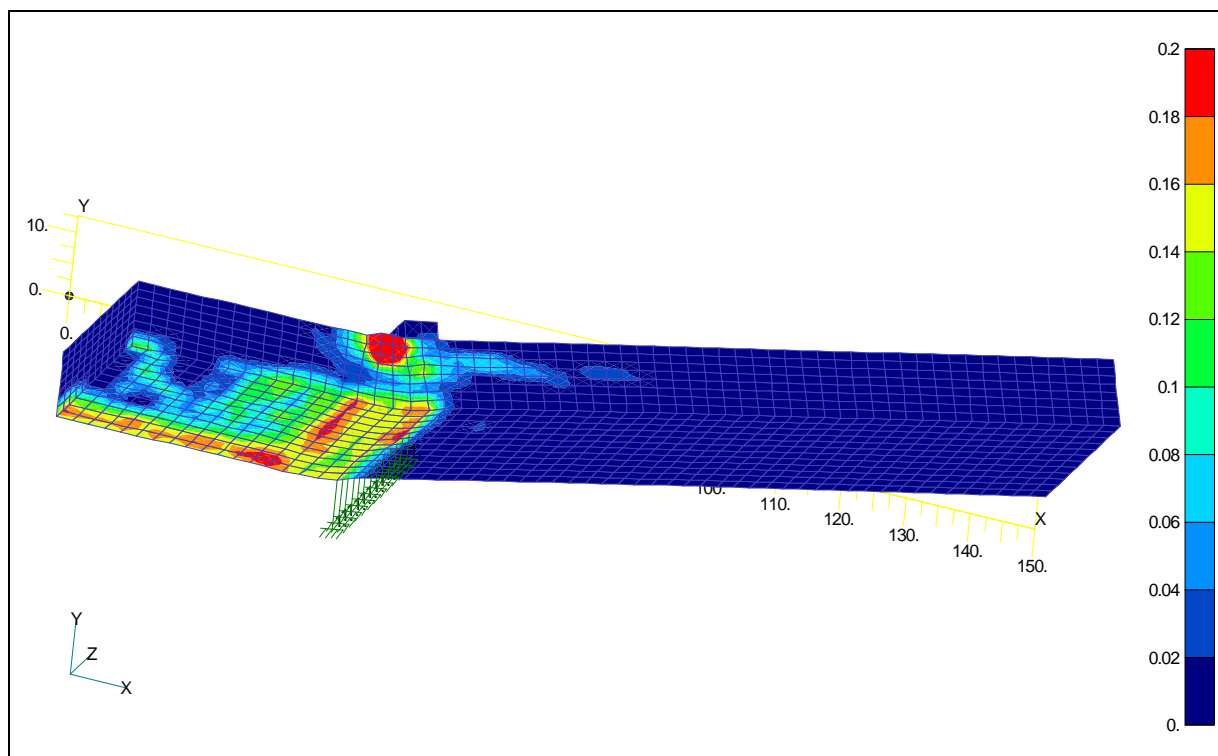


Abbildung 9-23: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem und besandetem Carbondtextil mit einer Vorspannung von 3,0 N/mm<sup>2</sup> im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von 18,8 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EPS V3,0).

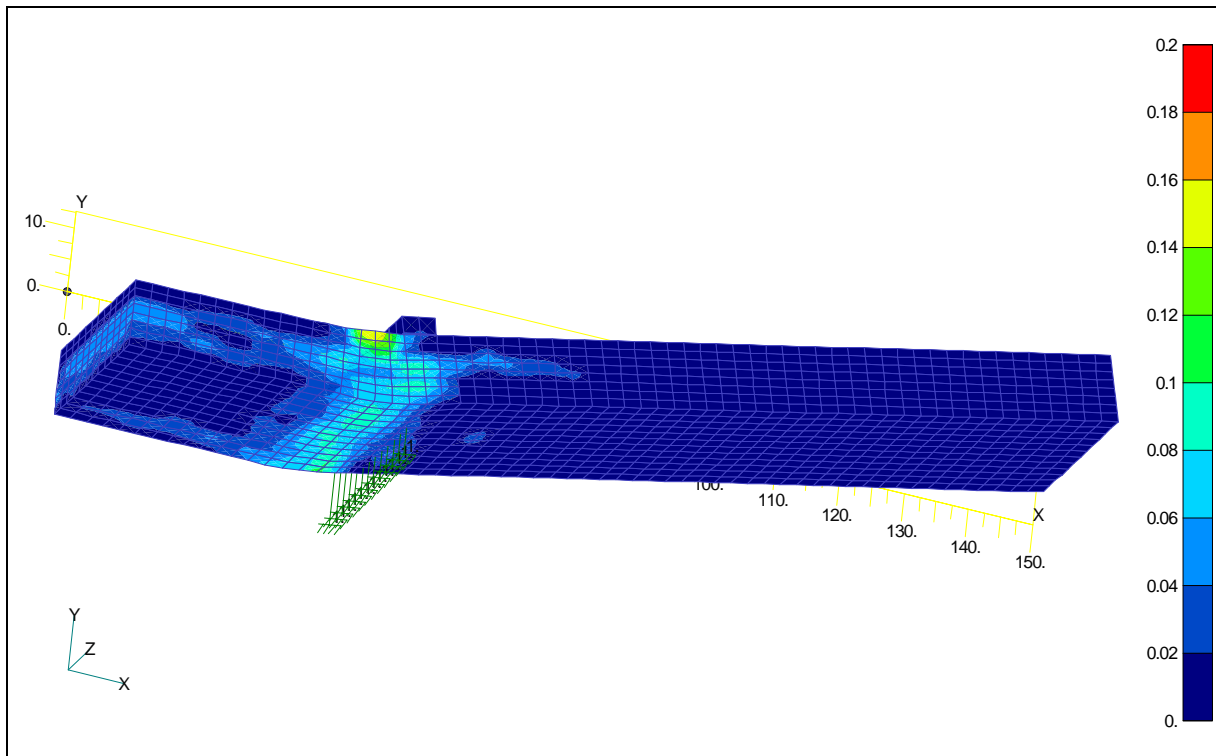


Abbildung 9-24: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem und besandetem Carbondtextil mit einer Vorspannung von  $6,0 \text{ N/mm}^2$  im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von  $19,6 \text{ mm}$ , dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EPS V6,0).

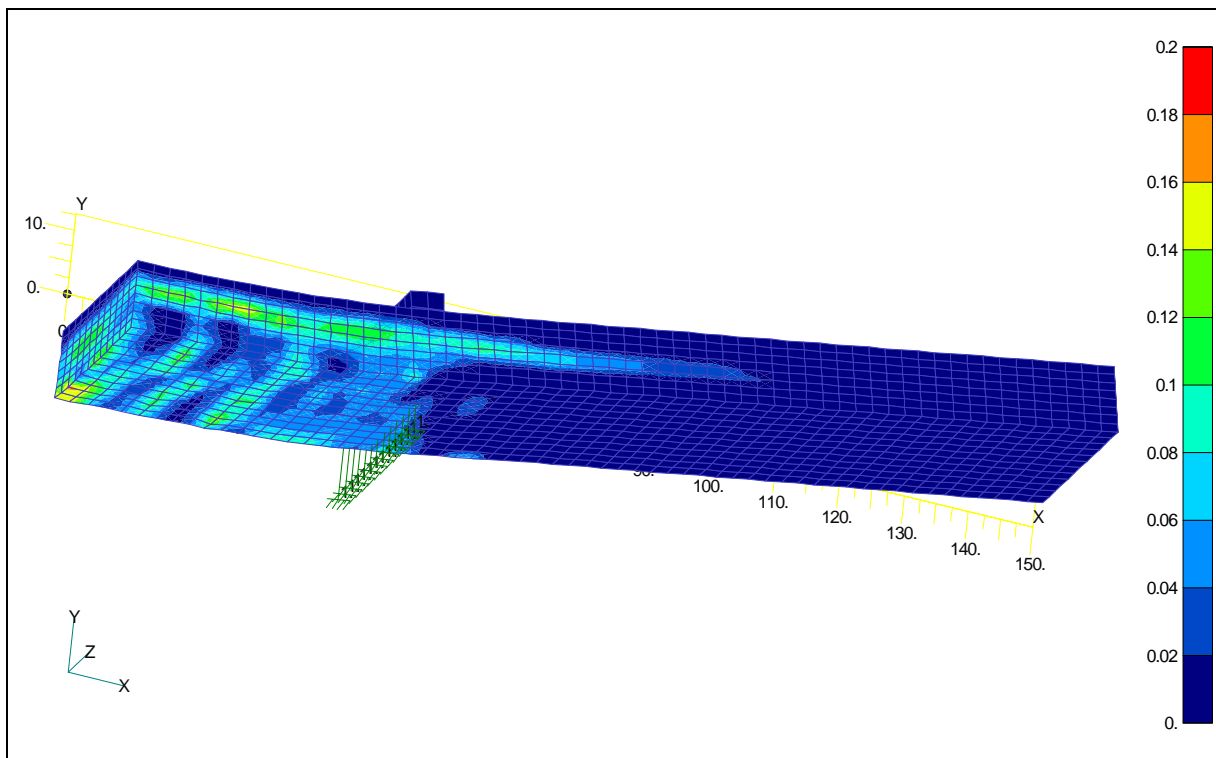


Abbildung 9-25: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem und besandetem Carbondtextil mit einer Vorspannung von  $9,0 \text{ N/mm}^2$  bei Maximallast und einer Durchbiegung von  $16,5 \text{ mm}$ , dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EPS V9,0).

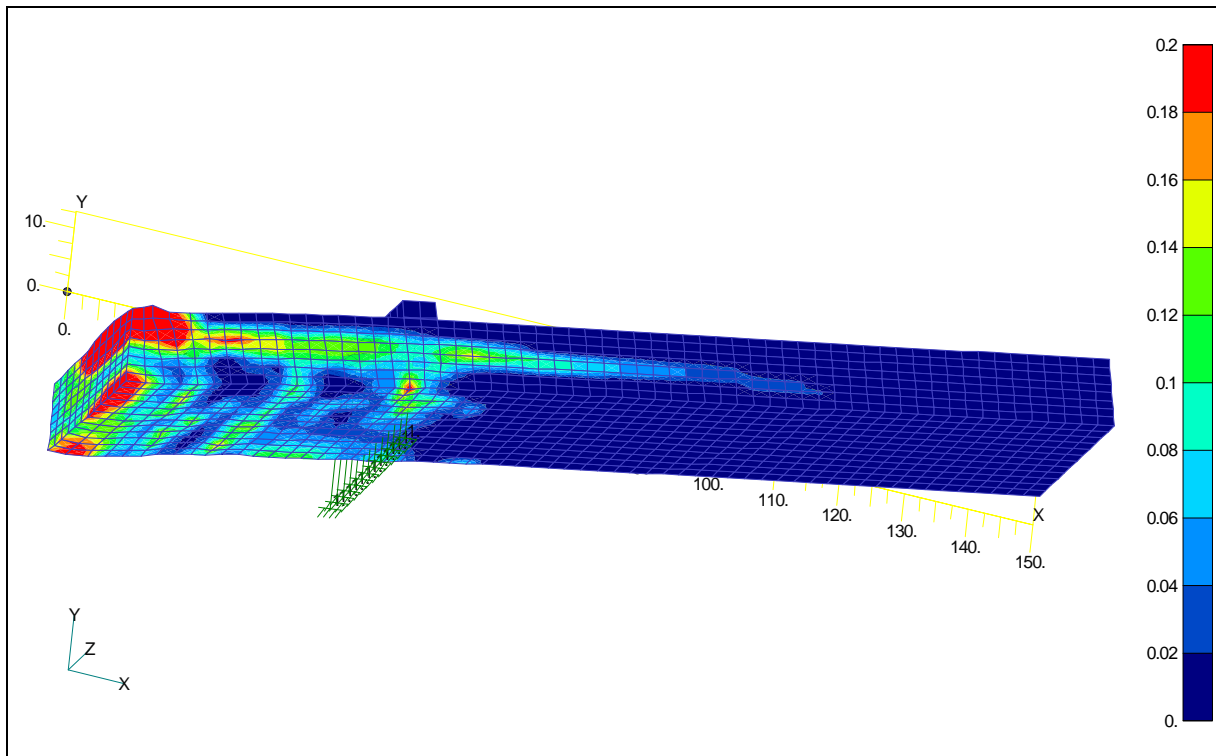


Abbildung 9-26: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit imprägniertem und besandtem Carbondtextil mit einer Vorspannung von  $9,0 \text{ N/mm}^2$  im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von  $25,3 \text{ mm}$ , dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C-EPS V9,0).

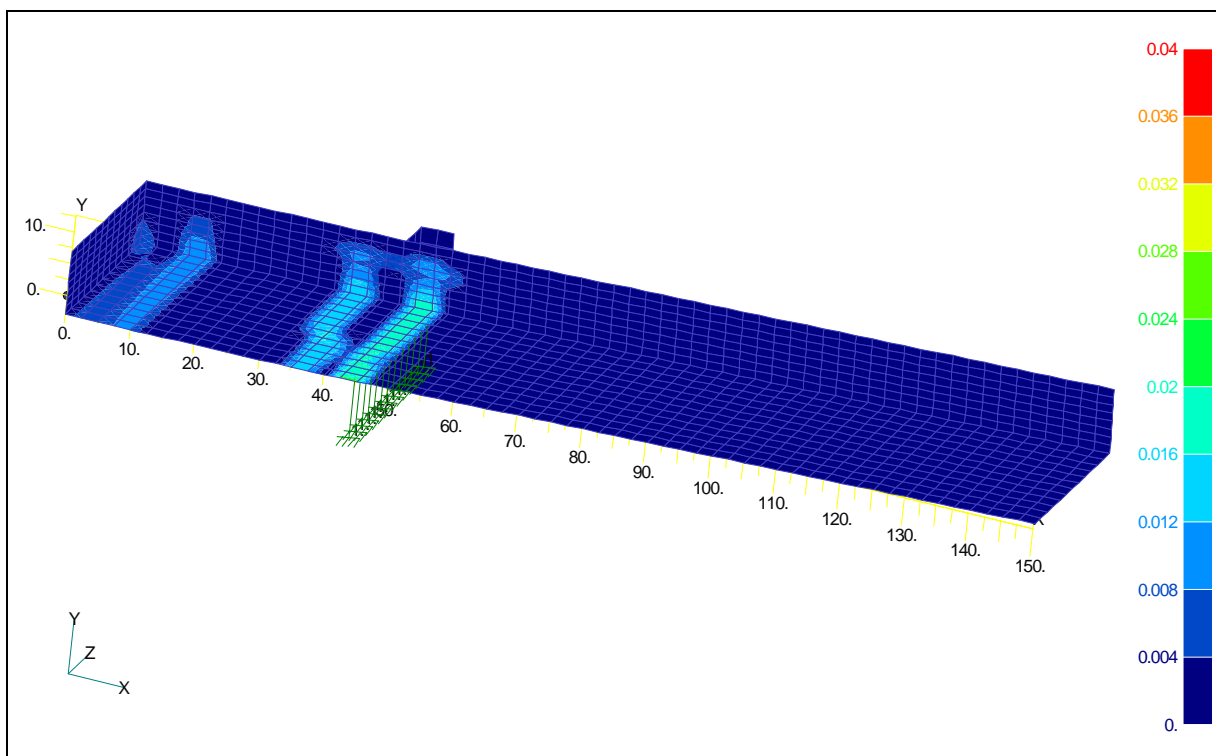


Abbildung 9-27: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit nicht imprägniertem Carbondtextil bei einer Durchbiegung von  $3,0 \text{ mm}$ , dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C V0,0).

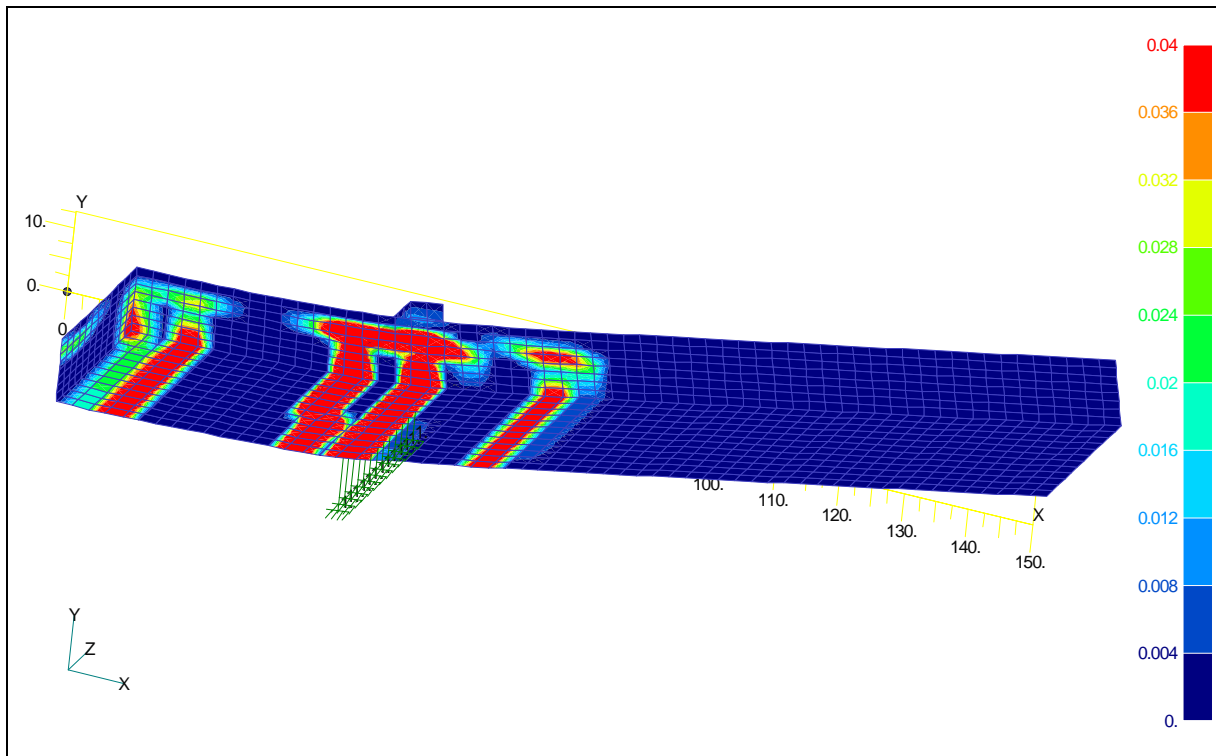


Abbildung 9-28: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit nicht imprägniertem Carbondtextil bei Maximallast und einer Durchbiegung von 17,4 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (C V0,0).

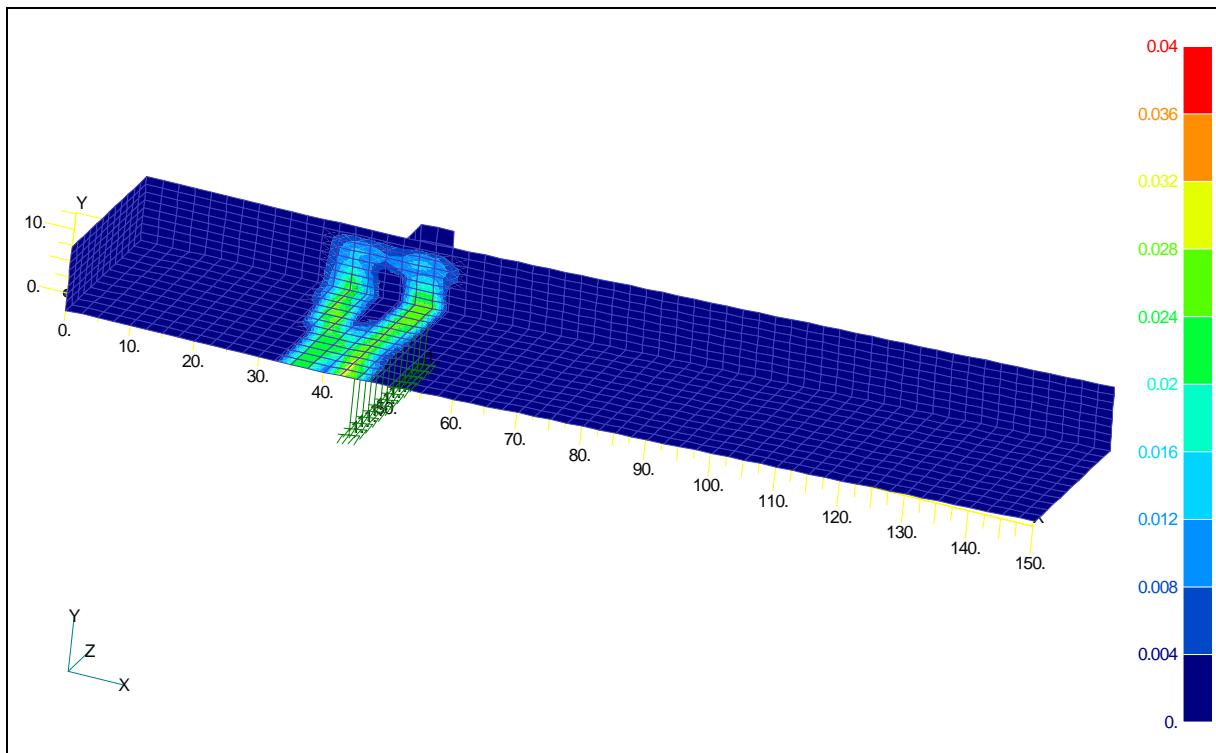


Abbildung 9-29: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit nicht imprägniertem AR-Glastextil bei Maximallast und einer Durchbiegung von 2,8 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (AR V0,0).

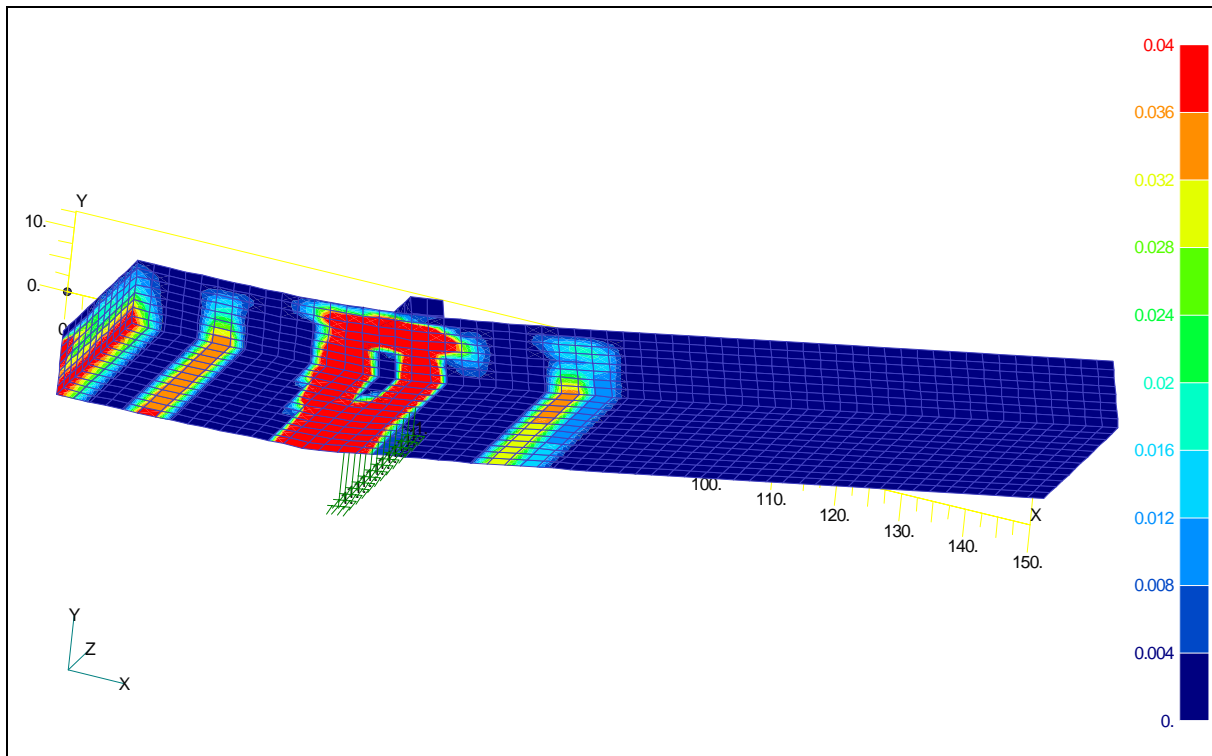


Abbildung 9-30: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit nicht imprägniertem AR-Glastextil bei Maximallast und einer Durchbiegung von 16,2 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (AR V0,0).

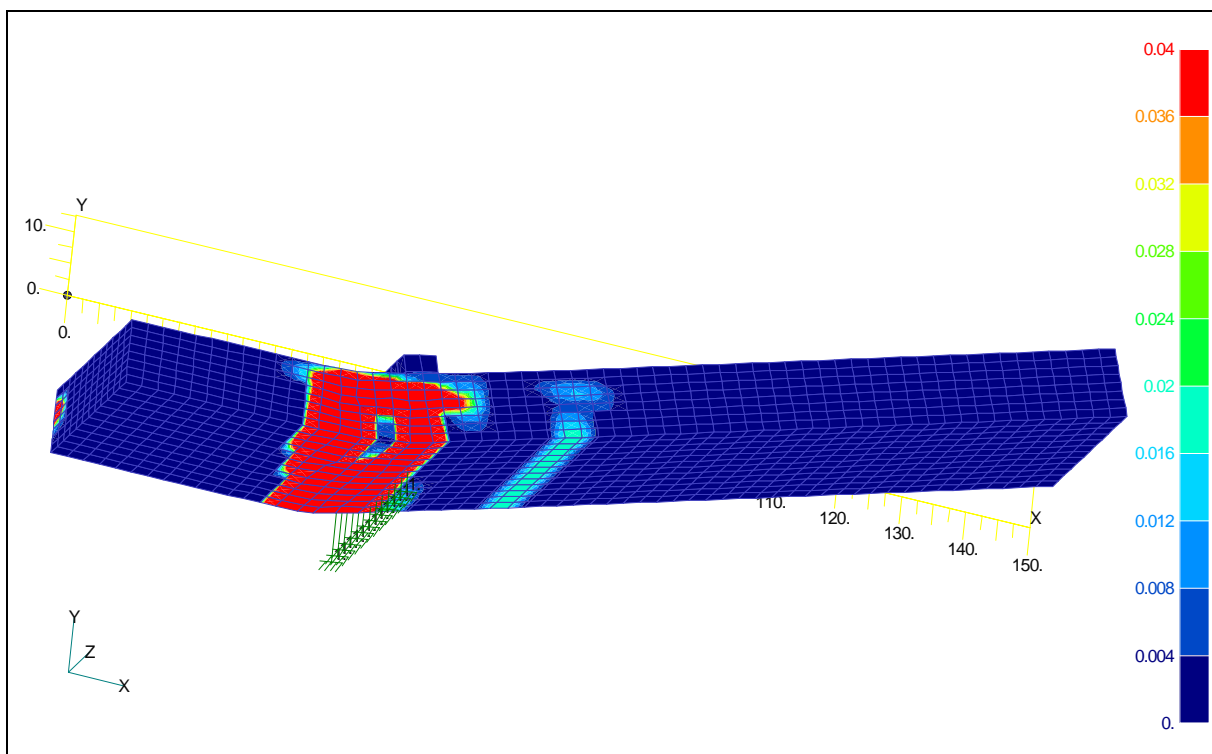


Abbildung 9-31: Ergebnisse einer Simulation eines Biegeversuches mit nicht imprägniertem AR-Glastextil im Nachbruchbereich bei einer Durchbiegung von 25,0 mm, dargestellt mit Hauptzugdehnungen (AR V0,0).

## 9.5 Anhang V (Bemessung)

**Tabelle 9-7: Experimentelle Einzelergebnisse von Biegeversuchen und errechnete Parameter aus der Bemessung (AR-Glas).**

Nr	Bezeichnung	Test-	$f'_c$	$E_C$	d	h	b	$A_f$	$F_{LOP}$	$F_{MOR}$	$f_{LOP}$	$f_{exp}$	$f_n$	$M_{exp}$	$M_n$	Ver-
		alter														sagen
		Tage	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	mm	mm	mm	mm <sup>2</sup>	N	N	mm	mm	mm	Nm	Nm	*
<b>AR V0,0</b>																
1	1	37	110	40000	4,9	9,5	61	5,58	126,2	198,9	0,540	15,0	3,2	8,3	12,0	F
2	2	37	110	40000	4,7	10	61	4,65	162,0	277,6	0,265	17,4	5,0	11,6	9,6	F
3	3	37	110	40000	5	10	61	5,58	156,9	450,5	0,435	18,9	16,4	18,8	12,3	F
4	4	37	110	40000	5,1	9,5	61	5,58	174,0	318,0	0,380	18,2	6,7	13,3	12,5	F
5	5	37	110	40000	4,9	10	61	5,58	158,0	294,0	0,350	18,0	5,9	12,3	12,0	F
6	6	37	110	40000	5,2	10	62	5,58	180,0	387,0	0,310	18,0	9,4	16,1	12,7	F
7	7	37	110	40000	5,1	9,5	61	5,58	150,0	362,0	0,320	17,5	11,4	15,1	12,5	F
<b>AR-EP V0,0</b>																
8	1	61	115	41000	3	11	59,5	4,65	223,0	321,6	0,240	35,4	3,1	13,4	10,2	B
9	2	61	115	41000	7,5	11	59,5	4,65	240,5	1237,2	0,132	20,3	22,7	51,5	44,5	F
10	3	61	115	41000	3	10,5	59,5	5,58	208,2	395,3	0,219	30,6	8,9	16,5	11,0	B
11	1-1	200	130	42000	6,8	11	60	5,58	408,8	1326,6	0,430	22,5	22,9	55,3	44,4	F
12	2-1	200	130	42000	4,1	11	60	5,58	377,4	378,6	0,389	0,39	1,3	15,8	19,8	B
13	3-1	200	130	42000	6,7	11	59,5	5,58	377,7	1282,8	0,399	20,5	23,2	53,4	43,1	F
14	4-1	200	130	42000	6,7	11	59,8	4,65	356,5	1175,4	0,338	20,8	24,0	49,0	40,1	F
15	5-1	200	130	42000	5,1	11,4	60	4,65	409,6	651,6	0,399	20,6	6,4	27,1	26,1	F
16	6-1	200	130	42000	8	11,5	59,7	5,58	386,7	1565,4	0,393	19,1	20,7	65,2	57,3	F
17	7-1	200	130	42000	7,3	11,1	60,2	5,58	353,1	1349,4	0,393	18,9	21,3	56,2	49,8	F
18	1-2	225	130	42000	3	11	61,2	4,65	376,2	377,4	0,421	0,42	1,2	15,7	11,3	B
19	2-2	225	130	42000	7,9	11	60,1	5,58	342,1	1294,2	0,409	20,9	17,5	53,9	56,4	F
20	3-2	225	130	42000	7,9	11,2	61	5,58	385,0	1395,0	0,398	20,8	18,6	58,1	56,9	F
21	4-2	225	130	42000	7,6	11,1	60,4	5,58	370,3	1290,6	0,403	19,3	18,5	53,8	53,2	F
22	5-2	225	130	42000	7,7	11,6	60,9	4,65	355,9	1122,6	0,375	17,3	17,0	46,8	46,5	B
23	6-2	225	130	42000	7,3	11,3	61,5	5,58	342,4	1231,2	0,387	21,4	19,0	51,3	50,4	B
24	7-2	225	130	42000	7,3	10,8	61,1	4,65	325,7	1185,0	0,426	22,3	21,5	49,4	44,1	F
25	8	225	130	42000	7,8	11,2	61,2	5,58	331,3	1490,4	0,379	19,7	21,1	62,1	55,8	F
<b>AR-EPS V0,0</b>																
26	1	31	115	40000	9,2	13,4	60,7	4,65	233,8	1971,0	0,176	21,7	23,9	82,1	62,2	B;D
27	2	31	115	40000	4,8	11,4	60,9	5,58	228,3	780,0	0,318	33,6	22,9	32,5	23,8	B
28	3	31	115	40000	7,9	12,4	60,7	5,58	217,8	1759,2	0,233	24,5	25,1	73,3	52,8	B;F
29	4	31	115	40000	8	13	60,4	4,65	272,9	1760,4	0,233	25,4	28,1	73,3	49,8	B;F
30	5	31	115	40000	8,4	13,2	60,5	4,65	244,5	1688,4	0,174	21,5	24,5	70,3	53,8	F
31	6	31	115	40000	8	13,2	60,9	4,65	232,4	1445,4	0,240	20,4	22,9	60,2	50,0	F
32	7	31	115	40000	7,9	12,6	60,8	5,58	243,4	1439,4	0,210	23,6	20,1	60,0	52,8	F
33	8	31	115	40000	8	12,7	61	5,58	211,5	1644,0	0,210	24,9	22,8	68,5	54,0	B

\* **B** = Versagen in der Betondruckzone, **D** = Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination, **F** = Faserversagen, **P** = Faser-Pullout

**Tabelle 9-8: Experimentelle Einzelergebnisse von Biegeversuchen und errechnete Parameter aus der Bemessung (AR-Glas, vorgespannt).**

Nr	Bezeichnung	Test- alter	$f'_c$	$E_C$	d	h	b	$A_f$	$F_{LOP}$	$F_{MOR}$	$f_{LOP}$	$f_{exp}$	$f_n$	$M_{exp}$	$M_n$	Ver- sagen
		Tage	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	mm	mm	mm	mm <sup>2</sup>	N	N	mm	mm	mm	Nm	Nm	*
<b>AR V1,5</b>																
34	1	30	110	41000	4,9	10	62	5,58	163,1	352,9	0,35	9,0	6,7	14,7	15,4	F
35	3	30	110	41000	4,5	10	60	4,65	176,2	361,3	0,35	9,4	7,2	15,1	11,9	F
36	4	30	110	41000	4,6	10	61	5,58	162,0	463,0	0,32	13,9	13,7	19,3	14,4	F
37	6	30	110	41000	4,7	10	61	5,58	176,0	378,0	0,54	9,6	7,4	15,8	14,8	F
38	7	30	110	41000	4,8	10	61	5,58	175,0	413,0	0,36	12,7	9,2	17,2	15,1	F
39	8	30	110	41000	4,9	10	61	5,58	173,0	486,0	0,43	15,3	13,0	20,3	15,4	F
<b>AR-EP V1,5</b>																
40	1	55	120	42000	4	9,5	59,5	4,65	215,6	793,2	0,40	30,7	38,8	33,1	17,8	B;F
41	2	55	120	42000	4,5	9,5	59,5	4,65	235,8	760,8	0,43	27,0	27,6	31,7	21,4	B;F
42	3	55	120	42000	4,5	9,5	60	4,65	210,5	883,1	0,41	30,7	39,6	36,8	21,5	B;F
43	1-1	203	130	42000	4,4	9,5	60,5	5,58	263,2	670,8	0,47	32,5	16,8	27,9	23,6	F
44	2-1	203	130	42000	4,6	9	60	4,65	276,6	762,6	0,57	31,4	23,9	31,8	23,3	F
45	3-1	203	130	42000	4,5	9,2	59,8	5,58	257,8	780,0	0,57	34,2	24,8	32,5	24,3	F
46	4-1	203	130	42000	5	9	59,8	4,65	248,5	744,6	0,52	26,6	22,9	31,0	26,5	F
47	5-1	203	130	42000	5,3	9,2	59,7	5,58	256,5	996,6	0,53	28,8	29,0	41,5	31,4	F
<b>AR-EP V3,0</b>																
48	1	203	130	42000	5,3	10	61	5,58	362,5	918,6	0,57	23,1	17,3	38,3	33,2	F
49	2	203	130	42000	4,5	9	61	4,65	315,6	747,0	0,65	28,7	19,0	31,1	23,8	F
50	3	203	130	42000	4,9	9,3	61,2	5,58	323,6	883,2	0,58	28,6	22,0	36,8	29,5	F
51	4	203	130	42000	5,5	10	61	4,65	436,6	974,4	0,65	23,1	15,7	40,6	32,5	F
52	5	203	130	42000	5,2	9,7	61	4,65	343,0	974,4	0,60	26,9	24,5	40,6	29,8	F
53	6	203	130	42000	4,7	9,4	61	5,58	327,8	801,0	0,66	27,7	17,9	33,4	27,6	F
<b>AR-EPS V3,0</b>																
54	1	50	110	41000	7	12,1	60	5,58	457,5	1240,8	0,39	18,5	13,1	51,7	46,3	B
55	2	50	110	41000	4,3	11,5	59,7	4,65	259,9	571,8	0,28	28,8	6,7	23,8	19,9	F
56	3	50	110	41000	7	11,2	60,2	5,58	396,8	1326,0	0,40	18,5	18,7	55,2	46,4	F
57	4	50	110	41000	6,3	11,2	59,9	4,65	396,8	910,8	0,44	11,5	10,0	37,9	36,2	F
58	5	50	110	41000	7,3	11,7	60,3	5,58	430,3	1569,6	0,39	21,1	21,3	65,4	49,5	F
59	6	50	110	41000	6,5	13,3	60,2	4,65	524,0	1127,4	0,30	18,0	7,4	47,0	38,1	F
60	7	50	110	41000	6,8	12,7	60,1	5,58	479,4	1257,6	0,37	17,1	12,1	52,4	44,3	B
61	8	50	110	41000	6,6	13,1	60,4	4,65	479,4	1105,2	0,31	16,4	8,6	46,0	39,1	F

\* **B** = Versagen in der Betondruckzone, **D** = Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination, **F** = Faserversagen, **P** = Faser-Pullout



**Tabelle 9-9: Experimentelle Einzelergebnisse von Biegeversuchen und errechnete Parameter aus der Bemessung (Aramid).**

Nr	Bezeichnung	Test- alter	$f'_c$	$E_C$	d	h	b	$A_f$	$F_{LOP}$	$F_{MOR}$	$f_{LOP}$	$f_{exp}$	$f_n$	$M_{exp}$	$M_n$	Ver- sagen
		Tage														
<b>ARA-EP V0,0</b>																
62	1	112	120	41000	7,2	11,4	60	5,34	334,4	1343,4	0,358	17,3	14,8	56,0	56,8	B
63	2	112	120	41000	7	11,4	60,4	5,34	316,9	1509,0	0,289	24,3	17,8	62,9	54,5	D
64	3	112	120	41000	7,3	11,2	60,5	5,34	318,2	1275,0	0,329	17,8	13,6	53,1	58,3	B;D
65	4	112	120	41000	4	11,2	60,2	5,34	331,7	532,2	0,358	20,7	5,7	22,2	21,8	D
66	5	112	120	41000	7,1	11,3	60,5	5,34	350,5	1343,4	0,329	17,4	15,1	56,0	55,8	D
67	6	112	120	41000	6,2	11,5	60,7	5,34	330,4	1437,6	0,329	22,9	21,6	59,9	44,9	D
68	7	112	120	41000	6,8	11,3	59,8	5,34	323,6	1148,4	0,358	16,8	13,9	47,8	51,7	D
69	8	112	120	41000	6,7	11,2	60,3	5,34	356,6	1244,7	0,369	18,3	15,5	51,9	50,7	B;D
<b>ARA-EPS V0,0</b>																
70	1	28	108	40000	6,4	11,1	59,5	5,34	87,3	1411,2	0,160	19,5	20,9	58,8	43,7	B;D
71	2	28	108	40000	6,8	10,5	59,5	4,45	103,8	1502,4	0,156	17,6	22,7	62,6	45,0	B;D
72	3	28	108	40000	7,3	10,4	59,5	5,34	103,8	1569,0	0,150	17,7	17,5	65,4	54,1	B;D
73	4	28	108	40000	7,2	10,4	59,6	5,34	110,8	1525,8	0,170	17,6	17,5	63,6	53,0	B;D
74	6	28	108	40000	7,7	10,5	59,1	4,45	106,1	1386,6	0,219	17,1	13,8	57,8	58,7	B;D
75	7	28	108	40000	7,3	10,4	59,6	5,34	88,8	1651,2	0,130	18,8	18,4	68,8	54,2	D
76	8	28	108	40000	7,7	10,8	58,7	5,34	110,4	1756,2	0,190	18,1	17,5	73,2	58,5	D
77	10	28	108	40000	7,5	10,8	59,3	5,34	86,0	1598,4	0,133	17,2	16,8	66,6	56,4	D

\* **B** = Versagen in der Betondruckzone, **D** = Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination, **F** = Faserversagen, **P** = Faser-Pullout

**Tabelle 9-10: Experimentelle Einzelergebnisse von Biegeversuchen und errechnete Parameter aus der Bemessung (Aramid, vorgespannt).**

Nr	Bezeichnung	Test- alter	$f'_c$	$E_C$	d	h	b	$A_f$	$F_{LOP}$	$F_{MOR}$	$f_{LOP}$	$f_{exp}$	$f_n$	$M_{exp}$	$M_n$	Ver- sagen
		Tage														
<b>ARA-EP V3,0</b>																
78	1	69	115	42000	5,5	10,7	60,4	5,34	341,0	1442,4	0,40	24,8	25,8	60,1	39,0	B
79	2	69	115	42000	5,4	10,8	60	5,34	357,2	1353,0	0,37	23,5	23,7	56,4	37,7	B
80	3	69	115	42000	5,6	10,3	60,1	5,34	303,4	1392,0	0,38	26,7	25,0	58,0	40,0	B
81	4	69	115	42000	5,3	10,7	60,3	5,34	308,9	1294,2	0,44	27,6	24,7	53,9	36,7	B;F
82	5	69	115	42000	5,2	9,7	60,3	5,34	250,5	1222,2	0,43	29,8	26,3	50,9	35,6	B;F
83	6	69	115	42000	5,2	9,5	59,8	5,34	248,2	1228,8	0,41	30,9	26,7	51,2	35,4	B;F
84	7	69	115	42000	5,3	9,7	60,6	5,34	245,7	1176,0	0,40	28,7	24,2	49,0	36,8	B
85	8	69	115	42000	5,3	9,8	60,4	5,34	264,2	1383,0	0,41	33,3	28,9	57,6	36,7	B;F
<b>ARA-EPS V3,0</b>																
86	1	28	108	41000	5,7	10	59,8	4,45	191,0	1357,8	0,34	26,3	27,2	56,6	36,7	B
87	2	28	108	41000	6	9,8	59,8	4,45	179,4	1355,4	0,39	25,2	25,0	56,5	39,8	B
88	3	28	108	41000	6	10,2	59,8	4,45	233,8	1402,8	0,38	22,6	23,8	58,4	39,8	B
89	4	28	108	41000	6	10	59,8	5,34	170,0	1476,0	0,32	25,5	24,1	61,5	42,9	B
90	5	28	108	41000	6	10,2	59,7	5,34	148,0	1422,6	0,27	27,7	23,5	59,3	42,8	B
91	7	28	108	41000	5,5	9,7	60	4,45	137,1	1269,0	0,41	27,5	29,0	52,9	34,7	B
92	8	28	108	41000	5,3	9,5	59,8	5,34	208,2	1413,0	0,41	32,9	28,6	58,9	35,2	B
93	10	28	108	41000	4,8	9,5	59,8	4,45	196,1	1148,4	0,49	33,0	29,9	47,8	27,9	B

\* **B** = Versagen in der Betondruckzone, **D** = Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination, **F** = Faserversagen, **P** = Faser-Pullout

**Tabelle 9-11: Experimentelle Einzelergebnisse von Biegeversuchen und errechnete Parameter aus der Bemessung (Carbon).**

Nr	Bezeichnung	Test-	$f'_c$	$E_C$	d	h	b	$A_f$	$F_{LOP}$	$F_{MOR}$	$f_{LOP}$	$f_{exp}$	$f_n$	$M_{exp}$	$M_n$	Ver-
		alter														
<b>C V0,0</b>																
94	1	34	110	42000	6	10	60	5,7	132,8	707,5	0,187	9,6	11,4	29,5	32,8	B
95	2	34	110	42000	5,9	10	60	5,7	150,0	695,9	0,335	13,8	11,4	29,0	32,2	B
96	3	34	110	42000	5,7	10	60	5,7	99,6	664,7	0,245	13,1	12,1	27,7	31,1	B
97	4	34	110	42000	6	10	60	5,7	120,8	747,3	0,201	10,7	12,2	31,1	32,8	B
<b>C-EP V0,0</b>																
98	1	28	108	40000	6	11,1	61,5	5,7	204,3	1062,8	0,243	14,7	10,2	44,3	51,6	D
99	2	28	108	40000	6	11	61	5,7	200,3	1339,6	0,246	16,6	13,0	55,8	51,3	D
100	3	28	108	40000	6	11,5	61	5,7	118,4	1208,1	0,194	18,3	11,8	50,3	51,3	D
101	4	28	108	40000	5,5	11	60,5	5,7	205,6	1085,7	0,281	14,7	12,8	45,2	44,1	D
102	1-1	66	115	41000	6,5	9,5	59,5	5,7	77,2	1257,3	0,183	16,8	10,3	52,4	60,2	D
103	2-1	66	115	41000	3	10	60,5	5,7	168,3	510,0	0,355	25,8	18,2	21,3	16,4	B
104	3-1	66	115	41000	3	9,5	60,5	4,75	177,3	544,6	0,377	27,0	22,3	22,7	15,6	B
105	4-1	66	115	41000	6,5	10	58,5	4,75	81,6	1451,0	0,191	17,5	13,7	60,5	56,0	D
106	5-1	66	115	41000	7	10,5	59	5,7	109,0	1704,6	0,155	15,8	11,8	71,0	67,7	D
<b>107</b>	<b>1-2</b>	252	130	42000	5,1	9,5	60,5	4,75	223,0	1199,4	0,433	20,4	18,9	50,0	41,5	B
108	2-2	252	130	42000	4,2	9,7	60,6	5,7	227,0	853,2	0,422	21,9	17,4	35,5	31,8	B
109	3-2	252	130	42000	6	9,9	60,6	5,7	208,7	1619,4	0,344	21,4	15,6	67,5	57,9	D
110	4-2	252	130	42000	5,8	10,1	61	5,7	213,9	1465,8	0,368	16,2	15,2	61,1	54,9	B
<b>111</b>	<b>5-2</b>	252	130	42000	6,3	10,2	60,2	5,7	224,5	1414,8	0,322	16,5	12,2	58,9	62,5	B
<b>C-EP2 V0,0</b>																
112	1	54	115	41000	4,4	11,9	59,8	1,9	335,8	505,8	0,306	21,8	4,1	21,1	21,5	B
113	2	54	115	41000	8,6	12,6	59	1,9	314,3	1203,4	0,240	15,9	12,2	50,1	50,4	F
114	3	54	115	41000	6,2	12	59,8	1,9	299,4	1077,6	0,265	19,7	20,3	44,9	36,3	F
115	4	54	115	41000	8,3	12,8	60,5	1,9	338,4	1464,6	0,245	17,4	16,1	61,0	48,6	F
116	1-1	181	128	42000	3,6	10,9	60,7	2,375	382,9	569,4	0,426	22,2	5,6	23,7	18,2	B
117	2-1	181	128	42000	4	12,9	61,1	2,85	517,5	517,5	0,368	0,37	1,0	21,6	23,2	B
<b>C-EPS V0,0</b>																
118	5	28	108	42000	6,5	11,3	60,5	5,7	209,8	1351,8	0,219	9,8	10,6	56,3	58,4	D
<b>119</b>	<b>8</b>	28	108	42000	6,4	12	60,4	4,75	266,3	1234,8	0,233	12,5	10,6	51,5	53,4	D
<b>120</b>	<b>3-1</b>	29	108	42000	7,2	11,3	60,1	5,7	209,8	1659,0	0,291	13,6	10,5	69,1	68,9	D
<b>121</b>	<b>4-1</b>	29	108	42000	6,7	11	59,7	5,7	176,6	1645,2	0,316	12,5	12,4	68,5	60,8	D

\* **B** = Versagen in der Betondruckzone, **D** = Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination, **F** = Faserversagen, **P** = Faser-Pullout

**Tabelle 9-12: Experimentelle Einzelergebnisse von Biegeversuchen und errechnete Parameter aus der Bemessung (Carbon, vorgespannt).**

Nr	Bezeichnung	Test- alter	$f'_c$	$E_C$	$d$	$h$	$b$	$A_f$	$F_{LOP}$	$F_{MOR}$	$f_{LOP}$	$f_{exp}$	$f_n$	$M_{exp}$	$M_n$	Ver- sagen
		Tage	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	mm	mm	mm	mm <sup>2</sup>	N	N	mm	mm	mm	Nm	Nm	
<b>C V2,5</b>																
122	1	34	110	41000	4,7	9	59	5,7	111,5	361,6	0,27	17,9	7,9	15,1	25,9	P
123	2	34	110	41000	5,3	10	59	5,7	143,0	305,0	0,24	9,7	3,1	12,7	29,7	P
124	3	34	110	41000	4,5	8,5	59	5,7	106,7	287,8	0,34	20,6	6,0	12,0	24,7	P
125	4	34	110	41000	4	8	59	5,7	87,3	262,1	0,30	25,1	7,7	10,9	21,5	P
126	5	34	110	41000	5	9,5	59	5,7	114,2	376,8	0,20	14,9	7,2	15,7	27,8	P
127	6	34	110	41000	4,9	9	59	5,7	99,4	315,3	0,41	19,3	6,3	13,1	27,2	P
128	7	34	110	41000	4	8	59	5,7	90,0	294,8	0,27	23,5	9,2	12,3	21,5	P
	8	34	110	41000	3,8	8	59	5,7	98,0	310,2	0,32	29,2	10,3	12,9	20,3	P
<b>C-EP2 V1,5</b>																
129	1	146	100	40000	4,8	10,4	60,5	2,85	263,9	671,2	0,48	17,1	10,1	28,0	28,5	B
130	2	146	100	40000	4,6	10,2	60,1	1,9	245,6	495,0	0,40	15,7	6,1	20,6	19,3	B
131	3	146	100	40000	5,3	11,8	60,6	2,375	421,8	842,1	0,37	19,4	6,4	35,1	27,6	B
132	4	146	100	40000	5,2	11,4	61	1,9	405,0	520,7	0,36	12,8	1,5	21,7	22,1	B
<b>C-EP V1,5</b>																
133	1	247	100	40000	5,4	10,6	59,8	5,7	411,0	1218,6	0,37	15,9	12,4	50,8	43,8	B;D
<b>134</b>	<b>3</b>	247	100	40000	5,6	11,2	61,3	5,7	418,4	1309,2	0,44	18,8	12,3	54,5	47,2	B;D
135	4	247	100	40000	5,3	11,8	61	5,7	396,5	1001,4	0,47	15,5	8,3	41,7	43,0	B
<b>136</b>	<b>5</b>	247	100	40000	5,3	10,6	61,2	5,7	354,3	1100,4	0,44	19,4	11,8	45,8	43,1	D
137	6	247	100	40000	5	10,4	61,2	5,7	295,6	1176,0	0,40	19,8	15,7	49,0	39,2	D
138	7	247	100	40000	5	9,9	60,9	5,7	293,5	1177,2	0,48	19,4	16,0	49,1	39,1	B;D
139	8	247	100	40000	5	10,4	61,4	4,75	287,2	1087,8	0,49	18,9	16,0	45,3	36,7	D
<b>C-EP2 V2,5</b>																
140	1	125	100	40000	6,6	12,1	59,5	1,9	473,9	1119,2	0,37	18,5	10,2	46,6	29,1	F
141	2	125	100	40000	7,2	11,9	57,5	2,375	435,7	1305,2	0,41	17,2	13,0	54,4	39,1	F
142	3	125	100	40000	6	11,5	57,7	1,9	357,0	1078,5	0,41	20,9	16,5	44,9	26,2	F
143	4	125	100	40000	5,9	11,7	56,8	1,9	407,3	1123,7	0,40	20,9	15,5	46,8	25,7	F
<b>C-EP2 V3,0</b>																
144	1	162	130	42000	6,5	10,9	60,9	2,85	493,4	1303,4	0,49	13,6	12,7	54,3	42,5	F
145	2	162	130	42000	7	11,1	62	1,9	419,0	976,7	0,45	13,4	8,9	40,7	31,6	F
146	3	162	130	42000	6,3	10,9	60,3	2,85	493,4	1085,4	0,46	15,2	9,0	45,2	41,1	F
<b>C-EP V3,0</b>																
147	1	66	105	41000	4	10,5	61	5,7	256,7	871,2	0,46	20,1	16,1	36,3	28,2	D
148	2	66	105	41000	5	10	61,5	5,7	221,7	1378,3	0,30	20,6	19,7	57,4	40,9	D
149	3	66	105	41000	5,5	10	61,5	5,7	235,1	1106,0	0,34	21,0	12,5	46,1	47,8	D
150	4	66	105	41000	4,5	8,5	61	5,7	177,4	1161,0	0,46	25,7	21,4	48,4	34,2	D
151	5	66	105	41000	6,5	10,5	61,5	5,7	233,8	1493,3	0,43	18,4	11,9	62,2	62,7	D
152	1-1	252	130	42000	4,8	10	61,3	5,7	311,7	1018,2	0,53	20,7	13,6	42,4	43,7	B;D
153	2-1	252	130	42000	6	10,5	61,5	5,7	327,8	1757,4	0,55	18,6	16,5	73,2	62,9	D
154	3-1	252	130	42000	4,8	9,5	61,1	5,7	278,0	1243,2	0,50	22,2	18,7	51,8	43,6	B;D
<b>C-EPS V3,0</b>																
155	1	28	110	40000	6,5	11	59,7	5,7	266,0	1756,8	0,31	13,6	13,7	73,2	63,4	B
156	2	28	110	40000	6,4	11,6	60,1	5,7	314,4	1954,2	0,36	14,8	15,3	81,4	62,0	B
157	3	28	110	40000	6,5	11,7	60	5,7	346,5	2186,4	0,33	15,3	16,7	91,1	63,6	B
<b>158</b>	<b>4</b>	28	110	40000	6,5	12,1	60,3	4,75	318,3	1610,4	0,29	15,6	12,7	67,1	59,5	B
159	5	28	110	40000	5,9	10,9	60,1	4,75	263,2	1527,0	0,39	17,9	16,0	63,6	50,8	B
160	6	28	110	40000	5,8	11	59,9	5,7	196,1	1720,8	0,29	18,3	17,7	71,7	52,8	B
<b>161</b>	<b>7</b>	28	110	40000	6	11,7	60,1	5,7	270,0	1524,0	0,31	16,4	13,3	63,5	55,9	B
162	8	28	110	40000	6,1	11,5	60,1	5,7	264,5	1533,6	0,22	17,5	13,1	63,9	57,4	B

\* **B** = Versagen in der Betondruckzone, **D** = Versagen in der Bewehrungsebene durch Delamination, **F** = Faserversagen, **P** = Faser-Pullout

## 9.6 Anhang VI (Kosten-/Nutzenvergleich)

Die in Abbildung 9-32 und Abbildung 9-33 aufgeführten Kosten für die Textilien beziehen sich auf eine Produktionsmenge von 1000 lfm bei einer Textilbreite von 1,27 m. Die in Abbildung 9-33 zugrunde gelegte theoretischen Festigkeit entspricht der Festigkeit eines Einzelfilaments. Als nutzbare Festigkeit wird dagegen die tatsächlich in experimentellen Bauteiluntersuchungen ermittelte Festigkeit des in Beton eingebetteten Textils definiert. Grundlage für den relativen Kostenvergleich ist das nicht imprägnierte AR-Glastextil.

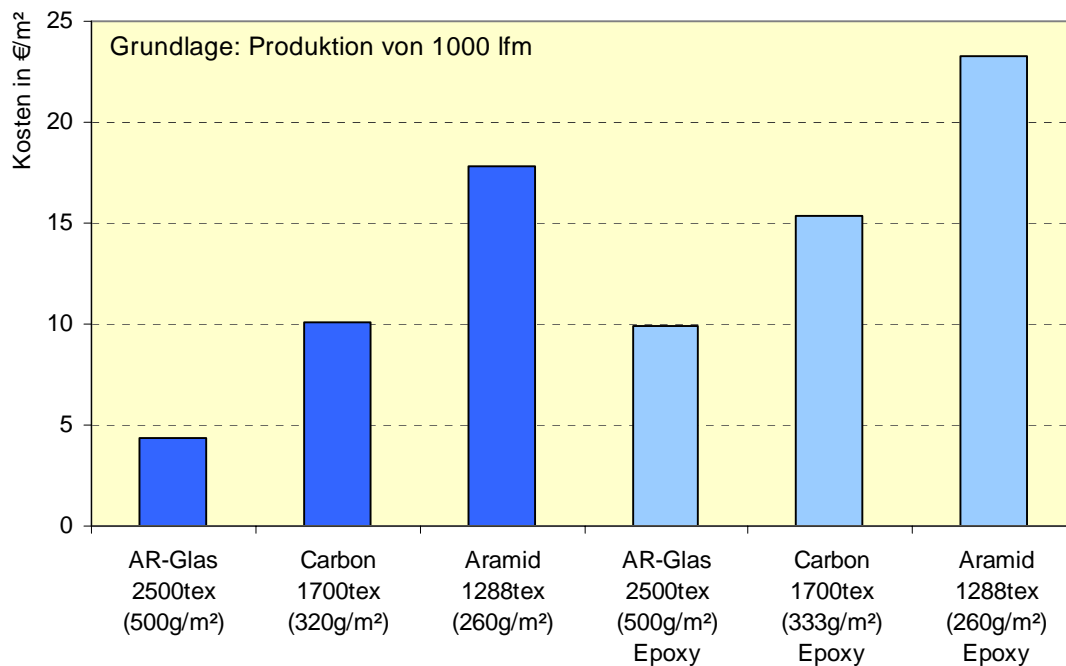


Abbildung 9-32: Ungefähre Marktpreise ausgewählter textiler Gelege (Stand 2003).

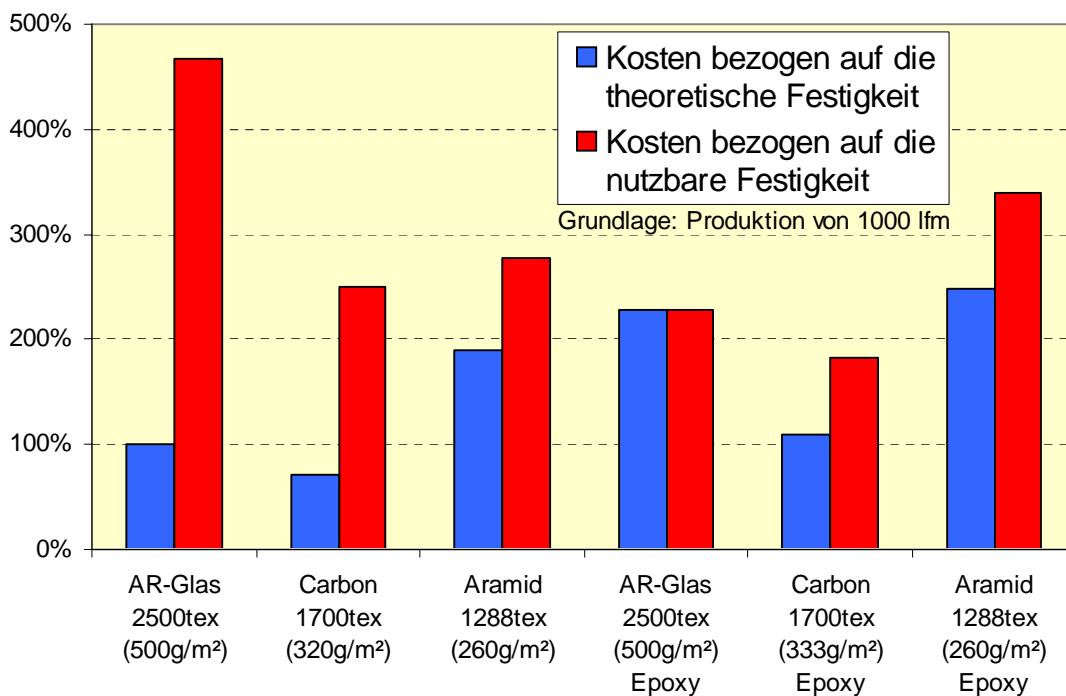


Abbildung 9-33: Exemplarischer Kosten-/Nutzenvergleich ausgewählter textiler Gelege (Stand 2003).

**Lebenslauf**

Name: Markus Krüger  
Geboren: 17. Februar 1971 in Essen  
Eltern: Heinrich Krüger und Sabine Krüger geb. Roggenbuck

**Ausbildung**

Sept. 1977 – Juli 1981	Grundschule Essen
Sept. 1981 – Juli 1982	Gymnasium Essen-Überruhr
Sept. 1982 – Juni 1985	Gymnasium Internat St. Kaspar, Bad Driburg-Neuenheerse
Aug. 1985 – Mai 1990	Carl-Humann-Gymnasium, Essen-Steele
Mai 1990	Abitur
Okt. 1991 – März 1998	Studium des Bauingenieurwesens, Universität Dortmund (Fachrichtung: Fachrichtung Bauproduktion und Bauwirtschaft)
April 1998 – Sep. 2003	Aufbaustudium zum Wirtschaftsingenieur, Fernuniversität Hagen (Fachrichtung: Allgemeine Betriebswirtschaftslehre)

**Berufliche Tätigkeit:**

Seit April 1998                      Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstoffe im  
Bauwesen an der Universität Stuttgart