

## **Textilbeton in Theorie und Praxis**



# **Textilbeton in Theorie und Praxis**

Tagungsband zum

## **6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)**

Gemeinsames Abschlusskolloquium der  
Sonderforschungsbereiche 528 (Dresden) und 532 (Aachen)

Berlin, 19.9.2011 – 20.9.2011

Herausgegeben von

**Manfred Curbach und Regine Ortlepp**

Sonderforschungsbereich 528  
Technische Universität Dresden

Herausgeber:

Manfred Curbach und Regine Ortlepp  
Sonderforschungsbereich 528  
Technische Universität Dresden  
Helmholtzstraße 10  
D-01069 Dresden

Die Deutsche Bibliothek – CIP-Einheitsaufnahme:

**Textilbeton in Theorie und Praxis:** Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6) in Berlin am 19. und 20.9.2011 / Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, herausgegeben von Manfred Curbach und Regine Ortlepp. – Dresden : Technische Universität, 2011. – 444 S.

ISBN 978-3-86780-245-1

NE: Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken <6, 2011, Berlin>; Sonderforschungsbereich Textile Bewehrungen zur Bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung <Dresden>; Curbach, Manfred [Hrsg.]; Ortlepp, Regine [Hrsg.]

© Die Autoren und die Technische Universität Dresden

Alle Rechte, insbesondere die der Übersetzung in andere Sprachen, vorbehalten. Kein Teil dieses Buches darf ohne die schriftliche Genehmigung der Herausgeber in irgendeiner Form – durch Fotokopie, Mikrofilm oder irgendein anderes Verfahren – reproduziert oder in eine von Maschinen, insbesondere von Datenverarbeitungsmaschinen, verwendbare Sprache übertragen werden.

All rights reserved (including those of translation into other languages). No part of this book may be reproduced in any form – by photoprint, microfilm, or any other means – nor transmitted or translated into a machine language without written permission from the editors.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen, Handelsnamen oder sonstigen Kennzeichen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass diese von Jedermann frei benutzt werden dürfen. Vielmehr kann es sich auch dann um eingetragene Warenzeichen oder sonstige gesetzlich geschützte Kennzeichen handeln, wenn sie als solche nicht eigens markiert sind.

Product, corporate and/or professional association may be registered trademarks and are used only for identification and/or explanation, without intent to infringe.

Auflage: 400 Stück

Druck und Bindung: addprint AG, Am Spitzberg 8a, 01728 Bannewitz



## Vorwort der Herausgeber

Dies ist der Tagungsband zum 6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS6) – dem gemeinsamen Abschlusskolloquium der beiden Sonderforschungsbereiche SFB 528 “Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung” an der TU Dresden und SFB 532 “Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuen Technologie” an der RWTH Aachen.

CTRS6 ist Teil einer Serie von Kolloquien, die seit 2001 von den beiden Sonderforschungsbereichen 528 (Dresden) und 532 (Aachen) abwechselnd organisiert werden. Das erste Kolloquium fand als „1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532“ in Aachen statt, das zweite unter dem Titel „2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2)“ mit internationaler Beteiligung 2003 in Dresden. Auf Initiative von Prof. Brameshuber wurde das 3. Kolloquium unter der Schirmherrschaft von RILEM stark international ausgerichtet und trug den Titel „1<sup>st</sup> International Conference Textile Reinforced Concrete (ICTRC)“. Das 4. Kolloquium fand 2009 unter dem Titel CTRS4 wieder in Dresden statt – diesmal mit deutlichem Bezug auf den Praxistransfer in Kombination mit der 1. Anwendertagung des TUDALIT-Markenverbandes. Im Jahr 2010 wurde das 5. Kolloquium an der RWTH Aachen im Rahmen der International RILEM Conference on Material Science (MATSCI) als 2<sup>nd</sup> ICTRC veranstaltet.

Dieses Kolloquium ist nun das sechste in dieser Reihe und wird wieder vom Dresdner SFB 528, allerdings diesmal zentral gelegen in Berlin, organisiert. Wir haben uns dazu entschlossen, die (in Dresden) gewählte Bezeichnung beizubehalten – daher die Abkürzung CTRS6. Eine wichtige Zielgruppe sind, im Gegensatz zur internationalen Ausrichtung in Aachen, die Anwender, sodass das Kolloquium wieder zusammen mit der 3. Anwendertagung des TUDALIT-Markenverbandes organisiert und durchgeführt wird.

Nach Abschluss der Förderung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) geben Nachwuchswissenschaftlerinnen und -wissenschaftler der beiden Sonderforschungsbereiche 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“ (TU Dresden) und 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuen Technologie“ (RWTH Aachen) einen Überblick über den erreichten Stand der Forschung. Zu den 26 Referentinnen und Referenten aus Aachen und Dresden kommen vier Gastredner.

Der Austausch von Erkenntnissen, Meinungen und Ansichten – kurz die Diskussion – ist wesentliche Quelle für den Fortschritt und damit Anlass für Konferenzen. Damit das Ergebnis der Diskussion bereits zumindest zum Teil in den vorab gedruckten Tagungsunterlagen sichtbar wird, haben wir uns entschlossen, ein aufwändiges Begutachtungsverfahren für alle

Beiträge des Kolloquiums durchzuführen. Jeder Beitrag wurde durch jeweils zwei – für die Verfasser anonyme – Gutachter beurteilt. Die Gutachten wurden durch jeweils einen Wissenschaftler aus dem SFB 528 in Dresden und einen Wissenschaftler aus dem SFB 532 in Aachen angefertigt. Wir möchten an dieser Stelle den Gutachtern für ihre Mithilfe danken. Sie haben damit ganz wesentlich zu der hohen fachlichen Qualität des Tagungsbandes beigetragen.

Abschließend sei der Hinweis ergänzt, dass alle Beiträge parallel in Form einer Open Access-Veröffentlichung in Farbe publiziert werden. Diese Art der Veröffentlichung leistet einen wichtigen Beitrag nicht nur bei der Verbreitung der mit Förderung der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) entstandenen Forschungsergebnisse, sondern auch bei der Markteinführung des textilbewehrten Betons, indem die Erkenntnisse Jedermann zur Verfügung stehen.

Manfred Curbach und Regine Ortlepp

Dresden, September 2011

## Vorwort der Sprecher

Seit nunmehr über einem Jahrzehnt arbeiten die beiden Sonderforschungsbereiche 528 und 532 der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) an der Verwendung technischer Textilien im Bauwesen. An der RWTH Aachen (SFB 532) wurde in erster Linie der innovative Verbundwerkstoff „Textilbewehrter Beton“ untersucht, wobei das Ziel dünnwandige und hochbelastbare Betonbauteile waren. An der TU Dresden (SFB 528) wurde in erster Linie die Verwendung von technischen Textilien für die Verstärkung und Instandsetzung von Stahlbetontragwerken oder Holzbauteilen erforscht, um eine wirtschaftlich und technisch attraktive Alternative für die aktuellen Herausforderungen im Bauwesen anbieten zu können.

Aber eine innovative Idee allein reicht nicht aus. Deshalb möchten sich die Sprecher der beiden SFB an erster Stelle bei der DFG für ihre Förderung der beiden Sonderforschungsbereiche bedanken, ohne die die erfolgreiche Erforschung des innovativen Baustoffs Textilbeton nicht möglich gewesen wäre. Die Hauptverantwortung bei der Organisation des CTRS6 oblag Dr. Regine Ortlepp, wofür ihr an dieser Stelle herzlich gedankt werden soll. Als Mit Herausgeberin des vorliegenden Tagungsbandes war sie außerdem verantwortlich für dessen Erstellung, für die Koordination der Reviews und die Zusammenarbeit mit dem Aachener SFB. Unterstützung bei der Organisation der Tagung erhielt Dr. Ortlepp vor allem von Cornelia Dehne vom Institut für Massivbau der TU Dresden und von Kerstin Schön vom Deutschen Zentrum Textilbeton (DZT), denen ebenfalls herzlich gedankt werden soll. Des Weiteren möchten wir Dr. Norbert Will (Institut für Massivbau der RWTH Aachen) Dank aussprechen für die Organisation der Beiträge und die Koordination der Reviews in Aachen.

Anlässlich des Abschlusskolloquiums nach dem Ende der Förderung durch die DFG stellen die Wissenschaftlerinnen und Wissenschaftler der beiden SFB ihre aktuellen Ergebnisse vor, wobei diese von Nachwuchswissenschaftlern aus den einzelnen Teilprojekten präsentiert werden. Ergänzt wird das Programm durch Vorträge renommierter internationaler Gastredner auf den Gebieten der Fasern und Textilien.

Auch wenn am 30. Juni 2011 die Förderung durch die DFG endete, endete aber keineswegs die Forschung an Textilbeton – das Thema bleibt hoch aktuell. Auch am Ende der vierten Förderphase tauchen immer noch neue Fragen auf, die wir beantworten wollen. Also wird auch zukünftig weiter geforscht, um dem Textilbeton die letzten Geheimnisse zu entlocken.

*Manfred Curbach*

*Josef Hegger*

Berlin, September 2011



## Inhaltsverzeichnis

### SESSION 1 Baustoffkomponenten und Verbund

Hybrid Fabrics as Cement Matrix Reinforcement <i>Alva Peled, Zvi Cohen, Steffen Janetzko, Thomas Gries</i> .....	1
Textile Verstärkungsstrukturen – Übersicht der Forschungsaktivitäten im Rahmen des SFB 532 <i>Thomas Gries, Steffen Janetzko, Plamen Kravaev</i> .....	15
Textile Betonbewehrungen auf Basis der Multiaxial-Kettenwirktechnik <i>Chokri Cherif, Jan Hausding, Ulrike Berger, Ayham Younes, Roland Kleicke</i> .....	27
Connection between the Impregnation of Glass Multi-Filament Yarns and their Pull-Out Behaviour <i>Bruno Fiorio, Hana Aljewifi, Jean-Louis Gallias</i> .....	41

### SESSION 2 Verbund- und Materialverhalten

Abbildung der Verbundstruktur aus REM-Aufnahmen im geometrischen 3D Modell als Basis für die Modellierung des TRC-Verbundverhaltens auf der Mikroebene <i>Rostislav Chudoba, Inga Focke, Bong-Gu Kang, Vaclav Sadilek, Wilhelm Benning, Wolfgang Brameshuber</i> .....	61
Theoretische und experimentelle Untersuchung des spaltungsinduzierten Versagens von TRC Prüfkörpern <i>Jens Schoene, Uwe Reisgen, Markus Schleser, Jakub Jeřábek</i> .....	73
Untersuchungen zur Bestimmung der Übergreifungslängen textiler Bewehrungen aus Carbon in Textilbeton (TRC) <i>Enrico Lorenz, Regine Ortlepp</i> .....	85
Investigation of Stress Transfer Behavior in Textile Reinforced Concrete with Application to Reinforcement Overlapping and Development Lengths <i>Aussama Azzam, Mike Richter</i> .....	103

### SESSION 3 Material- und Tragverhalten

Evaluation of the Length Dependent Yarn Properties <i>Rostislav Rysl, Rostislav Chudoba, Miroslav Vořechovský, Thomas Gries</i> .....	117
Healing Microcracks and Early Warning Composite Fractures <i>Shang-Lin Gao, Jie Zhang, Jian-Wen Liu, Rong-Chuang Zhuang, Rosemarie Plonka, Edith Mäder</i> .....	129
Statistische Auswertung der Bruchspannung einaxialer Zugversuche an Textilbeton – Vorschläge für Teilsicherheitsbeiwerte <i>Jan-Uwe Sickert, Katrin Schwiteilo, Frank Jesse</i> .....	141
Aspekte der Modellierung des Tragverhaltens von Textilbeton unter biaxialer Beanspruchung <i>Frank R. Beyer, Bernd W. Zastrau</i> .....	157
Mechanical Behaviour under Tensile Loading of Textile Reinforced Concrete with Short Fibres <i>Rabea Barhum, Viktor Mechtcherine</i> .....	175
Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern <i>Wolfgang Brameshuber, Marcus Hinzen</i> .....	187

### SESSION 4 Dauerhaftigkeit

Korrelation der makroskopischen Alterung mit nanoskaligen Veränderungen in hybriden Polymer/Zement-Oberflächenaktivierungen für Glasfaserrovings in Textilbeton <i>Markus Hojczyk, Oliver Weichold, Andreas Walther, Martin Möller</i> .....	201
Polymermodifizierte Feinbetone – Untersuchungen zum Feuchtetransport <i>Allessandra Keil, Michael Raupach</i> .....	215
Verbesserung der Dauerhaftigkeit von Textilbeton mittels Polymeren – Materialauswahl und Langzeitprognose <i>Michael Raupach, Jeanette Orłowsky, Till Büttner</i> .....	227
Einfluss von Rissen auf den Feuchtetransport in textildbewehrtem Beton <i>Matthias Lieboldt, Viktor Mechtcherine</i> .....	245
Technisches Informationssystem für die Entwicklung textildbewehrten Betons <i>Christoph Butenweg, Konstantin Meskouris, Sylvia Meister, Stephan Dreyer, Christoph Schulte-Althoff</i> .....	257

**SESSION 5 Neue Bauteile**

Textilbeton: Tragverhalten – Bemessung – Sicherheit <i>Josef Hegger, Norbert Will, Maik Schneider</i> .....	269
Modellierung und Bemessung von dünnwandigen Platten- und Schalentragsystemen aus textilbewehrtem Beton <i>Alexander Scholzen, Rostislav Chudoba, Josef Hegger</i> .....	285
Development of Design Procedures for Flexural Applications of Textile Composite Systems Based on Tension Stiffening Models <i>Barzin Mobasher</i> .....	297
Doppelt gekrümmte Schalen und Gitterschalen aus Textilbeton <i>Christian Schätzke, Hartwig N. Schneider, Till Joachim, Markus Feldmann, Daniel Pak, Achim Geßler, Josef Hegger, Alexander Scholzen</i> .....	315
Tragverhalten von Sandwichkonstruktionen aus textilbewehrtem Beton <i>Michael Horstmann, Ali Shams, Josef Hegger</i> .....	329
Brandverhalten textilbewehrter Bauteile <i>Christian Kulas, Josef Hegger, Michael Raupach, Udo Antons</i> .....	341

**SESSION 6 Verstärkung**

Hochtemperaturverhalten von Stahlbetonplatten mit Textilbetonverstärkung <i>Sascha Hothan, Daniel Ehlig</i> .....	353
Sicherheitsbeurteilung und Entwurf von Tragwerken – numerische Analyse mit unscharfen Größen <i>Jan-Uwe Sickert, Frank Steinigen, Steffen Freitag, Stephan Pannier, Andreas Hoffmann, Wolfgang Graf, Michael Kaliske</i> .....	369
Bemessungsmodell zur Berechnung der Tragfähigkeit von biegeverstärkten Stahlbetonplatten <i>Michael Frenzel, Manfred Curbach</i> .....	381
Tragwerke aus Textilbeton – numerische Strukturanalyse <i>Frank Steinigen, Jan-Uwe Sickert, Andreas Hoffmann, Wolfgang Graf, Michael Kaliske</i> ..	401
Großversuche zur Prüfung der Vorhersagefähigkeit der im SFB 528 entwickelten Rechenmodelle <i>Anett Brückner, Regine Ortlepp, Frank Schladitz, Manfred Curbach</i> .....	413





## Hybrid Fabrics as Cement Matrix Reinforcement

Alva Peled<sup>1</sup>, Zvi Cohen<sup>2</sup>, Steffen Janetzko<sup>3</sup>, Thomas Gries<sup>4</sup>

**Summary:** Hybrid systems with two or more fiber materials were used to combine the benefits of each fiber into a single composite product. Strength and toughness optimization of hybrid thin sheet composites has been studied extensively using combination of different fiber types with low and high modulus of elasticity. Hybrid reinforcement is more significant when the reinforcing structure is in fabric geometry. Fabric structure provides full control on the exact location of each yarn and its orientation in the composite during production, thus maximizes the reinforcing efficiency. A high-strength, high-modulus fiber primarily tends to increase the composite strength with nominal improvements in toughness. A low-modulus fiber expected to mainly improve toughness and ductility. Combination of two or more types of fiber can produce a composite that is both strong and tough as compared to a mono fiber composite. The purpose of the current work was to study hybrid warp knitted fabrics as reinforcement for cement-based composite, having AR (Alkali Resistance) glass and Polypropylene (PP) as the reinforcing yarns. The examined ratios between the two different yarns were 0:100, 25:75, 50:50, 75:25, 100:0 (glass: PP, by percentage). It was found that in the hybrid system, the fracture mechanism is a superposition of the mono systems, and the tensile behavior is a combination between the two materials.

### 1 Introduction

Recently there is an increase interest in the use of Textile Reinforced Concrete (TRC) due to their enhanced mechanical behavior. TRC elements found to enhance tensile strength, strain capacities (i.e. strain hardening) and high-energy absorption to failure [1-2]. Although those composites have apparently good properties, the properties depended highly on the reinforcing material. As there are advantages and disadvantages of each reinforcing material, an ap-

---

<sup>1</sup> Prof. Structural Engineering Department, Ben Gurion University, Beer Sheva, Israel

<sup>2</sup> Material Engineering Department, Ben Gurion University, Beer Sheva, Israel

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., ITA, Aachen RWTH, Aachen, Germany

<sup>4</sup> Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt. Ing., ITA, Aachen RWTH, Aachen, Germany

proach of combining different materials in hybrid formation was suggested [3-8]. Earlier data showed that in hybrid system made by AR glass and PP fibers the fracture of the AR glass filaments was more evenly distributed than in the single AR glass composite, leading to greater strains at maximum stress of the hybrid composite. In addition, hybrid composite with AR glass and PP yarns were found to be stronger than a mono PP yarn composite and tougher than a mono AR glass yarn composite. This combination of the two materials has great interest due to the extreme differences in their properties and behavior. AR glass yarns show good bonding with the cement matrix, high tensile modulus, brittleness, low toughness (energy to failure), durability problems and vulnerability to corrosion, whereas PP yarns show opposed properties to those of the AR glass yarns.

The main approach of investigating hybrid reinforcement was by using different layers of different fabrics [8]. With this method it was easy to produce the composite but it resulted in different zones within the composite, depending on layer material location. These hybrid composites showed high enhancement in mechanical properties, but delamination was developed between the different fabric layers having different properties and bond strengths, i.e. they performed separately, and hence did not operate one another.

Textile technology enables to manufacture fabrics that contain two or more different yarn materials in a single fabric. One common fabric structure that enables such hybrid combination is the warp knitted fabric. In this fabric type, the yarns are connected together by stitches providing relatively straight yarns along the two directions of the fabric (weft and warp) as well as open structure. Thus, such kind of reinforcing fabric was chosen for the current work.

The main goal of the current work was to study hybrid warp knitted fabrics as reinforcement of cement-based composites, made of two yarn types with significant different properties: AR (Alkali Resistance) glass and Polypropylene (PP) with various content combinations. This was to optimize yarn material combinations to tailor fabric design to the specific needs of different cement-based composite products, taking into consideration the particular application, the anticipated loading magnitude and the loading type (static, dynamic or impact). Each application requires different characteristic such as: strength, energy absorption, ductility, long-term durability (corrosion), and cost. In this paper tensile static properties of AR glass-PP hybrid composites are presented.

## **2 Materials and Testing**

### **2.1 Fabrics**

Hybrid warp knitting fabrics were examined, in which AR glass yarns and PP yarns were combined in a single fabric, located along the longitudinal direction of the fabric (warp direction). Different hybrid combinations of the AR glass-PP yarns were investigated with yarn ratios of: 100:0, 75:25, 50:50, 25:75, 0:100%, glass (G):PP(P) respectively, providing five

different fabrics. The fabrics and the related composites will refer here as follow: 100G, 75G25P, 50G50P, 25G75P and 100P. In order to achieve such yarn ratios, four warp yarns were alternating within the fabric, having the formation of: G-G-G-G, G-G-G-P, G-P-G-P, G-P-P-P, P-P-P-P. The AR glass yarns were with a 1200 tex and the PP with 444 tex. In all fabrics the weft yarns (perpendicular to the loading direction) were AR glass with 1200 tex. The stitches connected the yarns to a fabric form were PP with 16.7 tex. The reinforcing (warp) yarns were inserted in a two in two out formation, i.e., two yarns are as a pair and then two empty spaces, alternately. The weft yarns were inserted in a one in one out formation. Both warp and weft yarns were made from multifilament bundle.

## 2.2 Composites preparation

The pultrusion technique [10] was used to produce the composites due to its ability to increase the reinforcing efficiency of the fabrics; hence, the difference between the two yarn materials can be more significant. A cement paste was used for the matrix (cement and water only), with a water/cement ratio of 0.4. The water/cement ratio determined so that it will have the proper rheology for the pultrusion manufacture technique. Laminated thin sheet composites with four layers of fabrics were produced with dimension of 30X30X0.8 cm lengthXwidthXthickness for each system. Each sheet was cut to slices of 25X3X0.8 cm lengthXwidthXthickness. The curing producer was as follows: 1 d of hardening after production, cutting the composite board, 3 d in water bath at room temperature, 7 d in 100% RH (Relative Humidity) at accelerated temperature of 50<sup>0</sup>C and another 3d in 60% RH at room temperature.

## 2.3 Mechanical Testing

Both fabrics and composites were tested in tension with a close loop tensile machine. Both fabrics and composites were tested at the same rate of 0.5mm/min (although fabrics can withstand higher loading rates), in order to keep the same loading conditions to enable comparison of fabric and composite behaviors. For each system 6 samples were tested. One representative sample was chosen from each system for comparison. In the case of the fabric one layer of fabric was tested having four yarns along the loading direction (one repeat unit of the hybrid). Tensile stresses and toughness (area under stress-strain curve) were calculated for fabrics and composites.

During tensile testing the propagation and development of cracks was captured by a camera to investigate crack pattern. The camera was set to take an image every 10 seconds.

### 3 Results and Discussion

#### 3.1 Fabric behavior

##### 3.1.1 Overall behavior

The overall tensile behavior of the different hybrid fabrics is presented in Figure 1. The average ultimate strength, strain and toughness and standard deviations of all tested fabrics are presented in Table 1.

Mono AR glass fabric observes high strength of 627 MPa, and brittle behavior with strain to failure of 5%, whereas the mono PP fabric exhibits lower strength, 397 MPa, with much more ductile behavior, of 58% strain to failure (Table 1). The toughness values up to failure are also very different when comparing the glass and the PP fabrics, with values of 9 J/cc and 127 J/cc, respectively. These results are expected. All hybrid fabrics exhibit strain at failure similar to the mono PP fabric of ~ 60%. Indicating that hybrid fabric even with high content of glass yarns of 75% can sustain high strain level. The toughness values at failure are rather different when comparing the different fabrics, depending on PP yarns content, greater PP content results in higher toughness values.

Looking at the overall behavior of the hybrid fabrics under tensile loading (Figure 1), two peaks are observed, the first is at low strain, ~ 2%, similar to that of the mono (100%) AR glass fabric and the second is at much larger strain, 25%-30%, similar to that of the mono PP fabric. It is appeared that the first peak increases with higher content of the glass yarns, while the second peak increases with greater content of the PP yarns. Figure 2 presents the stress values at each peak versus the PP yarn content. This figure clearly shows that AR glass yarns govern the first peak of the hybrid fabric, whereas the second peak is governed by the PP yarns. The ratio between these two peaks. i.e., which peak is higher, depends on the content of each yarn type within the hybrid fabric, whether more yarns are glass or PP. By fabric of 50P50G, the stress at the first peak (AR glass yarns contribution) is close to the stress at the second peak (PP yarns contribution). When considering the 75P25G, the second peak is greater than the first peak, which means that the maximum stress of the hybrid fabric is due to the PP yarns contribution. Note that based on the results presented in Figure 2, for content of ~64% PP and 36% glass, glass and PP yarns are expected to carry equal stress value of ~285 MPa. These specific contents provide critical point of yarn type contribution to fabric properties. Such values can be useful for design purposes of hybrid fabrics for a desired application.

Figure 2 shows the change in the average maximum stress (either first or second peak is greater, depending on glass or PP yarns content) and toughness at this stress versus PP content of the different hybrid fabrics. Reduction in fabric strength is seen when the PP yarns content is increased up to a point of 75%. Hardly any change is observed in strength between

75% and 100% PP, as the strength of 100% PP is even slight better than that of the 75% PP and similar to that of 50% PP system. This may suggest that fabric contains half amount of glass and half PP yarns develop almost similar strength than if only PP yarns are used for fabric production. When toughness (up to the maximum stress) is considered the situation is somewhat different; up to PP content of 50% hardly any change in toughness is observed, however when the PP content reaches 50% a significant increase in toughness is seen up to 75% PP with further improvement in toughness up to 100% PP. Note that the two curves, toughness and strength cutting each other at a content of  $\sim 64\%$  (Figure 3) similar to that observed in Figure 2, suggesting again this content as a critical point.

These trends indicate that the glass yarns are controlling the fabric properties, strength and toughness up to a content of  $\sim 50\%$ , whereas the PP contributes from this content and above. It is appeared that the main change in the hybrid fabric properties is in the range of 50% to 75% of PP yarns when considering strength and toughness at the maximum stress. Note that the strains at the maximum stress value might be very different whether the glass or the PP controlling this point. It can be concluded that a proper ratio between the glass and the PP yarns within the hybrid fabric will be in between 50 to 75% of PP yarns to allow similar contribution of glass and PP to the overall tensile behavior of the fabric. If considering Figure 2, such equal contribution to fabric properties can be at 64% of PP yarns.

**Table 1:** Tensile properties of the hybrid fabrics (without cement) are presented as function of the PP yarn content.

		%PP				
property		0	25	50	75	100
At failure	Toughness [J/cc]	9 $\pm$ 2	63 $\pm$ 8	86 $\pm$ 9	109 $\pm$ 3	127 $\pm$ 14
	Strain [%]	5.2 $\pm$ 2.3	64.1 $\pm$ 9.9	64.4 $\pm$ 6.8	62.1 $\pm$ 4.5	57.6 $\pm$ 5
At max stress	Strength [MPa]	627 $\pm$ 46	579 $\pm$ 49	389 $\pm$ 77	322 $\pm$ 11	397 $\pm$ 5
	Toughness [J/cc]	6.2 $\pm$ 1.0	7.3 $\pm$ 1.7	5.4 $\pm$ 1.8	66.2 $\pm$ 3.7	77.7 $\pm$ 9.0
	Strain [%]	1.9 $\pm$ 0.3	2.3 $\pm$ 0.5	2.3 $\pm$ 0.5	30.7 $\pm$ 1.6	30.1 $\pm$ 3.0
At 0.25% strain	Stress [MPa]	76.1 $\pm$ 23.5	75.6 $\pm$ 14.3	59.3 $\pm$ 15.0	39.2 $\pm$ 7.7	8.4 $\pm$ 2.2
	Toughness [J/cc]	0.10 $\pm$ 0.03	0.11 $\pm$ 0.01	0.09 $\pm$ 0.03	0.06 $\pm$ 0.01	0.01 $\pm$ 0.01

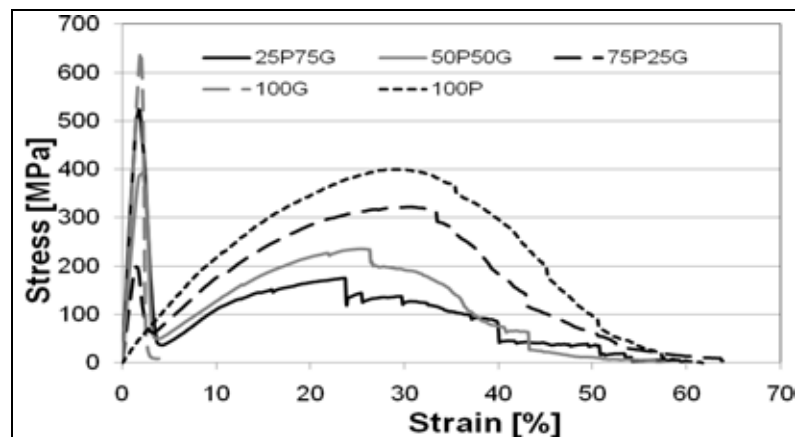


Fig. 1: Tensile behavior of the tested hybrid fabrics.

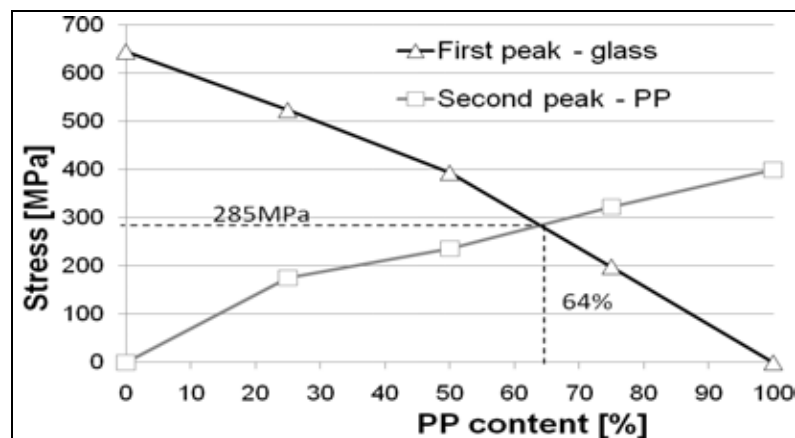


Fig. 2: Stress at first and second peaks of the different fabrics (see Fig. 1) vs. PP yarns content

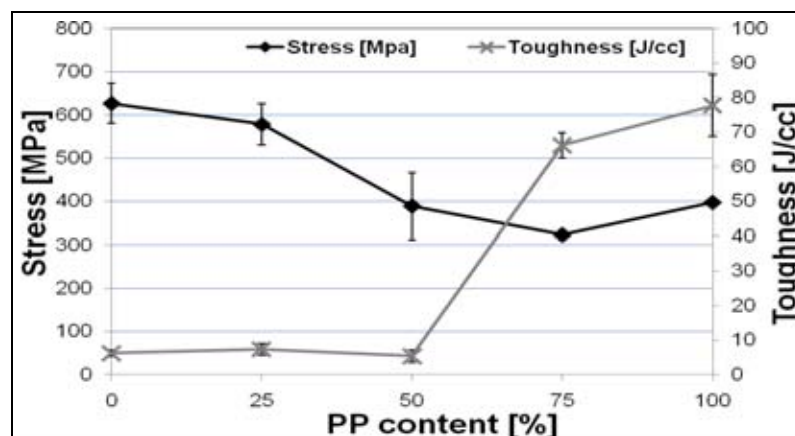
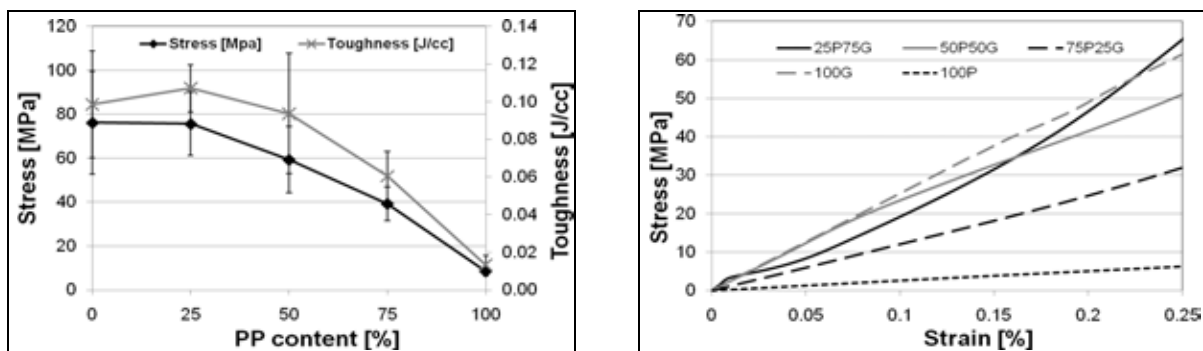


Fig. 3: The change in stress and toughness of the hybrid fabrics at maximum stress value, as a function of the PP yarns content.

### 3.1.2 Behavior at low strains (0.25%)

In order to better understand the influences of the glass yarns on hybrid fabric properties at low strain values the stresses and toughness at 0.25% strains are compared. This may provide better information on fabric stiffness. Figure 4b presents the stress-strain behavior of typical samples up to 0.25% strain. From Table 1 and Figure 4a it is possible to see that at low strains, AR glass yarns have the highest contribution on hybrid fabric properties, stress and toughness. i.e., controlled its stiffness in the hybrid fabric has the as discussed above. At this low strain level, for fabrics with 100% and 75% AR glass yarns the tensile stresses are quite the same, ~76 MPa. Once the content of AR glass yarns reduced to 50% and below, the tensile toughness and tensile stresses of the fabric are decreased in relatively linear behavior (Figure 4a). Significant reduction in fabric stiffness is observed when PP yarns content reaches 75% (Figure 4b). Hence, for low strain applications, fabrics with high content of AR glass are preferable where the 25P75G fabric provides the best performance.



(a) Stress and toughness behavior of the hybrid fabrics, as a function of the PP yarns content, at 0.25% strain.

(b) Stress-strain behavior of the different fabrics, at 0.25% strain.

**Fig. 4:** Mechanical properties of the hybrid fabrics, at determined strain of 0.25%.

## 3.2 Composite

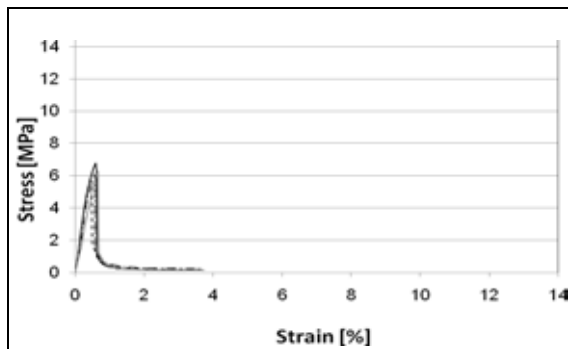
### 3.2.1 Overall behavior

Table 2 presents the average stresses, toughness and strains of all tested composites at failure and at maximum stress.

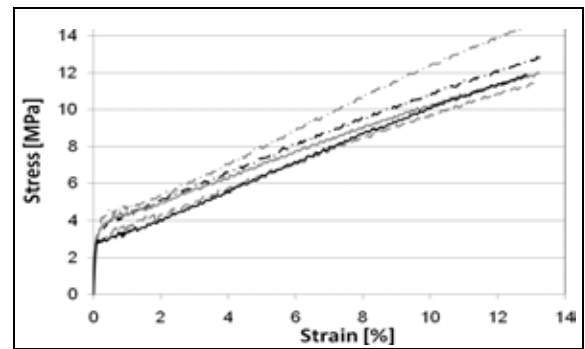
Figure 5 shows the tensile behavior of all tested specimens for single glass composite (100G) (Figure 5a), single PP composite (100P) (Figure 5b) and 50:50 glass:PP hybrid composite (Figure 5c) systems. The mono composites, i.e. 100P and 100G, exhibit very good repeatabil-

ity and low standard deviations of the overall tensile behavior. This means that the composite tensile behavior can be predicted with high precision. When looking at a hybrid composite behavior, the 50P50G for example, the inconsistent in composite tensile behavior of all tested specimens is clear, leading to less predictable composites. This knowledge is of importance in term of uniform production and use of the hybrid fabric-cement composites.

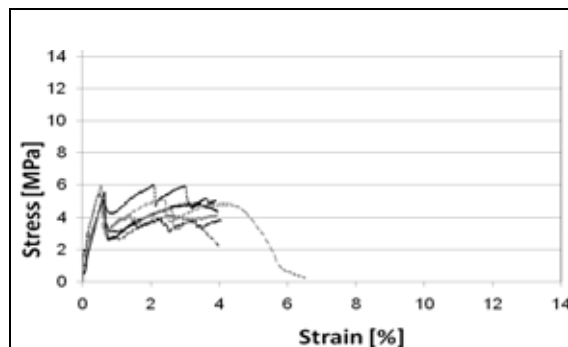
The brittle behavior of the mono AR glass composites compared to the significant ductile and tough behavior of the mono PP composites is clear, whereas the behavior of the hybrid composites is in between these two. This correlates well with the behavior of the fabrics discussed above, fabrics with greater toughness lead to composites with enhanced ductility, toughness and strain at failure (Table 2). Moreover, an overall improved tensile behavior of the mono PP composites as compared with the mono glass composite is obvious, as the PP composite exhibits strength of about 12 MPa and the glass of about 6 MPa. Note that the composites were subjected to 7 d accelerated curing which may cause low stress value of the glass system. It should be noted that the improved strength of the PP is at very high strains of about 12%, as from practical point of view such high strains are of less importance.



(a) 100G tensile samples.



(b) 100P tensile samples.



(c) 50P50G tensile samples.

**Fig. 5:** The tensile behavior of different systems: (a) 100P, (b) 100G, and (c) 50P50G, for all tested samples at each system.

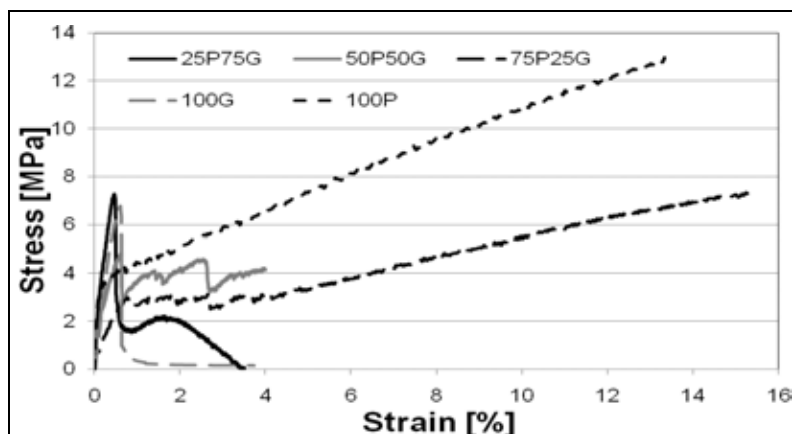


**Table 2:** Tensile properties of the hybrid composites as function of yarn PP content

Strain point	property	%PP				
		0	25	50	75	100
At failure	Toughness [J/cc]	0.03±0.01	0.08±0.04	0.17±0.04	0.79±0.12	1.09±0.11
	Strain [%]	3.75±0.02	3.98±0.04	4.45±1.09	15.67±0.77	13.33±0.01
At max stress	Strength [MPa]	6.63±1.06	7.09±1.67	5.44±0.52	7.74±1.31	12.80±1.27
	Toughness [J/cc]	0.02±0.01	0.02±0.01	0.03±0.03	0.79±0.12	1.09±0.11
	Strain [%]	0.60±0.10	0.55±0.09	0.84±0.60	15.27±0.90	13.29±0.05

A comparison of the overall tensile behavior up to failure is presented in Figure 6 for all tested composite systems with the different hybrid contents.

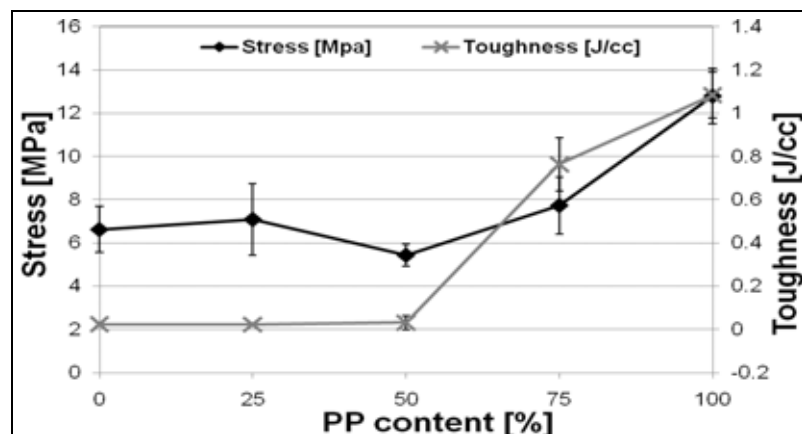
When comparing the overall behavior of the composites up to failure it is observed that the maximum strain at composite failure varies significantly of the different tested systems. For 100% PP and 75% PP contents the composite strain at failure is very high, reaching value of about 14%. However, when the PP content is reduced to 50% and below the strain at failure is much lower, less than 5%. The trend in toughness values is similar to that of the strains, significant increased in toughness of the composite is observed at PP yarn contents of 75% and 100% (Table 2). These trends correlate well with the fabric properties where the greatest stress values of 75% PP fabric are obtained at the second peak (Figure 1), i.e., the fabric strength controlled by the PP yarns. This suggests that at this PP content (75% and up) the PP yarns control also the composite behavior leading to high ductile composite. Below this content, 50% PP and less, i.e., above 50% glass yarns, fabric strength is mainly controlled by the glass yarns, leading to much more brittle behavior of the composite. Note that for 50G50P composite the strength is relatively high with strain to failure of about 5%, which can be beneficial from a practical point of view.

**Fig. 6:** The composites tensile stress-strain behavior.

### 3.2.2 Behavior at max stress

When comparing the tensile behavior of the different tested composite systems it is appeared that the maximum stresses developed at very different strain levels among the five tested systems. High content of PP systems (75% and 100%) showed strain of about 14% at max stress, whereas the other systems exhibited much lower strain values at around 0.7% when reaching the maximum stress (Table 2). These differences can be related to the properties of the controlling fabric, either PP or glass, on composite performance. Therefore, when comparing the results at the maximum composite stress value, such differences in strain values at this comparing point should kept in mind.

Figure 7 presents the maximum stress values and toughness up to this stress point of the different hybrid composite systems. Increase in composite toughness is observed when the PP content is reached 50% and up. Similar trend is observed for the strength values. The composite toughness behaves similar to the behavior of the fabrics (Figure 2), i.e., increased in toughness from 50% PP content and up. For lower PP contents (25% and 0%) no change is observed in toughness both for fabrics and composites. This suggests that the toughness of the composites controlled by fabric properties. However, when comparing the tensile strength properties of the fabrics and composites almost a mirror behavior is seen between these two systems. While the fabrics tend to have higher strength with greater AR glass yarns content, the composites tend to have lower strength with higher AR glass yarns content. Note that the composites were cured under hot bath conditions which may cause chemical attack of the glass yarns surrounded by cement hydrates, leading to reduction in tensile behavior of the composites when high content of glass was used [11]. Other reasons for that behavior can be geometrical considerations of the reinforcing fabric, such as yarn tex, loop size, etc, which can affect the bond and the overall behavior of the composite, regardless the fabric properties [12]. It seems that between contents of 50% and 75% PP yarns there is a critical point, as the



**Fig. 7:** The change in strength and toughness of the hybrid composites at the maximum stress value, as a function of PP yarns content.

composites and fabrics properties are dramatically changed (Figures 2, 5c and 7). This might be at least partly due to fabric properties, showed that at this content level the first peak which is related to the glass and the second peak which is related to the PP are relatively close (Figure 1).

The volume fraction ( $V_f$ ) of each yarn type, either PP or glass, within the composite is presented in Figure 8 versus PP yarn content in the fabric. 2.3%  $V_f$  is observed for the mono glass composite and 3%  $V_f$  is seen for the mono PP composite. Equal volume fraction of glass and PP yarns within the hybrid composite is observed at 48% content of PP yarns. As mentioned earlier the glass and PP yarns within the hybrid fabric are expected to carry equal value of stresses at content of 64% PP yarns (Figure. 2). The change in maximum stress and toughness (at maximum stress) of the hybrid composites is in between 50% to 75% PP yarns content (Figure 7), i.e., the content of 64% PP is within this range. This may suggest that also for the composites the yarns are carried equal stress values at content of ~64% PP yarns. Above this content the PP yarns are carried most of loads and below this content the glass yarns are carried most of the loads, leading to significant change in toughness (at maximum stress) and strength of the composite at ~64% PP yarns content. Note that at this level of PP content the  $V_f$  of the glass (within the composite) is 1.85% and the  $V_f$  of the PP is ~1% (Figure 8).

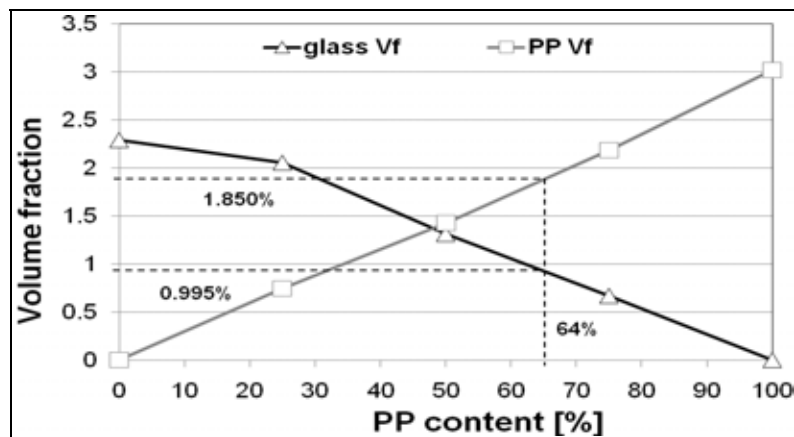
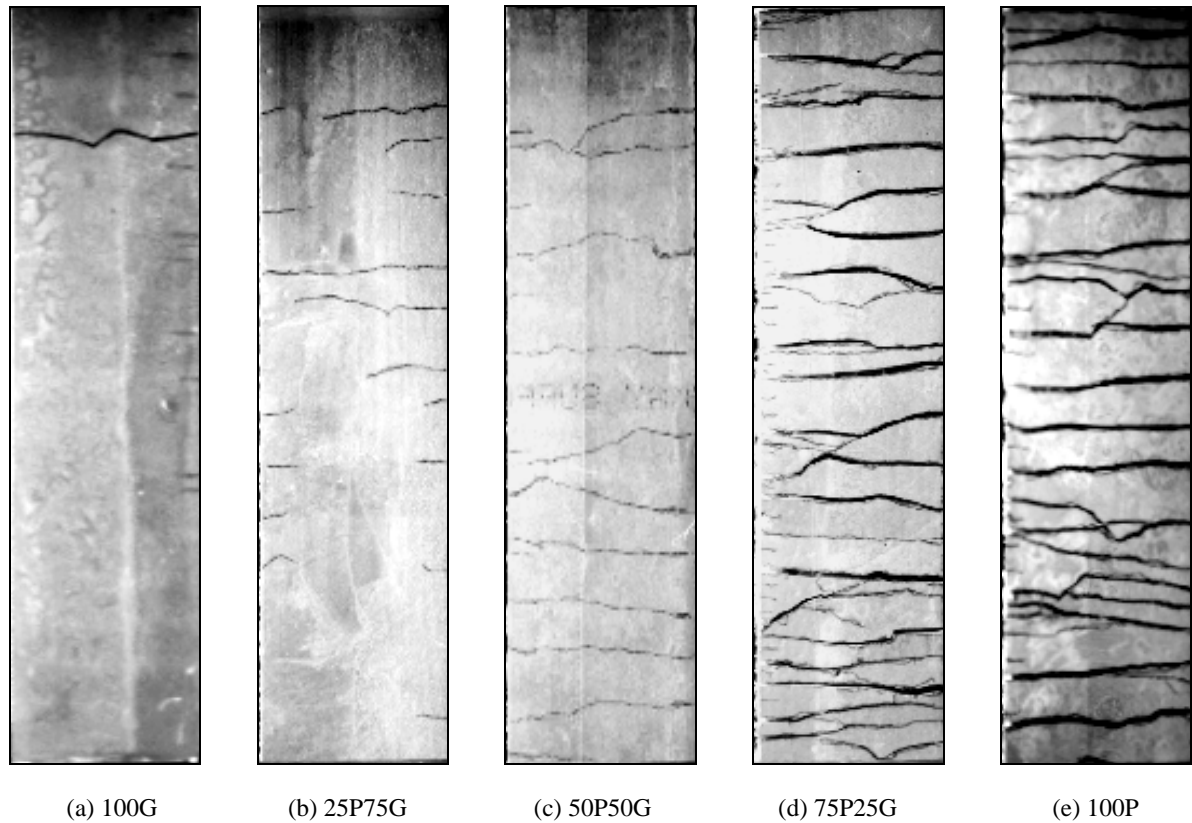


Fig. 8: Volume fractions of the glass and PP yarns within the composite.

### 3.2.3 Crack Pattern

The crack patterns of the different composites are observed in Figure 9. The presented images were taken when the composite reached its maximum tensile stress (out of a series of images taken at every 10 s during loading). In all samples, multiple cracking is observed. However, the crack width is quite different depending on the hybrid content. For 100G composites, the cracks are extremely small and can hardly see by naked eyes, this until one crack

becomes the major crack and widen up to failure (Figure 9a). When increasing the amount of PP yarns in the hybrid composites the cracks become more visible (Figures 9b-d), while for 100P composites, the cracks can easily be recognized (Figure 9e). This may suggest that the cracks are mainly widening due to the presence of the PP yarns, as the PP yarns are pulling out when loads are increased. Therefore, as more PP yarns are presence within the composites, cracks widening becomes the dominant mechanism, leading to larger strains.



**Fig. 9:** Cracking pattern of the different composite systems at maximum stress.

The cracks pattern may help to understand the behavior of the hybrid composites. The main influence on hybrid composites behavior is the ratio between the properties of the yarns within the hybrid fabric. As can be seen in Figure 1 for the fabric properties, the AR glass yarns tend to break first at a certain stress and strain values (first peak) depending on their content, then the PP yarns carry the loads up to a certain stress and strain values (second peak) depending on their content. Such relation between the two hybrid yarns may take place also when these fabrics are part of the composite, and affect the development of cracks within the composite. As first, the AR glass yarns are carried the loads and when those yarns are failed, the PP yarns carried the loads up to a complete failure of the composite. The PP yarns tend to

pull out and tensioning during loading, due to their low modulus and low bonding with the cement matrix. Such sliding and tensioning of the PP yarns lead to relatively wide cracks. Therefore, when the PP content becomes high enough so the loads are mainly carried by the PP yarns, the cracks are wide and clearly observed, as seen in Figures 9d-e. This crack widening mechanism can lead to the extreme high strains of the cement composites with high content of PP yarns. However, when the AR glass are the dominant yarns, due to their relatively high modulus and their good bonding with the cement matrix, they tend to brake rather than pull out, leading to very fine cracks and low strains.

#### 4 Conclusions

1. Combination of different yarn types in a hybrid fabric found to highly influence the tensile behavior of cement-based composites. Different hybrid ratios can lead to a range of properties from brittle composite to ductile composite with very high strains.
2. The fabric properties found to be highly depended by hybrid content. The stress-strain behavior of the hybrid fabrics observed two stress peaks; the first was controlled by the glass yarns while the second was govern by the PP yarns. Above 50% content of PP yarns the second peak was the greatest and below 50% content of PP yarns the first peak was the greatest.
3. A good correlation was found between fabric properties and composite behavior. It was shown that the glass yarns mainly influence initial properties of the composite (at low strain) where the PP yarns mainly govern the final properties of the composite (high strain), especially its ductility and toughness. Therefore, high content of PP yarns leads to ductile composites whereas composites with high glass content are brittle. Optimum performances are suggested between 50% to 75% content of PP yarns, i.e., providing ductile composite with relatively high strength. It was suggested that at hybrid system with 64% PP yarns content equal stresses will be carried by the glass and the PP yarns.
4. Hybrid composites are less predictable than non-hybrid (mono yarn) composites as the hybrid composites found to have inconsistent in their tensile behavior. Thus, when designing hybrid composites, safety errors should be considered much more carefully.

#### 5 References

- [1] BENTUR, A.; MINDESS, S.: *Fiber reinforced cementitious composites*. Elsevier Applied Science, UK, 1990.
- [2] BALAGURU, P.N.; SHAH, S.P.: *Fiber reinforced cement composites*, McGraw Hill Inc. Publishers, New York, 1992.

- [3] XU, G.; MAGNANI, S.; HANNANT D.J.: Tensile behavior of fiber-cement hybrid composites containing polyviylalcohol fiber yarns. *ACI Materials Journal*, Vol. 95(6) (1998), p. 667-674.
- [4] CYR, M.F.; PELED, A.; SHAH, S.P.; Extruded Hybrid Fiber Reinforced Cementitious Composites. *FERRO-7 Proceedings of the 7th International Symposium on Ferrocement and Thin Fiber Reinforced Cement Composites*, Eds. M.A. Mansur, K.C.G. Ong. Singapore, June 27-29, 2001, pp. 199-207.
- [5] PELED, A.; CYR M.F.; SHAH S.P.: Hybrid fibers in high performances extruded cement composites. *5th RILEM Symposium on Fiber Reinforced Concrete (FRC)*, Eds. P. Rossi and G. Chanvillard, Lyon, France, 13-15 September, 2000, pp. 139-148.
- [6] LAWLER, J.S.; WILHELM, T.; ZAMPINI, D.; SHAH, S.P.: Fracture processes of hybrid fiber-reinforced mortar. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, Vol. 36(257) (2003), p. 197-208.
- [7] BANTHIA, N.; Crack growth resistance of hybrid fiber reinforced cement composites. *Cement and Concrete Composites*, Vol. 25(1) (2003), p. 3-9.
- [8] PELED, A.; MOBASHER, B.; COHEN, Z.: Mechanical properties of hybrid fabrics in pultruded cement composites" *Cement and Concrete Composites*, Vol. 31(9) (2009), p. 647-657
- [9] XU, Y.; CHUNG, D.D.L.: Improving silica fume cement by using silane. *Cement and Concrete Research* 30 (2000), p. 1305- 1311
- [10] PELED, A.; MOBASHER, B.: Properties of Fabric-Cement Composites Made by Pultrusion. *Materials and Structures* (2006), p. 1359-5997 (Print) 1871-6873 (Online).
- [11] COHEN, Z.; PELED, A.; CONTROLLED TELESCOPIC REINFORCEMENT SYSTEM OF FABRIC-CEMENT COMPOSITES — DURABILITY CONCERNS. *Cement and Concrete Research*, Vol. 40(10) (2010), p.1495-1506.
- [12] COHEN, Z.; PELED, A.; PASDER, Y.; ROYE, A.; GRIES, T.: Effect of Warp Knitted Fabrics made from Multifilament in Cement – Based Composites. *1st International Conference in Textile Reinforced Concrete (ICTRC1), 2006, Aachen, Germany*, pp. 23-32.

## Textile Verstärkungsstrukturen – Übersicht der Forschungsaktivitäten im Rahmen des SFB 532

T. Gries<sup>1</sup>, S. Janetzko<sup>1</sup>, P. Kravaev<sup>1</sup>

**Zusammenfassung:** Zu Beginn des Forschungsvorhabens wurden im Rahmen der Teilprojekte B1 und B2 des SFB 532 alkalibeständige Glas- und Carbonrovings eingesetzt, die zu offenmaschigen 2D-Textilien verarbeitet wurden. Untersuchungen des Verbund- und des Tragverhaltens der Verstärkungsstrukturen in Pull-Out- und Dehnkörperversuchen haben gezeigt, dass das Potential der Verstärkungsfasern aufgrund einer unvollständiger Durchtränkung der Bewehrung nicht vollständig ausgeschöpft werden kann. Auch Defizite bei der Produktionstechnik wurden erkannt und für zukünftige Entwicklungen analysiert.

Um das Potential der verwendeten Verstärkungsfaser vollständiger auszuschöpfen, wurden innovative Garnkonstruktionen, die sich positiv auf den inneren und/oder den äußeren Verbund auswirken, entwickelt und erprobt. Anhand von Versuchsreihen auf der Textilebene wurden unterschiedliche Textilparameter, wie Art der Bindung, Gittergröße und Wirkfadenspannung, identifiziert, die unmittelbar die Tragfähigkeit der Verbundbauteile beeinflussen. Für die gängigen Produktionstechniken Laminieren, Gießen, Spritzen, Schleudern und Extrudieren wurden entsprechende Bewehrungskonstruktionen abgeleitet, die den Anforderungen des jeweiligen Prozess angepasst wurden.

Ein weiterer Punkt der Forschungsaktivitäten stellte die Entwicklung der Maschinenteknik zur Herstellung von Verstärkungstextilien dar. Am Institut für Textiltechnik (ITA) der RWTH Aachen University wurde in Zusammenarbeit mit Industriepartnern ein Maschinenkonzept entwickelt und umgesetzt, das die Herstellung von 3D-Abstandsgewirken mit einer freien Gestaltung der Deckflächen mit marktrelevanten Produktionsgeschwindigkeiten ermöglicht. Zur gezielten Einstellung der Wirkfadenspannung wurde ein Regelungssystem konzipiert und technisch umgesetzt, mit dem eine reproduzierbare Fertigung von textilen Verstärkungsstrukturen möglich wird.

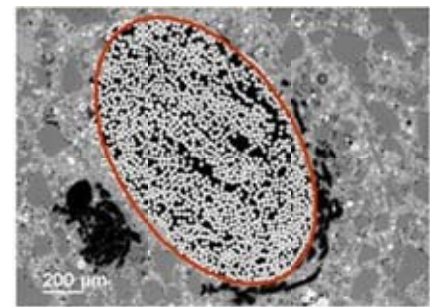
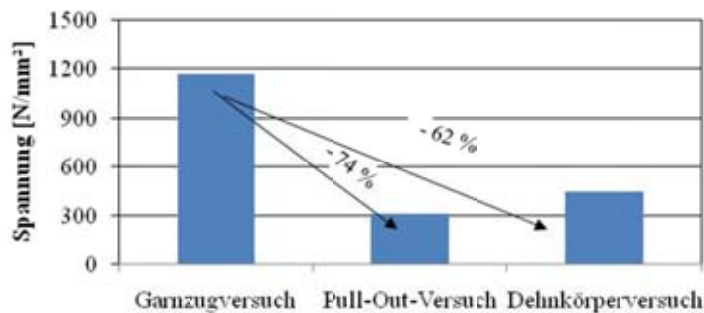
---

<sup>1</sup> Institut für Textiltechnik (ITA) der RWTH Aachen University

## 1 Einleitung und Problemstellung

Zur Herstellung textiler Verstärkungsstrukturen für Betonanwendungen werden alkalibeständige Glas- und Carbonrovings eingesetzt, die zu verschiedenen offenmaschigen 2D-Textilien verarbeitet werden. Untersuchungen des Verbund- und des Tragverhaltens der Verstärkungsstrukturen in Pull-Out- und Dehnkörperversuchen zeigten jedoch, dass das Potential der Verstärkungsfasern nicht vollständig ausgeschöpft wird. Wie in Bild 1 a zu erkennen ist, beträgt die Tragfähigkeit eines 2400 tex AR-Glasrovings in Pull-Out- und in Dehnkörperversuchen lediglich 26 % bzw. 38 % der Garnzugfestigkeit. Grund dafür ist die unvollständige Durchtränkung der Bewehrung mit der Betonmatrix (siehe Bild 1 b). [1][2]

Zur Erhöhung der Tragfähigkeit der textilbewehrten Betonbauteile wurden unterschiedliche Strategien erstellt. Diese beruhen auf der Herstellung komplexerer Bewehrungssysteme, deren Ziel die Verbesserung der Verbundeigenschaften innerhalb des Garnes (innerer Verbund) oder zwischen Garn und Beton (äußerer Verbund) ist. [2][3][4][5][6]



a) Unvollständige Ausschöpfung des Bewehrungspotentials

b) AR-Glasroving im Beton

**Bild 1: Verbundverhalten eines 2400 tex AR-Glasrovings**

## 2 Entwicklung komplexer textiler Verstärkungsstrukturen

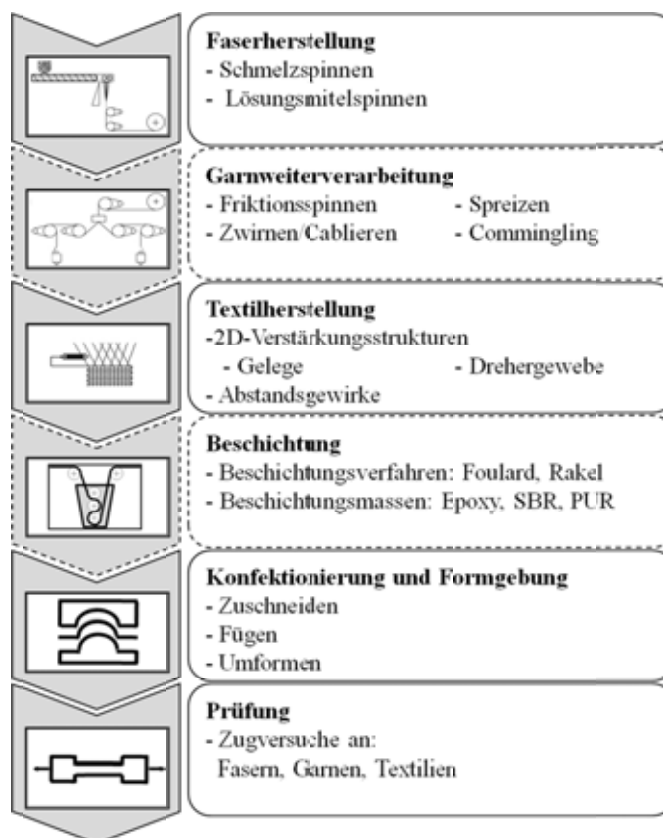
Die Entwicklung und Herstellung der Bewehrungskonstruktion erfolgt in Abhängigkeit von den strukturmechanischen Anforderungen an das Bauteil und der Bauteilgeometrie sowie unter Berücksichtigung von technologischen und wirtschaftlichen Aspekten. Sollte bei der Auslegung der Verbundbauteile die mechanische Performance im Vordergrund stehen, werden überwiegend beschichtete biegesteife Bewehrungstextilien aus Carbon- oder AR-Glasfasern eingesetzt. Zur Herstellung von komplexen einfach und mehrfach gekrümmten Bauteilen werden trockene biegeschlauffe Bewehrungssysteme eingesetzt, die aufgrund ihres textilen Charakters problemlos umzuformen sind. [7][8][9][10]

Die Prozesskette zur Herstellung von komplexen textilen Bewehrungssystemen für Betonanwendungen wird in Bild 2 schematisch dargestellt. Der Prozess beginnt mit der Herstellung der Hochleistungsfilamentgarne. Je nach Anforderungsprofil der jeweiligen Anwendung



schließt sich danach der Schritt der Garnweiterverarbeitung an. Hier werden neue Garnkonstruktionen erzeugt, die die Faser-Matrix-Anbindung positiv beeinflussen. Die Rovings bzw. die neuen Garnstrukturen werden zu 2D- oder 3D-Verstärkungstextilien verarbeitet. Der textilen Fertigung schließt sich optional ein Beschichtungsprozess an. Die trockenen oder beschichteten Textilien werden konfektioniert, wenn nötig in Form gebracht und anschließend zu Verbundbauteilen verarbeitet.

Die vorliegende Veröffentlichung gibt einen Überblick der Forschungsaktivitäten in den Bereichen der Garnweiterverarbeitung und Textilherstellung. Weiterhin wird ein Teil der erzielten Ergebnisse zusammenfassend dargestellt und kurz erläutert.




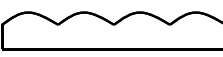





**Bild 2: Prozesskette zur Herstellung komplexer textiler Bewehrungsstrukturen**

## 2.1 Garnweiterverarbeitung

Um das Potential der eingesetzten Verstärkungsfasern vollständiger auszunutzen, werden die Ausgangsmaterialien, die Rovings, als Vorlagematerial bei der Entwicklung neuartiger Garnstrukturen verwendet. Dabei werden durch eine Veränderung der Garngeometrie und durch die Kombination unterschiedlicher Textilfasern die Verbundeigenschaften innerhalb des Garnes (innerer Verbund) oder zwischen Garn und Beton (äußerer Verbund) gezielt eingestellt.

Eine Übersicht unterschiedlicher Garnstrukturen, die für die Bewehrung von Betonbauteilen eingesetzt wurden, zeigt Tabelle 1.

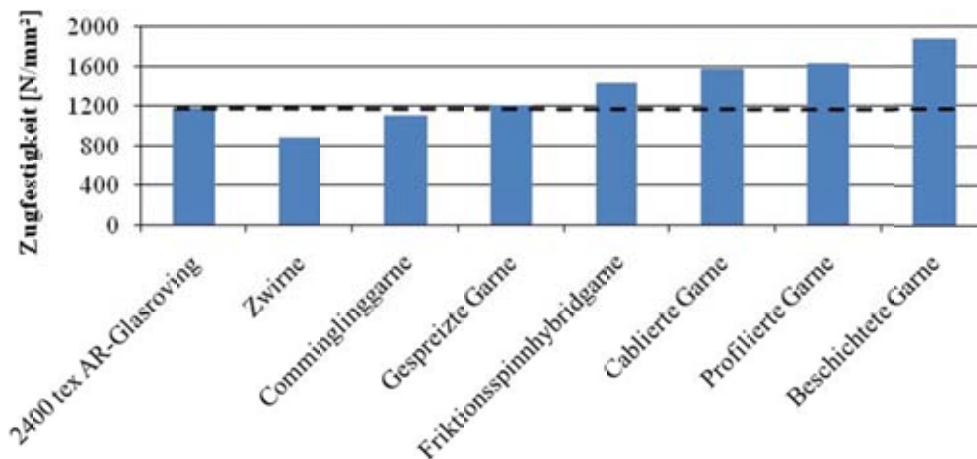
**Tabelle 1: Übersicht der entwickelten Garnstrukturen [2]**

	Abbildung Garnstruktur	Bezeichnung der Garne	Bez. des Verfahrens	Erwartete Wirkungsweise
Kompakte Garne		Friktionsspinn-Hybridgarn	Friktionsspinnen	Verbesserung des äußeren Verbundes durch Erzeugung einer rauhen Oberfläche; Verbesserung des inneren Verbundes durch Reibung; Schutz des Glasrovings bei der Weiterverarbeitung
		Profiliertes Garn	Profilieren	Äußere Profilierung erzeugt mechanischen Verbund
		Gedrehte Multifilamentgarne	Zwirnen	Verbesserung des inneren Verbundes durch erhöhte Reibung zwischen den Filamenten
		Beschichtetes Garn	Maschinelle Tränkung	Verbesserung des inneren und äußeren Verbundes durch die Tränkung der Bewehrung
Offene Garne		Ein- und zweistufig cablierten Garne	Cablieren	Äußere Verbundverbesserung durch Rippenstruktur, Verbesserung des inneren Verbundes durch Reibung
		Comminglinggarne	Commingling	Verbesserung des äußeren Verbundes durch das Öffnen und das Schaffen von freien Räumen im Rovinginneren
		Gespreizte Garne	Spreizen	Verbesserung des äußeren Verbundes durch Öffnen des Vorlagematerials und Erhöhung des Abstands zwischen den Filamenten

Inwieweit die erwartete Wirkungsweise durch die Untersuchungen der Garn- und Verbundeigenschaften nachgewiesen werden konnte, wird anhand der Bild 3 bis Bild 5 verdeutlicht.

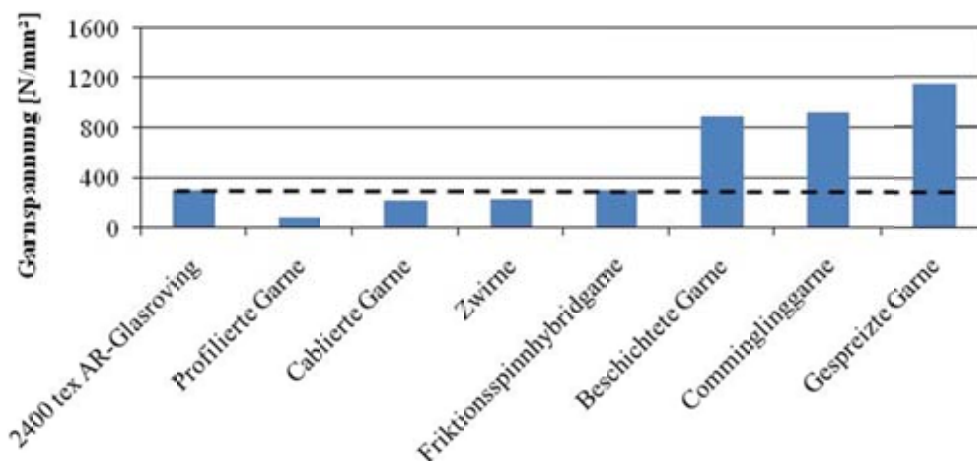
Wie aus Bild 3 ersichtlich wird, weisen die Garnkonstruktionen mit Ausnahme der gezwirnten, der commingelten und der gespreizten Garne eine deutlich höhere Garnzugfestigkeit im Vergleich zu dem Ausgangsrovings auf. Dies ist auf die höhere Faser-Faser-Reibung infolge der Kompaktierung bei der Garnweiterverarbeitung zurückzuführen.

Betrachtet man die Ergebnisse der doppelseitigen Pull-Out-Versuchen stellt man fest, dass lediglich die beschichteten und die offenen Garnkonstruktionen (gespreizte und die Comminglinggarne) zu einer signifikanten Verbesserung der Faser-Matrix-Anbindung um ca. 200 % führten. Ähnliche Ergebnisse liefern die Dehnkörperversuche an Textilien, die aus den Garnkonstruktionen erzeugt werden. Mit den offenen Garnstrukturen wird eine Erhöhung der Tragfähigkeit von bis zu 80 % erzielt. [2][3][4][5]



**Bild 3: Zugfestigkeit der Garnkonstruktionen**

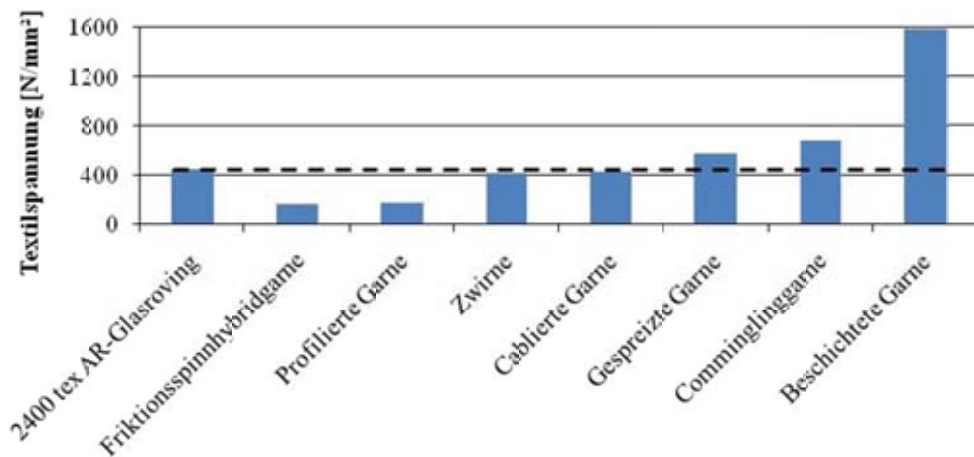
Eine noch bessere Performance von ca. 300 % lieferten die beschichteten Garne. Alle diese Strukturen weisen ein spezifisches Verbundverhalten auf, das in [2] bis [8] ausführlich beschrieben wird.



**Bild 4: Ergebnisse der Pull-Out-Versuche**

Ein Vergleich der Eigenschaften dieser komplexeren Garnstrukturen und ihrer Verbundwirkung mit diesen Ausgangsmaterialien zeigt Bild 5. Wie daraus ersichtlich wird, weisen lediglich die gespreizten, die commingelten und die beschichteten Garne eine höhere Tragfähigkeit im Beton auf als das Ausgangsroving.

Welche dieser Strukturen als Bewehrung eingesetzt werden soll, hängt von der jeweiligen Anwendung ab. Insbesondere die Bauteileigenschaften und das anzuwendende Produktionsverfahren spielen hierbei eine wichtige Rolle. Sollte bei der Auslegung der Verbundbauteile die mechanische Performance im Vordergrund stehen, werden sich hierfür die beschichtete Bewehrungstextilien aus Carbon- oder AR-Glasfasern (siehe Tabelle 2) empfehlen.



**Bild 5: Ergebnisse der Dehnkörperversuche**

Wenn Design und filigrane Bauweise im Vordergrund gestellt werden, bietet sich hierfür der Einsatz von Bewehrungstextilien an, die auf Commingling- und gespreizten Garnkonstruktionen basiert sind.

**Tabelle 2: Bewertung der Garneigenschaften und des Verbundverhaltens**

Garnstruktur	Garnzugfestigkeit	Innerer Verbund	Äußerer Verbund	Gesamt Performance
 Friktionsspinnhybridgarn	-	-	+	-
 Profiliertes Garn	+	+	o	-
 Zwirne	--	+	-	-
 Beschichtetes Garn	++	++	o	++
 Ein- und zweistufig cablierte Garne	++	++	-	-/o
 Comminglinggarne	o	-	++	++
 Gespreizte Garne	o	-	++	+

„--“: deutliche Verschlechterung  
 „o“: keine Änderung zum Referenzmaterial  
 „+“: positiver Einfluss

„-“: negativer Einfluss  
 „++“: deutliche Verbesserung

## 2.2 Herstellung textiler Bewehrungen

Von Beginn der Forschungstätigkeit im Teilprojekt B2 an, wurden sowohl zweidimensionale als auch komplexe dreidimensionale Textilstrukturen und deren Fertigungsverfahren zur Herstellung von Betonbewehrungen untersucht. Fokus der Entwicklungen von zweidimensionalen Textilstrukturen war die Analyse der unterschiedlichen Einflüsse der Garn- und Textilkonstruktion auf die Verbundtragfähigkeit. Dadurch können schließlich biaxiale Bewehrungsstrukturen hoher Tragfähigkeit für unterschiedliche Bauteilformen und Produktionsverfahren hergestellt werden. Dreidimensionale Textilstrukturen werden mit dem Ziel weiterentwickelt, komplexe endkonturnahe Bewehrungsstrukturen zur Verfügung zu stellen. Besondere Herausforderung ist dabei die Entwicklung einer Maschinentechologie, die eine wirtschaftliche Produktion dreidimensionaler Textilien ermöglicht.

### 2.2.1 Zweidimensionale Textilien mit hoher Tragfähigkeit

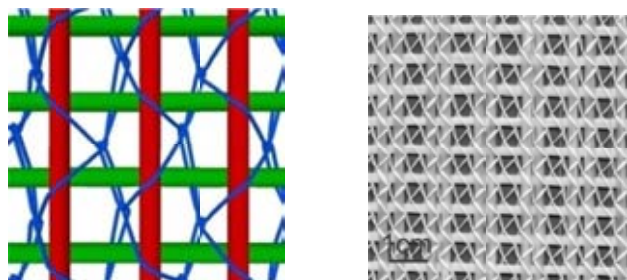
Zu Beginn konzentrieren sich die Untersuchungen auf multiaxiale Bewehrungsstrukturen mit drei Bewehrungsrichtungen. Dabei kommen vorwiegend relativ leichte Rovings mit etwa 600 tex zum Einsatz, womit leichten Textilien mit einem Flächengewicht um 100 g/m<sup>2</sup> hergestellt werden können. Die Entwicklungen konzentrieren sich auf die Weiterentwicklung der Rovingzuführung vom Gatter und der Textilführung an der Wirkstelle [9]. Aufgrund des vorwiegend zweiachsen Belastungszustands werden zunehmend Textilien hergestellt, die nur noch zwei Bewehrungsrichtungen aufweisen. Aufgrund der Abstimmung der Bindungstechnik auf die Verwendung schwerer Garntiter bis 4800 tex können mit der Multiaxialwirktechnologie nun schwere Bewehrungstextilien über 500 g/m<sup>2</sup> hergestellt werden, die dennoch eine offenmaschige Gitterstruktur aufweisen [10]. Aufgrund des überwiegenden Bedarfs an Bewehrungen mit zwei Bewehrungsrichtungen wird die Herstellung der Textilien auf biaxiale Maschinentechologie mit maschengerechter Abbindung umgestellt. Deshalb werden die Rovings nicht mehr von den Wirknadeln durchstoßen. Zudem kann die Gitterstruktur der Bewehrungen exakt eingestellt werden. Der Einfluss der Bindungstechnik (Bindungstyp und Maschenreihenabstand) auf die Verbundtragfähigkeit wird grundlegend analysiert.

Um die vielfältigen Möglichkeiten der Wirkereitechnik zur Herstellung von Bewehrungsstrukturen auf ein überschaubares und für Textilbetonanwendungen ausreichendes Maß einzuschränken, wurde von Roye [11] ein fünf Punkte umfassendes Beschreibungsschema entwickelt, das alle grundlegenden Parameter zur Definition eines zweidimensionalen Bewehrungstextils enthält. Die Parameter wurden ausgehend von den Anforderungen an eine Textilbetonbewehrung sowie der Herstellungstechnologie für maschengerechte, biaxiale Kettengewirke abgeleitet. Um ein Textil ausreichend zu beschreiben, müssen alle fünf Kriterien ausreichend definiert werden:

- Kriterium I: Faserstoff und Feinheit
- Kriterium II: Bindungstyp, Wirkfaden
- Kriterium III: Teilung und Einzug in 0°-Richtung
- Kriterium IV: Schussrapport und Schussdichte
- Kriterium V: Maschenreihenabstand

Sind alle fünf Parameter angegeben, lassen sich weitere für die Auslegung und Herstellung von Textilbetonbauteilen notwendige Daten bestimmen. Der wirksame Bewehrungsquerschnitt pro Meter oder das Flächengewicht können beispielsweise aus den Kriterien III und IV in Kombination mit Kriterium I für die jeweilige Bewehrungsrichtung berechnet werden.

Biaxiale kettengewirkte Bewehrungsstrukturen werden mittels Variation der zuvor beschriebenen Kriterien den Anforderungen des Textilbetonbauteils und der Herstellungstechnologie angepasst. Zur Weiterverarbeitung tragfähigkeitssteigernder, geöffneter Garnstrukturen aus dem Teilprojekt B1 eignen sich besonders biaxiale Textilien mit Trikotbindung (Bild 6). Diese Textilstruktur erlaubt die Fixierung der gespreizten bzw. commingelten Rovings, ohne eine erneute Kompaktierung der Filamente zu bewirken.

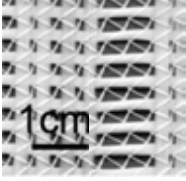
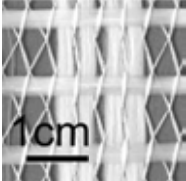


**Bild 6: Biaxiale kettengewirkte Bewehrungsstrukturen mit Trikotbindung**

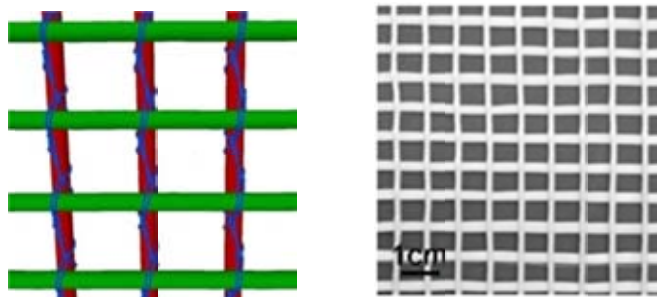
Beispielhaft sind zwei Strukturen mit modifizierter, geöffneter Garnstruktur in Tabelle 3 dargestellt. Diese Textilien lassen sich besonders effizient zur Bewehrung mehrdimensional gekrümmter Bauteile verwenden, die im Laminier- oder Spritzverfahren hergestellt werden.

Sollen jedoch vielmehr Bauteile im Gießverfahren hergestellt werden, muss die Bewehrungsstruktur eine gitterartige Struktur aufweisen, die ein fließfähig eingestellter Feinbeton durchdringen kann. Insbesondere bei Verwendung einer Fransebindung mit versetztem Stehfaden (Bild 7) kann das Gitterraster des Textils auf die Fließfähigkeit und das Größtkorn der Betonmatrix eingestellt werden. Bei der Entwicklung der Garnstrukturen konnte gezeigt werden, dass ein hoher innerer Verbund nicht zu einer Verbesserung des Verbundtragverhaltens der Bewehrungen im Bauteil führt. Da der Wirkfaden bei der Fransebindung den Bewehrungsroving zwangsläufig komprimiert, wurde der Einfluss von Maschenreihenabstand und Wirkfadenspannung in [1] und [12] systematisch analysiert.

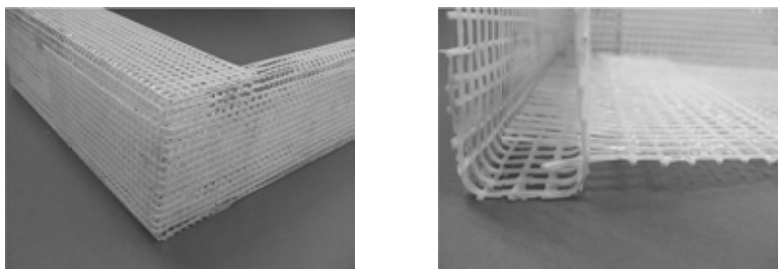
**Tabelle 3: Textilien mit modifizierten Bewehrungsgarnen**

Textil	0° [Titer, Material]	90° [Titer, Material]	Einzug	Maschenlänge [mm]	Bindung
	2400 tex, AR-Glas, gespreizt	1200 tex, AR-Glas	2v11 E3	2,1	Trikot, geschlossen
	2400 tex, AR-Glas/PVA-Commingling	1200 tex, AR-Glas	2v11 E3	6,3	Trikot, geschlossen

Sowohl eine Erhöhung der Wirkfadenspannung als auch eine Verringerung des Maschenreihenabstands bewirken eine höhere Komprimierung und verringern damit die Betonpenetration in das Innere der Rovings.

**Bild 7: Biaxiale kettengewirkte Bewehrungsstrukturen mit Fransebindung**

Durch die Verwendung einer polymeren Phase als Beschichtungsmaterial für diese gitterartige Textilstruktur kann der nachteilige Effekt der Rovingkompaktierung aufgehoben werden und es lassen sich Bauteile mit sehr hoher Tragfähigkeit herstellen. Insbesondere die Verwendung von leistungsfähigen Prepreg-Harzrezepturen ermöglicht die Weiterverarbeitung flacher zweidimensionaler Bewehrungen zu komplexen Formbewehrungskörben (Bild 8).

**Bild 8: Formbewehrungskorb**

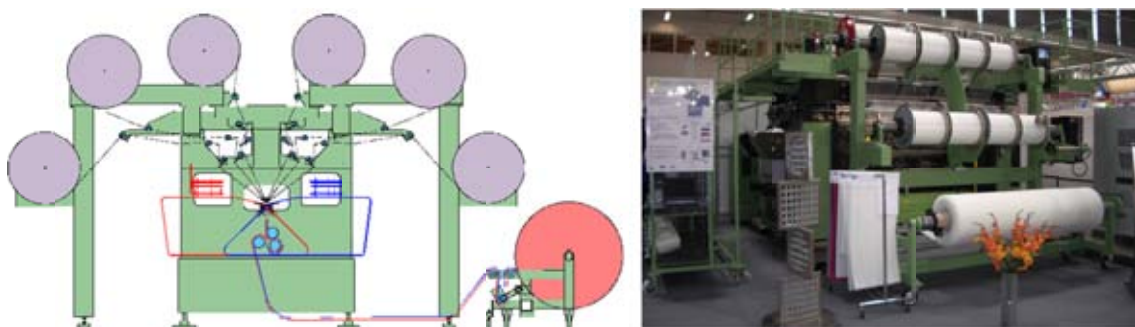


## 2.2.2 Endkonturnahe dreidimensionale Textilien

Bei dreidimensionalen Textilien wurden zwei grundlegende Strukturtypen untersucht: multi-axiale Schlauchtextilien und biaxial bewehrte Abstandsgewirke. Gegenstand der Untersuchungen bei multiaxialen Rundgewirken waren sowohl die Integration gestreckter Bewehrungsfadenlagen unterschiedlicher Orientierung [9] als auch die Modifikation der Bindung zur Erzeugung biaxialer Schlauchstrukturen mit geringem Wirkfadenanteil [9]. Weiterhin wurde die Maschinenteknologie zur Weiterverarbeitung neuartiger Garnstrukturen zu ultraschallgeschweißten schlauchförmigen Bewehrungen entwickelt und untersucht [10]. Letztlich konnten sich diese Bewehrungsstrukturen aufgrund der wenig flexiblen Produktionstechnik, nur ein möglicher Schlauchdurchmesser an einer Maschine, nicht durchsetzen.

Ein hoher Komplexitätsgrad dreidimensionaler Bewehrungsstrukturen bei flexibler Produktionstechnik kann durch die Verwendung von dreidimensionalen Abstandskettengewirken realisiert werden. Daher wurden für Betonbewehrungen spezielle Abstandskonturenwirkmaschinen sowie neue endkonturnahe Bewehrungsstrukturen mit zwei biaxial verstärkten Deckflächen entwickelt [9], [10]. Damit lassen sich beide Deckflächenstrukturen unabhängig voneinander gestalten und durch die spezielle Musterung der Polfadenstruktur bauteilgerecht verbinden.

Für den Anwendungsbereich der Betonbauteile wurden drei grundlegende Textilstrukturen abgeleitet [11]: 3D-Sandwich mit beidseitig dichten Deckflächen, 3D-Waffel mit einseitig konturierter Deckfläche sowie 3D-Gitter mit beidseitig durchbrochenen Deckflächen. Dafür wurde das Maschinenkonzept der am ITA vorhandenen Maschine bezüglich Textildimensionen und Produktivität auf industrielle Anforderungen erweitert und gemeinsam mit der Fa. LIBA Maschinenfabrik GmbH, Naila zu einer neuen Maschinentyp „Double Weft Spacer“ weiterentwickelt [13] (siehe Bild 9).



**Bild 9: LIBA „Double Weft Spacer“ mit Magazinschusseintrag [13]**

Auf diesem Maschinentyp hergestellte Abstandsgewirke werden nun unter dem Produktnamen SITgrid von der V. Fraas GmbH, Helmbrechts vertrieben. Für die Bewehrung wurde



nun eine erste allgemeine bauaufsichtliche Zulassung des Deutschen Instituts für Bautechnik, Berlin (DIBt) für das Fassadensystem betoShell® BIG der Hering Bau GmbH & Co. KG, Burbach im Verbund mit dem Abstandsgewirk SITgrid erteilt [15]. Der maßgebliche Vorteil gegenüber der bisher verwendeten 2D-Textilbewehrung liegt in der Prozessvereinfachung zur Herstellung der betoShell®-Platten. Nach dem Betonieren einer ersten Schicht in die Schalung und dem Einlegen der doppelten Bewehrungslage des Abstandsgewirks kann die Platte fertig betoniert werden. Eine zweite Unterbrechung des Prozesses zum Einlegen der zweiten Bewehrungslage entfällt.

### 3 Literatur

- [1] Kamali Dolatabadi, M.; Janetzko, S.; Gries, T.; Kang, B.-G.; Sander, A.: Permeability of AR-glass fibers roving embedded in cementitious matrix. *Materials and Structures* 44 (2011), H. 1, S. 245-251 DOI 10.1617/s11527-010-9623-7, URL: <http://www.springerlink.com/content/f40016902m101r2l/fulltext.pdf>
- [2] Kolkman, Annette: Methoden zur Verbesserung des inneren und äußeren Verbundes technischer Garne zur Bewehrung zementgebundener Matrices; Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2008 ; Zugl. Aachen : Shaker, 2008
- [3] Sonderforschungsbereich 532 (Hrsg.): Sonderforschungsbereich SFB 532 "Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie". Forschungsantrag 2. Hj. 2008, 2009, 2010, 1. Hj. 2011; Aachen : Sonderforschungsbereich 532, 2008
- [4] Janetzko, S.; Kravaev, P.; Gries, T.; Kang, B.-G.; Brameshuber, W.; Schneider, M.; Hegger, J.: Textile reinforcements with spread and commingled yarn structures; In: Brameshuber, Wolfgang (Ed.): International RILEM Conference on Material Science, Vol. I: 2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete, Aachen, Germany, September 6-8, 2010. - Bagnex : RILEM Publications, 2010, S. 37-44
- [5] Kravaev, P.; Janetzko, S.; Gries, T.; Kang, B.-G.; Brameshuber, W.; Zell, M.; Hegger, J.: Commingled yarns for reinforcement of concrete; In: Curbach, M.; Jesse, F. (Hrsg.): *Textilbeton : Theorie und Praxis ; Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung*, Dresden, 3.6.-5.6.2009. - Dresden: Techn. Univ., 2009, S. 17-28
- [6] Gries, T., Kolkman, A.: Garnentwicklung zur zielgerichteten Beeinflussung der mechanischen Garn-Charakteristik. In: Curbach, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2)*, Dresden 29.09.-01.10.2003.- Dresden : Techn. Univ, 2003, S. 29-40, Paper: ctrs2\_03\_Gries.pdf

- [7] Hanisch, V.; Kolkmann, A.; Roye, A.; Gries, T.: Yarn and textile structures for concrete reinforcements, Ferro-8, Bangkok, Thailand 06.02.2006, In: Nimityongskul, P. [u.a.] (Hrsg.): Ferro-8: Eighth International Symposium on Ferrocement and Thin Reinforced Cement Composites, Bangkok, Thailand 06.-08.02.2006. - Pathumthani: Intern. Ferrocement Information Center; Asian Institute of Technology, 2006, S. 275-284
- [8] Kolkmann, A.; Roye, A.; Gries, T.: Kombinationsgarne und technische Abstandsgewirke: 3D-Textilien für Textilbeton, DWI Reports 2006/130, Paper: P53\_Kolkmann.pdf
- [9] Bischoff, T.: Verwirkte Textilien zur Bewehrung zementgebundener Matrices. Aachen: Shaker, 2001. Zugl.: Aachen, Techn. Hochsch., Diss. 2000
- [10] Stockmann, P.: Textile Strukturen zur Bewehrung zementgebundener Matrices. Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2002, URL: [http://sylvester.bth.rwth-aachen.de/dissertationen/2002/160/02\\_160.pdf](http://sylvester.bth.rwth-aachen.de/dissertationen/2002/160/02_160.pdf)
- [11] Roye, A.: Hochleistungsdoppelraschelprozess für Textilbetonanwendungen. Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2007; Zugl. Aachen: Shaker, 2007
- [12] Kamali Dolatabadi, M.; Janetzko, S.; Gries, T.: Impact of warp knitting process parameters on the AR-glass fiber roving geometry. Proceedings of the 17th STRUTEX International Conference Structure and Structural Mechanics of Textiles, Liberec, Czech Republic, 16th - 19th November 2010.
- [13] Kuckhoff, B.; Janetzko, S.; Gries, T.: Development and industrial manufacturing of innovative reinforcements for textile reinforced concrete. First World Conference on 3D Fabrics and their Applications, Manchester, 10-11 April 2008; Gries, T. (Hrsg.): Mitteilungen des Institutes für Textiltechnik der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Band 55/2008. - Aachen : Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen, 2009, Paper: 42\_Development and industrial manufacturing.pdf
- [14] Chudoba, R.; Vorechovsky, M.; Eckers, V.; Gries, T.: Effect of twist, fineness, loading rate and length on tensile behavior of multi-filament yarns (a multivariate study), Textile Research Journal 77 (2007), H. 11, S. 880-891
- [15] Hering Bau erhält Zulassung für betoShell® BIG mit integriertem SITgrid von V. Fraas Solutions in Textile. URL: [http://www.solutions-in-textile.com/119\\_info.html](http://www.solutions-in-textile.com/119_info.html), Abruf: 15.05.2011

## Textile Betonbewehrungen auf Basis der Multiaxial-Kettenwirktechnik

Chokri Cherif<sup>1</sup>, Jan Hausding<sup>2</sup>, Ulrike Berger<sup>3</sup>, Ayham Younes<sup>3</sup>,  
Roland Kleicke<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Dieser Beitrag bietet einen Überblick über die in zwölf Jahren Forschungsarbeit am Institut für Textilmaschinen und Textile Hochleistungswerkstofftechnik (ITM) erzielten Ergebnisse auf dem Gebiet textiler Betonbewehrungen unter Einsatz der Nähwirktechnik. Standen zunächst die Weiterentwicklung der Nähwirk- bzw. Multiaxial-Kettenwirktechnik und die Integration zusätzlicher Prozessschritte im Mittelpunkt, so wurde dies mit der Einführung neuer Faserwerkstoffe durch die Beantwortung grundlegender Fragen zum Materialverhalten von Glas- und Carbonfasern unter verschiedensten Belastungsszenarien ergänzt. Aufbauend auf den gewonnen Erkenntnissen stehen heute Multiaxialgelege als Bewehrung für Beton zur Verfügung, die ein weites Anforderungsspektrum abdecken können, mit hoher Qualität und Produktivität herstellbar sind und damit den praktischen Einsatz des Textilbetons auf breiter Basis ermöglichen.

**Summary:** This paper provides an overview on the results of textile concrete achieved in twelve years of research at the Institute of Textile Machinery and High Performance Material Technology (ITM) in the field of textile reinforcements for concrete based on the multiaxial stitch-bonding technology. During the early years the research focused on the development of the textile manufacturing process and the integration of additional functions in stitch-bonding machines. With the introduction of new fiber materials this was shifted towards the description of the material behavior of glass and carbon fibers under different load scenarios. Based on the results of this research, multiaxial multi-ply fabrics are available now as reinforcements for concrete, covering a broad range of applications. These fabrics can be produced with high quality and productivity and enable the practical usage of textile reinforced concrete.

---

<sup>1</sup> Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Wirt. Ing., ITM, TU Dresden

<sup>2</sup> Dr.-Ing., ITM, TU Dresden

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., ITM, TU Dresden

## 1 Einleitung

Während in der Textilbetonforschung aus Anwendersicht häufig in Neubau und Instandsetzung unterteilt wird, sind die Herangehensweisen bei Betrachtung der textilen Bewehrungen durch den Grad der räumlichen Ausgestaltung der Halbzeuge bestimmt. Vereinfacht dargestellt, kann hier zwischen den in der Herstellung aufwändigen, geometrisch komplexen Abstandstextilien und den einfacher zu fertigenden 2D-Textilien für räumliche Bewehrungsführungen unterschieden werden. Für Letztere kristallisierte sich schon frühzeitig das Nähwirk- beziehungsweise Multiaxial-Kettenwirkverfahren als aussichtsreichste Fertigungslösung heraus, siehe HEMPEL et al. [1]. Erst in jüngerer Zeit steht mit dem Nadelstab-Dreherwebverfahren eine mögliche Ergänzung zur Verfügung. Das anfangs im Rahmen des SFB 528 aus der Glasgeleherstellung für die Windenergieerzeugung übernommene Nähwirkverfahren steht nun mit dem Übergang von der Grundlagenforschung in die Anwendung als weitgehend überarbeiteter und um Zusatzfunktionen ergänzter Prozess für die Herstellung qualitativ hochwertiger, anforderungsgerechter Bewehrungstextilien aus verschiedensten Faserstoffen von Glas über Basalt zu Carbon zur Verfügung. Dafür notwendig waren die Modifizierung entscheidender Funktionsgruppen der Nähwirkanlagen und ihre Erweiterung, insbesondere um integrierte Beschichtungsmodule. Nachfolgend werden diese Entwicklungen sowie die parallel bearbeiteten materialwissenschaftlichen Fragestellungen aus den Teilprojekten A1, D6, T1 und T9 des SFB 528 zum Verhalten von Glas- und Carbonfilamentgarnen unter verschiedenen Belastungsfällen zusammengefasst.

## 2 Bestimmung der Materialkennwerte textiler Werkstoffe

### 2.1 Verhalten von Glasfilamentgarn unter Kurzzeitbelastung

In zahlreichen technischen Anwendungen werden Faserverbundwerkstoffe eingesetzt, die mit Hochleistungsfasern aus Carbon und Glas verstärkt sind und aufgrund ihrer hervorragenden chemischen und physikalischen Eigenschaften ein hohes Bewehrungspotenzial besitzen. Im Bauwesen gewinnen deshalb textile Materialien zur Betonbewehrung immer mehr an Bedeutung. Der sogenannte Textilbeton (TRC) setzt sich aus einer Betonmatrix und textilen Strukturen aus Multifilamentgarnen (Rovings) zusammen. Die eingesetzten Textilien müssen eine hohe Dauerhaftigkeit im alkalischen Betonmilieu aufweisen. Hierfür kommen Carbonfasern oder alkaliresistente Glasfasern (AR-Glas) zum Einsatz.

Grundsätzlich werden die Kräfte im Textilbeton von der Betonmatrix über deren Haftverbund zu den Filamenten sowie über den Reibverbund zwischen den Filamenten der Bewehrung aufgenommen. Die Einzelfilamente eines Garns sind gleichzeitig, aber nicht zwingend gleichmäßig an der Lastabtragung beteiligt. Eine Abschätzung des Garnverhaltens im Beton erfordert es, bei der Ermittlung der Garnfestigkeiten die „innere Filamentreibung“ zu aktivie-

ren, um den Einfluss des Reibverbundes zwischen den einzelnen Filamenten zu erfassen. Eine derart basierte Kennwertermittlung ist nicht nur für die Entwicklung textiler Halbzeuge erforderlich, sondern auch für die Weiterverarbeitung, Optimierung und Qualitätssicherung der Ausgangsmaterialien und textilen Strukturen.

Ein hierfür im SFB 528 am ITM entwickelter Prüfstand beruht auf der Verwendung von Umschlingungsklemmen. Die Garndehnung kann dabei nicht aus der Traversenbewegung der Zugprüfmaschine abgeleitet werden, sodass eine Dehnungsmessung direkt am Garn über optische Längenmesssysteme erfolgt. Gegenüber herkömmlichen Zugprüfverfahren bestehen erhebliche Vorteile bezüglich des Aufwandes für Probenvorbereitung, der Sensibilität gegenüber veränderter Garnpräparationen, der Neigung zum Rutschen der Proben in den Klemmen oder zum Versagen der Proben im Einspannbereich, der realisierbaren Versuchsanzahlen sowie der Reproduzierbarkeit der Prüfergebnisse. Zudem lassen sich aufgrund relativ großer freier Einspannlängen der Garnproben Zusatzanbauten – z. B. zur Hochtemperaturbeanspruchung der Zugproben – in den Versuchsaufbau implementieren (siehe Abschnitt 2.3).

Der o. g. Garnzugversuch bildete im SFB 528 die Grundlage für experimentelle und numerisch basierte Untersuchungen zu Erfassung der Unschärfe von Kenndaten der Filamentgarne. Diese Informationen dienen als Basis für die mathematische Modellierung dieser Unschärfe und zur rechnerischen Bestimmung der Maximalzugkraft von Filamentgarnen, siehe ABDKADER et al. [2].

Gleichfalls konnten anhand der Untersuchungsergebnisse die Einflüsse von Filamentdurchmesser, Garnfeinheit und Schlichte-Beschichtungskopplung (siehe Abschnitt 3.2) auf das Kraft-Dehnungsverhalten von Garnen und Verbundwerkstoffen quantifiziert werden. Für den Kennwertvergleich wurde eine einaxiale Zugprüfung an garnbewehrten Betonen (Dehnkörperversuch) im Teilprojekt B1 des SFB 528 genutzt, deren Ergebnisse in hohem Maße von den Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten beeinflusst sind.

Die Darstellung der an Filamentgarnen und Verbundwerkstoffen ermittelten Festigkeiten im Bild 1 zeigt deren linearen Zusammenhang. Diese feststellbare Korrelation zwischen den Garn- sowie den Verbundkennwerten lässt den Schluss zu, dass in beiden Fällen vergleichbare Lastabtragungsmechanismen wirken. Auf dieser Grundlage sind für feststehende Randbedingungen tendenzielle Vorhersagen zur Ausnutzung des Leistungspotenzials von Filamentgarnen im Verbundwerkstoff ableitbar. Dabei sinken nach ABDKADER et al. [3] die Festigkeiten von Filamentgarn und Dehnkörper mit zunehmendem Garnquerschnitt und steigendem Filamentdurchmesser.

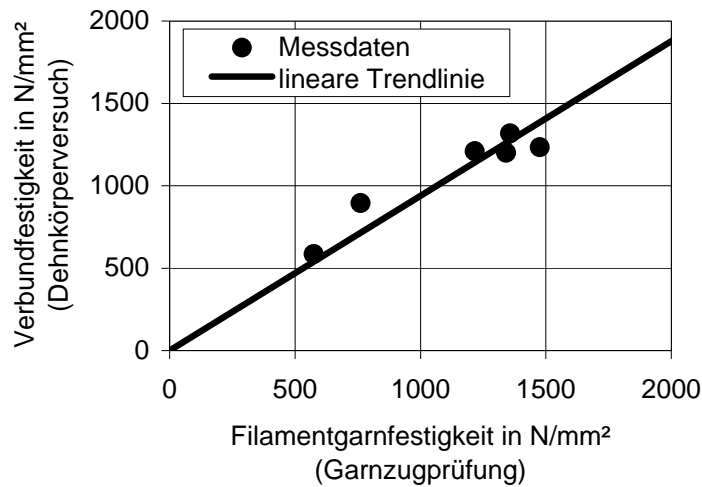


Bild 1: Vergleich zwischen den Filamentgarnfestigkeiten und den Festigkeiten des Verbundwerkstoffes (Dehnkörper) am Beispiel unverarbeiteter AR-Glasfilamentgarne der Feinheit 640 tex

## 2.2 Dauerlastverhalten von Carbon- und AR-Glasfilamentgarnen

Die hervorragenden mechanischen Eigenschaften der Filamentgarne, insbesondere deren hohe Festig- und Steifigkeiten, dürfen sich auch unter Langzeiteinwirkungen nicht oder nur geringfügig verändern. Um diese Anforderung näher zu betrachten, wurden umfangreiche Untersuchungen von SEIDEL et al. [11] über das zeitveränderliche Materialverhalten unter Langzeitbelastung anhand zahlreicher Experimente mit Carbon- und AR-Glasfilamentgarnen durchgeführt, die Ergebnisse analysiert und die Veränderung der mechanischen Eigenschaften der Garne verifiziert. Das Ziel dieser Untersuchungen bestand darin, das Langzeitverhalten der eingesetzten textilen Materialien zu charakterisieren und mechanische Modelle zu dessen wirklichkeitsnaher Beschreibung zu entwickeln. Damit ist es möglich, die zu erwartende Lebensdauer textilbewehrter Verbundbauteile zu prognostizieren und die hohen Ansprüche an die Tragsicherheit und Dauerhaftigkeit zu garantieren.

Im Ergebnis der durchgeführten Arbeiten konnte unter Dauerbelastung eindeutig ein zeitlich veränderliches Verhalten bei AR-Glasfilamentgarnen nachgewiesen werden. Die Kriechdehnungen prägten sich überwiegend innerhalb der ersten Monate aus und erreichten je nach Belastung Werte bis zu 0,5 %. Carbonfilamentgarne hingegen zeigten ein zeitlich konstantes Materialverhalten. Diese Erkenntnisse sind für den Einsatz in technischen Anwendungen von großer Bedeutung, um Langzeitprognosen über die zu erwartende Lebensdauer von Tragwerken geben zu können. Die beobachteten Phänomene des Materialverhaltens unter Langzeitbelastung lassen sich mit Hilfe eines rheologischen Modells beschreiben, welches anhand experimenteller Daten für unterschiedliche Garnmaterialien verifiziert wurde.

## 2.3 Hochtemperaturverhalten von Carbon- und AR-Glasfilamentgarnen

Verbundwerkstoffe mit Verstärkungen aus Hochleistungsfilamentgarnen, die sich in vielen technischen Anwendungen inzwischen fest etabliert haben, sind oftmals auch extremen thermischen Einwirkungen ausgesetzt. Insbesondere gilt das für Carbon- und AR-Glasfilamentgarne, die in Form mehraxialer Gelege als textile Bewehrungen in Betonbauteilen eingesetzt werden und dort unter anderem auch den sicherheitstechnischen Anforderungen im Brandfall standhalten müssen. Da es jedoch unter thermischer Beanspruchung zu strukturbedingten Veränderungen in den mechanischen Eigenschaften der Garne kommt, die mit einer Herabsetzung der Festigkeitseigenschaften einhergehen, ist die Applikation entsprechender hochtemperaturbeständiger Beschichtungssysteme erforderlich, um die volle Funktionstüchtigkeit der textilen Bewehrungen auch unter Hitzeeinwirkung zu garantieren. Dies ist eine wichtige Voraussetzung für die weitere Zertifizierung der Textil-Beton-Verbundbauweisen und somit von großer Bedeutung für den Erfolg dieses neuen innovativen Baustoffs.

Zu dieser Thematik wurden zahlreiche Untersuchungen von YOUNES et al. [14] zu den strukturmechanischen Eigenschaften von Carbon- und AR-Glasfilamentgarnen unter Hochtemperaturbeanspruchung beim Einsatz verschiedener Beschichtungssysteme durchgeführt. Hierbei erfolgte eine Bewertung der thermischen Barrierewirkung von Beschichtungen und deren Einflüsse auf die Festigkeitseigenschaften in Korrelation zur thermischen Beanspruchung. Die Entwicklung neuer und anforderungsgerechter Beschichtungssysteme für textile Betonbewehrungen stellt eine sehr komplexe Aufgabe dar, da neben der Hochtemperaturbeständigkeit ebenso das Verbundverhalten zwischen Filament und umgebender Betonmatrix sowie die Alkalibeständigkeit eine entscheidende Rolle spielen. Die einzusetzenden Beschichtungen müssen allen diesen Aspekten gleichermaßen gerecht werden. Die auf diesem Gebiet erreichten Ergebnisse sind in den Arbeiten von SHAYED et al. [15] ausführlich dokumentiert, wobei sich die aktuellen Forschungen schwerpunktmäßig auf Carbonfilamentgarne fokussieren, die wegen ihrer sehr hohen Steifigkeit die vielversprechendste Alternative oder Ergänzung zur klassischen Stahlbewehrung darstellen.

Die Ergebnisse spezifizieren die temperaturabhängigen Materialeigenschaften und dienen als Bemessungsgrundlage für Textilbetonanwendungen im Hinblick auf mögliche Hochttemperatureinwirkungen. Speziell in den durchgeführten Untersuchungen an Carbonfilamentgarnen wurde die Notwendigkeit zum Schutz der eingesetzten Textilien vor Oxidation festgestellt, die ab Temperaturen von etwa 500 °C beginnt. Dazu dienen geeignete Beschichtungen, die den Carbonroving umhüllen und die Zufuhr des umgebenden Luftsauerstoffes vermindern. Die eingesetzten Beschichtungen reichen von Styrolbutadien, über Polysilazane und Polysiloxane bis hin zu keramischen Applikationen, außerdem wurde durch Einsatz von Tensiden das Benetzungsverhalten im Roving-Coating-Interface gezielt verbessert. Entsprechend ausgerüstete Carbonfilamentgarne können Temperaturen bis über 700 °C standhalten.

## 2.4 Handhabungsverhalten der textilen Bewehrung

Für die Entwicklung sowie die Sicherstellung eines reproduzierbaren Verarbeitungsverhaltens der textilen Bewehrungen ist eine quantitative Erfassung und Überwachung relevanter Textileigenschaften notwendig. Hierzu wurden im Teilprojekt A1 u. a. durch SCHIERZ et al. [5] Methoden zur Ermittlung einer charakteristischen Formstabilität offener Gitterstrukturen entwickelt. Die Überführung dieser Methoden in labormäßige Prüfverfahren bildete zugleich eine wichtige Basis für die applikationsgerechte Auslegung des Verarbeitungsverhaltens der Bewehrungen. Die Formstabilität der Flächengebilde wird dabei vorzugsweise mit Hilfe von Kennwerten für die Biegesteifigkeit sowie die Verschiebefestigkeit quantifiziert. Optional kann auch eine Scherwinkelbestimmung erfolgen.

Als Standardversuch für die Bestimmung der Biegesteifigkeit gitterartiger Textilien hat sich neben einer ebenfalls am ITM vorgenommenen Weiterentwicklung des Cantilever-Verfahrens (DIN 53362) ein neues Biegeprüfverfahren mit vertikaler Probenanordnung etabliert. Dieses minimiert die deutlichen subjektiven Einflüsse des herkömmlichen Verfahrens und vermeidet einen Einfluss der Schwerkraft auf das Biegeverhalten weitgehend.

Eine weitere Möglichkeit, die Formstabilität textiler Bewehrungsstrukturen zu charakterisieren, bietet die Untersuchung der Verschiebestabilität der Gitterstrukturen. Die ebenfalls durch vorgestellte neue Prüfmethode beruht auf einer definierten Verdrehung des Kraftereinleitungsbereiches gegenüber der lagefixierten textilen Struktur und berücksichtigt somit den Flächencharakter der textilen Bewehrung. Anhand der Prüfergebnisse sind die strukturspezifischen Unterschiede darstellbar, die z. B. aus der textiltechnischen Konstruktion der Bewehrungsstrukturen, den Einflüssen durch die Bindungs- und Haftungseigenschaften der Fadenmaterialien sowie den verfahrens- und materialbedingten Einflüssen einer Beschichtung der Struktur resultieren. Die Versuchsdurchführung ist durch eine einzelmotorische Steuerung der Verdrehbewegung sehr präzise und liefert reproduzierbare Ergebnisse.

## 3 Weiterentwicklung der Anlagentechnik

### 3.1 Einführung des Nadelbarrenversatzes

Zu Beginn der Entwicklung textiler Betonbewehrungen auf der Grundlage der Nähwirktechnik stand die Anpassung der Maschinenteknik an die neuen Anforderungen im Mittelpunkt, insbesondere die schonende Verarbeitung von Carbon- und Glasfilamentgarnen, der Übergang von der Herstellung geschlossener hin zu gitterförmigen Textilien sowie die Berücksichtigung der aus dem Gelegeaufbau resultierenden Fadenspannungen bei der Maschinenkonstruktion, siehe WALDMANN et al. [6]. Auf der Basis einer Vielzahl notwendiger Weiterentwicklungen konnte dann die gezielte Beeinflussung der Verbundeigenschaften über die Ausgestaltung der textilen Bewehrung erfolgen. So war aus den ersten Forschungsergebnis-



sen bekannt, dass die Parameter des Nähwirkprozesses (Maschinenfeinheit, Bindung, Stichlänge, Abbindung, Fadenspannung) einen deutlichen Einfluss sowohl auf die Eigenschaften der textilen Bewehrung als auch auf deren Verbund zur Betonmatrix haben. Daraus ergab sich der Ansatzpunkt für die Nutzung des im SFB 528 entwickelten erweiterten Nähwirkprozesses mit versetzbarer Nadelbarre zur Herstellung von Textilbetonbewehrungen mit deutlich verbessertem Verbundverhalten.

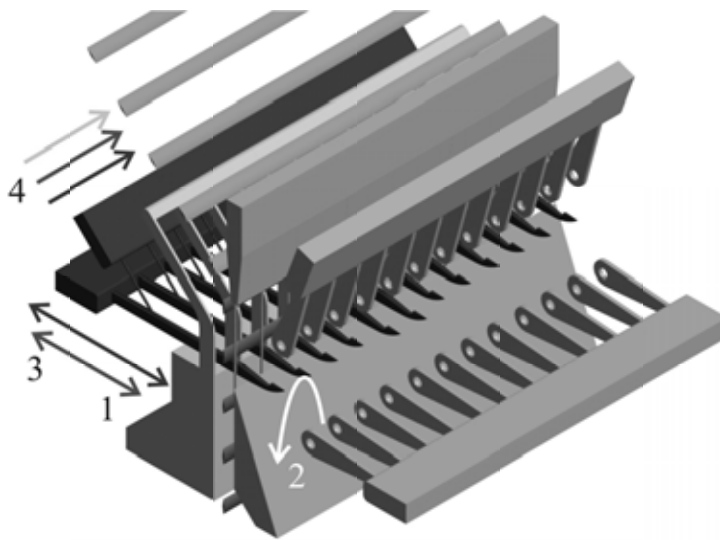


Bild 2: Prinzipdarstellung des erweiterten Nähwirkprozesses mit seitlich versetzbarer Nadelbarre (1: Vorwärtsbewegung von Nadel und Schließdraht; 2: Überlegung der Lochnadeln; 3: Rückwärtsbewegung von Nadel und Schließdraht; 4: Seitwärtsbewegung von Nadel, Schließdraht und Abschlagplatine)

Das ohnehin schon sehr weite Spektrum möglicher Bindungen, die sich auf Nähwirkmaschinen umsetzen lassen, wird mit der Realisierung des Nadelbarrenversatzes weiter vergrößert. Die Modellierung relevanter Bindungskonstruktionen, die mittels Nadelbarrenversatz erzeugt werden können, beruht auf der Entwicklung einer Systematik zu deren theoretischer Beschreibung. Dazu wurde zunächst die etablierte Darstellungsweise für Nähwirkbindungen angepasst. Die konventionelle Darstellung mittels Legungsbild beruht auf der Annahme einer feststehenden Nadelbarre. Das Prinzip des Nadelbarrenversatzes beinhaltet aber gerade die Verschiebung der Nadelbarre, weshalb die neuen Bindungen nicht aus der bisher üblichen grafischen Darstellung erkennbar sind. Auf dieser Grundlage wurde eine verbesserte Beschreibungsmöglichkeit für Nähwirkbindungen entwickelt, siehe HAUSDING & CHERIF [12]. Die eingeführte Neuerung erfordert die Anpassung der bisher üblichen Darstellungsweise von Wirkbindungen. Die Beschreibung der erweiterten Wirkbindungen kann aufbauend auf den klassischen numerischen und grafischen Darstellungen (Legungsplan und Legungsbild) erfolgen. Für die numerische Angabe der Nadelbarrenbewegung im Legungsplan für die Maschinensteuerung wird eine zusätzliche Zahlenfolge eingeführt, die in ihrer Darstellungsweise auf der Angabe der Legebarrenbewegung beruht. Ein Wirkzyklus bzw. die Bildung einer Maschenreihe wird durch zwei Zahlen gekennzeichnet, von denen die erste die Position der

Nadelbarre vor dem Einschwingen der Fadenführer und die zweite die Position der Nadelbarre nach dem Ausschwingen der Fadenführer definiert. Diese Darstellung bietet eine einfache und eindeutige Beschreibung der Nadelbarrenbewegung. Ist eine Modellierung der Bindung erforderlich, so stehen drei Varianten eines erweiterten Legungsbildes zur Verfügung. Mit diesen Darstellungsmethoden ist es möglich, alle Bindungen – falls nötig auch mit mehreren Wirkfadensystemen – zu entwickeln und exakt zu beschreiben. Als Ergänzung dazu wurde ein Berechnungsverfahren abgeleitet, das es erlaubt, konventionelle und erweiterte Bindungen ineinander umzurechnen. Grundsätzlich kann für jede erweiterte Bindung, wenn sie für eine klassische Wirkware und nicht im Nähwirkprozess eingesetzt wird, eine Bindung nach dem konventionellen Verfahren gefunden werden, die einen äquivalenten Fadenverlauf im Textil aufweist.

Die erste maschinelle Umsetzung des erweiterten Nähwirkprozesses erfolgte durch FRIEDRICH et al. [9] in Form eines Prototyps, der auf einer herkömmlichen Parallelschuss-Nähwirkmaschine basiert. Der Prototyp dient der Optimierung des Prozesses hinsichtlich Produktionsgeschwindigkeit, Fadenzuführung, möglicher Versatzbewegungen und Bewegungsabläufe der Wirkelemente. Als Ergänzung zum Prototyp wurde ein manuell bedienbarer Technologie-Demonstrator entwickelt, der die Grundlage für eine ganzheitliche Untersuchung aller möglichen Nadelbewegungen sowie den daraus resultierenden Bindungen diente und die Voraussetzung für die Entwicklung der oben beschriebenen Bindungskonstruktionsmethoden darstellte.

### 3.2 Integration der Beschichtung in den Nähwirkprozess

Für den erfolgreichen Einsatz textiler Bewehrungen aus Carbon- oder AR-Glasfilamentgarnen ist es notwendig, die Gittergeometrie sowie eine maximale Ausnutzung der Substanzfestigkeit textiler Bewehrungen mittels Online-Beschichtung zu sichern. Dabei wird die Gitterstruktur während des textilen Herstellungsprozesses, im in die Transportkette eingespannten Zustand, beschichtet. Das in den Flächenbildungsprozess integrierte Beschichten der Gitterstrukturen bei unverminderter Produktionsgeschwindigkeit mit filmbildenden wässrigen Polymerdispersionen auf Styrol-Butadienbasis, siehe GAO et al. [4], erfolgt mittels Walzenauftrag und die Trocknung durch eine Kombination aus Carbon-Rundrohr-Infrarot-Strahlern mit Strahlungswandler. Dieses Trocknungskonzept ist aufgrund der dynamischen Prozessführung mit sehr kurzen Auf- und Abkühlzeiten besonders gut für die Integration in einen textilen Fertigungsprozess geeignet, siehe KÖCKRITZ et al. [7].

Der Beschichtungsanteil der textilen Struktur kann über die Steuerung der Relativgeschwindigkeit zwischen Umfangsgeschwindigkeit der Walze und der Transportgeschwindigkeit sowie über den Anteil an organischer Substanz in der wässrigen Dispersion definiert eingestellt werden. Damit lassen sich reproduzierbare Struktureigenschaften (Beschichtungsanteil, Zugfestigkeit, Biegesteifigkeit, Verschiebefestigkeit, Dauerhaftigkeit) erzeugen (Bild 2).

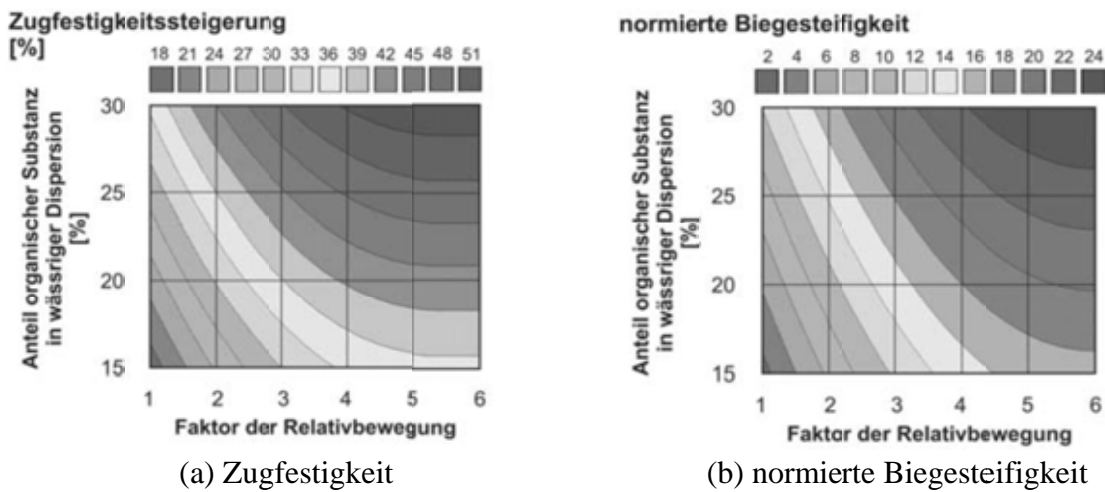


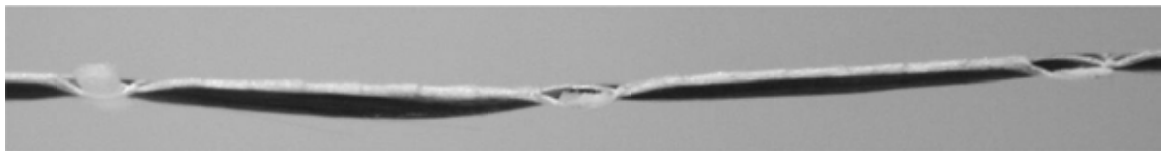
Bild 2: Textileigenschaften in Abhängigkeit von der Auftragsmenge (Faktor der Relativbewegung der Auftragswalze gegenüber der Textilbahn) und dem organischen Anteil der Polymerdispersion (AR-Glas VET-ARG640; 7,2 mm Abstand)

Aktuelle Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Beschichtung von preiswerteren 3300 tex Carbon-Fiber-Heavy-Tows (CFHT). Diese CFHT weisen ein von AR-Glas- und Carbonfilamentgarnen abweichende Tränkungs- sowie Trocknungsverhalten auf, siehe BERGER et al. [16]. Aufbauend auf diesem neuen Verarbeitungsverhalten und den Erkenntnissen aus dem SFB 528 bezüglich der Beschichtungsrezeptur und der Beschichtungstechnologie für Gitterstrukturen entsteht derzeit im Transferprojekt T9 ein industrietaugliches Beschichtungs- und Trocknungsmodul zur Integration in Multiaxial-Nähwirkanlagen.

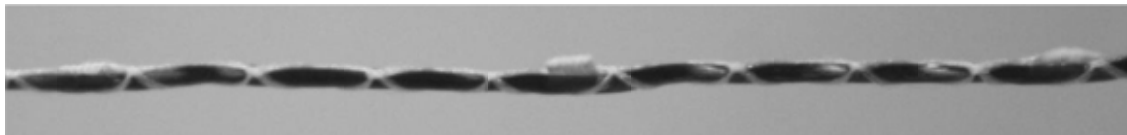
#### 4 Einfluss der Bindungskonstruktion auf die Eigenschaften von Textilbeton

Aus der Vielzahl an Möglichkeiten, das Verbundverhalten des Bewehrungstextiles im Beton durch den textilen Herstellungsprozess zu beeinflussen, soll hier stellvertretend die Nutzung des erweiterten Nähwirkprozesses vorgestellt werden. Ausgehend von dem mit Hilfe des Technologie-Demonstrators untersuchten Umfangs an möglichen Bindungsvarianten nach dem erweiterten Nähwirkprozess (siehe Abschnitt 3.1) erfolgte eine systematische Bewertung und Auswahl von Bindungskonstruktionen unter Beachtung von deren Einflüssen auf die Textil- und Verbundeigenschaften. Bindungsvarianten mit einem hohen Einflusspotenzial wurden mit Hilfe der Prototypmaschine in textile Bewehrungen überführt. Durch die neuen Bindungsmöglichkeiten und die freie Lagenanordnung wird eine deutlich verbesserte Qualität der textilen Bewehrung erreicht, die ein nachweisbar günstigeres Verbundverhalten zeigt als die konventionelle Variante. Durch die sichere Verhinderung von Abplatzungen an der Betonoberfläche bei Gebrauchslast wird eine wichtige Voraussetzung für den praktischen Einsatz textiler Betonbewehrungen geschaffen. Dies verdeutlicht ein von HAUSDING et al.

[18] geführter Vergleich biaxialer Bewehrungstextilien, wobei eine Probe nach dem konventionellen Nähwirkverfahren (5-1) mit einer Bindung RL-Doppel-Trikot, gegenlegig, und zwei Proben nach dem erweiterten Nähwirkverfahren mit der Bindung RL-Trikot, Nadelbarrenversatz um 1, gleichgerichtet, realisiert wurden. Dabei enthält Probe 5-2 ebenso wie 5-1 eine Kettfadenlage aus Carbonfilamentgarnen 800 tex, während Probe 5-3 zwei Kettfadenlagen aus Carbonfilamentgarnen 400 tex aufweist. Es zeigt sich, dass die Auslenkung der Kettfäden stark durch die Bindung und die Lagenanordnung beeinflusst wird. Variante 5-1 (Carbonfilamentgarn 800 tex, Doppel-Trikot) weist das für konventionelle Nähwirkstoffe bekannte Erscheinungsbild einer deutlichen Auslenkung des Kettfadens und der Konzentration des Wirkfadens auf einer Seite der Textilbewehrung auf (Bild 3, oben). Durch Verwendung des erweiterten Wirkprozesses und der Bindung RL-Trikot, Basisversatz 1 (Variante 5-2) kann die Kettfadenauslenkung reduziert werden, der Wirkfaden ist gleichmäßig um den Kettfaden herum angeordnet (Bild 3, Mitte). Durch Anordnung zweier Kettfäden auf den Außenseiten des Nähwirkstoffs (Variante 5-3) wird die Kettfadenauslenkung wirksam vermieden (Bild 3, unten).



Variante 5-1



Variante 5-2



Variante 5-3

Bild 3: Seitenansicht von Nähwirkstoffvarianten in Kettrichtung

Die zur Ermittlung des Verbundverhaltens durchgeführten Fadenzugsversuche ergeben mittlere Auszugskurven, welche die Ergebnisse von zehn Einzelmessungen widerspiegeln (Bild 4). Die bei den gewählten Einbindelängen von 18 mm gemessenen charakteristischen Fadenzugwiderstände werden aufgrund gleicher Dehnsteifigkeiten und Einbindelängen der untersuchten Nähwirkstoffvarianten vereinfacht als Schubfluss  $\tau$  in N/mm über die im Versuch gemessene Rissöffnung  $w$  aufgetragen, siehe LORENZ et al. [17]. Der Schubfluss ist

der Quotient aus der im Versuch messtechnisch bestimmten Zugkraft und der bekannten Einbindelänge.

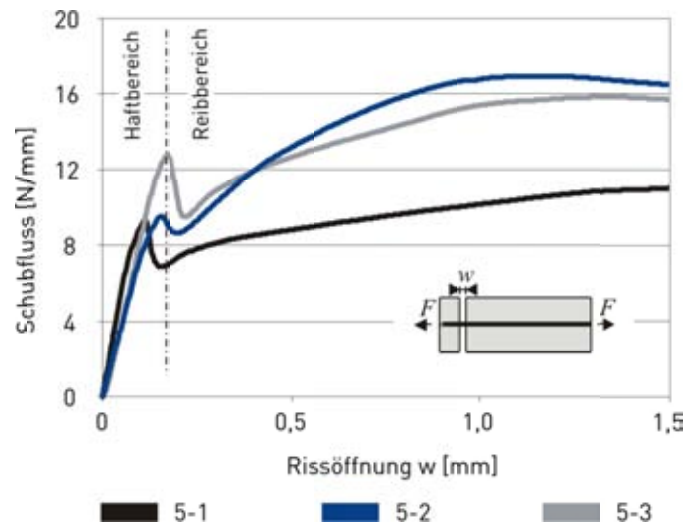


Bild 4: Ergebnisse der Verbundversuche

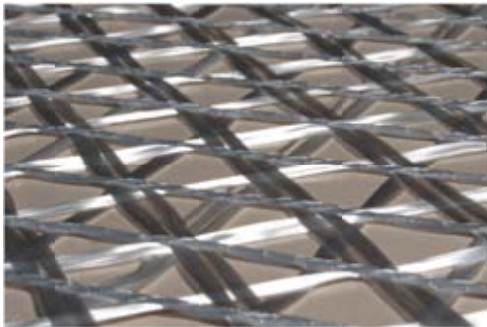
Bei Rissweiten von etwa 0,1 bis 0,2 mm wird der Haftverbund zwischen der äußeren Hülle des beschichteten Kettfadens und der Betonmatrix überwunden. Der Faden beginnt zu gleiten. Nach einem kurzen Abfall des Auszugswiderstandes schließt sich ein nochmaliger Anstieg der gemessenen Last-Verformungs-Kurve an. Er beruht auf der Reibung zwischen dem Faden und der Oberfläche des Betonkanals, in dem dieser liegt. Der Anstieg ist typisch für beschichtete Bewehrungstextilien und in seiner Größe abhängig vom Beschichtungsgehalt im Textil und von der Textilgeometrie, bei konventionellen Nähwirkstoffen insbesondere dem Ausmaß der Kettfadenauslenkung. Aufgrund gleicher Beschichtungsgehalte sowie in Folge der vergleichbaren Verbundoberfläche sind die gemessenen Anstiege im Haftverbundbereich der in Bild 4 dargestellten Auszugskurven nahezu identisch. Während die Höchstwerte der Auszugskräfte der Proben 5-1 (Carbonfilamentgarn 800 tex, Doppel-Trikot) und 5-2 (Carbonfilamentgarn 800 tex, Trikot, Basisversatz 1) ähnliche Werte von etwa 9 N/mm erreichen, kann bei den symmetrischen Proben 5-3 (Carbonfilamentgarn 400 tex, Trikot, Basisversatz 1) ein deutlich höherer Verbundwiderstand von durchschnittlich 12 N/mm gemessen werden. Die Ursache dafür liegt darin, dass der quer zur Belastungsrichtung liegende Schussfaden bei der dreilagigen Variante 5-3 (Carbonfilamentgarn 400 tex, Trikot, Basisversatz 1) zwischen den beiden Kettfäden fixiert ist und damit die Kontaktflächen zwischen Kettfäden und Beton ungestörter sind, als bei den zweilagigen Varianten. Im weiteren Kurvenverlauf weisen die beiden Varianten nach dem erweiterten Wirkprozess deutliche höhere Auszugskräfte auf, wahrscheinlich begründet durch die reibungserhöhende Wirkung des regelmäßig um den Kettfaden verlaufenden Wirkfadens. Demgegenüber werden die Auszugskräfte durch Kettfadenauslenkungen sowie eine fehlende Rippenwirkung bei der Probe 5-1 (Carbonfilamentgarn 800 tex, Doppel-Trikot) deutlich vermindert.



## 5 Nutzung der Forschungsergebnisse

Die Ergebnisse der Grundlagenforschung wurden während der gesamten Laufzeit des SFB 528 zur Auslegung und Bereitstellung praxisrelevanter textiler Bewehrungen in breit gefächerten produktvorbereitenden Forschungen und Pilotvorhaben genutzt. So kamen textile Bewehrungen mit beanspruchungsgerechten Eigenschaften zur Instandsetzung und Ertüchtigung von Masten (Bild 5a) und Schalentragerwerken sowie zur Fertigung von Fassadenelementen und Errichtung von Brückenbauwerken mit allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung oder entsprechender Zustimmungen im Einzelfall zum Einsatz, siehe ROYE & ENGLER [8], KÖCKRITZ et al. [13] sowie HAUSDING et al. [10].

Ausgehend von der entwickelten Fertigungstechnologie für applikationsgerechte Bewehrungen und den neu verfügbaren Bindungsmöglichkeiten (siehe Abschnitt 4) sowie der maschinenbaulichen Umsetzung der textiltechnologischen Entwicklungen in den Teilprojekten T1 und T9 wurde der Weg für standardisierte textile Betonbewehrungen geebnet, siehe BERGER et al. [16]. Durch eine Weiterentwicklung der Materialzuführung für die Gitterherstellung im Nähwirkprozess konnten auch Carbonfaser Heavy Tows verwendet werden. Dies ermöglicht es, hohe Faservolumengehalte in dünnen Textilbetonschichten auch bei Verwendung von Gitterstrukturen mit großem Raster umzusetzen (Bild 5b).



(a) Multiaxialstruktur aus AR-Glas



(b) Biaxialstruktur aus Carbon

Bild 5: Beispiele für textile Bewehrungsstrukturen

Eine endkonturnahe Bereitstellung von gitterartigen Halbzeugen erleichtert zudem den Transport und die Weiterverarbeitung. Hierfür wurde eine auf multifunktional gestaltbare Hochleistungsgitter abgestimmte Zuschnitteinrichtung eingesetzt. Zur Einsparung von Folgearbeitsschritten liefert das extern angeordnete Schneidmodul anforderungsgerecht zugeschnittene textile Halbzeuge. Für die Integration des Moduls in den textilen Flächenbildungsprozess wurden systematisch aufbereitete Lösungskonzepte erarbeitet.

Zur Herstellung textiler Betonbewehrungen wurden somit völlig neue Prozessschritte und Module (Nadelbarrenversatzvorrichtung, Beschichtungs- und Trocknungseinrichtung,

Schneideinrichtung) zur Integration in Nähwirkmaschinen entwickelt. Durch deren Einführung in den Nähwirkprozess können einerseits die Struktureigenschaften im Hinblick auf die anforderungsgerechte Gestaltung der Hochleistungsgitter verbessert werden. Andererseits lassen sich bauseitig Folgearbeitsschritte minimieren und Ressourcen besser ausnutzen.

## 6 Literatur

- [1] HEMPEL, R.; CURBACH, M.; OFFERMANN, P.; FRANZKE, G.; ENGLER, TH.; FUCHS, H.; ARNOLD, R.; BARTL, A.-M.; WULFHORST, B.; BISCHOFF, TH.: *Dünne Platten aus textilbewehrtem Beton und ihre Einsatzmöglichkeiten im Fassadenbau*. In: Bauen mit Textilien 2 (1999) 1, S. 22-25
- [2] ABDKADER, A.; GRAF, W.; MÖLLER, B.; OFFERMANN, P.; SICKERT, J.-U.: *Fuzzy-Stochastic Evaluation of Uncertainties in Material Parameters of Textiles*. In: AUTEX Research Journal. 2 (2002) 3, pp. 115-125 – URL: <http://www.autexrj.org/No5/0027.pdf>
- [3] ABDKADER, A., OFFERMANN, P.; JESSE, F.; CURBACH, M.: *Textile reinforced concrete with AR glass filament yarns*. In: Industrial Fabrics Bulletin (2003) 3, S. 50-54
- [4] GAO, S. L.; MÄDER, E.; ABDKADER, A.; OFFERMANN, P.: *Sizings on Alkali-resistant Glass Fibers: Environmental Effects on Mechanical Properties*. In: Langmuir, The American Chemical Society's Journal of Surfaces and Colloids 19 (2003) 6, pp. 2496-2506 – DOI: 10.1021/la020778t
- [5] SCHIERZ, M.; FRANZKE, G.; WALDMANN, M.; OFFERMANN, P.; HES, L.: *Charakterisierung der Handhabbarkeit textiler Bewehrungsstrukturen*. In: Technische Textilien/ Technical Textiles 46 (2003) 2, S. 141-144
- [6] WALDMANN, M.; SCHIERZ, M.; FRANZKE, G.; OFFERMANN, P.: *Directional Dependent Yarn Tensioning Regulation for the Production of Multi-Axial Reinforcement Structures* : 14th International Conference on Composite Materials. San Diego, CA, 2003 July, Paper 2194
- [7] KÖCKRITZ, U.; KLUG, P.; OFFERMANN, P.; GIESSMANN, A.: *Trocknen textiler Strukturen mittels konvektivem Wärmestrom*. In: Technische Textilien 47 (2004) 4, S. 202-206
- [8] ROYE, A.; ENGLER, TH.: *Technical Textiles for the Reinforcement of Concrete*. In: Brameshuber, W. (Ed.): RILEM Report 36, State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee TC 201-TRC 'Textile Reinforced Concrete', 2006 (RILEM) – ISBN: 2-912143-99-3
- [9] FRIEDRICH, F.; HAUSDING, J.; FRANZKE, G.; CHERIF, CH.: *Neue Perspektiven mit erweiterter Nähwirktechnologie*. In: Tagungsband zur 12. Chemnitzer Textiltechniktagung. Chemnitz, Oktober 2007

- [10] HAUSDING, J.; ENGLER, TH.; FRANZKE, G.; KÖCKRITZ, U.; OFFERMANN, P.: *Concrete reinforced with stitch-bonded multi-plyes – a review*. In: Aldea, C.-M. (Hrsg.): SP-244: Thin Fiber and Textile Reinforced Cementitious Systems. Farmington Hills : American Concrete Institute, 2007
- [11] SEIDEL, A.; LEPENIES, I.; ENGLER, TH.; CHERIF, CH.; ZASTRAU, B.: *Aspects of Creep Behavior of Textile Reinforcements for Composite Materials*. The Open Materials Science Journal (2009) 3, pp. 67-79 – DOI: 10.2174/1874088X00903010067
- [12] HAUSDING, J.; CHERIF, CH.: *Improvements in the warp knitting process and new patterning techniques for stitch-bonded textiles*. In: The Journal of the Textile Institute 101 (2010) – DOI: 10.1080/00405000802370354
- [13] KÖCKRITZ, U.; CHERIF, CH.; WEILAND, S.; CURBACH, M.: *In-Situ Polymer Coating of Open Grid Warp Knitted Fabrics for Textile Reinforced Concrete Application*. In: Journal of Industrial Textiles (2010) – DOI:10.1177/1528083709102938
- [14] YOUNES, A.; ENGLER, TH.; SEIDEL, A.; CHERIF, CH.: *Effects of high temperature and long term stress on the material behaviour of high performance fibres for composites*. In: World Journal of Engineering 7 (2010) 4, pp. 309-315 – URL: <http://wjoe.hebeu.edu.cn/2010.4/26.pdf>
- [15] SHAYED, M. A.; CHERIF, CH.; HUND, R.-D.; CHENG, T.; OSTEROD, F.: *Carbon and glass fibers modified by polysilazane based thermal resistant coating*. In: Textile Research Journal (2010) 3 – DOI: 10.1177/0040517509357648
- [16] BERGER, U.; HAUSDING, J.; JESSE, F.; PLAGGENBORG, B.; CHERIF, CH.: *High performance textile reinforcements based on carbon fiber heavy tows*. In: ACI 2010 Fall Convention. Pittsburgh, Pennsylvania, USA, October 24-28, 2010
- [17] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.; HAUSDING, J.; CHERIF, CH.: *Effizienzsteigerung von Textilbeton durch Einsatz textiler Bewehrungen nach dem erweiterten Nähwirkverfahren*. In: Beton- und Stahlbetonbau. 106 (2011) 1, S. 21-30 – DOI: 10.1002/best.201000072
- [18] HAUSDING, J.; LORENZ, E.; ORTLEPP, R.; LUNDAHL, A.; CHERIF, CH.: *Application of stitch-bonded multi-plyes made by using the extended warp knitting process: reinforcements with symmetrical layer arrangement for concrete*. In: The Journal of the Textile Institute (2011) – DOI: 10.1080/00405000.2010.515729



## Connection between the Impregnation of Glass Multi-Filament Yarns and their Pull-out Behaviour

Bruno Fiorio<sup>1</sup>, Hana Aljewifi<sup>2</sup>, Jean-Louis Gallias<sup>3</sup>

**Summary:** This experimental study focuses on the links that exist between the mechanical pull-out behaviour of multi-filament yarns embedded in concrete and the impregnation of the yarn by the concrete. To this aim, 5 glass yarns have been embedded in concrete (AR and E glass yarns from assembled or direct roving). A pre-treatment was applied to the yarn before the casting, and was chosen in the following three: wetting, drying or pre-impregnation with a cement slurry. By this way, 15 yarn / pre-treatment combinations were obtained that generate 15 conditions of impregnation of the yarn by the cementitious matrix. In each case, the mechanical properties were determined from a classical pull-out test and the yarns impregnation properties were characterized by two dedicated tests: yarns porosity measurements and along yarn water flow measurements.

By studying the relationship between the mechanical behaviour and the physical properties of the impregnated yarns, it is shown that the pre- and post-peak behaviour are mainly connected to the flow rate measured during the water flow measurements, which suggest a specific influence of the connected pores parallel to the filaments and of the penetration depth of the matrix into the yarn. The post-peak and the residual behaviour are moreover linked to the yarn pore volume associated to the disorder induced in the filaments assembly by the penetration of the matrix. The overall result of this work is a contribution to the understanding of the relationship between the impregnation of the yarns and the pull-out behaviour.

---

<sup>1</sup> Ass. Prof., Université de Cergy-Pontoise, L2MGC

<sup>2</sup> PhD student, Université de Cergy-Pontoise, L2MGC

<sup>3</sup> Prof., Université de Cergy-Pontoise, L2MGC

## 1 Introduction

Glass fibre reinforced cement composite have been used for many nonstructural applications since the early 1970s. An important step in the development of this kind of reinforcement was the introduction of the first alkali-resistant (AR) glass fibre about four decades ago (JESSE [1]). As AR glass fibres have low sensitiveness to corrosion when used in concrete, the concrete cover can be reduced in order to minimize the thickness of the structural members. This reduction is particularly high in the case of textile reinforced concrete (TRC).

The properties, performances and applications of TRC have been described by many authors (see for instance BRAMESHUBER [2], HEGGER ET AL. [3], HANISCH ET AL. [4]). Current studies have confirmed that complex processes of interaction occur inside the composite between the yarns and the cementitious matrix, and inside the yarns between the filaments and the penetrating cement paste or between the filaments themselves (KONRAD ET AL. [5]). These interactions are largely influenced by the yarns impregnation (PELED ET AL. [6]), and govern the mechanical properties of the TRC.

This aspect is one of the difficulties encountered when developing mechanical models of the yarn / matrix interaction. The partial penetration of the cementitious matrix in the yarn generates schematically two types of filaments: sleeve filaments anchored in the matrix and core filaments that remain approximately un-anchored. (OHNO ET AL.[7], LANGLOIS [8]). Generally, models use global parameters to take into account the complexity of the impregnation. These parameters have to be determined by identification of experimental results and may be largely disconnected from the physical state of the impregnation (HAÜBLER-COMBE ET AL. [9], LANGLOIS [8]). A better understanding of the impregnation is needed to improve the link between the mechanical results of the models and the initial physical data. With this aim, an experimental study was conducted to examine the relationship between global physical parameters related to the yarn impregnation and parameters characteristic of the mechanical pull-out behaviour.

## 2 Manufacturing of concrete samples with embedded yarn

### 2.1 Yarns characteristics and preparation

Samples used in this study were made of a single yarn embedded in a cylinder of cementitious matrix (see ALJEWIFI ET AL. [10] for more details). The yarn was aligned along the cylinder axis and was pre-treated before casting.

Five different kinds of multi-filament yarns have been used (four of them are an assembly of bundles of filaments, the last one is a direct assembly of filaments). Table 1 gives the basic properties of these yarns. It should be noticed that the geometrical properties of the yarns are much more numerous than those given in table 1, due to the multi-scale assembly of the fila-

ments (number and aspect ratio of bundles, for instance, can vary from one yarn to the other). Moreover glass filaments were coated with a sizing which influenced the yarn processing but also the adhesion with the matrix. Sizing materials were a mix of polyhydroxy-phenols, silane, polymer emulsion and additives. The detailed compositions of the sizing are unknown due to the industrial protection imposed by manufacturers.

Before casting, one of the following three pre-treatments was applied to the yarn, to generate different kinds of impregnation for each type of yarn:

- Pre-wetting (W): yarn was saturated with water prior to the casting so that the inter-filament voids are filled with water, which strongly reduce the penetration of cement paste inside the yarn during casting. It should be noticed that in this case, capillarity forces induce agglomeration of the glass filaments. Consequently, the inter-filament distances were reduced compared to what is observed in the case of dry yarns.
- Drying (D): yarn was dried at room temperature before casting. Capillarity forces lead to penetration of water and cement particles in the yarn during casting. As the filaments act as a filter, penetration of cement particles into the yarn was generally limited.
- Cement pre-impregnation (PI): the yarn was manually saturated with a cement slurry before casting. Saturation was obtained by manual action on the yarn placed in a slurry batch. The composition of the slurry was identical to those of the cement paste of the matrix.

**Table 1:** Physical and mechanical characteristics of the multi-filaments yarns.

	SG1	SG2	SG3	OC1	OC2
Type of glass	AR	AR	AR	E	E
Type of roving	Assembled	Assembled	Assembled	Assembled	Direct
Filament diameter ( $\mu\text{m}$ )	14	14	14	12	17
Finesses ( $\text{tex} = \text{g/km}$ )	2450	2450	2500	2400	2400
Glass density ( $\text{kg/m}^3$ )	2680	2680	2680	2530	2530
Max.strength (N)	741.4	856.6	830.4	1116.3	900.5
Yarn stiffness (GPa)	56.5	44.9	45.5	54.8	55.9

## 2.2 Fine grained concrete design and sample elaboration

The pre-treated yarn was positioned along the axis of a cylindrical mould (34 mm diameter) in which the cementitious matrix was poured. The matrix was a fine grained concrete made from CEM 1 52.5 N cement (0.48 water on cement ratio; 1.4 sand on cement ratio with 0-1.25 mm sand; a superplasticizer was used with a dry extract dosage of 0.125 % of the cement mass).

The main properties of the matrix were as follow: 2.135 g/cm<sup>3</sup> density, 31.5 GPa Young's modulus, 55 MPa compressive strength. The fresh matrix was fluid, with no segregation of the sand aggregates.

Cylindrical samples were made with height, i.e. embedded length of the yarn in concrete, chosen in the following series: 1 cm, 3 cm, 5 cm, 10 cm, 15 cm and 25 cm. Samples were removed from mould 24 hours after casting. Water curing at room temperature (20°C) was then imposed during 28 days before testing.

### 2.3 Qualitative aspects of the yarn impregnation

The pre-treatment has a strong influence on the resulting impregnation of the yarn by the matrix. To characterize the impregnation for each case (one yarn and one given pre-treatment), scanning electron microscopy (SEM) observations of longitudinal sections of impregnated yarns have been made. Longitudinal sections were obtained by splitting the cylinder of fine grained concrete described in section 2.2 using a transverse compressive load. This method was chosen for its capability to give a view of all the yarn impregnation which is not the case with specific cross sections. It needs to take care of the disorganization of the yarn which is induced by the mechanical splitting but gives good results as far as information about micro-cracking is not needed.

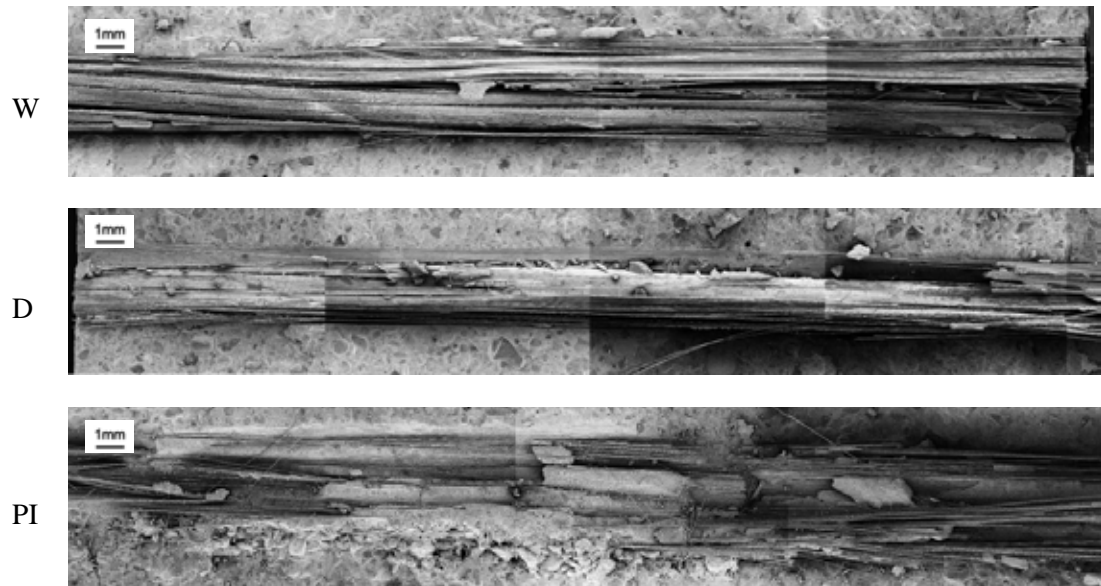
Fig. 1 and Fig. 2 show examples of SEM observations respectively made for SG3 and OC2 yarns, for the three different pre-treatments of the yarn that have been used. These two yarns are representative of what is observed for the five yarns. ALJEWIFI ET AL. [10] give the full observations made for the five yarns.

The penetration of the cement paste appears as largely influenced by the pre-treatment. In the case of SG3 yarns (Fig. 1), the W pre-treatment gives the poorest impregnation, with large portions of filaments uncovered by the cementitious matrix in the center of the yarn. D pre-treatment shows evidences of deep penetration of the matrix inside the yarn, even if in some places filaments remain uncovered. PI pre-treatment gives a full impregnated yarn, with spread bundles separated by matrix.

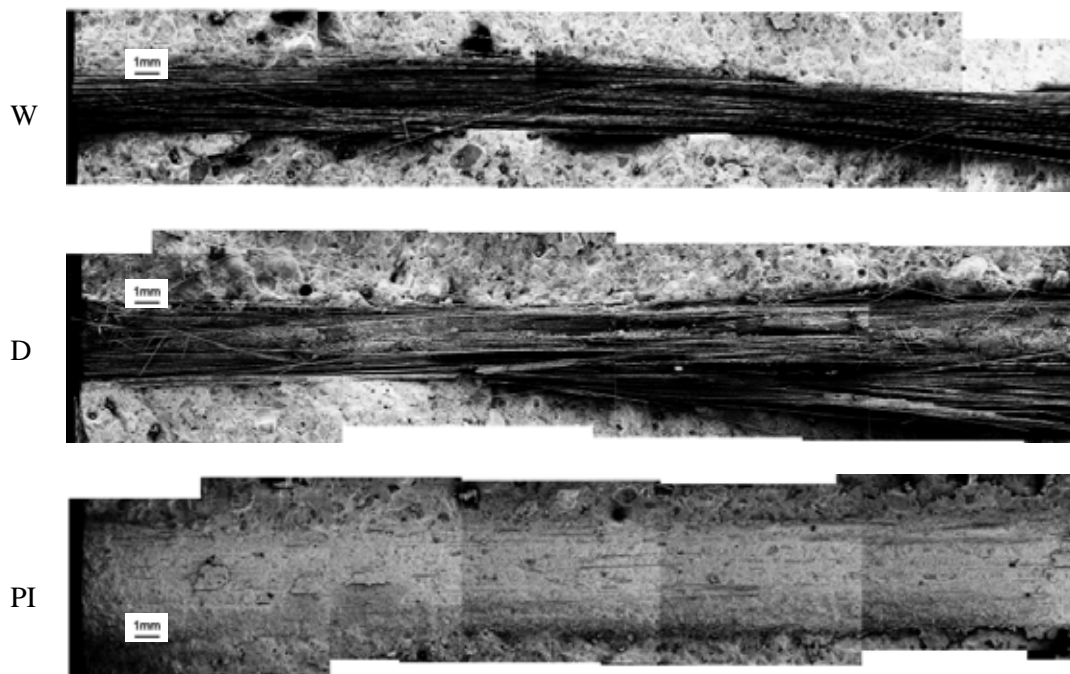
In the case of the W pre-treatment, OC2 yarns (Fig. 2) shows parallel mainly non-impregnated filaments, with a thin layer of impregnated filaments. D pre-treatment gives a similar aspect, but with misalignment of the filaments and presence of hydrated products in some places inside the yarn. PI pre-treatment gives a full impregnation of the filaments. Compare to SG3, because of the specific structure of the OC2 yarn (direct roving), the filaments and the matrix are in this case very intimately mixed.

For W and D pre-treatments, other yarns (SG1, SG2 and OC1) show similar behaviour towards the impregnation. The main differences concern the impregnation in the case of the D pre-treatment, which appears as more dependent on the type of yarn than other pre-

treatments. This can be explained by the fact that, for the D pre-treatment, the penetration of the cement paste inside the yarn is mainly governed by the capillarity forces which are sensitive to the surface properties of the filaments (sizing) and to their geometry (diameter).



**Fig. 1:** SG3 yarn; longitudinal sections; W, D and PI pre-treatments.



**Fig. 2:** OC2 yarn; longitudinal sections; W, D and PI pre-treatments.

The SEM observation allows the average penetration depth of the cementitious matrix into the yarn to be estimated. From this estimate, an impregnation index  $i_y$  was calculated as the ratio of the impregnated area to the apparent area of the cross-section of the yarn. It was determined considering a cylindrical shape of the yarn with constant penetration depth of the matrix, which are both strong assumptions regardless to the complexity of the shape of the impregnated yarn. Table 2 gives the values of the geometrical properties of the impregnated yarns, determined from the SEM observation.

As a consequence of the observed variation of the penetration of the cement paste inside the yarns, the values of the impregnation index varies significantly with the pre-treatment applied to the yarn. W pre-treatment, by water-saturating the porosity of the yarn, prevents the yarn from matrix penetration and gives the lowest values of the impregnation index. D pre-treatment leads to an important increase of the impregnation index for SG2, SG3 and OC1 yarns when the increase was almost unobserved for SG1 and OC2 yarns. PI pre-treatment, by forcing the penetration of the matrix inside the yarn, is supposed to allow the full impregnation of the yarn to be obtained ( $i_Y = 100\%$ ).

It should be noticed that, due to the strong idealization made for the calculation and to the variability of the measurement of the penetration depth, the impregnation index should not be considered as a fine quantification of the impregnation but only as a qualitative estimate.

**Table 2:** Characteristics of the impregnated yarns.

Configuration	Diameter of the impregnated yarn [ $\mu\text{m}$ ]	Observed penetration depth [ $\mu\text{m}$ ]			$i_Y$
		Min.	Mean	Max.	
SG1 W	3190	100	125	150	15%
SG1 D	4270	300	325	350	28%
SG1 PI	3220				100%
SG2 W	2841	153	225	321	29%
SG2 D	3141	440	714	1002	70%
SG2 PI	3422				100%
SG3 W	2986	487	664	803	69%
SG3 D	2760	1380	1380	1380	100%
SG3 PI	3090				100%
OC1 W	3520	250	375	500	38%
OC1 D	3260	600	700	800	67%
OC1 PI	4190				100%
OC2 W	2690	160	170	180	24%
OC2 D	3390	160	170	180	19%
OC2 PI	4260				100%

Fine grained concrete sample. Parallelism of the tensile load with the embedded yarn was obtained by the use of a specific assembly (un-represented here)

Yarn (free length of 10 cm)



Two epoxy plates clenched in the lower holding jaw

**Fig. 3:** Pull-out device.

### 3 Mechanical pull-out behaviour of the embedded yarns

#### 3.1 Testing method

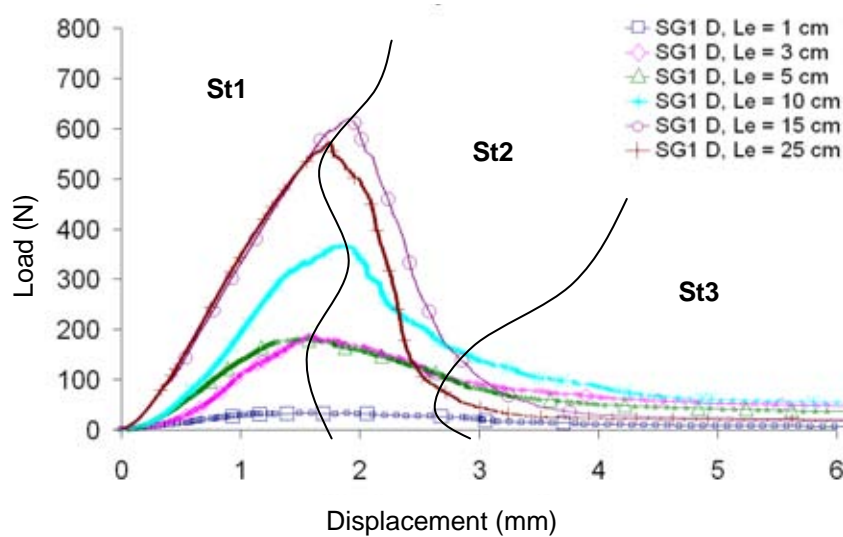
The load-displacement ( $P-\delta$ ) curves for the pull-out tests were obtained from tension test performed with a universal testing device (30 kN capability) as described in ALJEWIFI ET AL. [11]. The pull-out tests were made by applying a tensile load on the free end of a yarn. One side of the yarn was embedded in a fine grained concrete cylinder (the embedded length was chosen in the following series: 1, 3, 5, 10, 15 or 25 cm). The end of the other side was glued in between two epoxy plates that were clenched into the lower holding jaw of the testing device. The free length of the yarn was 10 cm. It was not reduced to zero to avoid shearing stresses in the yarn during the mechanical testing. Fig. 3 gives an overview of the experimental setup.

Loading was applied at constant strain rate (0.01 mm/min). At least three samples were tested for each yarn / pre-treatment / embedded length configuration.

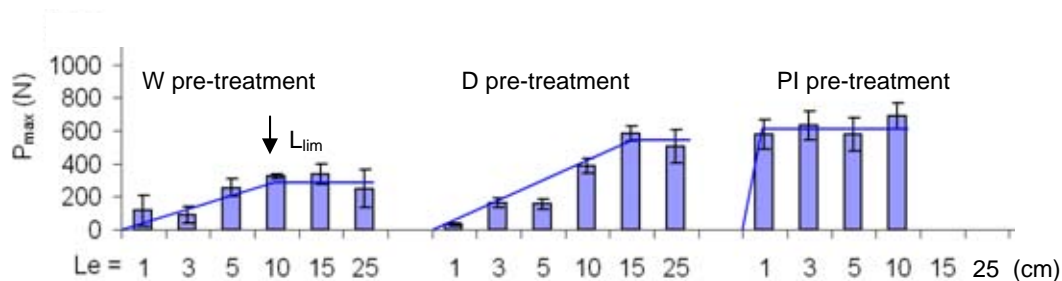
Three different stages are usually observed for the pull-out behaviour of yarns (St1 to 3 in Fig. 4). The first stage (St1) corresponds to the progressive loading of the filaments. It is characterized by delayed activation of the filaments associated to the progressive failure of few of them when load is reaching ultimate value. In the second stage of the behaviour (St2), the ultimate load is reached and the anchored filaments progressively fail, leading to a progressive decrease of the load when the pull-out displacement is increased. The third stage (St3) of the pull-out behaviour corresponds to the residual friction of the intermixed broken filaments. It is characterized by a slowly decreasing level of load. This last stage was observed only for W or D pre-treated yarns.

### 3.2 Determination of the anchorage length

The evolution of the ultimate pull-out strength  $P_{\max}$  for increasing embedded length is given in Fig. 5 (case of SG1 yarn). When the embedded length is small, the ultimate pull-out load is an increasing function of the embedded length. Over a given value of the embedded length (named  $L_{\lim}$  in the following), failure is still obtained by pull-out but the ultimate load becomes almost independent of the embedded length. This length  $L_{\lim}$  is the anchorage length of the yarn. It corresponds to the length needed to have the maximum of filaments (but not necessarily all the filaments) in contact with the matrix over the embedded length, considering the twisted shape of the yarn. For embedded length lower than  $L_{\min}$ , the number of anchored filaments and therefore the ultimate pull-out strength increases when the embedded length increases. Over  $L_{\min}$ , the pull-out strength remains constant as a change of the embedded length does not modify the anchoring conditions of the filaments.  $L_{\min}$  is influenced by the yarn pre-treatment. In particular, PI pre-treatment gives very low  $L_{\min}$  (under 1 cm).



**Fig. 4:** Example of load-displacement curves; SG1 yarn, D pre-treatment;  $L_e$ : embedded length.



**Fig. 5:** values of the ultimate load  $P_{\max}$  versus embedded length  $L_e$  (example of SG1 yarn).



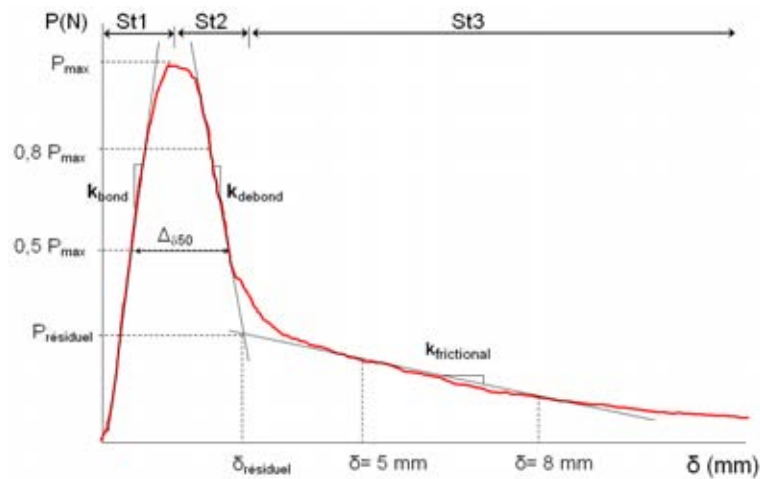


Fig. 6: Parameters of the pull-out behaviour to be derived from the force-displacement curve.

### 3.3 Pull-out behaviour of embedded yarns

Fig. 6 shows the parameters retained as characteristic for the pull-out behaviour of the embedded yarns: ultimate pull-out strength  $P_{\max}$ ; stiffnesses  $k_{\text{bond}}$  and  $k_{\text{debond}}$  of the first and second stages of the pull-out behaviour; stiffness  $k_{\text{frictional}}$  of the third stage (residual load); and second to third stages transition load  $P_{\text{residual}}$ .

The stiffnesses are determined as the slope of the least square line corresponding to the measurements made in the dedicated range:

- 0.5-0.8  $P_{\max}$  in the first stage (pre-peak) part of the (P- $\delta$ ) curve for  $k_{\text{bond}}$ ,
- 0.5-0.8  $P_{\max}$  in the second stage (post-peak) part of the (P- $\delta$ ) curve for  $k_{\text{debond}}$ ,
- 5-8 mm displacement in the third stage (residual load) part of the (P- $\delta$ ) curve for  $k_{\text{frictional}}$ .

As a result of the configuration of the test, it is important to note that these stiffnesses depend not only on the pull-out behaviour but also on the tensile behaviour of the free length of the yarn.

$P_{\text{residual}}$  is determined as the load given by the intersection of the second and third stages least square lines, with respect to the previous ranges.

We retain as characteristic of the pull-out behaviour of one yarn / pre-treatment configuration the average values of the behaviour parameters obtained for yarn / pre-treatment / embedded length configurations with embedded lengths over  $L_{\text{lim}}$ . In the followings, the corresponding values are written with the same notation as defined at the beginning of this part, with addition off the index “lim”.

Table 3 gives the values (mean value and relative standard deviation) obtained for the characteristic parameters of the pull-out behaviour for the five types of yarns and for the three pre-treatments which have been tested.

For all parameters, the highest values were obtained with PI pre-treatment. The lowest values were obtained with W pre-treatment, with the exception of SG3 and OC1 yarns for which the lowest values are obtained with D pre-treatment.

We notice that the relative standard deviation is much more important after the peak load has been reached than before. Due to the complexity of the yarn / matrix interaction, pull-out behaviour becomes less foreseeable as the number of broken filaments increases.

**Table 3:** Parameters characteristic of the pull-out behaviour.

		$P_{\max, \lim}$		$k_{\text{bond}, \lim}$		$k_{\text{debond}, \lim}$		$k_{\text{frictional}, \lim}$		$P_{\text{residual}, \lim}$	
		M.	RSD	M.	RSD	M.	RSD	M.	RSD	M.	RSD
		[N]	[%]	[N/mm]	[%]	[N/mm]	[%]	[N/mm]	[%]	[N]	[%]
SG1	W	303.2	21	240.5	18	203.1	37	2.7	80	43.6	50
	D	543.2	14	358.1	10	669.3	33	2.0	26	26.0	36
	PI	632.3	14	395.0	12	1451.0	59	-	-	-	-
SG2	W	423.6	27	255.8	33	474.6	75	2.7	59	39.2	60
	D	471.1	21	289.4	11	517.7	59	4.4	52	49.0	53
	PI	722.1	17	384.5	8	1747.0	55	-	-	-	-
SG3	W	565.1	13	344.2	7	755.0	43	2.6	50	43.5	64
	D	518.1	12	342.0	12	702.4	41	3.0	49	37.5	57
	PI	751.2	12	442.9	10	1431.8	19	-	-	-	-
OC1	W	319.7	17	329.7	26	478.1	72	2.1	75	34.0	89
	D	335.7	4	353.8	9	307.4	7	1.6	*	14.2	*
	PI	376.5	16	392.6	76	2704.2	0.3	-	-	-	-
OC2	W	203.1	15	233.8	20	341.8	48	1.4	25	39.6	23
	D	324.6	23	326.4	22	699.8	43	4.5	39	64.1	31
	PI	434.1	8	346.3	16	2165.4	41	-	-	-	-

M.: Mean value; RSD: relative standard deviation

(-): no detectable third stage on the (P- $\delta$ ) curve.

(\*): only one sample on three gave a detectable third stage.

## 4 Relationship between pull-out behaviour and yarn flow properties

### 4.1 Flow rate measurements

A yarn is a porous structure which porosity is strongly dependent on the geometry of the filaments and on their orientation. Because the yarns used in this study are all made with parallel or approximately parallel filaments, their porosity is strongly oriented and favours the fluid transfer along the axis of the yarn. Therefore, a flow test has been used to characterise the porosity of the yarn. As the penetration of cement paste inside the yarn fills at least par-

tially the inter-filament porosity, this test is a way of quantifying the impregnation state of the yarn.

The flow test used consisted in determining the stabilized flow rate of water along an embedded yarn, for an imposed pressure gradient of 1075 Pa/cm. Experiments were conducted at 20°C. The flow rate was determined from the record of the time evolution of the flown volume (periodical optical reading during the test; duration of the test: one week). Samples were 2 cm long portion of the cylindrical specimens described in section 2.2. Two measurements were made in all cases. The flow rate through the mortar body (determined from measurements made on reference mortar specimens casted without yarn) is deducted from the measured flow rate through the specimen, which allows the yarn water flow to be precisely calculated. As the diameter of the impregnated yarns varies depending on the type of yarn and pre-treatment used (see Table 2), the flow rate is determined for a 1 mm<sup>2</sup> cross section of the impregnated yarn. Fig. 7 gives the obtained values. Except in the case of SG1 yarn, PI pre-treatment prevents the water to flow through the yarn by ensuring a complete filling of the inter-filament voids with cement paste.

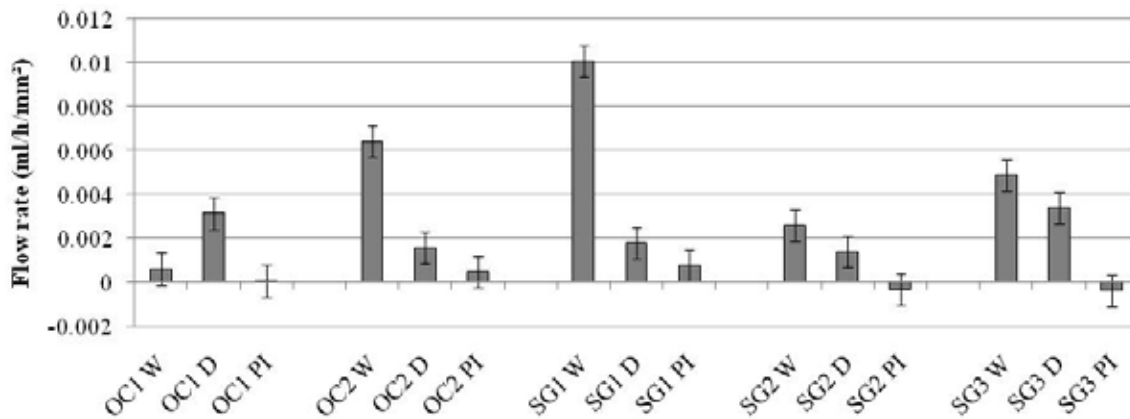


Fig. 7: flow rates measured for the tested configurations.

## 4.2 Relationship to the pre-peak pull-out behaviour

The pre-peak stage of the pull-out behaviour (stage 1 : St1 on Fig. 6) is characterized by the maximum pull-out load  $P_{\max, \lim}$  and the first stage stiffness  $k_{\text{bond}, \lim}$ . Fig. 8 and 9 give respectively the evolution of  $P_{\max, \lim}$  and  $k_{\text{bond}, \lim}$  with the flow rate. As the penetration of the matrix in the yarn reduces the flow of water and increases the number of anchored filaments, an increase of the flow rate is associated to a decrease of the pull-out ultimate load  $P_{\max, \lim}$  and stiffness  $k_{\text{bond}, \lim}$  (dash lines in Fig. 8 and 9 define the general trend). The correlation with the flow rate is particularly good in the case of  $k_{\text{bond}}$  where it seems to be almost uninfluenced by the type of the yarn. In the case of the pull-out ultimate load  $P_{\max, \lim}$ , SG yarns give highest

ultimate loads than OC yarns. This may be a consequence of the type of sizing used. SG yarns are manufactured for a use in concrete and their sizing should favour the yarn / concrete adhesion. OC yarns are designed for a use in polymer matrix and their sizing may be less compatible with concrete than in the case of SG yarns.

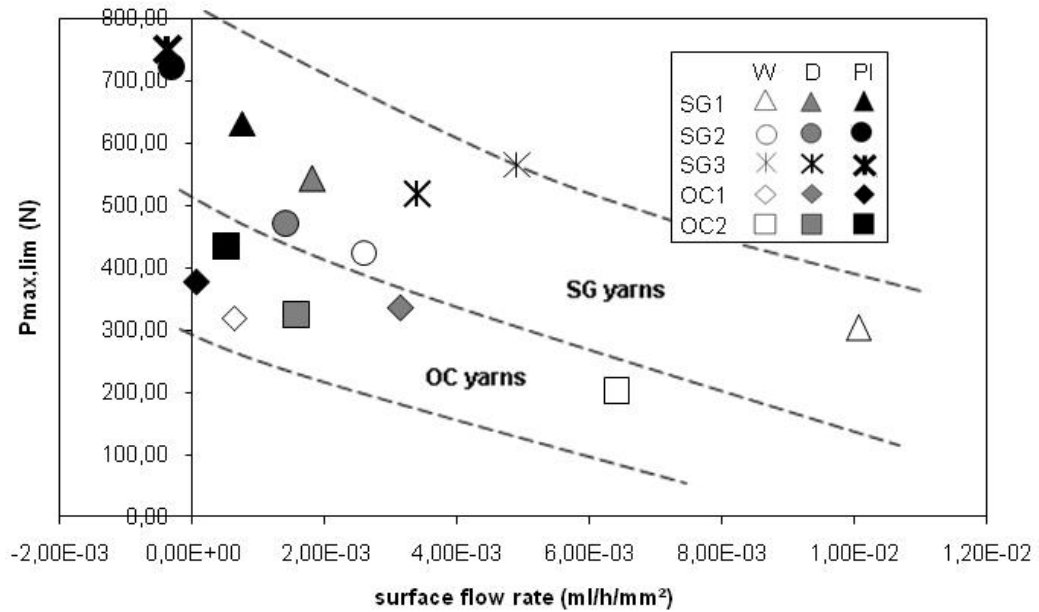


Fig. 8:  $P_{max,lim}$  vs. flow rate.

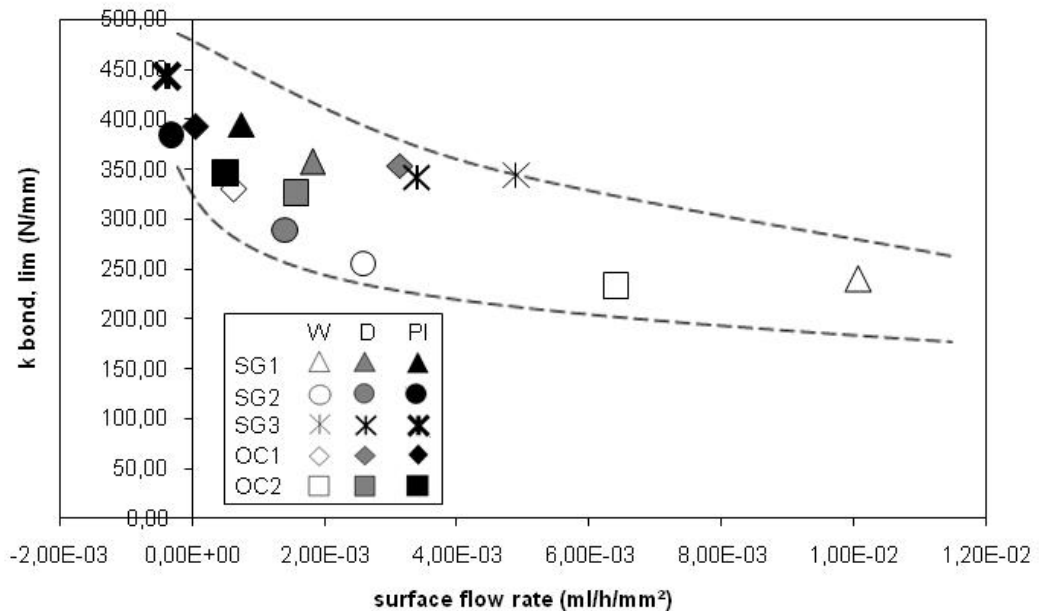


Fig. 9:  $k_{bond,lim}$  vs. flow rate.



variation of the stiffness. Whatever the type of the yarn is, values of  $k_{\text{debond,lim}}$  are low for W and D pre-treatments, when they vary significantly with the type of yarn for PI pre-treatment.

#### 4.4 Relationship to the residual pull-out behaviour

The residual pull-out behaviour (stage 3: St3 on Fig. 6) is characterised by the residual stiffness  $k_{\text{frictional,lim}}$  and the remaining load  $P_{\text{residual,lim}}$ . It is observed only with W or D pre-treated yarns. The residual behaviour depends on the sequences of failures in the previous phases. As these sequences are specific to each embedded yarn, the resulting residual behaviour largely differs from one test to the other, which justifies the high standard deviations that are observed for the residual stage characteristic parameters. Results obtained for the residual behaviour should therefore be taken with caution.

Fig. 11 gives  $P_{\text{residual,lim}}$  versus the flow rate. It can be shown that, in the case of W Pre-treated yarns,  $P_{\text{residual,lim}}$  is not linked to the flow rate. In the case of D pre-treated yarns,  $P_{\text{residual,lim}}$  seems to decrease sharply with increasing flow rates.

The same trends are observed for  $k_{\text{frictional,lim}}$ , as  $k_{\text{frictional,lim}}$  and  $P_{\text{residual,lim}}$  are almost linearly correlated.

### 5 Relationship between pull-out behaviour and yarn porosity

#### 5.1 Yarn porosity measurements

As the penetration of cement paste inside the yarn should occupy a portion of the inter-filament voids, it appears that the measurement of the inter-filament porosity should be a way to quantify the impregnation of the yarn.

To evaluate the porosity which is specifically associated to the presence of a multifilament yarn (inter-filament porosity and matrix / yarn interface porosity), a specific method was developed based on mercury intrusion porosity measurements. It consists in a comparison of the pores distribution of the studied sample (a yarn embedded in a cementitious matrix cylinder) to the pores distribution of the corresponding matrix. As explained by ALJEWIFI ET AL. [10], the comparison is made in the 0.3 to 3  $\mu\text{m}$  range of pores diameter, determined as the more sensitive to the presence of a yarn. Fig. 12 gives the values obtained for the different yarns and pre-treatments.

With the exception of SG3 and OC1, which yarn pore volumes appear as rather uninfluenced by the pre-treatment, the yarn pore volumes are all the more high than the penetration of the matrix in the yarn is important (see Table 2 the relationship between pre-treatments and cement paste penetration depths). This was attributed to the mechanical actions applied on the yarn during the casting of the samples (or during the PI pre-treatment), that tend to disorgan-

ise the arrangement of the filaments and induce the creation of new voids in the yarn, in association with the penetration of the cement paste. In the case of W pre-treatment, tension forces associated to the initial saturation of the yarn with water tend to agglomerate the filaments and stabilise the yarn structure during the casting, inducing the lowest values of the yarn pore volume.

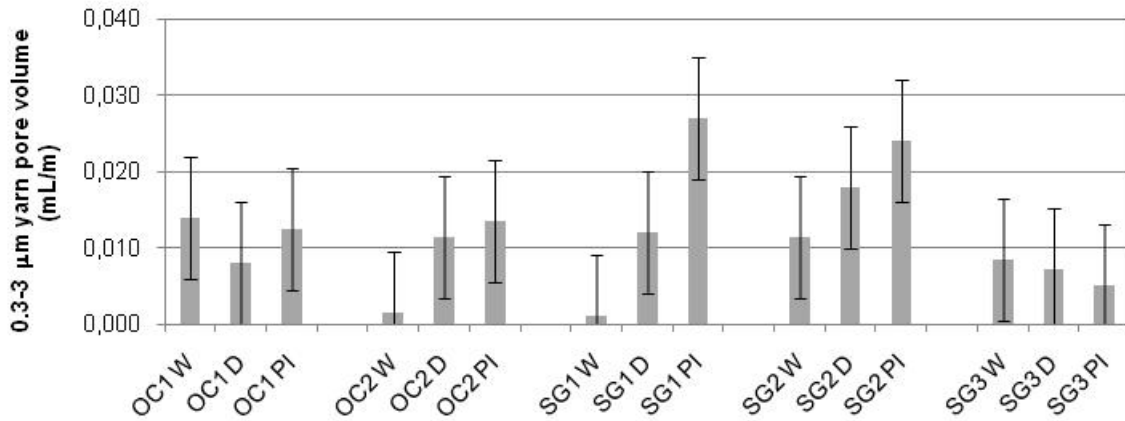


Fig. 12: 0.3-3 μm yarn pore volume (values are given for a yarn unit length of 1 m).

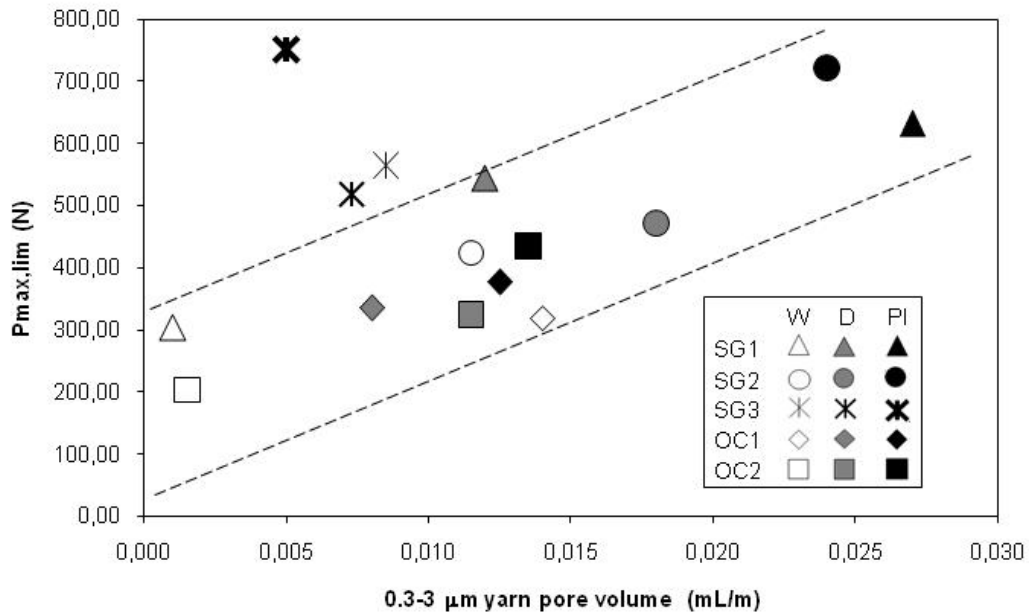


Fig. 13: P<sub>max,lim</sub> vs. yarn pore volume.

Fig. 15 gives the values of  $k_{\text{debond,lim}}$  versus the yarn pore volume. This parameter is representative of the post-peak pull-out behaviour. As for  $k_{\text{bond,lim}}$ ,  $k_{\text{debond,lim}}$  increases when the yarn pore volume increases, with enhanced variation of the stiffness. In this case, if a general

trend is observed, it do not include the PI pre-treated yarns, contrary to what was observed for the relationship between post-peak stiffness and flow rates (Fig. 9).

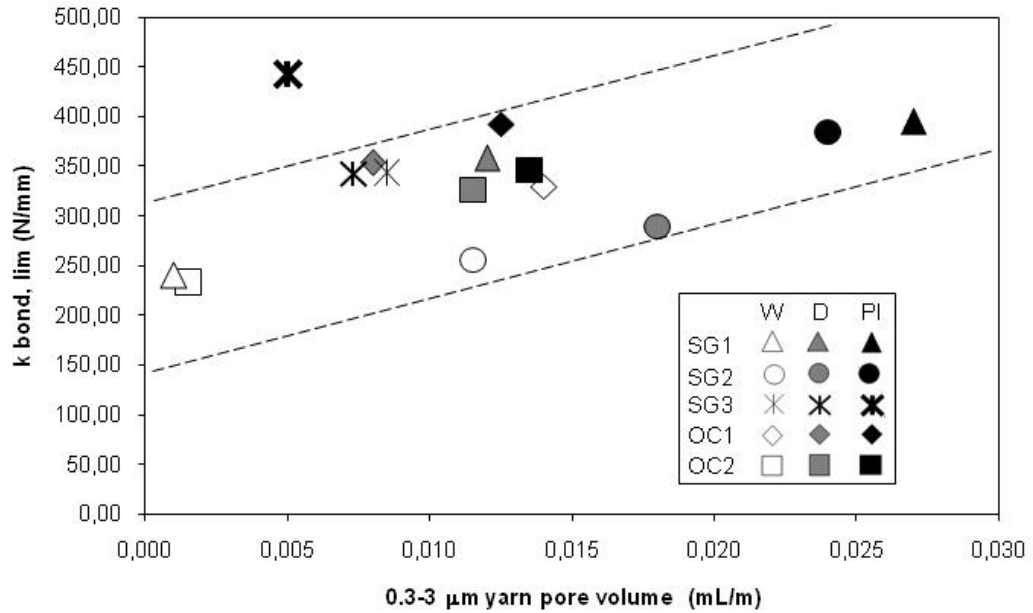


Fig. 14:  $k_{\text{bond,lim}}$  vs. yarn pore volume.

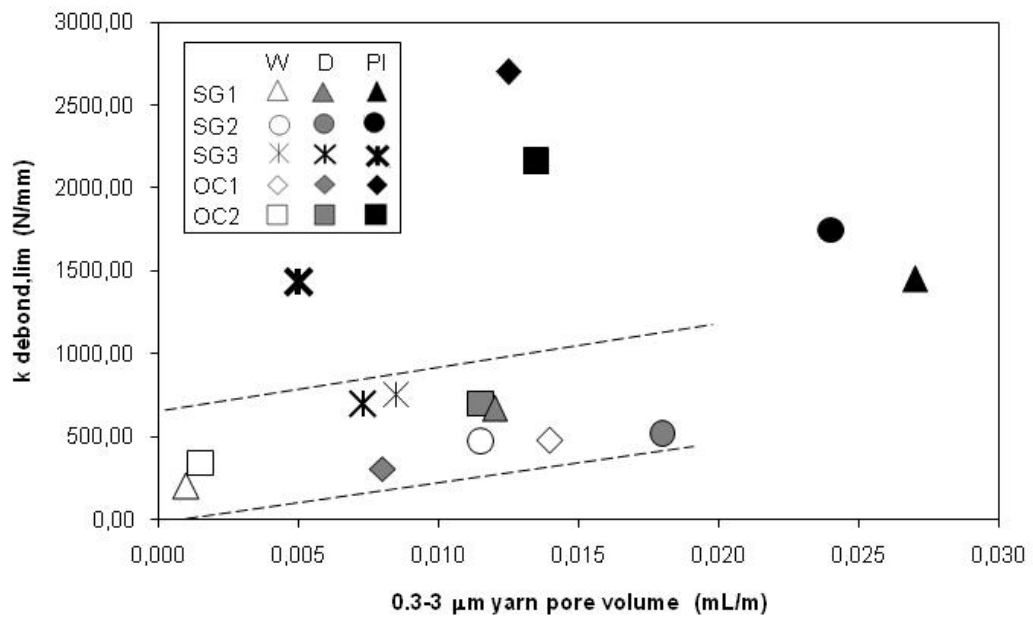


Fig. 15:  $k_{\text{debond,lim}}$  vs. yarn pore volume.

The evolution of the residual load  $P_{\text{residual,lim}}$ , when the yarn pore volume changes (see Fig. 16), does not exhibit the general trend it does for the relationship with the flow rate. But,



with the care needed because of the lack of accuracy of the measurements made in the residual stage of the pull-out behaviour, all yarns (except SG1) give a higher value for  $P_{\text{residual,lim}}$  when the yarn pore volume increases. The same observation is also made in the case of  $k_{\text{frictional,lim}}$ .

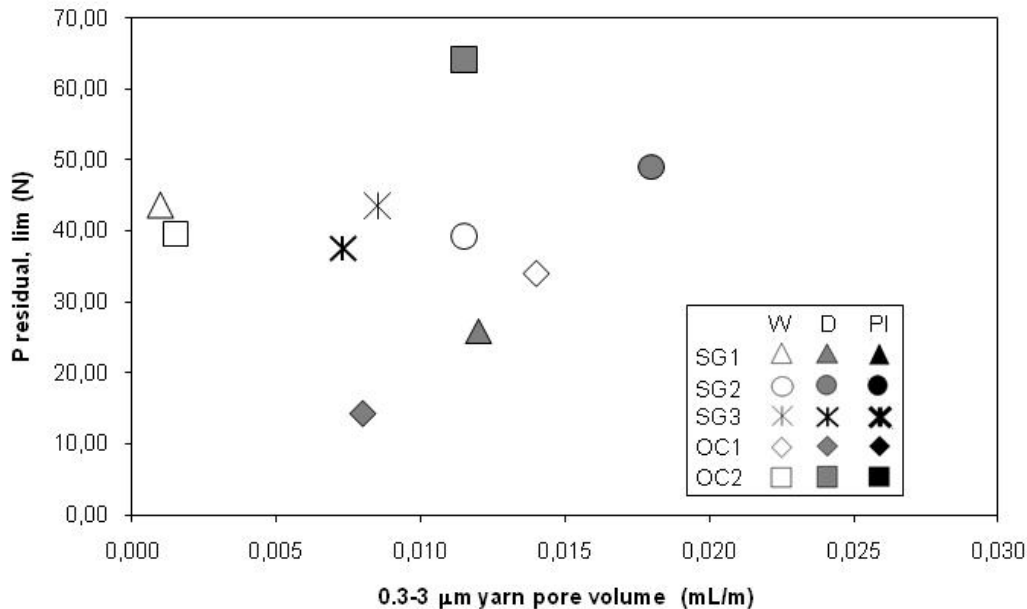


Fig. 16:  $P_{\text{residual,lim}}$  vs. yarn pore volume.

## 6 Discussion

Sections 4 and 5 have shown that, under some conditions, parameters linked to the physical state of the impregnation of the yarn by the cement paste are directly connected to the mechanical properties of the pull-out behaviour. The relationships between the mechanical performances and the physical properties of the impregnation show sometimes a lack of accuracy, as they are characterised by relative standard deviations of the measurements that could be large (this is specially the case for the residual phase of the pull-out behaviour). Nevertheless, in most of the cases general trends can be drawn, but need more study to be defined with more accuracy.

Concerning the flow rate measurements, the results that have been presented suggest that this parameter can be used to make a global evaluation of:

- The penetration of the cement paste inside the yarn. The deeper the cement paste penetrates into the yarn, the lower the flow rate is. Consequently, a decrease of the flow rate should be associated to an increase of the ultimate load and of the pre- and post-peak stiffness (a deeper penetration increases the number of anchored filaments and therefore increases the load bearing for a given extraction displacement). These tendencies are clearly visible on Fig. 8, 9 and 10.

– The alignment of the filaments in the yarn, and particularly of the un-impregnated filaments. A yarn structure made, due to capillarity forces, of poorly impregnated parallel filaments should give high flow rates (well oriented parallel inter-filament pores favour the flow). This kind of structure should also induce an increase of the active length of the filaments (i.e. of the anchorage length of the filaments), which should induce a decrease of the stiffnesses, especially in the case of the post-peak behaviour (poorly impregnated parallel filaments should also favour the slip of the broken filaments). Fig. 9 and 10 show tendencies that are consistent with these mechanisms. In particular, the decrease of the post-peak stiffness  $k_{\text{debond,lim}}$  when the flow rate increases is much more important than the decrease of the pre-peak stiffness  $k_{\text{bond,lim}}$  in the same conditions (respectively rough reductions of 80% and 40%).

Concerning the yarn pore volume, the analysis which is made in section 5.1 has shown that this parameter could be a quantitative measurement of:

– The penetration of the cement paste inside the yarn. The same mechanism as previously described should make the ultimate load and the pre- and post-peak stiffnesses increase when the yarn pore volume (i.e. the impregnation) increases. This is what is experimentally observed (Fig. 13, 14 and 15).

– The disorganisation of the yarn structure. As explained in section 5.1, the increase of the yarn pore volume corresponds to the increase of the volume of pores of diameters in the range 0.3 to 3  $\mu\text{m}$ , due to the disorganisation of the yarn structure induced by the pre-treatment and the casting. This disorganisation should also impact the alignment of the filaments and should generate more contacts between the filaments. The presence of cement paste should as well increase the number of contacts, as particles of cement paste could interact with filaments as a third body. Consequently, friction should increase when filaments slip (during the residual stage of the pull-out behaviour, but also during the post-peak behaviour), which was partially observed (Fig. 16). This phenomenon should also impact the stiffness, as an increased friction along the yarn will reduce the elongation of the yarn for a given pull-out load. This may explain why the PI pre-treated yarns give highest values for  $k_{\text{debond,lim}}$ , and sometime for  $k_{\text{bond,lim}}$  than W or D pre-treated yarns.

## 7 Conclusion

Experimental investigations have been performed on 15 different associations of a multi-filament yarn embedded in a fine grained concrete matrix and a yarn pre-treatment. The results that have been obtained give information on the mechanical pull-out behaviour and on the physical state of the impregnation (flow rate and yarn pore volume). Analysis of the correlation between these two sets of parameters show that the physical parameters can be used as quantifiers of the impregnation state of the yarns and connected to the mechanical performances. The flow rate measurement appears as being particularly significant for the pre- and

post-peak pull-out behaviour, when the yarn pore volume appears as much more linked to the behaviour phases that involved friction (post-peak and residual phases).

The results previously presented are nevertheless complex to interpret, because the specific structure of impregnated yarns generates multi-influenced behaviour. In particular, the specific role of the sizing has been almost ignored in our study. In reality, the surface properties of the filaments may largely influence the penetration of the cement paste into the yarn and also the physical measurements themselves (and in particular the measurement of the flow rate). The impact of this factor must be studied to reach a more precise understanding of the phenomena that have been studied and described in this work.

## 8 References

- [1] JESSE, F.; CURBACH, M.: The present and the future of the textile reinforced concrete. In: BURGOYNE, C. (EDS.) *HRPRCS5 fiber-reinforced plastics for reinforced concrete structures, July 16-18, 2001, Cambridge, UK*, pp. 593–605
- [2] BRAMESHUBER, W.; BROCKMANN, T.; BANHOLZER, B.: Textile reinforced ultra high performance concrete. In proceedings: *International Symposium on UHPC, September 13-15, 2004, Kassel, Germany.*, pp. 511–532
- [3] HEGGER, J.; ZELL, M.; HORSTMANN, M.: Textile Reinforced Concrete – Realization in applications. In proceedings: *International fib Symposium Tailor Made Concrete Structures: New Solutions For Our Society, May 19-22, 2008, Amsterdam, Netherlands*, pp. 357–362.
- [4] HANISCH, V.; KOLKMANN, A.; ROYE, A.; GRIES, T. Yarn and textile structures for concrete reinforcements. In proceedings: *International Symposium and Workshop on Ferrocement and Thin Reinforced Cement Composite, FERRO-8, February 6-8, 2006, Bangkok, Thailand.*
- [5] KONRAD, M.; CHUDOBA, R.; BUTENWEG, C.; BRUCKERMANN, O.: Textile reinforced concrete part II: Multi-level modeling concept. In proceedings: *International Kolloquium über Anwendungen der Informatik und der Mathematik in Architektur und Bauwesen, Jun 10-12, WEIMAR, BAUHAUS-UNIVERSITÄT, GERMANY.*
- [6] PELED, A.; SUEKI, S.; MOBASHER, B.: Bonding in fabric-cement systems: effects of fabrication methods. *Cement and Concrete Research* 36 (2006), pp. 1661–1671
- [7] OHNO, S.; HANNANT, D.J.: Modelling the stress-strain response of continuous fiber reinforced cement composites. *ACI Materials Journal* 91 (1994), pp. 306-312
- [8] LANGLOIS V.: *Etude du comportement mécanique des matériaux cimentaires à renforts synthétiques longs ou continus*. Université de Cergy-Pontoise, France, 2004 - Ph.D

- [9] HÄUßLER-COMBE, U.; HARTIG, J.: Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading. *Cement & Concrete Composites* 29 (2007), pp. 279–289
- [10] ALJEWIFI, H.; FIORIO, B.; GALLIAS, J-L.: Characterization of the impregnation by a cementitious matrix of five glass multi-filament yarns. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 14 (2010), pp. 529–544
- [11] ALJEWIFI, H.; FIORIO, B.; GALLIAS, J-L.: Pull-out behaviour of a glass multi-filaments yarn embedded in a cementitious matrix. In proceedings: *EURO-C 2010, March 15-18, 2010, Rohemoos/Schladming, Austria*, pp.77-86

## Abbildung der Verbundstruktur aus REM-Aufnahmen im geometrischen 3D Modell als Basis für die Modellierung des TRC-Verbundverhaltens auf der Mikroebene

Rostislav Chudoba<sup>1</sup>, Inga Focke<sup>2</sup>, Bong-Gu Kang<sup>3</sup>, Vaclav Sadilek<sup>4</sup>, Wilhelm Benning<sup>2</sup>, Wolfgang Brameshuber<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Zur Charakterisierung der Mikrostruktur wurde die Geometrie des Verbundes aus REM-Aufnahmen ausgewertet, sowie die Verbundwirkung einzelner Filamente aus Filament-Pull-Out-Versuchen abgeleitet. Die gewonnenen Parameter bilden die Grundlage für die Modellierung von Garnauszugs- und Rissüberbrückungsmodellen. Unabhängig davon wurde ein Filament-Matrix-Verbund-Gesetz simuliert. Die Übereinstimmungen zwischen der Simulation und der experimentellen Untersuchung des Ausziehverhaltens werden in dem Artikel diskutiert.

**Summary:** The microstructure is characterized by analysing the bond geometrically and experimentally. The data to evaluate these two ways are from SEM-images and filament-pull-out-tests. Based on these data yarn-pull-out-models and crack-bridging-models are calculated. In addition a filament-matrix-bond-law is simulated independently. The correlation between the simulation and the experimental analysis of the pull-out behaviour is discussed in this paper.

### 1 Einleitung

Der textilbewehrte Beton ist ein Werkstoff mit einer hochgradig heterogenen Materialstruktur, welche das Tragverhalten maßgeblich bestimmt. Im Unterschied zu anderen Verbundwerkstoffen ist im Textilbeton sowohl die Matrix als auch die Bewehrung heterogen. Im Vergleich zum Stahlbeton treten deshalb im Verbundverhalten von Textilbeton andere Interaktions- und Versagensmechanismen auf. Die Kenntnis der lokalen Vorgänge in der Materi-

---

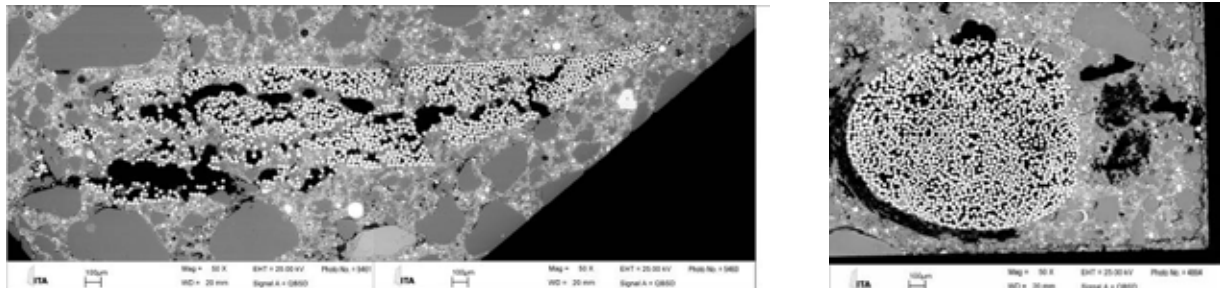
<sup>1</sup> Institut für Massivbau, RWTH Aachen

<sup>2</sup> Geodätisches Institut, RWTH Aachen

<sup>3</sup> Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

<sup>4</sup> Institute for Structural Mechanics, Brno University of Technology

alstruktur durch die Belastung ist die Voraussetzung für ein tieferes Verständnis des Tragverhaltens von Textilbetonbauteilen. Exemplarische mikroskopische Querschnittsaufnahmen der Verbundstruktur sind in Bild 1 dargestellt.



(a) VET

(b) MAG

**Bild 1: Vergleich der Verbundstrukturen eines Garnes von der Spule (VET-Vetrotex) und eines Garnes aus dem Textil (MAG-Multiaxialgelege) anhand von REM-Aufnahmen (runde helle Bereiche: Filamente, schwarze Bereiche: Luft, bzw. Wirkfaden (b außen), graue Bereiche: Matrix)**

**Comparison of the bond structures of a single yarn (VET) and of a yarn taken from a textile fabric (MAG) using SEM-images (light circles: filaments, black areas: air or knitting yarn, grey areas: concrete matrix)**

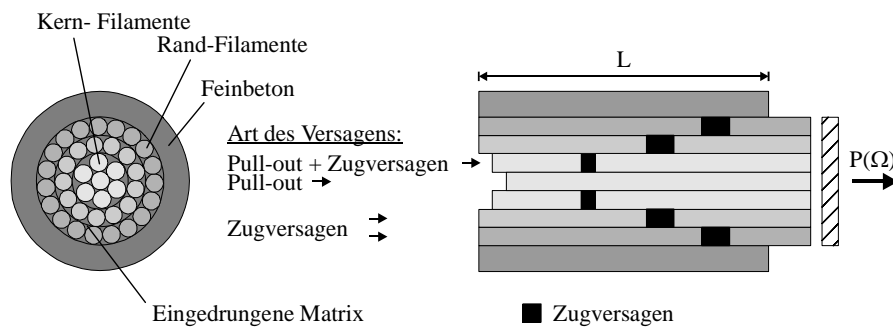
Man erkennt vor allem im rechten Bild, dass das Garn nicht vollständig von der Matrix penetriert wird und dass es im Inneren des Garns viele Filamente ohne direkte Anbindung an die Matrix gibt. Diese Tatsache hat einen maßgeblichen Einfluss auf das Verbund- und Tragverhalten. Die äußeren, besser eingebundenen Filamente, nehmen mehr Spannung auf als die schlechter eingebundenen Filamente im Inneren des Garns. Aufgrund dieser ungleichmäßigen Beanspruchung der Filamente im Garnquerschnitt erreichen die äußeren Filamente ihre Festigkeit früher als die inneren Filamente, oder anders ausgedrückt, die Lastübertragung wird nur geringfügig auf innere Filamente verlagert.

Bei den untersuchten Garnen ist die Schubspannungsübertragung zwischen Einzelfilamenten deutlich kleiner als zwischen Filament und Matrix. Die Materialstruktur lässt sich deshalb durch eine parallele Anordnung von Filamenten idealisieren, die direkt an die Matrix gekoppelt werden.

## 2 Mechanismen der Verbundwirkung

Aufgrund der ungleichmäßigen Durchtränkung des Multifilamentgarns durch die Matrix liegen unterschiedlich große Längen der einzelnen Filamente im Garn ohne Verbund zur Matrix (verbundfreie Länge) vor, die zu unterschiedlichen Dehnungen der Filamente bei Belastung führen und folglich sukzessiv im Garnquerschnitt von außen nach innen versagen. Die Fila-

mentbrüche finden am Übergang vom freien bzw. abgelösten Bereich zum verbundenen Bereich aufgrund der lokalen Spannungskonzentration an der Übergangsstelle statt. Die Tiefe der Bruchstellen nimmt von außen nach innen zu, was zur Folge hat, dass beim Versagen mehrere Millimeter bis Zentimeter lange Filamente aus der Matrix herausgezogen werden. Dieser Versagensvorgang wurde von [1] vereinfacht als „teleskopartiges Versagen“ bezeichnet (siehe Bild 2).



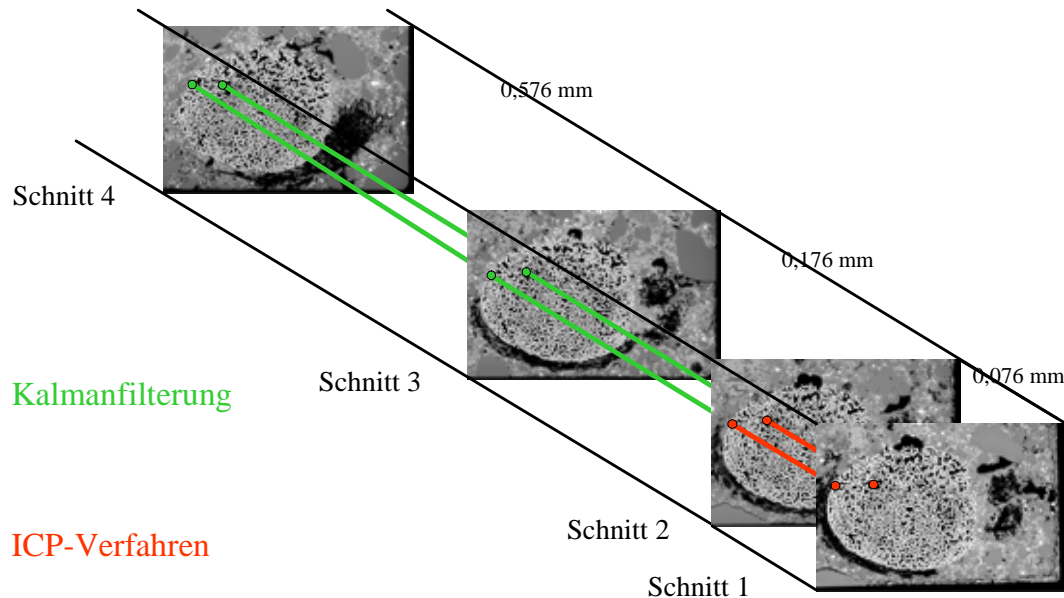
**Bild 2: Teleskopartiges Versagen eines Multifilamentgarns**  
**telescopic breakdown of a multifilament yarn**

Die ungleichmäßige Beanspruchung der Einzelfilamente im Garnquerschnitt und die Spannungskonzentration am Übergang zwischen dem abgelösten und nicht abgelösten Bereich führen zur geringeren Festigkeit der im Beton eingebetteten Garne im Vergleich zur Festigkeit des rohen Garnmaterials. Das Ausmaß der Festigkeitsreduktion hängt von der Garnstruktur, der Garnfeinheit und vom Material selbst ab. In diesem Artikel werden die genannten Effekte am exemplarischen Vergleich des Verbundverhaltens von zwei Garnstrukturen dokumentiert: (a) ein offenes AR-Glasgarn von der Spule (VET), (b) ein aus dem Textil herauspräpariertes Garn (MAG), das durch den Wirkfaden umwickelt ist (vgl. Bild 1).

Bild 1 zeigt den Vergleich der Verbundstruktur der beiden Garne anhand von Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen. Während das offene Garn durch die Matrix zu großen Teilen durchtränkt werden kann, ist das durch den Wirkfaden umwickelte Garn von der Matrix abgeschlossen und weist damit eine viel kleinere Kontaktfläche zwischen den Filamenten und der Matrix auf. Das gezeigte Beispiel verdeutlicht den Einfluss der Dichte der Garnstruktur, bzw. der Textilbindung, auf die Verbundstruktur. Weitere Einflüsse auf die konkrete Ausprägung der Verbundstruktur sind zum Beispiel Fließfähigkeit der Matrix, Oberflächeneigenschaften der Filamente und klimatische Bedingungen. Die ungleichen Ausmaße dieser Faktoren führen zu großen Unterschieden in den Verbundstrukturen zwischen unterschiedlichen Garnen und Betonen.

Damit man die Verbundstruktur quantitativ charakterisieren kann, wird ein geometrisches dreidimensionales Modell mit Hilfe von einer Sequenz von REM-Aufnahmen aufgestellt. Aus sukzessiven Querschnittsaufnahmen eines in Beton eingebetteten Garns wird mit Hilfe der automatisierten, bildanalytischen Verarbeitung ein dreidimensionales geometrisches Mo-

dell der Verbundstruktur konstruiert. Hierfür werden die Filamentlagen in jedem Bild lokalisiert und diese zwischen den Querschnitten zugeordnet. Die Zuordnungsstrategie ist in Bild 3 dargestellt.



**Bild 3: Filamentzuordnung**  
**Matching of filaments**

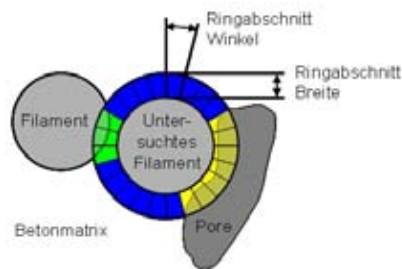
Der Abstand zwischen den ersten beiden Aufnahmen ist sehr klein gewählt, so dass die Garnstruktur sehr ähnlich geblieben ist. Eine Zuordnung der Filamente zwischen diesen beiden Querschnitten ist auf der Basis einer Affintransformation möglich, wie sie im ICP-Verfahren [2] benutzt wird. Die Abstände der folgenden Aufnahmen sind größer gewählt, da hier aus den Informationen von vorherigen Zuordnungen und dem gemessenen Querschnittsabständen eine Lageprognose für die Filamente getroffen werden kann, deren Güte für folgende Prognosen durch ein Kalmanfilter [12] berücksichtigt wird.

Die Schnittkanten in den einzelnen REM-Aufnahmen (Bild 1, jeweils rechts und senkrecht dazu) dienen als Bezugslinien zur globalen Positionierung und Orientierung der Aufnahmen. Für eine detaillierte Beschreibung der Bildanalyse wird auf [4,11] verwiesen.

Neben der Rekonstruktion der einzelnen Filamentverläufe wurde auch der Kontakt zwischen Einzelfilamenten und der Matrix ausgewertet: Hierfür wurde ein Ringoperator (Bild 4) um jedes Filament in den REM-Aufnahmen ausgewertet, der die unmittelbare Umgebung um die Filamente untersucht. Anhand der vorgefundenen Grauwerte in den verschiedenen Ringabschnitten wird festgestellt, ob in dem Abschnitt Kontakt zu einem anderen Filament besteht (mittelgrau, links), Verbund zur Betonmatrix (dunkel) vorliegt oder nicht (hell, rechts).



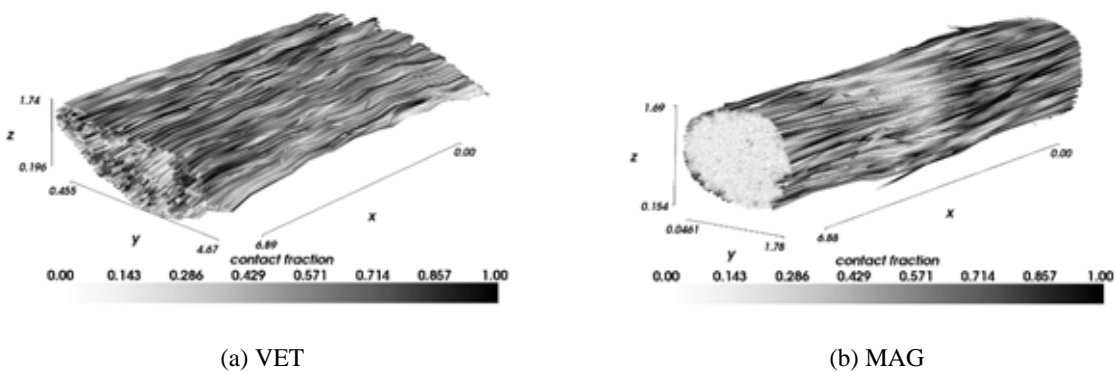
Bild 5 zeigt zwei reproduzierte Verbundstrukturen des offenen Garnes aus der Spule (a) und eines aus dem Textil herauspräparierten Garnes (b) umwickelt durch den Wirkfaden. Die Graustufen stellen den Kontaktumfang einzelner Filamente zur Matrix dar. Ein dunkles Filament ist vollständig eingebettet, ein helles Filament hat keinen Kontakt zur Matrix. Da es sich nur um punktuelle Auswertungen handelt, werden die Verläufe zwischen den einzelnen Schliften interpoliert.



**Bild 4: Ringoperator**

### Ringoperator

Während man im offenen Garn (VET) auch Matrixmaterial im Inneren des Garns feststellen kann, treten aufgrund der kompakten Struktur eines mit dem Wirkfaden umwickelten Garnes (MAG) nur äußere Filamente in Kontakt mit der Matrix. Der helle Bereich in der Mitte von Bild 5 (b) lässt sich durch die Berührung des Wirkfadens erklären. Diese detaillierte Abbildung der Materialstruktur bietet die Basis zur statistischen Charakterisierung und zur Quantifizierung der strukturellen Parameter der Verbundstruktur. Die Beschreibung des bildanalytischen Verfahrens ist in [4] zu finden.

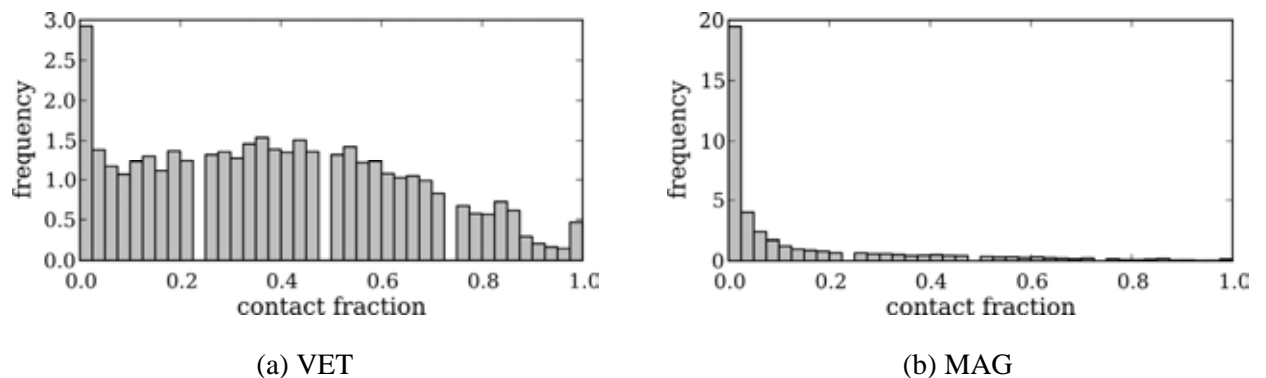


**Bild 5: Reproduktion der Verbundstruktur im geometrischen Modell**

**Reproduction of the structure of the bond in the geometric model**

### 3 Statistische Erfassung der strukturellen Parameter der Verbundstruktur

Aus den in Bild 6 dargestellten Verbundstrukturen kann direkt der Kontaktumfang der einzelnen Filamente ausgewertet werden. Bild 7 zeigt den Vergleich der Häufigkeitsdiagramme des Kontaktumfangs eines offenen und eines kompakten Garns, entsprechend zu Bild 1. Wie schon aus der optischen Betrachtung (Bild 5) erkennbar, liegt bei MAG aufgrund der schlechteren Betonpenetration geringer Anteil gut eingebetteter Filamente im Vergleich zu VET vor.

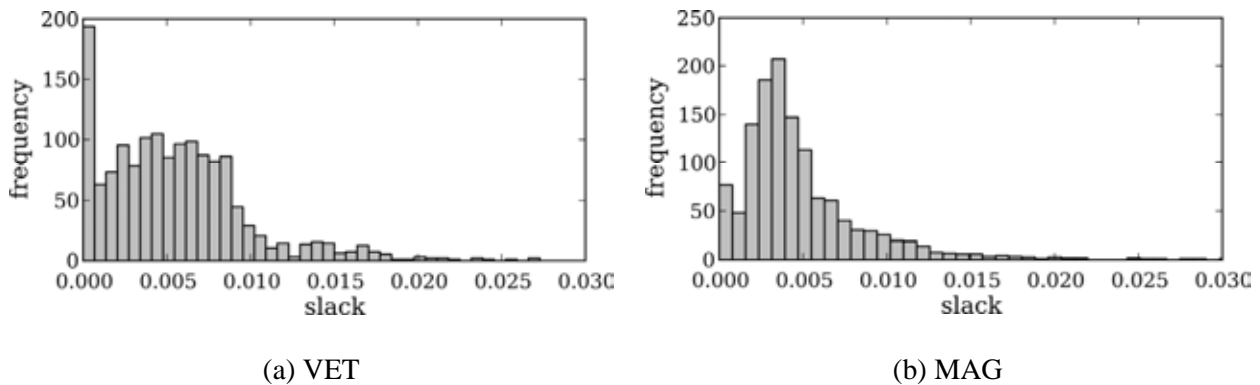


**Bild 7: Häufigkeitsdiagramm mit Kontaktanteilen zur Matrix: (a) VET – relativ gute (gleichmäßige) Betonpenetration, (b) MAG – erste Spalte des Histogramms zeigt, dass viele Filamente wenig oder gar keinen Kontakt zur Matrix haben**

**Histogram of contact fraction with matrix: figures show a) VET – relative good (uniform) concrete penetration, b) MAG – first column of the histogram implies that many filaments have small or non contact with matrix**

Eine weitere Auswertung ist die Welligkeit des Filaments, welche in Form einer Dehnung  $\varepsilon_0$  definiert wird. Für eine vorgegebene Strecklänge  $l_s$  entspricht der Quotient  $\Delta l / l_s$  der Dehnung  $\varepsilon_0$ , wobei  $\Delta l$  die Längenänderung beim Strecken des gewellten Filaments ist. Im Bild 8 ist die Dichteverteilung der Filamente im Garn (Daten) bzw. die den Daten angepasste Dichtefunktion (Lognormalverteilung) für eine Strecklänge von 2,5 mm jeweils für VET und MAG dargestellt. VET weist gegenüber MAG durch die größere Betonpenetration ins Garninnere eine höhere Welligkeit auf.

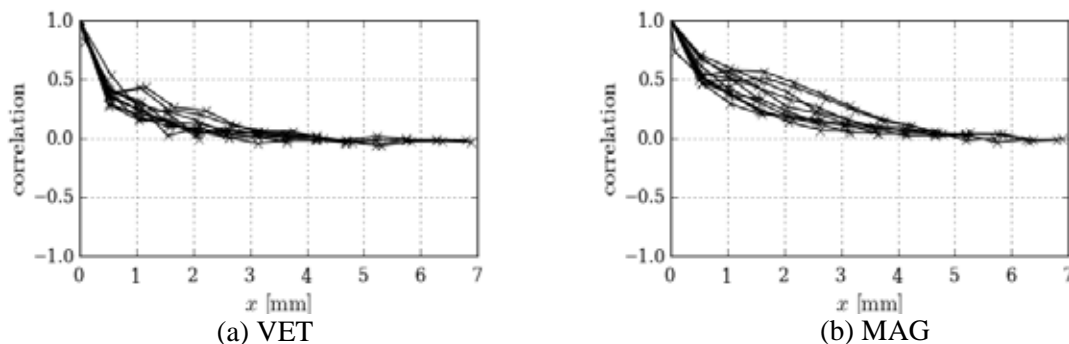
Die den ermittelten statistischen Verläufen zugrundeliegenden Daten wurden punktuell an abgeschliffenen Garnquerschnitten ermittelt. Es ist deshalb wichtig zu prüfen, ob die räumliche Entwicklung des Verbundanteils und der Welligkeit über die Schnitte kontinuierlich ist. Zur Beurteilung der Kontinuität wird deshalb die räumliche Korrelation der Eigenschaften in benachbarten Schliffrillen ausgewertet. Gäbe es keine Korrelation zwischen benachbarten Schliffrillen wäre das geometrische Modell nicht in der Lage, die Materialstruktur zu erfassen.



**Bild 8: Filamentwelligkeit ohne Kontakt (freie Länge) mit der Matrix**

**Slack of filaments without contact (free length) with the matrix**

Bild 9 zeigt die Autokorrelationsentwicklung des Kontaktumfangs zwischen benachbarten Querschnitten eines Filaments. Das Diagramm belegt, dass in der Entfernung 0.5 mm (die Entfernung der Schliffe) eine positive Korrelation vorhanden ist. In anderen Worten, die Oszillation des Kontaktumfangs im Bereich zwischen den Schliffen ist nicht signifikant, so dass man von einer kontinuierlichen Veränderung über die Länge ausgehen kann. Damit lässt sich das geometrische Modell als repräsentativ betrachten und kann zur Generierung synthetischer Verbundstrukturen mit Hilfe der autokorrelierten Zufallsfeldsimulation [7,13,14] zur statistischen Modellierung des Verbundverhaltens verwendet werden. Die Anwendung eines solchen Modells wird in Verbindung mit der experimentellen Untersuchung der Verbundmechanismen im nächsten Abschnitt gezeigt.



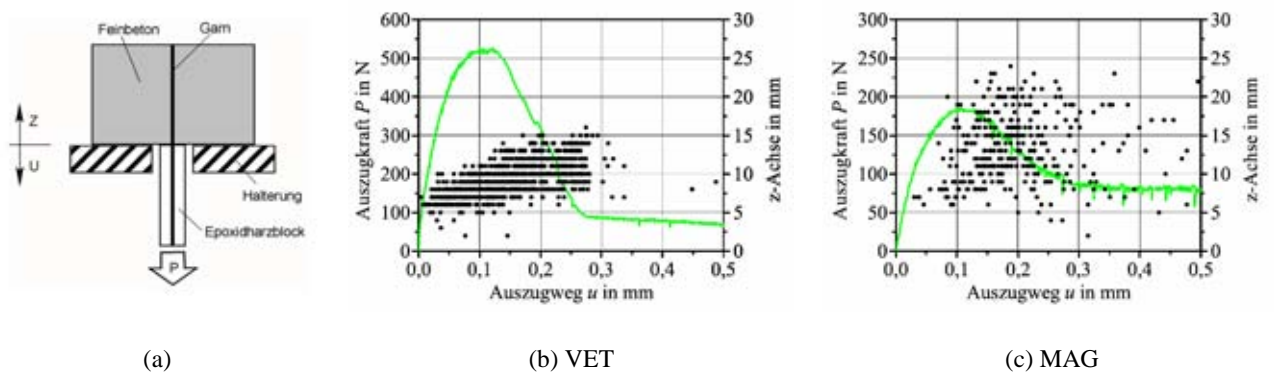
**Bild 9: Autokorrelation des Kontaktumfangs einzelner Filamente über die Garmlänge: Positive Korrelation innerhalb der Entfernung 0.5 mm zwischen den Schliffen zeigt, dass die Verbundstruktur mit ausreichender Auflösung erfasst wurde.**

**Autocorrelation of the contact fraction reveals larger variations for VET yarn. Positive correlation within the distance of 0.5 mm between the slices documents that the chosen resolution of the microstructure is sufficient.**

#### 4 Experimentelle Untersuchung des Verbundverhaltens

Es ist offensichtlich, dass das offene VET Garn mit hohem Grad der Durchtränkung höhere Verbundwirkung aufweist als das mit Wirkfaden umwickelte MAG Garn. Das Verbundverhalten lässt sich systematisch mittels Garnauszugversuchen untersuchen. Grundsätzlich gibt es zwei verschiedene Typen des Garnauszugversuchs, den einseitigen [1] und den zweiseitigen [5]. Beim einseitigen Garnauszugversuch wird das im Beton eingebettete Garn von einer Seite herausgezogen. Beim zweiseitigen Garnauszugversuch ist das Garn in einen Betonkörper eingebettet, der durch eine senkrecht zum Garn liegende Trennfolie in der Mitte in zwei Hälften separiert wird. Im Versuch werden die beiden Betonhälften auseinander gezogen. Der zweiseitige Versuch repräsentiert die Situation eines Risses im Bauteil besser. Der Einseitige hingegen erlaubt eine vertiefte Untersuchung der Schädigungsvorgänge in der Verbundstruktur mit Hilfe des so genannten FILT (Failure Investigation using Light Transmitting property) Tests [1] und der Schallemissionsanalyse. Der FILT Test nutzt bei Glas die lichtleitende Eigenschaft, um Filamentbrüche zu identifizieren und im Garnquerschnitt zu lokalisieren. Eine räumliche Lokalisierung von Filamentbrüchen wird durch die Schallemissionsanalyse erreicht. Filamentbrüche lassen sich hierbei von anderen Schall emittierenden Ursachen, wie dem Ablösen des Filaments von der Matrix oder Mikrorisse im Beton, differenzieren. In [6] wird der Nachweis durch die Charakterisierung von isolierten Einzelsignalen erbracht.

Als Ergebnis des einseitigen Auszugversuchs (Bild 10a) sowie der Lokalisierung von Filamentbrüchen sind exemplarisch die Auszugskraft sowie die  $z$ -Position von Filamentbrüchen (als Punkte dargestellt) über den Auszugsweg für die zwei verschiedenen Garne VET und MAG in Bild 10b und Bild 10c dargestellt.



**Bild 10: (a) Versuch:  $z$ -Position der Schallereignisse: (b) VET, (c) MAG**

**(a) Experiment:  $z$ -position of an acoustic event (b) VET, (c) MAG**

Im Vergleich zu MAG liegt bei VET eine wesentlich größere maximale Auszugskraft vor. Für beide Garne kann beobachtet werden, dass Filamentbrüche am Anfang des Versuchs tenden-

ziell bei kleineren Tiefen der Bruchstellen ( $z$ -Positionen in Bild 10) und am Ende des Versuchs zunehmend auch bei größeren Bruchstellentiefen auftreten. Diese Beobachtung bestätigt das zuvor beschriebene teleskopartige Versagen. Bei VET treten die Filamentbrüche im Vergleich zu MAG bei kleineren Tiefen auf.

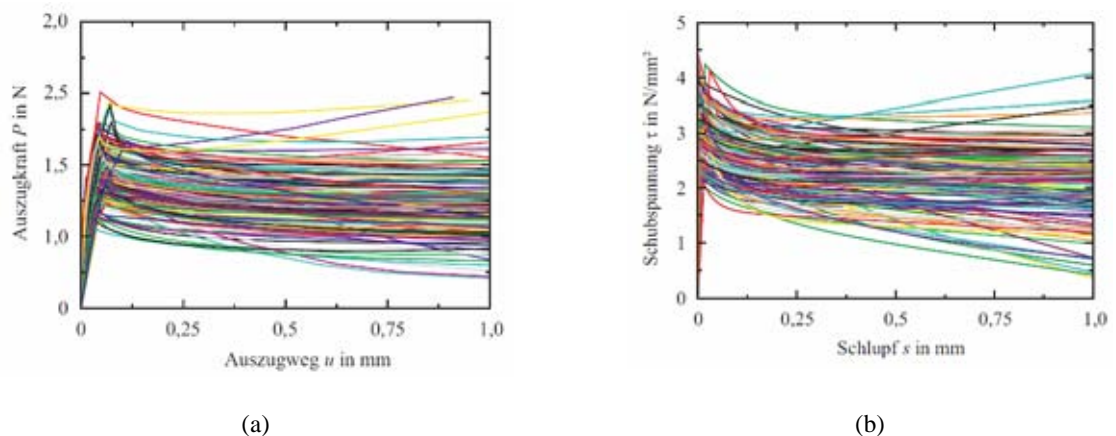
## 5 Abbildung des Verbundverhaltens im numerischen Modell

Der beschriebene Schädigungs- und Versagensprozess lässt sich mit Hilfe von mikromechanischen Modellen der Verbundschicht abbilden, die eine detaillierte Interpretation der Versuchsergebnisse aus den Auszugversuchen erlauben. Gleichzeitig liefern sie wichtige Daten zur Modellierung des Tragverhaltens von Bauteilen und zum Entwurf der Garn- und Bewehrungsstrukturen. Als Abstraktion für den gesamten Schädigungsprozess eines Garns in einem Riss wird dieser als eine Abfolge von Filamentablösungen und Filamentbrüchen betrachtet. Basierend auf der mechanischen Abbildung des Auszugverhaltens eines Filamentes wurden verschiedene mikromechanische Modelle zur Beschreibung des beschriebenen Verbundverhaltens zwischen Garn und Matrix formuliert. Hierbei kann man grundsätzlich zwischen mechanisch-basierten [1,7,9,14,16] und statistisch-basierten [3,8,15] Modellen unterscheiden. Während die mechanisch-basierten Modelle eine Randomisierung durch die Monte-Carlo-Methode und wiederholte Berechnung zur Auswertung der mittleren Auszugkurve führen, erfordern die statistisch-basierten Modelle eine explizite Auswertung der mittleren Auszugkurve.

## 6 Kalibrierung der Filamentverbundparameter

Die Voraussetzung zur Anwendung der Modelle ist die Kenntnis der Verbundparameter zwischen Filament und Matrix. Diese Parameter können mit Hilfe der Filament-Auszugversuche bestimmt werden. Exemplarische Ergebnisse der Auszugversuche von Einzelfilamenten zur Untersuchung der Filamentablösung sind in Bild 11a dargestellt.

In diesen Diagrammen ist die sehr große Streuung der Auszugkurven auffallend, die sich durch geometrische Einflüsse der individuellen Proben wie streuende Durchmesser sowie Einbettungslängen erklären lässt. Aus diesen Versuchen werden Verbundgesetze, die das Verbundverhalten in Form einer Beziehung zwischen Schubspannung und Schlupf in einem Materialpunkt der Grenzfläche allgemein charakterisieren, abgeleitet. Die an den Auszugskurven identifizierten Verbundgesetze sind in Bild 11(b) dargestellt. Auch hier ist eine große Streuung zu erkennen. Diese Streuung muss im mikromechanischen Modell des Garn-Matrix-Verbundes berücksichtigt werden.

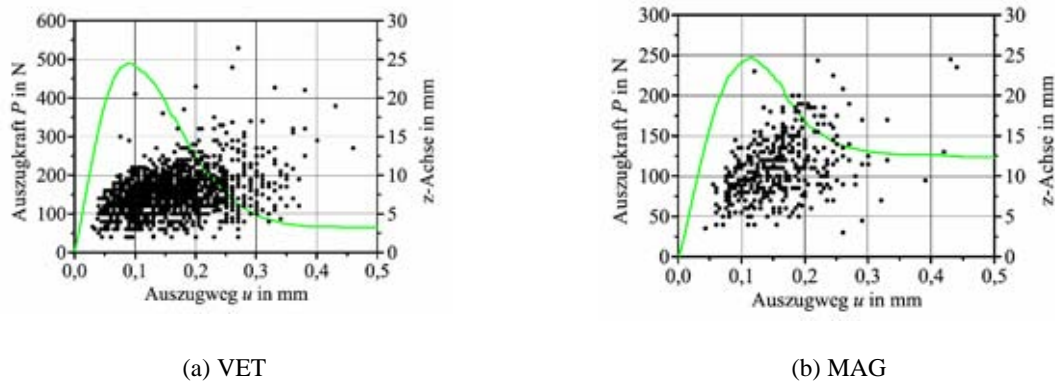


**Bild 11: (a) Typische Verläufe der Auszugskurven, (b) zugehörige Verbundgesetze in Form von Schubspannungs-Schlupf-Beziehungen**

**(a) typical courses of the pull-out-curves, (b) corresponding bond-laws in terms of shearing stress-slip-relationship**

Die Einzelfilamente aus AR-Glass und Carbon verhalten sich linear-elastisch bis zum Bruch. Die Festigkeit der AR-Glass-Filamente wird durch mehrere im Verbund auftretende Effekte beeinflusst: (1) Spannungskonzentration oder Vorschädigung durch Einbettung im Beton, (2) Spannungskorrosion und (3) Abrasion. Durch die Einbettung im Beton kommt es zu Spannungskonzentrationen und zu Vorschädigungen im Filament z.B. in Form von Kerben, die mechanisch bei der Erhärtung des Betons (Kristallwachstum) bzw. durch unregelmäßige lochfraßartige Korrosion verursacht werden können. Diese Effekte, welche die Anfangsfestigkeit reduzieren, lassen sich anhand von Zugversuchen an in Beton einseitig eingebetteten Filamenten untersuchen (siehe [7]). Als Ergebnis dieser Zugversuche werden die Bruchspannungen ausgewertet. Der Mittelwert aus 30 Versuchen beträgt  $1024 \text{ N/mm}^2$ . Dieser entspricht 54% der ermittelten mittleren Filamentzugfestigkeit von  $1901 \text{ N/mm}^2$ .

Über die beschriebene Festigkeitsreduktion hinaus liegt bei AR-Glasfilamenten eine zeitabhängige Festigkeitsdegradation infolge von Spannungskorrosion vor (siehe [7]). Neben dem Belastungszustand ist die Spannungskorrosion von der Alkalität im Beton, Temperatur und Feuchtigkeit abhängig. Unter Berücksichtigung aller genannten Effekte kann das mikromechanische Modell zur Prognose des Auszugs- und Verbundverhaltens verwendet werden. Die Ergebnisse der Simulationen des einseitigen Garnauszugsversuchs mit dem Modell nach [7] sind exemplarisch in Bild 12 dargestellt. Die Experimente (siehe Bild 10) lassen sich mit dem Modell sehr gut abbilden.



**Bild 12: Simulation: z-Position der Schallereignisse: (a) VET, (b) MAG**

**Simulation: z-position of an acoustic event (a) VET, (b) MAG**

## 7 Zusammenfassung

Das beschriebene Verbundverhalten der Garne weist mehrere Quellen der Festigkeitsreduktion auf: (1) Auf der Filamentebene wird die Materialfestigkeit durch Spannungskonzentrationen und Vorschädigung durch die Einbettung reduziert. Diese Reduktion beträgt bis zu 40% bei AR-Glass-Filamenten. (2) Auf der Garnebene wird die Festigkeit durch die unvollständige und unregelmäßige Durchtränkung des Garns durch die Matrix weiter reduziert. Diese Reduktionsquelle beträgt zwischen zusätzlichen 40-70%.

Durch die Gestaltung der Garn- und Bewehrungsstruktur lassen sich diese Festigkeitsverluste reduzieren. Eine höhere Tragfähigkeit des Garns im Verbund lässt sich zum Beispiel durch eine lockere Bindung des Textilgeleges, wie Trikot oder Tuch erreichen. Im Gegensatz dazu führt die Franse-Bindung, die im Fall des hier untersuchten MAG Garns verwendet wurde, zu einem deutlich niedrigeren Ausnutzungsgrad der Materialfestigkeit. Diese Erkenntnis lässt sich aus dem hier präsentierten Vergleich zwischen der Verbundstruktur eines offenen und eines geschlossenen Garns ableiten.

## 8 Literaturverzeichnis

1. BANHOLZER, B.: Bond behaviour of a multi-filament yarn embedded in a cementitious matrix, *Institut für Bauforschung, RWTH Aachen*, 2004, Dissertation.
2. BESL, P. J.; MCKAY, N. D.: A Method for Registration of 3-D Shapes. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 1992, 14(2): S. 239-256.
3. CHUDOBA, R.; VOŘECHOVSKÝ, M.; KONRAD, M.: Stochastic modeling of multi-filament yarns : Random properties within the cross-section and size effect. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, 43(3-4): pp. 413–434.

4. FOCKE, I., SCHWERMANN, R., KANG, B.-G., BENNING, W.: Verbunduntersuchung von Glasfaserbewehrung in Beton *DGPF Tagungsband 19/2010-Dreiländertagung OVG, DGPF und SGPF*.
5. KANG, B.-G.; LANGE, J.; BENNING, W.; BRAMESHUBER, W.: Statistical evaluation of the microstructure of a multi-filament yarn embedded in concrete. In: TORRES MAARQUES ET AL. (Eds.): *CCC 2008 Challenges for Civil Construction*, Porto, Portugal, 2008
6. KANG, B.-G.; HANNAWALD, J.; BRAMESHUBER, W.: Damage behaviour of a yarn embedded in concrete using acoustic emission analysis. *ACI Materials Journal*, 2011, accepted for publication for Vol. 108 No. 1.
7. KANG, B.-G.: Modellierung von Textilbeton auf der Mikroskalenebene. *Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen*, 2011, Dissertation.
8. KONRAD, M.; JERABEK, J.; VORECHOVSKY, M.; CHUDOBA, R.: Evaluation of mean performance of cracks bridged by multi-filament yarns, Structural behavior of textile reinforced concrete. In: *Computational modelling of concrete structures EURO-C*, Mayrhofen, Österreich, 2006, pp. 873-880
9. KONRAD, M.: Effect of multifilament yarn crack bridging on uniaxial behavior of textile reinforced concrete, *Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen*, 2008, Dissertation.
10. KONRAD, M.; CHUDOBA, R.: Tensile behavior of cementitious composite reinforced with epoxy impregnated multifilament yarns. *International Journal for multiscale computational engineering*, 7(2), 2009, pp. 115-134.
11. LANGE, J.: Mess- und Auswertungstechnik zur Riss- und Faserdetektion bei Betonbauteilen. Geodätisches Institut der RWTH Aachen, Nr. 64, 2010, Dissertation.
12. NIEMEIER, W.: *Ausgleichsrechnung: Eine Einführung für Studierende und Praktiker des Vermessungs- und Geoinformationswesens*, Berlin; New York, 2002: deGruyter Lehrbuch
13. HÄUBLER-COMBE, U.; HARTIG, J.: Structural behavior of textile reinforced concrete. In: *Computational modelling of concrete structures EURO-C*, Mayrhofen, Österreich, 2006, pp. 861-872.
14. VOŘECHOVSKÝ, M.; CHUDOBA, R.: Stochastic modeling of multi-filament yarns II: Random properties over the length and size effect. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 43(3-4): pp. 435-458.
15. PHOENIX, S. L.; TAYLOR, H. M.: The asymptotic strength distribution of a general fiber bundle. *Advances in Applied Probability* 5, 1973, pp. 200-216.
16. RICHTER, M.; ZASTRAU, B.: Modeling of the load transfer behavior of AR-glass-rovings in textile reinforced concrete. In: *ACI Material, thin fiber and textile reinforced cementitious systems*, 2007, SP-244 CD:15



## Theoretische und experimentelle Untersuchung des spaltungsinduzierten Versagens von TRC Prüfkörpern

Jens Schoene<sup>1</sup>, Uwe Reisinger<sup>2</sup>, Markus Schleser<sup>3</sup>, Jakub Jeřábek<sup>4</sup>

**Zusammenfassung:** Bewehrungen mit einer hochmoduligen Polymertränkung erreichen im Betonbauteil Textilspannungen von über 1200 N/mm<sup>2</sup>. Ab diesem Niveau wurden in Dehnkörperversuchen Längsrisse und Betonabplatzungen beobachtet. Für die Eingrenzung und Identifikation der elementaren, verantwortlichen Mechanismen weisen großformatige Dehnkörper störende Einflüsse von Randeffekten und Imperfektionen auf. Daher wurde ein neuer Versuchsaufbau entwickelt, bestehend aus einem in einen Betonquader eingebetteten Einzelroving. Die simple Herstellung und die Verlässlichkeit dieser Kategorie von Experimenten in Bezug auf die Reproduzierbarkeit und der geringen Streuung der Resultate machen sie zu einer robusten Grundlage für experimentelle Untersuchungen des Verhaltens von TRC. Die experimentell ermittelten Bruchlasten werden zunächst bezüglich ihrer Leistung diskutiert und dann die beobachteten Bruchvorgänge kategorisiert hinsichtlich kompatibler mechanischer Hypothesen für die Initiierung von Längsrissen und des Spaltversagen.

**Summary:** Reinforcements with a high-modulus, polymeric impregnation achieve textile tensions of 1200 N/mm<sup>2</sup> and more in concrete parts. Starting at this level longitudinal cracks and splitting were observed in tests. In order to isolate and identify the fundamental, responsible mechanisms large-scale specimen show an interfering impact of boundary effects and imperfections. Therefore a new test set-up was developed, consisting of a single roving embedded in a single concrete cuboid. The simplicity of production and reliability of this class of experiments in terms of repeatability and low scatter of results makes them a robust basis for experimental investigation of TRC behavior. The experimentally obtained strengths are discussed in terms of the performance, followed by the categorization of observed failure patterns with respect to the available mechanical hypotheses of the longitudinal crack initiation and splitting failure.

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik, RWTH Aachen University

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik, RWTH Aachen University

<sup>3</sup> Dr.-Ing., Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik, RWTH Aachen University

<sup>4</sup> Dr.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen University

## 1 Einleitung

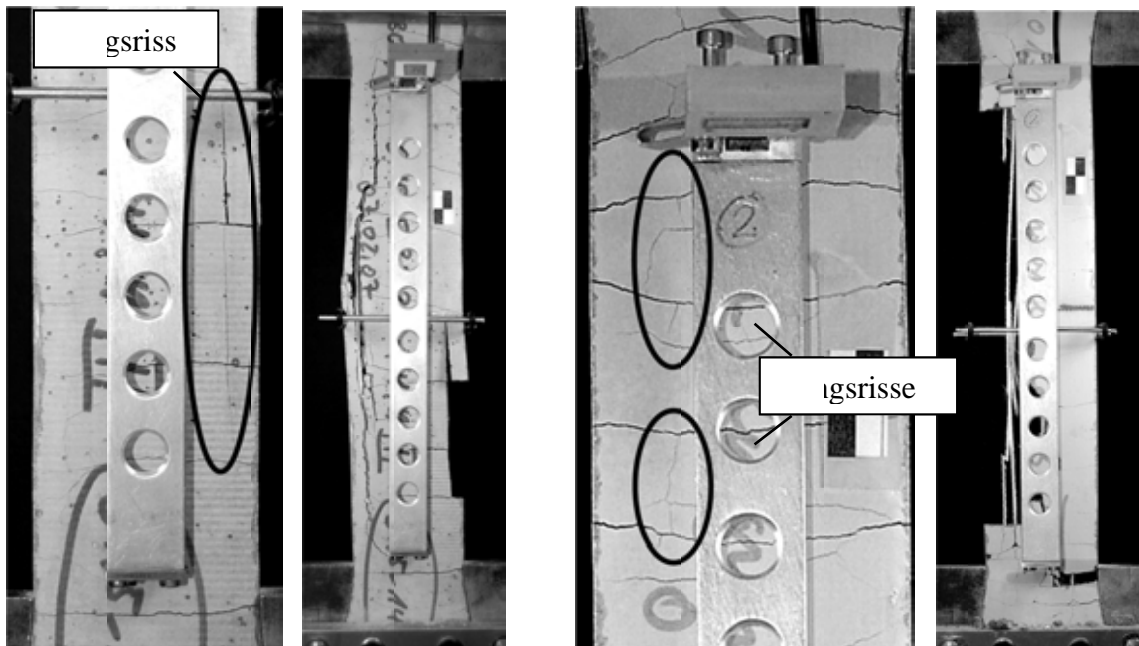
Textilbewehrter Beton ist ein Verbundwerkstoff, der mit technischen Textilien auf Basis von Glas-, Carbonfasern oder Aramidfasern bewehrt wird. Durch eine Imprägnierung der textilen Bewehrung mit Polymeren wird der „innere Verbund“ zwischen den Filamenten gestärkt, wodurch der Ausnutzungsgrad der Bewehrung und damit sowohl die Garnzugfestigkeit der Bewehrung als auch die Traglasten im Verbundprüfkörper ansteigen. Der Grad der Traglaststeigerung hängt dabei maßgeblich von den Eigenschaften des Tränkungsmaterials ab. Die größten Traglaststeigerungen konnten durch den Einsatz hochmoduliger Reaktionsharzsysteme erzielt werden (SCHLESER [1]).

Einhergehend mit den hohen Lasten wurde in verschiedenen Bauteilversuchen ein verändertes Versagensbild beobachtet, das bei ungetränkten Textilien in dieser Form nicht auftrat. Vereinzelt kommt es zu großflächigen Betonabplatzungen - zum Teil kurz vor dem Bauteilversagen, zum Teil im Moment des Versagens (HEGGER ET.AL. [2], KRÜGER [3]). Die hierfür verantwortlichen Schädigungsmechanismen und maßgeblichen Einflussgrößen bislang nicht erforscht, da die bislang beobachteten Ereignisse von Abplatzungen bisher nicht gezielt versuchstechnisch berücksichtigt wurden. Hinsichtlich des maßgebenden Spannungsniveaus bzw. der Reihenfolge der Ereignisse von Bauteilversagen und Abplatzung lagen daher wenige Erkenntnisse vor.

Als Grundlage für eine genauere Dokumentation der Vorgänge im Falle von Abplatzungen wurden daher Dehnkörperversuche durchgeführt und die Rissentwicklung per Digitalkamera dokumentiert. Um einen Einfluss von 90°-Rovings auf das Rissbildungsverhalten ausschließen zu können, wurden neben Textilien zusätzlich auch Bewehrungen aus Einzelrovings derselben Querschnittsfläche eingesetzt (JERABEK ET.AL. [4]).

## 2 Hypothese zur Längsrissentwicklung

Die Untersuchungen zum Abplatzverhalten in Kombination mit digitaler Bilddokumentation wurden an „taillierten Streifenproben“ (TSP) verschiedener Betondeckungen und Bewehrungstypen durchgeführt. Diese haben gezeigt, dass Abplatzungen im Zusammenhang mit Längsrissen auftreten, welche ab einem Textilspannungsniveau von 1200 N/mm<sup>2</sup> beobachtet wurden (s. Bild 1). Die Längsrisse wurden unabhängig davon beobachtet, ob Dehnkörper mit Textilien oder ausschließlich mit entsprechenden Rovings in 0°-Richtung bewehrt wurden.

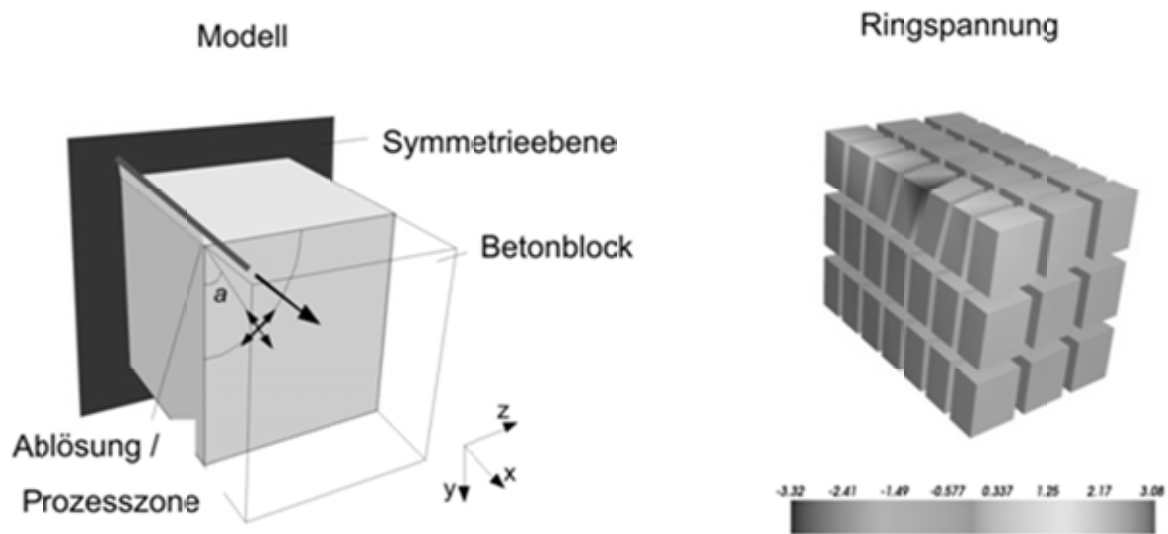


**Bild 1:** Dehnkörper mit Einzelgarnbewehrung, Längsriss mit anschließendem Auftreten einer Abplatzung (links Betondicke 6mm, rechts Betondicke 10mm)

**Fig. 1:** Specimen with single yarn reinforcement, longitudinal crack followed by Splitting (left 6mm concrete thickness, right 10mm concrete thickness)

Für stahlbewehrten Beton wurden die Längsrissentwicklung bereits von TEPFERS [5] bzw. MARTIN [6] durch Ringzugspannungen erklärt. Beide Ansätze basieren jedoch vornehmlich auf dem Verbund, den die Rippenstruktur der Bewehrungsstäbe erzeugt. Der Verbund und die Kraftübertragung zwischen den polymerimprägnierten Textilien und der Betonmatrix sind im Gegensatz dazu glatt und flächig und basieren auf chemischen Bindungen bzw. Reibung.

Zur Erklärung der Beobachtungen wurde im Rahmen der bisherigen Untersuchungen eine Hypothese zur Entwicklung von Längsrissen aufgestellt, die ebenfalls auf Ringzugspannungen basiert. Dabei wurde das Garn als homogener, elastischer Stab angenommen und das Verbundverhalten durch ein elastisch-plastisches Materialmodell abgebildet. Die Betonmatrix wird durch ein anisotropes Schädigungsmodell abgebildet. (s. JERABEK ET.AL. [4] für eine detaillierte Beschreibung). Die Idealisierung des Modells nutzt die Symmetrie zwischen den Querrissen und Längsrissen eines textilibewehrten Betonteils, sowie die Symmetrie um Längs- und Querachse des Einzelrovings (s. Bild 2 links)



**Bild 2:** Idealisierung der Rissbrücke (links), simulierte Ringspannungsverteilung (rechts)

**Fig. 2:** Crack bridge idealization (left) and simulated ring stress distributions (right)

Bild 2 rechts zeigt die numerisch berechnete Verteilung von Ringspannungen in der Umgebung der Bewehrung. Der dunkle Bereich zeigt, dass in der Nähe der Prozesszone Ringzugspannungen entstehen, ähnlich wie für Bewehrungen mit Rippen beschrieben (TEPFERS [5], MARTIN [6]). Ausgehend von dieser Stelle entwickelt sich ein Längsris, wie die Simulation mit dem anisotropen Schädigungsmodell in Bild 3 links zeigt. Die Simulation hat gezeigt, dass für die Entstehung hoher Ringzugspannungen in der Nähe der Prozesszone keine Rippen notwendig sind. In diesem Fall entstehen die Ringzugspannungen durch die (i) lokale Verteilung der Materialien mit dem gegebenen Verhältnis von Verbund- und Materialsteifigkeit, (ii) Randbedingungen, die zu einem rotationssymmetrischen Spannungszustand führen und (iii) der Poisson-Effekt in der Betonmatrix.

### 3 Experimentelle Untersuchungen

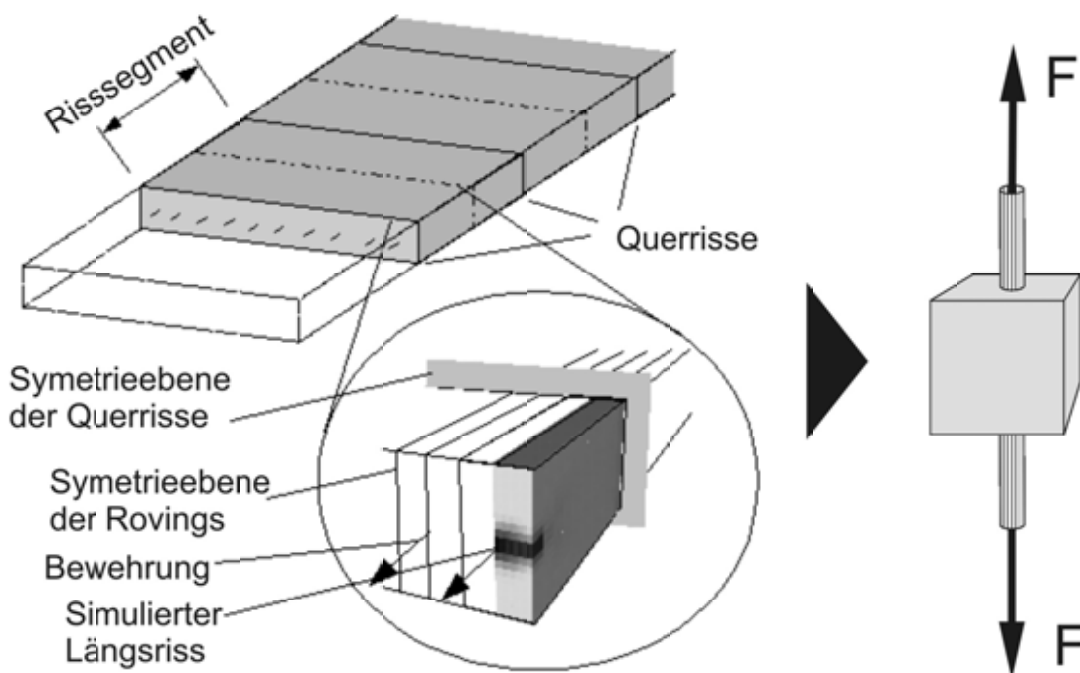
Die gefundene Hypothese zur Längsrisbildung sollte durch experimentelle Untersuchungen bewertet werden. Es hat sich gezeigt, dass die existierenden Dehnkörperanordnungen zur Identifikation und isolierten Beschreibung der elementaren Mechanismen, die zur Entwicklung von Längsrissen bzw. zur Abplatzung führen, ungeeignet sind. Eine eindeutige Interpretation der Versuchsergebnisse im Hinblick auf die Abplatzungseffekte ist schwierig aufgrund der Vielzahl von Interaktionen zwischen Art der Einspannung, Inhomogenitäten im Verbundquerschnitt, Verbundwirkung, Querrissbildung und der Längsrisbildung.

Die Lasteinleitung bzw. die Einspannung ist von essentieller Bedeutung für den Spannungszustand innerhalb des Dehnkörpers. Je nach Prinzip der Lastaufbringung auf den Dehnkörper werden durch verschiedene Mechanismen dreidimensionale Spannungszustände induziert. Die Verhinderung von Querrissen im Bereich der Einspannung z.B. durch aufgeklebte oder

einbetonierte Elemente führt zu einer erhöhten Spannung in den außenliegenden Filamenten (BRUCKERMANN [7]). Lastübertragungen, die auf Coulomb'scher Reibung basieren wie Keilklemmverankerungen benötigen entsprechende Anpresskräfte und bringen damit Querpressungen ein (JESSE [8]).

Zudem liegen im Dehnkörper mehrere Rovings in Lastrichtung vor, deren Spannungs-Dehnungszustand während des Versuchs im Allgemeinen nicht als gleich angenommen werden kann. Durch diese Inhomogenitäten und die entstehenden Spannungsunterschiede im Beton werden die Längs- und Querrissentwicklung beeinflusst. Des Weiteren bildet ein Versuchskörper Querrisse nach einem in der Praxis nicht reproduzierbaren Muster aus. Diese stellen damit jeweils neue Rissbrücken dar und beeinflussen somit die Entwicklung von Längsrissen.

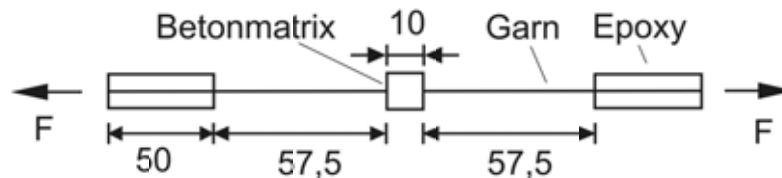
Im Rahmen dieser Untersuchungen wurde daher im Einklang mit der Simulation eine Versuchsanordnung konzipiert, die der experimentellen Validierung der Hypothese zur Entwicklung der Längsrisse diene. In Anlehnung an die Idealisierung des numerischen Modells wurde der elementare Vorgang an einem repräsentativen Rissabschnitt experimentell untersucht (s. Bild 3 rechts).



**Bild 3:** Idealisierung der periodischen Rissbrücke (links), Versuchsaufbau mit isoliertem Risselement (rechts)

**Fig. 3:** Idealization of the periodical Crack bridge (left), correlating test set-up of isolated crack element (right)

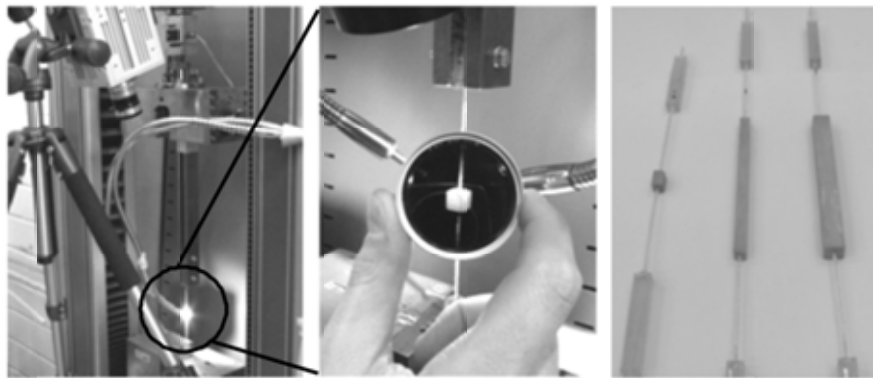
Die Versuchskörpergeometrie „A“ wurde daher wie folgt vorgesehen, s. Bild 4. Die Einspannung des Einzelgarns erfolgt in Anlehnung an Garnzugversuche durch eine Einbettung in Epoxidharz. Die freie Garmlänge des imprägnierten Rovings zwischen Einspannung und Beton wurde basierend auf Vorgaben von KONRAD [9] gewählt, um eine homogene Spannungsverteilung des Multifilamentgarnes zu erreichen. Der mittig liegende Betonwürfel wurde als isoliertes Risselement mit einer Kantenlänge von 10 mm vorgesehen, um eine dem Dehnkörper vergleichbare Betondeckung nachzubilden und gleichzeitig Querrisse zu vermeiden.



**Bild 4:** Versuchskörpergeometrie A ohne Querrisse (Abmaße in mm)

**Fig. 4:** Specimen geometry A without transversal cracks (dimensions in mm)

Auf Basis dieser Geometrie wurden zunächst Versuchsreihen mit digitalen Videoaufnahmen kombiniert. Bei dieser Geometrie zeigten sich diese Aufnahmen aufgrund der schnellen Abfolge von Rissentwicklung, Abplatzung und Bauteilversagen als nicht zielführend. Daher wurde der Versuchsaufbau für alle weiteren Versuchsreihen mit der Aufnahme durch eine Hochgeschwindigkeitskamera kombiniert (s. Bild 5, links und Mitte).



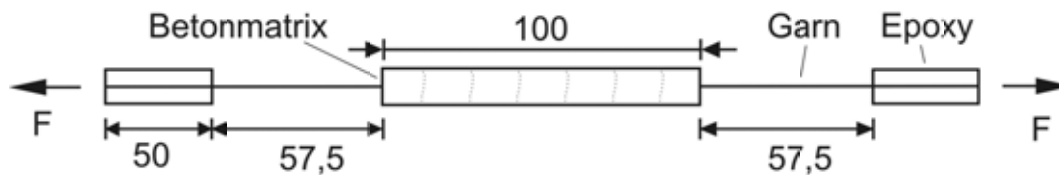
**Bild 5:** Versuchsaufbau mit Hochgeschwindigkeitskamera (links), Versuchskörper A (Mitte, mit Dunkelfilter), weitere Versuchskörpergeometrien (rechts)

**Fig. 5:** Test set-up with high-speed camera (left), specimen A (centre, through dark filter), more specimen geometries (right)

Das numerische Modell hat gezeigt, dass die Rissbildung vom Garn ausgehend nach außen abläuft. Ein Motiv war zu Beginn der Untersuchungen, durch Hochgeschwindigkeitsaufnahmen mit Fokus auf den Querschnitt die Rissentwicklung verfolgen zu können. Aus diesem Grund kamen neben symmetrischen Versuchskörpern mit einem mittig liegenden Roving

auch Versuchskörper mit 2 mm versetzt liegenden Rovings zum Einsatz. Auf diese Weise sollte die Rissentwicklung auf Höhe der geringsten Betondeckung forciert werden. In Bezug auf Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bietet das den Vorteil, dass die zu betrachtende Fläche verkleinert werden kann, wodurch sich die benötigte Auflösung bzw. Pixelzahl reduziert und im Gegenzug die Anzahl der Bilder pro Sekunde gesteigert werden können.

Im Verlauf der Untersuchungen wurden zusätzliche Versuchsgeometrien eingeführt. Um den Einfluss von Querrissen zu berücksichtigen, wurde die Betonlänge auf 100 mm erhöht (s. Bild 6). Des Weiteren wurde der Einfluss der Betondeckung durch die zusätzlich eingeführte Querschnittsbreite von 6 mm untersucht. Insgesamt ergeben sich vier Geometrien. Die freie Länge des Rovings von 57,5 mm wurde konstant gehalten.

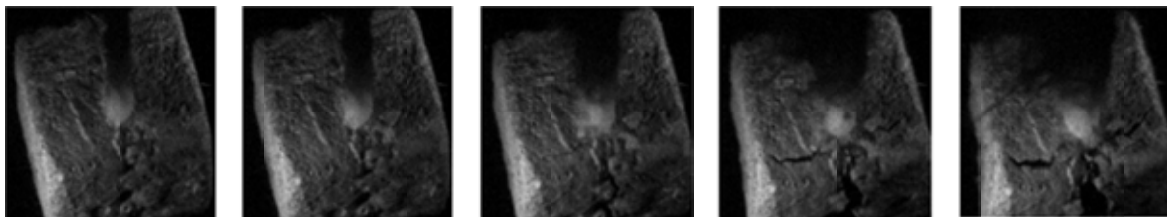


**Bild 6:** Versuchskörpergeometrie B mit Querrissen (Abmaße in mm)

**Fig. 6:** Specimen geometry B with transversal cracks (dimensions in mm)

### 3.1.1 Versuchstyp A

Während der ersten Versuchsreihe kamen Versuchskörper mit Betonwürfeln einer Kantenlänge von 10 mm zum Einsatz. Die Versuchsreihen der Versuchstypen waren in Hinblick auf die Längsrissentwicklung nicht zielführend. Es zeigte sich eine hohe Quote von Abplatzungen, diese waren jedoch ausschließlich in dynamischen Effekten durch das Garnversagen begründet. Von jeweils 40 Probekörpern kam es bei der symmetrischen Geometrie zu 69 %, bei der asymmetrischen Geometrie zu 87,5 % zu einer Abplatzung, die jeweils zeitgleich mit dem Versagen des Rovings einherging. Selbst bei hohen Framerraten von 120.000 Bildern pro Sekunde war es nur in Ausnahmefällen möglich, die Rissentwicklung zu verfolgen (s. Bild 7), da das spröde Materialverhalten zu extrem schnellen Rissvorgängen führt.

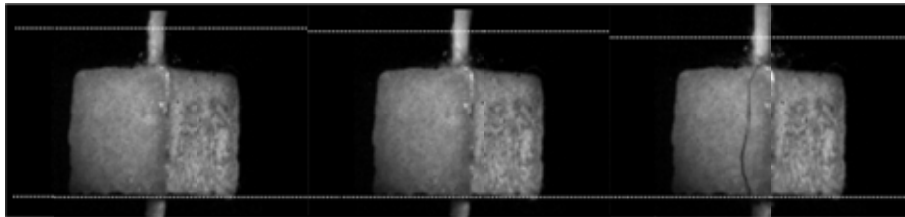


**Bild 7:** Rissentwicklung mit folgender Abplatzung, Abstand der Bilder 8,3µs

**Fig. 7:** Crack development followed by splitting process, time interval 8,3µs

Erst durch einen Wechsel der Kameraperspektive nahezu parallel zum Roving wie in Bild 5 links zu einer Perspektive orthogonal zum Roving wurde der maßgebliche Effekt sichtbar

gemacht, der zu den Rissentwicklung bzw. Abplatzung führt. Das Garnversagen, welches der Abplatzung vorausging, zeigt sich eindeutig durch eine schnelle Bewegung des Rovings in seiner Längsachse. Durch die Beschleunigung und die damit einhergehenden Scherkräfte versagt die Verbundfläche zwischen Roving und Beton, wie in REISGEN [10] detailliert erläutert wird. In Bild 8 ist die Relativverschiebung des Rovings gegenüber dem Würfel im Abstand von je einer 1/30 ms dargestellt. Durch die gestrichelte Linie oben soll die Bewegung des Rovings verdeutlicht werden, die untere stellt die Position des Würfels dar.



**Bild 8:** Relativverschiebung zwischen Roving und Betonwürfel

**Fig. 8:** Relative displacement of roving and concrete cube

Der maßgebliche Mechanismus ist zwar relevant als eine mögliche Ursache von Abplatzungen im Bauteil, aber nicht zielführend in Bezug auf die Hypothese der Längsrissentwicklung durch Ringzugspannungen. Aus diesem Grund wurde die Betongeometrie variiert. Zum einen wurde die Betonstärke auf 6mm reduziert, um Längsrisse zu forcieren und diese noch vor dem Rovingversagen beobachten zu können. Zum anderen wurde die Betonlänge auf 100 mm erhöht, um den Einfluss von Querrissen mit einbeziehen zu können. Die langen Versuchskörper wurden sowohl mit 10mm als auch 6mm Betonstärke ausgeführt.

Die Versuchstypen der reduzierten Betonstärke bei ebenfalls 10 mm Länge zeigten in den Aufnahmen wie die zuvor beschriebenen Würfel keinerlei Längsrisse vor dem Riss des Rovings. Hier kommt es zu einer etwas höheren Quote von Abplatzungen von 95 % nach dem Garnversagen, was sich mit dem geringeren Betonquerschnitt erklären lässt. Zum einen erhöhen sich die Beschleunigungskräfte, da sich das Verhältnis zwischen Rovinggewicht und Betongewicht verändert, zum anderen ist der tragende Querschnitt verringert.

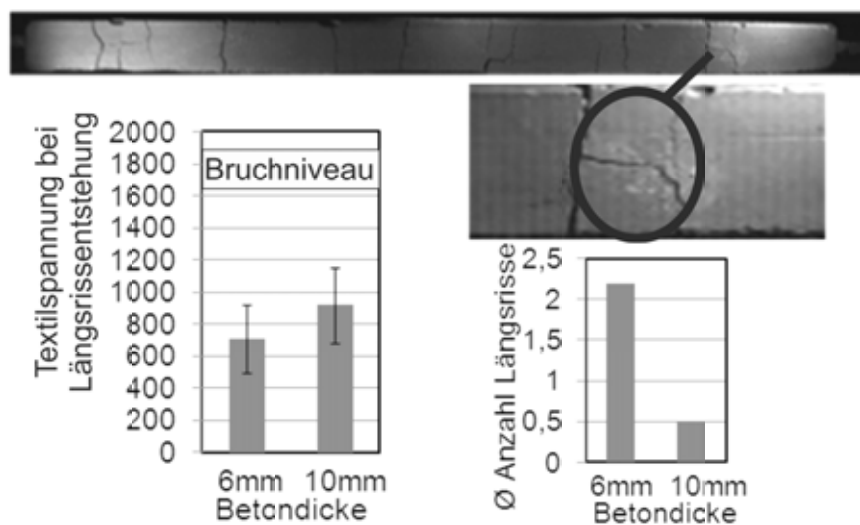
### 3.1.2 Versuchstyp B

Die Versuchsreihen der 100 mm langen Betonquader wurden durchgeführt, um den Einfluss von Querrissen zu berücksichtigen. Die Geometrien mit einem Querschnitt von 10 mm x 10 mm zeigten einen mittleren Rissabstand zwischen 17 mm und 25 mm auf. Während dieser Versuche konnten vereinzelt Längsrisse zwischen 4 mm und 6 mm Länge beobachtet werden, die in einem Querriss initiiert wurden. Diese traten in keinem augenscheinlichen Zusammenhang mit dem späteren Versagen des Rovings auf. Zum Einen wurden die Ereignisse durch lange Zeiträume (>20 s) voneinander getrennt, zum Anderen gab es in keinem Fall einen Garnbruch nahe dem Längsrisses. In der Mehrzahl der Versuche



(63 %) findet das Versagen in der freien Länge statt. In 53 % der Versuche kommt es zum Abplatzen, welches durch dynamische Effekte nach dem Rovingversagen initiiert wird.

Die Versuchsreihe der 100 mm langen Betonquader mit einem Querschnitt von 6 mm x 6 mm zeigte einen verringerten Rissabstand der Querrisse, der mittlere Rissabstand lag hier zwischen 7,7 mm und 11,1 mm. Wie bei den kurzen Versuchskörpern gab es auch hier durchgehend bei allen Versuchskörpern Abplatzungen dynamischer Art, welche erst nach dem Garnversagen eintrat. In allen Versuchen konnten durchgehend zwischen ein und fünf Längsrissen auf der gefilmten Vorderseite beobachtet werden. In Bild 9 unten ist der Vergleich der durchschnittlichen Längsrissanzahl sowie der Textilspannung bei Längsrissentstehung in Abhängigkeit der Betondicke abgebildet.



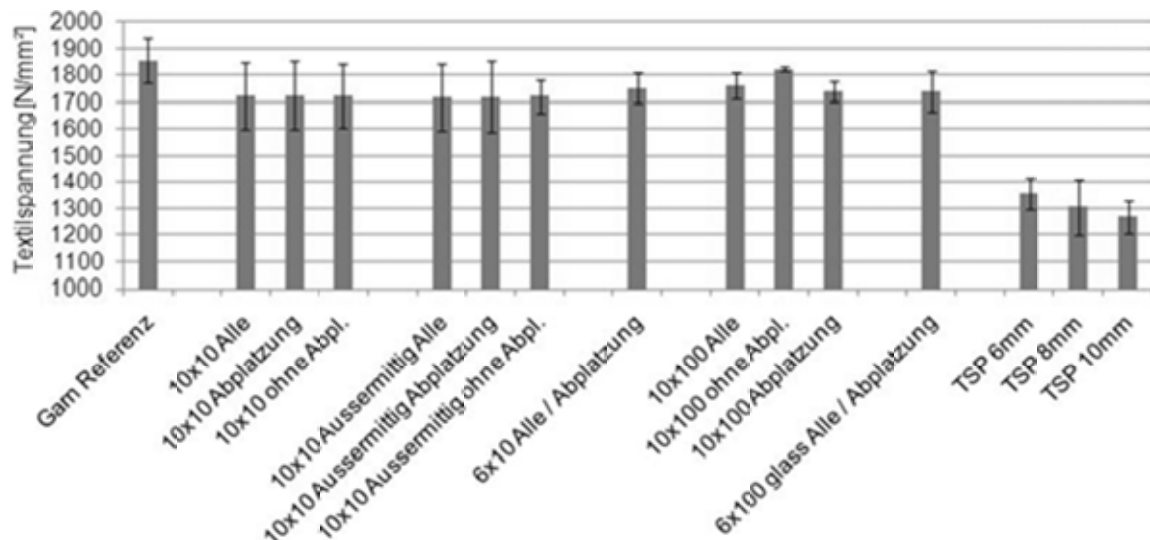
**Bild 9:** Oben: Längsrissentwicklung, Unten: in Abhängigkeit der Betondicke: durchschnittliche Anzahl beobachteter Längsrisse (links) und Textilspannung bei Längsrissentstehung (rechts)

**Fig. 9:** Above: Longitudinal crack development, below: Vs. concrete thickness: Number of observed longitudinal cracks (left) and textile tension at longitudinal crack development (right)

In dieser Versuchsreihe zeigte sich ein zusätzlicher Effekt, der mithilfe der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen beobachtet werden konnte. In 88 % der Versuche traten ein zusätzlicher Längsriss und das Garnversagen innerhalb eines kurzen Zeitrahmens, zwischen 830  $\mu$ s und 18 ms, und an derselben Position auf. Hierbei ist der Ursache-Wirkzusammenhang unklar - ob es sich um einen Effekt handelt, der durch Garnversagen eintritt oder um einen Riss in der Betonmatrix, der plötzliche Spannungsumlagerungen und damit das Garnversagen induziert. Aufgrund des abweichenden Spannungsniveaus gegenüber den zuvor entstandenen Längsrissen wird das Garnversagen als Ursache für den Riss angenommen. Aus diesem Grund ist der beschriebene „finale“ Längsriss nicht in der Statistik berücksichtigt.

In Bild 10 ist eine Gesamtübersicht des Tragverhaltens der einzelnen Versuchstypen gegeben, unter Berücksichtigung von Abplatzvorgängen. Des Weiteren sind die Ergebnisse der TSP-Dehnkörper mit unterschiedlichen Betondeckungen aus den beschriebenen Vorversu-

chen aufgeführt. Die Textilspannungen der kleinskaligen Versuchstypen zeigen zwischen 93 % (1720 N/mm<sup>2</sup>) und 98% (1820 N/mm<sup>2</sup>) des reinen Garnzugversuchs. Die Bruchspannungen der Versuchskörper liegen damit annähernd auf dem Niveau des getränkten Garns, also führt die Längsrissentwicklung hier zu keiner signifikanten Reduktion des Tragverhaltens. Die Diskrepanz gegenüber der Bruchspannung der Dehnkörper kann neben der Lasteinleitung auf verstärkte Interaktionen zwischen Längsrissentwicklung, Verbundwirkung und Inhomogenität der Spannungsverteilung zurückgeführt werden.



**Bild 10:** Übersicht Tragverhalten

**Fig. 10:** Overview mechanical performance

#### 4 Fazit

Zur experimentellen Validierung der aufgestellten Hypothese zur Längsrissbildung wurde eine Versuchsanordnung konzipiert, die im Einklang mit dem Modell den Randbedingungen eines periodischen, repräsentativen Körperausschnittes entspricht. Im Rahmen der Untersuchungen wurden mehrere Versuchsserien mit Variation der Versuchsparameter geplant und durchgeführt. Dabei konnten zum einen Abplatzvorgänge beobachtet werden, deren Ursache als vornehmlich dynamische Effekte nach dem Garnversagen identifiziert wurden. Diese Vorgänge können mit hoher Wahrscheinlichkeit direkt auf Dehnkörper übertragen werden. Sie sind jedoch wenig praxisrelevant, da die Ursache das Versagen der Bewehrung und damit des Bauteils ist.

Im weiteren Verlauf der Untersuchungen konnte die zuvor numerisch beschriebene Quelle der Ringzugspannungen im Zusammenhang der Längsrissbildung an den kleinmaßstäblichen Proben experimentell reproduziert und bestätigt werden. Die numerischen und experimentellen Studien haben gezeigt, dass die Neigung zur Bildung der Längsrisse mit einer kleineren Betondeckung steigt. Im Bauteil entspricht der Abstand zwischen den Rovings der Betondeckung der hier durchgeführten Versuche. Analog zum Verhalten des Körperausschnittes

nimmt das Spannungsniveau, bei dem Längsrisse entstehen, mit kleineren Rovingabständen auch ab. Zusätzlich wird die Beständigkeit des Verbundquerschnittes gegenüber der Längsrisbildung auch durch den Bindungstyp stark beeinflusst.

Die numerische und experimentelle Identifizierung vom elementaren Mechanismus, der zur Längsrisbildung und dann zur Abplatzung der Matrix führt, vertiefte das Verständnis des Tragverhaltens des Verbundwerkstoffes. Die im Rahmen der Untersuchung gewonnenen Kenntnisse kamen bei der Konzipierung der Bewehrungsstruktur für den Demonstrator des SFB 532 zum Einsatz. Durch die Anpassungen der Textilgeometrie und der Bindungsart konnte das Belastungsniveau, bei dem Längsrisse entstehen, deutlich gesteigert werden und damit ein höherer Ausnutzungsgrad der Bewehrung erreicht werden.

## Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 532 "Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie".

## 5 Literatur

- [1] SCHLESER, M.: *Einsatz polymerimprägnierter, alkaliresistenter Glastextilien zur Bewehrung zementgebundener Matrices*, Dissertation, Institut für Schweißtechnik und Füge-technik, RWTH Aachen, 2008
- [2] HEGGER, J., BRAMESHUBER, W., GRIES, T., NIEWELS, J., UEBACHS, S., BARLÉ, M.: *Bewehrung aus laminierten Carbonfasern zur Rissbreitenbeschränkung in Bodenplatten aus selbstverdichtendem Beton*. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben AiF 97 ZN/DBV-Nr. 246 am Institut für Massivbau der RWTH Aachen, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen, Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen, Aachen, 2006
- [3] KRÜGER, M.: *Vorgespannter Textilbewehrter Beton*. Stuttgart, Universität, Diss., 2004
- [4] JERABEK, J.; KEIL, A.; SCHOENE, J.; CHUDOBA, R.; HEGGER, J.; RAUPACH, M.: *Experimental and Numerical Analysis of Spalling Effect in TRC Specimens*. Technische Universität Dresden, 2009. - In: *Textilbeton Theorie und Praxis*. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung, Sonderforschungsbereich 528 und 532, Dresden, 3.6.-5.6.2009, (Curbach, M. ; Jesse, F. (Eds.)), S. 289-300 ISBN 978-3-86780-122-5.
- [5] MARTIN, H.: *Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 228, Berlin(1973)
- [6] TEPFERS, R.: *A theory of bond applied to tensile reinforcement splices for deformed bars*. PhD., Chalmers University of Technology, Göteborg (1973)

- [7] BRUCKERMANN, O.: *Zur Modellierung des Zugtragverhaltens von textildbewehrtem Beton*, Dissertation, RWTH Aachen University, 2007
- [8] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*, Dissertation, TU Dresden, 2004
- [9] KONRAD, M.: *Effect of multifilament yarn crack bridging on uniaxial behavior of textile reinforced concrete*. Dissertation., RWTH Aachen, Aachen (2008)
- [10] REISGEN, U.; SCHOENE, J.; SCHLESER, M.; JERABEK, J.; KEIL, A.: *Theoretical and Experimental Investigations on Textile-Reinforced Concrete Spalling Behavior*. RILEM, 2010. - In: Proceedings of the International RILEM Conference on Materials Science (MatSci), Vol. I: 2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete, Aachen, September 6-8, 2010, (Brameshuber, W. (Ed.)), S. 153-162 ISBN 978-2-35158-106-3.

## Untersuchungen zur Bestimmung der Übergreifungslängen textiler Bewehrungen aus Carbon in Textilbeton (TRC)

Enrico Lorenz<sup>1</sup>, Regine Ortlepp<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** Für das Funktionieren von Verstärkungsschichten aus Textilbeton ist eine sichere Kraftübertragung zwischen den einzelnen Verbundbaustoffen sicherzustellen. Aufgrund der sehr hohen Garnzugfestigkeiten sind besonders bei Verwendung textiler Bewehrungen aus Carbon sehr effektive Verstärkungen herstellbar. In Textilbetonbauteilen sind hierbei im Regelfall Übergreifungsstöße der textilen Bewehrungslagen nicht zu vermeiden. Der vorliegende Beitrag befasst sich daher mit der experimentellen und analytischen Bestimmung der Übergreifungslängen textiler Bewehrungsstrukturen innerhalb von Textilbetonverstärkungsschichten.

**Summary:** A safe introduction and transmission of the acting forces is crucial for the functioning of composite materials. Because of the very high yarn tensile strengths of textile reinforcements made of carbon, the manufacturing of very effective TRC strengthening layers is possible. In TRC members, overlap joints within the textile layers usually cannot be avoided. This contribution deals with the experimental and analytical determination of the lap lengths of textile fabrics within a textile reinforced concrete strengthening layer.

### 1 Einleitung

Bei Verstärkungsmaßnahmen mit Textilbeton sind im Regelfall Übergreifungsstöße innerhalb der textilen Bewehrungslagen nicht zu vermeiden. Die Übergreifungsstöße in Textilbetonverstärkungen werden aufgrund des flächigen Aufbaus der textilen Gelege sowie der lagenweisen Herstellung des Verbundwerkstoffs im Regelfall als zweilagige Stöße ausgeführt. Für das Funktionieren von Textilbetonverstärkungen ist hierbei eine sichere Kraftübertragung zwischen den einzelnen Verbundbaustoffen sicherzustellen.

---

<sup>1</sup> M.Sc., Institut für Massivbau, TU Dresden

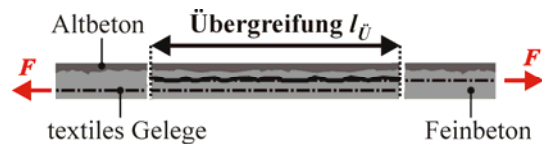
<sup>2</sup> Dr.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

Grundsätzlich können in Textilbetonschichten hinsichtlich eines Verbundversagens unterschiedliche Versagensarten auftreten (LORENZ ET AL. [1]). Im Bereich der Übergreifungsstöße werden zwei verschiedene Mechanismen des Verbundversagens maßgebend. Zum einen kann es zu einem Versagen durch Auszug der Garne aus der Feinbetonmatrix, zum anderen zu einer Spaltrissbildung/Delamination in Textilebene innerhalb des Übergreifungsstoßes kommen. In Bild 1 und Bild 2 sind die Versagensmechanismen exemplarisch dargestellt.



**Bild 1:** Auszugsversagen

**Fig. 1:** Pull-out failure



**Bild 2:** Spaltrissbildung/Delamination

**Fig. 2:** Delamination failure

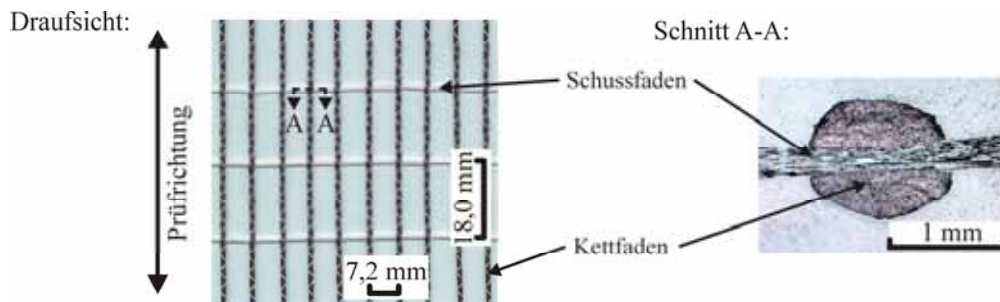
Im Grenzzustand des Garnauszuges werden die Übergreifungslängen direkt durch die Größe der Verbundkräfte beeinflusst. Vergrößerungen der übertragbaren Verbundkräfte zwischen Garn und Matrix, z. B. durch eine Erhöhung des Beschichtungsgrades der textilen Bewehrung, führen zu Verkürzungen der erforderlichen Übergreifungslängen. Die Neigung zu einem Versagen im Grenzzustand der Spaltrissbildung/Delamination wird von den Querkraften bestimmt, welche durch die Krafteinleitung und Übertragung innerhalb des Übergreifungsstoßes entstehen. Diese resultieren primär aus dem Versatzmoment in Folge des Abstandes der Bewehrungslagen, den vorhandenen Verbundkräften zwischen Garn und Matrix sowie den wirkenden Umlenkkraften auf den Beton in Folge eines nicht gestreckten Einbaus der Filamentgarne in die Matrix (LORENZ ET AL. [1]). Wird die Querkraftfestigkeit des Betons in der Ebene der textilen Bewehrung überschritten, entstehen am Beginn des Übergreifungsstoßes zunächst kleine Spaltrisse, welche mit zunehmender Last immer weiter in den Übergreifungsbereich hineinwandern und anschließend zum Versagen führen. Weiterhin können in Folge zu geringer Betondeckungen, insbesondere bei vorhandenen herstellungsbedingten Garnwelligkeiten, lokale Abplatzungen und Schädigungen der Betondeckung mit daraus folgenden Verringerungen der wirkenden Verbundkräfte im Bereich der äußeren Bewehrungslagen ein Auszugsversagen im Stoßbereich bewirken.

Der vorliegende Beitrag befasst sich mit der experimentellen und analytischen Bestimmung der Übergreifungslängen textiler Bewehrungsstrukturen innerhalb von Verstärkungsschichten aus Textilbeton. Ziel der Untersuchungen ist die zielgerichtete Überprüfung der Übergreifungslängen im Grenzzustand des Garnauszuges unter Vermeidung von Delamination und Spaltrissbildung im Stoßbereich. Das hier exemplarisch untersuchte carbonbewehrte textile Gelege wurde hierzu im Hinblick auf die Verbesserung der Verbundeigenschaften und die Verminderung der Garnwelligkeit mithilfe des erweiterten Nähwirkverfahrens (HAUSDING/CHERIF [2]) konfiguriert.

## 2 Materialien

Für die Matrix wurde die in CURBACH/JESSE [3] beschriebene Rezeptur mit einem Größtkorn von 1 mm verwendet.

Bei der gebrauchten textilen Bewehrung handelt es sich um ein nähgewirktes biaxiales Gelege der Bindung Trikot, Basisversatz (HAUSDING/CHERIF [2]) in Zusammenhang mit einem dreilagigen, symmetrischen Aufbau der Form  $[0^\circ/90^\circ/0^\circ]$ .



**Bild 3:** Verwendetes textiles Gelege

**Fig. 3:** Used textile reinforcement

Das Textil besteht in Kettrichtung (= Prüfrichtung) aus jeweils zwei Carbonfilamentgarnen Tenax HTA 400 tex. Der Achsabstand beträgt einheitlich 7,2 mm. In Schussrichtung wurden alkaliresistente Glasfasern (Cem-FIL Direct Roving) mit einer Feinheit von 640 tex in einem Abstand von 18,0 mm verarbeitet. Der Schussfaden wurde direkt in den aus  $2 \times 400$  tex Einzelgarnen hergestellten Kettfaden eingearbeitet (Bild 3).

Die an unbeschichteten Garnen bestimmten mechanischen Eigenschaften der in Prüfrichtung liegenden Carbon-Einzelgarne sind in Tabelle 1 zusammengefasst.

**Tabelle 1:** Mechanische Kennwerte des Carbongarns

**Table 1:** Mechanical properties of the carbon yarn

Kennwert	Einheit	Wert
Feinheit	tex	405
Anzahl der Filamente	K	6 000
maximale Festigkeit	N/mm <sup>2</sup>	1 345
zugehörige Dehnung	%	0,73
E-Modul	N/mm <sup>2</sup>	202 340

Die Textilien wurden mit einer nachträglichen Beschichtung auf Polymerbasis modifiziert. Der Beschichtungsgehalt beträgt 15,0 Masse-%.

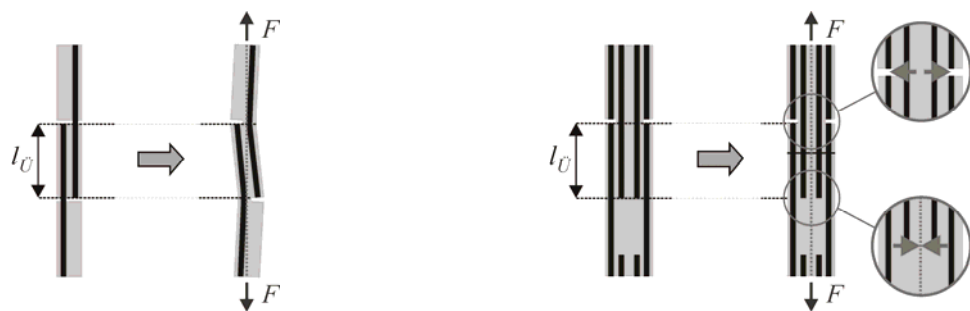
### 3 Experimentelle Versuche zur Bestimmung der Übergreifungslänge

#### 3.1 Allgemeines

Ziel der durchgeführten experimentellen Untersuchungen war die Bestimmung der erforderlichen Übergreifungslängen textiler Bewehrungen innerhalb von Bauteilen aus textilbewehrtem Beton. Zur Prüfung des Verhaltens der Textilbetonbauteile im Übergreifungsbereich wurden in Anlehnung an einaxiale Zugversuche (Dehnkörperversuche) nach JESSE [4] einaxiale Zugversuche mit einem Überreifungsstoß in Probenmitte durchgeführt.

#### 3.2 Eignung des gewählten Versuchsaufbaus

Den Untersuchungen vorangestellt wurden Probekörper mit symmetrischen und unsymmetrischen Bewehrungsanordnungen im Hinblick auf ihre Eignung zur bauteilgerechten Bestimmung der Übergreifungslängen überprüft (Bild 4). In Zugversuchen mit einlagig textilbewehrten Versuchskörpern konnten hierbei die in Bild 4a gezeigten Verformungen beobachtet werden. Diese resultieren aus dem entstehenden Versatzmoment in Folge des Abstandes der übergriffenen Textillagen. Bei Übergreifungen am Verstärkungsbauteil wird diese Verdrehung jedoch durch den Verbund der Textilbetonschicht zum Altbetonbauteil behindert und es werden delaminationsfördernde Querkzugspannungen im Stoßbereich erzeugt. Durch die symmetrische Anordnung der Übergreifungsstöße im Probekörper können diese aus dem Versatz der Bewehrungslagen entstehenden Kräfte auf den Stoß berücksichtigt werden. Daher wurde für die nachfolgend beschriebenen Untersuchungen zur Bestimmung der Tragfähigkeit zugbeanspruchter Übergreifungsstöße in Textilbetonbauteilen eine symmetrische Anordnung der textilen Bewehrungen und Übergreifungsstöße im Probekörper gewählt (Bild 4b).



(a) unsymmetrische Textilanordnung

(b) symmetrische Textilanordnung

(a) asymmetrical arrangement of textile reinforcement

(b) symmetrical arrangement of textile reinforcement

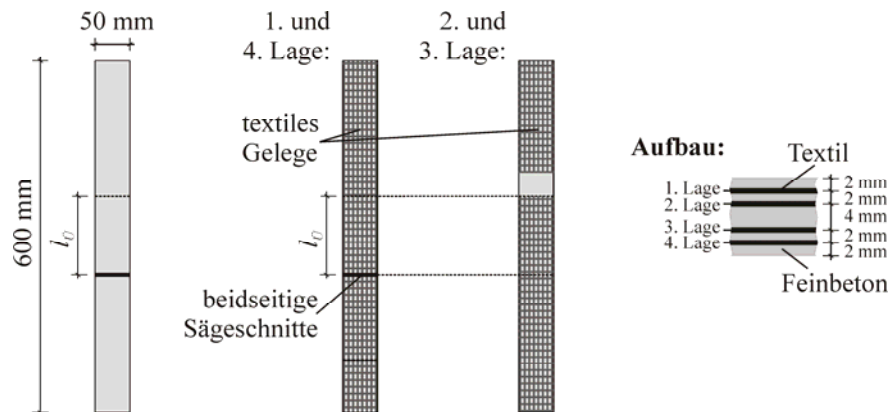
**Bild 4:** Untersuchte symmetrische und unsymmetrische Probekörper

**Fig. 4:** Investigated symmetrical and asymmetrical specimens



### 3.3 Probekörper

Die verwendeten Probekörper mit Abmessungen von  $600 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$  sind mit zwei, sich in Probenmitte übergreifenden Lagen des in Kapitel 2 gezeigten textilen Geleges bewehrt. Die äußere Betondeckung sowie der Abstand der sich übergreifenden Textilien werden einheitlich mit jeweils  $2 \text{ mm}$  gewählt. Die beiden inneren Textilagen verlaufen bis zum unteren Rand des Untersuchungsbereichs.



**Bild 5:** Probekörper mit symmetrischer Anordnung der textilen Bewehrung

**Fig. 5:** Used specimen with symmetrical arrangement of textile reinforcement

Die Anordnung der beiden äußeren Lagen erfolgt durchgehend. Dadurch kann die Länge des Übergreifungsstoßes zwischen den jeweiligen inneren und äußeren Bewehrungslagen direkt vor Beginn des Versuches durch zwei gegenüberliegende Sägeschnitte mit einer Durchtrennung der beiden äußeren Bewehrungslagen festgelegt werden. Dies ermöglicht eine iterative Variation der untersuchten Übergreifungslängen innerhalb der Versuchsserie. Die geprüften Übergreifungslängen variieren bei dem hier untersuchten Textil zwischen  $30$  und  $150 \text{ mm}$ .

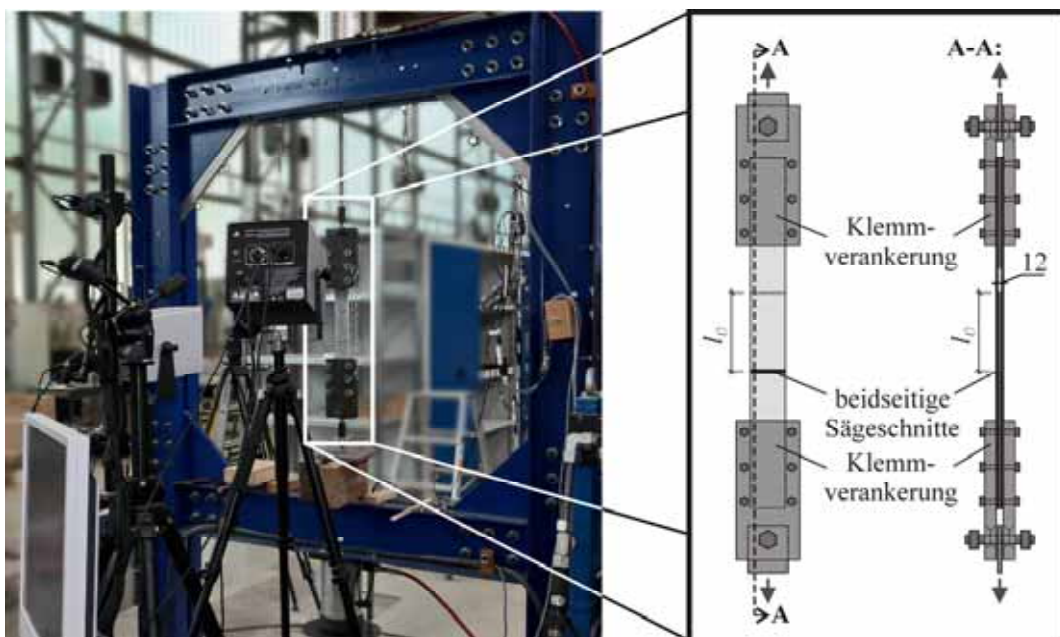
Die Herstellung der Textilbetonprobekörper erfolgt im Handlaminierverfahren auf einer glatten, nicht saugenden Stahlschalung mit den Abmessungen  $1200 \text{ mm} \times 700 \text{ mm}$ . Die einzelnen Probekörper mit den Abmessungen  $600 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$  werden nach ca. 21 Tagen aus diesen Textilbetonplatten zugeschnitten. Die Proben stammen somit alle aus ein und derselben Betoniercharge. Dadurch kann die Vergleichbarkeit der einzelnen Teilversuche unter Verminderung von Streuungen der Beton- und Verbundeigenschaften sichergestellt werden. Die Lagerung der Proben erfolgt in Anlehnung an die DIN 18555-3 [5]. Direkt nach der Herstellung werden die Textilbetonplatten für drei Tage, bei Temperaturen von ca.  $20 \text{ °C}$  gegen Austrocknen geschützt, in der Schalung gelagert. Nach dem Ausschalen folgt eine Aufbewahrung bis zum 7. Tag im Wasser. Anschließend werden die Proben bis zum Prüfetermin in der Klimakammer bei ca.  $20 \text{ °C}$  und  $65 \%$  relativer Luftfeuchte aufbewahrt. Zum Zeitpunkt der Prüfung sind die Proben 28 Tage alt.

### 3.4 Versuchsaufbau

Für den einaxialen Zugversuch werden die Proben außerhalb des Übergreifungsbereiches am oberen und unteren Lasteinleitungsbereich zwischen Stahlplatten auf einer Länge von jeweils 180 mm gleichmäßig geklemmt (Bild 6). Zwischen den stählernen Klemmbacken und der Probenoberfläche wird eine Ausgleichsschicht aus 0,5 mm dickem Gummi angeordnet. Der Anpressdruck wird so festgelegt, dass sowohl ein Rutschen der Probe in der Lasteinleitung als auch ein Überschreiten der Druckfestigkeit der Probe zwischen den Lasteinleitungsplatten vermieden wird.

### 3.5 Versuchsdurchführung und Messgrößen

Nach dem Anbau der oberen und unteren Lasteinleitungsstruktur erfolgt der Einbau der Proben in eine servohydraulische Zugprüfmaschine. Zur Ausrichtung der Probe wird eine Vorlast von 0,20 kN aufgebracht. Die weitere Belastung erfolgt verformungsgesteuert mit einer Belastungsgeschwindigkeit von ca. 1 mm/min. Während des Zugversuches werden die Maschinenkraft  $F$  und der Maschinenweg  $u$  gemessen. Die Bestimmung der zugehörigen Verformungen im Bereich des Übergreifungsstoßes erfolgt mittels eines photogrammetrischen Messsystems (Bild 6).

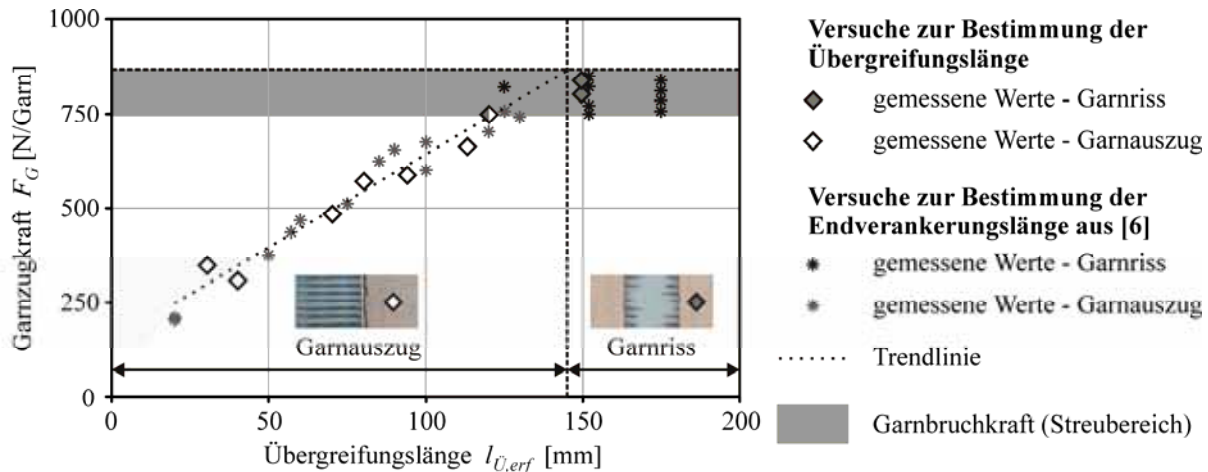


**Bild 6:** Versuchsaufbau mit photogrammetrischem Messsystem

**Fig. 6:** Test setup with photogrammetric measurement

### 3.6 Diskussion und Gegenüberstellung der Ergebnisse

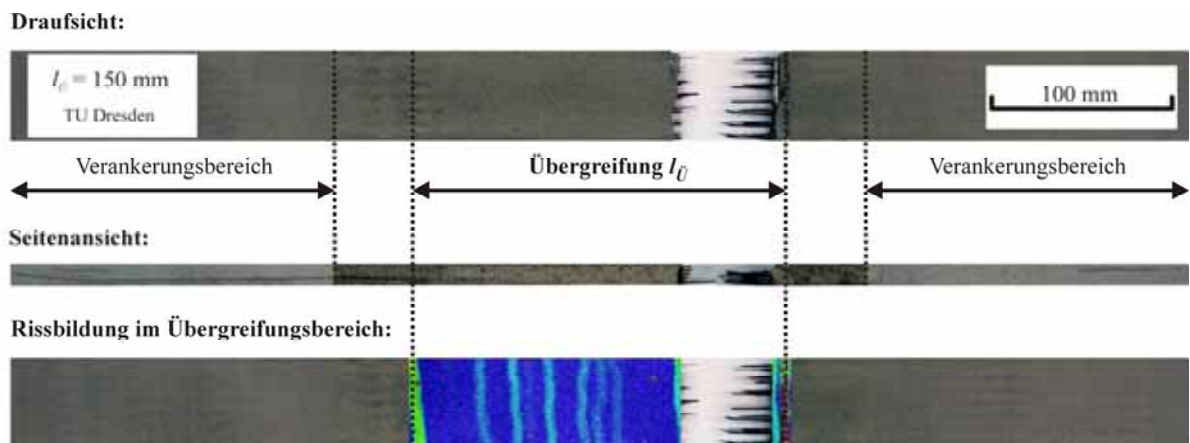
In Bild 7 sind die Ergebnisse der durchgeführten Versuche zur Bestimmung der Übergreifungslängen dargestellt.



**Bild 7:** Gegenüberstellung der experimentell ermittelten Versuchsergebnisse

**Fig. 7:** Comparison of the experimentally determined test results

An der y-Achse sind die gemessenen Versagenslasten aufgetragen. Die x-Achse zeigt die zugehörigen Übergreifungslängen. Es konnten zwei unterschiedliche Versagensmechanismen beobachtet werden. Während bei Übergreifungslängen von  $\leq 125$  mm und gemessenen Garnzugkräften kleiner als die Garnbruchkraft ein Garnauszug zu beobachten ist, konnte bei Übergreifungslängen von 150 mm bei allen untersuchten Proben ein Versagen durch Garnriss festgestellt werden. Die maximal übertragbaren Kräfte variieren dann in Abhängigkeit der Streuung der maximalen Garnbruchkräfte. Zur Vermeidung eines Versagens durch Garnauszug ergibt sich folglich für das untersuchte Gelege bei voller Ausnutzung der Zugtragfähigkeit eine erforderliche Übergreifungslänge  $l_{Ü,erf}$  von 145 mm. Vergleichend werden die Ergebnisse der in LORENZ/ORTLEPP [6] beschriebenen experimentellen Untersuchungen zur Ermittlung der Endverankerungslängen gegenübergestellt. Die Versuche erfolgten in einer Serie mit dem identischen Textil-Matrix-System. Die Ergebnisse der Versuche zur Bestimmung der Endverankerungslängen zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Untersuchungen zur experimentellen Bestimmung der Übergreifungslängen. Dies lässt den Schluss zu, dass im Grenzzustand des Garnauszuges die Verteilung der Verbundspannungen über die beidseitigen Verankerungsbereiche des Übergreifungsstoßes in Folge der Rissbildung innerhalb der Übergreifungsstöße (Bild 8) im Vergleich zur Verbundspannungsverteilung im Endverankerungsbereich (Bild 17) nur unwesentlich beeinflusst wird. Dies bedeutet, dass die Übergreifungslänge dem 1,0-fachen Wert der Endverankerungslänge entspricht.



**Bild 8:** Geprüfte Probe mit einem Versagen durch Garnriss

**Fig. 8:** Tested specimen which failed because of yarn rupture

Dies ist im Grenzzustand der Delamination nicht der Fall. Die im Versagensfall in den Stoß hineinwandernde, verbundschädigende Spaltrissbildung kann die erforderlichen Übergreifungslängen deutlich erhöhen bzw. führt zu Verringerungen der nutzbaren Garnzugfestigkeit. Ein plötzliches Delaminationsversagen der Übergreifungsstöße sollte daher grundsätzlich durch die zielgerichtete Abstimmung des verwendeten Faser-Matrix-Systems vermieden werden (LORENZ ET AL. [1]). In den durchgeführten Versuchen konnte, wie exemplarisch in Bild 8 gezeigt, keine Neigung zu einem Versagen durch Spaltrissbildung/Delamination innerhalb der Übergreifungsstöße beobachtet werden. Durch die Verwendung des in Kapitel 2 gezeigten textilen Geleges ohne nennenswerte herstellungsbedingte Garnwelligkeit wird in Verbindung mit den vorliegenden Verbundkräften, dem gewählten Abstand der Bewehrungslagen im Stoßbereich und einer Betondeckung von 2 mm eine sichere Übertragung der Zugkräfte im Übergreifungsbereich ohne Verbundschädigungen sichergestellt.

## 4 Rechnerische Bestimmung der Endverankerungs- und Übergreifungslängen im Grenzzustand des Garnauszuges

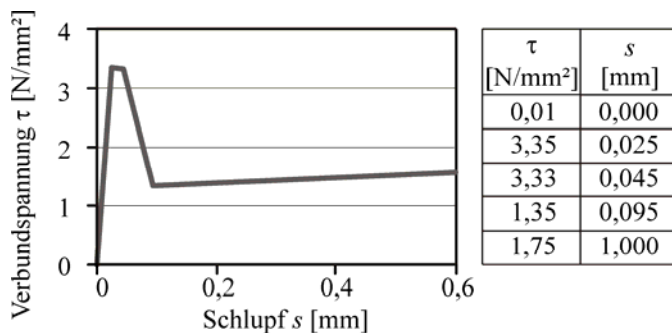
### 4.1 Allgemeines

Unter der Annahme einer im Grenzzustand des Garnauszuges nahezu identischen Verteilung der Verbundspannungen in den Übergreifungs- und Endverankerungsbereichen zugbeanspruchter Textilbetonbauteile wird nachfolgend ein Modell zur analytischen Berechnung der Endverankerungs- bzw. Übergreifungslängen gezeigt. Die zur Übertragung einer Kraft  $F_G$  erforderliche Verankerungs- bzw. Übergreifungslänge wird hierzu vereinfachend mit  $l_E$  bezeichnet. Die Berechnung erfolgt unter Verwendung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung (VSB) des untersuchten Textil-Matrix-Systems, welche nach dem in LORENZ/ORTLEPP

[7] beschriebenen Berechnungsalgorithmus aus Textilauszugsversuchen ermittelt wurde. Die nachfolgende rechnerische Betrachtung des Verankerungsproblems in Übergreifungs- und Endverankerungsbereichen geschieht aufbauend auf die in RICHTER [8] beschriebenen, abschnittsweise geschlossenen Beziehungen zwischen Auszugskraft und Auszugslänge. Für eine genauere Darstellung der Herleitungen und die Erläuterung der Zusammenhänge wird auf RICHTER [8] und ZASTRAU/RICHTER/LEPENIES [9] verwiesen.

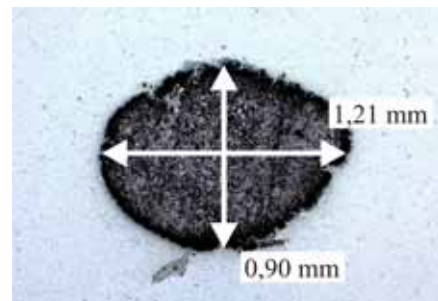
## 4.2 Annahmen für die textile Bewehrung und den Matrix-Garn Verbund

Für die analytischen Untersuchungen des Verankerungsproblems werden die nachfolgend aufgeführten Grundlagen und vereinfachten Annahmen verwendet. In Bild 9 ist für die untersuchte Kettrichtung des in Kapitel 2 beschriebenen textilen Geleges die aus Textilauszugsversuchen nach LORENZ/ORTLEPP [7] ermittelte linearisierte Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung (VSB) dargestellt. Die Bestimmung der Verbundspannungen erfolgte unter Ansatz eines über die Einbindelänge gemittelten einheitlichen Garnumfangs von  $u_G = 3,3$  mm. Dieser wurde für das textile Gelege anhand optischer Messungen bestimmt (Bild 10). Der gemittelte Umfang geht nachfolgend im weiteren Berechnungsverlauf zur Ermittlung der erforderlichen Verankerungslängen rückwärts wieder in die Berechnung ein. Somit variiert lediglich die bezogene Verbundspannung als Zwischenwert. Auf das Endergebnis hat der Faserumfang keinen Einfluss.



**Bild 9:** Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung (VSB)

**Fig. 9:** Bond stress versus slip relation (BSR)



**Bild 10:** Garnquerschnitt

**Fig. 10:** Yarn cross section

Die Ermittlung der statisch wirksamen Bewehrungsfläche  $A_G$  des Carbongarns erfolgt anhand der Dichte des Garnwerkstoffes sowie der Garnfeinheit nach Gleichung (1).

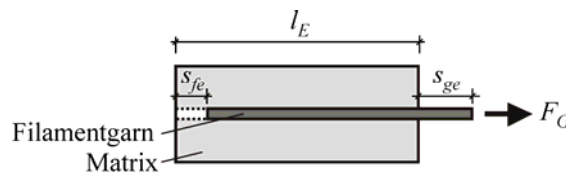
$$A_G = \frac{\text{Feinheit}}{\rho} \quad (1)$$

mit  $A_G$  statisch wirksame Bewehrungsfläche des Carbongarns ( $A_G = 0,45$  mm<sup>2</sup>)  
 $\rho$  Dichte des Garnwerkstoffes ( $\rho_{\text{Carbon}} = 1,80$  g/cm<sup>3</sup>)  
 Feinheit Gewicht des Filamentgarnes in tex [g/km], (Feinheit=  $2 \times 405$  tex)

Aufgrund des annähernd geradlinigen Verlaufes der in Garnzugversuchen bestimmten Spannungs-Dehnungs-Linien beschichteter Filamentgarne wird von einem linear-elastischen Materialverhalten der Garne mit einem E-Modul von 202 400 N/mm<sup>2</sup> (Tabelle 1) ausgegangen.

### 4.3 Bezeichnungen und rechnerische Grundlagen

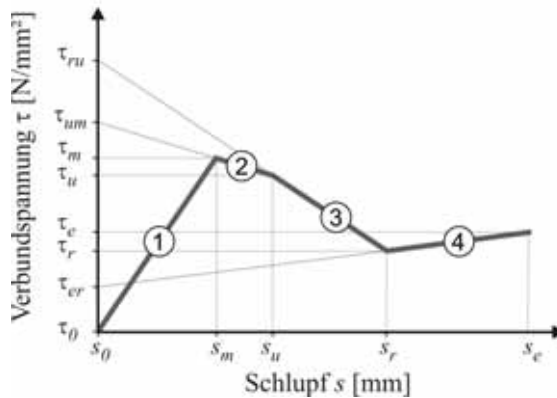
Die Berechnung der erforderlichen Verankerungslänge  $l_E$  für beliebige Garnzugkräfte  $F_G$  erfolgt in Abhängigkeit des Schlupfes am gezogenen Garnende  $s_{ge}$  (Bild 11).



**Bild 11:** Relativverschiebung des freien  $s_{fe}$  und des gezogenen Garnendes  $s_{ge}$

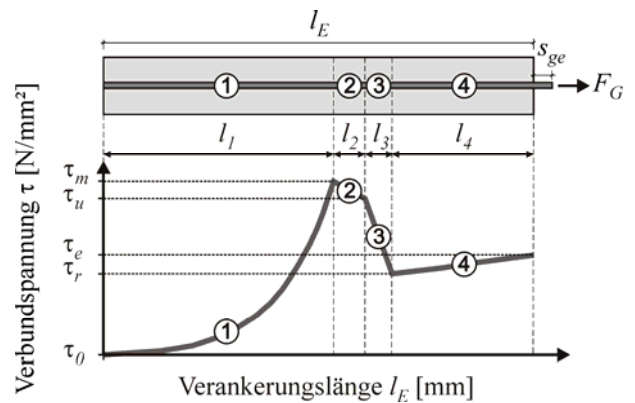
**Fig. 11:** Relative displacement of the free yarn end  $s_{fe}$  and the pulled yarn end  $s_{ge}$

Anhand der nachfolgend beschriebenen Zusammenhänge können für beliebige multilineare Formen der VSB die Faserauszugskraft  $F_G(s_{ge})$  und die zugehörige erforderliche Übergreifungslänge  $l_E(s_{ge})$  in Abhängigkeit vom Schlupf des gezogenen Garnendes  $s_{ge}$  bestimmt werden. Dadurch ist die Berechnung der zur Verankerung einer beliebigen Garnzugkraft  $F_G$  erforderlichen Verankerungslänge  $l_E(F_G)$  möglich.



**Bild 12:** Erläuterung der Bezeichnungen der 4-fach linearen VSB

**Fig. 12:** Explanation of terms of the 4-fold linear BSR



**Bild 13:** Exemplarische Verteilung der Verbundspannung entlang der Verankerungslänge

**Fig. 13:** Exemplarily distribution of the bond stresses along the development length



Die in den nachfolgend genannten Gleichungen zur Berechnung der Verankerungslänge verwendeten Bezeichnungen der einzelnen Abschnitte für die in Bild 9 dargestellte, aus vier linearen Abschnitten bestehende Form der VSB sind in Bild 12 erläutert.

In Bild 13 ist exemplarisch die zugehörige Verteilung der Verbundspannungen  $\tau$  für eine zu verankernde Kraft  $F_G$  über die zugehörige Endverankerungs- bzw. Übergreifungslänge  $l_E$  dargestellt. Weiterhin ist erläuternd die zugehörige Verteilung der vier Abschnitte der VSB gezeigt.

In Folge der allgemein bei Textilbetonbauteilen im Verhältnis zum Garn ( $E_G, A_G$ ) deutlich dehnsteiferen Feinbetonmatrix ( $E_M, A_M$ ) wird bei Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens die konstante Ersatzdehnsteifigkeit  $(E \times A)^*$  unter Vernachlässigung der Matrixdehnung vereinfachend zu:

$$(E \times A)^* = E_G \times A_G \quad \text{angenommen.} \quad (2)$$

mit  $A_G$       Querschnittsfläche des Filamentgarnes  
 $E_G$       E-Modul des Filamentgarnes  
 $A_M$       Querschnittsfläche der Matrix  
 $E_M$       E-Modul der Matrix

Der Anstieg der VSB im jeweiligen untersuchten Abschnitt (hier 1 bis 4) wird mit  $Z_x$  bezeichnet. Es ist für die hier vorliegende Form der VSB zwischen ansteigenden und abfallenden Bereichen zu unterscheiden. Für die Ermittlung der Konstante  $k_x$  im jeweiligen linearen Bereich gilt anschließend:

$$k_x = \sqrt{\frac{u_G}{(E \times A)^*}} \times |Z_x|. \quad (3)$$

mit  $u_G$       Umfang des Filamentgarnes  
 $Z_x$       Anstieg der VSB im jeweiligen Bereich ( $x = 1$  bis 4)  
 $(E \times A)^*$    Ersatzdehnsteifigkeit

#### 4.4 Anfangswerte $N_{G,1}$ , $N_{G,2}$ , $N_{G,3}$ und $N_{G,4}$

Die zur abschnittsweise geschlossenen Lösung des Verbundproblems erforderlichen Anfangswerte sind die jeweiligen Endwerte der Normalkraft im Garn des vorhergehenden Abschnittes.

##### Abschnitt 1 – Startwert

Die Garnnormalkraft  $N_{G,1}$  am freien Faserende ergibt sich bei dem hier vorliegenden Verankerungsproblem zu null:

$$N_{G,1} = F_G(s_{ge} = s_0) = 0 \quad (4)$$

### Abschnitt 2 – Startwert

$$N_{G,2} = F_G(s_{ge} = s_m)$$

$$N_{G,2} = \sqrt{Z_1 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_m + \frac{\tau_0}{Z_1} \right)^2 - \left( \frac{\tau_0}{Z_1} \right)^2 \right) + N_{G,1}^2} \quad (5)$$

### Abschnitt 3 – Startwert

$$N_{G,3} = F_G(s_{ge} = s_u)$$

$$N_{G,3} = \sqrt{Z_2 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_u + \frac{\tau_{um}}{Z_2} \right)^2 - \left( \frac{\tau_m}{Z_2} \right)^2 \right) + N_{G,2}^2} \quad (6)$$

### Abschnitt 4 – Startwert

$$N_{G,4} = F_G(s_{ge} = s_r)$$

$$N_{G,4} = \sqrt{Z_3 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_r + \frac{\tau_{ru}}{Z_3} \right)^2 - \left( \frac{\tau_u}{Z_3} \right)^2 \right) + N_{G,3}^2} \quad (7)$$

## 4.5 Abschnittsweise Berechnung der Auszugskraft

Die Berechnung der Auszugskraft  $F_G$  erfolgt abschnittsweise in Abhängigkeit vom Schlupf am gezogenen Faserende  $s_{ge}$ . Die zugehörigen Berechnungsformeln sind nachfolgend für die vier Abschnitte der VSB dargestellt.

### Abschnitt 1 – Lösung für linear ansteigende Schubspannungen

Für  $s_{ge} < s_m$  ergibt sich für den ansteigenden Bereich der VSB die Garnauszugskraft  $F_G$  gemäß Gleichung (8).

$$F_G(s_{ge}) = \sqrt{Z_1 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_{ge} + \frac{\tau_0}{Z_1} \right)^2 - \left( \frac{\tau_0}{Z_1} \right)^2 \right) + N_{G,1}^2} \quad (8)$$

### Abschnitt 2 – Lösung für linear abfallende Schubspannungen

Für  $s_m < s_{ge} < s_u$  kann für abfallende Bereiche der VSB die Garnauszugskraft  $F_G(s_{ge})$  nach Gleichung (9) bestimmt werden.

$$F_G(s_{ge}) = \sqrt{Z_2 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_{ge} + \frac{\tau_{um}}{Z_2} \right)^2 - \left( \frac{\tau_m}{Z_2} \right)^2 \right) + N_{G,2}^2} \quad (9)$$



### Abschnitt 3 – Lösung für linear abfallende Schubspannungen

Für  $s_u < s_{ge} < s_r$  ist für abfallende Bereiche der VSB die Garnauszugskraft  $F_G(s_{ge})$  nach Gleichung (10) berechenbar.

$$F_G(s_{ge}) = \sqrt{Z_3 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_{ge} + \frac{\tau_{ru}}{Z_3} \right)^2 - \left( \frac{\tau_u}{Z_3} \right)^2 \right) + N_{G,3}^2} \quad (10)$$

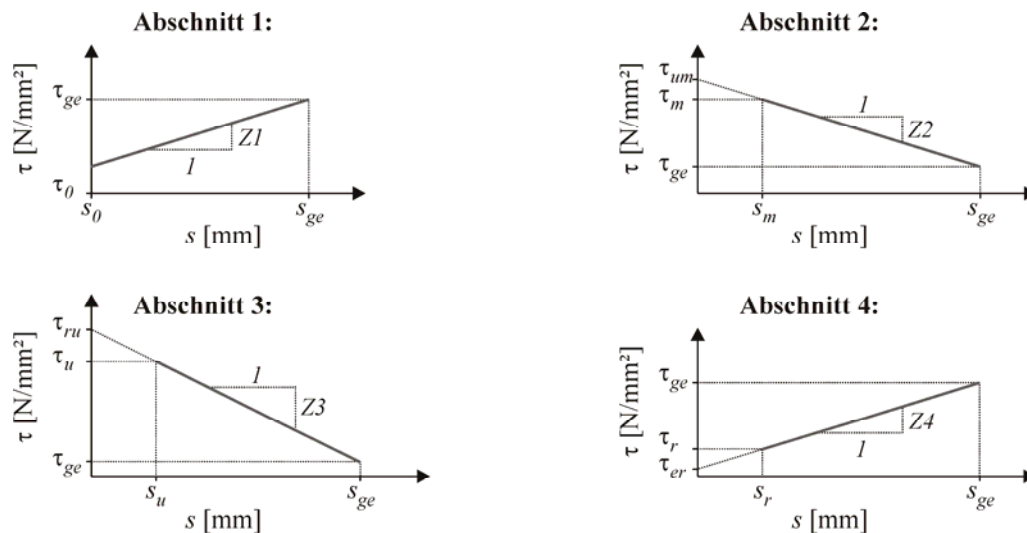
### Abschnitt 4 – Lösung für linear ansteigende Schubspannungen

Für  $s_{ge} \geq s_r$  ergibt sich für den wieder leichten Anstieg im Reibebereich der VSB die Garnauszugskraft  $F_G(s_{ge})$  nach Gleichung (11).

$$F_G(s_{ge}) = \sqrt{Z_4 \times E_G \times A_G \times u_G \times \left( \left( s_{ge} + \frac{\tau_{er}}{Z_4} \right)^2 - \left( \frac{\tau_r}{Z_4} \right)^2 \right) + N_{G,4}^2} \quad (11)$$

## 4.6 Abschnittsweise Berechnung der Verankerungslängen

Die Berechnung der zugehörigen Verankerungslängen  $l_E$  für die anhand von Gleichung (8) bis Gleichung (11) berechneten Garnzugkräfte erfolgt ebenfalls abschnittsweise in Abhängigkeit vom Schlupf am gezogenen Faserende  $s_{ge}$ . Die zugehörigen Bezeichnungen sind in Bild 14 dargestellt.



**Bild 14:** Bezeichnungen der multilinenen VSB zur Berechnung der Endverankerungslänge

**Fig. 14:** Terms used in the multilinear BSR for the calculation of the development length

### Abschnitt 1 – Lösung für linear ansteigende Schubspannungen

Für  $s_{ge} < s_m$  ergibt sich für den ansteigenden ersten Bereich der VSB eine erforderliche Verankerungslänge  $l_E = l_1$  gemäß Gleichung (12) und Gleichung (13) zu:

$$l_1(s_{ge}) = \frac{l}{k_1} \times \ln \left( \frac{l}{\tau_0 \times u_G + N_{G,1} \times k_1} \times \left( (\tau_0 + s_{ge} \times Z_1) \times u_G + \sqrt{\left( (\tau_0 + s_{ge} \times Z_1)^2 - \tau_0^2 \right) \times u_G^2 + N_{G,1}^2 \times k_1^2} \right) \right) \quad (12)$$

$$l_E(s_{ge}) = l_1(s_{ge}) \quad (13)$$

Bei einer Anordnung des Anstieges in Abschnitt 1 der VSB ist, wie in Kapitel 2 beschrieben, der Wert  $N_{G,1}$  der Normalkraft am freien Faserende mit null anzunehmen. Bei Verwendung in einem anderen Bereich ist der jeweilige Endwert  $N_{G,x}$  der Normalkraft im Garn des vorhergehenden Bereiches einzusetzen.

### Abschnitt 2 – Lösung für linear abfallende Schubspannungen

Für  $s_m < s_{ge} < s_u$  kann die Verankerungslänge  $l_2$  für den abfallenden Bereich der VSB gemäß Gleichung (14) ermittelt werden. Die Gesamtlänge des erforderlichen Verankerungsbereiches  $l_E$  ergibt sich anschließend durch das Aufsummieren der Verankerungslänge der jeweiligen bereits aktivierten Bereiche (Gleichung (15)).

$$l_2(s_{ge}) = \frac{l}{k_2} \times \arcsin \left( u_G \times \frac{\tau_m \times \sqrt{\left( \tau_m^2 - (\tau_{um} + s_{ge} \times Z_2)^2 \right) \times u_G^2 + N_{G,2}^2 \times k_2^2} - N_{G,2} \times k_2 \times (\tau_{um} + s_{ge} \times Z_2)}{\tau_m^2 \times u_G^2 + N_{G,2}^2 \times k_2^2} \right) \quad (14)$$

$$l_E(s_{ge}) = l_1 + l_2(s_{ge}) \quad (15)$$

### Abschnitt 3 – Lösung für linear abfallende Schubspannungen

Für  $s_u < s_{ge} < s_r$  berechnen sich die Längen  $l_3$  und  $l_E$  für den abfallenden Bereich der VSB gemäß Gleichung (16) und Gleichung (17) zu:

$$l_3(s_{ge}) = \frac{l}{k_3} \times \arcsin \left( u_G \times \frac{\tau_u \times \sqrt{\left( \tau_u^2 - (\tau_{ru} + s_{ge} \times Z_3)^2 \right) \times u_G^2 + N_{G,3}^2 \times k_3^2} - N_{G,3} \times k_3 \times (\tau_{ru} + s_{ge} \times Z_3)}{\tau_u^2 \times u_G^2 + N_{G,3}^2 \times k_3^2} \right) \quad (16)$$

$$l_E(s_{ge}) = l_1 + l_2 + l_3(s_{ge}) \quad (17)$$

### Abschnitt 4 – Lösung für linear ansteigende Schubspannungen

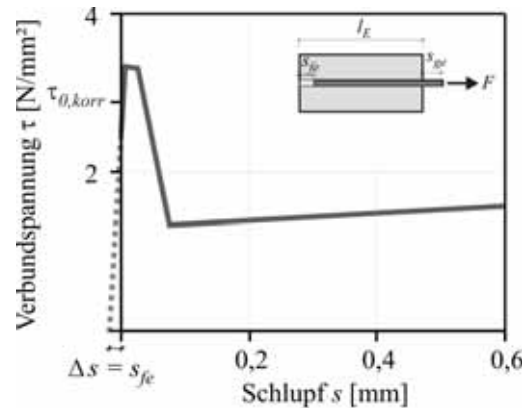
Für  $s_{ge} \geq s_r$  kann für den wieder leichten Anstieg im Reibebereich der VSB die Verankerungslänge  $l_4$  und  $l_E$  gemäß Gleichung (18) und Gleichung (19) bestimmt werden.

$$l_4(s_{ge}) = \frac{l}{k_4} \times \ln \left( \frac{l}{\tau_r \times u_G + N_{G,4} \times k_4} \times \left( (\tau_r + s_{ge} \times Z_4) \times u_G + \sqrt{\left( (\tau_r + s_{ge} \times Z_4)^2 - \tau_r^2 \right) \times u_G^2 + N_{G,4}^2 \times k_4^2} \right) \right) \quad (18)$$

$$l_E(s_{ge}) = l_1 + l_2 + l_3 + l_4(s_{ge}) \quad (19)$$

#### 4.7 Korrektur des Startwertes $\tau_0$

Für die Berechnung der maximalen Auszugswiderstände von Endverankerungs- und Übergreifungsbereichen zugbeanspruchter textiler Bewehrungen in Textilbeton ist bei den für textile Bewehrungen typischen Verläufen der VSB im Regelfall ein Hineinschlupfen des freien Garnendes  $s_{fe}$  erforderlich (Bild 11).



**Bild 15:** Modifizierte VSB mit Berücksichtigung des Schlupfes des freien Garnendes  $s_{fe}$

**Fig. 15:** Modified BSR taking account of a relative displacement of the free yarn end  $s_{fe}$

Dies kann rechnerisch für das hier gezeigte Modell durch eine Korrektur der verwendeten VSB mit einer Vergrößerung des Startwertes der Verbundspannung  $\tau_0$  berücksichtigt werden (Bild 15). Die restlichen Bereiche der VSB sind dazu gleichzeitig in Richtung der y-Achse zu verschieben. Das Maß der Verschiebung  $\Delta s = s_{fe}$  nach Gleichung (20) entspricht dabei der zur Verbundspannung  $\tau_0$  zugehörigen Relativverschiebung des freien Garnendes  $s_{fe}$  im Abschnitt 1 der VSB.

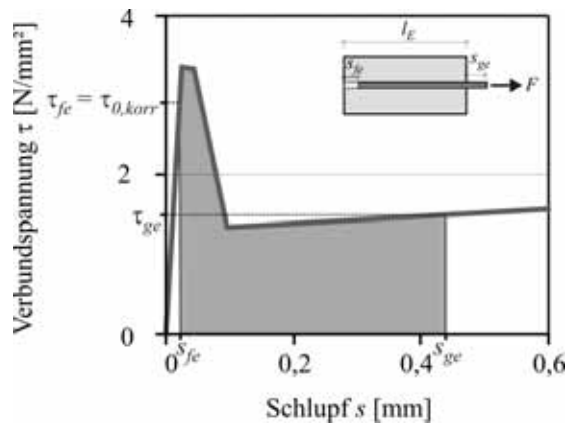
$$\Delta s(\tau_{0,korr}) = \frac{\tau_{0,korr} \times s_m}{\tau_m} \quad (20)$$

Die maximale Garnauszugslast für die jeweilige Verankerungslänge ergibt sich im Anschluss genau dann, wenn durch Variation des Startwertes der Verbundspannung  $\tau_{0,korr}$  das Integral der Verbundspannung über die jeweilige Einbindelänge maximal wird.

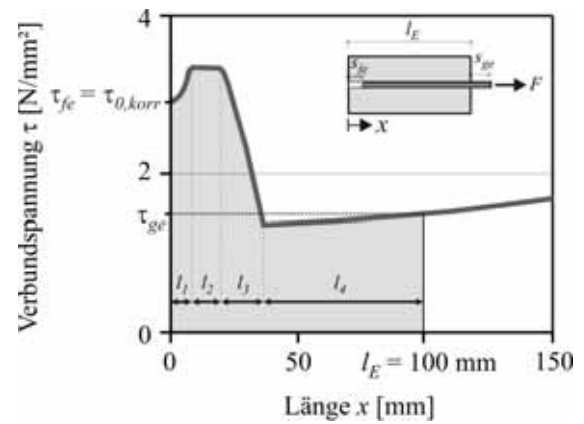
#### 4.8 Berechnung der erforderlichen Endverankerungs- und Übergreifungslänge in Abhängigkeit der Garnzugkraft

Anhand der beschriebenen analytischen Zusammenhänge kann nun die Berechnung der jeweils erforderlichen minimalen Endverankerungs- und Übergreifungslängen  $l_E$  zw.  $l_{\dot{U}}$  für

verschiedene Garnzugkräfte  $F_G$  erfolgen. Die Materialkennwerte der textilen Bewehrung werden, wie in Tabelle 1 und Abschnitt 4.2 beschrieben, angenommen.

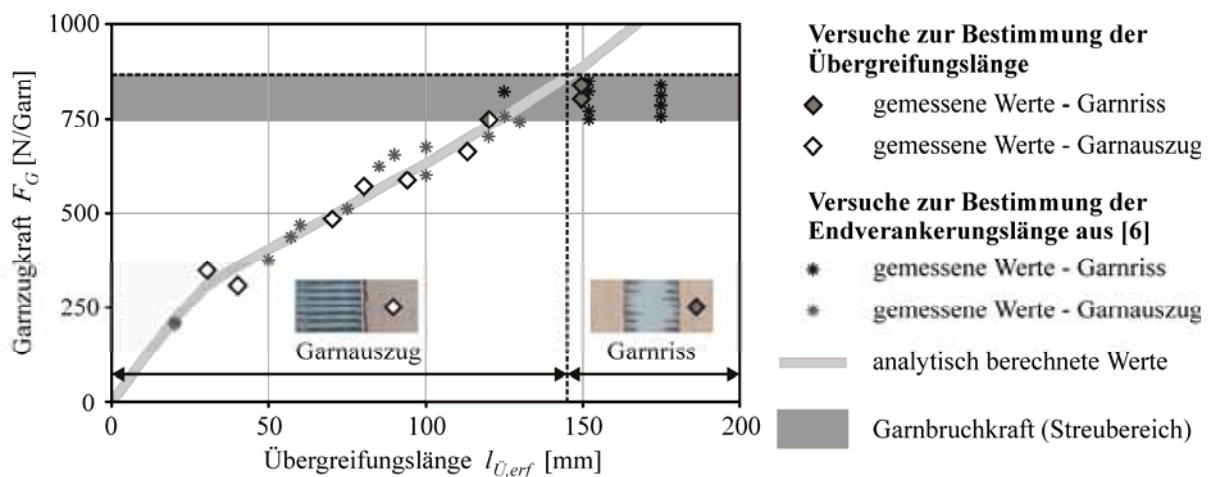


**Bild 16:** Aktivierte Bereiche der VSB  
**Fig. 16:** Activated sections of the BSR



**Bild 17:** Verteilung der Verbundspannungen über die Verankerungslänge  
**Fig. 17:** Distribution of the bond stresses along the development length

In Bild 16 sind hierzu für eine Garnauszugskraft  $F_G$  von 633 N ( $l_{E,erf} = l_{Ü,erf} = 100$  mm) beispielhaft die aktivierten Bereiche der VSB unter Annahme eines Startwertes der Verbundspannungen von  $\tau_{0,korr} = 2,95$  N/mm<sup>2</sup> dargestellt. Weiterhin ist in Bild 17 die zugehörige Verteilung der Verbundspannungen über die minimal erforderlichen Endverankerungs- bzw. Übergreifungsbereiche gezeigt.



**Bild 18:** Gegenüberstellung der berechneten und der experimentell bestimmten Ergebnisse  
**Fig. 18:** Comparison of the analytically calculated and experimentally determined results

Die analytisch bestimmten Verankerungs- und Übergreifungslängen im Grenzzustand des Garnauszuges sind für Garnzugkräfte von 0 bis 1 000 N/Garn in Bild 18 dargestellt. Vergleichend zu den berechneten Werten sind die experimentell ermittelten Übergreifungslängen sowie die zugehörigen Endverankerungslängen aus LORENZ/ORTLEPP [6] gegenübergestellt.

#### 4.9 Diskussion und Gegenüberstellung der Ergebnisse

Bei einer Gegenüberstellung der experimentell bestimmten Versagenslasten mit den jeweils zugehörigen analytisch berechneten Werten ist eine gute Übereinstimmung erkennbar. Anhand der beschriebenen Zusammenhänge können folglich im Grenzzustand des Garnauszuges für beliebige multilineare Formen der VSB die erforderlichen Endverankerungs- und Übergreifungslängen  $l_E$  bzw.  $l_{\bar{U}}$  in Abhängigkeit der Faserauszugskraft  $F_G$  bestimmt werden. Mit Hilfe des vorgestellten Berechnungsalgorithmus ist zukünftig eine versuchstechnisch einfachere Prognose der erforderlichen Übergreifungs- und Endverankerungslängen unter Nutzung der in LORENZ/ORTLEPP [7] vorgestellten Textilauszugsversuche möglich. Die in Kapitel 3 beschriebenen, sehr aufwendigen experimentellen Versuche zur Bestimmung der Übergreifungslängen sind daher bei kommenden Untersuchungen nur noch zur stichprobenartigen Überprüfung der analytisch berechneten Werte erforderlich. Die in ASSAM/RICHTER [10] beschriebenen unabhängigen numerischen Untersuchungen bestätigen die hier dargestellten Ergebnisse.

### 5 Zusammenfassung

Der vorliegende Beitrag befasst sich mit der analytischen und experimentellen Bestimmung der erforderlichen Übergreifungslängen textiler Bewehrungen innerhalb von Bauteilen aus textilbewehrtem Beton. Die Ergebnisse der experimentellen Übergreifungsversuche zeigen gute Übereinstimmungen mit den in LORENZ/ORTLEPP [6] experimentell bestimmten Endverankerungslängen. Dies zeigt, dass die Übergreifungslängen im Grenzzustand des Garnauszuges durch die Rissbildung innerhalb der Übergreifungsstöße nur unwesentlich beeinflusst werden. Im Grenzzustand des Garnauszuges entspricht demzufolge die Übergreifungslänge dem 1,0-fachen Wert der Endverankerungslänge. Bei einer Gegenüberstellung der experimentell bestimmten Versagenslasten mit den jeweils zugehörigen analytisch berechneten Endverankerungs- und Übergreifungslängen konnte eine gute Übereinstimmung festgestellt werden. Damit ist eine umfassende rechnerische Bestimmung der Endverankerungs- und Übergreifungslängen textilbewehrter Verstärkungsschichten aus Feinbeton unter Beachtung der jeweiligen Garnzugkraft der textilen Bewehrung geschaffen. Die dargestellten Zusammenhänge bilden damit eine wesentliche Grundlage für die Endverankerung und Übergreifung textiler Bewehrungen in Verstärkungsschichten aus textilbewehrtem Beton.

## 6 Literatur

- [1] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.; HAUSDING, J.; CHERIF, C.: *Effizienzsteigerung von Textilbeton durch Einsatz textiler Bewehrungen nach dem erweiterten Nähwirkverfahren*. Beton- und Stahlbetonbau 106 (2011) 1, S. 21-30 - DOI: 10.1002/best.201000072.
- [2] HAUSDING, J.; CHERIF, C.: *Improvements in the warp knitting process and new patterning techniques for stitch-bonded textiles*. In: The Journal of the Textile Institute. 101 (2010), 3, pp. 187-196 (doi:10.1080/00405000802370354).
- [3] CURBACH, M.; JESSE, F.: Beton im Textilbeton – Entwicklung, In: Lohaus, L. (Hrsg.): *Ingenieurbaustoffe – konstruktive Wege in die Zukunft. Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. Harald Schorn*, Universität Bochum, Eigenverlag, 2001, S. 29-44.
- [4] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. Technische Universität Dresden, Fakultät Bauingenieurwesen, Institut für Massivbau, Diss., 2004 - urn:nbn:de:swb:14-1122970324369-39398.
- [5] DIN EN 18555-3 (1982-09): *Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln; - Teil 3: Festmörtel; Bestimmung der Biegezugfestigkeit, Druckfestigkeit und Rohdichte*.
- [6] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.: *Anchoring Failure Mechanisms of Textile Reinforced Concrete Strengthening of RC Structures*. In: Proceedings of the ACI 2010 Fall Convention, Pittsburgh, 24.-28.10.2010., 2010.
- [7] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.: *Bond Behavior of Textile Reinforcements - Development of a Pull-Out Test and Modeling of the Respective Bond versus Slip Relation*. In: Naaman, A. E.; Reinhardt, H. W. (Hrsg.): Proceedings of the RILEM-International Workshop "High Performance Fiber Reinforced Cement Composites - HPRCC 6", Ann Arbor, 19. - 24.06.2011.
- [8] RICHTER, M.: *Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textilbewehrtem Feinbeton*. Technische Universität Dresden, Fakultät Bauingenieurwesen, Institut für Mechanik und Flächentragwerke, Diss., 2004
- [9] ZASTRAU, B.; RICHTER, M.; LEPENIES, I.: *On the Analytical Solution of Pullout Phenomena in Textile Reinforced Concrete*. In: Journal of Engineering Materials and Technology 125 (2003), pp. 38-43 (revised paper).
- [10] ASSAM, A.; RICHTER, M.: *Investigation of Stress Transfer Behavior in Textile Reinforced Concrete with Application to Reinforcement Overlapping and Development Lengths*. In: CURBACH, M. (Hrsg.); ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis: Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)*, Berlin, 19.-20.9.2011. SFB 528, TU Dresden, Eigenverlag, 2011, S. 103-116.

## Investigation of Stress Transfer Behavior in Textile Reinforced Concrete with Application to Reinforcement Overlapping and Development Lengths

Aussama Azzam<sup>1</sup>, Mike Richter<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** Die kontinuumsmechanische Untersuchung der Lastübertragungsmechanismen zwischen den Rovings im textilbewehrten Feinbeton trägt wesentlich zum Gesamtverständnis des mechanischen Verhaltens des Verbundmaterials bei. Neben der Erfassung der gegenseitigen Beeinflussung sich kreuzender Rovings erfordert insbesondere die mechanische Modellierung und numerische Simulation von Bewehrungsstößen und Endverankerungen die Kenntnis dieser Übertragungsmechanismen. Die numerischen Simulationen sollen u. a. zeigen, welche Endverankerungslängen und welche Übergreifungslängen an Bewehrungsstößen erforderlich sind und wie die Querbewehrung die Rissbildung beeinflusst.

**Summary:** This paper concerns with the investigation of stress transfer mechanisms between yarns and concrete matrix and their influence on the overall behavior of textile reinforced concrete (TRC). This investigation considers textile reinforcement splices and textile reinforcement development lengths and carried out by means of Finite-Element simulations and fracture mechanic approaches. A first modeling procedure is made towards analyzing and investigating the damage mechanisms in TRC specimen under tension loading which are mainly characterized by matrix cracking and yarn pullout. This modeling approach allows for considering the yarn crack bridging which is a main characteristic behavior of TRC. In the same manner, 3D Finite-Element models are conducted for calculating the required reinforcement development lengths and the reinforcement overlapping lengths. The conducted approach takes into account different damage mechanisms observed in the corresponding experimental investigations which are also used for calibrating the modeling procedures. Moreover, the presented approach covers a wide range of required textile reinforcement overlapping lengths and development lengths and provides the corresponding ultimate loads.

---

<sup>1</sup> M.Sc., Institut für Mechanik und Flächenträgerwerke, TU Dresden

<sup>2</sup> Dr.-Ing., Institut für Mechanik und Flächenträgerwerke, TU Dresden

## 1 Introduction

The stress transfer between yarns and matrix is an essential mechanism that strongly influences the overall behavior of TRC, in particular at locations of reinforcement anchoring and overlapping. Moreover, practical engineering applications of TRC call for certain values of the required reinforcement development lengths and overlapping lengths, thus, a good understanding and appropriate analysis of stress transfer mechanisms are needed. This analysis is made in the framework of experimental and mechanical investigations. However, the results presented in this paper are concerned with the mechanical analysis of stress transfer mechanics, and it is carried out by means of the continuum mechanics analysis, numerical simulation, and fracture mechanics approaches. Furthermore, the relevant experimental work is used in calibrating the mechanical analysis. In this research we refer to textile reinforcement as “yarns” where the single yarn is a bundle of huge number of fibers, however, in the conducted mechanical modeling procedures, the yarn is considered as a compacted section.

## 2 Experimental observation of stress transfer mechanisms

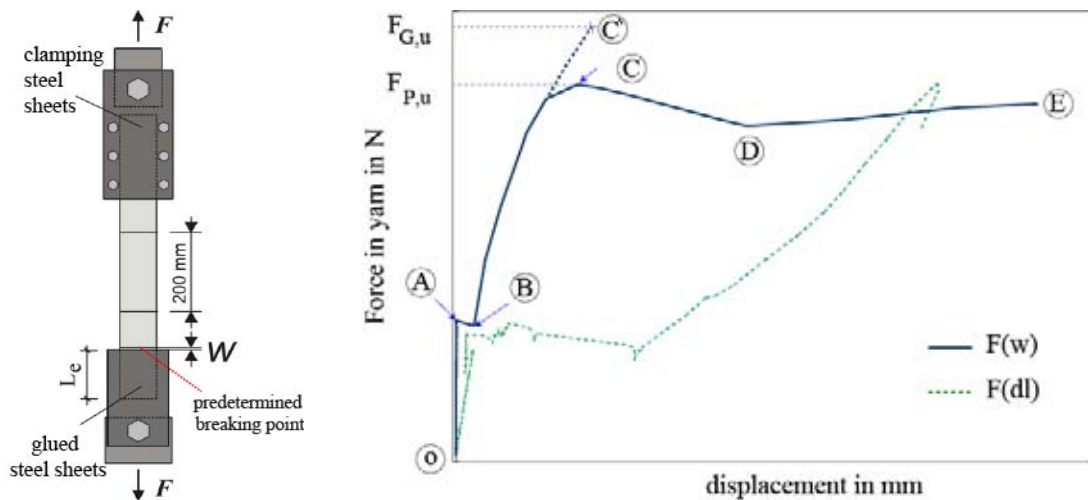
The experimental investigations of stress transfer in TRC are conducted in the framework of the subproject B5 at the collaborative research center SFB 528 at TU Dresden.

Figure 1(a) shows a schematic representation of the experimental investigation carried out to determine the required reinforcement development lengths,  $L_e$  (LORENZ & ORTLEPP [3]). However, for certain matrix mechanical properties and for specific textile reinforcements, the main parameter used in this experiment is the development length,  $L_e$ , in the sense that several experiments regarding a wide range of  $L_e$  are conducted. Afterwards, a final resulting relation is established, which presents the required reinforcement development lengths and the corresponding maximum force (see Fig. 9). Nevertheless, in relation to the value of  $L_e$ , two failure modes are examined, yarn pullout and yarn rupture. However, for a specific experiment which corresponds to a certain value of the development length,  $L_e$ , the typical measured quantities are the yarn force,  $F$ , the crack opening,  $w$ , and the total elongation,  $dl$ , of an area with initial length of 200 mm in the upper part of the specimen. Consequently, the characteristic outputs of these experiments are characterized by the yarn force-crack opening relation,  $F(w)$ , in addition to the yarn force-elongation relation,  $F(dl)$ .

The measured  $F(w)$  relation involves the following stages (see Fig. (1)):

- OA: Elastic behavior of the specimen; the force increases with no emerging cracks in the specimen, however, point A corresponds to the initiation of the first crack which occurs at the predetermined breaking point.





(a) Schematic representation of the experimental investigation to determine the required reinforcement development lengths,  $L_e$  [3]

(b) Typical measured yarn force-crack opening and force-elongation relations

**Fig. 1:** Experimental setup and measured data to determine the required reinforcement development lengths in TRC

BC, BC': The force increases until either the maximum pullout resistance force,  $F_{P,u}$ , along the development length or the ultimate yarn tensile strength force,  $F_{G,u}$ , is reached. However, the failure criterion is determined according to the size of the development length. However, the conducted experimental investigations reveal that generally, for a development length,  $L_e \geq 145 \text{ mm}$ , the yarn rupture is examined.

CD: The failure mechanism is characterized by the yarn pullout along the development length; the force decreases by the evolution of the damage along the matrix-yarn interface until the full fracture along the interface is completely examined.

DE: Yarn pullout mechanism continues with frictional stresses in the matrix-yarn interface.

### 3 Damage mechanisms in TRC under uniaxial tensile loading

The experimental investigations conducted on TRC specimens under uniaxial tensile loading show a typical damage mechanism represented by multiple cracks bridged by the continuous yarns; however, this damage behavior is a combination of two main fracture approaches: the matrix cracking and the yarn pullout.

In order to examine the damage behavior of TRC, it is very important to have a good understanding of all the individual damage mechanisms which are observed in the relevant exper-

iments. Therefore, we follow a proposed analysis procedure in which we start by investigating local stress concentrations and crack initiation in TRC specimen under tensile loading. Afterwards, the two important material properties in the context of damage and failure of TRC, the bond behavior in the yarn-matrix interface and cracking of the fine grained matrix are analyzed. This allows for the modeling and numerical simulation of the multiple cracking behavior of TRC tensile specimen by integrating all the yarn pullout mechanisms at all the potential discrete cracks. Finally, analysis of stress transfer in TRC regarding the textile reinforcement development and overlapping lengths is conducted.

### 3.1 Local stress concentrations and cracks initiation

The uniaxial tensile test conducted on TRC specimen indicates a typical crack pattern which corresponds to the locations of the transversal reinforcements. In fact, we can explain this type of crack pattern by analyzing the structure of the yarn itself. Each single yarn is a bundle of huge number of filaments which contacted to each other via low bond strength in the radial direction of the yarn cross section; therefore, the yarns themselves can be regarded as hole-like volumes inside the composites which cause, consequentially, stress concentrations at the holes locations. Fig. 2 illustrates a 3-dimensional heterogeneous Finite-Element simulation of TRC specimen which clearly demonstrates the stress concentrations according to the preceding explanation.

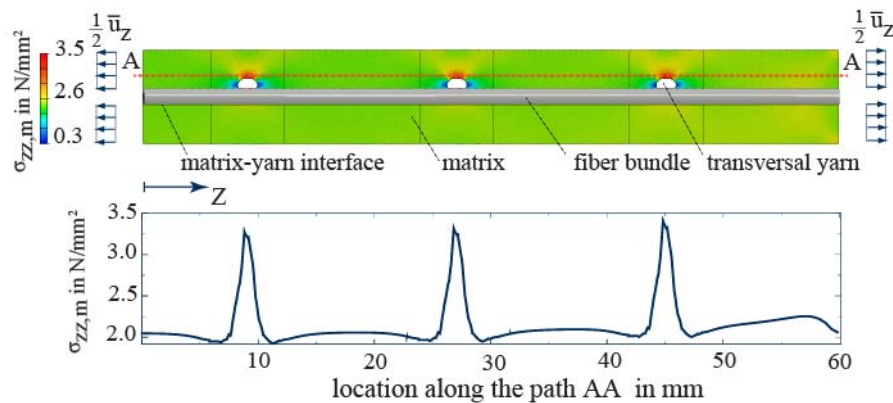


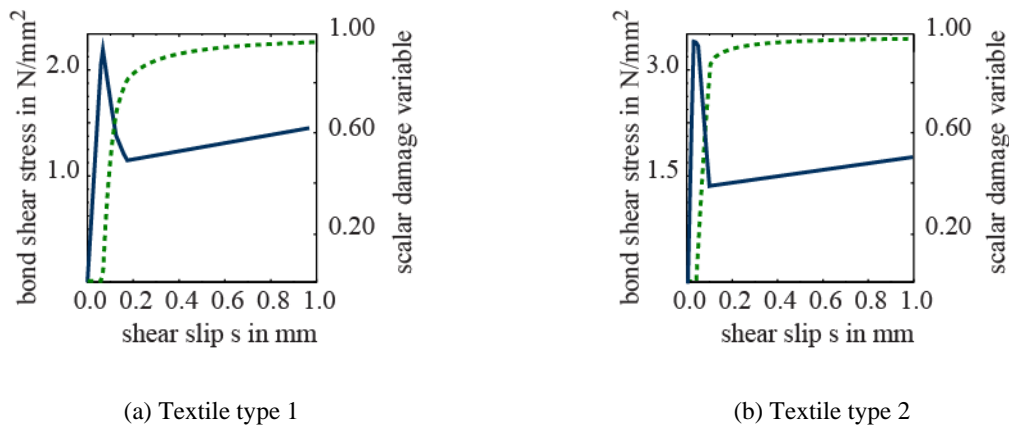
Fig. 2: Stress concentrations in TRC specimen under tensile loading

## 3.2 Mechanical modeling of matrix-yarn shear bond behavior

### 3.2.1 Experimental observation in yarn pullout test

The bond behavior between the yarn and surrounding concrete matrix is one of the main characteristic material properties of TRC and it affects the overall behavior of this composite essentially. In order to determine the characteristic material behavior of the matrix-yarn interface one-sided pullout experiments are performed (LORENZ & ORTLEPP [2]). In the pullout

experiment, a TRC specimen with predetermined crack is prepared, so that a yarn embedding length of  $L_e=18\text{ mm}$  can be pulled out gradually from the matrix. The main output data of the pullout test is the pullout force-crack opening relation which is generally called “the pullout curve”. By applying an appropriate inverse analysis procedure we can obtain the characteristic bond behavior of the interface as a shear stress-shear slip relation (RICHTER [8], LORENZ & ORTLEPP [2]). This relation consists of an initial elastic part (the adhesion), a damage initiation point which corresponds to the ultimate bond strength,  $\tau_m$ , in addition to a damage evolution representing the degradation of bond stresses (the debonding process) until the full breakage of the adhesion occurs. The later behavior after the full breakage of the adhesion between the yarn and the matrix will be frictional shear stresses. The constitutive bond behavior is generally affected by the mechanical properties of the matrix material and the yarn coating, in addition to the layout of the used textile reinforcement like the waviness and the knitting of the nodes of the textile grid etc. Fig. 3 shows two bond laws and the corresponding scalar damage variable according to two different types of textile reinforcements; however, a main difference between the two types of the used textiles is that the textile used in Fig. 3(b) has mainly no waviness along the yarns lengths and it has a higher maximum bond strength in comparison to the textile type 1 used in Fig. 3(a).

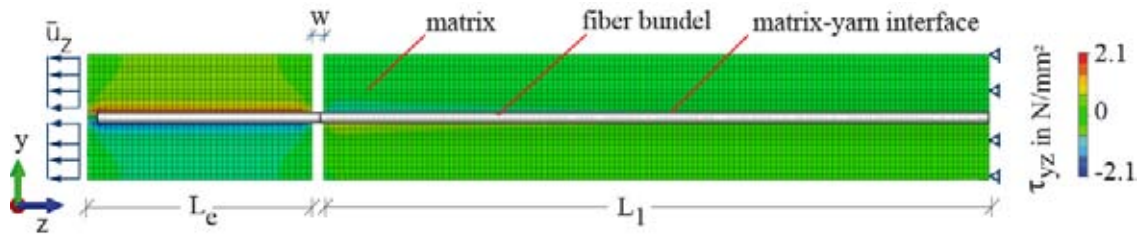


**Fig. 3:** Matrix-yarn bond law and the corresponding damage variable for two different types of textile reinforcements

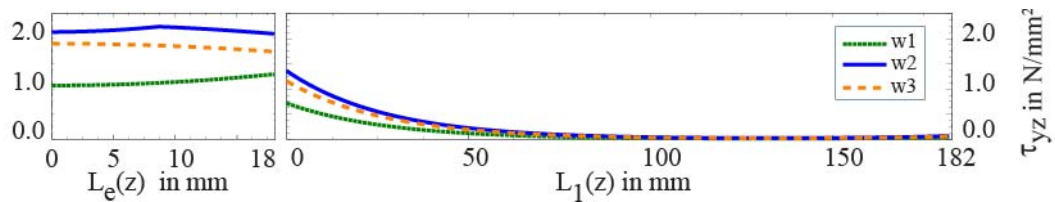
### 3.2.2 Numerical simulation of the pullout test

In the framework of the Finite-Element simulation, 3-dimensional heterogeneous models are performed on the meso-scale by considering all the main structural components of TRC, the matrix, the yarn, and the yarn-matrix interface layer. However, and as mentioned before, the bond behavior in the yarn-matrix interface is characterized by a slip-based interfacial model defined by a shear stress-shear slip material law. This bond behavior is considered explicitly a mode II fracture mechanism and, therefore, can be represented efficiently by means of the cohesive zone model with a predefined traction-separation law.

The conducted modeling allows for capturing the stress distribution during the pullout mechanism. For instance, Fig. 5 shows shear stress distribution along the interface according to three different values of the crack opening,  $w_1 = 0.06 \text{ mm}$ ,  $w_2 = 0.11 \text{ mm}$  and  $w_3 = 0.13 \text{ mm}$ .



(a) Shear stresses in the matrix



(b) Shear stress distribution in the interface at three different values of crack opening  $w_1 = 0.06 \text{ mm}$ ,  $w_2 = 0.11 \text{ mm}$  and  $w_3 = 0.13 \text{ mm}$ ,  $L_e = 18 \text{ mm}$

**Fig. 4:** Finite-Element simulation of the pullout investigation

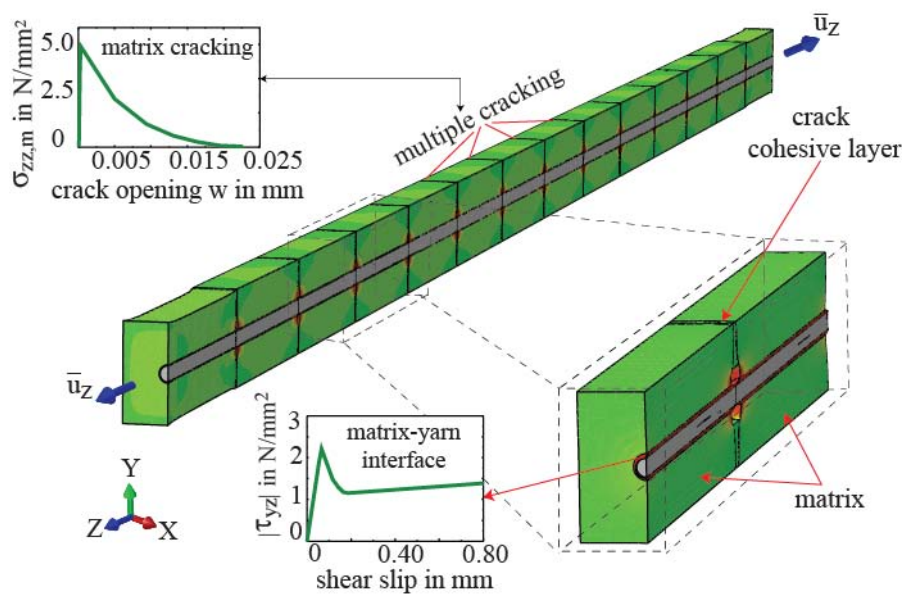
### 3.3 Matrix cracking

The experimental investigations carried out on the cracking behavior of fine grained concrete matrix under tension loading indicate a typical softening behavior expressed by a matrix tensile stress-crack opening relation,  $\sigma_m(w)$ . This damage behavior which is considered explicitly a mode I fracture mechanism can also be efficiently modeled by means of the cohesive zone model with predefined traction-separation law. However, in our modeling procedures, we use the softening relation,  $\sigma_m(w)$ , of the fine grained concrete matrix cracking presented by Brockmann [7].

### 3.4 Application to multiple cracking in TRC tensile specimen

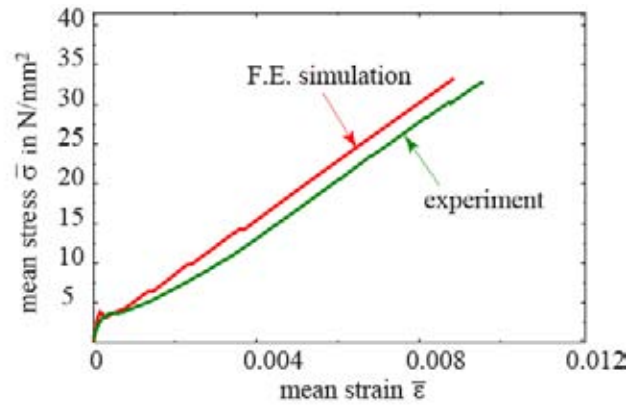
The multiple cracking mechanism is a main characteristic damage behavior which is always observed in TRC under tensile loading (JESSE [9]). Indeed, the multiple cracking process corresponds to a crack pattern involves macro cracks which are bridged by the continuous yarns, and it is usually recognized as “*yarn crack bridging mechanism*”. Furthermore, the yarn crack bridging mechanism is a combination of two fracture behaviors; the cracking of the fine grained concrete matrix in addition to the yarn pullout ((RICHTER & ZASTRAU [6])). Yarn crack bridging behavior is analyzed by means of the Finite-Element approach by conducting 3-dimensional heterogeneous models on the meso-scale, see Fig. 5. In the conducted model-

ing approach, the cohesive zone model is used to characterize the bond behavior of the matrix-yarn interface, while the matrix cracking is recognized by means of the discrete cracking approach in the sense that every crack is modeled by double faces connected partially to each other through a cohesive layer. The experimentally determined softening behavior of the matrix cracking is used to characterize the constitutive behavior of the cohesive layer. In this model, the transversal yarns are not modeled, however, their influence on matrix stress concentrations and, therefore, in crack initiation are considered by only the partially connection of the crack faces through the cohesive layer, i.e. at the locations of the transversal yarns in a defined neighborhood of the considered main yarn reinforcement the modeled double faces of the matrix are not connected. The fraction of the connected areas is determined in a way that we get the same increasing in matrix stresses that are observed in the mechanical models which are already conducted for analyzing the matrix stress concentration and which consider the fully 3-dimensional structure of the reinforcement layer. Figure 6 shows the mean stress-mean strain relation according to both the Finite Element simulation and the corresponding experimental investigation. A good matching between the mechanical model and the experimental investigations can be observed



**Fig. 5:** Finite-Element simulation of TRC specimen under uniaxial tensile loading

It should be noted that small values of viscosity parameter in a viscous regularization approach have been used for the cohesive elements employed for simulating the discrete cracks of the matrix, this approach is very helpful to overcome the convergence problems that correspond to the softening behavior and stiffness degradation in the constitutive behavior of the matrix cracking. However, several attempts have been made to determine the best values of the viscosity parameter in relation to the time increment used in the Implicit integration approach to avoid any compromising results.



**Fig. 6:** Mean stress-mean strain relation for tension specimen with multiple matrix cracking mechanism according to the experimental investigation and the numerical simulation

#### 4 Stress transfer in TRC in application to reinforcement development lengths

Reinforcement's end anchoring is an important part of TRC members where a particular mechanism of stress transfer between the yarn and the matrix is observed. In order to get an appropriate understanding of stress transfer mechanism at these locations, and to investigate the corresponding damage behavior, a mechanical analysis is carried out by means of the continuum mechanic, numerical simulation, and fracture mechanics approaches. The required experimental data used for calibrating the developed mechanical model are provided by the subproject B5 (LORENZ & ORTLEPP [3]). However, and for a definite value of the reinforcement development length, the corresponding experiment shows two different failure modes, the yarn pullout and the yarn rupture. Nevertheless, the mode of failure is determined according to the value of the development length,  $L_e$ , in the sense that for higher values of  $L_e$ , the yarn rupture is observed, whereas for smaller values of  $L_e$ , the yarn pullout is examined. It should be pointed out that the conducted experiments provide us with measured data of forces and displacements as main outputs, while the developed mechanical model is intended to encompass more relevant data, in particular the stress distribution in the matrix and in the yarn-matrix interface. We can conclude that for a definite anchoring length the deterministic maximum force,  $F_{max}$ , is characterized by the yarn pullout capacity,  $F_{P,u}$ , in the lower part of the specimen, i.e. along the development length, unless the ultimate yarn tensile strength force,  $F_{G,u}$ , is reached. Therefore, one can cover this criterion by the following relation:

$$F_{max} = F_{P,u} = a_c \int_0^{L_e} \tau_b(x) dx \leq F_{G,u}, \text{ Where } \tau_b(x) \text{ is the distribution of the bond shear stress in}$$

the matrix-yarn interface along the development length and,  $a_c$  is the characteristic circumference of the yarn's cross section.

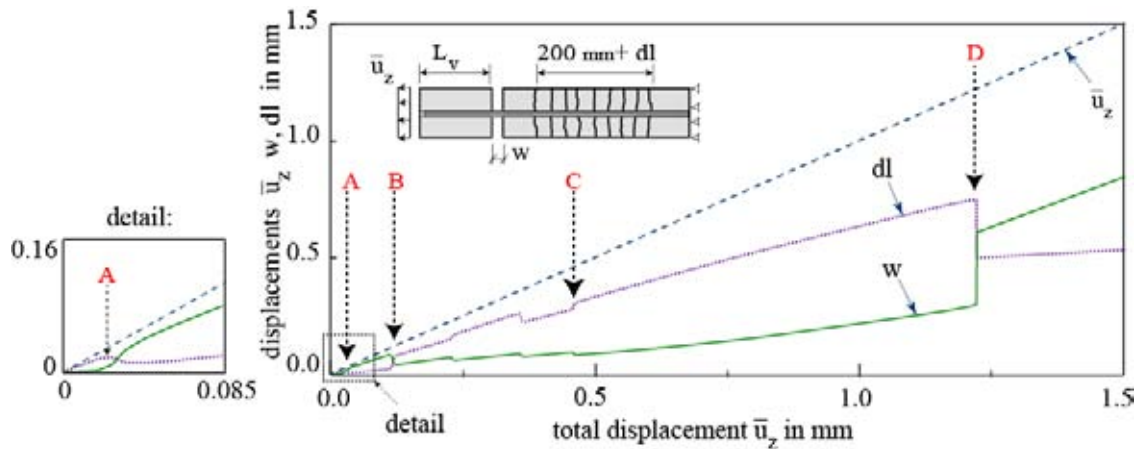
In the numerical simulation, we tend to recognize all damage mechanisms observed in the corresponding experiments, therefore, we consider the yarn pullout mechanism by using the



cohesive zone model. In the same manner, the multiple cracking behavior which is examined in the specimen is recognized by using the same modeling techniques already conducted for analyzing the behavior of TRC specimen under tensile loading, see Fig. 5.

Figure 7 illustrates the measured displacements according to the presented mechanical model, these measured displacements are: the total displacement,  $\bar{u}_z$  (equivalent to the machine displacement in the corresponding experiment), the crack opening at the predetermined breaking point,  $w$ , and the total elongation,  $dl$ , of an area of an initial length of 200 mm in the upper part of the specimen at which the multiple cracking process is observed. In fact, the analysis of the measured displacements illustrated in Fig. 7 can give a clear understanding of the damage process in the tensile specimen. For instance, one can distinguish the following “key points”:

- A: Starting of the crack opening,  $w$ , at the predetermined breaking point, at which the maximum matrix tensile strength is reached.
- B to C: Developing of the multiple cracking mechanism in the upper part of the specimen.
- D: The damage of the matrix-yarn interface reaches the free end of the yarn, the interface along the complete development length,  $L_e$ , is damaged

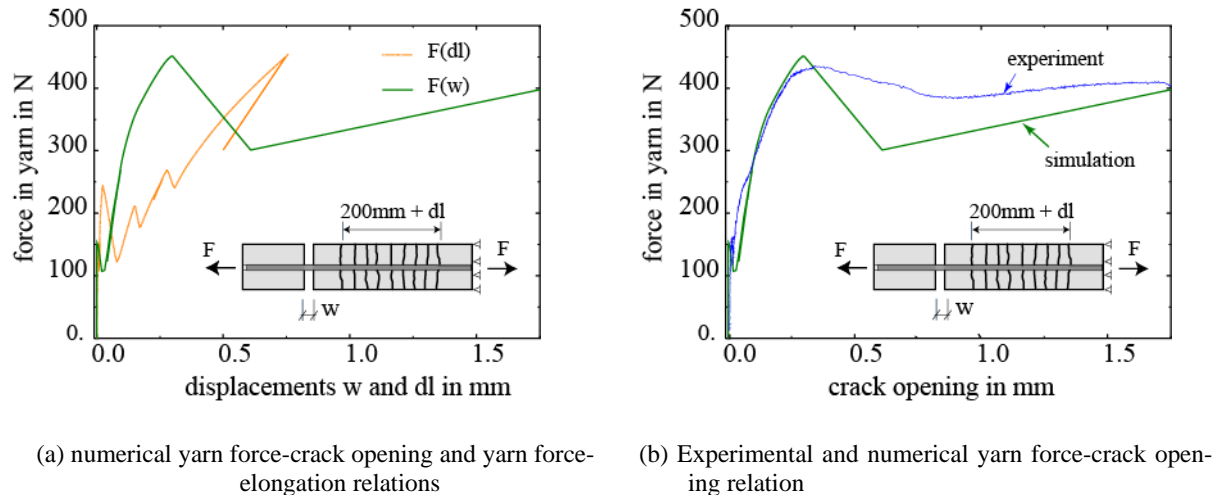


**Fig. 7:** The measured displacements  $\bar{u}_z$ ,  $w$ ,  $dl$  according to the conducted Finite-Element simulation

Figure 8(a) illustrates the yarn force-crack opening relation,  $F(w)$ , in addition to the yarn force-elongation relation,  $F(dl)$ , where the elongation is considered for an area of initial length of 200 mm in the upper part of the specimen. Whereas Fig. 8(b) shows the  $F(w)$  relation according to the presented mechanical model and the corresponding experiment, and one can observe a good matching, however, the slight difference in the part after the maximum force is reached can be explained for the reason that the conducted model does not consider the part of the specimen between the glued clamping steel sheets in the upper part of the specimen, where an additional pullout of the yarn in the upper part is expected. Nevertheless,

the discretization of this part is feasible, but of course, with more required data regarding the clamping condition like the applied pressure and the shear stress between the matrix and the steel plates etc. and above all, with more numerical costs.

In fact, the  $F(w)$  relation is considered to be the deterministic output which characterizes the damage behavior, in addition to the corresponding deterministic maximum force. Whereas the  $F(dl)$  relation gives mainly an indication of the multiple cracking process in the upper part of the specimen.



**Fig. 8:** Yarn force-crack opening and yarn force-elongation relations according to a reinforcement development length  $L_e = 60 \text{ mm}$

Indeed, the same modeling procedure was extended in the framework of a parametric study which considers a wide range of practical values of the required development lengths. Figure 9 demonstrates the deterministic maximum force in the yarn as a function of the required reinforcement development length,  $L_{e,req}$ . The illustrated results are presented according to the corresponding experiments and the relevant Finite-Element modeling. A good matching between the experimental results and the results of the conducted mechanical modeling is observed. In the numerical simulation the ultimate tensile strength force of one yarn is set to  $F_{G,u} = 870 \text{ N}$ , which results in a critical value of the development length of ,  $L_e = 145 \text{ mm}$ , at which the yarn rupture is the critical failure mode.



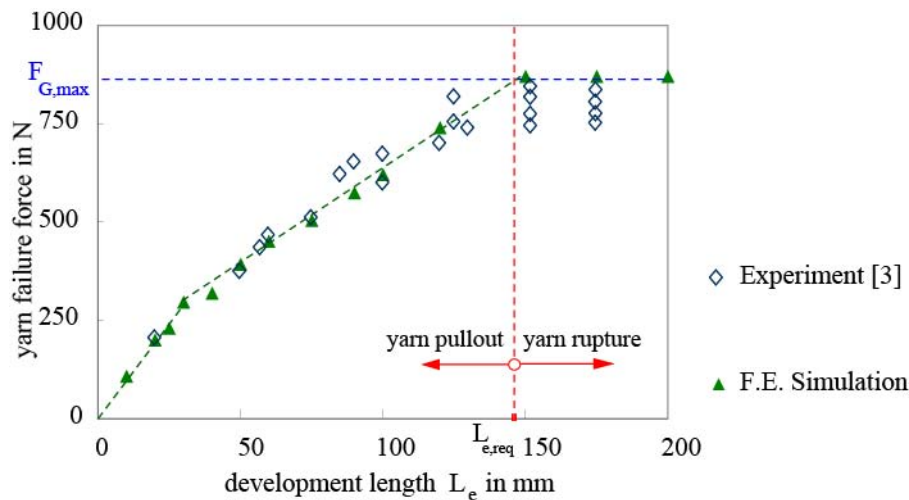
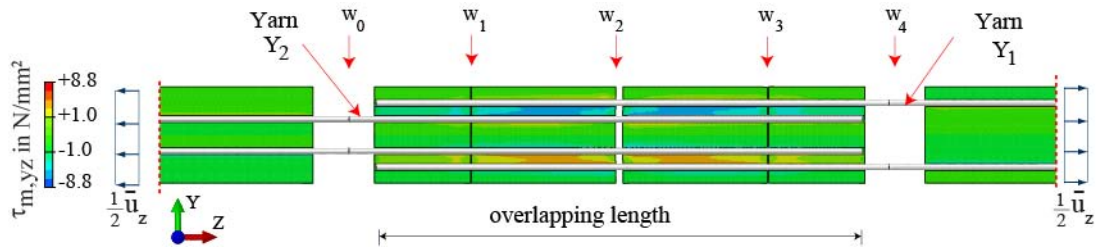


Fig. 9: failure force-required development length relation

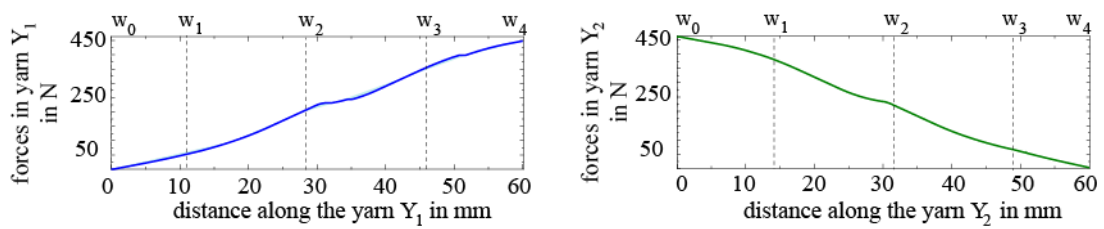
## 5 Stress transfer in TRC in application to reinforcement overlapping

Reinforcement's overlapping which are also recognized as reinforcement splices are also important structural details in TRC members where stress transfer mechanisms between the yarns and the matrix incorporated with different damage mechanisms are observed. Moreover, the practical engineering application of TRC requires definite values of the requisite overlapping lengths in regarding to the applied loads. Therefore, a mechanical analysis of damage behavior and the failure modes observed at these locations is needed. Figure 10 shows a mechanical modeling of the corresponding experimental setup which was carried out in the subproject B5 (LORENZ & ORTLEPP [1]) to determine the ultimate load for a reinforcement overlapping length of  $L_u = 60 \text{ mm}$ . The presented model is a 3-dimensional heterogeneous Finite-Element model which considers the structural components of TRC on the meso-scale in addition to all the potential damage mechanisms observed in the corresponding experiment. Damage behaviors in locations of reinforcement overlapping can be addressed by the matrix cracking, crack closure mechanisms, yarn pullout, in addition to the yarn rupture. However, the crack closure mechanisms come out from the kinematic equilibrium of the cracked matrix parts in the overlapping area, where every matrix part satisfies the equilibrium condition under the yarn forces (Fig. 10(b)), however, the yarn forces are varying during the gradual increase of the elongation. In Fig. 11, the cracks are denoted by  $w_i$ , but in the same time, the term  $w_i$ , is also used as the value of the opening of the corresponding crack. It should be pointed out that in a similar manner as for the development length problem, two failure modes are examined: the yarn pullout or the yarn rupture, therefore, the deterministic maximum force,  $F_{max}$ , is characterized by the yarn pullout capacity,  $F_{P,u}$ , unless the ultimate yarn tensile strength force,  $F_{G,u}$ , is reached. Indeed, the tested specimen is not symmetric because of the predetermined breaking point (notched crack) which is executed in advance at

the location of the first crack,  $w_0$ , consequently, no symmetric crack opening behavior in the conducted models is observed.



(a) Deformations and shear stresses  $\tau_{m,yz}$  in the matrix



(b) Forces in yarns  $Y_1$  and  $Y_2$  at a total elongation of  $\bar{u}_z = 0.63 \text{ mm}$

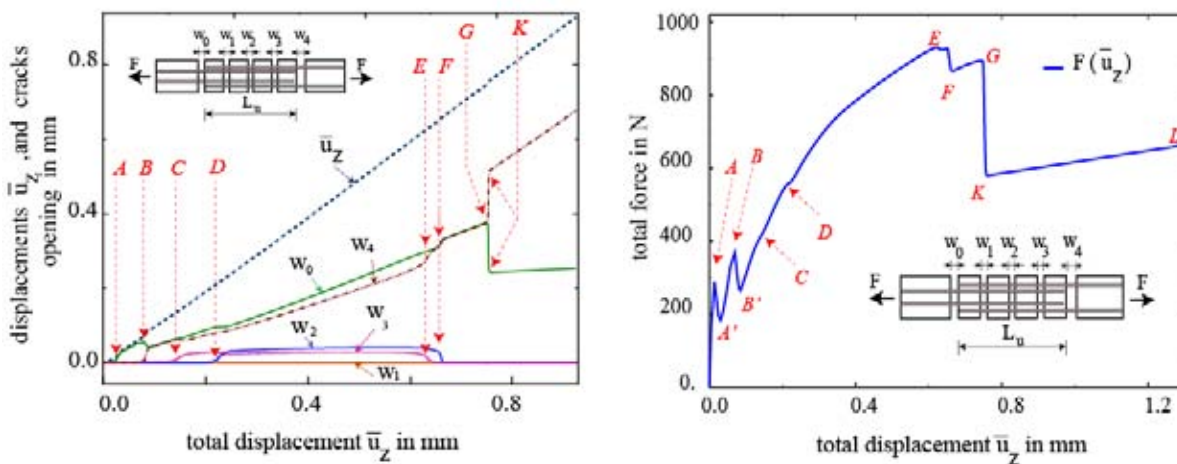
**Fig. 10:** Finite-Element simulation of TRC specimen to determine the required overlapping length  $L_u$

Figure 11(a) provides a comprehensible description of the development of all the potential cracks in relation to the applied displacement,  $\bar{u}_z$ , whereas Fig. 11(b) illustrates the measured total force-elongation relation,  $F(\bar{u}_z)$  according to the conducted modeling approach. Moreover, the damage behaviors which are observed in this experiment can be characterized by the “key points” illustrated on Figure 11 as the following:

- A: Limit of the linear elastic behavior with the initiation of the crack  $w_0$  which occurs at the predetermined breaking point in the investigated specimen.
- AA': Propagation of the crack  $w_0$  along the entire section at the notch location. Whereas point A' corresponds to the full separation of the crack faces.
- B: Initiation of the crack  $w_4$ .
- C, D: Initiation of the cracks  $w_3$  and  $w_2$  respectively.
- E, F: Point E corresponds to the starting of crack closure mechanism at cracks  $w_3$  and  $w_2$ , whereas point F represents the full closing of these two cracks which means that all the cracks  $w_1, w_2, w_3$  are closed. However, the crack closure mechanism causes an

increasing of the slip in the matrix-fiber interface and, consequently, an increasing in shear stresses which corresponds to an increasing in yarn forces (the hardening part FG on Fig.11 (b)).

G,K: The maximum bond strength of the matrix-fiber interface is reached at the free end of the yarn along the overlapping length, and afterwards, the damage evolution of the bond stresses is examined (part GK). Point K indicates that the matrix-yarn interface is completely damaged along the overlapping length, and therefore, the yarns are pulled out with a frictional stresses along the interface (part KL on Fig.11(b))



- (a) The measured cracks openings,  $w_i$  in relation to the total elongation,  $\bar{u}_z$ , in the conducted Finite-Element simulation
- (b) Total force-elongation relation according to a reinforcement overlapping length,  $L_u = 60 \text{ mm}$

**Fig. 11:** Results of Finite-Element simulation of TRC specimen with reinforcement overlapping length of  $L_u = 60 \text{ mm}$

## 6 Acknowledgment

The authors gratefully acknowledge the financial support of this research from the Deutsche Forschungsgemeinschaft DFG within the Sonderforschungsbereich 528 "Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung" at Technische Universität Dresden.

## 7 Literature

- [1] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.: Untersuchungen zur Bestimmung der Übergreifungslängen textiler Bewehrungen aus Carbon in Textilbeton (TRC). In: CURBACH, M. (Hrsg.); ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis: Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)*, Berlin, 19.-20.9.2011. SFB 528, TU Dresden, Eigenverlag, 2011, S. 85-102.
- [2] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.: Bond behavior of textile reinforcements - development of a pull-out test and modeling of the respective bond versus slip relation. In: NAAMAN, A. E.; REINHARDT, H. W. (Hrsg.): *Proceedings of the RILEM-International Workshop "High Performance Fiber Reinforced Cement Composites - HPFRCC 6"*, Ann Arbor, 24.06.2011.
- [3] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.: Anchoring failure mechanisms of textile reinforced concrete strengthening of RC structures. In: *Proceedings of the ACI 2010 Fall Convention*, Pittsburgh, 2010.
- [4] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.: Basic research on the anchorage of textile reinforcement in cementitious. In: *9th international symposium on fiber-reinforced polymer reinforcement for concrete structures (FRPRCS-9)*, book of abstracts, Sydney, 2009.
- [5] LEPENIES, I.; MEYER, C.; SCHORN, H.; ZASTRAU, B.: Modeling of the load transfer behavior of AR-glass-rovings in textile reinforced concrete. In: *ACI Material, thin fiber and textile reinforced cementitious systems*, SP-244CD:15, 2007.
- [6] RICHTER, M.; ZASTRAU, B.: On the nonlinear elastic properties of textile reinforced concrete under tensile loading including damage and cracking. *Materials science and engineering*, 422 (2006), p. 278–284.
- [7] BROCKMANN, T.: *Mechanical and fracture mechanical properties of fine grained concrete for textile reinforced composites*. Dissertation, Technische Hochschule Aachen, 2006.
- [8] RICHTER, M.: *Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textilbewehrtem Feinbeton*. Dissertation und Heft 2 der Berichte des Instituts für Mechanik und Flächentragwerke, Technische Universität Dresden, 2005.
- [9] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*, Dissertation und Heft 5 der Schriftenreihe Konstruktiver Ingenieurbau Dresden, Technische Universität Dresden, 2004.

## Evaluation of the Length Dependent Yarn Properties

Rostislav Rypl<sup>1</sup>, Rostislav Chudoba<sup>2</sup>, Miroslav Vořechovský<sup>3</sup>, Thomas Gries<sup>4</sup>

**Summary:** The paper proposes a method for characterizing the *in-situ* interaction between filaments in a multifilament yarn. The stress transfer between neighboring filaments causes the reactivation of a broken filament at some distance from the break. The utilized statistical bundle models predict a change in the slope of the mean size effect curve once the specimen length becomes longer than the stress transfer length. This fact can be exploited in order to determine the stress transfer length indirectly using the yarn tensile test with appropriately chosen test lengths. The identification procedure is demonstrated using two test series of tensile tests with AR-glass and carbon yarns.

### 1 Introduction

A common feature of textile reinforced composite materials is the rather irregular structure of the bond between the yarn and the matrix. Due to the small filament diameter and the dense packing of filaments in the cross section the yarns do not get fully penetrated by the matrix. As a result, the bond between the filaments and the matrix develops only in the outer region of the yarn cross section. This leads to a complex damage process in a loaded crack bridge. The effect of irregularity of the outer bond on crack bridge performance has been studied by the authors using the statistical fiber bundle model in CHUDOBA ET AL., VOŘECHOVSKÝ ET AL. [3,15].

Due to the incomplete penetration of the matrix into the yarn there is still a large fraction of filaments without any contact with the matrix. The filament-filament frictional stress, further referred to as the inner bond is much lower than the bond shear stress transmitted by the outer bond between the filaments and the matrix. However, as documented in HEGGER ET AL. [8] the effect of the inner bond on the macroscopic performance of a reinforced tensile specimen

---

<sup>1</sup> Institute of Structural Concrete, RWTH Aachen

<sup>2</sup> Dr.-Ing., Institute of Structural Concrete, RWTH Aachen

<sup>3</sup> Dr.-Ing., Institute of Structural Mechanics, Brno University of Technology

<sup>4</sup> Prof. Dr.-Ing. Dipl. Wirt.-Ing., Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen University

cannot be neglected. While the outer bond affects the behavior locally at the length scale of a crack distance, the inner bond influences the failure process at the length scale of a structural element HEGGER ET AL. [9].

As a consequence, the interaction and damage effects for both the outer and the inner bond require a detailed mechanical characterization. While it is possible to study and characterize the outer bond experimentally using the pull-out test of filaments and yarns from the matrix BANHOLZER [1], it is impossible to directly measure the *in-situ* filament-filament interaction. The key idea of the present approach is to exploit the fact that *in-situ* filament interaction affects size effect behavior when the specimen length is larger than the stress transfer length, i.e. the length at which a broken filament recovers its stress. Such a yarn structure gets fragmented into a chain-of-bundles and behaves as a pseudo-composite. The change in the slope of the size effect curve during the transition from a single bundle to a chain-of-bundles observable in yarn tensile tests can be utilized for an indirect identification of interaction characteristics of filaments within yarn.

## 2 Related work

The indirect qualitative experimental observation of *in-situ* filament interaction is made possible by imposing different levels of twist in the yarn tensile test. The authors experimentally studied the effect of increased *in-situ* filament interaction on high-modulus multifilament yarns (carbon and AR-glass) CHUDOBA ET AL. [2]. Multivariate experimental analysis was used to study the compound effect of the loading rate, test length, fineness and twist.

Another method of studying and observing the effect of filament interaction in a multifilament yarn is possible in terms of the size effect curve (the dependence of average yarn/bundle strength on length). This effect has been studied by several authors, see e.g. PAN ET AL. [10]. On average, the strength of a filament decreases with increasing length. This size effect can be captured by combining the classical Weibull distribution and associated extreme value theory with the chain-of-bundles model. Once the filament strength dependence on length is modeled, the effect of stress redistribution within a yarn of non-interacting filaments can be captured by the available fiber bundle models. The fiber bundles can then be linked in a series to reflect the fact that yarn with interacting filaments behaves like a chain-of-bundles. The propagation of the single-filament statistics through this series-parallel structure has been addressed e.g. in HARLOW ET AL. [6,7]. We remark that in these models a constant bundle length is assumed.

The overall strength of a yarn with filament fragmentation has been related to the strength of a single bundle PAN [10]. The length of such a bundle, referred to as critical length, corre-

sponds to the stress transfer length. The critical bundle length in PAN [10] was calculated by a formula which assumes that both the frictional coefficient and the local lateral pressure are known. It should be mentioned that in the cited paper no consideration has been given to size effect due to the scatter of the bundle strength for yarns longer than the interaction/critical length.

### 3 Effect of filament interaction on the size effect of the yarn

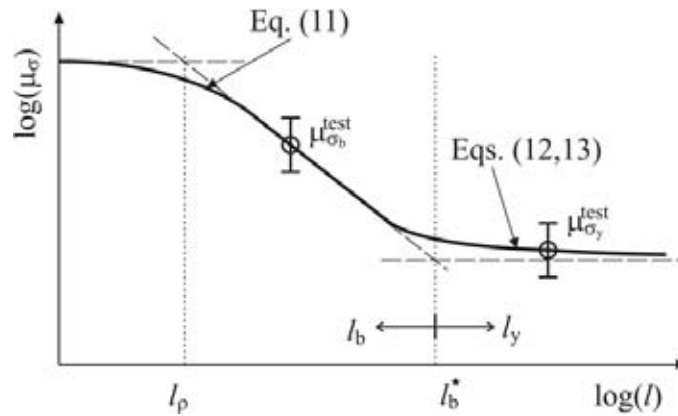
Throughout the study, the only source of randomness considered is the variability in local filament strength. Filaments have an elastic response until sudden (brittle) failure occurs when they reach their strength. The local random strength (or breaking strain)  $X$  at a certain point along the filament length is considered to follow the Weibull distribution:

$$F_X(x) = P(X \leq x) = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{x}{s} \right)^m \right] \quad (1)$$

Where  $s$  is the scale parameter and  $m$  is the shape parameter depending only on the coefficient of variation (COV). The spatial distribution of random strength along a filament has a length scale  $l_p$  at which the strength variability diminishes Vořechovský et al. [13].

With these assumptions for a single filament a qualitative profile of the MSEC (mean size effect curve) of a multifilament yarn can be expected as shown in Figure 1. Two different mechanisms of load transfer in a yarn can be distinguished depending on the yarn length. The two regions are separated by yarn length  $l_b^*$  at which the fiber fragmentation can occur. Here, we implicitly assume that the autocorrelation length of the random strength process along the filament is less than  $l_b^*$  where the mechanism changes. The two main regimes can be characterized as follows:

- For the range of lengths  $< l_b^*$ , the yarn is acting as a bundle or a set of parallel, independent filaments with identical Weibull strength distribution. Its size effect behavior is described by Daniels [5], whose work was later corrected by Smith [14]. In such a bundle, a filament is assumed to break only once throughout its length and the associated released force is considered to be redistributed evenly among the surviving fibers. Two limiting behaviors can be distinguished for a bundle with independent filaments, based on the dependence of the strengths of individual filaments on their length



**Figure 1** Mean size effect curve in logarithmic scale with three distinguished asymptotes

- For very short lengths  $l < l_\rho$  any realization of the random strength process along the filament can be considered a constant function. In other words, the realization of the local filament strength simplifies to a single random variable independent of the position along the filament. The consequence is that the left asymptote of the mean filament strength is a horizontal line at the level of the mean value of the local random filament strength. Therefore, the MSEC of the bundle also has a horizontal left asymptote. As the bundle length approaches the autocorrelation length  $l_\rho$  the MSEC starts to decline from the left horizontal asymptote and turns slowly downwards in the direction of the middle asymptote dictated by the classical Weibull size effect. We remark that the only considered source of randomness is the local filament strength. The effect of random stiffness due to the varying cross sections, lengths and slack of filaments that leads to strength reduction for  $l \rightarrow 0$  is not considered here and has been described by the authors in CHUDOBA ET AL., VOŘECHOVSKÝ ET AL. [3,13].
- Bundles of a length greater than  $l_\rho$  but still less than  $l_b^*$  behave as bundles with independent fibers whose strength is described by the classical extreme value theory of independent strength along their length. The slope  $-1/m$  of the middle asymptote is dictated solely by the COV (or the shape parameter  $m$ ) of the local filament random strength VOŘECHOVSKÝ ET AL. [13].
- With increasing length, the filament-filament friction can recover the stress released upon filament breakage and allows for the fragmentation of a single filament along its length. The length  $l_b^*$  marks the transition from bundle behavior to the behavior of a chain-of-bundles. The slope of the MSEC for  $l > l_b^*$  becomes reduced and in the limit asymptotically approaches the slope  $-1/(n_f m)$  HARLOW ET AL. [7]. The particular



shape of this transition depends on the number of filaments in the bundle HARLOW ET AL. [6].

The transition zone from the bundle range to the chain-of-bundles range is of special interest. The change in the slope of the size effect curve reveals the length  $l_b^*$  at which the fragmentation starts. The idea of the present paper is to exploit this fact in order to identify the effective bundle length  $l_b^*$  within the tested yarn. The identification procedure tries to find an intersection between the two branches of the MSEC. The mathematical formulation of the two branches is summarized in the following two sections.

#### 4 Bundle consisting of parallel independent filaments

The mean strength of a single Weibullian filament within a bundle is prescribed as

$$\mu_{\sigma_f} = s_0 \cdot \left(\frac{l_0}{l}\right)^{-1/m} \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right) \quad (2)$$

with  $s_0$ ,  $m$  denoting the scale and shape parameters of the Weibull distribution, respectively, and  $\Gamma(\cdot)$  as the Gamma function COLEMAN [4]. The scale parameter  $s_0$  is associated with the reference length  $l_0$ . As pointed out in VOŘECHOVSKÝ ET AL. [13] the above power-law scaling predicts unlimited mean strength for  $l \rightarrow 0$  and is therefore unrealistic. To impose an upper bound on the strength, a statistical length scale in the form of the autocorrelation length of a random strength process along the filament has been introduced in VOŘECHOVSKÝ ET AL. [13]. The mean size effect curve can be reformulated as being dependent on length function  $f_\rho(l)$  as:

$$\mu_{\sigma_f} = s_0 \cdot f_\rho(l) \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right). \quad (3)$$

The refined scaling function  $f_\rho(l)$  accounting for the correlation length  $l_\rho$  has been suggested as either

$$f_\rho(l) = \left(\frac{l}{l_\rho} + \frac{l_\rho}{l_\rho + l}\right)^{-1/m} \quad (4)$$

or

$$f_\rho(l) = \left(\frac{l_\rho}{l_\rho + l}\right)^{1/m}. \quad (5)$$

We note that this length-scaling remains qualitatively unchanged for any arbitrary number of parallel filaments. Thus, in the sequel the length dependency of the scaling parameter within the range  $l_p < l_b < l_b^*$  (see Figure 1) shall be represented by the scaling function

$$s_b = s_0 \cdot f_p(l_b). \quad (6)$$

We also note that in the limit of  $l \gg l_p$ , the scaling in Eqns. (4) and (5) recovers the classical Weibull length-dependence  $f_W(l) = (l_p/l)^{1/m}$ .

Such a decomposition of the length effect allows for a simple scaling of the mean value

$$\mu_{\sigma_1} = \mu_{\sigma_0} \cdot \frac{f_p(l_1)}{f_p(l_0)} \quad (7)$$

that shall be used later in the identification procedure.

The cumulative distribution function of a random per fiber bundle strength  $x$  of a parallel coupling of filaments with independent identically distributed strength is given by the recursive formula for  $n_f$  number of filaments DANIELS [5]

$$G_n(x) = \sum_{i=1}^{n_f} (-1)^{i+1} \binom{n_f}{i} F(x)^i G_{n-1}\left(\frac{n_f x}{n_f - i}\right), x \geq 0 \quad (8)$$

With  $G_0(x) \equiv 1$  and  $G_1(x)$  being equal to the cumulative distribution function of the strength  $F(x)$  of a single fiber. The resulting bundle strength approaches the normal (or Gaussian) distribution as the number of filaments grows large ( $n_f \rightarrow \infty$ ). Based on Daniels' analysis, the expected asymptotic mean bundle strength  $\mu_{\sigma_b}$  with Weibull fibers is independent of  $n_f$  and is related to the filament properties as

$$\mu_{\sigma_b} = s_b \cdot m^{-1/m} \cdot c_m \quad \text{with} \quad c_m = \exp\left(-\frac{1}{m}\right) \quad (9)$$

with  $s_b$  obtained using Eq. (6). The standard deviation  $\gamma_{\sigma_b}$  is given as

$$\gamma_{\sigma_b} = s_b \cdot m^{-1/m} \sqrt{c_m \cdot (1 - c_m)}. \quad (10)$$

We note that the (length-dependent) standard deviation of random yarn strength is scaled in the same way as the mean value is scaled in Eq. (7). As a consequence, the coefficient of variation of the bundle strength does not depend on the bundle length.

The decrease in the normalized mean bundle strength  $\mu_{\sigma_b}$  with respect to the filament strength  $\mu_{\sigma_f}$  is obvious from the comparison of Eqns. (9) and (2). Real bundles have a finite number of filaments  $n_f$  and the mean strength is thus only approaching the Daniels' asymptotic prediction. Smith found a way to eliminate the gap between the real strength distribution and Daniels's normal approximation by adjusting  $\mu_{\sigma_b}$  to  $\mu_{\sigma_{b,n_f}}$  using the actual number of filaments in the following way SMITH [14]:

$$\mu_{\sigma_{b,n_f}} = \mu_{\sigma_b} + n_f^{-2/3} b \cdot \lambda. \quad (11)$$

In the case of Weibull filament distribution the parameter  $b$  is given as:

$$b = s_b \cdot m^{-1/m-1/3} \exp[-1/(3m)]$$

and the coefficient  $\lambda = 0.996$ . This correction shifts the mean value of the bundle strength. The standard deviation corresponding to  $\mu_{\sigma_b}$  given by Eq. (10) is a fair approximation and does not need any further adjustment for a finite number of filaments  $n_f$ .

## 5 Chain-of-bundles strength

Filaments in real yarns exhibit a certain amount of frictional interaction that leads to multiple breaking of individual filaments. The distance between two breaks along a filament can only be larger than the stress transfer length sometimes called the ineffective or shielded length marking the distance around a break within which the filament does not contribute to the stress transfer of the bundle. Thus, from the statistical point of view the yarn can be decomposed into a chain-of-bundles, each of a length corresponding to the stress transfer length. In particular, the yarn can be idealized as a one-dimensional chain of independent bundles sharing the same distribution of random strength  $G(x)$ .

The strength distribution  $G(x)$  of each of these serially coupled bundles is described in the previous section. Obviously, the yarn strength consisting of serially coupled bundles with identically distributed and independent (IID) strengths is governed by the weakest bundle and thus is distributed as follows

$$H_{n_b, n_f}(x) = 1 - [1 - G_n(x)]^{n_b}, \quad x \geq 0. \quad (12)$$

The probabilistic distribution of the chain-of-bundles strength can have different shapes depending on the ratio between the number of filaments  $n_f$ , number of bundles  $n_b^*$  and load level SMITH ET AL. [13]. A short review is given in CHUDOBA ET AL. [16].

For the evaluation of the bundle length, the following formula for the mean chain-of-bundles strength can be used for practical purposes (low number of chained bundles):

$$\mu_{\sigma_y} = \mu_{\sigma_b} - \gamma_{\sigma_b}(-0.007\omega^3 + 0.1025\omega^2 - 0.8684\omega), \quad (13)$$

where  $\mu_{\sigma_y}$  and  $\gamma_{\sigma_b}$  are given by Eqns. (9) and (10), respectively, and  $\omega = \ln(n_b)$ .

## 6 Evaluation of the effective bundle length

Let us assume that two sets of strength data  $\mu_{\sigma_b}^{\text{test}}$  and  $\mu_{\sigma_y}^{\text{test}}$  are available for two respective test lengths falling into the different length ranges identified in Sec. 2, i.e.  $l_b^{\text{test}} < l_b^*$  and  $l_y^{\text{test}} > l_b^*$ . Apart from the known specimen lengths and the measured mean strengths, knowledge of the Weibull modulus  $m$  of the tested material and the value of the autocorrelation length  $l_p$  is required. The estimation of the transitional length  $l_b^*$  is then performed using the following procedure.

1. The mean strength  $\mu_{\sigma_b}^{\text{test}}$  estimated as the average strength for the length  $l_b^{\text{test}}$  is substituted into Eqns. (9) and (11) in order to obtain the scaling parameter  $s_b$  of the Weibull distribution for the tested length

$$s_b = \mu_{\sigma_b}^{\text{test}} \cdot \left[ m^{-1/m} \cdot c + n_f^{-2/3} \cdot m^{-(1/m+1/3)} \exp\left(-\frac{1}{3m}\lambda\right) \right]^{-1}. \quad (14)$$

2. With the scaling parameter  $s_b$  at hand, the corresponding standard deviation  $\gamma_{\sigma_b}$  is evaluated using Eq. (10). It is important to emphasize, that we use the theoretical scatter of the bundle strength to identify the slope of the MSEC in the range of lengths  $l \in \langle l_p; l_b^* \rangle$  instead of the measured value of scatter. Note that in a typical yarn the number of filaments  $n_f$  is very large and thus the theoretical scatter of the bundle strength is very small (asymptotically it is inversely proportional to the square root of  $n_f$ ). Usage of the theoretical scatter of the bundle strength is justified by the fact that the experimentally obtained standard deviation is increased by sources of randomness other than the scatter of local strength along the filaments. Obviously, this was also the case in the performed tests, as the measured levels of scatter did not correspond to the slopes of the MSEC for the two tested types of yarns. This discrepancy was ascribed to the manual production of the specimens and clamps CHUDOBA ET AL. [2]. An analytical solution explaining the variability due to additional sources of scatter at the yarn level will be proposed by the authors in another paper. Let us finally remark that even if a realistic measurement of the scatter of the yarn strength due to random filament strength were possible, much larger sample

size would be required for a statistically significant estimate of the second statistical moment as compared to the estimate of the mean yarn strength.

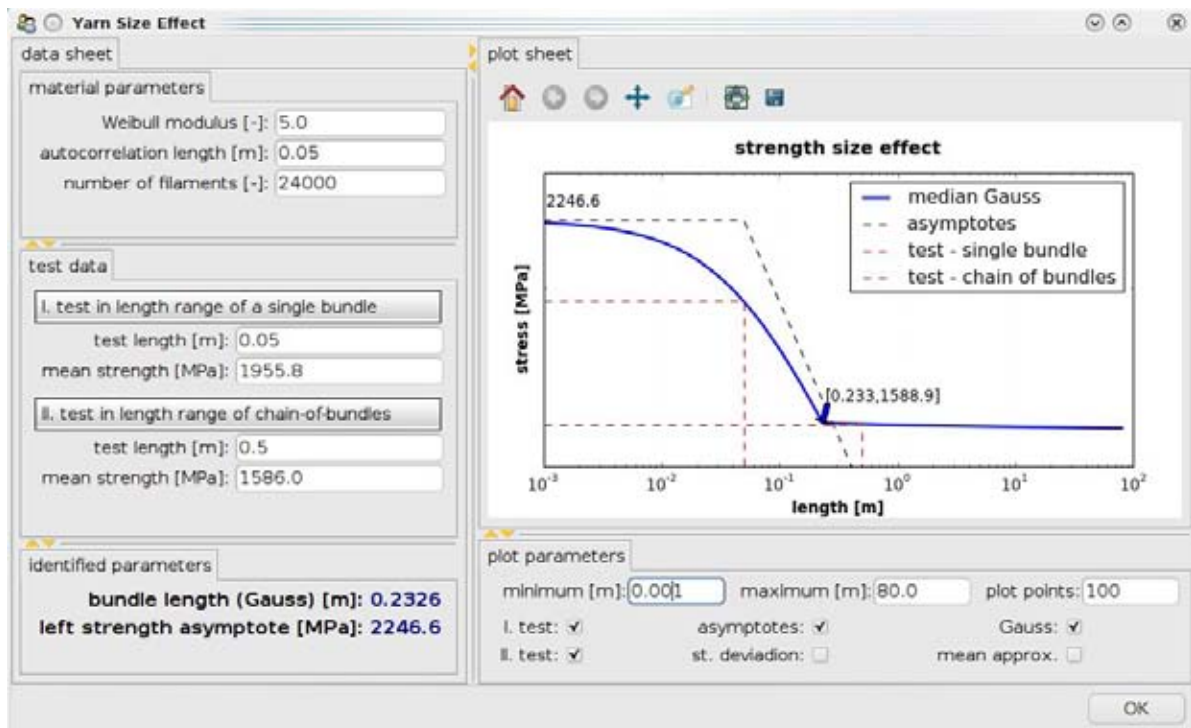
- The obtained bundle characteristics are scaled to the unknown length  $l_b^*$  using Eq. (7) and exploiting the fact that standard deviation scales identically with the mean value:

$$\mu_{\sigma_b}^* = \mu_{\sigma_b}^{\text{test}} \cdot \frac{f(l_b^*)}{f(l_b^{\text{test}})} \quad \text{and} \quad \gamma_{\sigma_b}^* = \gamma_{\sigma_b}^{\text{test}} \cdot \frac{f(l_b^*)}{f(l_b^{\text{test}})}$$

- The chaining effect involved in the experimental data is now expressed using Eq. (13) for the unknown bundle length  $l_b^*$  as

$$\mu_{\sigma_y}^{\text{test}} = \mu_{\sigma_b}^* - \gamma_{\sigma_b}^* (-0.007\omega_*^3 + 0.1025\omega_*^2 - 0.8684\omega_*) \quad (15)$$

where  $\omega_*$  represents the logarithm of the number of bundles in series  $\omega_* = \ln(l_y^{\text{test}}/l_b^*)$ . The non-linear Eq. (15) is then solved for  $l_b^*$  using numerical root finding methods.



**Figure 2** Example of identification with the implemented module.

In order to demonstrate the identification procedure on real data, two test series with different yarn types (carbon and AR-glass) have been conducted. The input data and the results of the evaluation are summarized in Table 1. The resulting effective bundle length for AR-glass

Property	unit	symbol	carbon	AR-glass
Fineness	[tex]	-	1600	2400
No. of filaments	[-]	$n_f$	24000	1600
Weibull modulus	[-]	$m$	5.00	4.52
autocorrelation length	[mm]	$l_p$	1.0	1.0
test length I	[mm]	$l_b^{\text{test}}$	50.0	100.0
measured strength I	[MPa]	$\mu_{\sigma_b}^{\text{test}}$	1955.8	1038.0
test length II	[mm]	$l_y^{\text{test}}$	500.0	500.0
measured strength II	[MPa]	$\mu_{\sigma_y}^{\text{test}}$	1586.9	882.8
identified bundle length	[mm]	$l_b^*$	142.1	201.8

**Table 1** Summary of yarn properties, experimental data and the evaluated bundle lengths for carbon and AR-glass yarns

yarns is one third larger than that of the carbon yarn, with a higher amount of frictional interaction detected within the carbon yarn. This trend is in agreement with the observation of the postpeak behavior in the tensile test. The level of stress transmitted by friction in the post-peak regime is significantly higher for carbon yarns than for AR-glass yarns.

## 7 Conclusions

The paper presents a possible method of utilizing the available statistical fiber bundle models and chain-of-bundles model for the systematic identification of effective bundle length within tested yarns. Within this length, a filament is assumed to break only once. The proposed identification procedure uses the dependence of the yarn strength on the test length. In particular, it exploits the mean size effect curves (MSEC) predicted by the fiber bundle model and by the chain-of-bundles model. The intersection between the two branches of the MSEC corresponds to the length of a single bundle  $l_b^*$  which is assumed to be an inherent property of a yarn.

The identified effective bundle length can be seen as a comparative value for the level of redistribution within the bundle. Two yarn types (carbon 1600 tex, and AR-glass 2400 tex) have been chosen to demonstrate the identification procedure.

In spite of its simplicity, the present approach demonstrates the idea and at least for the two studied cases delivers plausible values. In the long run, the approach acts as motivation to undertake further work in two directions: First, the industrial testing devices used should be

improved in order to provide automatic testing of high-modulus multifilament yarns with varied lengths. Second, more advanced modeling of the MSEC transition between the bundle range and chain-of-bundles range would enable further theoretical conclusions to be drawn regarding the redistribution mechanisms between the filaments within the yarn.

## 8 Acknowledgements

The work has been supported by the German Science Foundation under project number CH276/1-1. Additionally, the work of the second and third authors has also been supported by the Czech Science Foundation under projects no. 103/09/H085 and P105/10/J028. This support is gratefully acknowledged.

## 9 References

- [1] BANHOLZER, B.: *Bond Behaviour of a Multi-filament Yarn Embedded in a Cementitious Matrix*, 2004, PhD thesis
- [2] CHUDOBA, R.; VOŘECHOVSKÝ, M.; ECKERS, V.; GRIES, T.: Effect of twist, fineness, loading rate and length on tensile behavior of multifilament yarns (a multivariate study). *Textile Research Journal*, 2007, **77**(11): pp. 880–891.
- [3] CHUDOBA, R.; VOŘECHOVSKÝ, M.; KONRAD, M.: Stochastic modeling of multi-filament yarns I: Random properties within the cross-section and size effect. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, **43**(3-4): pp. 413–434.
- [4] COLEMAN, B. D.: On the strength of classical fibres and fibre bundles. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 1958, **7**(1): 60–70.
- [5] DANIELS, H. E.: The statistical theory of the strength of bundles of threads. I. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 1945, **183**(995): 405–435.
- [6] HARLOW, D. G.; PHOENIX, S. L.: The chain-of-bundles probability model for the strength of fibrous materials I: Analysis and conjectures. *Journal of Composite Materials*, 1978, **12**(2): 195–214.

- [7] HARLOW, D. G.; SMITH, R. L.; TAYLOR, H. M.: Lower tail analysis of the distribution of the strength of load-sharing systems. *Journal of Applied Probability*, 1983, **20**(2): 358–367.
- [8] HEGGER, J.; BRUCKERMANN, O.; VOSS, S.: AR-glass and carbon fibers in textile reinforced concrete-simulation and design. *ACI Symposium Publications*, 2007, **244-CD**:57–76.
- [9] HEGGER, J.; A. SHERIF, A.; BRUCKERMANN, O.; KONRAD, M.: Textile Reinforced Concrete: Investigations at Different Levels, *ACI Symposium Publications*, 2004, **224**, 33-44
- [10] PAN, N.: Prediction of statistical strengths of twisted fibre structures. *Journal of Materials Science*, 1993, **28**(22): 6107–6114.
- [11] PAN, N.; CHEN, H. C.; THOMPSON, J.; INGLESBY, M. K.; KHATUA, S.; ZHANG, X. S.; ZERONIAN, S. H.: The size effects on the mechanical behaviour of fibres. *Journal of Materials Science*, 1997, **32**(10): 2677–2685.
- [12] PHOENIX, S. L.: Statistical theory for the strength of twisted fiber bundles with application to yarns and cables. *Textile Research Journal*, 1979, **49**(7): 407–423.
- [13] SMITH, L. R.; PHOENIX, L. S.: Asymptotic distributions for the failure of fibrous materials under series-parallel structure and equal load-sharing. *Journal of Applied Mechanics*, 1981, **48**(1): 75–82.
- [14] SMITH, R. L.: The asymptotic distribution of the strength of a series-parallel system with equal load-sharing. *The Annals of Probability*, 1982, **10**(1): 137–171.
- [15] VOŘECHOVSKÝ, M.; CHUDOBA, R.: Stochastic modeling of multi-filament yarns: II. Random properties over the length and size effect. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, **43**(3-4): 435–458.
- [16] CHUDOBA, R.; VOŘECHOVSKÝ, M.; RYPL, R.: Identification of the Effective Bundle Length in Multifilament Yarn from the Size Effect Response. *Journal of Composite Materials*, 2011, in print



## Healing Microcracks and Early Warning Composite Fractures

Shang-Lin Gao<sup>1</sup>, Jie Zhang<sup>2</sup>, Jian-Wen Liu<sup>3</sup>, Rong-Chuang Zhuang<sup>4</sup>,  
Rosemarie Plonka<sup>5</sup>, Edith Mäder<sup>6</sup>

**Summary:** A functional nanometer-scale hybrid coating layer with multi-walled carbon nanotubes (MWCNTs) and/or nanoclays, as mechanical enhancement to ‘heal’ surface microcracks and environmental barrier layer is applied to alkali-resistant glass (ARG) fibres. The nanostructured and functionalised traditional glass fibres show both significantly improved mechanical properties and environmental corrosion resistance. Early warning material damage can be achieved by carbon nanotubes concentrated interphases in the composites.

**Zusammenfassung:** Eine funktionale nanometerskalige Hybridbeschichtung mit *multi-walled carbon nanotubes* (MWCNTs) und/oder Nanoclay wurde als mechanische Verbesserung des „Ausheilens“ von Oberflächen-Mikrorissen und Barrierschicht gegenüber Umwelteinflüssen auf alkaliresistente Glasfasern (ARG) appliziert. Die nanostrukturierten und funktionalisierten traditionellen Glasfasern zeigen signifikant verbesserte mechanische Eigenschaften und Korrosionsbeständigkeit. Die Frühwarnung des Materialversagens kann durch Carbon Nanotubes, konzentriert in der Grenzschicht der Composites, erreicht werden.

### 1 Introduction

Most solid materials have microcracks on surfaces. For glass and other brittle materials, microcracks on surfaces cause the measured mechanical properties significantly lower than their theoretical values. The nanoscale defects providing extra stress at the tip of the cracks can lead to stress-corrosion cracking at low stress level, particularly in a humid environment. Our recent work showed that the surface critical flaws have sizes in a range of a few hundred na-

---

<sup>1</sup> Dr. Shang-Lin Gao, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.

<sup>2</sup> Jie Zhang, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.

<sup>3</sup> Dr.-Ing. Jian-Wen Liu, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.

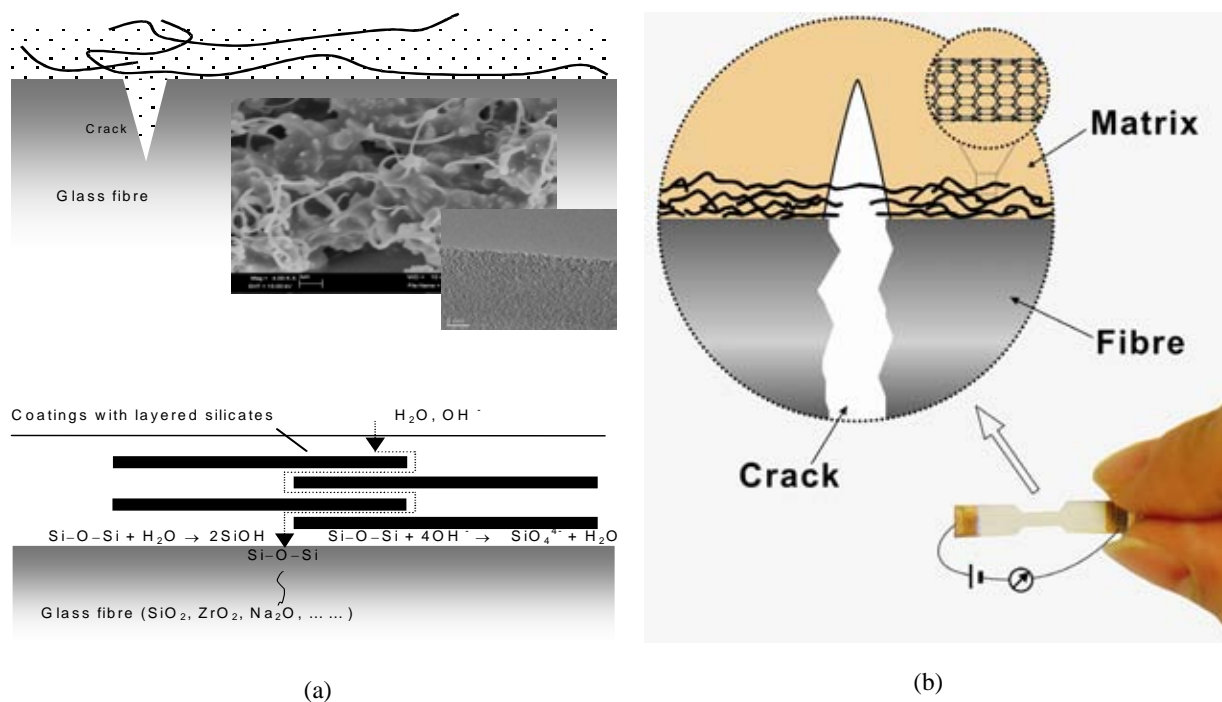
<sup>4</sup> Dr. rer. nat Rong-Chuan Zhuang, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.

<sup>5</sup> Dipl.-Chem. Rosemarie Plonka, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.

<sup>6</sup> Prof. Dr.-Ing. habil. Edith Mäder, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.

nometers which encouraged us to investigate whether the nano-reinforcements with similar size functions have a crucial role for healing [1]. Healing nanoscale surface microcracks and enhancing materials' lifetime by nanocoatings (Fig. 1a), are therefore important for many traditional materials.

To detect the initiation and growth of microcracks in solid materials at an early stage is usually difficult. In absence of an advance warning, the prevention of catastrophic failure of the materials is thus almost impossible. Early detection of microcracks and eventually utilization of microcracks remain one of the most challenging tasks in materials science. In this work, we manufacture the single MWCNT-glass fibre as an in-situ sensor tracking the microcracks [2,3]. As schematically shown in Figure 1b, we made a rational use of the microcrack associated with fibre breakage as a trench structure, which is bridged with carbon nanotubes concentrated in the fibre/matrix interphase. The electrical resistance was real-time monitored during the deformation process of composite and the fracture of composite was predicted in advance.



**Fig. 1:** Nano-reinforcements in fibre/matrix interphases. (a) Schematics of nanostructured coatings with MWCNTs or layered silicate network on glass fibre surface to enhance flaw healing effect and corrosion resistance. The inserts show polymer/MWCNTs network by SEM and individual surface functionalized nanotube structure by TEM. (b) The single MWCNT-glass fibre is used to monitor the initiation and growth of microcracks in composites, which demonstrates distinctive capability of early warning before the catastrophic fracture of material.

## 2 Experimental

The control ARG fibres with diameter of 17  $\mu\text{m}$  utilized in this work were made at our institute. During the continuous spinning process, the ARG fibres were in-situ sized by an alkali-resistant sizing consisting of silane coupling agent,  $\gamma$ -aminopropyl-triethoxysilane, in conjunction with film formers and nanoparticles in the aqueous sizing, namely S1. The 0.2 wt% surface functionalized MWCNTs (IFW Drsdén, Germany) are dispersed in the epoxy film former based sizing. We applied surface coatings to the control ARG using either two kinds of styrene-butadiene copolymers with different  $T_g$  values (C1) or a commercial self-crosslinking styrene-butadiene copolymer (C2) in aqueous solvent of water. The organo-clay particles (Nanofil 15, Süd-Chemie AG, Moosburg, Germany) in maleic anhydride grafted polypropylene with a size of about 60 to 130 nm are dispersed (1 wt%) in the obtained solution. We extracted the fibres in selected highly concentrated aqueous alkaline solution (5 wt% NaOH, pH of 14) at 20 °C for seven days, which is the most aggressive and corrosive condition to the fibre surface. To manufacture the single MWCNT-glass fibre as an in-situ sensor, either dipping deposition (DIP) or electrophoretic deposition (EDP-G) of MWCNTs (NC3101, Nanocyl S.A., Belgium) onto glass fibre surfaces were conducted. To make model composites, a single or three individual fibres were then mounted within a dog-bone shaped mould, where a commercial DGEBA-based epoxy resin and curing agent (Hexion Specialty Chemicals Stuttgart GmbH, Germany) were thoroughly mixed and degassed prior to pouring in the mould as polymer matrix.

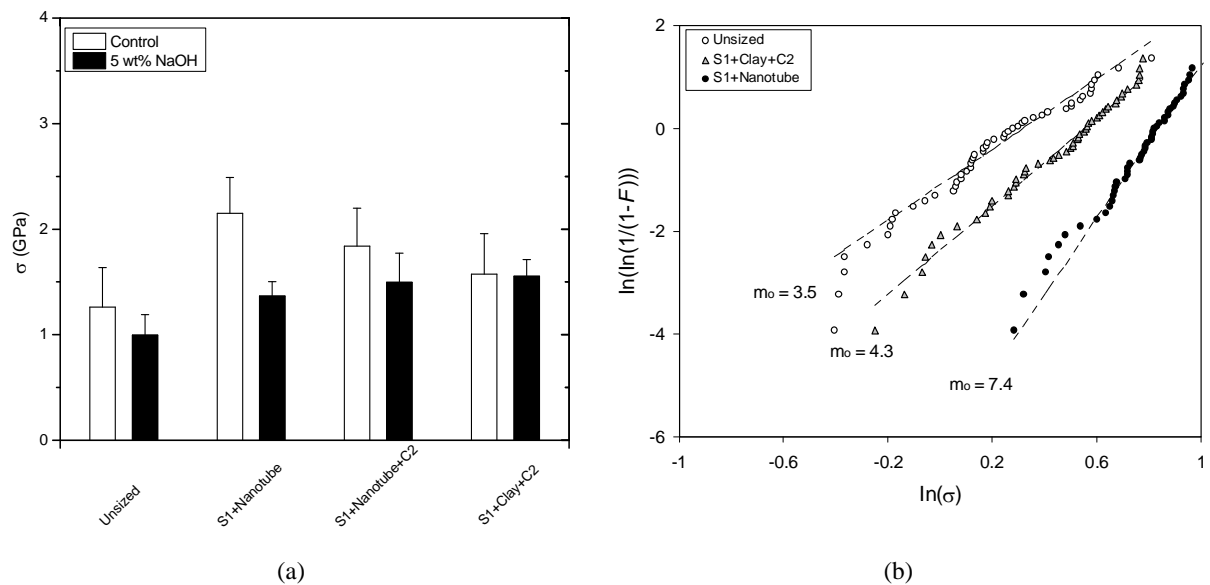
The tensile strength of single fibre was measured using the FAVIGRAPH Semiautomatic Equipment (Textechno Mönchengladbach, Germany) with test velocity 10 mm/min and the gauge length of 20 mm equipped with a 10 N force cell. To verify the effect of surface properties on the statistical distribution of fibre tensile strength, the cumulative fracture probability,  $F$ , was fitted by single Weibull distribution model through the least squares method and the Weibull modulus  $m_o$  was calculated. Both single-fibre pull-out test and single fibre fragmentation tests were used for assessing interfacial shear strength. The pull-out test was carried out on a self-made pull-out apparatus with force accuracy of 1 mN and displacement accuracy of 0.07  $\mu\text{m}$  with identical pull-out velocities (0.01  $\mu\text{m/s}$ ) at ambient temperature. The local interfacial adhesion strength,  $\tau_d$ , and the critical interphase energy release rate,  $G_{ic}$ , can be determined. The electrical resistance of the single fibre model composite under tensile load was monitored simultaneously with mechanical stress-strain behaviour. The stress-strain curve was detected by FAVIGRAPH Semiautomatic Equipment with test velocity 0.2 mm/min. Keithley 2000 multimeter and Keithley 6517A high resistance meter were used for the electrical resistance measurement and the ends of samples and test grips were painted by silver paste in order to form ohmic contact. The MWNTs-glass fibre surface and composite interphase properties were studied using ultra high resolution field emission scanning electron microscopy (FE-SEM Ultra 55, Carl Zeiss SMT AG, Germany) and atomic force microscopy (AFM, a Digital Instruments D3100, USA). AFM modes of tapping, Lift Mode

electric force microscopy (EFM) and nanoindentation were performed to obtain topography, morphological, electric force images and nanomechanical stiffness, respectively.

### 3 Results and Discussion

#### 3.1 Fibre Tensile Strength

We first investigated the tensile performance of the single fibres (Fig. 2a). The fibre strength increased up to 70 % and 25 % for sized fibre with 1 wt% loading of MWCNTs or organoclay in the sizing or coating, respectively. Because the critical flaws which limit the strength of fibres are located at the surface, the fibre fracture behaviour is strongly affected by the variation of coating properties. The varied breaking strength of glass fibre can be attributed to the distribution in flaw severity along the fibre length, where micro-cracks can be inherent to the glass itself or a result of the manufacturing process and handling of the fibre. Interestingly, as shown in Fig. 2b, both the Weibull plot lines and Weibull modulus,  $m_o$ , of coated systems shifts to higher values than those of the control. This indicates that the strength-controlling surface defects have lower heterogeneity distribution and the size of defects is reduced after healing. In other words, the healed flaws on the coated fibres show similar flaw size, severity and homogeneity compared to those on the control fibres.



**Fig. 2:** (a) Effect of the nanostructured coatings with low fraction of nano-reinforcements on the tensile strength of ARG before and after alkaline treatment in 5 wt% NaOH aqueous solution for seven days in an ambient environment. Error bars represent standard deviations for the estimate of the mean strength of fifty samples. (b) Weibull plots of fibre fracture probability.

Additionally, the effects of alkaline attacks on the average fibre strength are also compared in Fig. 2a. It is evident that the sample of clay coatings would not yield a significant strength reduction upon alkali treatment. However, a significant strength reduction for systems with nanotube sizings occurred. This can be partly compensated by an additional styrene-butadiene coating with carboxylic groups, which shows an enhanced alkali-resistance as determined by the marginal strength reduction. Therefore, the durability and alkali-resistance are also improved, particularly the fibre with organoclay coatings. Overall, the coated fibres have higher strength values than the control one after alkaline corrosion, reflecting the improved environmental durability for fibres with nanostructured coatings.

Potential mechanisms include the contributions of different factors for the mechanical property improvement by reducing the fibre surface flaw formation and crack growth. Note that the polymer coatings have Young's moduli that are typically several orders of magnitude lower than the glass fibre, and therefore do not bear a significant portion of the mechanical load. Although the polymer coatings do not increase strength, they have the important function of protecting the glass surface from abrasion and chemical damage, which in turn would degrade glass fibre strength. The coating layer with organosilicate plates could prevent moisture/alkali contact and reaction with glass lattice at a crack tip (stress corrosion). The acidic groups of coating molecular interact with or absorb free cations and anions of environment leading to a slow-down of the corrosion process. Secondly, stress-redistribution and crack stopping mechanisms can be achieved by coatings and nanotube's 'bridging' effect and interface debonding/plastic deformation around crack tip. The mechanical 'healing' effect was viewed as a disappearance of the severe surface flaws because of an increase of the crack tip radius, the flaw filled by coatings being either elliptical than sharp. Thirdly, compressive stress on fibre surface might prevent crack opening/propagation by the shrinkage of polymer due to solidification. Specifically, solidification of coating polymers is normally accompanied by shrinkage as liquid evaporation (solvent removal) and curing (chemical reaction) occurs, which generates a tensile stress within the polymer layer and a compressive stress within the surface of substrate. To simplify the complex phenomena, we developed a simple mechanical model based on Griffith fracture mechanics to roughly estimate the strength of coated fibre. A smoothly coated fibre loaded in tension and having a thin circumferential crack was assumed (Fig. 3(a)), where the strain energy is released in a material volume adjacent to the crack when the crack appears. According to the energy balance, the coated fibre strength,  $\sigma_f$ , can be expressed as

$$\sigma_f > \bar{\sigma}_f = \sqrt{\frac{2\gamma E_f}{(\beta a^* - \frac{L(1+L/d)E_c}{E_f})}} \quad (1)$$

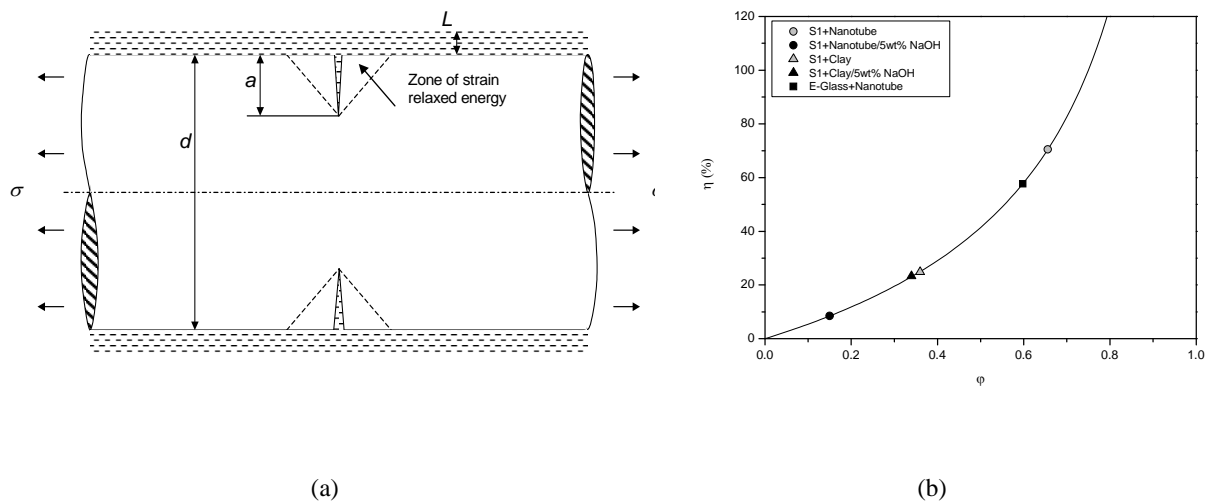
where  $\gamma$  is fracture surface energy and  $\beta$  is a constant coefficient of proportionality.  $E_f$  and  $E_c$  are Young's modulus of fibre and coatings, respectively. We used an apparent crack length

$a^*$  instead of  $a$  to take into account geometrical influences of surface defects arising from either coatings filling of crack tip or surface roughness. Notably, the critical tensile stress of fibre with a surface flaw,  $\bar{\sigma}_f$ , is significantly affected by the coating modulus and thickness.

Accordingly, we propose a nondimensional healing efficiency factor,  $\varphi = L(1+L/d)E_c/\beta a^*E_f$  as an indication of whether the fibre is sufficiently coated and how the reinforcement effect is degraded by environmental corrosion. Therefore, the strength improvement ratio,  $\eta$ , can be related to a healing efficiency factor,  $\varphi$ , as

$$\eta = \frac{\sigma_f - \sigma_o}{\sigma_o} = \frac{1}{\sqrt{1 - \varphi}} - 1 \quad (2)$$

where  $\sigma_o = (2\gamma E_f/\beta a^*)^{1/2}$  is the strength of the fibre without coatings. More rigorous analysis shows that reducing  $a^*$  to equilibrium interatomic distance,  $a_o$ , of atoms at force equal to zero,  $\sigma_o$  approaches the ultimate theoretical strength of fibre,  $\sigma_{\max} = E_f/2\pi$ . The healing efficiency factor ranges from zero to one representing conditions from non-coating/poor healing case until efficient healing. Overall, our glass fibres with nanotube coatings show the highest  $\varphi$  (more close to one) and mechanical strength improvement (Fig. 3(b)). It implies that the strength can be improved for fibre with surface defects when the healing efficiency factor is more close to one. Generally speaking, the thicker the coating layer and larger the stiffness of the coatings the higher is  $\varphi$  and tensile strength of the fibre. The larger the size of defect and higher the stiffness of fibre, for effective repairing, the thicker and stiffer coatings are required. Moreover, the variation of healing efficiency factor indicates how strong the resistance of the coatings subjected to environmental attack, i.e., no significant reduction of  $\varphi$  for nanoclay coatings after alkaline treatment represents its high environmental barrier and anti-corrosion property.



**Fig. 3:** (a) A sketch of a coated fibre with a surface flaw. The fibre is loaded in tensile stress  $s$  and the circumferential surface flaw of length  $a$  serves as an initial crack. The fibre diameter and coating thickness are given by  $d$  and  $L$ , respectively, where  $a$  and  $L$  are much less than  $d$ . (b) Response of strength variation ratio  $\eta$  to healing efficiency factor  $\phi$ .

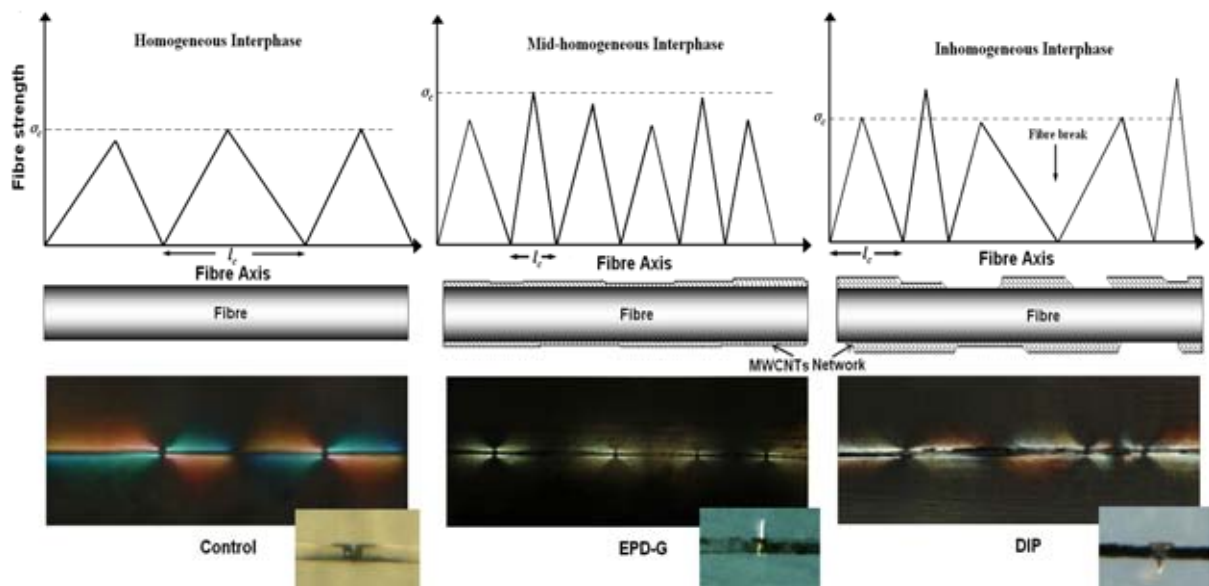
### 3.2 Interfacial Shear Strength

In order to investigate whether the nanocoatings could affect interfacial adhesion, we next tested the both concrete and epoxy matrix composites with nanocomposite coated ARG fibres. In comparison of the systems without clay (see Table 1), the sized fibre with clay shows a significantly higher local interfacial shear strength  $\tau_d$  and critical interfacial energy release rate  $G_{ic}$ . We applied additional polymer coating with clay on the sized fibre which shows the best performance. The significant increase in adhesion strength is attributed to the mechanical properties and thickness of the hybrid nanocoatings, influencing interface integration and stress concentration. Besides, the coating with clay results in a much less degradation due to limited access of the aggressive alkali solution, which consequently increases the frictional component of bond. Fig. 4 shows the birefringence patterns under polarized light of single MWCNT–glass fibre model composites together with the schemes for these interphases and the stress profiles along the fibre when the fragment number reached saturation. The interfacial shear strength of single fibre coated with MWCNTs in epoxy matrix exhibited more than 30 % improvement according to the measurement of the fibre fragment length, irrespective of whether the coating includes silane coupling agent or not. Through focusing on the fibre break point, the apparent matrix crack failure mode could be observed in the coated fibre samples, which indicated improved interfacial strength due to the presence of the MWCNT coating. From mechanics point of view, the stress transfer behaviour between fibre and matrix should be strongly affected by interfacial crack initiation and propagation when MWCNTs were extensively distributed in the interphase region. The cross-sectional observa-

tion of MWCNT-glass fibre/epoxy composite by SEM and AFM confirmed that most nanotubes located in the interphase region with higher interphase stiffness as indicated by nanoindentation (Fig. 5). This is likely to involve mechanical interlinking (anchor effect) of carbon nanotubes against matrix deformation/ cracking. We suggest that different nanotube related toughening mechanisms underlie the multi-scale interfacial fracture behaviour, including glass fibre/nanotube/matrix interfacial debonding, nanotube pull-out, and interfacial crack bridging.

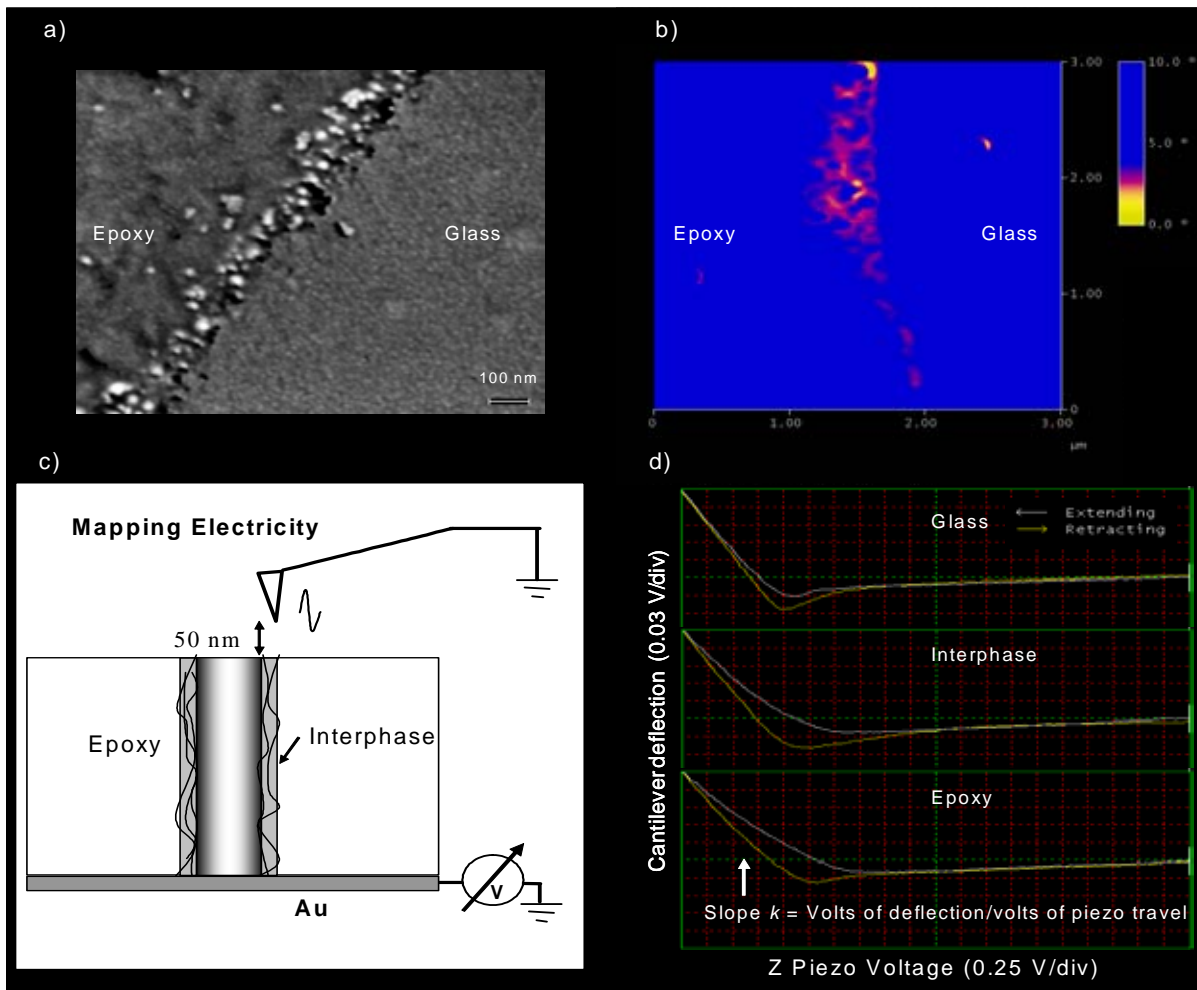
**Table 1:** Local interfacial shear strength,  $\tau_d$ , and critical interfacial energy release rate,  $G_{ic}$ , of ARG fibre reinforced cement composites

Fibre/Matrix	$\tau_d$ [MPa]	$G_{ic}$ [J/m <sup>2</sup> ]
ARG Control/Cement	23	0.6
ARG Coating C2/Cement	25	0.7
ARG S1+Clay/Cement	34	2.2
ARG S1+Coating K+Clay/Cement	57	5.7



**Fig. 4:** The stress profiles along the fibre axis as a function of position when fracture number reaches its saturation; the birefringence patterns are shown by cross-polarized light for saturation at a magnification of ten. Insert images are the enlarged views of broken points, the interfacial debonding failure mode for control and the matrix crack failure mode for EPD-G and DIP systems were observed.

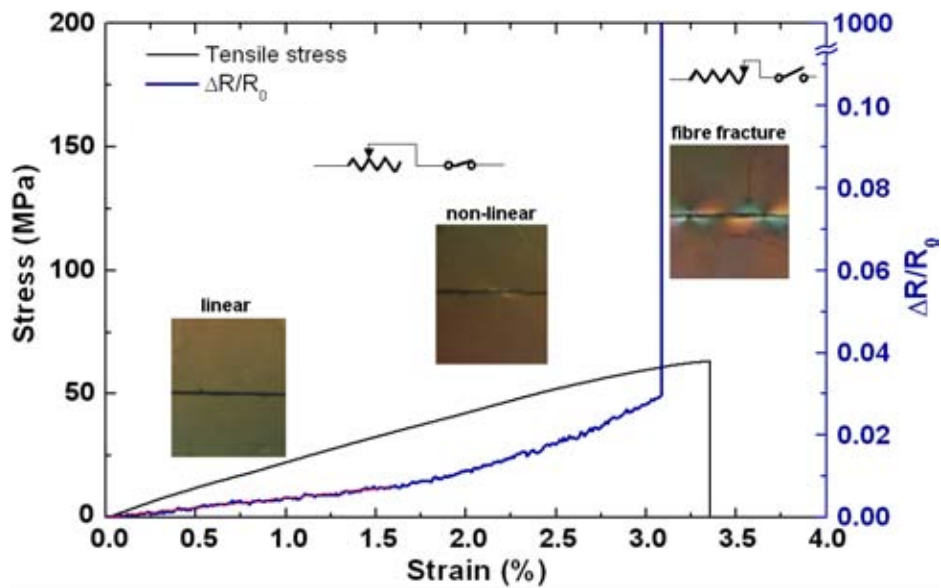




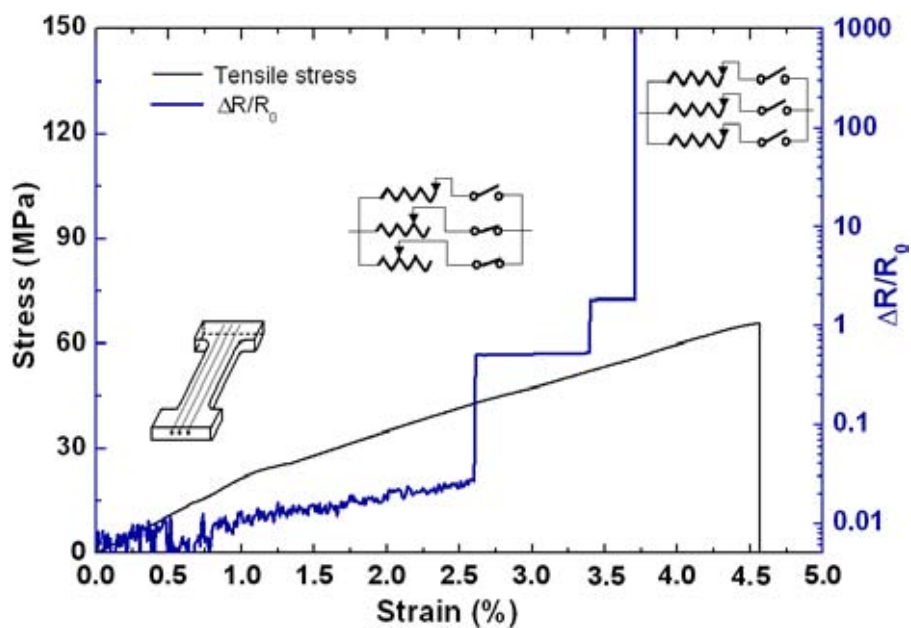
**Fig. 5:** (a) FE-SEM and (b) EFM images of MWCNT rich interphase in MWCNT-glass/epoxy composite; (c) schematic diagram for electrical mapping cross-section of composites with MWCNT rich interphase by Lift Mode EFM; (d) typical nanoindentation force curves on fibre, interphase and epoxy represent the cantilever deflection signal for one complete extension/retraction indentation cycle of the piezo. The initial slope  $k$  of the retracting curve represents the cantilever deflection signal versus voltage applied to the piezo (i.e. indentation displacement in the vertical direction). A softer material would result in less deflection of the cantilever under a given indentation displacement, which provides qualitative information about the elasticity of specimen surface. The slope of indentation on interphase showing higher value than that of indentation on epoxy matrix actually demonstrates the higher stiffness of interphase. Based on calibration of the deflection sensitivity, the calculated values of contact stiffness are 103 N/m, 90 N/m and 62 N/m for glass, interphase and epoxy, respectively.

### 3.3 Early Warning of Composite Failure

Figure 6 characterizes the piezoresistive response of the composite with a single MWCNT-glass fibre or three individual MWCNT-glass fibres to the external loading. The electrical resistance monotonously increases with the applied strain (Fig. 6 (a)) behaving like a variable resistor, but the slope of relative resistance ( $\Delta R/R_0$ ) curve is varied with typical three stages. At the first stage, the relative electrical resistance increases almost linearly proportional to strain up to approximately 1.5 %, caused by dimensional change of MWCNT networks in the interphase. At higher strains, the slope of the resistance-strain curve increases exponentially proportional to strain, suggesting an irreversible resistance transition, associated with extensive concentration of stresses in interphases, increase of nanotube-nanotube interspace and loss of contact points. At the third stage, owing to the initiation and growth of microcracks in composite, the MWCNT networks nearby are completely disconnected and the resistance jumps to significantly higher value which is out of measurable range at a strain of 3.0 %. Finally, the microcracks continue to propagate leading to the fracture of composite at a strain of about 3.4 %. The micromechanisms of damage in composites have been extensively studied for decades and the interphase has always been recognized as a key region in the failure process. In our composites, the electric current only passes through the interphase region and both the fibre and the surrounding matrix remain electrically insulating, thereby the electric conduction mechanism is different from traditional CNT composites fabricated by dispersing CNTs into polymers or inserting an electric wire/carbon fibre. As a consequence, the unique early warning ability for detecting microcracks in interphase and sensitivity for material health using MWCNT-glass fibre sensor is highlighted, whichever fibre or matrix breaks firstly. To get timely more predictive signal, we embedded three individual fibres into the matrix and monitored the variation of resistance (Fig. 6(b)). The resistance sharply step-wise increases with the three fibres broken one by one, which acted as three variable resistors connected in parallel. Obviously, the multi-individual fibres composite improves the early warning capability and sensitivity for material health.



(a)



(b)

**Fig. 6:** In-situ sensor of a single fibre model composite for early warning of composite failure. (a) Simultaneous change of electrical resistance and tensile stress as a function of tensile strain. Inserted figures are the photoelastic profiles during tensile process corresponding to the  $\Delta R/R_0$  value at various stages. (b) The function of early warning is optimized through three individual fibres in the composite.

## 4 Conclusions

Functional nanocomposite coatings for healing surface microcracks of glass fibres and early warning of materials fracture were developed. We found that, with low fraction of nanoreinforcements, the nanostructured and functionalised traditional glass fibres show significantly improved both mechanical properties and alkaline corrosion resistance. The most remarkable mechanical strength improvement with the highest healing efficiency factor is found for glass fibres with nanotube coatings, where the coating modulus, thickness and roughness are responsible for the mechanical enhancement. The glass fibres coated with clay nanocomposites present a significantly less damage caused by the diffusing alkali ions, giving rise to the highest residual tensile strength after ageing. Besides, nanocomposite coatings result in improved fibre/matrix interfacial shear strength. Importantly, we have demonstrated for the first time that the MWCNT-glass fibres were able to detect and make utility of microcracks as real-time in-situ sensors for early warning catastrophic failure of materials.

## 5 References

- [1] GAO, SL.; MÄDER, E.; PLONKA, R.: Nanostructured Coatings of Glass Fibres: Improvement of Alkali Resistance and Mechanical Properties. *Acta Materialia* 55(2007), p. 1043–1052
- [2] GAO, SL.; ZHUANG, RC.; ZHANG, J.; LIU, JW.; MÄDER, E.: Glass Fibre with Carbon Nanotube Networks as Multifunctional Sensors. *Advanced Functional Materials* 20 (2010), p. 1885-1893
- [3] ZHANG, J.; LIU, JW.; ZHUANG, RC.; MÄDER, E.; HEINRICH, G.; GAO, SL.: Single MWCNT-glass Fibre as Strain Sensor and Switch. *Advanced Materials* 20 (2011), DOI: 10.1002/adma.201101104

## Statistische Auswertung der Bruchspannung einaxialer Zugversuche an Textilbeton – Vorschläge für Teilsicherheitsbeiwerte

Jan-Uwe Sickert<sup>1</sup>, Katrin Schwiteilo<sup>2</sup>, Frank Jesse<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Im Rahmen umfangreicher experimenteller Untersuchungen wurden die Bruchspannungen für Textilbeton unter einaxialer, einsinniger Zugbelastung ermittelt. Im Ergebnis liegen variierende Daten vor, die auf eine nichtdeterministische (unscharfe) Bruchspannung hinweisen. Die Versuchsergebnisse stellen eine moderate Datenbasis für eine statistische Auswertung und Quantifikation der Unschärfe dar. Zur Berücksichtigung der unscharfen Bruchspannung bei der Bemessung mittels einfacher Handrechnungen muss ein deterministischer Sicherheitsabstand eingeführt werden. Der Sicherheitsabstand wird in den derzeit gültigen Normen mit Teilsicherheitsbeiwerten festgelegt, die ein ebenso normativ vorgegebenes Sicherheitsniveau gewährleisten sollten. In diesem Kontext werden im Beitrag auf der Basis von Zuverlässigkeitsbetrachtungen ermittelte Teilsicherheitsbeiwerte für Textilbeton mit AR-Glas- und Carbon-Bewehrung vorgeschlagen.

**Summary:** In the framework of a comprehensive experimental program the ultimate strength of textile reinforced concrete has been determined under consideration of uniaxial tensile load. In result varying data are available which indicate a non-deterministic (uncertain) strength. The experimental results provide a moderate basis for statistical evaluations and the quantification of uncertainty. Furthermore, manual calculation in structural design requires a certain safety distance. For this task, partial safety factors have been defined and incorporated in the design codes to ensure a predefined safety level. In this context, this paper gives suggestions for the definition of partial safety factors for textile reinforced concrete with AR glass and carbon reinforcement.

---

<sup>1</sup> Dr.-Ing., Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, TU Dresden

<sup>2</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

<sup>3</sup> Gastprof. Dr.-Ing., Lehrstuhl Massivbau, BTU Cottbus

## 1 Einleitung

Für Bauteile aus Textilbeton wurden bereits Modelle für die Querschnittsbemessung entwickelt, die mit Hilfe weniger Gleichungen Aussagen zur erforderlichen Textilbewehrungsmenge liefern. Beispiele sind die Bemessungsvorschläge für Zug von MOLTER [1], für Biegung und Querkraft von MOLTER [1] und VOSS [2] und deren Anwendung durch HEGGER ET AL. [3], [4], [5] sowie im Bereich der Tragwerksverstärkung die Bemessungsvorschläge zur Biegeverstärkung von BÖSCHE [6] und WEILAND [7], zur Torsionsverstärkung von SCHLADITZ [8], zur Querkraftverstärkung von BRÜCKNER ET AL. [9], [10] oder zur Normalkraftverstärkung von ORTLEPP ET AL. [11], [12]. Für die Anwendung dieser Bemessungsvorschläge in der Baupraxis wird deren Einbettung in das semiprobabilistische Sicherheitskonzept mit Teilsicherheitsbeiwerten nach DIN EN 1990 angestrebt. Bei allen Bemessungsvorschlägen müssen für den Versagensfall Garnzugbruch charakteristische Werte für die Garnzugfestigkeit und der zugehörige Teilsicherheitsbeiwert für die Widerstandsseite festgelegt werden.

Die Textilien werden in Textilbetonbauteilen in der Regel so angeordnet, dass sie als Bewehrung die bei Rissbildung des Betons frei werdenden Zugkräfte aufnehmen. Die Zugtragfähigkeit bzw. Zugfestigkeit der textilen Bewehrung ist deshalb eine wesentliche Materialkenngröße für die rechnerische Beurteilung der Tragfähigkeit von Textilbetonbauteilen. Bei der Festlegung der Bemessungswerte der Textilzugfestigkeit müssen zahlreiche Einflussgrößen, wie z.B. die Abhängigkeit vom Winkel zwischen Beanspruchung und Faserrichtung, Maßstabeffekte und Langzeiteffekte, mittels geeigneter deterministischer Beiwerte berücksichtigt werden. Die in Kurzzeitversuchen an standardisierten Prüfkörpern im Dehnkörperversuch experimentell ermittelten Festigkeiten werden durch Multiplikation mit den Beiwerten reduziert. Bisher noch nicht untersucht wurde die Fragestellung, wie aus einer wirtschaftlich motivierten, möglichst geringen Anzahl solcher Prüfungen ein charakteristischer Wert und ein Rechenwert für die Querschnittsbemessung festgelegt werden kann, der auch die Unsicherheiten beinhaltet, die sich aus der langfristigen Variationsbreite der Materialqualität im Produktionsprozess ergibt. Bei der Anwendung als Verstärkung steht zudem die Frage, wie sich aus einer Eignungsprüfung unter Laborbedingungen Bemessungswerte für Baustellenbedingungen ableiten lassen.

Dieser Beitrag diskutiert die Festlegung von charakteristischen Werten und Teilsicherheitsbeiwerten anhand von Ergebnissen von Dehnkörperversuchen, die über größere Zeiträume und größere Materialmengen stichprobenartig ermittelt wurden. Versuchsdaten liegen für die Materialien AR-Glas und Carbon sowie unterschiedliche Verarbeitungsrichtungen innerhalb des Textils (Kett- und Schussfaden) vor.

## 2 Experimentelle Untersuchungen

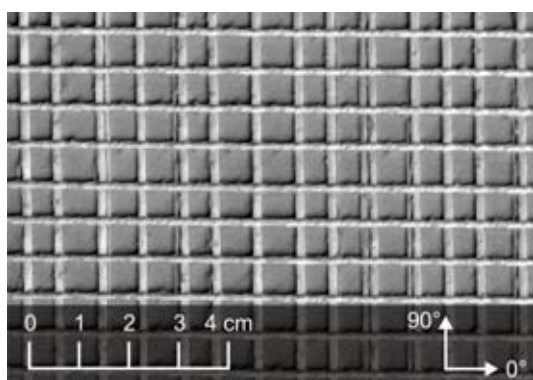
### 2.1 Materialien der Stichproben

Für die statistische Auswertung wurden Textilien mit praktisch relevanten Garnmaterialien und typischer geometrischer Anordnung gewählt. Eingesetzt wurden Multifilamentgarne der Feinheit 1200 tex aus alkali-resistentem Glas (AR-Glas) und der Feinheit 800 tex aus Carbon. Auf einer Kettenwirkmaschine wurden daraus nähverwirkte Gelege mit dem Bindungstyp Trikot-gegenlegig und einer Stichlänge von 2 mm hergestellt. Kett- und Schussrichtung sind biaxial in einem Winkel von 90° angeordnet. Tabelle 1 gibt eine detaillierte Übersicht über die verwendeten Garne und den geometrischen Aufbau der Textilien, s.a. Bild 1. Alle Textilien sind mit einer Imprägnierung auf Styrol-Butadien-Basis beschichtet.

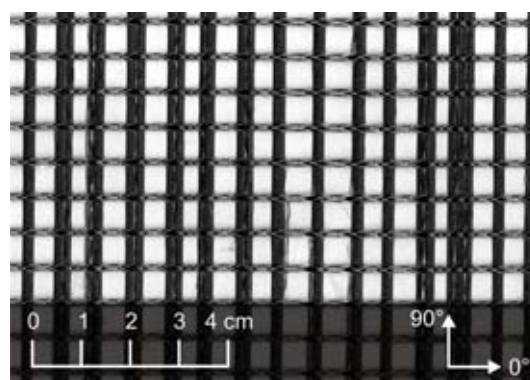
**Tabelle 1:** Eigenschaften und Aufbau der verwendeten Textilien

**Table 1:** Properties and structure of the used textiles

Richtung	Winkel [°]	Garnmaterial [-]	Feinheit [tex]	Raster [mm]
Textil 1 (AR-Glas)				
Kettrichtung	0	AR-Glas	1200	10,2
Schussrichtung	90	AR-Glas	1200	10,8
Textil 2 (Carbon)				
Kettrichtung	0	Carbon	800	10,2
Schussrichtung	90	Carbon	800	10,8



(a) Textil 1 (AR-Glas)



(b) Textil 2 (Carbon)

**Bild 1:** Ansicht der verwendeten Textilien [13]

**Fig. 1:** View of the used textiles [13]

## 2.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Zugfestigkeit der Textilien wurde mit einem Dehnkörperversuch am Verbundwerkstoff bestimmt. Probengeometrie und Versuchsdurchführung orientieren sich am Typ 2 der im Entwurf vorliegenden Empfehlung des RILEM TC TDT [14]. Die Proben sind im vorliegenden Fall 30 mm oder 60 mm breit, ca. 500 mm bis 600 mm lang, enthalten zwei Lagen textiler Bewehrung und werden an beiden Enden auf einer Länge von ca. 125 mm zwischen starren Stahlplatten mit einer Gummizwischenlage geklemmt. Die Prüfung erfolgte weggesteuert in einer hydraulischen Prüfmaschine mit einer Belastungsgeschwindigkeit von ca. 1 mm/min. Während des Versuches wurden die Kraft und die Probenverformungen im mittig angeordneten Messbereich auf einer Länge von 200 mm mit einem anklemmbaren Extensiometer erfasst.

## 2.3 Versuchsprogramm

Die Proben sind Teil der Routineprüfungen im Rahmen eines größeren Versuchsprogramms [13] und entsprechen weitgehend gleichmäßig verteilten Stichproben in Gruppen von zwei bis vier Proben je Betoniercharge. Die im Folgenden verwendeten Daten nach Tabelle 2 repräsentieren einen Ausschnitt von ca. 1 % der im Versuchsprogramm verarbeiteten Textilmenge (ca. 100 m<sup>2</sup> je Material).

**Tabelle 2:** Versuchsprogramm

**Table 2:** Experimental program

Datensatz	Material	Richtung	Probenbreite	Probenanzahl
AR-K-30	Textil 1	Kette	30 mm	45
AR-K-60	Textil 1	Kette	60 mm	57
AR-S-60	Textil 1	Schuss	60 mm	102
C-K-60	Textil 2	Kette	60 mm	69
C-S-60	Textil 2	Schuss	60 mm	69

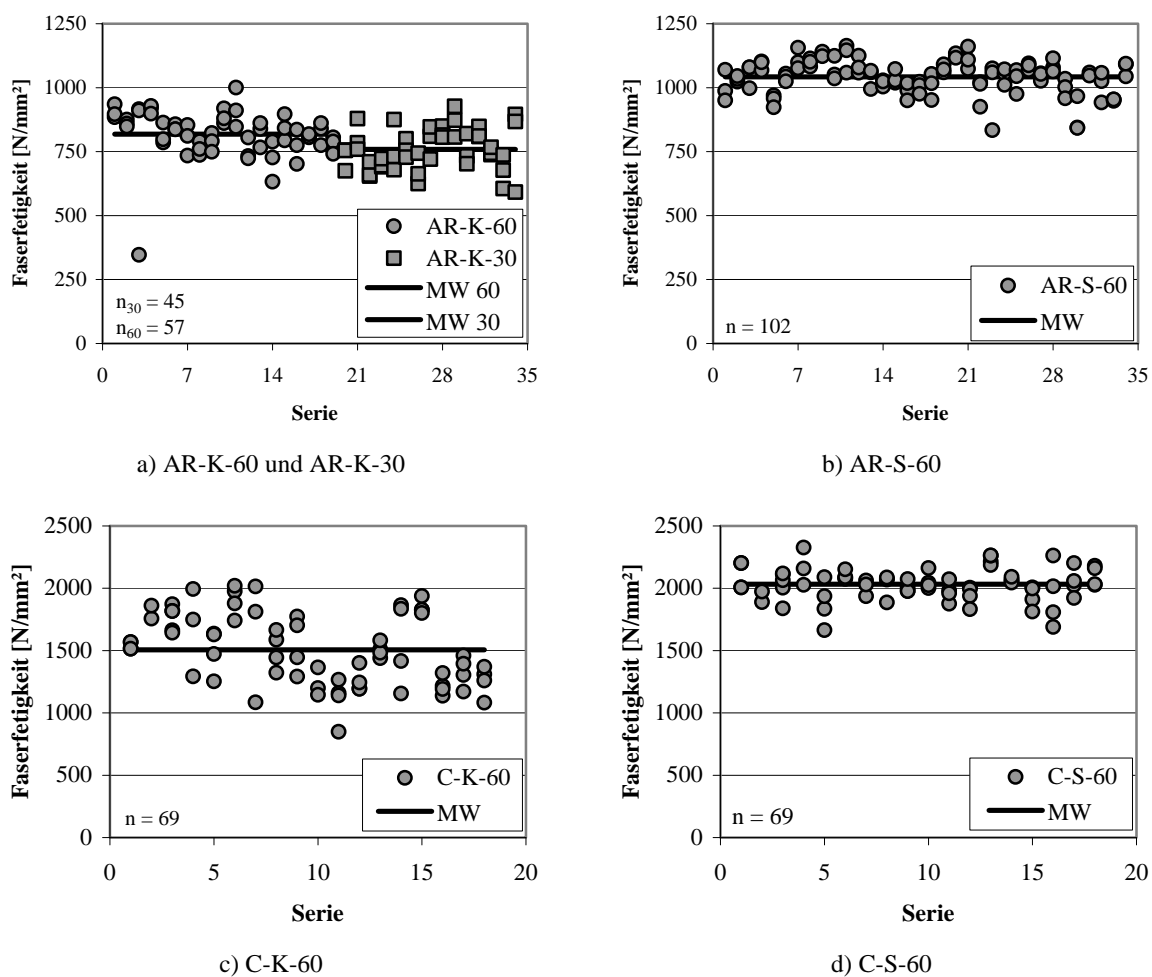
Aus den Messdaten bzw. den Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeiten wurden für diese Auswertung die Faserfestigkeit im Verbundbaustoff ermittelt. Dabei kamen zwei Varianten zur Anwendung. Bei der ersten Variante ergibt sich die Faserfestigkeit

$$\sigma_{fu} = F_u \cdot b / (n \cdot a_f) \quad (1)$$



aus der Bruchkraft im Versuch  $F_u$ , der Probenbreite  $b$ , der Faserquerschnittsfläche pro Meter  $a_f$  und der Lagenanzahl  $n$ . Alternativ kann die jeweilige Faserquerschnittsfläche der Probe durch das Auszählen der Faserbündel in der Bruchfläche ermittelt werden. Im Versuchsprogramm kamen beide Varianten zur Anwendung.

Liegen Informationen über die Faseranzahl in der Bruchfläche vor, kann die Unschärfe bezüglich der Faserquerschnittsfläche reduziert werden. Dagegen steigt der mögliche Fehler bei geringen Probenbreiten stark an, wenn nur die geometrischen Angaben zum Textil und der Probenbreite betrachtet werden. Bei üblichen Garnabständen von 7 mm bis 15 mm kann der Fehler bis zu 30 % ( $b = 30$  mm) bzw. 15 % ( $b = 60$  mm) betragen, je nachdem, ob ein Garn gerade noch im Probenquerschnitt liegt oder nicht mehr.



**Bild 2:** Variation der Festigkeiten über die Herstellungschargen des Verbundwerkstoffs

**Fig. 2:** Variation of the strength of the production batches of the composite

Bild 2 zeigt die Variation der gemessenen Festigkeiten über alle Herstellungschargen (Serien). In den Daten ist die Variation der Festigkeiten erkennbar. In Teilbild a) sind die Ergeb-

nisse der Serie mit AR-Glas (Kettrichtung) dargestellt. Die Probenbreite 30 mm und 60 mm wurden zusammengefasst. Die Festigkeiten für die schmalere Proben liegen geringfügig niedriger als bei den 60 mm Proben, die Streubreite ist vergleichbar. Für die Schussrichtung der AR-Glas-Proben sind die Werte in Teilbild b) angegeben, sowie in Teilbild d) für die Schussrichtung der Carbon-Proben. Für beide liegen die Streubereiche in vertretbarem Maß. Für die Kettrichtung der Carbon-Proben in Teilbild c) ist die Streuung größer. Die Ursachen der unterschiedlich großen Streuungen sind bisher nicht bekannt.

### 3 Textilbeton und Unschärfe

#### 3.1 Ursachen der Unschärfe

Die Unschärfe der Festigkeit resultiert aus (a) den Materialeigenschaften der Einzelkomponenten, (b) dem Verarbeitungsprozess bei der Herstellung des Verbundwerkstoffes und (c) dem internen Lastabtragungsmechanismus (Verbund). Die Festigkeit der AR-Glas- und Carbonfasern streut in Folge nichtkonstanter Bedingungen während des Herstellungsprozesses[15]. Während der Verarbeitung der Garne zu Textilien verursachen unterschiedliche Faserspannungen sowie nichtkonstante Beschichtungskonzentrationen und Trockenbedingungen je nach Position des Garns innerhalb der Maschine weitere Streuungen. In der Herstellung und den Eigenschaften des Verbundwerkstoffes Textilbeton sind weitere Ursachen für Variabilität identifizierbar. Insbesondere wurde ein ausgeprägter Chargeneffekt der Betonagen beobachtet. Während der Belastungssteigerung beeinflussen die Rissbildung, lokale Verbundeigenschaften und lokale Materialsteifigkeiten die Lastverteilung in den Fasern und folglich die Bruchkraft. Der Versuchsaufbau führt in geringem Umfang zu Einspann- und Kerbeffekten, die wegen der guten Reproduzierbarkeit lediglich eine vernachlässigbare systematische Verschiebung der Festigkeit verursachen [16].

Die Phänomene sind deterministisch nicht beschreibbar – sie sind unscharf. Die Spezifikation der Unschärfe bezogen auf die einzelnen Phänomene ist jedoch nicht möglich. Die Unschärfe der Faserfestigkeit ist derzeit nur integral quantifizierbar. In den vorliegenden Daten dominieren vermutlich die Ursachen (a) und (c). Die Dehnkörper wurden den Routineprüfungen eines größeren Versuchsprogramms unter Laborbedingungen entnommen. Deshalb wird angenommen, dass Ursache (b), also Variationen in der Herstellungstechnologie des Verbundwerkstoffes, nur geringen Einfluss hat. Für eine erste Abschätzung von charakteristischen Werten und Teilsicherheitsbeiwerten bieten die vorliegenden Daten trotzdem eine Grundlage, da sie die wesentlichen Einflüsse abbilden. Nicht enthalten sind unter praktischen Bedingungen zu erwartende Variationen der Erhärtungsbedingungen des Feinbetons und der Einfluss der Herstellungschargen der textilen Bewehrungen, da hier alle Textilien eines Typs aus einer Produktionscharge stammen. Mit der Erweiterung der Datenbasis um diese Effekte können charakteristische Werte und Teilsicherheitsbeiwerte festgelegt werden.

Zur Bewertung des Chargeneffektes der Betonage wurde eine Korrelationsanalyse zwischen den Kennwerten der Betonmatrix (Druckfestigkeit und Biegezugfestigkeit) und der Faserzugfestigkeit im Verbundwerkstoff durchgeführt. Die ermittelten Korrelationen zwischen den Betonfestigkeiten einer Charge und den Faserzugfestigkeiten sind sehr gering, so dass kein direkter Zusammenhang detektierbar ist.

Die weitere Ursachenzuordnung und die Quantifizierung der Unschärfe sind insbesondere für die weitere Optimierung des Produktionsprozesses vom Filament zum Textilbeton essentiell, um wirtschaftliche und zuverlässige Tragwerke planen und herstellen zu können.

### 3.2 Modelle

Traditionell wird Unschärfe mit Zufallsgrößen quantifiziert. Entsprechend der Ursache von Unschärfe sollten jedoch unterschiedliche Modelle gewählt werden, siehe SICKERT [17] und MÖLLER & BEER [18]. Materialinhärente Variationen sind zufällig und mit wahrscheinlichkeitsbasierten Modellen adäquat abbildbar. Das durch die ungenaue Kenntnis des Zusammenwirkens der Komponenten im Verbundwerkstoff und der Versagensmechanismen verursachte Informationsdefizit führt zu subjektiven Bewertungen der Messergebnisse. Die Quantifizierung der daraus resultierenden Ungenauigkeit mit dem Maß Wahrscheinlichkeit impliziert einen Informationsgehalt, der nicht verfügbar ist. Die Zuverlässigkeit einer Struktur aus Textilbeton ist dann nur mit generalisierten Unschärfemodellen möglich. Für die Ableitung von Teilsicherheitsbeiwerten werden im Folgenden nur die materialinhärenten Variationen betrachtet.

## 4 Teilsicherheitsbeiwerte auf Basis der Zuverlässigkeitstheorie 1. Ordnung

Der Teilsicherheitsbeiwert (TSB) für Textilbeton soll die Unschärfe der Baustoffeigenschaften abdecken. Neben den Streuungen, die unter Laborbedingungen auftreten, soll auch die Unschärfe der im Bauwerk realisierten Festigkeiten erfasst werden. Der TSB für Textilbeton ist folglich ein Materialfaktor zur Gewährleistung des Sicherheitsabstandes auf der Widerstandsseite. Dem Nachweiskonzept der Eurocodes folgend sind in den Materialfaktoren weitere unscharfe Phänomene enthalten. Zu diesen Phänomenen gehören Sicherheitszuschläge für Abweichungen der analytischen Modelle von der Realität und Geometrieabweichungen. Die Strenge der Qualitätssicherungsmaßnahmen und der Überwachung sowie die Vorankündigung des Bruchs beeinflussen den Wert der Materialfaktoren ebenfalls. Unter Vernachlässigung eventuell vorhandener Interaktionen lässt sich ein Materialfaktor

$$\gamma_m = \prod_i \gamma_{mi} \quad (2)$$

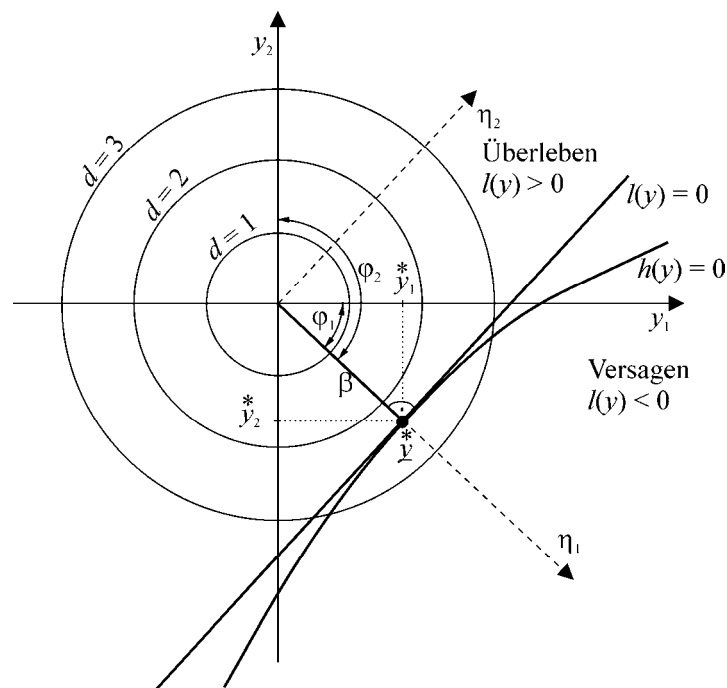
als Produkt der einzelnen Sicherheitsabstände  $\gamma_{mi}$  berechnen.

Ein Materialfaktor kann definitionsgemäß mit

$$\gamma_m = \frac{R_k}{R_d} \quad (3)$$

berechnet werden, wenn der charakteristische Wert  $R_k$  und der Bemessungswerte  $R_d$  bekannt sind. Die Werte  $R_k$  und  $R_d$  sind spezifische Realisierungen eines unscharfen Parameters, z.B. der Festigkeit. Unter Voraussetzung zufälliger Einflüsse wird die Unschärfe dieses Parameters mit Wahrscheinlichkeitsmodellen bewertet. Der charakteristische Wert  $R_k$  wird für Materialeigenschaften i.d.R. als 5 %-Quantil der Zufallsgröße festgelegt. Ausgangspunkt ist eine Stichprobe „zufälliger“ Messwerte.

Bemessungswerte können mit Hilfe der Zuverlässigkeitstheorie I. Ordnung ermittelt werden [19]. Bei diesem Verfahren werden alle Zufallsvariablen in den Raum der normierten Normalverteilung ( $y$ -Raum) transformiert, in dem der Sicherheitsindex  $\beta$  und die Sensibilitätsfaktoren  $\alpha_i$  ermittelt werden, siehe Bild 3. Die dargestellten Kreise repräsentieren die Höhenlinien der Verbunddichte  $\varphi(\underline{y}) = \prod_i \varphi(y_i)$  mit der Dichtefunktionen  $\varphi(y_i)$  der Zufallsgrößen  $y_i$ . Die transformierte Grenzzustandsfunktion  $h(\underline{y}) = 0$  wird im nichtlinearen Fall im Bemessungspunkt linearisiert, so dass der kürzeste senkrechte Abstand zum Koordinatenursprung berechnet werden kann.



**Bild 3:** Bemessungspunkt und Sensibilitätsfaktoren im Raum der normierten Normalverteilung [20]

**Fig. 3:** Design point and sensitivity factors in the space of standard normal distribution [20]

Der Bemessungspunkt im  $y$ -Raum ergibt sich aus  $\underline{y}^* = \beta \cdot \underline{\alpha}$ . Die Koordinaten des Bemessungspunktes im  $x$ -Raum und damit die Bemessungswerte werden nach Rücktransformation mit den Verteilungsfunktionen aller Zufallsvariablen erhalten. Die kurze Darstellung zeigt, dass der Bemessungspunkt und damit die TSB von

1. dem erforderlichen Sicherheitsindex  $\beta$ ,
2. dem Typ der Verteilungsfunktion,
3. dem charakteristischen Wert  $R_{k,i}$  und
4. dem Sensibilitätsfaktor  $\alpha_i$

abhängen.

Die ersten drei Listeneinträge können für den Textilbeton unter separater Betrachtung der vorhandenen Unschärfe festgelegt werden. Dagegen hängen die Faktoren  $\alpha_i$  auch von den statistischen Werten der übrigen Zufallsvariablen eines Bemessungsmodells ab. Sie können nur mit der Zuverlässigkeitstheorie 1. Ordnung berechnet werden. Unter Verzicht auf diese Berechnungen wird eine konservative Abschätzung der Sensibilitätsfaktoren verwendet. Für Widerstandsgrößen wird  $\alpha = -1$  gesetzt. Das bedeutet, dass die Streuungen der Versagenslasten ausschließlich von den Streuungen der einen betrachteten Größe abhängen. Der Eurocode EN 1990 erlaubt die Anwendung von  $\alpha = -0,8$ , wenn  $0,16 < \sigma_E/\sigma_R < 7,6$  gilt. Maßgebend ist das Verhältnis der Standardabweichungen  $\sigma_E$  und  $\sigma_R$  der Einwirkung und des Widerstandes. Auf diese Abminderung wird hier verzichtet, da die Einwirkungen nicht betrachtet werden. Für der erforderlichen Sicherheitsindex  $\beta = 3,8$  (siehe EN 1990) wird der Bemessungswert mit

$$R_d = F^{-1}\left(\Phi^{NN}(-1 \cdot 3,8)\right) = F^{-1}\left(7,2348 \cdot 10^{-5}\right) \quad (4)$$

berechnet [20]. Die Unterschreitungswahrscheinlichkeit für  $R_d$  ist bei dieser Abschätzung bereits so klein, dass die Zielversagenswahrscheinlichkeit ohne Betrachtung der weiteren zufälligen Größen im Bemessungsmodell gewährleistet ist.

Alternativ kann der Bemessungswert auch pragmatisch als Quantilwert abgeschätzt werden. Für diese Abschätzung wird häufig die 3- $\sigma$ -Regel angewendet. Der Bemessungswert wird mit dem Mittelwert  $\mu_x$  und der Standardabweichung  $\sigma_x$  durch

$$R_d = \mu_x - 3\sigma_x \quad (5)$$

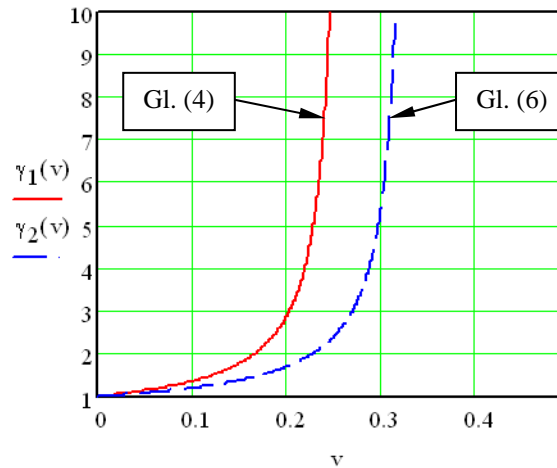
definiert. Unter Voraussetzung einer normalverteilten Zufallsgröße kann der TSB

$$\gamma_m = \frac{R_k}{R_d} = \frac{\mu_x - 1,64\sigma_x}{\mu_x - 3\sigma_x} = \frac{1 - 1,64v}{1 - 3v} \quad (6)$$

in Abhängigkeit vom Variationskoeffizienten  $v = \sigma_x / \mu_x$  berechnet werden. Der Faktor 1,64 führt auf das 5 %-Quantil für den charakteristischen Wert. Beispielartig ergibt sich für  $v = 0,1$  ein Teilsicherheitsbeiwert von  $\gamma_m = 1,194$ . Der mit Gleichung (5) berechnete Bemessungs-

wert wird mit einer Wahrscheinlichkeit von 0,00135 unterschritten. Im Vergleich zu Gleichung (4) ist die Versagenswahrscheinlichkeit demnach ca. eine Zehnerpotenz größer.

Nach Gleichung (6) ist der Teilsicherheitsbeiwert als Funktion des Variationskoeffizienten darstellbar. Die Auswertung der Funktion ist in Bild 4 als gestrichelte Linie eingetragen. Die durchgezogene Linie ergibt sich bei Anwendung von Gleichung (4) für den Bemessungswert. Bild 4 zeigt den rapiden Anstieg des Teilsicherheitsbeiwertes mit steigendem Variationskoeffizient.



**Bild 4:** Abhängigkeit zwischen Variationskoeffizient und Teilsicherheitsbeiwert

**Fig. 4:** Dependency between coefficient of variation and partial safety factor

## 5 Beispiele

Im Beispiel werden Teilsicherheitsbeiwerte für die Faserzugfestigkeit von Textilbeton berechnet, die als ein Faktor  $\gamma_{mi}$  nach Gleichung (2) ein Bestandteil des TSB der Widerstandsseite sind. Ausgangspunkt der Berechnung ist die in den Bildern 2 a-d dargestellte statistische Untersuchung von Messergebnissen. Mit Punkt- und Intervallschätzern werden die Parameter für angenommene Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktionen ermittelt [20]. Die Wahl der Verteilungsfunktionen wird mit statistischen Tests [21] unterstützt. Der KS-Test und der  $\chi^2$ -Test schließen trotz der vergleichsweise großen Datenbasis weder die Normal- noch die logarithmischen Normalverteilung aus. Die Ergebnisse der Punktschätzer und der Intervallschätzer mit einem Konfidenzniveau von 95 % sind in Tabelle 3 bis 6 zusammengefasst. Die geschätzten Parameter bilden die Basis für die Berechnung charakteristischer Werte und der Teilsicherheitsbeiwerte. Die Berechnung wird für unterschiedliche Kombinationen dieser Parameter durchgeführt. Die Abhängigkeit der Parameter wird berücksichtigt. Entsprechend werden entweder der kleinste Mittelwert mit der mittleren Varianz oder ein mittlerer Mittelwert mit der maximalen Standardabweichung kombiniert. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7 und Tabelle 8 zusammengefasst. Der Bemessungswert wird nach Gleichung (4) ermittelt. Der

Einfluss des Variationskoeffizienten C.O.V. ist in den ermittelten Teilsicherheitsbeiwerten deutlich erkennbar. Die berechneten Werte hängen außerdem stark vom gewählten Verteilungstyp und von den Parametern ab.

**Tabelle 3:** Statistische Auswertung der Bruchspannung (AR-Glass, Schussrichtung)

**Table 3:** Statistical evaluation of ultimate strength (AR glass, weft thread direction)

Normalverteilung		log. Normalverteilung			
Punktschätzer					
$\mu$	1048,85			$\mu_u$	6,9532
$\sigma$	70,88			$\sigma_u$	0,0675
C.O.V.	0,067				
Intervallschätzer					
$\mu_{min}$	1036,78	$\mu_{max}$	1060,91	$\mu_{u,min}$	6,9405
				$\mu_{u,max}$	6,9655
$\sigma_{min}$	63,17	$\sigma_{max}$	80,52	$\sigma_{u,min}$	0,0574
				$\sigma_{u,max}$	0,0765

**Tabelle 4:** Statistische Auswertung der Bruchspannung (AR-Glas, Kettrichtung)

**Table 4:** Statistical evaluation of ultimate strength (AR glass, warp thread direction)

Normalverteilung		log. Normalverteilung			
Punktschätzer					
$\mu$	818,16			$\mu_u$	6,7006
$\sigma$	93,35			$\sigma_u$	0,1137
C.O.V.	0,114				
Intervallschätzer					
$\mu_{min}$	793,39	$\mu_{max}$	842,92	$\mu_{u,min}$	6,6636
				$\mu_{u,max}$	6,7286
$\sigma_{min}$	78,81	$\sigma_{max}$	114,51	$\sigma_{u,min}$	0,0687
				$\sigma_{u,max}$	0,1615

**Tabelle 5:** Statistische Auswertung der Bruchspannung (Carbon, Schussrichtung)

**Table 5:** Statistical evaluation of ultimate strength (Carbon, weft thread direction)

Normalverteilung		log. Normalverteilung			
Punktschätzer					
$\mu$	2013,61			$\mu_u$	7,6146
$\sigma$	128,28			$\sigma_u$	0,0631
C.O.V.	0,063				
Intervallschätzer					
$\mu_{min}$	2000,79	$\mu_{max}$	2062,42	$\mu_{u,min}$	7,6006
				$\mu_{u,max}$	7,6301
$\sigma_{min}$	109,87	$\sigma_{max}$	154,14	$\sigma_{u,min}$	0,0497
				$\sigma_{u,max}$	0,0744

**Tabelle 6:** Statistische Auswertung Bruchspannung (Carbon, Kettrichtung)**Table 6:** Statistical evaluation of ultimate strength (Carbon, warp thread direction)

Normalverteilung		log. Normalverteilung					
Punktschätzer							
$\mu$	1503,47	$\mu_u$	7,2982				
$\sigma$	282,39	$\sigma_u$	0,1862				
C.O.V.	0.188						
Intervallschätzer							
$\mu_{min}$	1435,64	$\mu_{max}$	1571,31	$\mu_{u,min}$	7,2505	$\mu_{u,max}$	7,3437
$\sigma_{min}$	241,88	$\sigma_{max}$	339,34	$\sigma_{u,min}$	0,1629	$\sigma_{u,max}$	0,2073

**Tabelle 7:** Teilsicherheitsbeiwerte für Kurzzeitbelastung bei Normalverteilung**Table 7:** Partial safety factors for short-term loading using normal distribution

Normalverteilung	$\mu, \sigma_{max}$	$\mu_{min}, \sigma$	$\mu, \sigma$	$\mu, \sigma_{min}$	$\mu_{max}, \sigma$
AR-Glas, Schussrichtung					
5%-Quantil	916,41	920,19	932,26	944,99	944,32
Designwert	742,87	767,44	779,51	808,92	791,57
TSB	1,23	1,20	1,20	1,17	1,19
AR-Glas, Kettrichtung					
5%-Quantil	629,81	639,84	664,61	688,53	689,37
Designwert	383,02	438,66	463,43	518,68	488,19
TSB	1,64	1,46	1,43	1,33	1,41
Carbon, Schussrichtung					
5%-Quantil	1778,07	1789,79	1820,61	1850,89	1851,42
Designwert	1445,88	1513,33	1544,15	1614,10	1574,96
TSB	1,23	1,18	1,18	1,15	1,18
Carbon, Kettrichtung					
5%-Quantil	945,31	971,15	1038,98	1105,61	1106,82
Designwert	213,98	362,56	430,39	584,33	498,23
TSB	4,42	2,68	2,41	1,89	2,22

Infolge dieser Ungewissheit ergeben sich für die Teilsicherheitsbeiwerte Intervalle. Ein Beispiel ist die Kettrichtung des Carbon-Textils mit  $\gamma_m = [1,89; 4,42]$ . Aus den Messergebnissen von Bild 2 c) sind unter Zugrundelegung einer Normalverteilung keine praxisrelevanten Teilsicherheitsbeiwerte ableitbar, die gleichzeitig die Zuverlässigkeit und die Wirtschaftlichkeit befriedigen. Bei Ansatz einer logarithmischen Normalverteilung ergeben sich dagegen Werte im Intervall  $[1,42; 1,56]$ . Dieser Unterschied dokumentiert den Einfluss des gewählten



Verteilungstyps deutlich. Die Anwendung dieser Ergebnisse wird jedoch nicht empfohlen, da der Typ der Verteilung ungewiss ist.

**Tabelle 8:** Teilsicherheitsbeiwerte für Kurzzeitbelastung bei logarithmischer Normalverteilung

**Table 8:** Partial safety factors for short-term loading using logarithmic normal distribution

log. Normalverteilung	$\mu_{u,min}$	$\sigma_{u,max}$	$\mu_u$	$\sigma_u$	$\mu_{u,min}$	$\sigma_{u,max}$
AR-Glas, Schussrichtung						
5%-Quantil	911,11		936,52		963,99	
Designwert	772,63		809,73		851,82	
TSB	1,18		1,16		1,13	
AR-Glas, Kettrichtung						
5%-Quantil	600,62		674,24		746,65	
Designwert	424,07		527,71		643,90	
TSB	1,42		1,28		1,16	
Carbon, Schussrichtung						
5%-Quantil	1769,09		1827,69		1897,61	
Designwert	1507,01		1595,30		1704,86	
TSB	1,17		1,15		1,11	
Carbon, Kettrichtung						
5%-Quantil	1001,77		1087,82		1182,93	
Designwert	640,83		728,25		832,71	
TSB	1,56		1,49		1,42	

## 6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Im Beitrag werden die Ergebnisse einaxialer Zugversuche vorgestellt. Die Ergebnisse bilden die Grundlage für eine statistische Auswertung und die Ermittlung von Teilsicherheitsbeiwerten auf der Basis der Zuverlässigkeitstheorie I. Ordnung. Die ermittelten Teilsicherheitsbeiwerte berücksichtigen die Unschärfe bei Kurzzeitbelastung und repräsentieren konservative Werte, da mit dem Sensibilitätsfaktor  $\alpha = -1$  der volle Sicherheitsabstand dem Textil zugewiesen wurde.

Ziel der weiteren Materialentwicklung sollte aus wirtschaftlichen Überlegungen ein Variationskoeffizient der Bruchspannung unter 12 % sein. Mit der Weiterentwicklung der Textilherstellung zeichnet sich eine Entwicklung in dieser Richtung ab. Besonderes Potential zeigt die in LORENZ ET AL. [20] vorgestellte Nadelversatztechnik.

Für die Ermittlung zuverlässiger, integraler Sicherheitsbeiwerte auf der Widerstandsseite ist die Erfassung weitere wesentlicher Einflüsse, wie der Dauerstandsfestigkeit und der Dauer-

haftigkeit mit ihrer Unschärfe sowie der herstellungsbedingten Streuungen der Geometrie erforderlich.

## 7 Literatur

- [1] MOLTER, M.: *Zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. RWTH Aachen, Fakultät Bauingenieurwesen, 2005 – Dissertationsschrift
- [2] VOSS, S.: *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von Textilbewehrtem Beton*. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Fakultät Bauingenieurwesen, 2008 – Dissertationsschrift
- [3] HEGGER, J.; KULAS, C.; SCHNEIDER, H.N.; BRAMESHUBER, W.; HINZEN, M.; RAUPACH, M.; BÜTTNER, T.: TRC Pedestrian Bridge - Design, Load-bearing Behavior and Production Processes of a Slender and Light-weight Construction. In: Brameshuber, W. (Hrsg.): *International RILEM Conference on Material Science - 2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete*. RILEM pro075, 2010, S. 353-364
- [4] HEGGER, J.; HORSTMANN, M.; FELDMANN, M.; PYSCHNY, D.; RAUPACH, M.; BÜTTNER, T.; FEGER, C.: Sandwich Panels Made of TRC and Discrete and Continuous Connectors. In: Brameshuber, W. (Hrsg.): *International RILEM Conference on Material Science - 2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete*. RILEM pro075, 2010, S. 381-392
- [5] HEGGER, J.; SCHNEIDER, M.; KULAS, C.: *Dimensioning of TRC with Application to Ventilated Façade Systems*. In: Brameshuber, W. (Hrsg.): *International RILEM Conference on Material Science - 2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete*. RILEM pro075, 2010, S. 393-403
- [6] BÖSCHE, A.: *Möglichkeiten zur Steigerung der Biegetragfähigkeit von Beton- und Stahlbetonbauteilen durch den Einsatz textiler Bewehrungen - Ansatz für ein Bemessungsmodell*. Fakultät Bauingenieurwesen, Technische Universität Dresden, 2007 – Dissertationsschrift
- [7] WEILAND, S.: *Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton*. Fakultät Bauingenieurwesen, Technische Universität Dresden, 2009 – Dissertationsschrift
- [8] SCHLADITZ, F.: Textilbetonverstärkte Stahlbetonbauteile unter Torsionsbelastung. In: Breit, W.; Kurz, W.; Schell, J.; Kohlmeyer, C. (Hrsg.): *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton: Beiträge zum 51. Forschungskolloquium des DAfStb, Kaiserslautern, 11.-12.11.2010*. Technische Universität Kaiserslautern, 2010, S. 423-434
- [9] BRÜCKNER, A.; ORTLEPP, R.; CURBACH, M.: Anchoring of shear strengthening for T-beams made of TRC. In: *Materials and Structures* 41 (2008), Nr. 2, S. 407–418 – doi: 10.1617/s11527-007-9254-9

- [10] BRÜCKNER, A.; ORTLEPP, R.; CURBACH, M.: Textile Reinforced Concrete for Strengthening in Bending and Shear. In: *Materials and Structures* 39 (2006), Nr. 8, S. 741–748 – doi: 10.1617/s11527-005-9027-2
- [11] ORTLEPP, R.; LORENZ, A.; CURBACH, M.: Umschnürungswirkung textilbewehrter Verstärkungen im Lasteinleitungsbereich von Stützen in Abhängigkeit von der Geometrie. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Nr. 7, S. 490–500 – doi: 10.1002/best.201100018
- [12] ORTLEPP, R.; LORENZ, A.; CURBACH, M.: Column strengthening with TRC: Influences of the column geometry onto the confinement effect. In: *Advances in Materials Science and Engineering* 2009, Article ID 493097 – doi:10.1155/2009/493097
- [13] JESSE, D.: *Tragverhalten von textildbewehrtem Beton unter zweiachsender Zugbeanspruchung*. Fakultät Bauingenieurwesen, Technische Universität Dresden, 2011– Dissertationsschrift
- [14] BRAMESHUBER, W. ET AL.: *Uniaxial tensile test – Test method to determine the load bearing behavior of tensile specimens made of textile reinforced concrete*. RILEM, TC TDT, Entwurf, 2010, 7 S.
- [15] ABDKADER, A.; GRAF, W.; MÖLLER, B.; OFFERMANN, P.; SICKERT, J.-U.: Fuzzy-Stochastic Evaluation of Uncertainties in Material Parameters of Textiles. In: *AUTEX Research Journal* 2 (2002), Nr. 3, S. 115–125
- [16] HARTIG, J.; JESSE, F.; HÄUBLER-COMBE, U.: Evaluation of Experimental Setups for Determining the Tensile Strength of Textile Reinforced Concrete. In: Brameshuber, W. (Hrsg.): *International RILEM Conference on Material Science - 2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete*. RILEM pro075, 2010, S. 117–127
- [17] SICKERT, J.-U.: *Fuzzy-Zufallsfunktionen und ihre Anwendung bei der Tragwerksanalyse und Sicherheitsbeurteilung*. Technische Universität Dresden: Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 9, 2005 – Dissertationsschrift
- [18] MÖLLER, B.; BEER, M.: Engineering Computation under Uncertainty - Capabilities of Non-Traditional Models. *Special Issue of Computers & Structures*, 86 (2008), S. 1024–1041
- [19] SPÄTHE, G.: *Die Sicherheit tragender Baukonstruktionen*. 2., neubearb. Auflage, Springer-Verlag, Berlin 1992
- [20] BOSCH, K.: *Statistik-Taschenbuch*. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, München 1998
- [21] LORENZ, E.; ORTLEPP, R.; HAUSDING, J.; CHERIF, C.: Effizienzsteigerung von Textilbeton durch Einsatz textiler Bewehrungen nach dem erweiterten Nähwirkverfahren. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Nr. 1, S. 21–30 - doi: 10.1002/best.201000072



## Aspekte der Modellierung des Tragverhaltens von Textilbeton unter biaxialer Beanspruchung

Frank R. Beyer<sup>1</sup>, Bernd W. Zastrau<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** Zur Bemessung und Simulation von flächigen Textilbetonstrukturen werden Berechnungsmodelle benötigt, die das Materialverhalten unter biaxialer Beanspruchung abbilden können. Für eindimensionale Strukturen existieren einige Modelle, zu deren Weiterentwicklung eine Erweiterung zur Abbildung des biaxialen Materialverhaltens vorgeschlagen wird. In diesem Beitrag werden die notwendigen Erweiterungen und deren Umsetzbarkeit bei der Modellierung diskutiert und bewertet.

**Summary:** For design and simulation of plane textile reinforced concrete structures mechanical models representing the material behaviour under biaxial loading are necessary. For one-dimensional structures several models were presented in the past. For their further development an extension for biaxial material behaviour is usually proposed. In this paper the required extensions are discussed and their feasibility for modelling is assessed.

### 1 Einleitung

Zur Bemessung und Simulation von Tragstrukturen aus Textilbeton sind Kenntnisse über das Materialverhalten und mechanische Modelle zu dessen Abbildung nötig. Als Kompositwerkstoff mit ausgezeichneten Bewehrungsrichtungen weist er prinzipiell ein anisotropes und heterogenes Materialverhalten auf. Zudem ist zu unterscheiden, ob das Material durch Druck- oder Zugbeanspruchungen belastet wird (asymmetrisches Materialverhalten). In Bezug auf das Grundkonzept von bewehrtem Beton liegt das Hauptaugenmerk im Folgenden auf dem Zugtragverhalten.

Die bisherigen Modelle zur Beschreibung und Simulation des Zugtragverhaltens von Textilbeton basieren im Wesentlichen auf einer eindimensionalen Modellvorstellung. Diese sind in der Lage, das Verhalten entsprechender Bauteile zuverlässig zu simulieren. Allerdings ist die

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Mechanik und Flächentragwerke, TU Dresden

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing. habil., Institut für Mechanik und Flächentragwerke, TU Dresden

Anwendungsbreite dieser Modelle stark begrenzt, da sie ausschließlich für einaxiale Belastung sowie zumeist lastparallele Bewehrung anwendbar sind. Somit sind die unmittelbaren Anwendungsgebiete auf Zugglieder und Zugzonen(-verstärkungen) biegebeanspruchter Balken beschränkt. Nicht selten wird angegeben, dass diese entwickelten einaxialen Modelle – lediglich unter Einarbeitung kleinerer Erweiterungen – auch die Beschreibung allgemeiner Fälle, so auch zwei- und dreidimensionale Strukturen, ermöglichen [3],[8],[11]. In der folgenden Abhandlung wird diese These untersucht. Dabei werden die ursprünglichen Grundannahmen der eindimensionalen Modellvorstellung auf deren Statthaftigkeit bei höherdimensionalen Problemen überprüft. Dabei soll es für diese Untersuchung genügen, sich zunächst auf vorwiegend zweidimensionale Probleme zu beschränken, da die meisten Anwendungsfälle von Textilbeton in Form flächiger Strukturen zu sehen sind. Als Beispiele können hierfür Schalentragerwerke oder deren Verstärkungen sowie alle scheibenartigen Bauteile wie Zugzonenverstärkungen zweiachsig gespannter Platten oder auch Querkraftverstärkungen von Balken genannt werden.

## 2 Grundannahmen eindimensionaler Modelle als Ausgangssituation

Der Beton als druckfester, aber kaum zugfester Baustoff reißt unter baupraktisch relevanten Zugbeanspruchungen. Die Vorstellung eines Materialausschnitts, der durch eine Zugbeanspruchung zerstört wird, ist in Bild 1(a) dargestellt. Der Riss bildet sich hierbei senkrecht zur Richtung der Zugbeanspruchung aus, wobei eine Separation der Bruchstücke in Beanspruchungsrichtung möglich wird. Durch die Ergänzung zugfester Materialien in Form einer Bewehrung mit entsprechender Anordnung kann eine nennenswerte Zugtragfähigkeit des damit entstandenen Verbundmaterials erreicht werden. Zweckmäßigerweise erfolgt diese Anordnung im dargestellten Fall parallel zur Beanspruchungsrichtung – oder, sicherlich besser interpretiert, senkrecht zur potentiellen Richtung der Risse, die in Ihrer Entstehung behindert oder gegebenenfalls überbrückt werden sollen, vgl. Bild 1(b). Ausgehend von diesen Überlegungen ist der Weg zu einem mechanischen Modell durchaus überschaubar. Neben der Repräsentation von Matrix und Bewehrung selbst ist die Modellierung derer Interaktionen nötig. Im Bereich eines aufgehenden Risses, wo über die Rissflanken des Betons keine nennenswerten Spannungen mehr übertragen werden können, erfolgt die Lastübertragung durch die Bewehrung. Dazu muss diese Last, die im ungerissenen Bereich auch bzw. hauptsächlich vom Beton getragen wird, im Rissbereich vollständig auf die Bewehrung übertragen werden. Im Modell wird dies durch Schubspannungen zwischen Bewehrung und Matrix umgesetzt. Dieser Übertragungsbereich wird als Interphase bezeichnet. Zudem treten zwischen Bewehrung und Matrix zwangsläufig Relativverschiebungen auf, sobald der Riss eine Breite aufweist. Diese Relativverschiebungen werden üblicherweise als Schlupf bezeichnet. In Bild 2 sind diese Mechanismen dargestellt; die Relativverschiebungen sind durch die Verbindungslinien zwischen Matrix und Bewehrung kenntlich gemacht, die übertragenen Schubspannungen sind mit  $\tau$  eingetragen.

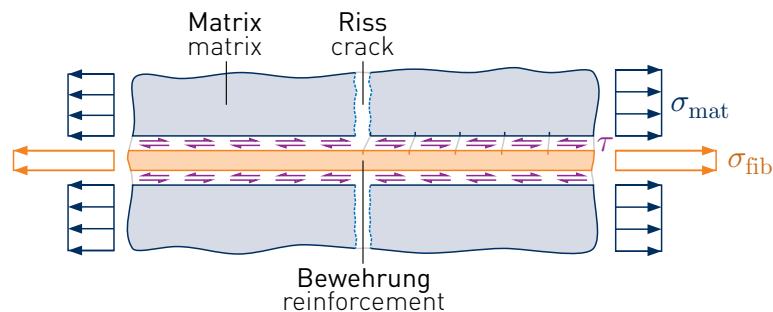


- (a) Materialausschnitt unbewehrten Betons unter Zugbeanspruchung mit ungehinderter Rissöffnung
- (b) Materialausschnitt bewehrten Betons unter Zugbeanspruchung mit Überbrückung des Risses
- (a) section of plain concrete under tensile loading with unopposed crack opening
- (b) section of reinforced concrete under tensile loading with crack bridging

**Bild 1:** Illustration der Grundüberlegungen zur Modellierung zugbeanspruchten Textilbetons

**Fig. 1:** Illustration of basic considerations for modeling tensile loaded TRC

Nun ist es gängig, zwischen den übertragbaren Schubspannungen und der Größe des Schlupfes eine Abhängigkeit vorauszusetzen, die als Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung bezeichnet wird. Anhand experimentell bestimmter Auszugskraft-Auszugsweg-Beziehungen lässt sich diese Beziehung indirekt bestimmen, indem eine angenommene Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung solange variiert wird, bis die damit errechnete Kraft-Weg-Abhängigkeit mit der experimentell ermittelten übereinstimmt. Als Ergebnis wird hierfür zumeist eine nichtlineare Beziehung erhalten [8]. Dieses Vorgehen setzt natürlich voraus, dass das mechanische Modell zutreffend ist.



**Bild 2:** Illustration der Bestandteile und Interaktionen üblicher eindimensionaler mechanischer Modelle für die Berechnung von gerissenen Textilbetonbauteilen unter Zugbeanspruchung

**Fig. 2:** Illustration of the components and their interactions of established mechanical models for the calculation of cracked TRC elements under tensile loading

Aufbauend auf diesem Grundmodell werden in der Literatur zahlreiche Verfeinerungen vorgestellt. Insbesondere die Verwendung von Rovings als Bewehrungselemente, die als Multifilamentgarne einen inhomogenen Aufbau aufweisen, erfordert weiterreichende Beachtung. Vor allem die Auflösung des kompakten Roving in viele Einzelfilamente, die untereinander wiederum über Interphasen gekoppelt sind, kommt der realen Situation deutlich näher, steigert allerdings den Rechenaufwand beträchtlich. Um dem Problem zu entgegnen, gibt es An-

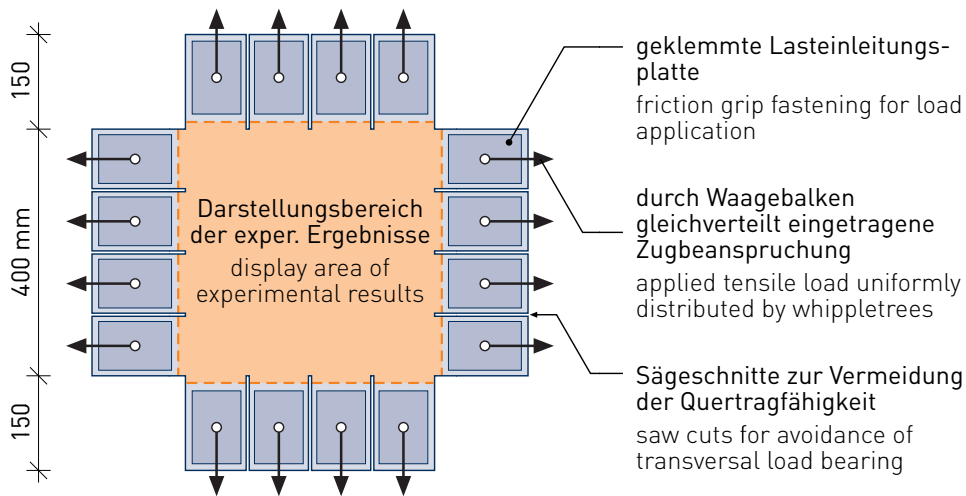
sätze, ein effektives Rovingverhalten anhand von Faserbündelmodellen, Schichtenmodellen oder Experimenten zu ermitteln, um dieses in einem einfachen Modell entsprechend Bild 2 zu implementieren (u.a. [3],[7],[8],[11]). Beschrieben wird dieses effektive Rovingverhalten oftmals durch Kraft-Verschiebungs-Beziehungen von Rovingauszugsversuchen, die jedoch von vielen versuchsspezifischen Faktoren bestimmt werden, wie beispielsweise der Querschnittsform, Querschnittsfläche, Bewehrungsmaterial sowie Art und Intensität der Beschichtung und Imprägnierung des Roving, dessen Einbindelänge usw. Somit erweist sich eine allgemeingültige Anwendung der auf diese Weise gewonnenen Beziehungen als schwierig. Gleichwohl konnten für diese Fälle durchaus gute und realitätsnahe Berechnungsergebnisse erzielt werden.

Zur angedachten Erweiterung dieser Modelle auf mehrdimensionale Probleme existiert die These, dass zur Abbildung eines orthogonal bewehrten Probekörpers mit koaxialen Beanspruchungsrichtungen entsprechend der Anzahl der Dimensionen eindimensionale Modelle überlagert werden können. Wenngleich auch dies nur den simpelsten Spezialfall darstellen würde, setzt diese These voraus, dass sich zugehörig zu jeder Beanspruchungsrichtung ein dazu senkrecht, von den anderen Beanspruchungen und Rissbildungen unabhängiges Rissbild einstellt. Interaktionen jedweder Art müssten demnach ohne nennenswerten Einfluss sein.

### 3 Experimenteller Zugang

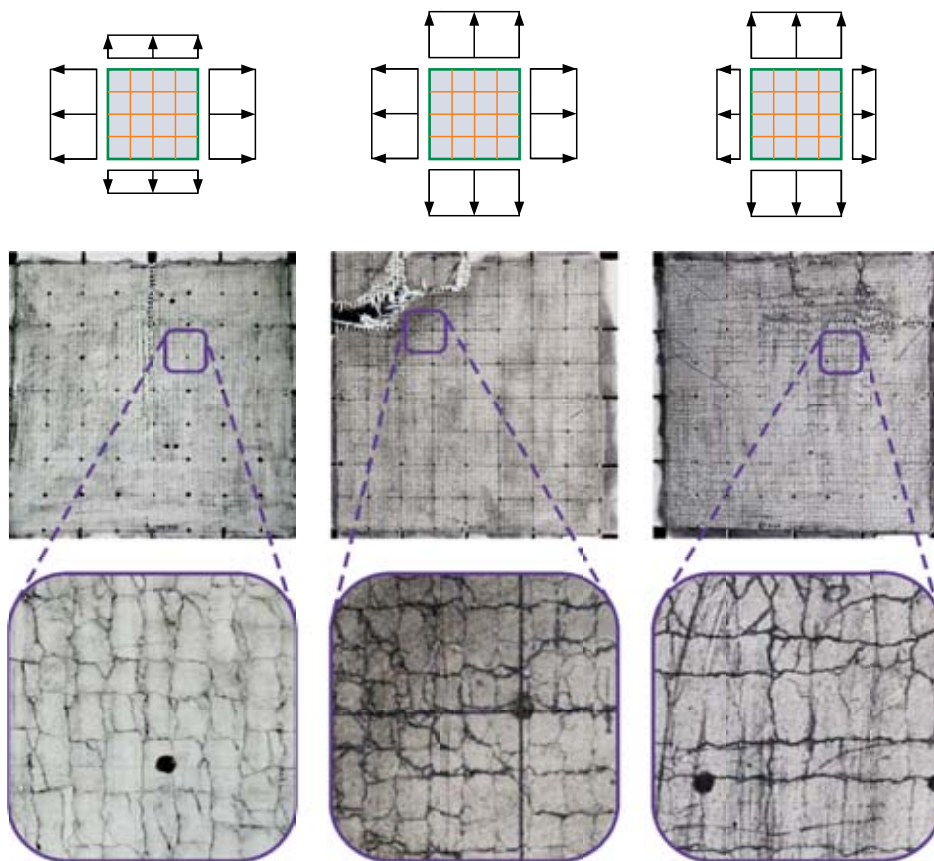
Während der mehrdimensionalen mechanischen Modellierung von Textilbeton noch keine vergleichbar intensive Aufmerksamkeit zukam, wurden im Rahmen der Sonderforschungsbereiche 528 und 532 experimentelle Untersuchungen zum biaxialen Zugtragverhalten durchgeführt. Die hierfür hergestellten scheibenartigen, rechteckigen Probekörper wurden zunächst – in Anlehnung an die einführende Argumentation – mit einer Bewehrung parallel zu den vorgesehenen äußeren Belastungsrichtungen versehen. Die Probekörper, deren experimentelle Ergebnisse im Nachfolgenden zur Diskussion herangezogen werden sollen, werden in [1] und [5] detailliert beschrieben. In Bild 3 ist der wesentliche Überblick zur Geometrie der 8 mm dicken Probekörper gegeben. In Bild 4 sind für verschiedene Lastverhältnisse die Probekörper nach Ende der Belastung dargestellt. In den unvergrößerten Ausschnitten gemäß Bild 3 sind die Versagensrisse deutlich zu erkennen. Das abgeschlossene Rissbild abseits der Versagensrisse ist in den darunter stehenden 7-fach vergrößerten Ausschnitten dargestellt. Bei der Betrachtung der Rissbilder ist festzustellen, dass ein orthogonales Raster der Risse, welches senkrecht zu den äußeren Beanspruchungen und der Bewehrungsrichtungen verläuft, durchaus vorherrschend ist, wenngleich auch eine Vielzahl unregelmäßiger Risse sichtbar ist. Werden die unregelmäßigen Risse vernachlässigt und wird von einem ideal orthogonalen Rissbild ausgegangen, so wäre dies ein Anzeichen dafür, dass in der Tat zwei voneinander unabhängige eindimensionale Modelle für die beiden Richtungen überlagert werden können. In Bild 5 sind für verschiedene Größenverhältnisse der in den beiden Richtungen eingetragene





**Bild 3:** Probekörpergeometrie nach [5] mit Kennzeichnung des in Bild 4 dargestellten Ausschnitts

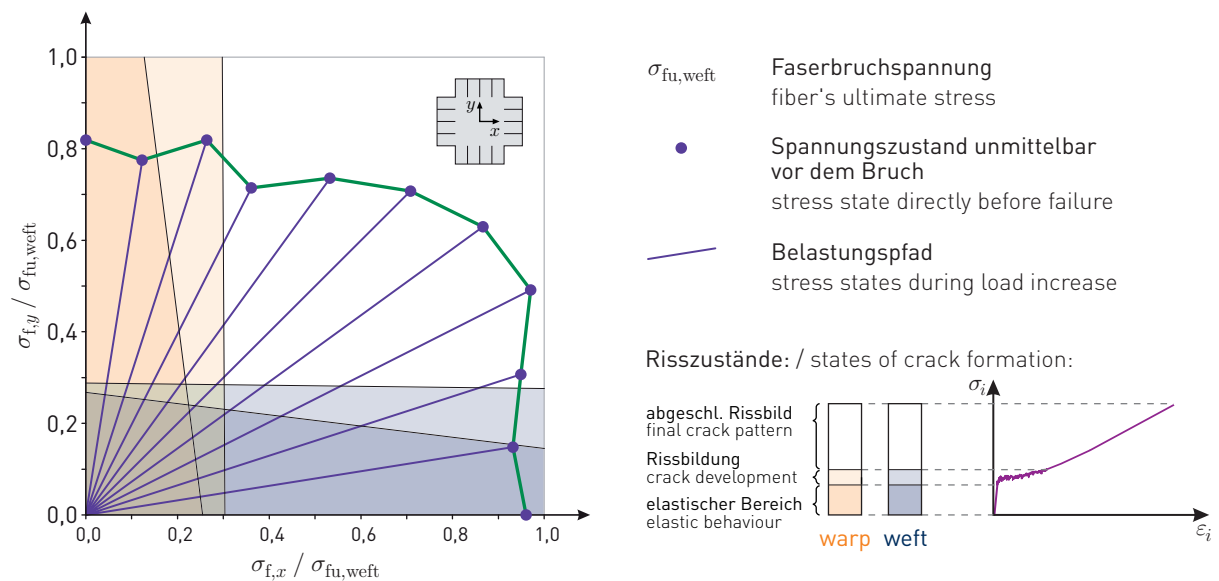
**Fig. 3:** Specimen geometry from [5] with specification of the displayed area in fig. 4



**Bild 4:** Experimentelle Untersuchungsergebnisse zweiachsig gespannter Textilbetonscheiben mit orthogonaler Bewehrungsführung parallel zu den äußeren Beanspruchungen nach [5]

**Fig. 4:** Experimental results of the investigation of biaxially stressed TRC discs with orthogonal reinforcement alignment parallel to the directions of the applied loads from [5]

nen Belastungen, also unterschiedliche Belastungspfade, die experimentellen Ergebnisse dargestellt. Die Schattierungen geben richtungsweise den Risszustand an, wobei die Zuordnung der Risse zu einer ursächlichen äußeren Beanspruchung allerdings als empirisch anzusehen ist. Gleichwohl ist aus dem Vergleich der Bruchzustände zu entnehmen, dass die Bruchlast einer Richtung mit zunehmender Querbeanspruchung abnimmt, wodurch klar wird, dass eine unabhängige Behandlung beider Richtungen durch zwei eindimensionale Modelle dies nicht abbildet. Sofern die Größenordnung dieser Abweichung allgemeingültig gering wäre, so könnte unterstellt werden, dass für eine Näherungslösung darauf verzichtet werden kann. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass damit jedoch auch nur ein Spezialfall gelöst worden wäre. Im Folgenden wird diese Bemerkung näher erörtert.



**Bild 5:** Lastpfade und Bruchspannungszustände bei verschiedenen Belastungsverhältnissen nach [5]

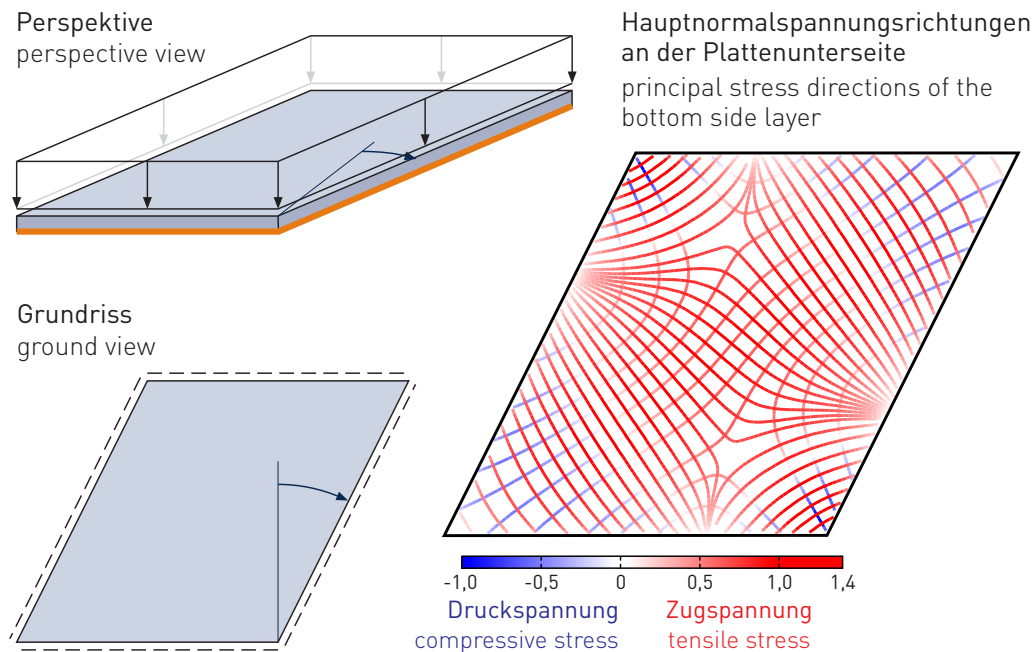
**Fig. 5:** Stress states during load increase and ultimate stress states at various load ratios from [5]

## 4 Allgemeiner Fall

### 4.1 Mehraxialer Spannungszustand

Eine grundlegende Tatsache und zugleich Schwierigkeit ist, dass bei einer Erweiterung von einer eindimensionalen Modellierung, bei welcher nur eine einzige Richtung existiert, bereits im zweidimensionalen Fall nicht nur zwei sondern so gesehen unendlich viele Richtungen existieren. Auf diese Weise können hierbei Effekte auftreten, die bei eindimensionaler Betrachtung ohne jede Bedeutung sind. Zwei wesentliche Erkenntnisse unter Berücksichtigung dessen werden anhand eines beliebigen Anwendungsbeispiels nachfolgend aufgezeigt.

Bild 6 zeigt als willkürliches Beispiel für einen allgemeinen Fall eine allseitig gelenkig gelagerte, schiefe Platte, welche an der Unterseite durch eine dünne Textilbetonschicht verstärkt wurde. Für diese unterseitige Verstärkungsschicht, deren Belastung vorwiegend biaxial ist, wurden die im rechten Teil abgebildeten Trajektorien der Hauptnormalspannungen im elastischen Zustand berechnet.



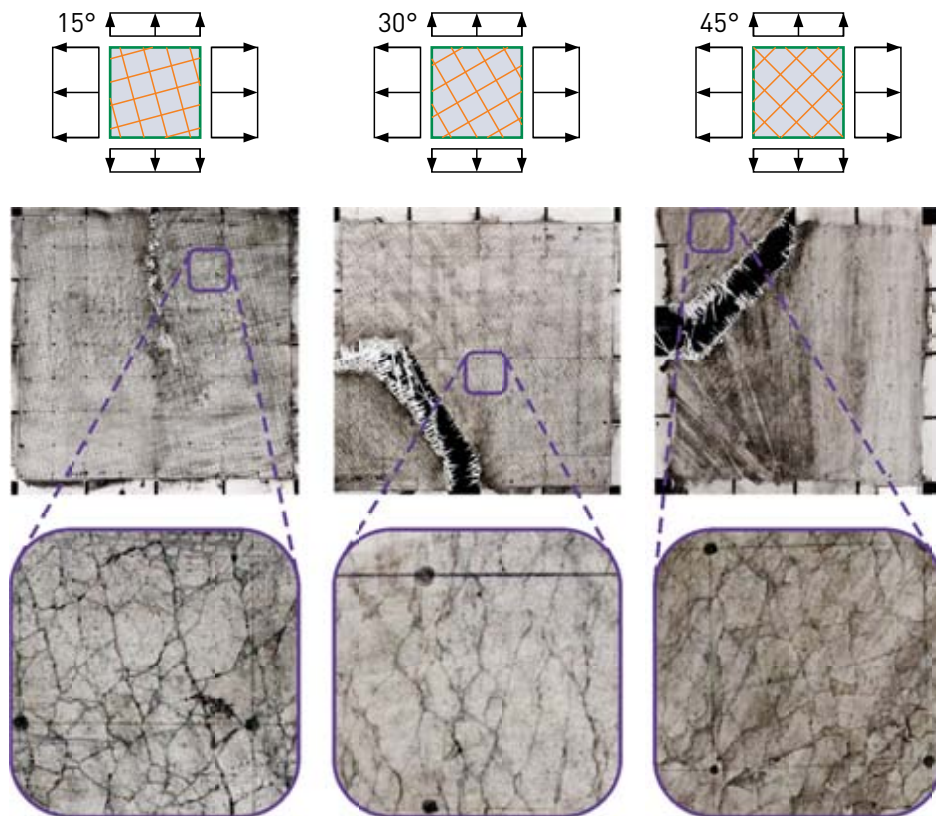
**Bild 6:** Zweiachsialer Spannungszustand in einer unterseitigen Textilbetonverstärkungsschicht einer schiefen Platte mit allseitig gelenkiger Lagerung

**Fig. 6:** Biaxial stress state in a TRC strengthening layer at the bottom side of a skew plate simply supported at all edges

Aus der Betrachtung dieser Verläufe der Hauptnormalspannungsrichtungen lassen sich zwei wesentliche Haupterkenntnisse gewinnen. Auf den ersten Blick ist festzustellen, dass sich die Richtungen der Hauptnormalspannungen kontinuierlich verändern. Die gängigen textilen Strukturen, die zur flächigen Bewehrung vorgesehen sind, werden hingegen aus geradlinig verlaufenden Rovings hergestellt, die dementsprechend nicht den Hauptnormalspannungsrichtungen folgen, sodass sich ihre Richtungen von diesen unterscheiden. Nun existiert theoretisch die Möglichkeit, durch eine Art Einzelanfertigung, die Rovings in den Richtungen des Trajektoriennetzes anzuordnen, um diese Abweichungen zu vermeiden. Dem ist allerdings entgegenzuhalten, dass die Verläufe der Hauptspannungsrichtungen im Allgemeinen lastfallabhängig sind. Beispielsweise würden Teilflächenbelastungen auch in diesem Beispiel andere Hauptspannungsrichtungen zur Folge haben, als die exemplarisch verwendete Volllast. Somit ist per se keine allgemeingültig optimale Anordnung der Bewehrung möglich. Daraus ergibt sich die Schlussfolgerung, dass geringe bis große Abweichungen zwischen Hauptbeanspruchungsrichtungen und Bewehrungsorientierung grundsätzlich zu beachten sind.

## 4.2 Experimentelle Erkenntnisse

Nachdem in Abschnitt 3 die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an Probekörpern mit Bewehrungsrichtungen parallel zu den äußeren Belastungen gezeigt und diskutiert wurden, zeigt Bild 7 nun bei gleichartiger Belastung einen Vergleich von Probekörpern mit Bewehrungen verschiedener Neigungswinkel.



**Bild 7:** Experimentelle Untersuchungsergebnisse zweiachsig gespannter Textilbetonscheiben mit Bewehrungsrichtungen abweichend von den äußeren Beanspruchungen nach [1],[5]

**Fig. 7:** Experimental results of the investigation of biaxially stressed TRC discs with a reinforcement alignment deviating from the directions of the applied loads from [1],[5]

Im Falle einer ungedrehten Bewehrung (vgl. hierzu Bild 4 links) können wie bereits besprochen direkt Zusammenhänge zwischen Rissrichtungen, Bewehrungsorientierung und äußerer Beanspruchung interpretiert werden. Standardargument ist hierbei die schlechte bis praktisch nicht existente Quertragfähigkeit der Rovings, die für Beanspruchungen in Querrichtung faktisch ein Loch im Betonquerschnitt darstellen, so dass die damit verbundene Querschnittschwächung zur Lokalisierung von Rissen an diesen Stellen führt. Bei zunehmender Deviation der Richtungen der äußeren Beanspruchung und der Bewehrung verfließt diese scheinbare Klarheit. Während bei einer Drehung von  $15^\circ$  noch der Trend festgestellt werden kann, dass sich eine vorherrschende Rissrichtung entlang von Rovings „quer“ zur Hauptbe-

anspruchungsrichtung einstellt, ist diese Interpretation weder in der orthogonalen Richtung noch grundsätzlich bei größeren Drehungen zutreffend. Besondere Betonung sollte finden, dass anhand dieser Ergebnisse kein Übergang von Rissen entlang der Bewehrung zu Rissen senkrecht zu den äußeren Belastungsrichtungen stattfindet. Bei der Betrachtung der Ergebnisse mit den Winkelabweichungen von 30° und 45° können zwar Scharen von Rissen mit untereinander sehr ähnlicher Orientierung wahrgenommen werden, allerdings entsprechen diese weder den Richtungen der Bewehrung noch denen der eingetragenen Lasten.

### 4.3 Resultierende Untersuchungsschwerpunkte

Aus den Beobachtungen und Erkenntnissen in vorigen Abschnitt lassen sich zwei wesentliche Fragestellungen ableiten.

- 1) Im Falle, die Rissrichtungen seien bekannt: wie wirken sich Neigungen der Rovings bezüglich der Rissöffnungsrichtung auf deren Tragfähigkeit bei der Rissüberbrückung aus?
- 2) Lassen sich denn die Rissrichtungen für eine diskrete Modellierung von vornherein prognostizieren? Andernfalls wäre ein einfaches diskretes Roving-Matrix-Modell, wie es für den eindimensionalen Fall geschildert wurde, nicht umsetzbar, da dafür die Kenntnis der Rissrichtung eine Grundvoraussetzung ist.

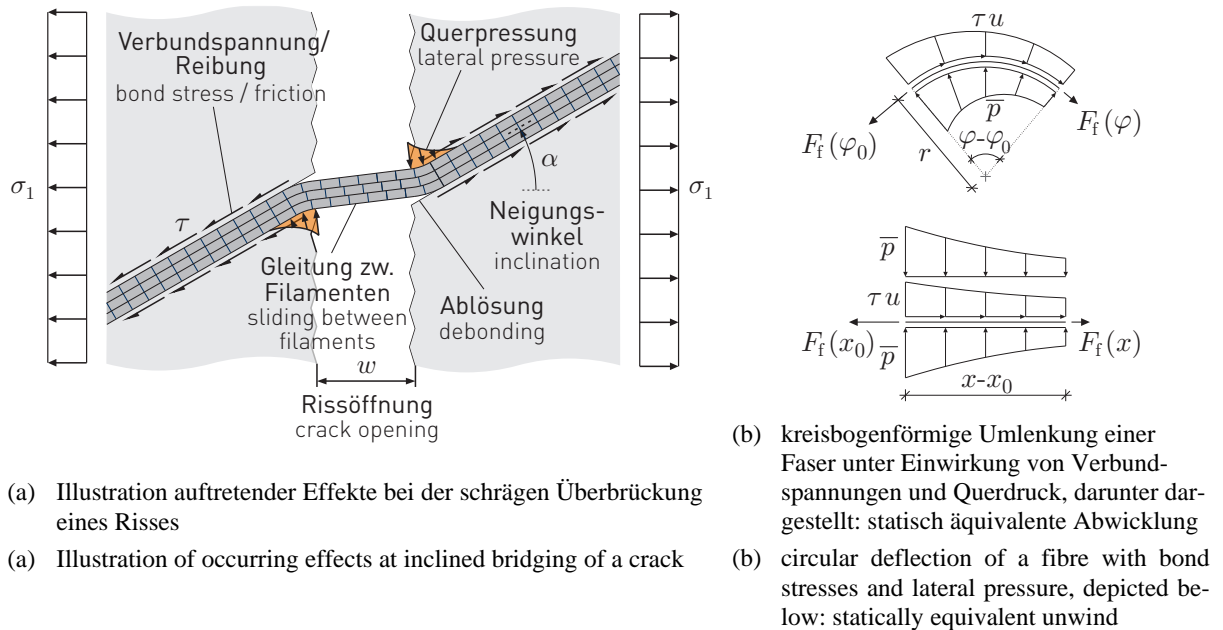
Im folgenden Abschnitt werden Ansätze und Beiträge zur Klärung dieser Fragestellungen gezeigt und diskutiert. Sie stellen den Stand laufender Untersuchungen dar und sind bisher nicht abgeschlossen.

## 5 Modellierungsaspekte und -ansätze

### 5.1 Zum Einfluss der Deviation von Bewehrungs- und Rissöffnungsrichtung

Weichen die Richtungen von Bewehrung und Rissöffnung voneinander ab, dann treten gegenüber einer eindimensionalen Rissmodellierung einige Effekte zusätzlich auf, die sich teilweise nachteilig auf die Tragfähigkeit auswirken und das Verbundverhalten beeinflussen können. In Bild 8(a) sind die wichtigsten schematisch dargestellt. Vom eindimensionalen Verbundmodell (vgl. Bild 2) bekannt ist prinzipiell die Wirkung von Verbundspannungen oder Reibung zwischen Roving und Matrix. Durch die Richtungsänderung des Roving treten Umlenkkräfte auf, die zu Querpressung zwischen Roving und Matrix führen. Da bei dem Auszug der Faser Relativverschiebungen auftreten, ist auch eine abrasive Wirkung der Matrixkontaktfläche auf die anliegenden Filamente nicht auszuschließen. In jedem Fall ist von einer insgesamt höheren Beanspruchung der Filamente durch die zusätzlich eingetragene Querpressung auszugehen. Auf der gegenüberliegenden Seite des Roving-Matrix-Verbundes

kommt es zur Ablösung des Roving von der Matrix aufgrund dessen praktisch nicht existenter Quersugtragfähigkeit. Je nach Intensität der Imprägnierung des Roving können die Filamente mehr oder weniger aneinander entlanggleiten. Bei idealem Verbund wäre der Roving als Kompaktquerschnitt mit ausgeprägten Biegespannungen zu behandeln, bei geringem Verbund jedoch ist der dargestellte Fall des Gleiten der Filamente untereinander anzunehmen.



**Bild 8:** Illustration der Effekte bei schräger Rissüberbrückung mit idealisierter Rovingumlenkung

**Fig. 8:** Illustration of effects at inclined crack bridging with idealized deflection model of a fibre

Neben der Beeinträchtigung der Rovingtragfähigkeit ist der auftretenden Querpressung auch eine positive Auswirkung beizumessen. Beispielsweise begünstigt bei Stabendverankerungen im Stahlbetonbau Querdruck die Verankerungswirkung. Auch bei Reibflächenkontakten führen höhere Pressungen der Fuge bekanntlich zu höheren übertragbaren Schubspannungen. Demnach ist auch bei einer Rovingumlenkung dieser Aspekt zu bedenken. In Bild 1(b) ist der Umlenkungsbereich einer Faser dargestellt, auf welche in Abhängigkeit von der Querpressung  $\bar{p}$  (bzw.  $\bar{\sigma}$  ohne Bezug auf die Einwirkungsbreite  $b_f$ ) Verbundspannungen  $\tau$  über den im Verbund liegenden, wirksamen Umfang  $u$  eingetragen werden. Vereinfachend wurde dabei die Krümmung in diesem Bereich konstant angenommen. Anhand der darunter dargestellten statisch äquivalenten Abwicklung kann die Gleichgewichtsbedingung

$$\Sigma H = 0 = -F_f(x_0) + F_f(x) + \int_{x_0}^x \tau(\bar{\sigma}(\tilde{x})) u \, d\tilde{x} \quad (1)$$

formuliert werden. Für die Verbundspannungen wird basierend auf einem Grundwert  $\tau_0$  der übertragbaren Schubspannung ohne Querpressung eine mit zunehmender Querpressung line-



are Steigerung angesetzt. Der bisweilen unbekannte Anstieg wird zunächst formal durch einen Faktor  $k_{\bar{\sigma}}$  beschrieben:

$$\tau(\bar{\sigma}(x)) = \tau_0 + k_{\bar{\sigma}} \bar{\sigma}(x). \quad (2)$$

Unter Voraussetzung der Bekanntheit der Faserkraft  $F_f$  an einem Ende ( $x = x_0$ ) des Umlenkweges lässt sich damit die Lösung für die Faserkraft am gegenüberliegenden Ende (Stelle  $x$ ) ermitteln und angeben mit

$$F_f(x) = -\tau_0 r b_f k_{\bar{\sigma}}^{-1} + (F_f(x_0) + \tau_0 r b_f k_{\bar{\sigma}}^{-1}) e^{-\frac{u k_{\bar{\sigma}}}{r b_f} (x-x_0)}. \quad (3)$$

In einem analytischen Modell kann hiermit der veränderliche Faserkraftverlauf unter Berücksichtigung erhöhter übertragbarer Schubspannungen berücksichtigt werden. Es ist allerdings anzumerken, dass der Erhöhung der übertragbaren Verbundspannungen die Ablösungen des Roving von der gegenüberliegenden Matrixkontaktzone mit einer Verringerung des Verbundumfangs entgegenwirken.

Ein für diese Betrachtung erforderlicher Anfangswert  $F_{f\alpha}$  der Faserkraft im ungerissenen Bereich mit schlupffreiem Verbund kann in Abhängigkeit des Winkels  $\alpha$  zwischen den Richtungen der Bewehrung und äußeren Beanspruchung  $F$  (in Bild 9(a) wirkend in  $x_3$ -Richtung) durch eine Dehnungstransformation (nach [11]) ermittelt werden. Es sollen dabei unter Bezugnahme auf Bild 9(a) gelten für die Faser-Normalkraft

$$F_{f\alpha} = \sigma_{f\alpha 3} A_{f\alpha} \quad (4)$$

und für die äußere Belastung

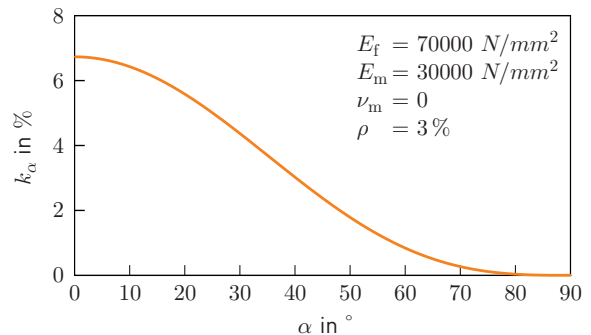
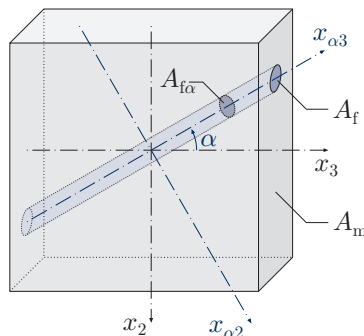
$$F = \sigma_3 (A_f + A_m). \quad (5)$$

Die Faser-Normalkraft wird durch einen Verhältniswert  $k_\alpha = F_{f\alpha}/F$  beschrieben und ergibt sich als Ergebnis der Transformation zu

$$k_\alpha = \frac{(1+\nu_m)(2\nu_m-1)^2 \cos^3 \alpha \rho}{2\nu_m \left( 2\nu_m(\nu_m-1) - \frac{E_m}{E_f} + 1 \right) \rho + (1-2\nu_m)(1-\nu_m) \left( (1-\rho) \frac{E_m}{E_f} + \rho \right)} \quad (6)$$

mit  $\nu_m$  Querdehnzahl des Matrixmaterials,  
 $E_m, E_f$  Elastizitätsmodul von Matrix- und Fasermaterial,  
 $\rho$  Faservolumengehalt.

Die Darstellung dieser Beziehung über einen Winkelbereich von  $0^\circ$  bis  $90^\circ$  führt zu dem Verlauf in Bild 9(b). Eine Implementierung dieser Beziehungen in ein semi-analytisches Modell zur Simulation des Faserverhaltens bei schräger Rissüberbrückung wird in [2] beschrieben. Alternativ zu Ansätzen, die schräge Rissüberbrückung mit einfachen (semi-)analytischen Modellen zu untersuchen, kommen numerische Methoden infrage. Anhand eines ebenen Modells wurden zunächst Tastversuche zur Auswirkung der Deviation zwischen Bewehrungs- und Rissöffnungsrichtung unternommen. Dabei wurde der Roving mit 16 Schichten zur Re-



- (a) Materialausschnitt ungerissenen Betons mit eingebundener Faser im schlupffreien Verbund  
 (a) section of uncracked concrete with an embedded fibre and bond free of slip
- (b) Faser-Normalkraft in Abhängigkeit der Orientierung und Größe der äußeren Belastung  $F$   
 (b) fibre's normal force as a function of its orientation and the amplitude of the applied load  $F$

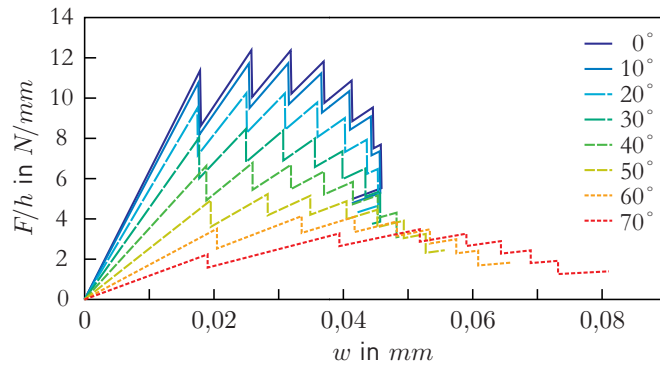
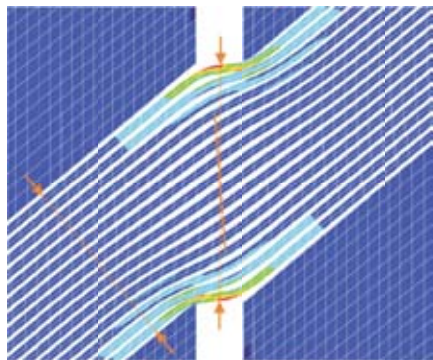
**Bild 9:** Bestimmung der Faser-Normalkraft im elastischen Verbundbereich

**Fig. 9:** Determination of the fibre's normal force in an elastic bond area

präsentation einzelner Filamente modelliert. Die Interphasen zwischen Matrix und Randfilamenten sowie zwischen den Filamenten untereinander wurden durch vergleichsweise weiche, zunächst als elastisch angenommene Schichten abgebildet. Die Ergebnisse in Bild 10(a) zeigen deutliche Beanspruchungskonzentrationen bei den Randfilamenten. Zudem ist der Effekt der Gleitung der Filamente (vgl. Bild 8(a)) anhand der Schiefstellung des Querschnitts beobachtbar, was im Bild durch eine eingetragene Linie verdeutlicht wurde. Durch Trennen der Verbindung der Filamente in Rissmitte bei Erreichen der Filamentbruchspannung von hierbei  $2000 \text{ N/mm}^2$  wurde das sukzessive Versagen der Filamente simuliert. Die resultierenden Last-Rissöffnungs-Beziehungen des Materialausschnitts in Bild 10(c) sind für verschiedene Neigungswinkel in Bild 10(b) dargestellt, wobei die Kurven unmittelbar vor dem Reißen der letzten Filamentschicht enden. Die darin jeweils maximal übertragbaren Lasten sind in Bild 10(d) über die Winkel abgetragen. Die vereinfachende Annahme elastischen isotropen Materials der Interphasen verursacht den Trend, dass die Kurve bei  $90^\circ$  nicht gegen Null verläuft. Bei großen Winkeln bewirkt die im Modell vorhandene Zugtragfähigkeit der Interphasen eine zunehmende Verfälschung der Ergebnisse.

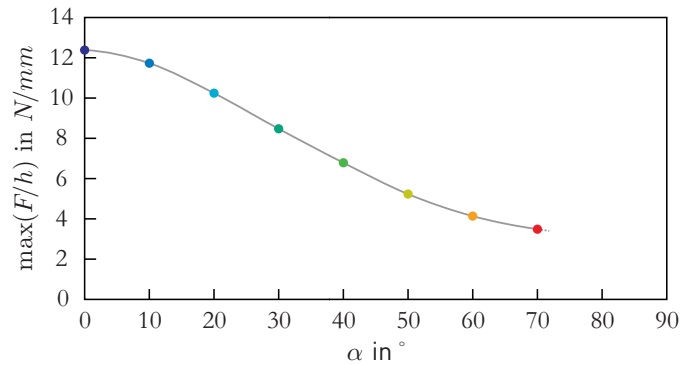
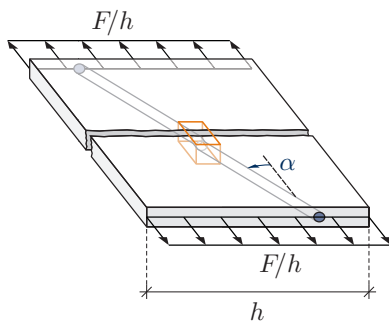
Zur Verbesserung dieses Modells existieren verschiedene Ansatzpunkte. Das bisweilen linear elastisch und isotrop modellierte Interphasenmaterial wurde zur realistischeren Abbildung durch ein kohäsives Materialgesetz ersetzt. Zur Umsetzung im Finite-Elemente-Modell stand die Verwendung von Kohäsivelementen oder oberflächenbasierten Kohäsivzonen zur Wahl. Das hierfür verwendete anisotrope Materialgesetz ermöglicht Ablösungen der Filamente und kann das nichtlineare Verbundspannungs-Schlupf-Verhalten abbilden. Zur Berücksichtigung des sukzessiven Filamentversagens wurden die entsprechenden Elemente zur Repräsentation der Filamente im Sinne der erweiterten Finite-Elemente-Methode [9] (XFEM) angereichert,





(a) Modellausschnitt mit Darstellung der größten Hauptnormalspannung, Ausschnitt vgl. (c)  
 (a) detail of the numerical model with visualization of maximum principal stresses, section highlighted in (c)

(b) Beziehung zwischen Rissöffnung und übertragener Last für verschiedene Neigungswinkel  
 (b) Relation between crack opening and transferred load for various inclination angles



(c) Illustration des numerischen Modells, in (a) dargestellter Bereich gekennzeichnet  
 (c) Illustration of the numerical model, the section shown in (a) is highlighted in the middle

(d) Maximal übertragbare Last in Abhängigkeit des Neigungswinkels, Auftragung der Peaks in (b) über den Winkel  
 (d) Maximum transferrable load depending on the inclination angle, plot of the peaks of (b) over the inclination

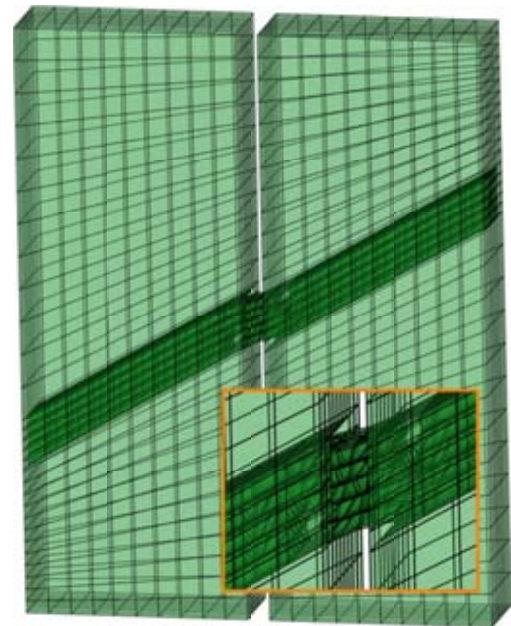
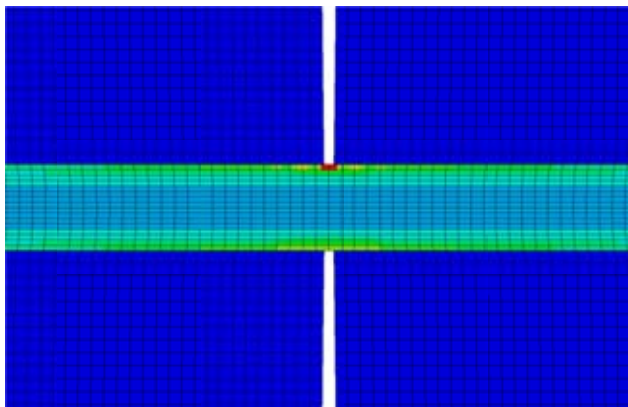
**Bild 10:** Numerische Untersuchung der Kraftübertragungskapazität von geneigt rissüberbrückenden Rovings anhand eines ebenen Modells

**Fig. 10:** Numerical investigation of the load transfer capacity of rovings bridging a crack at various inclining angles using a plane model

um Filamentversagen in der Simulation in Form von Verschiebungsdiskontinuitäten zu berücksichtigen, ohne während der Berechnung Änderungen am Modell vornehmen zu müssen. Als Versagenskriterium wurde hierbei die größte Hauptnormalspannung herangezogen, bei deren Erreichen der Faserbruchspannung der Riss an der entsprechenden Stelle eintritt.

In Bild 11 sind zwei erweiterte Modellierungen dargestellt. In beiden Fällen sind die Filamente durch angereicherte 8-Knoten Volumenelemente modelliert. In Bild 11(a) wurden die Filamente untereinander und an die Matrix durch oberflächenbasierte Kohäsivzonen gekop-

pelt, was gegenüber der Verwendung diskreter Kohäsivelemente Vorzüge bei der Netzgenerierung bietet. Als Erstversuch wurde das Modell wie dargestellt ohne Rovingneigung generiert. Die Berechnung lieferte bisweilen jedoch nur unzufriedenstellende Ergebnisse, da die Nichtlinearitäten und Diskontinuitäten nach dem Auftreten des ersten Filamentrisses Verringerungen der Verschiebungsinkremente fordern, deren Größe gegen Null geht und somit die Berechnung praktisch zum Stillstand geführt wird.



- |  |  |
|--|--|
| (a) Ansicht eines FE-Modells mit Kohäsivzonen und angereicherten XFEM-Elementen für die Filamente, größte Hauptnormalspannungen bei Berechnungsende      | (b) Dreidimensionales Modell mit über Kohäsivelemente gekoppelten Filamenten und angereicherten XFEM-Elementen für die Filamente |
| (a) View of a FE model with cohesive surfaces and enriched XFEM elements for the filaments, maximum principal stresses at termination of the calculation | (b) Three-dimensional model with coupling of the filaments via cohesive elements and enriched XFEM elements for the filaments    |

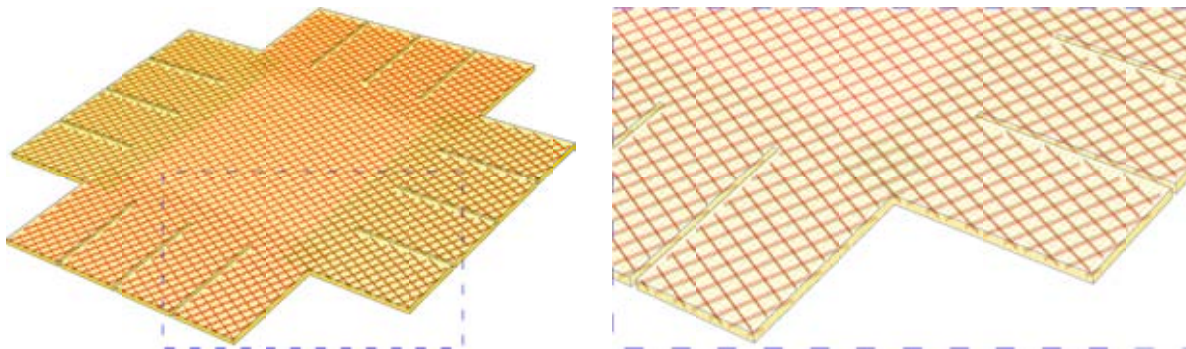
**Bild 11:** FE-Modelle zur Simulation schräger Rissüberbrückung mit sukzessivem Filamentversagen

**Fig. 11:** FE models for the simulation of inclined crack bridging including successive filament failure

Bei der zweiten dargestellten Modellierung in Bild 11(b) wurden diskrete Kohäsivelemente verwendet. Die Berechnung verläuft weniger problematisch als bei der zuvor besprochenen Variante, jedoch erscheinen die Stellen auftretender Risse in den Filamenten wenig plausibel, wie es der Ausschnittsvergrößerung zu entnehmen ist. Es ist augenblicklich noch unklar, was hierfür als Ursache zu sehen ist und dementsprechend zur Vermeidung unternommen werden kann.

## 5.2 Zur Prognose der Rissrichtungen als Modellierungsgrundlage

Wie bereits angesprochen, stellte bei der eingangs beschriebenen eindimensionalen Modellierung die Kenntnis der Rissrichtung orthogonal zur Bewehrungsrichtung eine wesentliche Grundvoraussetzung dar. Unabhängig von dem im vorigen Abschnitt noch nicht geklärten effektiven Tragverhalten von Rovings bei schräger Rissüberbrückung wird im Nachfolgenden untersucht, inwiefern auch bei der Entwicklung mehrdimensionaler Modelle potentielle Rissorientierungen vorab angenommen werden können.

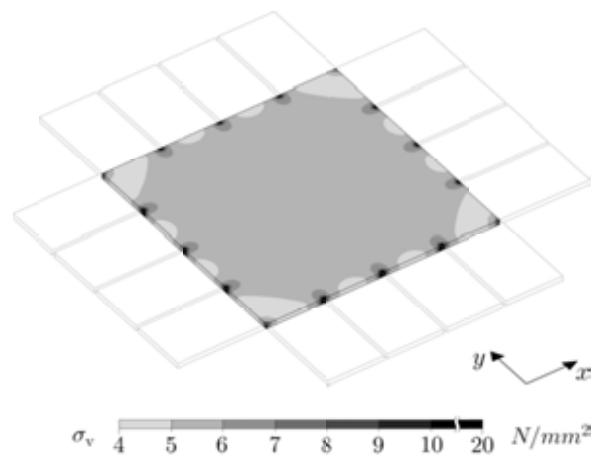


(a) Ansicht des Gesamtmodells  
(a) view of the whole model

(b) Ausschnittsvergrößerung  
(b) magnification

**Bild 12:** FE-Modell des Probekörpers entsprechend Bild 3 mit beispielhafter Bewehrungsorientierung  
**Fig. 12:** FE model of the specimen depicted in fig. 3 with an exemplary alignment of reinforcement

Um eine Vergleichbarkeit und Bewertbarkeit von Rechenergebnissen zu gewährleisten, wurde zunächst die Geometrie des Probekörpers der experimentellen Untersuchungen (vgl. Bild 3) herangezogen. Hierfür wurde ein FE-Modell generiert, welches den Probekörper mit den wahren Abmessungen dreidimensional wiedergibt. Die Bewehrung wird im Modell auf der Meso-Ebene abgebildet, wobei die Rovings durch Stabelemente repräsentiert wurden. Es erfolgte somit keine Aufgliederung der Rovings in einzelne Filamente, aber auch keine gänzlich verschmierte Betrachtung. Ein solches mit einer geneigten Bewehrung generiertes Modell ist in Bild 12 dargestellt. Aufgrund rechnerischer Schwierigkeiten ist es bisher noch nicht gelungen, die Berechnung mit Berücksichtigung von Rissen in Beton und Rovings durchzuführen. Für eine linear elastische Berechnung unter gleiche Belastungen in beiden Richtungen sind in Bild 13 die VON-MISES-Vergleichsspannungen dargestellt. Auffällig sind hierbei die Spannungskonzentrationen an den Enden der Sägeschnitte, die in den Experimenten immer Ausgangspunkt für das Versagen des Probekörpers gewesen sind (vgl. Bilder 4, 7). Das Hauptaugenmerk soll jedoch nicht bei dem endgültigen Versagen liegen, sondern bei der Bildung des Rissbildes, wie es in den Vergrößerungen in Bild 7 dargestellt ist, welches mit Sicherheit entscheidenden Einfluss auf das Tragverhalten bis zum endgültigen Versagen hat.

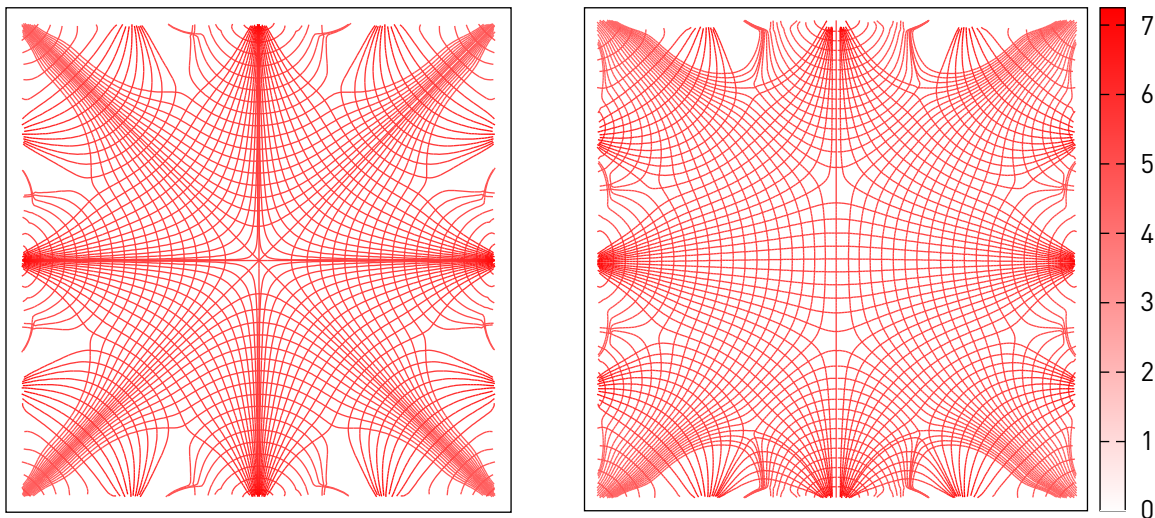


**Bild 13:** VON-MISES-Vergleichsspannungen im Darstellungsbereich des Probekörpers

**Fig. 13:** VON MISES stress intensity in the display area of the specimen

Die Experimente zeigten teils wirre Rissbilder. Um die der eindimensionalen Modellierung zugrundeliegende These, dass Risse grundsätzlich senkrecht zu den Hauptzugspannungsrichtungen auftreten, auf ihre Anwendbarkeit zu überprüfen, wurden zur Verbildlichung der Hauptnormalspannungsrichtungen Trajektorien berechnet, die für den Fall gleicher Belastungen in beiden Richtungen in Bild 14(a) dargestellt sind. Dabei ist zu beachten, dass für die Größe der Spannungen ausschließlich der zugehörige Farbwert auf der angegebenen Skala ausschlaggebend ist, die Dichte der Trajektorien jedoch diesbezüglich keine Aussagekraft besitzt. Für eine rechteckige Scheibe unter konstanter Zugbeanspruchung an allen Rändern sind die Hauptnormalspannungen exakt gleich groß. In diesem idealen Fall ist es demnach nicht möglich, eindeutige Hauptnormalspannungsrichtungen zu ermitteln, da im Grunde jede beliebige Richtung eine Hauptnormalspannungsrichtung ist. Es steht außer Frage, dass in diesem Fall die Orientierung der Risse durch andere Faktoren wie streuende Materialeigenschaften oder lokale Störungen bestimmt werden würde. Die Darstellung in Bild 14(a) erscheint unter diesen Gesichtspunkten möglicherweise zunächst verwirrend. Die Ursache dafür, dass hierbei die Hauptnormalspannungsrichtungen dennoch eindeutig bestimmt werden können, ist in den Randstörungen durch die Sägeschnitte zu sehen, welche diesen idealen Spannungszustand in jedem Falle ausreichend beeinflussen. Vergleichsweise wurde bei der Berechnung der in Bild 14(b) dargestellten Hauptspannungsrichtungen eine geringe Änderung der äußeren Belastung vorgenommen. Während die Belastung in horizontaler Richtung noch der in Bild 14(a) entspricht, wurde die Belastung in vertikaler Richtung auf 99% geringfügig reduziert. Der Vergleich zeigt trotz dessen offensichtlich deutliche Unterschiede der Hauptzugspannungsrichtungen. Allerdings liegen alle Normalspannungen in beiden Fällen immer nah beieinander, womit abermals in Zweifel zu ziehen ist, ob das Kriterium der größten Hauptzugspannung in einem inhomogenen Material wie Beton bei solchen Spannungsverhältnissen sinnvoll anwendbar ist. Die experimentell ermittelten Rissbilder zeigen jedenfalls keine erkennbare Übereinstimmung mit den bestimmten Hauptspannungsbildern. Es ist





- (a) Hauptnormalspannungsrichtungen bei gleicher Belastung in horizontaler und vertikaler Richtung  
 (a) Principal stress directions under equal loading in the horizontal and vertical directions
- (b) Hauptnormalspannungsrichtungen mit in vertikaler Richtung auf 99% reduzierter Belastung  
 (b) Principal stress directions under horizontal loading as applied in (a) and 99% of the vertical loading

**Bild 14:** Berechnete Hauptnormalspannungsrichtungen im Darstellungsbereich des Probekörpers

**Fig. 14:** Calculated principal stress directions area within the display area of the specimen

davon auszugehen, dass sich lokale Schwachstellen, Diskontinuitäten im Material wie durch die Gesteinskörnungen und sonstige Inhomogenitäten, die bei der Berechnung der Hauptnormalspannungsrichtungen nicht berücksichtigt werden konnten, auf die Rissausbildung maßgeblich auswirken. Zudem treten beim Rissfortschritt lokal Veränderungen des Spannungszustands auf, wodurch wiederum die Rissentwicklung beeinflusst wird. Streng genommen besitzt das elastisch bestimmte Hauptspannungsbild ab dem Auftreten eines Risses (zumindest global) keine Gültigkeit mehr und müsste zur weiteren Analyse neu bestimmt werden. Die rechnerische Beherrschung der Rissentstehung und -entwicklung ist aufgrund ihres Einflusses auf das Materialverhalten ein wichtiger Bestandteil der Modellierung des Materialverhaltens von Textilbeton. Lösungsmöglichkeiten für die dargelegten Schwierigkeiten sind derzeit Gegenstand weiterer Forschungsarbeit.

## 6 Zusammenfassung und Fazit

In diesem Beitrag wurden verschiedene Aspekte der Modellierung des Tragverhaltens von Textilbeton unter biaxialer Beanspruchung diskutiert. Es hat sich herausgestellt, dass aufgrund der zahlreichen hinzukommenden Effekte und der fehlenden Grundannahme der definierten Rissrichtung von einer simplen Erweiterung eindimensionaler Modelle um eine

zweite Richtung nicht gesprochen werden kann. Für die weitere Entwicklung sind zunächst die beschriebenen numerischen Probleme zu lösen, mit dem Ziel, das effektive Rovingverhalten bei schräger Rissüberbrückung zur Entwicklung effizienter (semi-)analytischer Modelle ermitteln zu können. Bedeutende Aufmerksamkeit ist auch der Simulation der Rissentstehung und -entwicklung zu widmen, da dieser entscheidender Einfluss auf das Materialverhalten beizumessen ist und gleichzeitig offenbar kaum zuverlässig zu prognostizieren ist.

## 7 Literatur

- [1] BEYER, F.; ZASTRAU, B.; JESSE, D.; JESSE, F.: On the Load Bearing Behavior of Textile Reinforced Concrete under Biaxial Loading. In: Brameshuber, W (Hrsg.): *Proceedings of the International RILEM Conference on Material Science, Volume I: 2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete, 6.-9. Sept. 2010, Aachen*: RILEM Publications, pp. 295-305
- [2] BEYER, F.: *Untersuchungen zur Matrix-Roving-Beanspruchung bei schräger Rissüberbrückung*. Diplomarbeit, TU Dresden (2009)
- [3] BRUCKERMANN, O.: *Zur Modellierung des Zugtragverhaltens von textilbewehrtem Beton*. Dissertation, RWTH Aachen (2007)
- [4] HOLLER, S.; BUTENWEG, C.; NOH, S.-Y.; MESKOURIS, K.: Computational model of textile-reinforced concrete structures. *Computers and Structures* 82 (2004), pp. 1971-1979
- [5] JESSE, D.: *Tragverhalten von textilbewehrtem Beton unter zweiachsender Zugbeanspruchung*. Dissertation, TU Dresden (2010)
- [6] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. Dissertation, TU Dresden (2004)
- [7] KONRAD, M. O. A.: *Effect of multifilament yarn crack bridging on uniaxial behavior of textile reinforced concrete*. Dissertation, RWTH Aachen (2008)
- [8] LEPENIES, I.: *Zur hierarchischen und simultanen Multi-Skalen-Analyse von Textilbeton*. Dissertation, TU Dresden (2007)
- [9] MOES, N.; DOLBOW, J.; BELYTSCHKO, T.: A finite element method for crack growth without remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 46 (1999), pp. 131-150
- [10] MOLTER, M.: *Zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. Dissertation, RWTH Aachen (2005)
- [11] RICHTER, M.: *Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textilbewehrtem Feinbeton*. Dissertation, TU Dresden (2005)
- [12] VOSS, S.: *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. Dissertation, RWTH Aachen (2008)

## Mechanical Behaviour under Tensile Loading of Textile Reinforced Concrete with Short Fibres

Rabea Barhum<sup>1</sup>, Viktor Mechtcherine<sup>2</sup>

**Summary:** This treatise addresses the influence of the addition of short dispersed and integral fibres made of alkali-resistant glass on the fracture behaviour of textile-reinforced concrete (TRC). A series of uniaxial, deformation-controlled tension tests was performed to study the strength-, deformation-, and fracture-behaviour of thin, narrow plates made of TRC both with and without the addition of short fibres. Furthermore, uniaxial tension tests on specimens reinforced with only short fibres and single-fibre pullout tests were carried out to gain a better understanding of crack-bridging behaviour, which suppresses crack growth and widening. Various effects of the addition of short fibre on the stress-strain relationship and cracking behaviour of TRC were observed and discussed with reference to microscopic investigation of fractured surfaces.

### 1 Introduction

Textile-reinforced concrete exhibits very favourable stress-strain behaviour, showing high load-carrying capacity, i.e. tensile strength, attained at relatively high deformations which result from a considerable number of fine cracks [1]. Such large deformations prior to material failure are crucial with regard to structural safety as well as energy dissipation, in particular in the case of dynamic loading. However, the fact that high strength levels can be only reached at high deformations means that for the service state, where only small deformations are acceptable, the design load-bearing capacity of TRC must be considerably lower than its tensile strength. Moreover, relatively wide cracks observed at high deformations are undesirable. In recent years it could be shown that the addition of short fibres can have a positive effect on various properties of textile-reinforced concrete [2, 3]. In order to gain better insight into the specific material behaviour of the finely grained concrete with such hybrid reinforcement, a new investigative program has been initiated at the Technische Universität Dresden by the authors and has shown very promising results [4].

<sup>1</sup> M.Sc. Institute of Construction Materials, Technische Universität Dresden

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Institute of Construction Materials, Technische Universität Dresden

In this work experimental investigations are presented which give a deeper insight into the specific behaviour of individual components of the complex composite material TRC with short fibres. In addition to various mechanical experiments on TRC and its components, visual inspections of the specimens' surfaces and microscopic investigations of the fractured surfaces obtained from various experiments were performed and evaluated.

## 2 Materials

### 2.1 Concrete matrix

In previous investigations it was found that matrices with slag furnace cement (CEM III) and the addition of pozzolans show favourable properties regarding the durability of glass fibre as well as with respect to the bond between fibre and cementitious matrix [5]. Because of the small diameter of both the continuous filaments and the short fibres, the maximum aggregate diameter had to be small as well (<1 mm). One such fine-grained, cement-based concrete was chosen for this investigation. The binder was composed of cement, fly ash, and micro-silica. Two designated mixtures, M030 and M045, having water-to-binder ratios of 0.30 and 0.45, respectively, were used in this investigation. Finally, a superplasticizer with a basis of naphthalene-sulfonate was added in order to achieve sufficient flowability. Table 1 lists the matrices' compositions. The average slump flow value obtained with a small cone was 200 mm for both mixtures.

**Table 1:** Matrix compositions [kg/m<sup>3</sup>]

Matrix	w/b ratio	Cement CEM III B 32.5	Fly ash	Micro-silica suspension*	Fine sand	Water	Super-plasticizer
M030	0.30	632	265	101	947	234	11
M045	0.45	554	233	89	832	330	2

\* solid:water = 1:1

### 2.2 Textile reinforcement

One type of polymer-coated, biaxial fabric made of alkali-resistant (AR) glass was used as textile reinforcement for TRC specimens. The weft and warp threads had a fineness of 2\*640 tex<sup>1</sup>; the spacing between yarns was 7.2 mm, cf. Fig. 1. Table 2 gives some mechanical properties of the multi-filament yarn.

<sup>1</sup> Mass is g of 1 km yarn; (tex = g/km)



**Table 2:** Some properties of the multifilament yarn of the textile used in the investigation

Material	Tensile strength [MPa]	Young's modulus [GPa]
AR glass	1,008.91	64.76

### 2.3 Short fibres

Dispersed and integral short AR glass fibres (SGF) both with a length of 6 mm were chosen for this investigation. Dispersed short fibres act as in such a manner in water as to distribute and spread themselves within the mixture as thousands of single monofilaments. The integral short fibres remain stuck together and act as a short piece of “roving” in the mixture. Short fibres of AR glass (dispersed and integral) have high strength and relatively high stiffness; however, they are brittle. A fibre content of 1.0% by volume was chosen for this study. Table 3 gives the main properties of the selected short fibres.

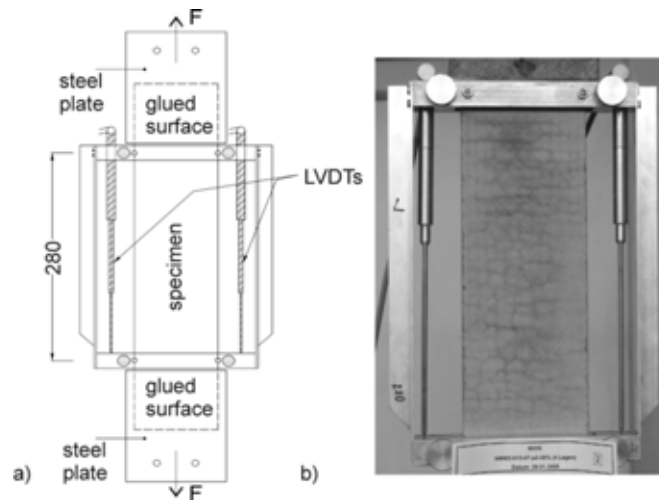
**Table 3:** Types and properties of short fibre

Material	Type	Length [mm]	Diameter [ $\mu\text{m}$ ]	Density [ $\text{g}/\text{cm}^3$ ]	Tensile strength [MPa]	Young's modulus [MPa]
AR glass	Dispersed	6	20	2.68	1,700	72,000
AR glass	Integral	6	13	2.68	1,700	72,000

## 3 Preparation of specimens and test setup

### 3.1 Uniaxial tensile tests – Macro-level

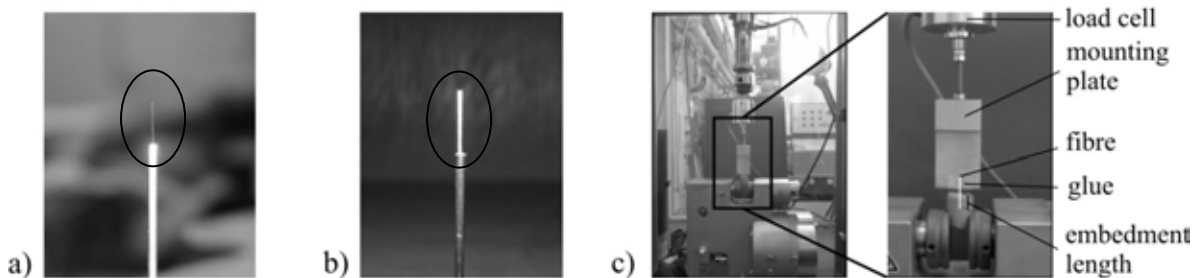
Rectangular plates (500 mm long, 100 mm wide and 12 mm thick) reinforced by 2 layers of textile were produced for uniaxial tension tests using the lamination technique explained in [4]. The compacting process during the production of the specimens was of particular importance since due to the addition of short fibre the matrices lost some of their workability, thus leading to some worsening in the de-airing process. In addition to the TRC specimens with and without short fibre, a series of plain mortar (matrix) specimens of the same dimensions as well as of mortar reinforced only with short fibre were tested. The plates were demoulded at a concrete age of two days and then stored in water until reaching the age of seven days. Subsequently, the plates were stored in a climate-controlled room at 20°C/65% RH until an age of 28 days. The tests were performed with a controlled deformation rate of 0.5 mm/min. The force was introduced to the specimens via non-rotatable steel plates glued to the TRC plates. Deformation was measured by two linear variable differential transformers (LVDTs). Fig 1. shows the test setup.



**Fig. 1:** a) Schematic view of test setup and b) TRC plate during testing

### 3.2 Single fibre pullout tests – Micro-level

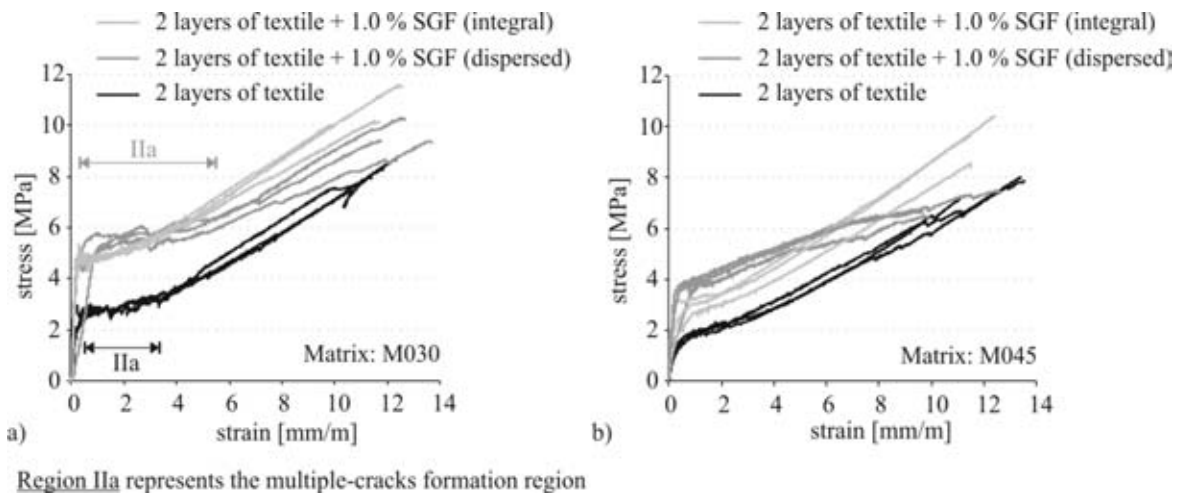
A series of single-fibre pullout tests was performed on specimens prepared according to [6]. In this setup, the short fibre was inserted into a hollow medical cannula. The position of the fibre was fixed in wax when an embedded length of 3 mm, half the length of the short glass fibre, was approximately attained. A frame with a number of prepared cannulae was fixed to the mould, and matrix was added. The specimens were demoulded at an age of two days and stored in a climate-controlled room at 20°C and 65% RH until the age of 28 days. Finally, the specimen was fixed to the clamps, and the fibre was glued to the upper mounting plate of a testing machine with a 10 N cell using commercial fast glue, as shown in Fig. 2c.



**Fig. 2:** a) Cannula with a single filament (dispersed fibre), b) cannula with integral fibre and c) testing device setup used for single-fibre pullout tests

## 4 Experimental results

Fig. 3a shows the results of the uniaxial tension tests on TRC specimens both with and without the addition of short fibre (dispersed or integral). The concentration of short fibre was 1% by volume of the matrix. The water-to-binder ratio of the mixture was 0.30. Fig. 3b provides the corresponding results for TRC specimens made with matrix M045 (water-to-binder ratio of 0.45).



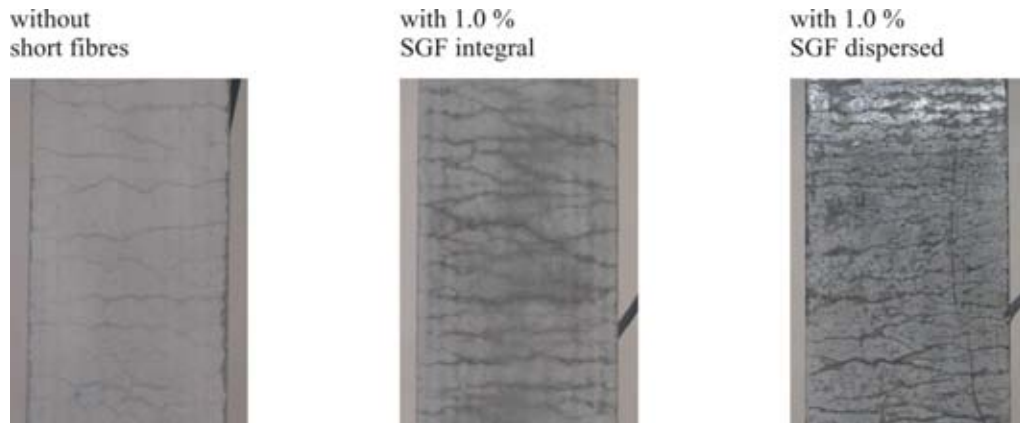
**Fig. 3:** Effect of dispersed and integral short AR glass fibres on the stress-strain behaviour of TRC plates subjected to tensile loading **a)** with matrix M030 and **b)** with matrix M045

It is apparent from the graph that short dispersed AR glass fibres were more efficient in increasing the first-crack stress of TRC than the integral fibres. This effect is very pronounced for the TRC with M045 matrix and much less for the specimens made of the matrix M030. The first-crack stress was defined at the initial snap-back. With increasing stress and strain levels, the advantage of the short dispersed fibre addition began to fade. At the moment of TRC-failure the stress-strain curves for the plates with added short dispersed fibres and for the specimens without short fibre approached each other quite closely.

The addition of the short integral AR glass fibre led to a less pronounced increase in the first-crack stress but improved the load-bearing capacity of the TRC over the entire strain range, showing a positive effect right up to TRC failure. This could be recognised from the nearly parallel course of the stress-strain curves for TRC with and without addition of the short integral fibres, independent of the matrix used, cf. Fig. 3.

The formation of multiple cracks began directly after the first crack appeared. At this stage the effect of short fibre addition consists in the expanding of the strain region, where multiple cracks form. This expansion was particularly pronounced in the case of the TRC with short dispersed glass fibres: The width of the region was more than doubled, cf. Fig. 3a, which means a higher number of cracks and finer cracks for a given strain level, cf. Fig.4. It is wor-

thy of note that the general shift in the course of the curve indicates a considerable increase in the energy (area under the stress-strain curve) which can be dissipated when TRC with short fibre addition is subjected to tensile loading in comparison to TRC without short fibre. The energy absorption due to the addition of short fibres increased by approximately 40% and 15% for the specimens made of the matrix M030 and M045, respectively. This holds true for both short dispersed and integral glass fibres, cf. Table 4.



**Fig. 4:** Effect of dispersed and integral short AR glass fibres on the cracks pattern on specimen's surface; TRC plates with matrix M030 subjected to tensile loading

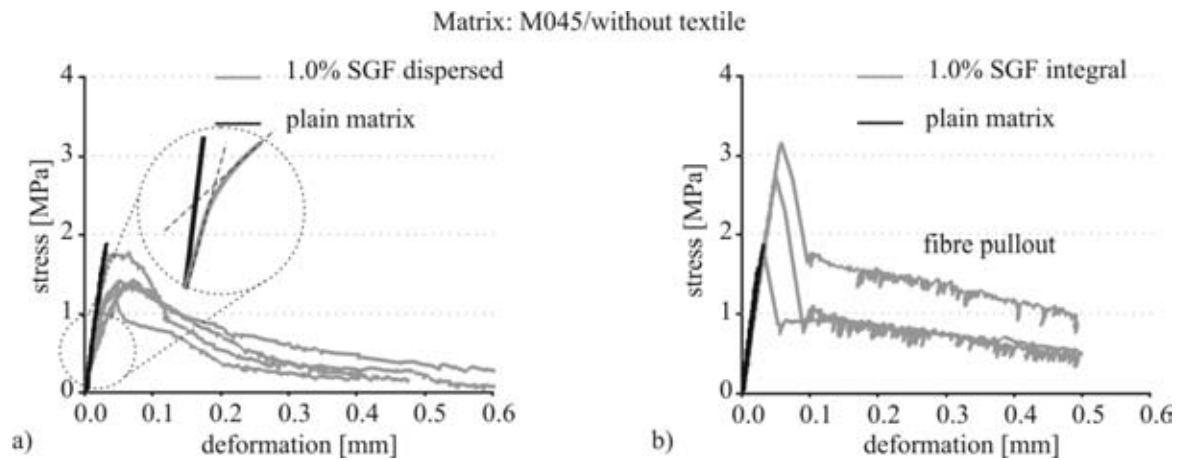
Moreover, the tensile strength of the composite was significantly enhanced by the addition of short integral fibres. An average increase of the tensile strength by more than 2.4 MPa and 2.2 MPa was achieved due to the addition of short integral glass fibres to the M030 matrix and M045 matrix, respectively. The increase in the average tensile strength due to the addition of short dispersed fibre was much less pronounced: 1.35 MPa for the TRC specimens made with the matrix M030 and 0.21 MPa for those made with the matrix M045.

**Table 4:** Mechanical performance of TRC plates without and with the addition of 1.0% by volume of short dispersed and integral AR glass fibres

Specimen 2 layers textile	First-crack stress	Tensile strength	Work-to-fracture
	[MPa]	[MPa]	[kN·mm]
Average value (standard deviation)			
without short fibres	1.92 (0.37)	8.34 (0.33)	20.14 (0.91)
M030 + 1.0% dispersed SGF	4.65 (0.21)	9.69 (0.53)	28.88 (1.90)
+ 1.0% integral SGF	4.20 (0.06)	10.77 (0.73)	27.03 (1.41)
without short fibres	1.17 (0.14)	7.25 (0.21)	18.48 (3.37)
M045 + 1.0% dispersed SGF	3.46 (0.06)	7.46 (0.22)	20.49 (4.59)
+ 1.0% integral SGF	2.39 (0.69)	9.49 (1.01)	21.16 (1.36)

Fig. 5 shows the results obtained for both matrices (M030 and M045) without and with the addition of 1.0% by volume of short dispersed AR glass fibres and short integral glass fibres,

respectively, of the uniaxial tension tests performed on rectangular plates without textile reinforcement.



**Fig. 5:** Results of tension tests on plates with matrix M045 reinforced by 1.0% by volume of **a)** short dispersed AR glass fibres and **b)** short integral AR glass fibres

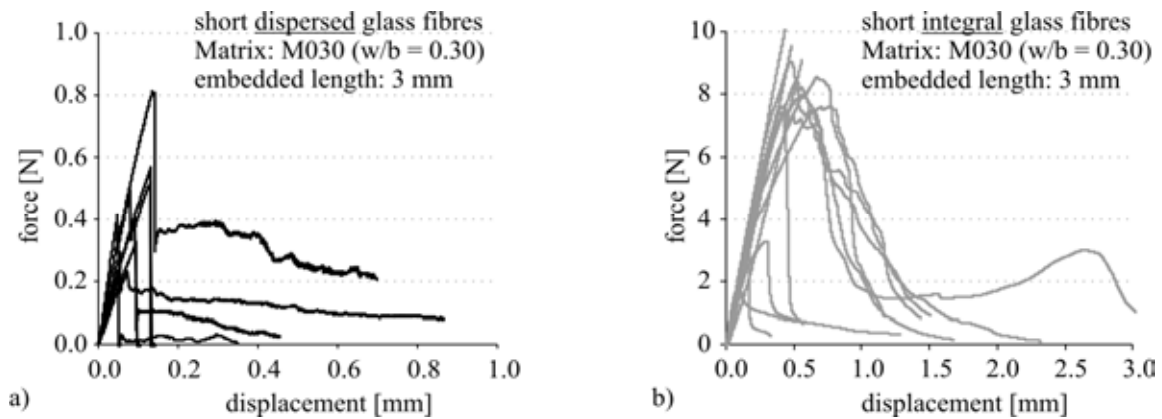
For both plain matrices very similar stress-deformation curves were obtained, independent of the water-to-cement ratio. The relatively low values of the tensile strength ( $< 2$  MPa) for the given w/c can probably be traced back to the large size and slenderness of the specimens, micro-cracking due to shrinkage, some eccentricity during testing, etc. The addition of short fibre has widely differing effects on the mechanical behaviour of the matrix. Absent textile reinforcement the dispersed short fibres seem to have no positive effect on the tensile strength of the matrix, cf. Fig. 5a. The corresponding stress-deformation curves deviate from a linear course already at low stresses, long before reaching the maximum stress values. This non-linearity is likely a result of micro-cracking. Why micro-cracking is more pronounced for the mixture with dispersed fibre has still to be clarified. However, it is obvious that so much micro-cracking must activate the fibre at an earlier stage of loading, which would lead to failure for a part of the short, dispersed mono-filament fibres at relatively low loads already. The descending portion of the curves indicates that a number of mono-filament fibres are pulled out of the matrix; with increasing crack opening the load-bearing capacity of the dispersed fibres decreases significantly.

In contrast the specimens made with integral fibre showed higher values of tensile strength and no pronounced deviation of the stress-deformations curves from linear behaviour prior to reaching the maximum stress, cf. Fig. 5b. The descending branch of the curve stabilises at a relatively high stress level after initial snap-back and indicates a good crack-bridging ability, clearly better in comparison to the matrix with dispersed fibre.

Similar results were obtained for the matrix M030 with short fibre. However, in comparison to matrix M045, the softening branch of the stress-deformation curves showed a steep drop and subsequent, barely measurable pullout behaviour was recorded.

Single-fibre pullout tests at the micro-level were performed in order to gain a better understanding of this behaviour at the macro-level, i.e., the results of the experiments on plates as presented above.

Tests performed at this level showed that brittle failure of fibres dominated the behaviour when short dispersed glass fibres were tested. Typically a vertical drop of the force-displacement curves due to fibre breakage was observed after the ultimate force was reached, see Fig. 6a. The ultimate force attained by the integral fibres in the pullout test was more than 10 times higher. Only very few of the integral fibres failed in a brittle manner; most of them provided force-displacement relationships with a pronounced softening branch which indicated a gradual fibre pullout, cf. Fig. 6b. These results are valid for the specimens made with the matrix M030. For the matrix M045 similar tendencies were observed; however, the trend to the failure of dispersed fibres was less pronounced.



**Fig. 6:** Force-displacement curves obtained from the single glass fibre pullout tests with the matrix M030 for a) dispersed AR glass fibre and b) integral AR glass fibre

## 5 Micro-structural investigations and discussion

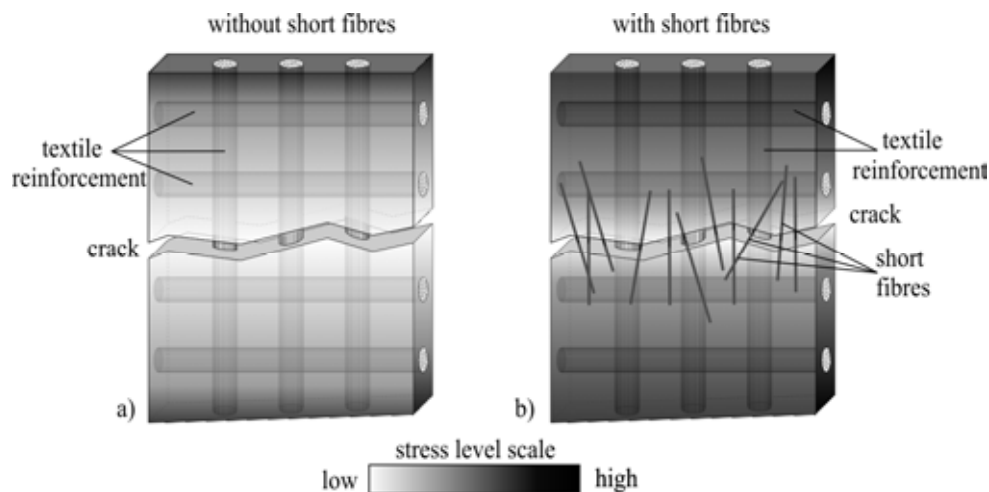
The general enhancement of TRC behaviour by the addition of short integral fibres can be ascribed to the integral fibres' remaining stuck together and acting as a short piece of "roving" during concrete mixing and consequently in the hardened TRC. Due to the "concentration" of the filaments, the positive effect on first-crack stress is less pronounced, since the arresting and bridging of micro-cracks is less efficient and since only the outer filaments of the filament bundle are well bonded to the surrounding matrix. However, the integral fibres remain "active" also at high deformations.

Dispersed short fibre is more efficient than its integral counterpart in increasing first-crack stress, in the present of textile reinforcement. The failure probability of such fibres increases steadily with increased loading and crack opening. It is very likely that the great majority, if not all, of the dispersed fibre fail long before the tensile strength of the composite is reached.

Visual inspection of the specimens' surfaces showed that the expansion of the strain region, where the multiple cracks form, can be traced back to a higher number of cracks in the specimens with short fibres, cf. Fig. 4.

Four possible mechanisms responsible for such behaviour can be assumed at this stage of investigation:

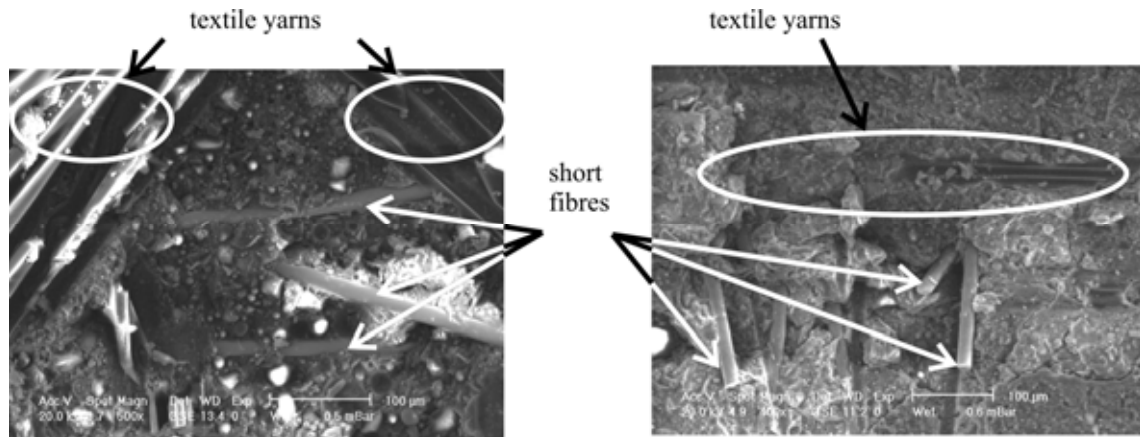
1) Reaching higher first-crack stress levels in the tests on the specimens with the addition of short fibre leads to formation of a greater number of micro-cracks over the entire specimen volume or length prior to the development of the first macro-crack. Beginning with first-crack stress, the macro-cracks develop from these micro-cracks. A greater number of finely distributed micro-cracks offer more nuclei for macro-crack formation, leading to more pronounced multiple cracking.



**Fig. 7:** Stress gradient distribution in the vicinity of a macro-crack in TRC plates **a)** without short fibres and **b)** with the addition of short fibres

2) The formation of a macro-crack results in a decrease of matrix stress in the vicinity of the crack. The next crack may not form at a distance below a threshold value. Adding short fibre causes additional stress transfer over the macro-cracks by means of bridging, which results in less pronounced relaxation of the matrix in their vicinity. A new crack can form at a smaller distance from the existing crack; thus, more pronounced multiple cracking can be observed. Fig. 7 illustrates this concept and shows stress gradient distribution in the vicinity of the crack

3) Microscopic investigation of fracture surfaces by means of ESEM showed that short fibres are frequently linked to multifilament yarns; see Fig. 8. This might improve the bond between textile and matrix, thereby leading to smaller crack widths and higher cracking density.



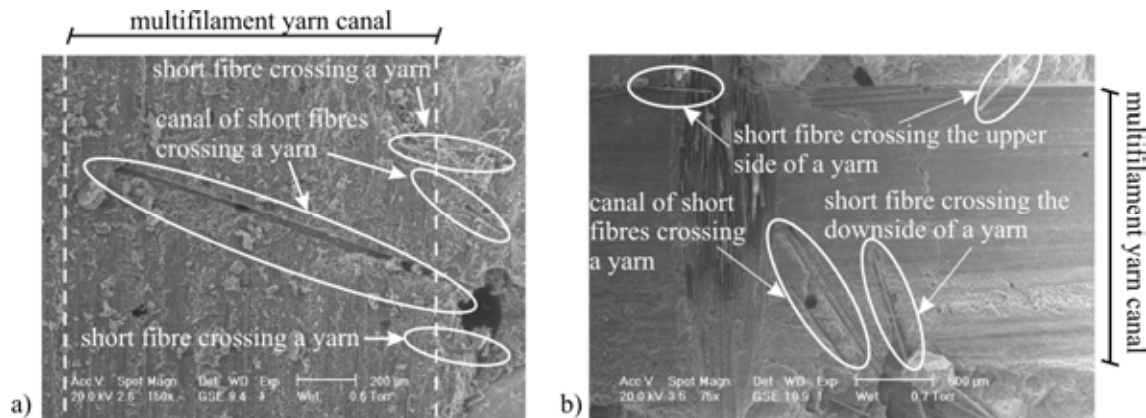
**Fig. 8:** Short glass fibres linked to multifilament yarns of a textile layer tests

4) Previous investigations (e.g., [7]) showed that the bond between filament and cementitious matrix is non-uniform. The hydration products form adhesive cross-links between matrix and filament or filament and filament. The bond properties of the cross-links depend on the characteristics of the hydration products, which are influenced by the matrix, the filament sizing, and the conditions and duration of hydration. More details concerning cross-links model are given in [8]. However, microscopic investigation showed that short fibres can improve the bond between multifilament yarn and surrounding matrix by means of new, additional cross-links. By their random dispersal in the matrix and positioning on the yarn surface, short fibres provided extra connecting point to the surrounding matrix. This led to better yarn-matrix bonding and less matrix relaxation in the crack vicinity, and hence more and finer cracks could be observed. Fig. 9 shows how short fibres can improve the multifilament yarn-matrix bond by means of the above mentioned, new cross-links.

These four mechanisms hold true in both cases, i.e., for TRC with dispersed and with integral short glass fibres, but they are significantly more efficient in the case of short dispersed glass fibres, as is noticed in the crack patterns on the specimens' surfaces, cf. Fig 4. This can be traced back to the larger quantity of short dispersed fibres for the same amount (1.0% by volume) in comparison to short integral fibres.

The results obtained from specimens reinforced only by short fibres without textile reinforcement showed that the influence of short fibres can be very different in the absence of textile reinforcement, particularly in respect of the influence of short fibres on first-crack stress. The tests performed on specimens containing short fibre only (no textile layers) provided results which still need a deeper interpretation to bring them into agreement with the results obtained for TRC with hybrid reinforcement. However, some phenomena can be addressed here already.





**Fig. 9:** ESEM images of multifilament yarn in matrix **a)** M030 and **b)** M045 with addition of short fibres

For example, the presence of textile reinforcement layers leads to a more uniform orientation of short fibre in the advantageous load-parallel direction, especially when laminating process is used to produce TRC specimens (as it was in this study). As a result the crack-bridging or crack-stopping effect of short fibre, first of all of the dispersed ones, is more pronounced.

## 6 Summary

This study investigated the effects of adding short dispersed or integral glass fibres on the strength-, deformation-, and failure-behaviour of textile-reinforced concrete subjected to tensile loading. The stress-strain curves obtained from uniaxial tests demonstrated clearly the positive influence of both short fibre types on the mechanical performance of TRC. The first-crack stress value of TRC specimens increased by two to three times due to the addition of 1.0% by volume short glass fibres, even more distinctly in the case of the dispersed fibres. Furthermore, the tensile strength and the work-to-fracture of the composite were improved significantly. Here the effect of integral fibres was more pronounced. Furthermore, it was found that the influence of short fibre on TRC-behaviour depends on the water-to-binder ratio of the matrix. While the tensile strength due to the addition of short fibres increased by approximately 40% for the specimens made with matrix with  $w/b = 0.30$ , the increase was only 15% when matrix with  $w/b = 0.45$  was used. Microscopic investigations and fibre pullout tests provided some explanation of the phenomena observed and the synergetic action of hybrid reinforcement. However, there are still a number of open questions. For example, it was observed that the influence of short fibres can be very different by the absence of textile reinforcement: No improvement in the stiffness or tensile strength was observed for the mixtures with dispersed short fibre, while integral fibre led to an increase in tensile strength. Further research is needed to comprehend these results with regard to the action of hybrid reinforcement.

## Acknowledgement

The results were obtained in a project initiated in the Collaborative Research Centre SFB 528 “Textile Reinforcement for Structural Strengthening and Retrofitting” financed by the German Research Foundation “DFG”. The authors acknowledge with gratitude the foundation’s financial support.

## 7 References

- [1] CURBACH, M.; JESSE, F. (Ed.): *Textile reinforced structures: Proc. of the 4th colloquium on textile reinforced structures (CTRS4)*. Dresden : Technische Universität Dresden, 2009
- [2] BUTLER, M.; HEMPEL, R.; SCHIEKEL, M.: *The influence of short glass fibres on the working capacity of textile reinforced concrete*. In: HEGGER, J.; BRAMESHUBER, W.; WILL, N. (Ed.): *Textile Reinforced Concrete: Proc. of the 1st International RILEM Symposium, September 6-7 2006, Aachen, Germany*, pp. 45-54
- [3] HINZEN, M.; BRAMESHUBER, W.: *Improvement of serviceability and strength of Textile Reinforced Concrete by using short fibres*. In: CURBACH, M.; JESSE, F. (Ed.): *Textilbeton Theorie und Praxis. Proc. of the 4th colloquium on textile reinforced structures (CTRS4)*. Dresden : Technische Universität Dresden, 2009
- [4] BARHUM, R.; MECHTCHERINE, V.: *Effect of short fibres on fracture behaviour of textile reinforced concrete*. In: OH, B.H. ET AL. (Ed.): *The 7th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures (FramCos-7), May 23-27, 2010, Jeju, Korea, CD-ROM*, pp. 77-88
- [5] BUTLER, M.; MECHTCHERINE, V.; HEMPEL, S.: Experimental investigations on the durability of fibre-matrix interfaces in Textile Reinforced Concrete. *Cement & Concrete Composites* 31 (2009), pp. 221–231
- [6] JUN, P.: *Behaviour of strain-hardening cement-based composites (SHCC) under monotonic loading and cyclic tensile loading*. Dissertation, Published works of the Institute of Construction Materials No. 2011/1, Technische Universität Dresden, 2010
- [7] BUTLER, M.: *Zur Dauerhaftigkeit von Verbundwerkstoffen aus zementgebundenen Matrices und alkaliresistenten Glasfaser-Multifilamentgarnen*. Dissertation, Published works of the Institute of Construction Materials No. 2009/1, Technische Universität Dresden, 2009
- [8] BUTLER, M.; HEMPEL, S.; MECHTCHERINE, V.: Modelling of ageing effects on crack-bridging behaviour of AR-glass multifilament yarns embedded in cement-based matrix. *Cement and Concrete Research* 41 (2011), pp. 403–411

## Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern

Wolfgang Brameshuber<sup>1</sup>, Marcus Hinzen<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** Das Tragverhalten von Textilbeton kann durch den Einsatz von Kurzfasern erheblich verbessert werden. Untersuchungen zeigen eine Anhebung der Erstrisslast, ein dehnungsverfestigendes Verhalten, eine Verfeinerung des Rissbildes sowie eine Anhebung der maximalen Tragfähigkeit. Unklar sind bisher noch die genauen Mechanismen, die eine gezielte Einstellung des Tragverhaltens ermöglichen. Der Beitrag fasst die Untersuchungen zu den einzelnen Bereichen der Spannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern zusammen und versucht möglichst allgemeingültige Zusammenhänge darzustellen. Dabei werden die Erhöhung der Erstrisslast, die Rissüberbrückung und die Auswirkungen auf das Gesamttragverhalten betrachtet. Abschließend wird das zyklische Biegetragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern im gerissenen Zustand dargestellt.

**Summary:** The load bearing behaviour of textile reinforced concrete can be significantly improved by the addition of short fibres. Investigations show an increase of the first crack strength, a strain-hardening behaviour, a better crack pattern distribution as well as an increase of the load carrying capacity. However, the exact mechanisms leading to this behaviour are not yet known such that a prediction of the load bearing behaviour is not possible. This paper summarises the investigations on the different parts of the stress-strain curve of textile reinforced concrete with short fibres and tries to describe general relationships. In this context the increase of the first crack stress, the crack bridging behaviour and the influence on the load-bearing behaviour in general are considered. Finally, the dynamic flexural behaviour of textile reinforced concrete with short fibres in state II is presented.

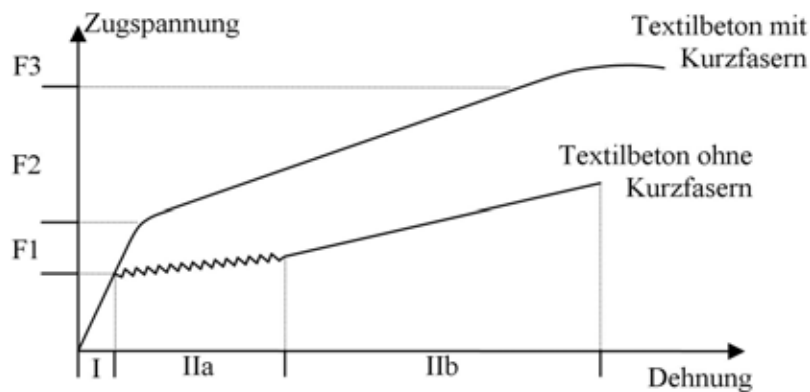
---

<sup>1</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen University

<sup>2</sup> Dipl.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen University

## 1 Einleitung

Das Tragverhalten von Textilbeton kann durch den Einsatz von Kurzfasern erheblich verbessert werden. Untersuchungen zeigen eine Anhebung der Erstrisslast, ein dehnungsverfestigendes Verhalten bei deutlich geringerem Steifigkeitsverlust, eine Verfeinerung des Rissbildes sowie eine Anhebung der Tragfähigkeit, meist über den gesamten Bereich der Spannungs-Dehnungslinie. Die meisten Berichte beschränkten sich bisher auf die phänomenologische Beschreibung des Tragverhaltens. Noch unklar sind die genauen Mechanismen, die eine gezielte Einstellung des Tragverhaltens ermöglichen. Nur wenige Forscher [1, 2, 3] haben sich bisher mit dem Thema beschäftigt und kommen zu grundsätzlich ähnlichen Beobachtungen. In [4] wurde das Tragverhalten von Textilbeton mit Kurzfasern schematisch wie folgt definiert:



**Bild 1:** Schematischer Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie von Textilbeton mit Kurzfasern [4]

**Fig. 1:** Schematic course of the stress-strain behaviour of textile reinforced concrete with short fibres [4]

Der erste Abschnitt F1 beschreibt den Beitrag der Kurzfasern zu einer höheren Erstrisslast des Betons. Der Abschnitt F2 kennzeichnet ein dehnungsverfestigendes Verhalten mit anfänglicher Rissbildung. Während dieser Rissbildungsphase helfen die Kurzfasern bei der Überbrückung der Rissufer und verfeinern das Rissbild. Durch die effektive Erhöhung des Bewehrungsgrades können die Steifigkeit und das Lastniveau gegenüber reinem Textilbeton erhöht werden. Der Übergang von F2 zu F3 beschreibt den maximalen Beitrag der Kurzfasern. Sobald der Haftverbund der Fasern in einen Reibverbund übergeht oder Kurzfasern reißen, reduziert sich der Traganteil der Kurzfasern und die Steifigkeit nimmt ab. Die Kurzfasern werden ausgezogen und der Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie nähert sich dem ursprünglichen Textiltragverhalten. In früheren Untersuchungen [5] hat sich jedoch gezeigt, dass vor dem Übergang von F2 zu F3 ein Versagen des Glastextils eintritt, wenn hochfeste Kurzfasern mit gutem Verbund verwendet werden. In diesem Fall führt der Zusatz von Kurzfasern über den gesamten Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie zu einem erhöhten Lastniveau.

Im vorliegenden Beitrag wird zunächst auf die einzelnen Bereiche gemäß Bild 1 eingegangen. Im Bereich F1 wird der Einfluss von Kurzfasern, von Textilien und einer Kombination aus beidem auf die Rissfestigkeit des Betons auszugsweise dargestellt. Ein wesentliches Problem bei Textilbeton ist der Übergang vom Bereich F1 nach F2, der zu starken Steifigkeitsverlusten führen kann. Der Steifigkeitsverlust wird definiert und es werden erste Ansätze zur gezielten Verbesserung des Tragverhaltens in diesem Bereich vorgestellt. Für den Bereich F2 werden auszugsweise Versuchsserien vorgestellt, die den Einfluss von Kurzfasersteifigkeit und –gehalt beschreiben. Abschließend wird eine Versuchsreihe zur zyklischen Biegebeanspruchung von Textilbeton im Zustand II und insbesondere zum Einfluss der Kurzfasern vorgestellt. Alle Untersuchungen wurden im Rahmen des SFB 532 durchgeführt.

## **2 Prüfkörper, Ausgangsstoffe und Herstellung**

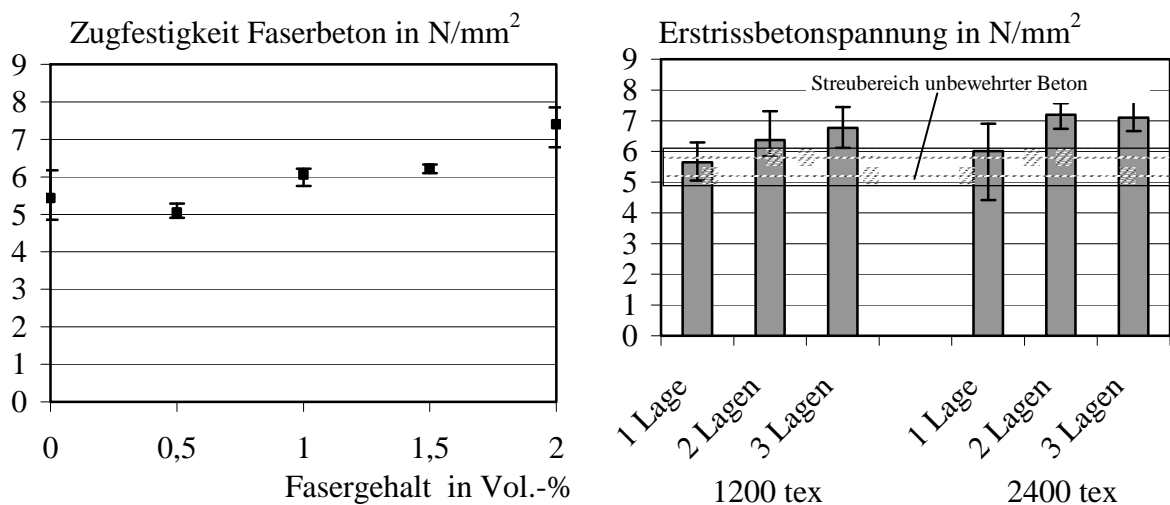
Die Zugversuche erfolgten an taillierten Dehnkörpern gemäß [6]. Diese wurden grundsätzlich im Laminierverfahren hergestellt bei dem sowohl Faserbeton als auch Textilien lagenweise eingebracht wurden. Probekörper in Kapitel 3 und 5 wurden mit ausgerichteten Textilien und einer leichten händischen Vorspannung hergestellt. Als Feinbetongrundmischung wurde die speziell für den Einsatz von Kurzfasern entwickelte Mischung Fil-10-09 [7] verwendet. Die verwendeten Textilien waren 1200 tex Textilien mit Trikotbindung und 2400 tex Textilien mit Fransebindung aus AR-Glas. Als Kurzfasern wurden integrale Glasfasern mit einer Länge von 6 mm eingesetzt. Feuchte Proben wurden 28 Tage bis unmittelbar vor der Prüfung unter Wasser gelagert. Hier als trocken bezeichnete Proben lagerten 21 Tage unter Wasser und 7 Tage im Normklima bei 20°C und 65 % rel. Feuchte. Zugfestigkeiten und Spannungs-Dehnungslinien von Dehnkörpern wurden an einer Universalprüfmaschine im traversengeregelten Versuch mit einer Wegrate von 1 mm/m geprüft.

## **3 Erhöhung der Erstrissfestigkeit im Bereich F1**

Die Untersuchungen zur Erhöhung der Erstrissfestigkeit von Textilbeton sind von besonderer Bedeutung, da Textilbetonbauteile häufig in Sichtbetonqualität ausgeführt werden und deshalb im Gebrauchszustand ungerissen bleiben sollen. Eine Anhebung der Rissfestigkeit der Matrix bietet so zusätzlichen Spielraum bei der Bemessung. Im Folgenden werden die Beiträge zur Erhöhung der Rissfestigkeit getrennt nach Kurzfasern und Textilien untersucht und diese einer Kombination aus beidem gegenüber gestellt. Zur Vermeidung von Trocknungseinflüssen wurden alle Versuche an nassen Probekörpern durchgeführt.

### 3.1 Einfluss von Kurzfasern und Textilien

Kurzfasern und insbesondere dispersible Mikrofasern können die Zugfestigkeit der Matrix deutlich erhöhen [4]. Der Lufteintrag beim Mischen und in dem Zusammenhang auch die Wahl des Fließmittels bzw. Entschäumers können die Zugfestigkeit jedoch gleichzeitig reduzieren. Der einfache Nachweis einer vom Fasergehalt abhängigen Festigkeitszunahme wird daher bei dispersiblen Mikrofasern aufgrund der Verschlechterung der Verarbeitbarkeit erschwert. Für die Untersuchung der prinzipiellen Zusammenhänge wurde daher auf integrale Glasfasern mit einem vergleichsweise geringen Einfluss auf die Verarbeitbarkeit zurückgegriffen. Die nur geringe Erhöhung der Rissfestigkeit der Matrix durch Glasfasern bei feuchten Proben ist in Bild 2, links exemplarisch dargestellt. Der Einfluss der Textilbewehrung auf eine Anhebung der Rissfestigkeit wurde in der Vergangenheit nicht immer einheitlich dargestellt. Shah [8] stellte fest, dass Längsrovings aus Glas einen großen Einfluss auf die Rissfestigkeit von Beton haben. Jesse [9] berichtet über biaxiale Textilien, dass sich der positive Beitrag der Längsrovings und die Querschnittsschwächung durch Querrovings ausgleichen. Eine Anhebung der Betonzugfestigkeit konnte nicht beobachtet werden. Voss [10] untersuchte auch 1200 tex Textilien mit Trikotbindung, die einen guten Verbund zum Beton aufweisen und stellte einen positiven Einfluss der Textilbewehrung fest. Die eigenen Untersuchungen bestätigen diesen Sachverhalt bei feuchten Proben sowohl für 1200 tex als auch für 2400 tex Textilien in der Tendenz (siehe Bild 2, rechts).

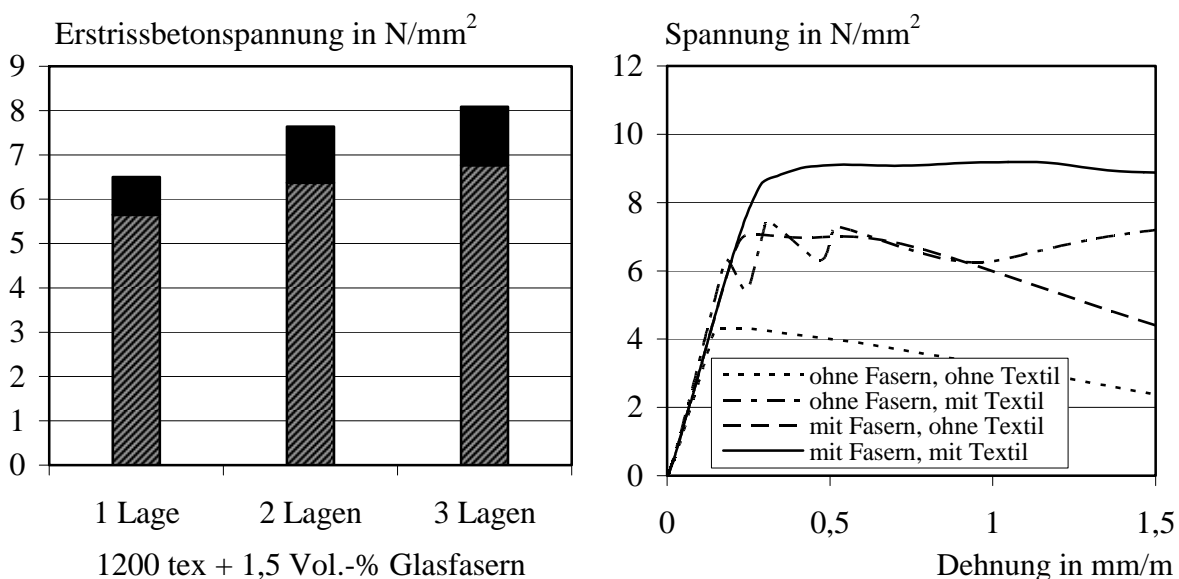


**Bild 2:** Einfluss von integralen Glasfasern auf die Zugfestigkeit von wassergelagerten Betonproben (links), Einfluss des Textilbewehrungsgrades auf die Zugfestigkeit von wassergelagerten Betonproben (rechts)

**Fig. 2:** Influence of integral glass fibres on the tensile strength of water stored specimens (left), influence of textile reinforcement degree on the tensile strength of water stored specimens (right)

### 3.2 Kombiniertes Einfluss von Textilien und Kurzfasern

Neben der Frage nach einer Erhöhung der Rissfestigkeit von Feinbeton durch Kurzfasern und Textilien ist vor allem das Zusammenspiel von Kurzfasern und Textil von Interesse. Hinsichtlich möglicher Synergieeffekte zwischen Kurzfasern und Textilien ergaben sich in eigenen früheren Untersuchungen [5] nicht immer einheitliche Zusammenhänge. Während in vereinzelt Versuchsreihen noch Synergieeffekte zwischen Kurzfasern und Textilien bei der Erstrisslast auftraten, konnten diese in den jüngsten Untersuchungen mit der neuen Fasergrundmischung Fil-10-09 [7] und feuchten Proben nur noch in kleinerem Ausmaß festgestellt werden. Bild 3, links zeigt die Erstrissfestigkeiten von textilbewehrten Dehnkörpern, die gegenüber Bild 2, rechts mit einer zusätzlichen Kurzfaserbewehrung von 1,5 Vol.-% hergestellt wurden. Der Zuwachs durch die Kurzfasern ist schwarz markiert und fällt ungefähr gleich aus. Die mittlere Festigkeitssteigerung beträgt  $1,15 \text{ N/mm}^2$ . Vergleicht man die mittleren Festigkeitssteigerungen durch Textil und Kurzfasern mit den Ergebnissen in Bild 3, links, zeigen sich noch leichte Synergieeffekte bei der Kombination. Die Überlappung der Streubreiche macht eine pauschale Aussage jedoch schwierig.



**Bild 3:** Kombiniertes Einfluss von Glasfasern und Textilbewehrung auf die Zugfestigkeit von wassergelagerten Betonproben (links), Spannungs-Dehnungsverhalten von Dehnkörpern im Anfangsbereich (rechts)

**Fig. 3:** Combined influence of glass fibres and textile reinforcement on the tensile strength of water stored specimens (left), stress-strain curves of specimens in the area of matrix cracking (right)

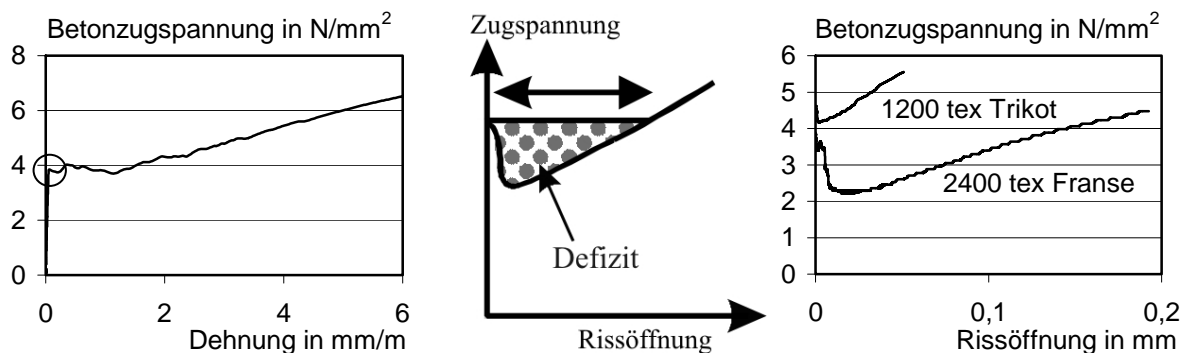
Bild 3, rechts zeigt eine ältere Versuchsreihe mit Dehnkörpern ohne Bewehrung, nur mit 2 Vol.-% Kurzfasern, nur mit 2 Lagen Textil und mit einer Kombination aus beidem. Zur Beur-

teilung der Erstrissfestigkeiten ist nur der Anfangsbereich der Spannungs-Dehnungslinie dargestellt. Im feuchten Zustand zeigte sich eine Steigerung der Rissfestigkeit durch das Textil von ca. 45 %. Durch die Kurzfasern wurde die Rissfestigkeit um ca. 60 % erhöht. Gemeinsam wurde eine Steigerung von ca. 100 % erreicht. Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass sich die Festigkeitsbeiträge von Kurzfasern und Textilien mindestens addieren lassen.

## 4 Lastübergang vom Beton auf die Bewehrung (F1 - F2)

### 4.1 Beschreibung des Steifigkeitsabfalls

Beim konventionellen Tragverhalten von Textilbeton ist der Übergang vom Zustand I zum Zustand IIa durch einen starken Abfall der Steifigkeit geprägt (siehe Bild 4, links). Ein wesentliches Ziel beim Einsatz von Kurzfasern ist es, ein kontinuierlich dehnungsverfestigendes Tragverhalten nach dem Riss der Matrix zu erreichen (vgl. Bild 1). Zahlreiche Versuche haben gezeigt, dass dies mit vielen Kurzfaserdosierungen erreicht werden kann [5]. Im Rahmen verschiedener Versuchsreihen wurde versucht, Ansätze zu erarbeiten, die eine rechnerische Abschätzung des dazu erforderlichen Fasergehaltes ermöglichen.



**Bild 4:** Steifigkeitsabfall der Spannungs-Dehnungslinie durch Rissbildung (links), Spannungsabfall bei Rissöffnung schematisch dargestellt (Mitte), Experimentell bestimmter Spannungsabfall zweier Textilvarianten bei Rissöffnung (rechts)

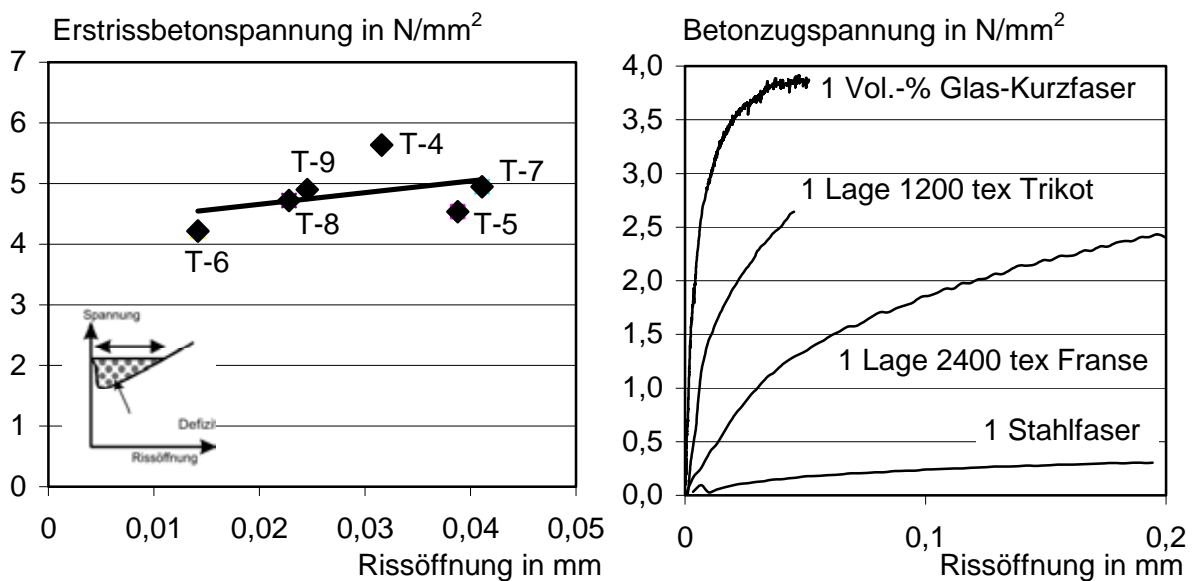
**Fig. 4:** Stiffness reduction of the stress-strain curve due to cracking (left), schematic stress decrease at crack-opening (center), experimentally determined stress decrease of specimens with two textile types at crack opening (right)

Die Grundidee dazu ist, nur den ersten aufgehenden Riss der Matrix (Bild 4, links) zu betrachten und den durch die Rissbildung verursachten Spannungsabfall mit zusätzlicher Textil- oder Kurzfaserbewehrung abzufangen. Dazu wurde ein Prüfverfahren entwickelt, welches die Ermittlung einer Spannungs-Rissöffnungsbeziehung an gekerbten TSP-Proben erlaubt ohne dass ein zweiter Riss entsteht. Führt man einen solchen Versuch an Proben mit einem regulären Textilgehalt von 1 - 2 Lagen durch, erhält man eine Spannungs-Riss-Öffnungsbeziehung,



wie sie schematisch in Bild 4, Mitte dargestellt ist. Aufgrund des beeinträchtigten Verbundes zwischen Textil und Matrix im unmittelbaren Rissbereich und der nicht gleichzeitigen Aktivierung aller Filamente benötigt das Textil eine gewisse Rissöffnung, bis die freigewordenen Kräfte aufgenommen werden können. Dieser Sachverhalt führt im weggeregelten Versuch bei jedem Riss zu einem Lastabfall und verursacht den starken Steifigkeitsabfall in der Rissbildungsphase IIa. Der markierte Bereich wird als Bewehrungsdefizit definiert. In Bild 4, rechts sind exemplarisch entsprechende Verläufe aus dem Experiment für ein 1200 tex Trikot-Textil und ein 2400 tex Franse-Textil dargestellt. Erwartungsgemäß ergeben sich beim 1200 tex Textil wegen des besseren Verbundes kleinere Lastabfälle.

Durch die verschiedenen Textilarten wird auch die Erstrissfestigkeit der Matrix beeinflusst. Ein Textil mit Trikotbindung ist aufgrund des besseren Verbundes zur Matrix eher in der Lage die Erstrissfestigkeit anzuheben. Dies ist auch in Bild 4, rechts ersichtlich. Die Erstrissfestigkeit und damit einhergehend auch die bei der Rissbildung frei werdende Energie beeinflusst wiederum die Größe des Defizits. Eine Auswertung aller Versuche mit einem 1200 tex Textil ergab den in Bild 5, links angedeuteten Zusammenhang zwischen der Erstrissfestigkeit und der erforderlichen Rissöffnung zur vollständigen Lastübertragung auf das Textil.



**Bild 5:** Erforderliche Rissöffnung zur vollständigen Lastübertragung auf das verwendete 1200 tex Textil in Abhängigkeit der Erstrisslast (links); Doppelseitiges Auszugverhalten von einzelnen Textillagen und Kurzfasern (rechts)

**Fig. 5:** Crack opening displacement needed for a full load transfer from concrete to used 1200 tex textile (left), double-sided pull-out behaviour for different types of reinforcement

## 4.2 Ansätze für eine gezielte kontinuierliche Dehnungsverfestigung

Ist bei einer bestimmten Bewehrungskonfiguration das zuvor definierte Bewehrungsdefizit bekannt, kann die erforderliche zusätzliche Bewehrung zum Ausgleich dieses Defizits berechnet werden. Dazu müssen die Traganteile der verschiedenen Bewehrungsarten im aufgehenden Riss bekannt sein. Im ersten Schritt wurden im Rahmen der Versuchsreihe Textilien mit 1200 tex und 2400 tex sowie einzelne Stahlfasern und ein Einheitsfasergehalt an Glasfasern untersucht. Es wurden Dehnkörper mit entweder einer Lage Textil, einer einzelnen Stahlfaser oder einem Faserbeton mit 1 Vol.-% Glasfasern präpariert. Die Stahlfaser wurde gezielt im Bereich der Kerbe in Querschnittsmittelpunkt platziert.

Die sich im Versuch einstellenden Rissöffnungsbeziehungen entsprechen qualitativ dem Verlauf in Bild 4, rechts. Um den reinen Bewehrungstraganteil ermitteln zu können, muss von diesen Spannungs-Rissöffnungskurven der Betontraganteil, der separat bestimmt wird, abgezogen werden. Die daraus resultierenden Beziehungen, die einem doppelseitigen Faserausgang entsprechen, sind für die jeweiligen Bewehrungsarten in Bild 5, rechts dargestellt. Diese Kurven werden mit denen in Bild 4, rechts angegebenen Rissöffnungsbeziehungen überlagert. Je nach Größe des Defizits ergibt sich eine bestimmte Anzahl an Textillagen oder Stahlfasern, die im Riss zusätzlich erforderlich sind, um das Bewehrungsdefizit auszugleichen.

Aus der Gegenüberstellung der Bewehrungsarten können auch die jeweiligen Wirksamkeiten abgelesen werden. Es bestätigt sich, dass der 1200 tex Roving mit Trikotbindung trotz des halben Flächengewichts besser zur Rissüberbrückung geeignet ist als der 2400 tex Roving mit Fransebindung. Ein Einheitsfasergehalt von 1 Vol.-% Glasfasern wirkt am effektivsten im aufgehenden Riss, da die vergleichsweise große Verbundfläche zu kurzen Lasteinleitungslängen führt. Da die Ermittlung der Traganteile der Bewehrung durch Subtraktion des Betonanteils aufwändig ist, wurden die Ergebnisse mit direkten Ausziehversuchen verglichen. Es zeigte sich, dass die Traganteile der jeweiligen Bewehrungsarten, sofern prüftechnisch möglich, auch in praktikableren Ausziehversuchen ermittelt werden können.

Das beschriebene Vorgehen setzt allerdings voraus, dass die Rissöffnungsbeziehungen der Bewehrungskomponenten superponierbar sind. In weiteren Untersuchungen wurde daher auch die Superponierbarkeit der Rissöffnungsbeziehungen von Kurzfasern und Textilien nachgewiesen.

## 5 Rissbildungsphase (F2)

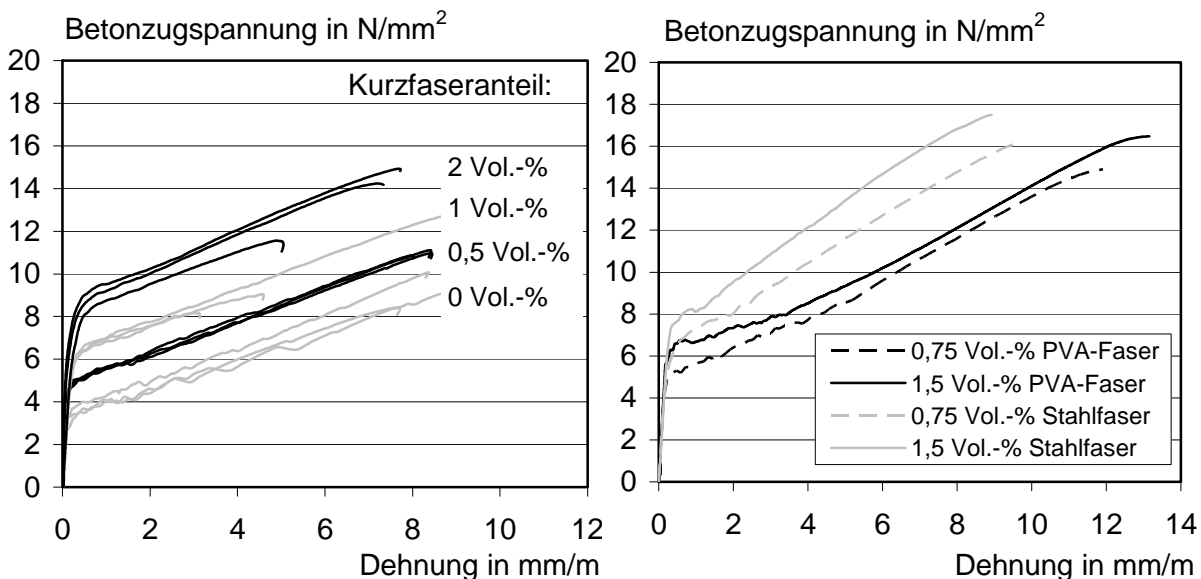
Der Bereich F2 gemäß Bild 1 beschreibt die Phase der Rissbildung, die nach dem Erstriss der Matrix einsetzt. Im Gegensatz zu herkömmlichem Textilbeton ist der Abschluss der Rissbildung im Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie des Textilbetons mit Kurzfasern häufig nicht mehr klar erkennbar. Während der Rissbildungsphase interagieren die im aufgehenden Riss vorhandenen Kurzfasern mit dem Textil. Es ist zu vermuten und aus Vorversuchen auch im

Ansatz erkennbar, dass diese Interaktion sowohl die Steifigkeit des Textilbetons im Zustand II als auch das Lastniveau beeinflusst.

Um dies näher zu untersuchen, wurde eine Reihe von Versuchen durchgeführt bei denen der Gehalt und die Steifigkeit der Kurzfasern variiert wurden. In einer Versuchsserie, die hier exemplarisch dargestellt wird, kamen Stahlfasern als Vertreter für besonders steife Kurzfasern und PVA-Fasern als Vertreter für besonders weiche Kurzfasern zum Einsatz. Es wurde jeweils ein kleiner Fasergehalt (0,75 Vol.-%) und ein größerer Fasergehalt (1,5 Vol.-%) eingesetzt. Als Textilbewehrung wurden grundsätzlich 2 Lagen des 1200 tex Textils verwendet.

### 5.1 Einfluss der Kurzfasern auf die Steifigkeit und Festigkeit im Zustand F2

Bild 6 zeigt Zugspannungs-Dehnungslinien von Textilbetonproben mit verschiedenen Kurzfasergehalten (links) und –steifigkeiten (rechts). Bild 6, rechts enthält aus Gründen der besseren Übersicht je Variante nur eine exemplarische Spannungs-Dehnungslinie. Es zeigen sich drei Effekte. Die Zugabe von Kurzfasern bewirkt bei den meisten Varianten eine Erhöhung der Erstrissfestigkeit des Betons und eine Parallelverschiebung des Kurvenverlaufs. Bei einigen Varianten wird die Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie im Bereich IIb (vgl. Bild 1) verändert.



**Bild 6:** Einfluss von Kurzfasergehalt (links) und Kurzfasersteifigkeit (rechts)

**Fig. 6:** Influence of short fibre content (left) and short fibre stiffness (right)

Sowohl die Erhöhung der Erstrissfestigkeit des Betons als auch die Parallelverschiebung der Spannungs-Dehnungslinie gehen mit einer Erhöhung des Fasergehaltes einher (siehe Bild 6, links). Dabei entspricht die Differenz der Erstrissfestigkeit der Parallelverschiebung. Die Er-

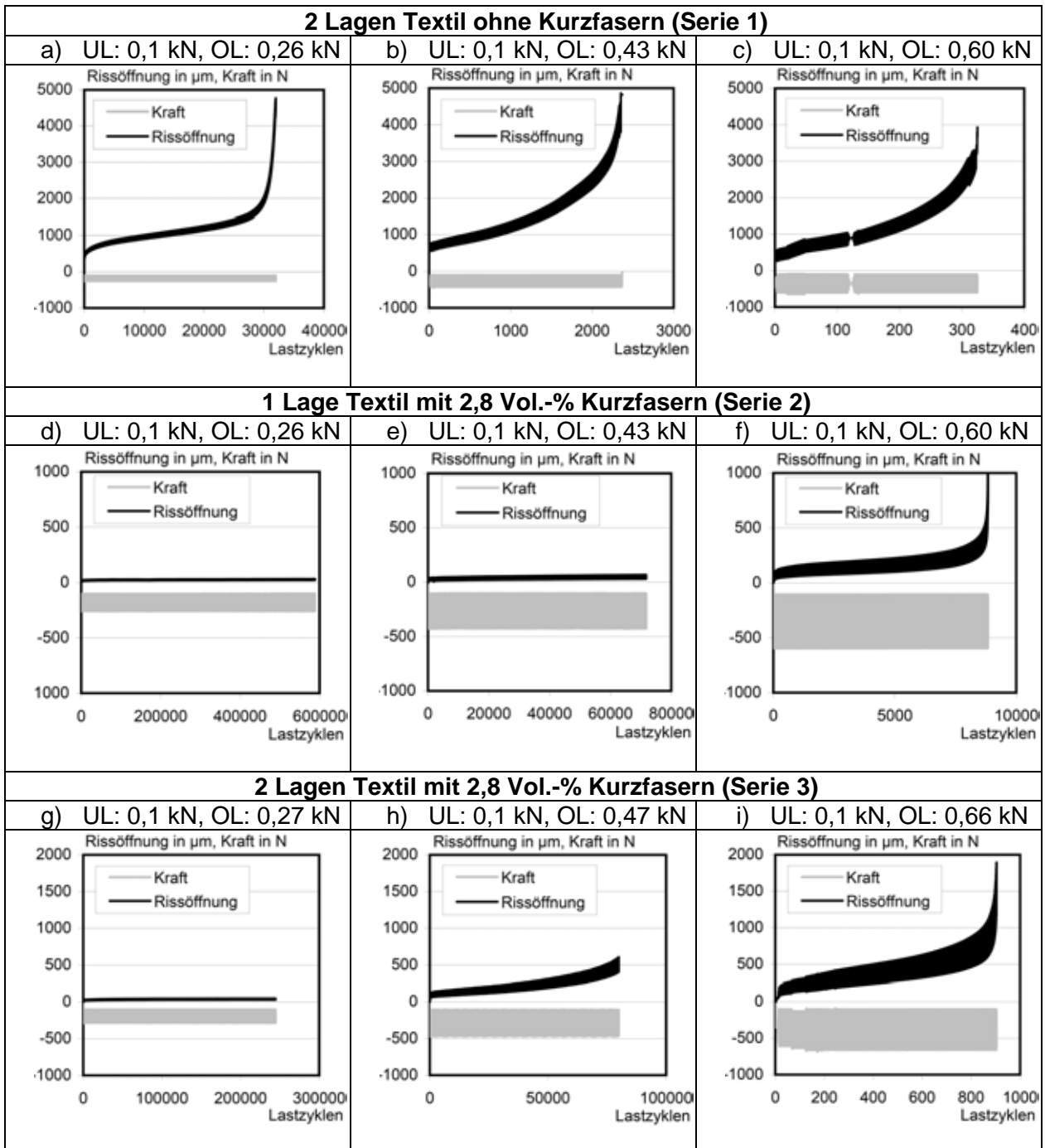
höhung des Fasergehaltes führt also nicht wie zunächst erwartet zu einem steiferen Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie. In Bild 6, rechts deutet sich an, dass die Verwendung von besonders steifen Kurzfasern (Stahl gegenüber PVA) bei gleichem Fasergehalt die Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie leicht erhöht.

Die Beobachtungen lassen darauf schließen, dass die Steifigkeit der Spannungs-Dehnungslinie von einem Zusammenspiel von Bewehrungsgrad und Rissanzahl beeinflusst wird. Mit einer Verdopplung des Kurzfasergehaltes verdoppelte sich auch die Anzahl der augenscheinlich festgestellten Risse. Die Parallelverschiebung ließe sich dann so erklären, dass sich Steifigkeitseinflüsse, die sich aus Rissanzahl und Bewehrungsgrad ergeben, ausgleichen. Weitere Versuchsreihen mit exakter Rissdokumentation werden derzeit durchgeführt.

## 6 Zyklisches Biegetragverhalten mit und ohne Kurzfasern

Die Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten verfolgten mehrere Ziele. Grundsätzlich war die Frage zu klären, wie sich Textilbeton im Zustand II bei zyklischer Beanspruchung verhält. Eine ähnliche Untersuchung erfolgte bereits in [10], bei der festgestellt wurde, dass Textilbeton bis zu einer Oberlast von 70 % der Festigkeit mindestens 90 Lastzyklen schadensfrei übersteht. Die hier durchgeführten Untersuchungen sollten die Frage klären, in wieweit Kurzfasern das zyklische Tragverhalten verbessern. Im Rahmen der Untersuchungen wurden 3 Serien betrachtet. Eine Serie bestand aus 2 Lagen Textil und stellt die Referenz dar. In einer zweiten Serie wurde eine Lage Textil durch eine äquivalente Menge Kurzfasern ausgetauscht, so dass die Bewehrungsgrade vergleichbar sind. So sollte die Frage geklärt werden, ob sich Kurzfasern bei gleichem Bewehrungsgehalt günstiger unter zyklischer Beanspruchung verhalten als Textilien. In einer dritten Serie wurden Kurzfasern zusätzlich zu den 2 Lagen Textil zugegeben, um die Verbesserung des zyklischen Tragverhaltens durch Kurzfasergänzung zu bewerten.

Für die Versuche wurden Textilbetonplatten mit einer Fläche von 700 x 800 mm<sup>2</sup> und einer Dicke von 2 cm hergestellt. Die Herstellung erfolgte im Laminierverfahren. Nach einer Lagerungsdauer von 28 Tagen wurden je Platte 4 Biegeplatten mit einer Länge von 800 mm und einer Breite von 150 mm ausgesägt. Eine Biegeplatte stand jeweils für den statischen Referenzversuch zur Verfügung um die Oberlasten festzulegen. Dabei wurde wie folgt vorgegangen. Bei der Referenzplatte ohne Kurzfasern (Serie 1) wurden Oberlasten von 0,26 kN, 0,43 kN und 0,60 kN festgelegt. Damit wird der Bereich direkt nach dem Riss der Matrix bis zu eine Belastung von ca. 60 % der Maximallast abgedeckt. Für die Variante mit einer Lage Textil und Kurzfasern (Serie 2) wurden die gleichen Oberlasten wie bei der Referenz übernommen, da die Wirkung von Kurzfasern und Textil direkt mit einander verglichen werden sollte. Bei der Variante mit zusätzlicher Kurzfaserbewehrung (Serie 3) wurden die relativen Belastungsgrade der Referenz, bezogen auf die Maximallast, übernommen, um den höheren Bewehrungsgrad zu kompensieren. Die Ergebnisse der zyklischen Versuche sind in Bild 7 gegenüber gestellt.



**Bild 7:** Unter- und Oberlast sowie zugehörige Rissöffnung in Abhängigkeit der Lastzyklen

**Fig. 7:** Minimum and maximum load as well as referring crack opening displacement over the number of load cycles

Es ist jeweils die Rissöffnung bei Unterlast und bei Oberlast sowie die aufgebrachte Last über die Lastzyklen aufgetragen. Die sinusförmigen Verläufe sind stark gestaucht, so dass nur die Entwicklung über die Lastzyklen erkennbar ist. Drei Versuche (d, e, g) wurden aufgrund der langen Prüfdauer nach frühestens 24h abgebrochen, da keine kritische Rissaufweitung erkennbar war. Unabhängig davon bestätigen die Ergebnisse die Vermutung, dass Textilbeton eine begrenzte Anzahl an Lastzyklen im Zustand II erträgt. Alle Platten sind bei einer Oberlast von 0,6 kN, was einem Belastungsgrad von ca. 60 % bis 75 % entspricht innerhalb weniger Minuten gebrochen. Bei den kleineren Laststufen zeigt sich ein sehr unterschiedliches Verhalten. Betrachtet man zunächst die Serien 1 und 2, zeigt sich, dass die kurzfaserbewehrten Platten tendenziell eher der Ermüdungsbelastung stand halten, obwohl eine Lage weniger Textil eingebaut war. Die Referenzplatte ohne Kurzfasern hat bereits bei der kleinsten Laststufe (a), im Bereich der Rissfestigkeit, nach ca. 30000 Lastzyklen versagt. Ein ähnliches Bild zeigt sich auch beim Vergleich der Serien 1 und 3. Bei zusätzlicher Kurzfaserbewehrung schneiden die faserbewehrten Platten auch bei entsprechend höherer Belastung tendenziell besser ab als die Platten ohne Kurzfasern. Bei den höher belasteten Platten (h und i) kam es jedoch auch zu Brüchen, wenn auch nach deutlich mehr Lastzyklen. Nur bei den jeweils kleinen Laststufen der faserbewehrten Platten (d und g) schienen die Rissöffnungen während der Versuche asymptotisch gegen einen Höchstwert zuzulaufen. Ein Versagen nach weiteren Lastzyklen ist jedoch nicht auszuschließen. Abschließend kann der positive Einfluss der Kurzfasern auf das Ermüdungsverhalten herausgestellt werden. Es zeigte sich aber auch, dass bei zyklischer Beanspruchung von gerissenen Textilbetonbauteilen entsprechende Sicherheiten bei der Anzahl der zu erwartenden Lastzyklen berücksichtigt werden müssen.

## Danksagung

Die Ergebnisse wurden im Rahmen des Teilprojektes C1 im Sonderforschungsbereich 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“ erbracht und von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) finanziell gefördert. Hierfür bedanken sich die Autoren ganz herzlich.

## 7 Literatur

- [1] BARHUM, R. ; MECHTCHERINE, V.: *Influence of Short Fibres on Fracture Behaviour in Textile Reinforced Concrete*. In: *Fracture and Damage of Advanced Fibre-reinforced Cement-based Materials* (2010), S. 77-89
- [2] KORB, S.: *Untersuchungen zum Zugtragverhalten hochduktiler Faserbetone mit zusätzlicher Textilbewehrung*. Kaiserslautern, Technische Universität, Fachbereich Architektur/Raum- und Umweltplanung/Bauingenieurwesen, Dissertation, 2010

- [3] HINZEN, M. ; BRAMESHUBER, W.: *Improvement of Serviceability and Strength of Textile Reinforced Concrete by Using Short Fibres*. Dresden: Technische Universität Dresden, 2009. - In: *Textilbeton Theorie und Praxis*. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung, Sonderforschungsbereich 528 und 532, Dresden, 3.6.-5.6.2009, (Curbach, M. ; Jesse, F. (Eds.)), S. 261-272
- [4] HINZEN, M. ; BRAMESHUBER, W.: *Improvement of Serviceability and Strength of Textile-Reinforced Concrete Elements with Short Fiber Mixes*. Farmington Hill : American Concrete Institute, ACI SP-251, 2008. - In: *Design and Applications of Textile Reinforced Concrete*, ACI Fall Convention 2007, Fajardo, Puerto Rico, 14.-18.10.2007, (Aldea, C.-M. (Ed.)), 12 Seiten
- [5] HINZEN, M.; BRAMESHUBER, W.: *Influence of Short Fibers on Strength, Ductility and Crack Development of Textile Reinforced Concrete*, RILEM Proceedings PRO 53. - In: *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)*, Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop, Mainz, July 10-13, 2007, (Reinhardt, H.W.; Naaman, A.E. (Eds.)), S. 105-112, ISBN 978-2-35158-046-2
- [6] BROCKMANN, J. ; RAUPACH, M.: *Durability Investigations on Textile Reinforced Concrete*. Durability of Materials and Components, 9th International Conference (CSIRO 2002), Brisbane, Australia, 17-20 March 2002. Paper No. 111
- [7] HINZEN, M.; BRAMESHUBER, W.: *Influence of Matrix Composition and Short Fibres on the Workability of Fine Grained Fibre Concrete*. Bagnaux: RILEM, 2010. - In: *Proceedings of the International RILEM Conference on Materials Science (MatSci)*, Vol. I: 2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete, Aachen, September 6-8, 2010, (Brameshuber, W. (Ed.)), S. 131-140 ISBN 978-2-35158-106-3
- [8] SHAH, S.P.: *Do Fibers Increase the Tensile Strength of Cement-Based Matrix?*. Berlin: Ernst & Sohn, 1990. - In: *Baustofftechnische Einflüsse auf Konstruktionen*. Zum 60. Geburtstag von Hubert K. Hilsdorf, (Kropp, J. (Ed.)), S. 465-481
- [9] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. Dresden, Technische Universität, Fakultät Bauingenieurwesen, Dissertation, 2004
- [10] VOSS, S.: *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. Aachen, Technische Hochschule, Fachbereich 3, 2008, - Dissertation





## Korrelation der makroskopischen Alterung mit nanoskaligen Veränderungen in hybriden Polymer/Zement-Oberflächenaktivierungen für Glasfaserrovings in Textilbeton

Markus Hojczyk<sup>1</sup>, Oliver Weichold<sup>2</sup>, Andreas Walther<sup>3</sup>, Martin Möller<sup>4</sup>

**Zusammenfassung:** Hybride Oberflächenaktivierungen von Glasfaserrovings mittels Polymer/Zement-Kompositen ermöglichen eine komplette Durchdringung des Rovings mit Beton von der Matrix bis zu den innenliegenden Einzelfilamenten. Dies erlaubt einen deutlich verbesserten Lasteintrag in den gesamten Rovingquerschnitt bei der Verwendung als Faserverstärkung in textildbewehrten Betonen. Auf Grund von ausgeprägten Domänen hydratisierter Zementsteinphasen innerhalb des Rovings ergibt sich eine komplexe, multiskalige Verbundstruktur, die sich in ihren Eigenschaften deutlich von klassischen polymerbeschichteten Rovings unterscheidet. Wir diskutieren diesen Ansatz in Bezug auf Herstellung, nano-/mikroskopische Charakterisierung, sowie der mechanischen Eigenschaften der Probenkörper unter beschleunigten Alterungsbedingungen. Die mikroskopischen Untersuchungen mittels höchstauflösender Elektronenmikroskopie und Nanoindentation zielen darauf ab, die Grenzflächenanbindung, die veränderte Struktur in Abhängigkeit des verwendeten Polymers und der Additive sowie die Korrosionsmechanismen aufzuklären.

**Summary:** Hybrid surface modifications of glass fiber rovings with polymer/cement-composites allow the generation of extended cement phases within the roving and an activation of the innermost filaments to the surrounding concrete matrix. This enables enhanced load transfer across the full roving cross section when used as fibrous reinforcement in textile-reinforced concrete. Due to the presence of extended concrete domains within the roving, a complex multiscale composite structure develops, displaying distinctly different properties as compared to standard polymer impregnation routes. We discuss this approach in terms of production, nano/microscopic characterization of the concrete composites and mechanical properties of the resulting specimens under accelerated aging conditions. The microscopy studies using highest resolution electron microscopy and nanoindentation aim to elucidate the interface connection, the changes in morphology of the concrete as a function of the polymer and additives used, as well as shedding light on the corrosion mechanisms.

<sup>1</sup> Dipl.-Chem., DWI an der RWTH Aachen e.V,

<sup>2</sup> Dr. rer. nat. habil., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

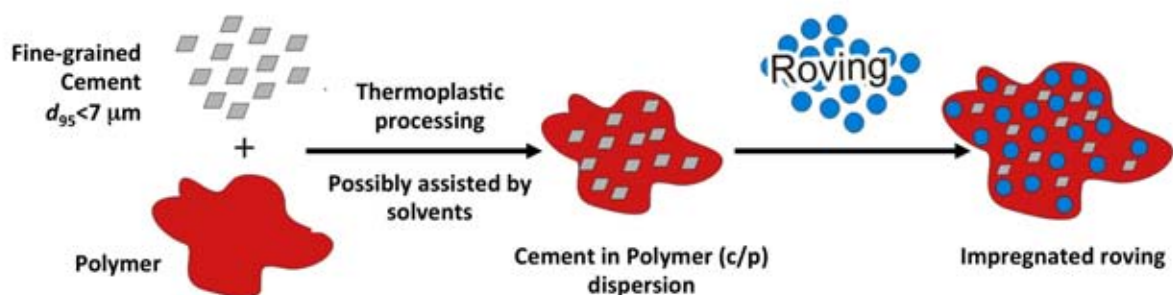
<sup>3</sup> Dr. rer. nat., DWI an der RWTH Aachen e.V,

<sup>4</sup> Prof. Dr., DWI an der RWTH Aachen e.V,

## 1 Einleitung

Multifilamentmaterialien wie Glas, Polyethylen und Kohlefaser-Rovings leiden an einem Mangel an Durchdringung in der Anwendung von High-Solid-Dispersionen wie z.B. Zement, Mörtel oder Beton.[1,2] Dies reduziert den aktiven, tragenden Querschnitt und somit die Wirksamkeit der Bewehrung. Um dieses Problem zu beseitigen wurde von uns ein Beschichtungsverfahren für solche Multifilament-Verstärkungen aus nicht hydratisierten Zement-Teilchen in Kombination mit wasserlöslichen Polymeren entwickelt, welches eine einheitliche und direkte Faser-Matrix-Haftung ermöglicht.[2-7] Das Verfahren ist schematisch in Bild 1 dargestellt. Bei Kontakt mit der Feuchtigkeit des umgebenden abbindenden Betons während der Herstellung des finalen textildbewehrten Betons, kommt es zu einer Hydratation der reaktiven Rovingbeschichtung und die eingebrachten Zementteilchen wandeln sich ebenfalls in hydratisierte Betonphasen um. Hierdurch bildet sich eine kontinuierliche, kristalline Matrix zwischen den Filamenten, die auch mit dem sie umgebenden Beton einen festen Verbund eingeht. Somit besteht die Möglichkeit den kompletten Roving mit seinen innenliegenden Glasfasern zu aktivieren und einen effizienten Lastübertrag von der Matrix auf alle Glasfaserfilamente zu gewährleisten. Gleichzeitig ergibt sich die Möglichkeit, die mechanischen Eigenschaften der Fasermatrixgrenzschicht so zu optimieren, dass verbessertes Versagensverhalten erreicht werden kann. In doppelseitigen Pull-out-Experimenten (DPOs) von ungealterten Proben, übertreffen Glasrovings mit dieser reaktiven Beschichtung unbehandelte Glasrovings um das dreifache.

Die Beschichtung erfolgt typischerweise über ein Pultrusionsverfahren bei dem sogenannte Zement-in-Polymer (c/p) Dispersionen, bestehend aus einem Polymer in einem bestimmten Massenverhältnis (zumeist 2/8 w/w) zu einem hochfeinen Zement (Größe  $d_{95} \leq 7 \mu\text{m}$ ), in die Rovings eingebracht werden. In Abhängigkeit des verwendeten Polymers ergeben sich deutlich unterschiedliche mechanische Eigenschaften, die, wie von uns in vorangegangenen Arbeiten beschrieben, vor allem durch ungleiche Hydratationskinetiken und Nukleierung verschiedener Zementsteinphasen bedingt sind.



**Bild 1.** Schema zum Konzept der Imprägnierung von Glasfaserrovings mit c/p Dispersionen.

**Fig 1.** Impregnation of glass fiber rovings with cement-in-polymer (c/p) dispersions.

Der Grund für die oft mangelnde Dauerhaftigkeit von textildbewehrten Betonen ist in der stark alkalischen Umgebung begründet, welches selbst alkali-resistente (AR) Glasfasern angreift und zu einem deutlichen Leistungsabfall der Bewehrung führt. Trotz intensiver Untersuchungen wird die Herkunft dieser Glasfaser-Schädigungen noch diskutiert.[8-17] Der Literatur sind zwei Ansätze zu entnehmen: Zum einen werden mechanische Beschädigungen angeführt

wobei die Verdichtung des umgebenden Matrix-Materials harte Kristalle in das Glas drückt und es somit beschädigt [16-17]. Daneben gibt es das Konzept der chemischen Korrosion, gemäß welcher die Si-O-Si-Bindungen des Glasnetzwerks durch hydrolytische Spaltung [8] abgebaut werden. Ein Verständnis der Alterungsvorgänge in Glasfaser-bewehrtem Beton ist von großer Bedeutung um rationale Verbesserungen der Dauerhaftigkeit zu ermöglichen. Wir werden in diesem Beitrag zeigen, wie genau nanoskalige Degradation durch höchstauflösende Mikroskopie und ortselektive Härtemessungen mittels Nanoindentation mit den makroskopischen Veränderungen in der mechanischen Leistung korreliert werden können.

## 2 Materialien und Methoden

### 2.1 Materialien

Ein besonders feinkörniger Zement, Mikrodur PX, mit einer Korngröße  $d_{95} \leq 7 \mu\text{m}$  (Dyckerhoff AG, Neuwied, Deutschland) wurde zur Herstellung der c/p Dispersionen verwendet. Poly(vinylalkohol) mit  $M_w = 9500 \text{ g/mol}$  und Poly(vinylacetat) mit  $M_w = 110000$  bis  $150000 \text{ g/mol}$  wurden von Wacker Burghausen, Deutschland zur Verfügung gestellt. SilicolP wurde von Sika Addiment GmbH, Leimen, Deutschland bezogen. Des weiteren kamen alkali-resistente Multifilament-Glas-Rovings CEM FIL LTR ARC 2400 (2400 tex, Filamentdurchmesser  $27 \mu\text{m}$ , Roving Querschnitt  $0,896 \text{ mm}^2$ ) von Owens Corning-Vetrotex als textile Bewehrung zum Einsatz. Zur Herstellung aller Probenkörper wurde die im SFB 532 eingesetzte Betonmischung PZ-0899-01 verwendet.

### 2.2 Zement-in-Polymer Dispersion: Herstellung und Beschichtung

Die als Beschichtungsmaterial für die Glas-Rovings verwendeten Zement-in-Polymer c/p-Dispersionen wurden in einem Lösungsmittel-basierten Verfahren hergestellt. Ein typischer Ansatz beinhaltete hier das Auflösen von 20 g PVAc in 100 ml Ethylacetat und anschließende Zugabe von insgesamt 80 g Feinstzement in fünf Portionen unter starkem Rühren mit einem Magnetrührer. Die Dispersion wurde im Folgeschritt in eine Pultrusionsmaschine überführt und zur Beschichtung der Rovings angewendet.

### 2.3 Dauerhaftigkeit – Beschleunigte Alterung der Proben

Zur Untersuchung der Dauerhaftigkeit wurden einzelne c/p-beschichtete Rovings in 8 knochenförmige Probenkörper (dog-bones) in Beton eingegossen. Der Roving ragte hierbei ca. 20 mm an den Enden der Betonprobe heraus um eine entsprechende Verankerung im nächsten Schritt zu erzielen. Nach einem Tag Lagerung bei kontrollierten Bedingungen von  $22 \text{ }^\circ\text{C}/65 \text{ \%}$  relativer Luftfeuchtigkeit (RH) wurden die Proben ausgeschalt und die überstehenden Enden in Epoxidharz eingebettet. Am dritten Tag wurden die Probenkörper in Wasser ( $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ) und nach 7 Tagen in ein Wasserbad bei  $70 \text{ }^\circ\text{C}$  überführt und dort weitere 7 Tage belassen, bevor sie entfernt und in einer kontrollierten Umgebung von  $22 \text{ }^\circ\text{C}/65 \text{ \%}$  RH für 5 Tage getrocknet wurden.

## 2.4 Mikroskopie

Zur elektronenmikroskopischen Untersuchung kamen verschiedene Techniken zum Einsatz. Parallel gespaltene Proben wurden mittels REM in Sekundärelektronenmodus (SE-REM) mit einem Hitachi S-3000N abgebildet. Für die Aufnahme von Querschnitten wurden die Proben zumeist in Epoxidharz eingebettet und danach entweder mechanisch poliert oder mittels FIB (focused ion beam), d.h. einer Ionenstrahlätzung, planarisiert. Hochauflösende Transmissionselektronenmikroskopie (HR-TEM) erfolgte auf einem FEI Tecnai F20 mit EDX (EDAX) und HAADF-Detektor und 200 kV Beschleunigungsspannung (GFE der RWTH Aachen) an durch FIB hergestellten Ultradünnschnitten (< 100 nm).

## 2.5 Nanoindentation

Nanoindentation wurde durch kraftkontrollierte Indentation einer trigonal pyramidalen Diamantspitze (cube corner) an polierten Querschnittsflächen verschiedener Proben angefertigt. Als AFM Spitze kam eine DNISP von Veeco zum Einsatz. Bei dem AFM handelte es sich um ein Digital Instruments Multimode AFM mit Nanoscope V Controller (Veeco Instruments, Santa Barbara, USA). Hieraus ergaben sich sogenannte Härte- und Eindringskarten aus der Korrelation von Eindringtiefe und aufgebrachtener Kraft.

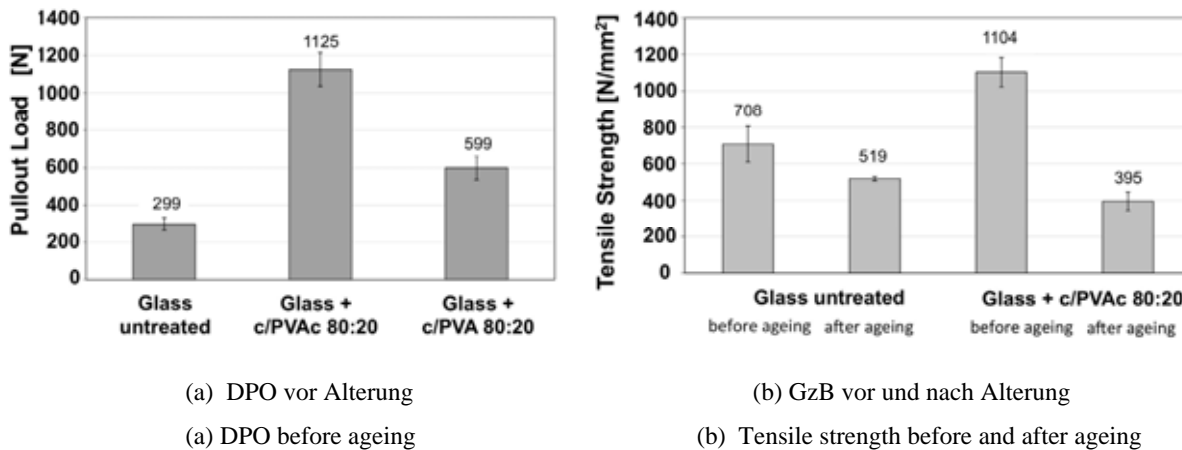
# 3 Ergebnisse und Diskussion

## 3.1 Ausgangssituation

Polyvinylalkohol (PVA) und Polyvinylacetat (PVAc) wurden vorwiegend als Polymere für die c/p-Dispersionen und die anschließende Beschichtung der Glasfaserrovings eingesetzt. Die deutlich bessere mechanische Performance der c/PVAc beschichteten Glasfaserrovings im doppelseitigen Pull-out Versuch (DPO, Bild 2a) favorisiert diese für Anwendungen. Daher gehen wir im Folgenden zumeist nur auf letztere ein und zeigen lediglich an einigen Stellen Querverbindungen zu c/PVA-basierten Probenkörpern auf. Nach beschleunigter Alterung der Materialien kommt es zu substantiellen Verlusten in der Garnzugfestigkeit, wie bestimmt mittels der im experimentellen Teil dargelegten Probengeometrie (GzB = Garnzug im Beton, Bild 2b). Sowohl unbeschichtete, als auch c/PVAc imprägnierte Rovings zeigen einen Einbruch in der Zugfestigkeit von bis ca. 60 %.

Bild 2 veranschaulicht den zweigesichtigen Charakter der hybriden Oberflächenaktivierung mittels c/p-Dispersionen. Zum einen zeichnen sich die resultierenden Probenkörper vor der Alterung durch signifikant bessere mechanische Anbindung an die Betonmatrix aus. Nach der beschleunigten Alterung hingegen fällt der Wert umso drastischer, da der komplette Roving von einer Betonphase durchdrungen ist und somit die alkalische Degradation nicht nur von außen nach innen statt findet (wie z.B. bei Epoxidharz- oder Polymer-getränkten Rovings), sondern im kompletten Volumenquerschnitt mit ähnlicher Kinetik agieren kann. Hie-

raus ergibt sich eine besondere Herausforderung hinsichtlich der Unterdrückung negativer Alterungserscheinungen.



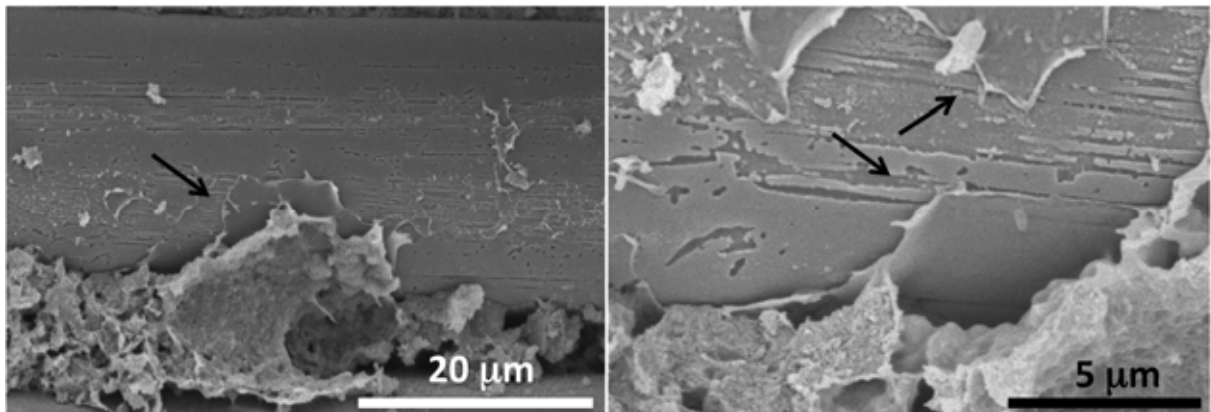
**Bild 2.** Übersicht über maximal ausziehbare Last von unbehandelten und mit c/PVA und c/PVAc beschichteten Rovings ermittelt über DPO-Versuche ohne Alterung (a) und Garnzugfestigkeit im Beton (GzB) vor und nach beschleunigter Alterung (b).

**Fig 2.** Overview of maximum pull-out load (a) of unaged untreated, c/PVA and c/PVAc impregnated glass fiber rovings and tensile strength (b) before and after ageing.

### 3.2 Alterungsverhalten

Entsprechend dem Festigkeitsverlust in den Zugversuchen von ca. 60 % wurde eine drastische Veränderung der Matrix/Glasfasergrenzfläche für die c/PVAc imprägnierten Rovings erwartet. Zur Untersuchung dieser Alterungserscheinungen wurde neben standardmäßiger Rasterelektronenmikroskopie (REM) eine Kombination aus Nanoindentations-Untersuchungen an Querschnittsflächen der Glasfasern und hochauflösender und elementensensitiver Abbildungsverfahren der Transmissionselektronenmikroskopie (TEM) angewandt.

Schon die REM-Charakterisierung der durch beschleunigte Alterung hergestellten Proben zeigt deutliche Korrosionspuren (Bild 3). Besonders wichtig für eine Identifikation der Art der Alterungsschäden erscheinen hier zwei Punkte. Zum einen ist klar erkennbar, dass die oftmals länglichen Löcher und Vertiefungen sich auch unter einem intakten Polymerfilm (Schlichte oder PVAc) fortsetzen, wie durch die Pfeile verdeutlicht ist. Daneben finden sich überdies keine Materialaufwerfungen, wie sie für ein Eindringen charakteristisch wären.

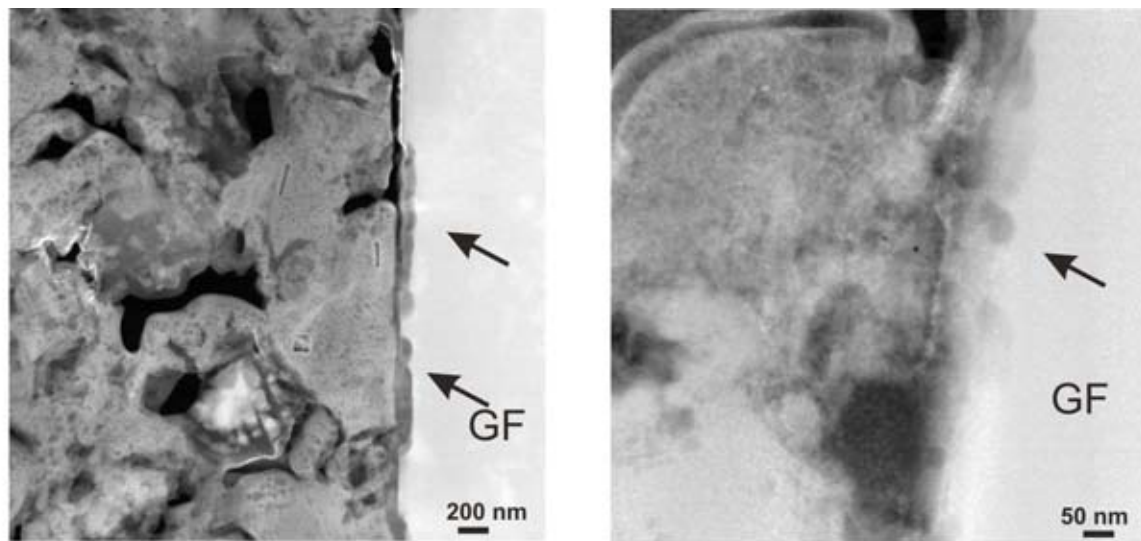


**Bild 3.** REM Aufnahmen von c/PVAc imprägnierten Rovings nach beschleunigter Alterung.

**Fig 3.** SEM images of c/PVAc impregnated rovings after accelerated ageing.

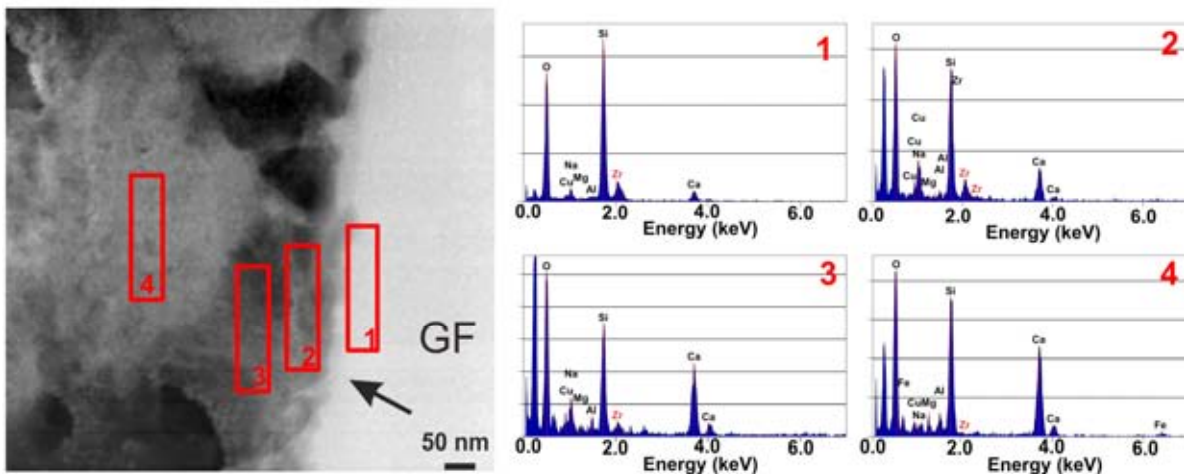
Ein noch aussagekräftigeres Bild ergibt sich aus hochauflösenden TEM Aufnahmen von Ultradünnschnitten, welche sehr detaillierte Informationen über die Zusammensetzung der Phasen an der Filament-Matrix Grenzfläche liefern. Hierbei wurden mittels focused ion beam (FIB) Ultradünnschnitte aus dem Material herausgeätzt und anschließend auf TEM-Grids abgelegt. Diese Proben sind ausreichend dünn um in Transmission analysiert zu werden ( $< 100$  nm). Es kam sogenannte high-angle annular dark-field Bildgebung (HAADF) in Kombination mit extrem ortselektiver Scanning-TEM (STEM) zum Einsatz, die es ermöglicht nur inkohärent gestreute Elektronen zu detektieren. Dies gestattet es einen hohen Kontrast entsprechend der Ordnungszahl der Elemente zu erzielen (Z-Kontrast). Somit erscheinen Bereiche mit schweren Atomen weiß (hohe Streuung), wohingegen Gegenden mit vornehmlich leichten Atomen dunkel sind. In den Bildern 4a-c befinden sich folglich die Glasfasern am rechten Bildrand. Die dunkelsten Bereiche entsprechen dem infiltrierten Epoxidharz, welches zur Stabilisierung während der Probenpräparation nötig war.

An den Grenzflächen sind deutliche Korrosionsprozesse erkennbar, die insbesondere bei direkter Anbindung von Zementsteinphasen an die Glasfaser auftreten. Die Grenzfläche ist „unruhig“ und schwammig, was in klarem Gegensatz zu den scharfen Grenzflächen von nicht gelagerten Proben steht (hier nicht gezeigt). Die Aufnahmen offenbaren, dass sich in einem Bereich von ca. 50-100 nm am Glasfaserrand starke Ätzprozesse abspielen bei denen die Integrität der Glasfaser aufgebrochen wird. Zum Vergleich sind hier auch Bilder von c/PVA basierten Proben (Bild 4a) dargestellt die noch deutlichere Korrosion aufweisen. PVA ist im Gegensatz zu nur teilweise hydrolysiertem PVAc (Bild 4b,c) nicht in der Lage auftretende Basizität über Verseifung von Estergruppen abzupuffern und das System reagiert somit noch empfindlicher auf Alkalinität.



(a) HAADF-STEM von/of c/PVA

(b) HAADF-STEM von/of c/PVAc



(c) HAADF-STEM von/of c/PVAc

(d) Elementverteilung der Bereiche in (c)  
(d) Element distributions of areas indicated in (c)

**Bild 4.** HAADF-STEM Aufnahmen von Dünnschnitten gealterter c/PVAc (b,c,d) und c/PVA (a) getränkter Rovings, hergestellt mittels focused ion beam (FIB). Die EDX Elementanalysen der Gebiete in (c) sind in (d) dargestellt.

**Fig 4.** HAADF-STEM images of ultrathin sections of aged c/PVAc (b,c,d) and c/PVA (a) impregnated rovings, prepared via focused ion beam (FIB). The element distributions as obtained via EDX of the various areas in (c) are displayed in (d).

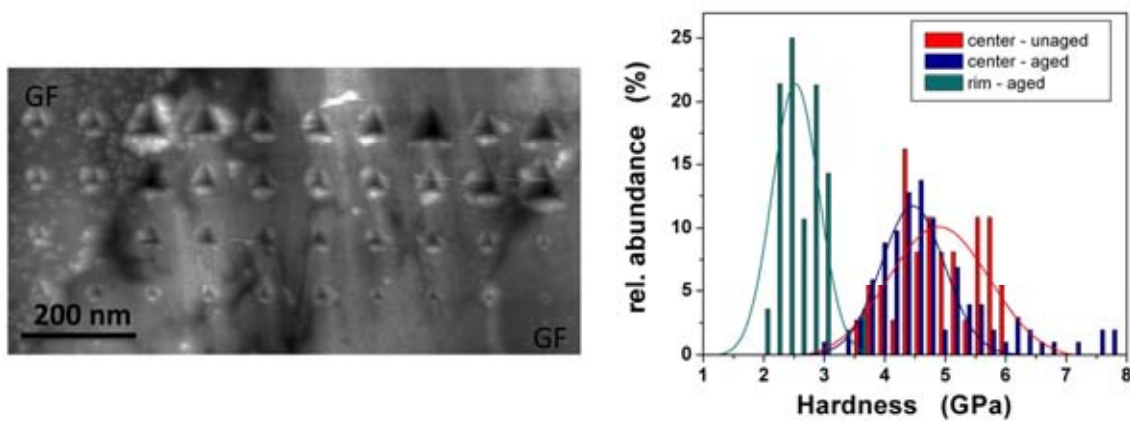
Tiefere Erkenntnisse können aus den ortselektiven Elementverteilungen, welche mittels EDX ermittelt wurden, erhalten werden. Bereichselektive EDX-Messungen im Bereich 1 (Glasfaser) offenbaren dominante Signale für Silizium und Zirkonium, sowie geringe Mengen an Natrium und Calcium. Bei zunehmender Annäherung an die Grenzfläche steigt der Gehalt an Calcium und erreicht ein Maximum in der Zementsteinphase. Besonders spannend

ist jedoch die klare Präsenz eines Zirkoniumsignals in Bereich 3. Dieser Bereich liegt, im Gegensatz zu Bereich 2, außerhalb der ursprünglichen Glasfaser und verdeutlicht, dass es zu einer Wanderung der Zirkonium-Ionen von der Glasfaser in Richtung der Zementsteinmatrix gekommen ist. Diese Mikroskopietechnik ermöglicht somit eine bis dato ungekannte Detailtiefe und Ortsauflösung im Hinblick auf die chemischen Korrosionsprozesse in textildbewehrtem Beton.

Entsprechend der chemischen Ätzprozesse an der Grenzfläche der Glasfasern erscheint eine Veränderung der mechanischen Eigenschaften in den Filamenten als wahrscheinlich. Insbesondere konnte ein Abbau der mechanischen Eigenschaften am Rand der Glasfasern erwartet werden, was letztendlich auch die niedrigere Zugfestigkeit aufgrund geringerer Faser/Matrix Haftung erklären könnte. Um diese Prozesse zu verfolgen wurden daraufhin Härtelandkarten mittels Nanoindentation erstellt. Die Probenpräparation erfolgte hier ebenso über Ionenstrahlätzung um möglichst glatte Querschnitte zu erzielen. Bei der Nanoindentation wird eine geometrisch definierte Spitze eines härteren Materials in die Oberfläche eines anderen Materials gedrückt, wobei es zur Ausbildung eines charakteristischen Indents kommt. Aus dem Verhältnis der maximal aufgewandten Kraft  $F_{\max}$  und der Fläche,  $A$ , des zurückgebliebenen Indents, welches mittels Mikroskopie bestimmt werden muss, kann direkt auf die Härte,  $H$ , des Materials geschlossen werden ( $H = F_{\max}/A$ ). In unseren Untersuchungen kam eine nanoskalige trigonal pyramidale Cube Corner Diamantspitze zum Einsatz, die mit Hilfe eines Rasterkraftmikroskops in die Probenquerschnitte gepresst wurde. Hiermit lassen sich sogenannte Härtelandkarten im Nanometerbereich erstellen.

Bild 5a zeigt eine typische AFM Aufnahme einer Härtelandkarte in der vier Reihen an Indents mit unterschiedlicher Maximalkraft, von oben nach unten abnehmend, eingebracht wurden. Links oben und rechts unten sind jeweils die Querschnitte von zwei Glasfasern erkennbar. Diese Übersicht veranschaulicht die Heterogenität der Zementsteinmatrix in der ungleiche Eindringtiefen bei gleicher Maximalkraft, d.h. innerhalb einer Reihe, zu beobachten sind. Die Streuung dieser Werte ergibt sich aus dem porösen Charakter des Betons und macht eine quantitative Auswertung der Betonhärte nahezu unmöglich. Die Situation für die soliden Glasfasern ist hier günstiger. Eine statistische Auswertung der Härtedaten der Glasfaserquerschnitte aus mehreren Nanoindentationsserien, die graphisch in Bild 5b dargestellt ist, zeigt einen deutlichen Einbruch der Härte in der Randregion ( $< 1-2 \mu\text{m}$ ) der Glasfasern beschleunigt gealterter Proben, mit einem Abfall des Härtewertes von über 50 %. Im Gegensatz hierzu ist das Zentrum des Filaments noch vollständig intakt und der durchschnittliche Härtewert unterscheidet sich praktisch nicht von einer ungealterten Glasfaser. Als Vergleich ist anzumerken, dass ein ungealtertes Glasfilament homogene mechanischen Eigenschaften mit einer konstanten Härte im Bereich von 4.3 - 5.7 GPa vom Rand bis zum Zentrum aufweist.





(a) AFM Aufnahme einer Nanoindentkarte

(b) Statistische Auswertung der Härtewerte

(b) AFM image of a nanoindent map

(b) Statistical evaluation of the hardness data

**Bild 5.** Nanoindentation an gealterten c/PVAc Proben. (a) AFM-Abbildung einer Härte Landkarte eines interfilamentären Zwischenraums mit unterschiedlicher Maximalkraft (abnehmend in den Reihen von oben nach unten). (b) Statistische Auswertung von Indentdaten am Rand und im Zentrum.

**Fig 5.** Nanoindentation for aged c/PVAc samples. (a) AFM image of a hardness map of an area between two glass filaments. Different indentation forces were used, decreasing from top to bottom rows. (b) Statistical evaluation of the hardness data in the center and the rim of the glass fibers.

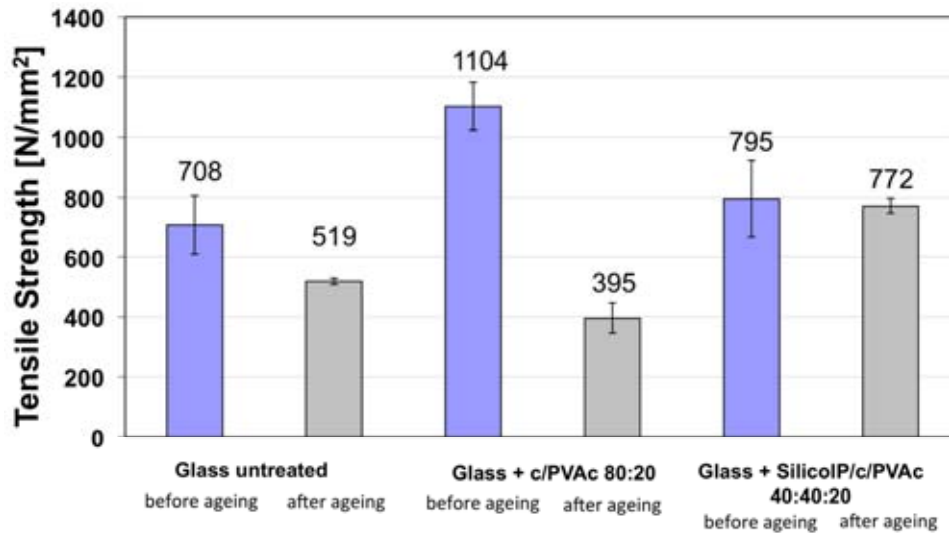
Aus der Kombination an makroskopischen Zugversuchen mit nanoskopischen Härtebestimmungen und hochauflösender elementsensitiver Elektronenmikroskopie formt sich somit ein genaues Bild der Alterungsschäden in c/p-modifizierten Glasfaserrovings. Zu einem überwiegenden Maß ist hier alkalische Korrosion für einen lokalen Abbau der mechanischen Festigkeit der Glasfaser und die Reduktion der Matrix/Glasfaserhaftung verantwortlich, was sich wiederum in niedrigeren makroskopischen Zugfestigkeiten manifestiert. Schäden durch Eindrücken von harten Zementsteinphasen sind nicht erkennbar.

### 3.3 Verbesserung der Korrosionsbeständigkeit

Entsprechend der Zuordnung des makroskopischen Leistungsverlustes der durch c/p-Dispersionen aktivierten Glasfaserrovings durch alkalische Ätzung der Glasfilamente ergab sich die Aufgabenstellung diese durch Zugabe geeigneter puzzolanischer Additive zu unterbinden oder zumindest zu reduzieren. Unterschiedlichste Materialien und Konzepte kamen hier zum Einsatz (nano/mikroskopische Silikapartikel (Siliziumdioxid: Mikrosil, Aerosil, Silicol, Glasschleifmehl), Aluminosilikate (m-Kaolin) und selbst-vernetzende Organosiloxane (Polyalkyloxysiloxane, PAOS)) deren Einfluss auf die Alterung demnächst veröffentlicht wird.

Insbesondere die Zugabe von sphärischen Silikapartikeln (SilicolP) als Opfermaterial erzielt eine Stabilisierung der Festigkeitswerte, obgleich auf niedrigerem Niveau im Vergleich zu den besten ungealterten Beschichtungsmaterialien (Bild 6). Eine Beimischung von SilicolP

bei einer finalen Probenzusammensetzung von SilicolP/c/PVAc = 40:40:20 führt zu einem nur geringen Abfall (< 5-10%) der Garnzugfestigkeit bei beschleunigter Alterung, der überdies noch in der Vertrauensbreite der Messung selbst liegt. Insgesamt zeigen die Proben eine um ca. 30% größere Festigkeit im Vergleich zu unbehandeltem Glas und eine nahezu doppelt so gute Performance im Gegensatz zu c/PVAc imprägnierten Rovings ohne SilicolP-Zuschlag. Dies entspricht einem signifikant verbesserten Alterungsverhalten.

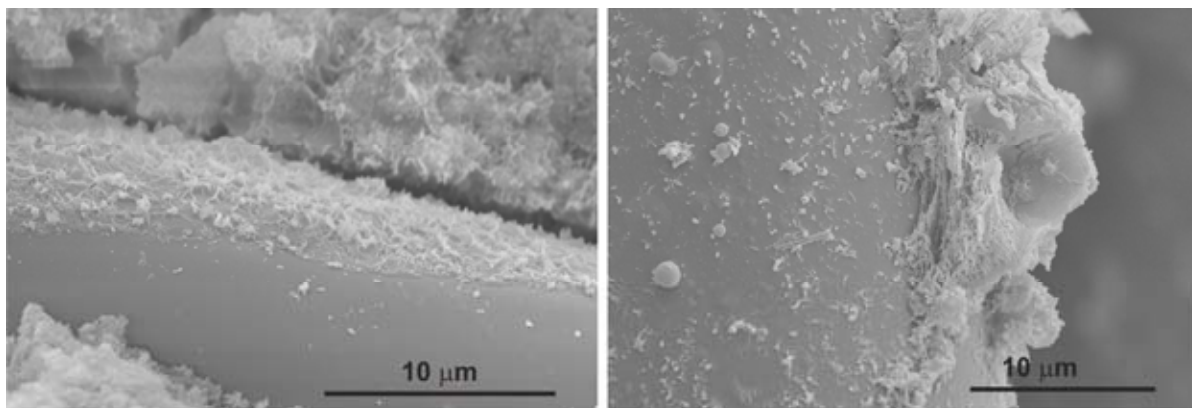


**Bild 6.** Übersicht über Garnzugfestigkeiten von unbehandelten und mit c/PVAc beschichteten Rovings mit und ohne Silikazuschlag (SilicolP) vor und nach beschleunigter Alterung.

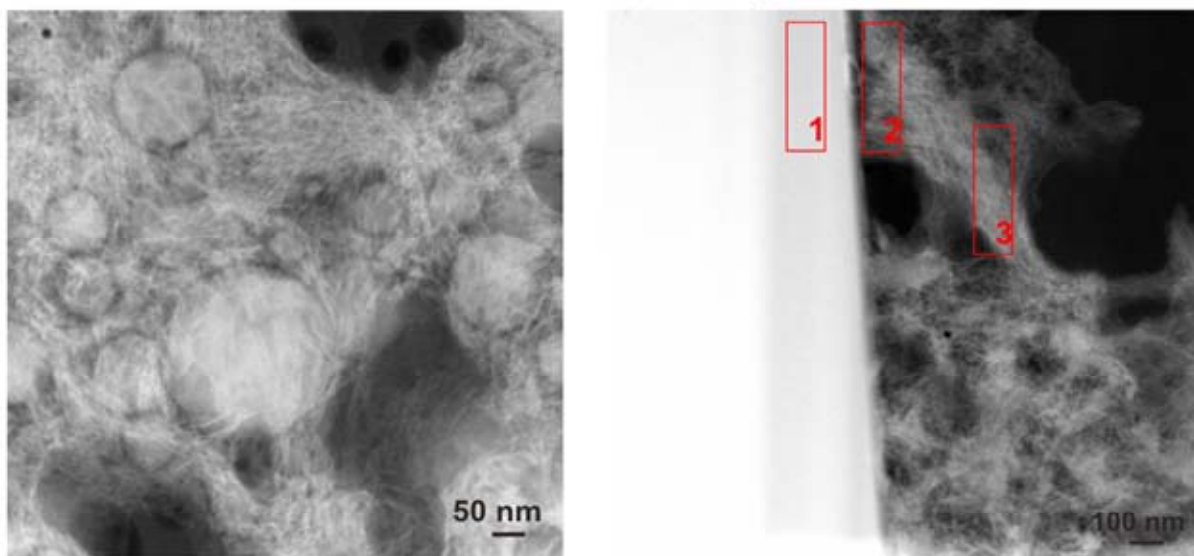
**Fig 6.** Overview of tensile strength data before and after ageing for untreated, c/PVAc impregnated glass fiber rovings with and without added silica particles (SilicolP).

Eine mikroskopische Untersuchung der Glasfaser/Matrix Umgebung mittels REM gibt einen ersten Eindruck des verbesserten Alterungsverhaltens (Bild 7a). Interessanterweise sind keine mikrostrukturellen Veränderungen an der Grenzfläche der Proben nach beschleunigter Alterung ersichtlich. Trotz der direkten Anbindung der Zementsteinphasen an die Glasfasern finden sich keine erkennbaren Vertiefungen und Ätzspuren, die bei vergleichbaren Proben (c/PVAc, Bild 3) ohne SilicolP-Zuschlag so deutlich zu identifizieren waren. Der erhöhte Anteil an zur Verfügung stehendem Silikazuschlag in der imprägnierten Beschichtung führt zudem zu einem sichtbar höheren Anteil an fächerartigen CSH Phasen.

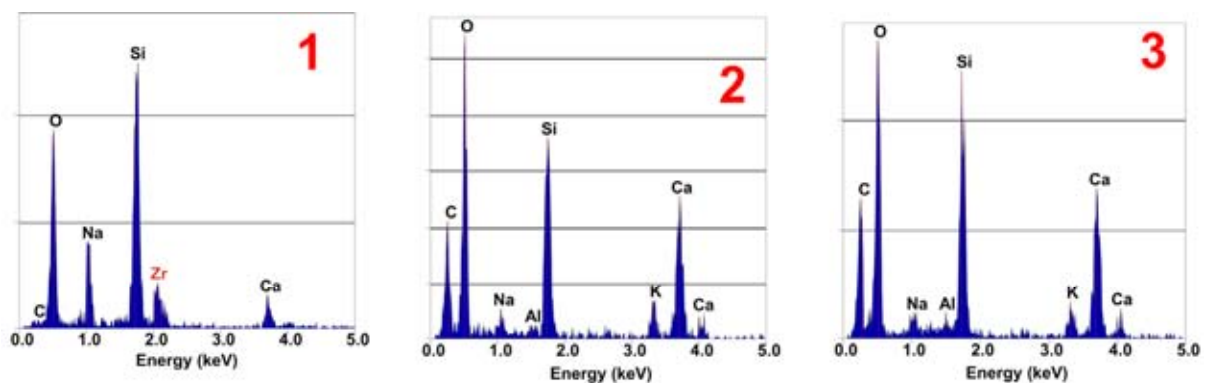
Eine weitere Charakterisierung der Grenzfläche mittels hochauflösender HAADF-STEM Bildgebung bestätigt diese Beobachtungen und veranschaulicht den Opfercharakter der Silikapartikel. Die Ultradünnschnitte zeigen die Auflösung der sphärischen Silikakugeln (Bild 7b, links) vom Rand in die Mitte und das Einwachsen kompletter CSH Strukturen bis ins Zentrum der ursprünglichen Silika-Nanopartikel. Es ist zu beachten, dass diese Aufnahmen an Filmen mit Dicken kleiner 100 nm gemacht wurden und die Strukturen im Inneren der Silikapartikel dem tatsächlichen Querschnitt entsprechen und nicht einer eventuellen Superposition. Auf Grund der sehr großen Oberfläche des nanoskopischen SilicolP-Zuschlags im Vergleich zu den Glasfasern ereignet sich die alkalische Ätzung bevorzugt am Additiv.



(a) REM Aufnahmen von SilicolP/c/PVAc (a) SEM images of SilicolP/c/PVAc



(b) HADF-STEM Aufnahmen von SilicolP/c/PVAc (b) HAADF-STEM images of SilicolP/c/PVAc



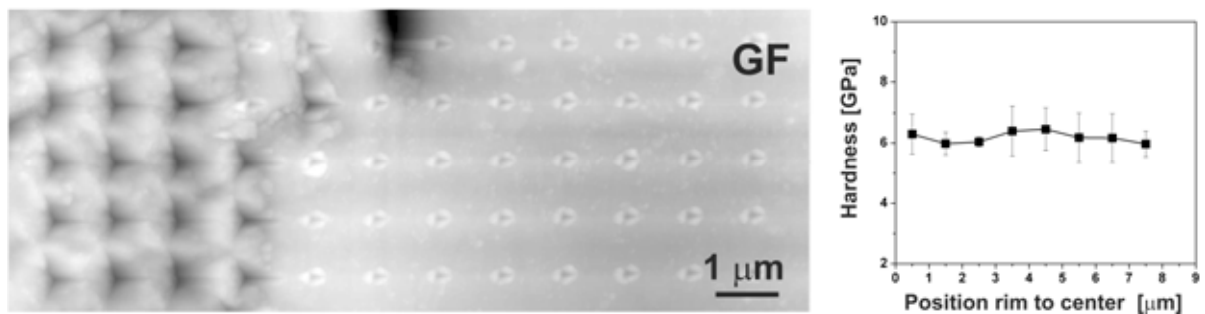
(c) Elementverteilung der Bereiche in (b, rechts) (c) Element distributions of areas indicated in (b, right)

**Bild 7.** REM (a) und HAADF-STEM (b) Mikroskopiebilder und Elementverteilungen (c).

**Fig 7.** SEM (a) and HAADF-STEM (b) microscopy images and element distributions (c).

Ein noch tiefergehender Einblick kann über die Betrachtung der Grenzflächen und der Elementverteilungen an selbiger gewonnen werden. In allen untersuchten SilicolP/c/PVAc Proben konnten keine Anzeichen für eine alkalische Korrosion der Glasfasern gefunden werden. Die Grenzflächen bleiben wohl definiert und selbst an Stellen direkter Betonanbindung an die Glasfaser zeigen sich keine Veränderungen. Dies wird auch durch die Analyse der Elementzusammensetzungen im Bereich der Grenzfläche untermauert. In dem direkten Haftungsgebiet der Betonmatrix finden sich, im Gegensatz zu Proben ohne Silikazuschlag, keinerlei Anzeichen für Zirkonium, was diffusive Wanderungsprozess im Rahmen von chemischen Veränderungen ebenfalls ausschließt (Bild 7c). Die EDX Signale in den Bereichen 1, sowie 2 und 3, entsprechen reinem AR Glas und den erwarteten Elementen einer hydratisierten Zementmatrix reich an CSH Phasen.

Die tatsächliche Abwesenheit von alkalischen Zersetzungsprozessen am Rand und in der Glasfaser kann über ortsspezifischen Nanoindentation an gealterten SilicolP/c/PVAc Probenkörpern belegt werden (Bild 8). Wohingegen analoge c/PVAc Materialien nach beschleunigter Alterung einen deutlichen Abfall in der Härte des Glasmaterials in der Randregion der Glasfaser aufwiesen, stellt sich die Situation nach Silikat-Zuschlag grundlegend anders und besser dar. Eine Linienanalyse der Härte vom Rand des Filaments ins Zentrum zeigt konstante Werte, die mit ca. 6 GPa auch denen einer neuen Glasfaser entsprechen. Somit lässt sich versteckte mechanische Degradation vollständig ausschließen.



(a) AFM Aufnahme einer Nanoindentkarte

(b) Linienanalyse der Härtewerte im GF

(b) AFM image of a nanoindent map

(b) Line analysis of the hardness data in GF

**Bild 8.** Ergebnisse zur Nanoindentation an gealterten SilicolP/c/PVAc Proben. (a) AFM-Härtelandkarte bei gleicher Maximalkraft. (b) Statistische Linienanalyse von Indentdaten vom Rand zum Zentrum innerhalb des Glasfilaments.

**Fig 8.** Nanoindentation for aged SilicolP/c/PVAc samples. (a) AFM-hardness map with the same indentation forces. (b) Statistical line analysis of the hardness data from the rim to the center of a glass fiber.

## 4 Zusammenfassung

Die Ergebnisse zeigen, dass die Ausrüstung und Imprägnierung von Glasfaserrovings mit einer reaktiven, aktiv an den Beton anbindenden Beschichtung eine sehr signifikante Verbesserung der Verstärkung ergibt. Wegen des direkten Kontakts aller Glasfilamente zeigt sich aber eine starke Korrosion, die bei Langzeitversuchen wiederum zu schlechteren mechanischen Eigenschaften führt. Zusätze von Silika können diesen Korrosionseffekt aufheben. Die Zugabe von puzzolanischen Additiven verhindert diffusive, chemische Ätzwvorgänge und ein lokaler Abbau der mechanischen Eigenschaften der Glasfasern ist abwesend. Stattdessen zeigt sich in der hochauflösenden Mikroskopie deutlich das Einwachsen der Zementsteinphasen in die Silikapartikel und veranschaulicht deren Opfercharakter. Die mit dem Silikazusatz beobachtete Verschlechterung der mechanischen Festigkeit weist auf Reduzierung der Anbindung an das Glas hin. Diese reduzierte Anbindung kann auch in makroskopischen Bruchexperimenten als Delaminierung beobachtet werden. Die Wahl und die Optimierung des Polymeranteils und der Polymermolekulargewichte versprechen hier weitere Verbesserungen. Darüber hinaus zeigen die Ergebnisse, dass das Zusammenspiel an hochauflösenden und ortsselektiven Untersuchungsmethoden mit Nanometerpräzision in Kombination mit makroskopischen Veränderungen in der Mechanik ein tiefgehendes Verständnis der Alterungsvorgänge erlaubt. Charakteristische alkalische Korrosionsspuren in textildbewehrtem Beton auf Basis von Glasfaserrovings, die mit hybriden Zement-in-Polymer Dispersionen imprägniert und aktiviert wurden, können in sämtlichen Mikroskopietechniken gezeigt werden und die bereichselektive Messung der Elementverteilungen an der Beton/Glasfaser-Grenzfläche zeigt diffusive Wanderungsprozesse des Zirkoniums in Richtung der Betonmatrix. Diese nanoskaligen chemischen Veränderungen sorgen zudem für einen Abfall der spezifischen Härte der Glasfaser bei beschleunigten Alterungsbedingungen. Die Nanoindentdaten enthüllen einen lokalen Abbau der mechanischen Eigenschaften, was die Grenzflächenanbindung und einen effizienten Lastentransfer verringert. Abbauschäden durch Eindringen harter Zementsteinphasen wurden nicht gefunden, womit die chemische Korrosion als dominanter Alterungsmechanismus, zumindest in unseren Materialien, untermauert wird.

## 5 Danksagung

Wir bedanken uns bei Franz-Josef Steffens und Bea Vo-Van für die experimentelle Unterstützung, sowie bei der DFG für die Förderung im Rahmen des SFB 532.

## 6 Literatur

- [1] MOLTER, M.; HEGGER, J.; WILL, N.; HOFMANN, D.; HABEL, W.; GUTMANN, T.; BASEDAU, F.: Investigations of Textiles Embedded in Concrete - Evaluation of the Bond Behaviour by Micro Strain Sensors *Materialprüfung* 44 (2002) p. 194–198.

- [2] WEICHOLD, O.; HOJCZYK, M.: Size effects in multifilament glass-rovings: The influence of geometrical factors on their performance in textile-reinforced concrete. *Textile Research Journal* 79 (2009) p. 1438–1445.
- [3] WEICHOLD, O.; MÖLLER, M.: A Cement-in-poly(vinyl alcohol) dispersion for improved fibre-matrix adhesion in continuous glass-fibre reinforced concrete. *Advanced Engineering Materials* 9 (2007) p. 712–715.
- [4] WEICHOLD, O.; MÖLLER, M.: Development of a cement-in-polymer dispersion for improved reinforcement-matrix adhesion, *Proc. 12<sup>th</sup> Int. Congress on 'Polymers in Concrete', September (2007)*, Chuncheon, Korea, p. 321–329.
- [5] WEICHOLD, O.: Preparation and properties of hybrid cement-in-polymer coatings used for the improvement of fibre-matrix adhesion in textile reinforced concrete. *Journal of Applied Polymer Science* 116 (2010) p. 3303-3309
- [6] WEICHOLD, O.; HOJCZYK, M.; ADAMS, A.; OLARU, M. A.; STANJEK, H.: Microstructural analysis during the hydration of polymer in cement coatings. *Key Engineering Materials*, 466 (2011) p. 159-166.
- [7] WEICHOLD, O.: Advanced coatings to improve the durability in continuous glass-fibre reinforced concrete, *Key Engineering Materials*, 466 (2011) p. 175-182
- [8] YILMAZ, V. T.: Chemical Attack on Alkali-Resistant Glass Fibres in a Hydrating Cement Matrix: Characterization of Corrosion Products. *Journal of Non-Crystalline Solids* 151 (1992) p. 236-244
- [9] SCHORN, H.; HEMPEL, R.; SCHIEKEL, M.; BUTLER, M.: *Dauerhaftigkeit von AR-Glasfilamentgarnen für die Bewehrung von zementgebundenen Massen*. Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Dresden : Technische Universität, 2003, Nr. 1, p 28-58.
- [10] PURNELL, P: *The Durability of Glass Fiber Reinforced Cements made with new Cementitious Matrices*. Aston : Aston University UK, 1998 - PhD thesis.
- [11] PRILLER, S.: *Frühstadien der Korrosion von technischen Glasfasern*. Clausthal Technische Universität, 1998 - Dissertation.
- [12] ORLOWSKY, J.: *Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton*. Berlin : Beuth, In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, 2005 – Dissertation.
- [13] 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) p. 455-466
- [14] BENTUR, A.; DIAMOND, S.: Ageing and Microstructure of Glass Fiber Cement Composites Reinforced with Different Types of Glass Fibers. *Durability of Building Materials* 4 (1987) p. 201-226
- [15] YILMAZ, V. T.; LACHOWSKI, E. E.; GLASSER, F. P.: Chemical and Microstructural Changes at Alkali-Resistant Glass Fiber-Cement Interfaces. *Journal of the American Ceramic Society* 74 (1991) p. 3054–3060.
- [16] BUTLER, M.; MECHTCHERINE, V.; HEMPEL, S.: Experimental investigations on the durability of fibre-matrix interfaces in textile-reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites* 31 (2009) p. 221–231.
- [17] ZHU, W.; BARTOST, P. J. M.: Assessment of Interfacial Microstructure and Bond Properties in Aged GRC Using a Novel Microindentation Method. *Cement and Concrete Composites* 27 (1997) p. 1701–1711.

## Polymermodifizierte Feinbetone – Untersuchungen zum Feuchtetransport

Allessandra Keil<sup>1</sup>, Michael Raupach<sup>2</sup>,

**Zusammenfassung:** Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung im Textilbeton haben gezeigt, dass durch die Alkalität des Betons in Verbindung mit Feuchtigkeit eine Glaskorrosion hervorgerufen wird, die im Laufe der Zeit zu Festigkeitsverlusten des Glases führt. Eine Möglichkeit, die durch die Glaskorrosion verursachten Festigkeitsverluste zu reduzieren, stellt die Polymermodifikation des Betons dar. Durch die Polymerzugabe wird die Wasseraufnahme der Feinbetonmatrix reduziert, dadurch sinkt der Gehalt an gelösten Alkalien im Bereich der Bewehrung. Um den Einfluss verschiedener Feinbetonmatrixen auf die Dauerhaftigkeit von Textilbeton beurteilen zu können, sind u. a. zeit- und tiefenabhängige Informationen zur Feuchteverteilung erforderlich, die durch den Einsatz der NMR-Technik gewonnen werden. Der nachfolgende Artikel beschreibt den Feuchtetransport in einer speziell für den Textilbeton entwickelten Feinbetonmatrix sowie den Einfluss verschiedener Modifikationsstoffe auf das Wasseraufnahmeverhalten des Betons.

**Summary:** Durability tests of textile reinforced concrete revealed a loss of strength of the AR-glass reinforcement due to glass corrosion effected by the alkalinity and moisture content of the concrete. In order to reduce this strength loss of AR-glass in cementitious matrices, polymers can be used for concrete modification. The aim of the polymer addition is to reduce the amount of capillary water absorption of the matrix, which reduces the amount of free alkalies closed to the reinforcement. In order to evaluate the effect of the concrete matrix on the durability of TRC, it is necessary to determine the moisture content as functions of time and depth. This data can be obtained by the use of nuclear magnetic resonance (NMR) technique. This paper deals with the moisture transport in a fine-grained concrete matrix especially developed for the use in TRC as well as the influence of polymer addition on the water absorption properties of the concrete matrix.

---

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen University

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen University

## 1 Einleitung

Textilbeton ist ein Verbundwerkstoff, bei dem alternativ zur Stahlbewehrung überwiegend technische Textilien aus alkaliresistenten Glasfasern (AR-Glas) zur Aufnahme von Zugspannungen eingesetzt werden. Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung im Textilbeton haben gezeigt, dass durch die Alkalität des Betons in Verbindung mit Feuchtigkeit eine Glaskorrosion hervorgerufen wird, die im Laufe der Zeit zu Festigkeitsverlusten des Glases führt [1], [2]. Zur Reduzierung der Festigkeitsverluste des AR-Glases werden zwei wesentliche Strategien verfolgt. Zum einen wird angenommen, dass durch den Einsatz Epoxidharz getränkter AR-Glas-Bewehrung das Alkalienangebot an den AR-Glas Filamenten reduziert wird und es dadurch zu einer Verlangsamung des Korrosionsprozesses kommt. Diese Annahme wird sowohl von den Untersuchungen des SFB 528 [3] als auch den eigenen Untersuchungen bestätigt [4]. Zum anderen soll durch die Entwicklung und den Einsatz polymermodifizierter Betone die Wasseraufnahme der Feinbetonmatrix reduziert werden, um dadurch den Alkalienghalt im Bereich der Bewehrung zu senken. Der positive Einfluss einer polymermodifizierten Feinbetonmatrix auf die Dauerhaftigkeit von Textilbeton wurde u. a. in [5] gezeigt. Um die durch den Einsatz polymermodifizierter Betonmatrices hervorgerufenen Wirkmechanismen auf die Dauerhaftigkeit von Textilbeton evaluieren zu können sind u. a. zeit- und tiefenabhängige Informationen zur Feuchteverteilung erforderlich. Hierfür kam eine NMR-Messtechnik, die so genannte NMR-MOUSE zum Einsatz. Der nachfolgende Artikel beschreibt den mittels NMR-Messtechnik beobachteten Feuchtetransport in einer speziell für den Textilbeton entwickelten Feinbetonmatrix sowie den Einfluss verschiedener Modifikationsstoffe auf das Wasseraufnahmeverhalten.

## 2 Materialien

Für die Entwicklung polymermodifizierter Feinbetone kam die Basismischung mit der Bezeichnung CEMII-M9 zum Einsatz. Hierbei handelt es sich um einen universellen Feinbeton, der für den Einsatz in der Praxis konzipiert wurde. Die Mischung beinhaltet nur Ausgangsstoffe, die in Fertigteilwerken verfügbar sind. Der Beton eignet sich daher vorwiegend für großflächige Elemente und Textilien mit großen Maschenweiten. Die CEMII-M9 setzt sich aus einem CEM II/A-LL 42,5 R, Sand/Quarzmehl der Sieblinie B4 (Größtkorn: 4 mm) und Kalksteinmehl zusammen und weist einen w/z-Wert von 0,43 auf. Die genaue Zusammensetzung enthält Tabelle 1. Für die Betonmodifikation wurden die in Tabelle 2 angegebenen Modifikationsstoffe eingesetzt. Die Zugabemenge an Modifikationsstoff zur Frischbetonmischung erfolgte in M.-% (Wirkstoffgehalt) bezogen auf den Zementgehalt. Der mit dem Polymer PD 1.8 modifizierte Beton weist einen Polymer/Bindemittel-Gehalt (p/b-Gehalt) von 0,1 auf. Das in den Dispersionen enthaltene Wasser wurde auf den erforderlichen Wassergehalt der Betonmischung angerechnet, um einen konstanten w/z-Wert gegenüber der jeweiligen Referenzmischung zu gewährleisten.



Tabelle 1: Zusammensetzung der modifizierten Feinbetonmischungen.

Table 1: Composition of the modified fine-grained concretes.

Bezeichnung	Zement CEM II/A- LL 42,5 R [kg/m <sup>3</sup> ]	Sand [kg/m <sup>3</sup> ]	Quarz- mehl [kg/m <sup>3</sup> ]	Kalk- stein- mehl [kg/m <sup>3</sup> ]	Polymer (Wirkstoff) [kg/m <sup>3</sup> ]	p/b- Gehalt [-]	Fließ- mittel
CEM II-M9	450	1482	143	90	-	-	1,1
M9 + PD1.8-10%	430	1418	137	86	43	0,1	0,7
M9 + HY4.3-1%	448	1475	142	89	4	0,01	1,1
M9 + HY4.3-1,5%	447	1472	142	89	7	0,015	1,1

Tabelle 2: Charakteristische Kennwerte der Modifikationsstoffe gemäß Herstellerangaben.

Table 2: Characteristic values of the modification agents specified by the manufacturer.

Bezeichnung	Einheit	PD 1.8	HY 4.3
Chemische Basis	-	Methylmethacrylat + n-Butylacrylat	Redispergierbares Siloxan-Pulver
Wirkstoffgehalt	%	50	50
MFT / TG	°C	14/15	n. b.
Teichendurchmesser	µm	0,15	o. A.
Dichte (flüssig)	g/cm <sup>3</sup>	1,05	o. A.
pH	-	7,5	o. A.
Wasseraufnahme	M.-%	8,77	n. b.

n. b. Nicht bestimmbar

o. A. ohne Angabe

Einflüsse der Polymerzugabe auf die Frischbetonkonsistenz konnten durch entsprechende Fließmitteldosierung kompensiert werden. Die Zugabemenge an pulverförmigem Siloxan (HY 4.3) betrug 1 und 1,5 M.-% bezogen auf den Zementgehalt. Aufgrund der geringen Zugabemenge sind die Einflüsse auf die Frischbetoneigenschaften gering.

### 3 Untersuchungen

#### 3.1 Messmethode

Die NMR-MOUSE wurde am Institut für Technische und Makromolekulare Chemie der RWTH Aachen als zerstörungsfreies, unilaterales mobiles Messsystem entwickelt [6]. Bei der unilateralen NMR befindet sich das zu untersuchende Objekt im inhomogenen Streufeld eines einseitig an die Probe angelegten Magneten. Die NMR-MOUSE befindet sich auf einem Lift, der mittels Schrittmotor automatisiert bewegt wird.

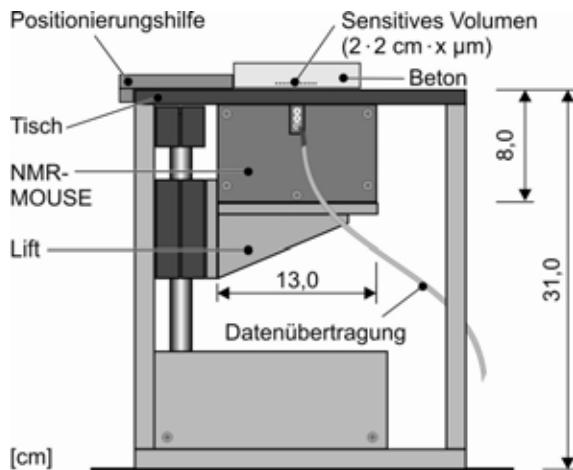


Bild 1: Schematische Darstellung der Profil NMR-MOUSE mit Lift und aufgelegter Probe.

Fig. 1 Schematic drawing of the NMR-MOUSE with lift and sample.

Die zu untersuchende Probe liegt auf einem feststehenden Tisch oberhalb der NMR-MOUSE, planparallel zum Sensor (siehe Bild 1).

Das Messfeld hat eine Länge und Breite von jeweils 20 mm. Die Dicke des Messfeldes kann zwischen 10 und 200  $\mu\text{m}$  variiert werden. Das aus Dicke, Länge und Breite des Messfeldes resultierende Messvolumen wird als sensitives Volumen bezeichnet. Mit dem Verfahren des Liftes erfolgt eine Parallelverschiebung des sensitiven Volumens in der Probe, wodurch tiefenabhängige Informationen gewonnen werden können. Mit der im Rahmen dieser Untersuchungen verwendeten Profil NMR-MOUSE kann das sensitive Volumen bis zu einer Tiefe von 5 mm in die Probe eindringen.

Die erste Impulsantwort der Hochfrequenzanregung (CPMG-Impulsfolge) korreliert mit der Anzahl an angeregten Wasserstoff-Isotopen  $^1\text{H}$  und stellt somit ein Maß für das im sensitiven Volumen angeregte Wasser, die so genannte Protonendichte (Signalintensität), dar. Zur Erstellung eines Tiefenprofils wird die Protonendichte für verschiedene Tiefenlagen in der Probe ermittelt und als Signalintensität in Abhängigkeit von der Messtiefe aufgetragen.

### 3.2 Durchführung der Versuche

Zur Beobachtung des zeitabhängigen Wassertransports in der Betonrandzone wurden kapillare Saugversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 15148 [9] durchgeführt. Die NMR-Tiefenprofile wurden jeweils während der kapillaren Saugversuche nach definierten Saugzeiten bei teilweisem Eintauchen der Probekörper (Fußbad) mit einer Schrittweite von 250  $\mu\text{m}$  erstellt. Hierfür wurden die Probekörper ( $\varnothing$  100 mm,  $h = 15$  mm) für die Dauer der NMR-

Messung (ca. 30 Minuten/Profil) aus dem Fußbad herausgenommen und zur Verhinderung der Wasserverdunstung in Folie eingepackt. Die Saugfläche befindet sich dabei immer in einer Messtiefe von 0 mm. Nach Beendigung der Messung wurden die Proben in das Wasserbad zurückgestellt und erst wieder für die nächste Messung entnommen. Die kapillaren Saugversuche wurden gestartet, nachdem die Proben Ausgleichsfeuchte im Laborklima (23 °C / 50 % r. F.) erreicht hatten (siehe Bilder 2 bis 5, Kurven 23 / 50). Die NMR-Messungen wurden mit einem Gain (Signalverstärkung) von 100 dB und einer sensitiven Volumendicke von 100 µm durchgeführt. Die Echozeit betrug 0,038 ms, das Recycle Delay wurde mit 0,3 s angesetzt.

Bei den so ermittelten Profilkurven ist zu beachten, dass anhand der gemessenen Signalintensitäten oder der berechneten Protonendichten noch keine Rückschlüsse auf den in der Probe tatsächlich vorhandenen Wassergehalt gezogen werden können. Der Zusammenhang zwischen Signalintensität und Wassergehalt wurde durch Anwendung eines Kalibrierverfahrens gefunden. Hierfür wurden Proben (Ø 50 mm, h = 20 mm) in Exsikkatoren unterschiedlicher Konstantklimare bis zum Erreichen von Ausgleichsfeuchte gelagert. Im Anschluss erfolgten die tiefenabhängige Messung mit der NMR-MOUSE und die Ermittlung der Wassergehalte durch Darren (Trocknung bei 105 °C). Das Vorgehen ist ausführlich in [10] beschrieben.

Da sich die unterschiedlichen Feinbetonmetonmischungen in ihrer Porenstruktur unterscheiden und die Signalintensitäten zusätzlich durch die in der Polymerstruktur enthaltenen Wasserstoffprotonen beeinflusst sind, wurde für jede Betonmischung eine eigene Kalibrierkurve erstellt.

Tabelle 3: Feuchtetechnische Kennwerte der Feinbetonmischungen.

Table 3: Moisture-related characteristics of the fine-grained concretes

Bezeichnung	Roh-Dichte <sup>1)</sup>	Wasseraufnahme <sup>2)</sup> (absolut)		Poren-Volumen <sup>2)</sup>	Wasseraufnahmekoeff. <sup>4)</sup>
	[kg/m <sup>3</sup> ]	[M.-%]		[Vol.-%]	[kg/(m <sup>2</sup> h <sup>0,5</sup> )]
	$\rho$	$W_a$	$W_{150\text{bar}}$	$V_{150\text{bar}}$	$W_w$
CEM II-M9	2257	5,97	6,75	15,24	0,165
M9 + PD1.8-10%	2115	5,76	8,83	18,67	0,072
M9 + HY4.3-1%	2242	5,75	6,92	15,52	0,012
M9 + HY4.3-1,5%	2230	4,91	7,10	15,83	0,011

<sup>1)</sup> Trockenrohddichte (105°C), <sup>2)</sup> Heft 422 DAfStb /Bun91/, <sup>3)</sup> DIN EN ISO 12572:2001-09

<sup>4)</sup> EN ISO 15148:2003-03, Betrachtungszeitraum: 24 h  $\mu$  Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl

$W_a$  Massebezogener Wasseraufnahmegrad unter Atmosphärendruck (15 MPa), Bezugsgröße: Trockenmasse bei 105 °C

$W_{150\text{bar}}$  Massebezogener Wasseraufnahmegrad unter Druck (150 bar), Bezugsgröße: Trockenmasse bei 105 °C

Zusätzlich zu der oben beschriebenen Untersuchungsmethode zur orts- und zeitabhängigen Erfassung der Feuchteverteilung wurden ergänzende Untersuchungen zur Ermittlung der feuchtetechnischen Eigenschaften (Feuchtespeicherung und Feuchtetransport) und Charakterisierung der Porenstruktur der verschiedenen Feinbetone durchgeführt. Da es sich überwiegend um genormte Verfahren handelt wird an dieser Stelle auf eine Beschreibung verzichtet. Die Angabe der Prüfnorm erfolgt im Zusammenhang mit der tabellarischen Auflistung der Materialkennwerte in Tabelle 3.

## 4 Ergebnisse

### 4.1 Feuchteprofile aus den kapillaren Saugversuchen

Die Bilder 2 bis 5 zeigen Feuchteprofile, die mittels NMR-Messtechnik während der kapillaren Saugversuche nach definierten Saugzeiten erstellt wurden. Die gemessenen Signalintensitäten wurden mit Hilfe von Kalibrierkurven auf Wassergehalte umgerechnet. Der in den Diagrammen dargestellte schraffierte Bereich gibt den Wassergehalt für wassergesättigte Proben an. Wie aus Bild 2 ersichtlich wird, schreitet die Wasserfront im Referenzbeton mit zunehmender Saugzeit in das Probeninnere fort. Dabei lassen sich folgende Phänomene beobachten:

- Mit zunehmender Saugzeit steigt allmählich der Wassergehalt im vorderen Probenbereich bis zum Erreichen der Sättigungsgelths.
- Die Tiefe, in der die Sättigung erreicht wird, nimmt mit fortschreitender Saugzeit zu.
- Es bildet sich keine scharfe Wasserfront sondern ein Übergangsbereich mit einem Wassergehaltsgradienten aus

Diese Phänomene wurden bereits in früheren wissenschaftlichen Untersuchungen an kapillar porösen Baustoffen mit kontinuierlicher Porengrößenverteilung beobachtet und sind in der Literatur, z. B. in [11], beschrieben.

Steht ein kapillarporöser Baustoff in Kontakt mit Wasser, wird dieses zunächst in den Kapillarporen durch die kapillaren Zugkräfte beschleunigt, bis sich ein Gleichgewicht zwischen Kapillarzug und Strömungswiderstand einstellt (Einfluss der Schwerkraft wird hier vernachlässigt). Dabei eilt die Wasserfront in den größeren Kapillaren gegenüber jener in den kleineren Kapillaren zeitlich voraus, da hier der kapillaren Zugkraft vergleichsweise geringere Strömungswiderstände entgegenwirken. Die kleineren Kapillarporen benötigen mehr Zeit, um die Strömungswiderstände zu überwinden, werden aber insgesamt größere Steighöhen gegenüber den größeren Poren erreichen. Deshalb nimmt der Wassergehalt in Saugrichtung stetig ab. Ausführlichere Informationen zum Feuchtetransport poröser mineralischer Baustoffe können u. a. [11], [12] entnommen werden.

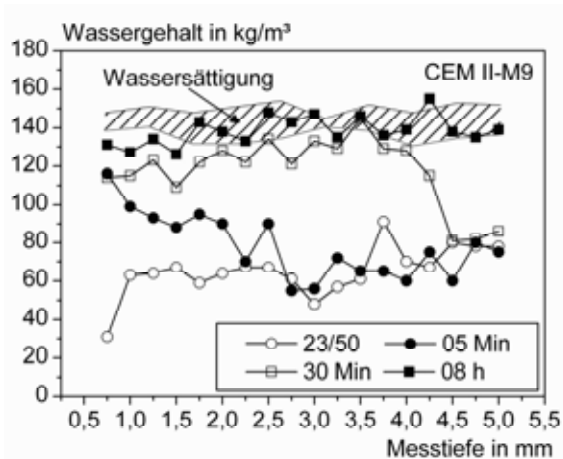


Bild 2: Feuchteprofile für CEM II-M9.  
Fig. 2 Moisture profiles for CEM II-M9.

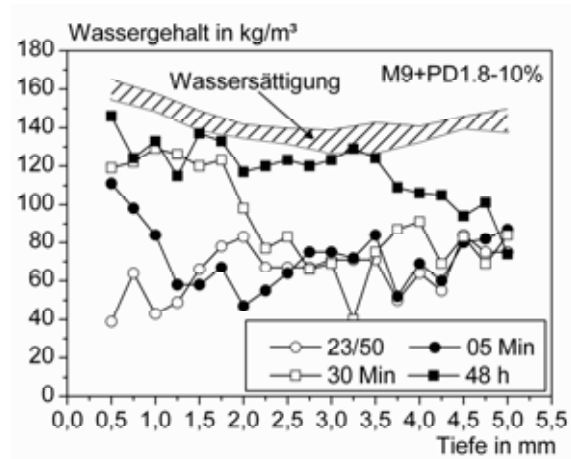


Bild 3: Feuchteprofile für M9 + PD1.8-10%.  
Fig. 3 Moisture profiles for M9 + PD1.8-10%.

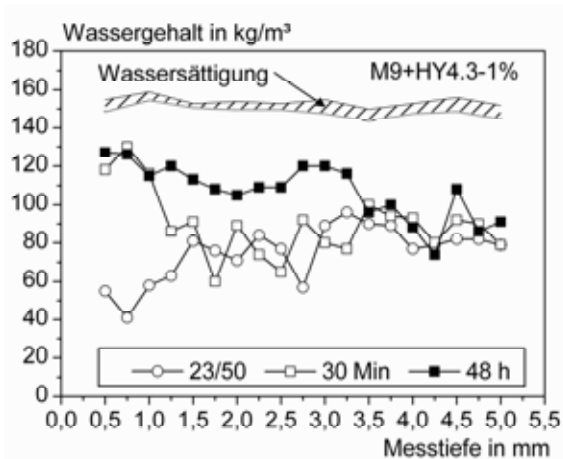


Bild 4: Feuchteprofile für M9 + HY4.3-1%.  
Fig. 4 Moisture profiles for M9 + HY4.3-1%.

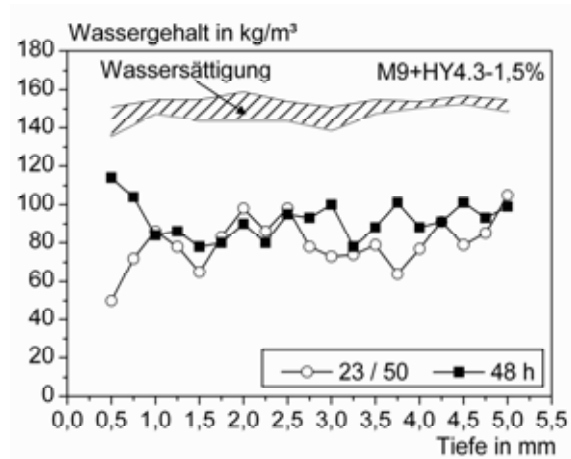


Bild 5: Feuchteprofile für M9 + HY4.3-1,5%.  
Fig. 5 Moisture profiles for M9 + HY4.3-1,5%.

Wird die Wasserzufuhr unterbrochen, findet eine Umverteilung der Flüssigkeit in der Probe statt. Dabei ziehen die kleineren Kapillaren aufgrund ihrer größeren kapillaren Zugkräfte Wasser aus den größeren Kapillaren heraus und transportieren es weiter. Da über die Dauer der NMR-Messzeit eine Unterbrechung des Saugvorgangs stattgefunden hat, sind die Feuchteprofile durch Umverteilungsvorgänge beeinflusst. Im Rahmen von Voruntersuchungen hatte sich herausgestellt, dass sich aufgrund der sehr geringen Umverteilungsgeschwindigkeiten für die Feinbetonmischungen die Kapillartransporteigenschaften anhand der NMR-Feuchteprofile hinreichend genau beschreiben lassen.

In den Bildern 2 bis 5 zeigen sich neben den oben beschriebenen Kapillartransporterscheinungen die Einflüsse der Modifikationsstoffe auf das Wasseraufnahmeverhalten. In den Pro-

ben mit den Modifikationsstoffen PD1.8 und HY4.3 wird die maximale Messtiefe von 5 mm nach einer kapillaren Saugzeit von 48 Stunden nicht erreicht. Die größte Wirksamkeit zeigt sich bei Zugabe von 1,5 M.-% HY 4.3. Aus den Ergebnissen geht hervor, dass die Eindringgeschwindigkeit durch Zugabe der Modifikationsstoffe gegenüber der Referenz deutlich verringert wird.

## 4.2 Beschreibung der Wirkmechanismen

Mineralische Oberflächen sind i. d. r. gut mit Wasser benetzbar. Dadurch können sich in den Kapillarporen mineralischer Baustoffe, wie z.B. Beton, in Abhängigkeit vom Porenradius unterschiedlich starke Kapillarzugkräfte aufbauen, die den kapillaren Wassertransport vorantreiben. Durch Modifikation der Betone mit siliziumorganischen Verbindungen, wie z. B. redispergierbare Pulver auf Siloxanbasis, werden sich an den Porenwänden veränderte Benetzungseigenschaften einstellen, siehe Bild 6. Diese Additive bewirken i. d. R. hydrophobe Oberflächen, die die Entstehung von kapillaren Zugkräften stark reduzieren oder sogar verhindern. Dabei hängt die Wirksamkeit der Hydrophobierungsmaßnahme von der chemischen Struktur/Zusammensetzung des Wirkstoffs und vom zugegebenen wirksamen Stoffgehalt ab. Zur Beurteilung der Wirksamkeit von Hydrophobierungsmaßnahmen im Porensystem mineralischer Baustoffe stehen jedoch keine direkten Untersuchungsmethoden zur Verfügung. Deshalb wird die Wirksamkeit hinsichtlich der Beeinflussung der Kapillartransporteigenschaften auf Basis der NMR-Profile bewertet.

In den Bildern 4 und 5 sind die Feuchteprofile für die Betone M9 + HY4.3-1% und M9 + HY4.3-1,5% gegenübergestellt. Dabei zeigt die Mischung mit der höheren Zugabemenge die größere Wirksamkeit. Für M9 + HY4.3-1,5% wird der Kapillarttransport über den Beobachtungszeitraum von 48 h weitestgehend unterbunden. Die Ergebnisse für M9 + HY4.3-1% deuten darauf hin, dass die Zugabemenge an HY4.3 nicht ausreicht, um den Kapillarttransport völlig zu unterbinden. Einige Porenbereiche scheinen hier noch Wasser über Kapillarkräfte zu transportieren.

Der hauptsächliche Wirkmechanismus für die filmbildenden Polymere liegt in ihrer gefügeverändernden Wirkung der Betonmatrix. Bild 7 zeigt, dass sich in der Bindemittelmatrix eine sekundäre Polymermatrix ausbildet. Die Polymerfilme durchdringen neben der Zementsteinmatrix auch die Porenräume, wodurch zwei Effekte erzielt werden. Zum einen kommt es zu einer Veränderung des Kapillarporengefüges, d. h. die Porenradien verschieben sich hin zu kleineren Porenradien, was aus Untersuchungen mittels Quecksilberdruckporosimetrie hervorgeht (siehe [10]). Zum anderen muss davon ausgegangen werden, dass sich durch die Polymerfilme die Transportwege des Wassers verlängern.

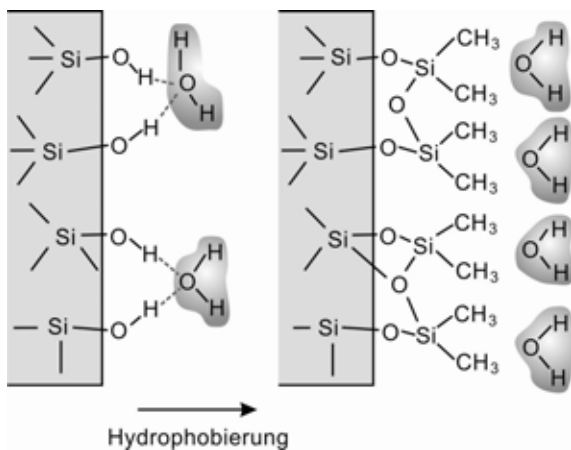


Bild 6: Wirkung von Additiven auf Silan-/Siloxanbasis in Verbindung mit mineralischen Oberfläche.

Fig. 6 Effect of additives based on silanes/siloxanes at mineral surfaces.

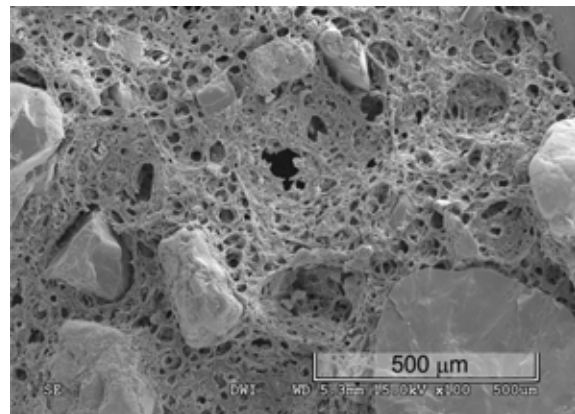


Bild 7: REM- Aufnahmen zur Polymerstruktur im Zementstein. Der Zementstein wurde mittels 5 %-iger Salzsäure entfernt, so dass lediglich die Polymerstruktur sowie darin eingebundene Gesteinskörner sichtbar bleiben.

Fig. 7 SEM images showing the polymer structure in the cement matrix. The cement matrix was removed using 5 wt-% aqueous hydrochloric acid to reveal the polymer structure and aggregates.

## 5 Schlussfolgerungen und Ausblick

Der vorliegende Artikel beschreibt den Feuchtetransport in einer speziell für den Textilbeton entwickelten Feinbetonmatrix sowie den Einfluss verschiedener Modifikationsstoffe auf das Wasseraufnahmeverhalten des Betons. Ziel der Betonmodifikation ist die Reduzierung der Festigkeitsverluste der AR-Glas-Bewehrung und damit die Verbesserung der Dauerhaftigkeit von Textilbeton.

Auf Basis der hier dargestellten Ergebnisse können folgende Schlussfolgerungen im Hinblick auf das Wasseraufnahmeverhalten modifizierter Feinbetonmatrixes gezogen werden:

- Die hier angewandte NMR-Messtechnik lieferte für die untersuchten Feinbetone und modifizierten Mischungen aussagekräftige Ergebnisse zur Beschreibung des kapillaren Wassertransports. Das zeitabhängige Wasseraufnahmeverhalten von Feinbetonen wurde über eine Messtiefe von 5 mm tiefenabhängig mit einer Ortsauflösung von 250  $\mu\text{m}$  in Form von Feuchteprofilen visualisiert. Dadurch lässt sich u. a. die verzögernde Wirkung einer Polymermodifikation auf das Wasseraufnahmeverhalten von Feinbetonen erfassen und quantifizieren.
- Der Kapillartransport lässt sich am effektivsten durch die Ausbildung hydrophober Porenoberflächen verringern. Die Wirksamkeit der Hydrophobierungsmaßnahme

hängt von der chemischen Struktur/Zusammensetzung des Wirkstoffs und vom zugegebenen wirksamen Stoffgehalt ab.

- Durch Zugabe filmbildender Polymere wird die kapillare Wasseraufnahme ebenfalls reduziert. Die Wirksamkeit fällt jedoch gegenüber der Zugabe von Additiven auf Silan-/Siloxanbasis geringer aus.

Aufgrund der durch die Betonmodifikation hervorgerufenen reduzierten Wassereindringtiefe verschiebt sich die Grenze zwischen Betonrandzone, die unter dem Einfluss der Witterung (z. B. Regenereignisse) steht, und dem Kernbetonbereich in Richtung der Bauteiloberfläche. Die Auswirkungen auf die Dauerhaftigkeit von Textilbeton sind bisher jedoch nicht eindeutig quantifizierbar. Die beschleunigten Alterungstests im Labor mit dem im SFB 532 etablierten Verfahren (Beschreibung siehe [13]) erscheinen für polymermodifizierte Betone nicht sinnvoll, denn sie geben nicht die tatsächliche Beanspruchung in Form eines Regenereignisses wieder. Eine Dauerbeanspruchung in Form einer mehrmonatigen Wasserlagerung ist für die modifizierten Betone ungünstig, denn die Wirkmechanismen der Modifikationsstoffe liegen eindeutig in einer Reduzierung des Kapillartransports. Dies wird u. a. durch die NMR-Ergebnisse bestätigt. Nach einer mehrmonatigen Wasserlagerung der Proben zeigen die modifizierten Feinbetone keine gegenüber der Referenzmischung reduzierten Intensitäten (siehe schraffierte Bereiche in den Bildern 2 bis 5). D.h. es kann davon ausgegangen werden, dass das Porengefüge der modifizierten Betone gleichermaßen mit Wasser gefüllt ist. Deshalb wird empfohlen, die Dauerhaftigkeit von Textilbeton mit polymermodifizierten Feinbetonen im Rahmen von Langzeitversuchen (Freibewitterung und/oder an die tatsächliche Beanspruchung angepasste Laborbewitterung) zu untersuchen. Darüber hinaus werden die Trocknungsbedingungen (Temperatur, relative Luftfeuchte, Trocknungsperioden) und die Trocknungseigenschaften der Betone eine wesentliche Rolle spielen. Das Trocknungsverhalten der Feinbetone unter dem Einfluss unterschiedlicher Trocknungsbedingungen wurde bisher nicht systematisch untersucht.

### **Danksagung**

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 532 "Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie".



## 6 Literatur

- [1] ORLOWSKY, J.: *Zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Textilbeton*. Berlin: Beuth. - In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (2005), Nr. 558.
- [2] ORLOWSKY, J.; RAUPACH, M.: Durability Model for AR-glass Fibres in Textile Reinforced Concrete. *Materials and Structures (RILEM)* 41 (2008), Nr. 7, S. 1225-1233.
- [3] C. SCHEFFLER, S.L. GAO, R. PLONKA, E. MÄDER, S. HEMPEL, M. BUTLER, V. MECHTCHERINE: Interphase modification of alkali-resistant glass fibres and carbon fibres for textile reinforced concrete I: Fibre properties and durability. *Composites Science and Technology* 69 (2009), S. 531-538.
- [4] BÜTTNER, T. ; ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M. ; HOJCZYK, M. ; WEICHOLD, O.: Enhancement of the Durability of Alkali-Resistant Glass-Rovings in Concrete. *Proceedings of the International RILEM Conference on Materials Science (MatSci), Vol. I: 2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete, Aachen, September 6-8, 2010*, (Brameshuber, W. (Ed.)), S. 333-342 ISBN 978-2-35158-106-3.
- [5] BÜTTNER, T.; KEIL, A.; ORLOWSKY, J.; RAUPACH, M.: Einsatz von Polymeren in Textilbeton - Entwicklung polymermodifizierter Betone und Einflüsse auf die Dauerhaftigkeit. Technische Universität Dresden, 2009. *Textilbeton Theorie und Praxis. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4)*, Dresden, (Curbach, M. ; Jesse, F. (Eds.)), S. 197-211.
- [6] PERRLO, J.; CASANOVA, F.; BLÜMICH, B.: Profiles with microscopic resolution by single-sided NMR. *Journal of Magnetic Resonance*, VOLUME 176, ISSUE 1, SEPTEMBER 2005, PAGES 64-70.
- [7] CASANOVA, F. ; PERLO, J. ; BLÜMICH, B.: *Single-Sided NMR*. Berlin: Springer, 2011
- [8] KENYON, W., 1992: Nuclear-magnetic-resonance as a petrophysical measurement. *Nuclear Geophysics*, 6, 153-171.
- [9] DIN EN ISO 15148:2003-03. Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten - Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten bei teilweisem Eintauchen (ISO 15148:2002); Deutsche Fassung EN ISO 15148:2002
- [10] KEIL, A., ORLOWSKY, J., RAUPACH, M.: Einsatz eines mobilen NMR-Sensors als zerstörungsfreies Messsystem in der Bauwerkserhaltung. *Bautechnik* Heft 11 (2011), in print.
- [11] KRUS, M.: *Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe. Theoretische Grundlagen und neue Meßtechniken*. Stuttgart, Technische Universität, Diss., 1995.

- [12] KIEBL, K.; GERTIS, K.: *Feuchtetransport in Baustoffen : Eine Literaturlauswertung zur rechnerischen Erfassung hygriicher Transportphaenomene*. Essen: Universitat Essen Gesamthochschule. - In: Forschungsberichte aus dem Fachbereich Bauwesen (1980).
- [13] RAUPACH, M., ORLOWSKY, J. BÜTTNER, T.: Verbesserung der Dauerhaftigkeit von Textilbeton mittels Polymeren – Materialauswahl und Langzeitprognose. *Tagungsband zur CTRS6*, Berlin 2011.

## Verbesserung der Dauerhaftigkeit von Textilbeton mittels Polymeren – Materialauswahl und Langzeitprognose

Michael Raupach<sup>1</sup>, Jeanette Orlowsky<sup>2</sup>, Till Büttner<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Die bei Textilbetonbauteilen üblicherweise zum Einsatz kommenden Bewehrungen können sowohl aus Carbon oder AR-Glas bestehen. Aufgrund des Preises und der Verfügbarkeit hat AR-Glas gegenüber Carbon allerdings eine deutlich größere Verbreitung am Markt. Trotz der chemischen Modifikation zur Verbesserung der Alkalibeständigkeit von AR-Gläsern gegenüber E-Glas, kann bei AR-Gläsern ein nennenswerter Festigkeitsverlust infolge der Alkalität des Betons innerhalb der Lebensdauer eines Bauwerks festgestellt werden. Eine Möglichkeit den langfristigen Festigkeitsverlust zu reduzieren, ist der Aufbau einer Diffusionsbarriere um die einzelnen Rovings durch eine polymere Tränkung. Im Rahmen der vorliegenden Veröffentlichung werden mögliche Tränkungsmaterialien sowie die Auswirkungen dieser auf die Dauerhaftigkeit der textilen Bewehrungen anhand von Versuchen bewertet und ein Modell zur Prognose des langfristigen Festigkeitsverlustes polymermodifizierter Bewehrungen vorgestellt.

**Summary:** The reinforcement in TRC (Textile Reinforced Concrete) is usually made of alkali-resistant glass rovings due to their low price and availability on the market, but even the glass composition is changed compares to E-glass to increase its alkali resistance the durability in concrete is known to be unsatisfactory. One possibility to increase the durability is the application of a diffusion barrier around the reinforcement. The diffusion barrier can be made out of reactive polymeric coatings. Within the paper the results regarding the durability of AR-glass reinforcement achieved with a variety of reactive materials, mainly epoxy resins, will be presented as well as discussed. In addition to the results achieved in the laboratory, a model which allows long term predictions of the durability of polymer impregnated AR-glass reinforcements will be presented.

---

<sup>1</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

<sup>2</sup> Dr.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

## 1 Einleitung

Textilbewehrter Beton ist ein innovativer Verbundwerkstoff, der im Gegensatz zu Stahlbeton mit technischen Textilien auf Basis von Glas-, Carbonfasern oder vereinzelt Aramidfasern bewehrt wird und somit dünnwandige und hoch-belastbare Bauteile realisiert werden können. Den Hauptanteil der Bewehrungsmaterialien stellt zur Zeit AR-Glas, da es preisgünstiger als Carbon oder Aramid und in großen Mengen verfügbar ist.

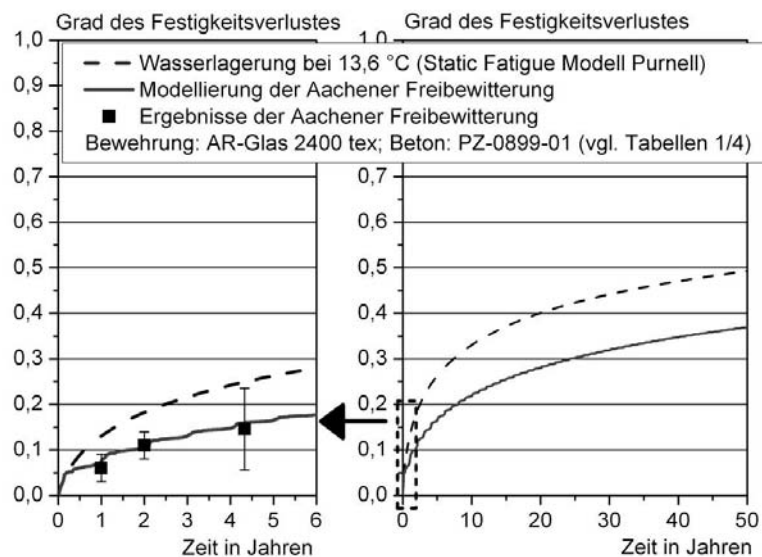
Die Entwicklung von AR-Glas geht auf Dauerhaftigkeitsuntersuchungen in den 70iger Jahren in England zurück, die zum Ziel hatten, Glas chemisch so zu verändern, dass eine ausreichende Stabilität des Glasnetzwerkes in einem alkalischen Medium, wie Beton, erzielt wird. Die Erhöhung der Stabilität des Glases erfolgte durch die Zugabe von ca. 16 Gew.-% Zirkonoxid zur Glasschmelze. Dieses so modifizierte Glas wurde als erstes von der Fa. Pilkington Ltd. entwickelt und als AR-Glas in den Verkehr gebracht. Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrung in Beton haben allerdings gezeigt, dass es trotz der Glasmodifikation zu einem nennenswerten Festigkeitsverlust der Glasbewehrung infolge des alkalischen Milieus kommt, z.B. [1], [2], [3], [4].

Die Ursache für den Festigkeitsverlust der AR-Glas Bewehrung ist auch rd. 40 Jahre nach der Entwicklung des Materials ein aktuelles Forschungsthema. In der Literatur wird generell zwischen zwei unterschiedlichen Ansätzen unterschieden: *i*) mechanische Schädigung des Glases, z.B. durch eine Verdichtung der Betonmatrix um den Glasroving und ggf. ein Eindringen von Hydrationsprodukten in die Glasoberfläche [5], [6] und *ii*) ein chemischer Angriff des Glases durch die in der Betonporenlösung enthaltenen Alkalien s.auch [1], [2], [3], [7]. Im Rahmen von eigenen Untersuchungen, s. auch [8], [9], zeigt sich, dass der chemische Angriff als Hauptursache für den Festigkeitsverlust der AR-Glasbewehrung anzusehen ist, da bei AR-Glas nicht nur bei in Beton, sondern auch bei in Porenlösung gelagerten AR-Glas Rovings, ein Festigkeitsverlust festgestellt werden kann. Bei den in Porenlösung gelagerten AR-Glas Rovings ist sowohl ein mechanischer Angriff auf die Rovings auszuschließen, als auch der Festigkeitsverlust größer als bei vergleichbarer Lagerung von in Beton eingebauten Proben.

Basierend auf der Erkenntnis, dass der wesentliche Faktor der AR-Glaskorrosion ein Auflösen des Glasnetzwerkes infolge der alkalischen Betonporenlösung ist, gibt es mehrere (theoretisch denkbare) Möglichkeiten, eine Reduktion des Festigkeitsverlustes der textilen Bewehrungen zu erreichen:

- Reduktion des pH-Wertes auf Höhe der Bewehrung,
- Schutz der Bewehrung vor dem Zutritt von Alkalien,
- Absenken des Wassergehaltes im Beton, bis die Ionenleitfähigkeit auf ein unschädliches Maß reduziert ist.

In der vorliegenden Veröffentlichung wird nur auf die Auswirkung eines Schutzes um die Bewehrung in Form der Tränkung der Bewehrung auf die Dauerhaftigkeit der AR-Glas Bewehrung eingegangen. Die Erhöhung der Dauerhaftigkeit infolge einer lokalen Reduktion des pH-Wertes auf Höhe der Bewehrung sind z.B. in [9] sowie infolge des Absenkens des Wassergehaltes ist u.a. in [10] erläutert. Sowohl die Reduktion des pH-Wertes des Betons auf Höhe der Bewehrung sowie das Absenken des Wassergehaltes des Betons infolge Polymerzugabe (z.B.: Hydrophobiermitteln oder Epoxidharzen) zeigen eine positive Auswirkung auf die Dauerhaftigkeit des AR-Glases.



**Bild 1:** Vergleich des langfristigen Festigkeitsverlustes berechnet mit dem Static fatigue modell nach Purnell und dem im Rahmen des SFB 532 entwickelten Dauerhaftigkeitsmodells – zusätzlich Angabe von Ergebnissen der Freibewitterung in Aachen

**Fig. 1:** Comparison of two different prediction models (Purnell vs. SFB 532) used to calculate the long term loss of strength of TRC – left: detailed view of the first 6 years with results achieved by outdoor weathered specimens

Für die Bemessung von Textilbetonbauteilen muss allerdings der langfristige Festigkeitsverlust der textilen Bewehrung bekannt sein, da nur die am Ende der Lebensdauer von z.B. 50 Jahren zur Verfügung stehende Restfestigkeit bei der Bemessung in Ansatz gebracht werden kann. Erste Vorhersagen des langfristigen Festigkeitsverlustes von AR-Glas in Beton wurden von PURNELL Ende der 90iger Jahre in England durchgeführt [4]. Die von PURNELL durchgeführten Berechnungen beruhen auf einem bruchmechanischen Ansatz, der davon ausgeht, dass es in den Glasfilamenten zu einer Ausbildung von lokalen Fehlstellen kommt, die zu einer signifikanten Reduktion der Zugfestigkeit der einzelnen Glasfilamente infolge von Kerbspannungen im Bereich der Fehlstellen führen.

Im Rahmen des Sonderforschungsbereiches SFB 532 wurde ein gegenüber PURNELL deutlich verfeinertes Dauerhaftigkeitsmodell auf Basis der chemischen Korrosionsprozesse sowie dem

bruchmechanischen Ansatz von PURNELL entwickelt, z. z.B. [1], [2], [3]. Infolge der Modifikation des Berechnungsmodells lässt sich der von PURNELL prognostizierte langfristige Festigkeitsverlust deutlich reduzieren. Das entwickelte Dauerhaftigkeitsmodell ermöglicht allerdings nur die Modellierung des langfristigen Festigkeitsverlustes nicht-polymermodifizierter Bewehrungen.

Sowohl aufgrund baupraktischer Anforderungen an textile Bewehrungsstrukturen als auch vor dem Hintergrund einer Verbesserung der Dauerhaftigkeit (d.h. Reduktion des langfristigen Festigkeitsverlustes) werden mittlerweile i.d.R. polymergetränkte Bewehrungen für textilbewehrte Bauteile verwendet. Auch bei diesen getränkten Bewehrungen ist aber davon auszugehen, dass die AR-Glas Bewehrung nicht vollständig vor dem Zutritt von Alkalien isoliert wird und es so, trotz der Tränkung, zu einem langfristigen Festigkeitsverlust kommen kann. Der Schwerpunkt der vorliegenden Veröffentlichung liegt somit auf der Darstellung des Modellansatzes zur Modellierung des langfristigen Festigkeitsverlustes getränkter AR-Glas Bewehrungen sowie der Zusammenfassung relevanter Versuchsergebnisse.

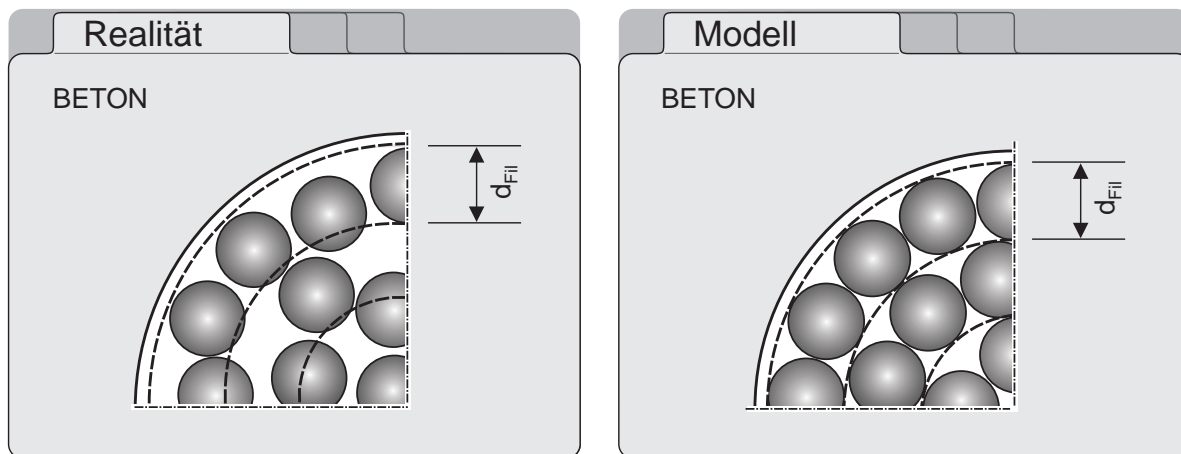
## 2 Modellierung des langfristigen Festigkeitsverlustes getränkter Bewehrungen

Die Modellierung der AR-Glaskorrosion von polymermodifizierten AR-Glas Bewehrungen erfolgt mit Hilfe von labortechnisch bestimmbareren Material- sowie Expositionskennwerten mit den folgenden Annahmen:

- Die getränkten Bewehrungen weisen eine ideale Tränkung ohne Fehlstellen auf, d.h. der Transport von Wasser sowie Alkalien zum Glas erfolgt ausschließlich über Lösungsdiffusion durch das Tränkungsmedium und nicht infolge eines Zutritts durch Fehlstellen.
- Das verwendete Tränkungsmedium ist osmosestabil, d.h. es kommt zu keiner Zerstörung des Laminates/der getränkten Bewehrung infolge einer Verseifung des Harzes.
- Aus dem Tränkungsmedium werden keine das Glas angreifenden Stoffe gelöst und zu der Glasoberfläche transportiert.

Basierend auf der typischen Ausbildung getränkter AR-Glas Rovings wird im Rahmen der hier vorgestellten Modellierung zunächst ein exakt runder Roving betrachtet. Die Idealisierung des Querschnittes erfolgt in einen kreisförmigen Querschnitt mit einem ideellen Radius  $r_0$ . Dieser Querschnitt wird in  $n$  diskrete und runde Schalen unterteilt, deren Dicke zunächst dem Durchmesser eines Filaments ( $d_{Fil}$ ) entspricht. Zusätzlich zu dem faserverstärkten Bereich wird eine reine Harzschicht als äußerste Schicht mit in Idealisierung einbezogen – vgl. Bild 2. Ein ähnliches Schalenmodell wurde von CHUDOBA ET AL. entwickelt, wobei dieses Modell der Modellierung der Tragfähigkeit getränkter Bewehrungen dient und sogenannte „Interface“-Schichten zwischen dem Beton und der Bewehrung sowie innerhalb der

einzelnen Filamentschichten enthält [11], die im Rahmen der Modellierung der Dauerhaftigkeit nicht erforderlich sind.



**Bild 2:** links: Schematische Darstellung der Filamentanordnung in einem runden Roving; rechts: Idealisierung der Filamentanordnung in einem runden Roving gemäß Schalenmodell

**Fig. 2:** left: schematic illustration of the filament arrangement in a circular roving; right: idealized filament arrangement in a round roving according to the hull-model

Die Berechnung des ideellen Radius  $r_0$  eines Rovings für das entwickelte Schalenmodell erfolgt basierend auf der durchschnittlichen Anzahl der Filamente pro Roving, die auf  $n$  diskrete Schalen der Dicke eines einzelnen Filamentes ( $d_{Fil}$ ) aufgeteilt werden. Da dieser Ansatz eine sehr geringe Packungsdichte zur Folge hat, ist der sich daraus ergebende ideelle Radius eines Rovings größer als der real vorhandene Radius.

Unter Berücksichtigung einer z.B. 10  $\mu\text{m}$  starken Reinharzschicht auf der Außenseite eines jeden Rovings infolge des Tränkungsprozesses, ergibt sich bei einem 2400 tex AR-Glas Roving ein ideeller Gesamtradius von 604  $\mu\text{m}$ . Dies entspricht einer Gesamtquerschnittsfläche von 1,14  $\text{mm}^2$ .

**Tabelle 1:** Übersicht über die realen sowie ideellen Radien von AR-Glas Rovings mit variierendem Titer - Anzahl der Filamente sowie reale Abmessungen gemäß [12]

**Table 1:** Overview of the different radii – reality and model – in dependency of the roving titer – Number of filament as well as roving dimensions according to [12]

Bezeichnung	Titer	Durchmesser Einzel-filament $d_{Fil}^{1)}$ [µm]	Anzahl Filamente $^{2)}$	realer Roving-Radius $^{2)}$ [µm]	ideeller Roving-Radius $r_0$ [µm]
VET-RO-ARG-320	320	14	773	194	210
VET-RO-ARG-640	640	14	1553	275	308
VET-RO-ARG-1200	1200	19	1580	448	418
VET-RO-ARG-2400	2400	27	1565	534	594

1) Herstellerangabe

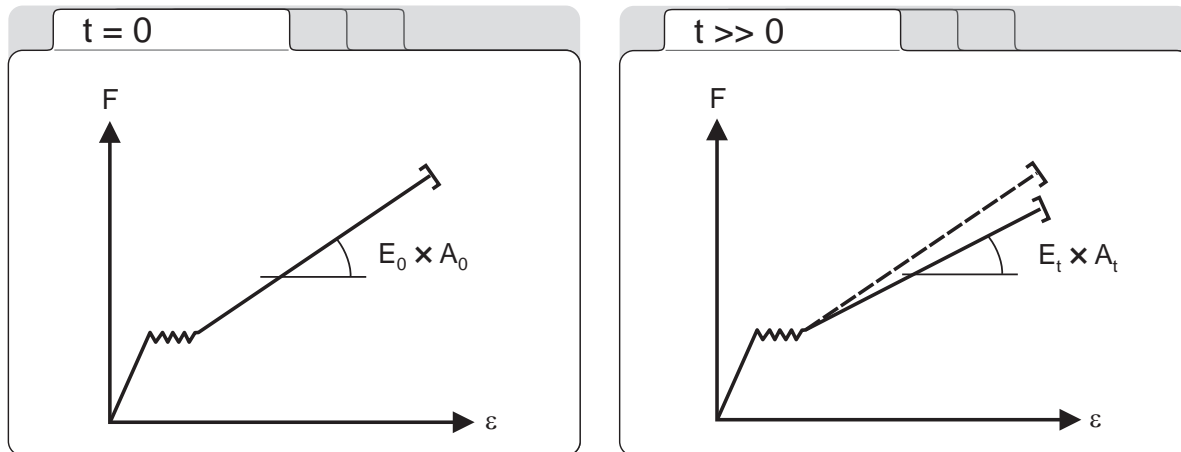
2) rechnerisch auf Basis von Herstellerangaben ermittelt

Wie bereits erläutert kann die Reduktion der Zugfestigkeit von AR-Glas in einem alkalischen Medium im Wesentlichen auf einen chemischen Angriff auf das Glasnetzwerk und die Ausbildung von Kerben in den Filamenten zurückgeführt werden [2], [3], [8]. Es wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit davon ausgegangen, dass der grundlegende Schädigungsmechanismus des AR-Glases infolge einer polymeren Tränkung nicht verändert wird. Bei einem Faserverbundwerkstoff mit einem hohen Faservolumengehalt, wie bei den bei Textilbetonen verwendeten getränkten Bewehrungsstrukturen, wird die Zugfestigkeit und der Elastizitätsmodul im wesentlichen von dem Fasermaterial und nicht von dem des Polymer gesteuert. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass eine Reduktion der Zugfestigkeit der Glasfasern auch unmittelbar zu einer Reduktion der Zugfestigkeit des Faserverbundwerkstoffes führt. Wie in Bild 3 dargestellt, kann bei einem bewehrten Zugprobekörper basierend auf dem ACK-Modell (AVESTON-COOPER-KELLY Modell) [13] nach abgeschlossener Rissbildung davon ausgegangen werden, dass die Steigung der Kraft-Dehnungskurve dem Produkt aus Elastizitätsmodul und Querschnitt der Bewehrung ( $E_{Bew} \times A_{Bew}$ ) entspricht. Bei bekannter Querschnittsfläche der Bewehrung zum Zeitpunkt  $t = 0$  lässt sich somit aus Versuchskurven von einaxialen Zugversuchen zum Zeitpunkt  $t = 0$  der Elastizitätsmodul der Bewehrung  $E_0$  rechnerisch ermitteln.

Auch bei einer (beschleunigt) gealterten Probe ( $t \gg 0$ ) lässt sich ebenfalls anhand der Kraft-Dehnungskurve aus einem Zugversuch das Produkt aus Elastizitätsmodul und Bewehrungsquerschnitt ( $E_t \times A_t$ ) berechnen. Unter der Annahme, dass sich nur der tragende Bewehrungsquerschnitt und nicht der Elastizitätsmodul der Bewehrung infolge der Alterung ändert,



kann wie in den nachfolgenden Gleichungen dargestellt, eine Beziehung zwischen dem Flächenverlust der Bewehrung  $\Delta A_{rel}$  (in %) und dem Schädigungsgrad  $S_g$  (in %), der anhand der Reduktion der Zugfestigkeit ermittelt wird, angeben werden.



**Bild 3:** Schematische Darstellung einer Kraft-Dehnungskurve eines Zugversuches an einer bewehrten Betonprobe mit Angabe der Steigung des Bewehrungstraganteils - links:  $t = 0$  (Referenz); rechts:  $t \gg 0$  (gealterte Probe)

**Fig. 3:** Schematic illustration of a force-elongation-curve achieved with a tension test with indicating the load-bearing capacity of the reinforcement – left:  $t = 0$  (reference); right  $t \gg 0$  (aged specimen)

$t = 0$	$t \gg 0$
$F_0 = E_0 \times A_0$	$F_t = E_t \times (A_0 - \Delta A)$ $\wedge 1 - S_g = \frac{F_t}{F_0} \quad (1)$ $\wedge E_t = E_0$
$1 - S_g = \frac{F_t}{F_0} = \frac{E_t \times (A_0 - \Delta A)}{E_0 \times A_0}$	$S_g = \frac{\Delta A}{A_0} = \Delta A_{rel} \quad (2)$

Die Berechnung der Reduktion der Tragfähigkeit erfolgt basierend auf dem Schalenmodell allerdings nicht als kontinuierliche Reduktion der Querschnittsfläche der Bewehrung, sondern die Reduktion der Tragfähigkeit wird durch den sukzessiven Ausfall einzelner Schalen von außen nach innen abgebildet.

Die Berechnung des Tiefenprofils des in die getränkte Bewehrung eindiffundierenden Wassers sowie in Wasser gelösten Stoffen erfolgt als eindimensionaler Prozess für einen im Betrachtungszeitraum konstanten Diffusionskoeffizienten in Anlehnung an [14]. Für die Berechnung der Diffusionsfront in ein (faserverstärktes) Polymer, welches vollständig von Wasser umgeben ist, kann davon ausgegangen werden, dass die Ausgangskonzentration  $C_0$  im Vergleich zu dem Volumen der von der Bewehrung aufnehmbaren Menge an Wasser sowie Alkalien unendlich groß ist, d.h. es findet kein Ausgleich der Konzentration zwischen dem Beton und Polymer statt, sondern die Ausgangskonzentration erfährt zunächst keine zeitliche Änderung. Ferner erfolgt die Diffusion nur in das Polymer entlang positiver Ortskoordinaten hinein. Die genannten Randbedingungen erlauben nach CRANK die Berechnung der Diffusionsfront für eine „extended initial distribution“ [14].

Der allgemeingültige Zusammenhang zwischen der Anzahl der ausgefallenen Schalen mit einer konstanten Dicke  $d_{Fil}$  und dem Festigkeits-/Flächenverlust ist in Gleichung 3 dargestellt. Im Rahmen der Modellierung ist immer mit den ideellen Querschnittswerten gemäß Tabelle 1 und nicht den real vorliegenden Rovingabmessungen zu rechnen.

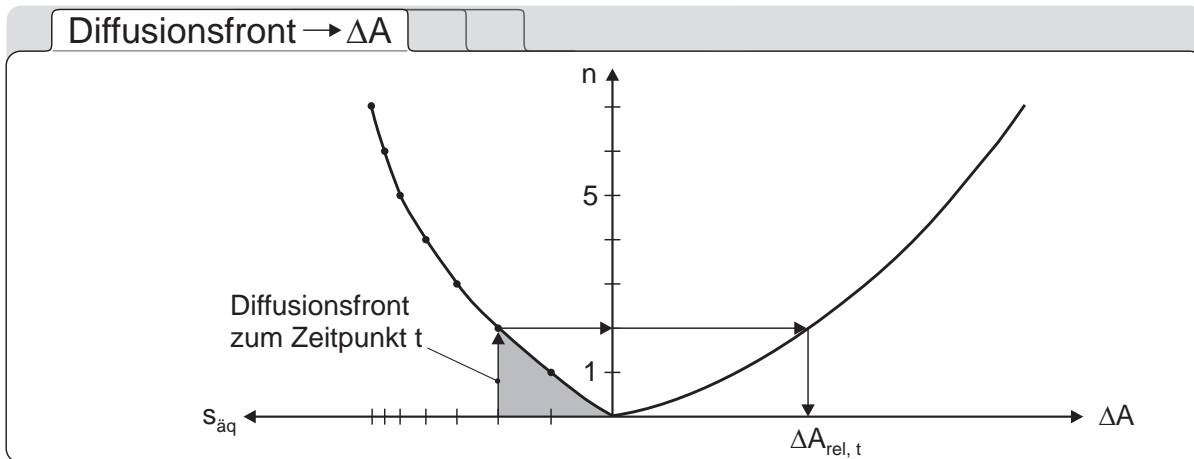
$$\Delta A_{rel} = -\frac{d_{Fil}^2 \times \pi}{A_{Rov}} \times (n+1)^2 + 2 \times \frac{d_{Fil}}{r_0} \times (n+1) \quad (3)$$

mit:	$\Delta A_{rel}$	Flächenverlust der Bewehrung in %
	n	Schalenummer [0, 1, ..., n]
	$A_{Rov}$	ideeller Rovingquerschnitt in mm <sup>2</sup>
	$r_0$	ideeller Radius eines Rovings in mm
	$d_{Fil}$	Filamentdurchmesser in mm

Im Rahmen der Umsetzung des Schalenmodells in ein Rechenmodell erfolgt die Berechnung der Diffusionsfront von Wasser sowie von in Wasser gelösten Stoffen als eindimensionale Strömung entlang des Radius eines Rovings unter Berücksichtigung der Symmetrie, d.h. die Berechnung des Flächenausfalls erfolgt nur entlang einer radialen Wegstrecke mit den Ordinaten zwischen  $+r_0$  (Außenkante des ideellen Rovings) und 0 (Mittelpunkt). Es wird bei der Modellierung bewusst auf eine Berechnung einer Strömung von zwei Seiten in den Roving sowie eine Überlagerung der von  $-r_0$  und  $+r_0$  eindiffundierenden Konzentrationsprofile verzichtet, da die für eine übliche Bauteillebensdauer relevanten Ausfallflächen randnah liegen und der Kernbereich des idealisierten Rovings irrelevant ist.

Ferner vernachlässigt, die vereinfachend gewählte Betrachtung einer radialen Strömung, dass bei einem Kreisquerschnitt die innenliegenden Querschnitte im Vergleich zu den außenliegenden Querschnitten kleiner sind und somit auch schneller durchströmt werden. Aufgrund der Querschnittsabnahme kann die Berechnung der Diffusionsfront nicht in konstanten Wegintervallen entlang des Radius erfolgen, sondern es sind äquivalente Wegintervalle sowie

eine äquivalente Wegstrecke ( $s_{\ddot{a}q}$ ) für die Modellierung zu wählen. Bei der Betrachtung der äquivalenten Wegstrecke ist zu berücksichtigen, dass mittels  $s_{\ddot{a}q}$  keine Flächenreduktion berechnet werden kann, sondern nur die, zu  $s_{\ddot{a}q}$  korrespondierende, Anzahl der Schalen, in der die Grenzkonzentration des das Glas schädigenden Stoffes oder der Stoffe (Alkalien) überschritten ist.



**Bild 4:** schematisches Nomogramm für die Bestimmung des resultierenden Flächenverlustes  $\Delta A_{rel}$  aus der Diffusionsfront zum Zeitpunkt  $t$  sowie der daraus resultierenden Anzahl an ausgefallenen Schalen  $n$

**Fig. 4:** schematic drawing of the relation between the number of lost hulls calculated with the diffusion model and the resulting loss of cross-sectional area

### 3 Experimentelle Arbeiten

#### 3.1 Materialien

In Abhängigkeit der Anforderungen an ein textilbewehrtes Bauteil werden i.d.R. anwendungsspezifische Betonmischungen entwickelt, die sich von üblichen Betonen nach DIN EN 206-1 im Größtkorn, dem Zementgehalt und der erreichten Druckfestigkeit unterscheiden. Aufgrund der Bewehrungsstrukturen wird bei textilbewehrten Betonen das maximale Größtkorn der Mischungen i.d.R. auf 8 mm begrenzt [15]. Da die Festigkeiten dieser Betonmischungen üblicherweise oberhalb von  $60 \text{ N/mm}^2$  liegen, werden diese Mischungen als Feinbetone und nicht als Mörtel bezeichnet.

Im Rahmen der vorliegenden Veröffentlichung werden zwei unterschiedliche Betonmischungen betrachtet. Dabei handelt es sich zum einen um eine im SFB 532 am Institut für Bauforschung (ibac) der RWTH Aachen entwickelte Feinbetonrezeptur PZ-0899-01. Die Betonmischung weist ein Größtkorn von 0,6 mm auf und ist als sehr fließfähige Mischung für die Herstellung von textilbewehrten Bauteilen im Gießverfahren geeignet. Die ausführliche Beschreibung der Ausgangsmaterialien und der betontechnologischen Kennwerte finden

sich u.a. in [15]. Die andere Betonrezeptur wurde im Zuge eines Industrieforschungsprojektes entwickelt und untersucht. Diese Betonmischung weist im Gegensatz zu der im SFB 532 entwickelten Mischung ein Größtkorn von 5 mm auf und ist auf die Herstellung von hochwertigen Sichtbetonoberflächen optimiert. Die nachfolgenden Tabellen geben einen Überblick über die Zusammensetzung der Betonrezepturen sowie mechanischen Kennwerte.

**Tabelle 2:** Zusammensetzung der untersuchten Betonmischungen

**Table 2:** Composition of the concrete matrices investigated within the research

Betonmischung	Zementart	Zementgehalt [kg/m <sup>3</sup> ]	Zuschlag	w/b-Wert	Größtkorn [mm]	pH-Wert <sup>1)</sup>
PZ-0899-01 / PZ-0807-01	CEM I 52,5 R	490	Quarzsand < 0,6 mm	0,50	0,6	13,5
PZC-C1	CEM II/A-LL 42,5 R	450	gebrochenes Korn	0,43	5	13,7

1) Die angegebenen pH-Werte der Betonmischungen wurden alle an Porenlösung, die 28 Tage nach der Herstellung der Proben aus dem Festbeton extrahiert wurde, bestimmt.

**Tabelle 3:** Übersicht über die mechanischen Kennwerte der ausgewählten Mischungen

**Table 3:** Overview of the mechanical properties of the different concrete mixtures

Betonmischung	Druckfestigkeit (28 Tage nach Herstellung gemäß DIN EN 196) [N/mm <sup>2</sup> ]	Biegezugfestigkeit (28 Tage nach Herstellung gemäß DIN EN 196) [N/mm <sup>2</sup> ]	kapillare Wasseraufnahme gemäß DIN EN ISO 15148 [kg/(m <sup>2</sup> h <sup>0,5</sup> )]
PZ-0899-01 / PZ-0807-01	77,7 ± 102	8,4 ± 1,2	0,029
PZC-C1	72,6 ± 1,1	8,3 ± 0,8	0,106

Die im Rahmen dieser Untersuchungen eingesetzten Bewehrungen basieren alle auf einem AR-Glas-Direktroving der Fa. OCV (ehemals St. Gobain Vetrotex) mit einer Feinheit von 2400 tex (2400 tex = 2,4 kg/km). Die Bewehrungen werden im Zuge der Untersuchungen entweder als einzelne Rovings oder als biaxiales Gelege (identischer Bewehrungsgrad in 0° und 90° Richtung) mit einer Maschenweite von 7,1 mm verwendet. Das biaxiale Gelege (Kurzbezeichnung hier: T1) wird sowohl unmodifiziert als auch polymermodifiziert, d.h. mittels Polymer getränkt, eingesetzt. Ausgewählte Kenndaten der im Rahmen der Dauerhaftigkeitsuntersuchungen verwendeten Epoxidharze sind in der nachfolgenden Tabelle dargestellt.

Es zeigt sich, dass infolge der Tränkung der AR-Glas Rovings mittels Epoxidharzen eine deutliche Steigerung der reinen Zugtragfähigkeit um das 2- bis 2,5-fach der ursprünglichen Tragfähigkeit eines ungetränkten AR-Glas Rovings möglich ist.

**Tabelle 4:** Eigenschaften der zur Tränkung und Betonmodifikation eingesetzten Epoxidharze**Table 4:** Properties of the investigated epoxy resins used for impregnation as well as concrete modification

Bezeichnung	Härtungs- temperatur / Dauer [°C/h]	Glasüber- gang [°C]	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul <sup>3)</sup> [N/mm <sup>2</sup> ]	Anmerkung
EP STF STD	22 / -	50 <sup>1)</sup> / 82 <sup>2)</sup>	59,3 ± 4,4	3322 ± 54	Laminierharz für die Verarbeitung von Glas-, Kohlenstoff-, Aramidfasern
EP PRE 1	120 / 2	105 <sup>1)</sup> / 108 <sup>2)</sup>	81,8 ± 5,5	2692 ± 123	System für die Her- stellung von Prepreg Halbzeugen
EP 5190		105 <sup>1)</sup> / 108 <sup>2)</sup>	64,9 ± 4,7	3043 ± 102	

1) DSC-Messung, Tg ermittelt in der ersten DSC-Messfahrt

2) DSC-Messung, Tg ermittelt in der zweiten DSC-Messfahrt

3) ermittelt in Anlehnung an DIN EN ISO 527, E-Modul ermittelt im Dehnungsbereich zwischen 0,5 % und 2,5 %, Prüftemperatur: 23 °C

**Tabelle 5:** Mechanische Eigenschaften der Bewehrungsmaterialien ermittelt im einaxialen Zugversuch**Table 5:** Mechanical properties of the reinforcement materials determined by an uniaxial tensile test

Bewehrungs- typ	Bezeichnung	Tränkungsmaterial	Zugfestig- keit [N/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]
Filament	VET-F-ARG-2400-1-05	-	1691 ± 275	53340
Roving	VET-RO-ARG-2400-1-05	-	790 ± 74	51330
		EP STF STD	1270 ± 104	56200
Roving getränkt	VET-RO-ARG-2400-1-05	EP PRE 1	1700 ± 96	56200
		EP 5190	1370 ± 74	55900

### 3.2 Verfahren zur Untersuchung der Dauerhaftigkeit

Die Grundlage für die Modellierung und Prognose des langfristigen Festigkeitsverlustes der AR-Glas-Bewehrung in Beton bilden u.a. die Ergebnisse von beschleunigt gealterten Proben, an denen nach unterschiedlichen Zeitpunkten der beschleunigten Alterung die noch vorhandene Zugfestigkeit der Bewehrung bestimmt wird. Ein wesentlicher Aspekt bei der Entwick-

lung von Probekörpern für die Bestimmung des Festigkeitsverlustes textiler Bewehrungen ist, dass bei dem Versuch zuverlässig die Zugfestigkeit der Bewehrung aktiviert wird und es nicht zu einem frühzeitigen Verbundversagen der Probe kommt. Der Festigkeitsverlust der Bewehrung infolge beschleunigter Alterung berechnet sich aus der Zugspannung der Bewehrung beim Bruch der Probe sowie der Referenzfestigkeit gemäß folgender Formel:

$$S_g = 1 - \frac{f_t}{f_{t=0}} \quad (4)$$

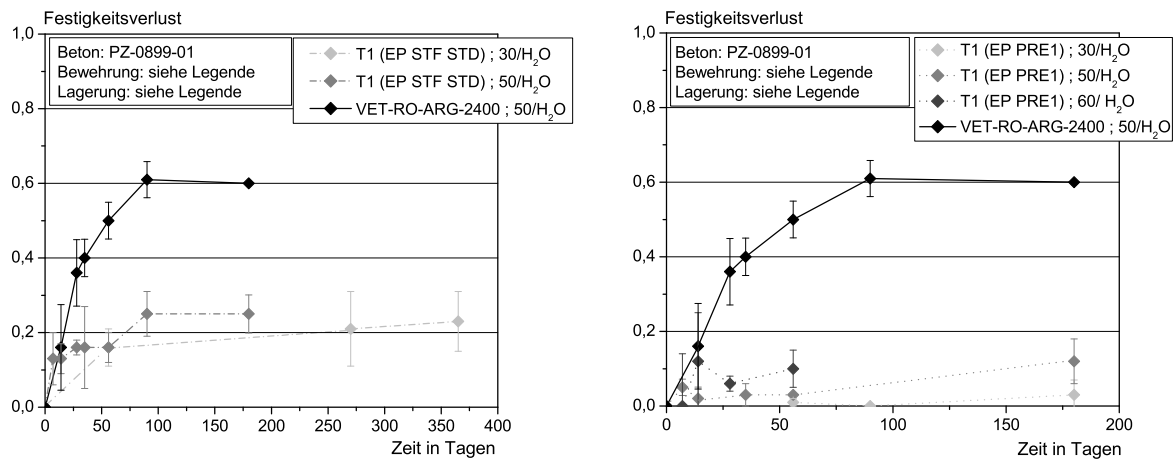
mit:  $S_g$  Festigkeitsverlust [-]  
 $f_t$  Zugfestigkeit der Probe zum Zeitpunkt t [N/mm<sup>2</sup>]  
 $f_{t=0}$  Zugfestigkeit der Probe zum Zeitpunkt t = 0 (Referenz) [N/mm<sup>2</sup>]

Die Quantifizierung der Tragfähigkeit einer textilen (AR-Glas)-Bewehrung in Beton erfolgt in Abhängigkeit des Größtkorns der Bewehrung anhand von zwei unterschiedlichen Probekörpergeometrien. Bei beiden Probekörpern wird der Bewehrungsgrad so gewählt, dass ein Festigkeitsverlust der Bewehrung von ca. 100 % feststellbar ist. Bei Betonmischungen mit einem Größtkorn bis ca. 1 mm wird die sog. taillierte Streifenprobe (TSP) verwendet. Bei grobkörnigen Betonmischungen (bis 8 mm Größtkorn) kann die taillierte Streifenprobe nicht verwendet werden und es wird daher zur Untersuchung des Festigkeitsverlustes der AR-Glas Bewehrung ein gekerbter Biegekörper verwendet [8].

Bei beschleunigt gealterten Verbundprobekörpern ist unbedingt zu beachten, dass eine direkte Übertragbarkeit der Ergebnisse aus der beschleunigten Alterung auf freibewitterte Bauteile nicht pauschal erfolgen kann. Dies bedeutet, dass z.B. eine Halbierung des in der beschleunigten Alterung gemessenen Festigkeitsverlustes nicht notwendigerweise eine Halbierung des Festigkeitsverlustes in der Freibewitterung zur Folge haben muss.

### 3.3 Ergebnisse

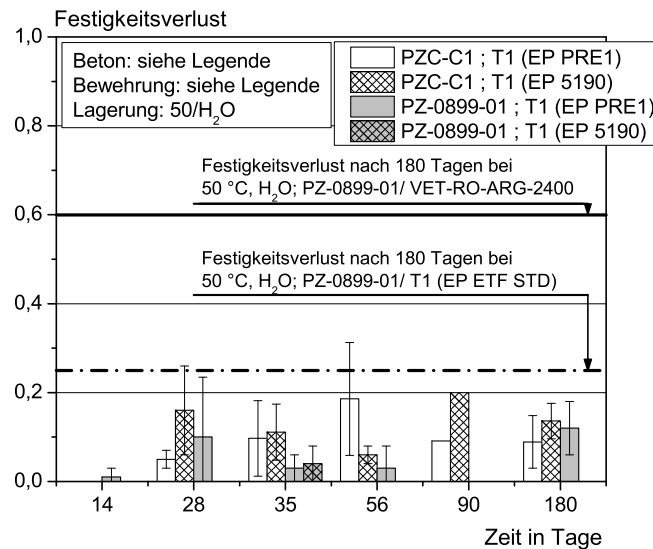
Die nachfolgenden beiden Abbildungen stellen die Festigkeitsverluste der Textilien T1 (EP STF STD) sowie T1 (EP PRE1) in Kombination mit dem Beton PZ-0899-01 in Abhängigkeit der Temperatur der Lagerung unter Wasser dar. Beide getränkte Textilien weisen im Vergleich zu der ungetränkten AR-Glas Bewehrung einen signifikant geringeren Festigkeitsverlust bei einer gleichzeitigen Steigerung der Tragfähigkeit der Bewehrung auf. Es lässt sich ferner erkennen, dass die mit dem Epoxidharz EP PRE1 getränkten Textilien bis zu einer Zeit von 180 Tagen einen maximalen Festigkeitsverlust von 15 % aufweisen. Der Festigkeitsverlust bei dem Textil T1 (EP STF STD) ist bei vergleichbarer Lagerung rund doppelt so groß.



**Bild 5:** Zeitliche Entwicklung des Festigkeitsverlustes infolge beschleunigter Alterung bei variierender Temperatur und Wasserlagerung ermittelt mittels TSP; Beton: PZ-0899-01; Bewehrung: T1(EP STF STD) & T1(EP PRE1); Angabe von Mittelwert und Standardabweichung aus jeweils 3 Versuchen sowie linearer Interpolation der Messwerte

**Fig. 5:** Loss of strength due to artificial ageing – storage under water and different temperatures; Concrete: PZ-0899-01; Reinforcement: T1(EP STF STD) & T1(EP PRE1); Mean value and standard deviation (3 tests per parameter) shown; lines represent a linear interpolation

Der Einfluss unterschiedlicher Betone sowie Tränkungspolymere auf den Festigkeitsverlust von AR-Glas Bewehrungen bei 50 °C Wasserlagerung ist in dem nachfolgenden Diagramm dargestellt.



**Bild 6:** Zeitliche Entwicklung des Festigkeitsverlustes infolge beschleunigter Alterung bei 50 °C und Wasserlagerung ermittelt mittels TSP und BK; Beton: PZ-0899-01, PZC-C2; Bewehrung: T1(PRE1), T1(5190); Angabe von Mittelwert und Standardabweichung aus jeweils 3 Versuchen

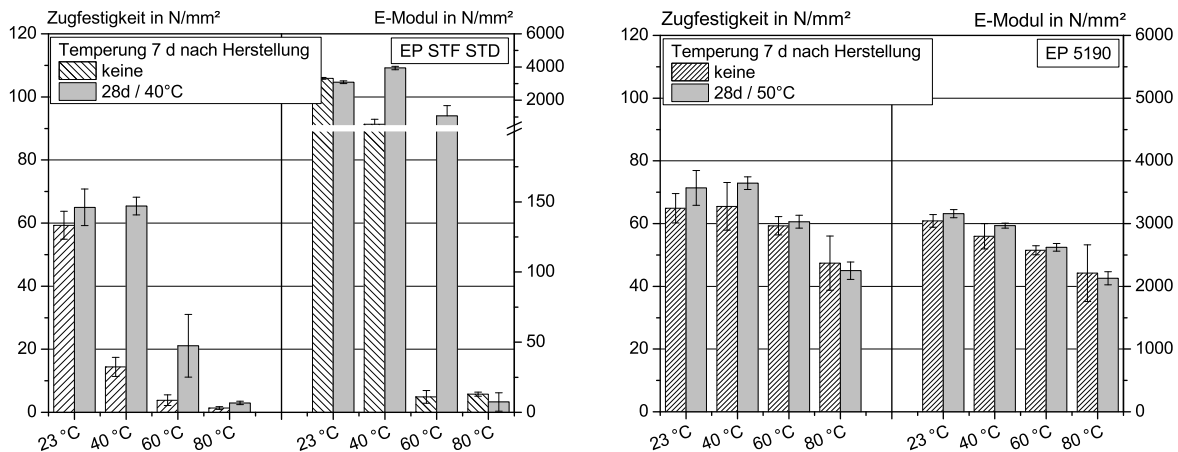
**Fig. 6:** Loss of strength due to artificial ageing – storage under water at 50 °C; Concrete: PZ-0899-01, PZC-C2; Reinforcement: T1(EP PRE1), T1 (5190); Mean value and standard deviation (3 tests per parameter) shown; lines represent a linear interpolation

Die Ergebnisse verdeutlichen, dass unabhängig von der Betonmischung der Festigkeitsverlust der AR-Glas Bewehrung mit einer polymeren Tränkung deutlich reduziert werden kann und dass zwischen heißhärtenden und kalthärtenden Epoxidharzen ein signifikanter Unterschied in dem Festigkeitsverlust der textilen Bewehrung festgestellt werden kann. Die Streuungen der Versuche demonstriert zusätzlich, dass bei getränkten Bewehrungen, die einen geringen Festigkeitsverlust (unterhalb von 20 %) erwarten lassen, die maximale Dauer der beschleunigten Alterung nicht kleiner als 180 Tage gewählt werden sollte, um Streuungen aus Probenherstellung und Tragfähigkeit der Bewehrung zu eliminieren.

Neben der deutlichen Reduktion des Festigkeitsverlustes weisen heißhärtende Epoxidharze, wie in der nachfolgenden Abbildung dargestellt, einen gegenüber kalthärtenden Epoxidharzen größeren Temperaturbereich auf, in dem sich die mechanischen Eigenschaften nur unwesentlich verändern. In den nachfolgenden Diagrammen ist die Zugfestigkeit sowie der Elastizitätsmodul in Abhängigkeit der Prüfraumtemperatur sowie der Temperung der Polymere EP STF STD sowie EP 5190 dargestellt. Die Prüfraumtemperatur wurde zwischen 23 und 80 °C variiert, vor der Prüfung gemäß DIN EN ISO 527 wurden die Proben ca. 4 Stunden bei der jeweiligen Temperatur konditioniert. Die Ermittlung des Elastizitätsmoduls erfolgte mit einem externen Dehnungsaufnehmer. Die hier gewählte maximale Prüfraumtemperatur von 80 °C stellt eine Abschätzung der zu erwartenden Bauteiltemperaturen bei dunk-



len, dünnwandigen und unmittelbar der Sonne exponierten Bauteilen dar. Aufgrund der geringen Bauteildicke kann davon ausgegangen werden, dass sich kein nennenswerter Temperaturgradient zwischen Oberfläche und Lage der Bewehrung einstellt und somit die Kerntemperatur des Bauteils der Oberflächentemperatur entspricht.



**Bild 7:** Polymerzugfestigkeit und Elastizitätsmodul der Epoxidharze EP STF STD (links) und EP 5190 (rechts) gemäß DIN EN ISO 527 in Abhängigkeit der Temperatur sowie Prüfraumtemperatur

**Fig. 7:** Tensile strength and E-modulus of selected epoxy resins (left: EP STF STD; right: EP 5190) determined under variation of temperature and treatment after production

Die dargestellten Ergebnisse zeigen, dass bei dem kalthärtenden Epoxidharz EP STF STD sowohl die Zugfestigkeit als auch der Elastizitätsmodul vor einer Temperung bereits ab einer Prüfraumtemperatur von 40 °C deutlich geringer ist als die bei 23 °C gemessenen Kennwerte. Bei einer Prüfraumtemperatur von 80 °C weist das Epoxidharz EP STF STD keine nennenswerte Festigkeit mehr auf. Infolge einer gezielten Temperung wird erst ab einer Prüfraumtemperatur von 60 °C ein nennenswerter Abfall der Festigkeit des Epoxidharzes festgestellt. Im Gegensatz dazu zeigt sich bei dem warmhärtenden Epoxidharz EP 5190 eine deutlich geringere Reduktion der Festigkeit infolge der Erhöhung der Prüfraumtemperatur. Die Reduktion der Zugfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls des Reinharzes beträgt infolge der Erhöhung der Prüftemperatur um 60 K rd. 30 %. Diese Temperaturstabilität des reinen Tränkungs polymers korreliert unmittelbar mit den bei unterschiedlichen Temperaturen bestimmten Rovingzugfestigkeiten.

Aufgrund der für die Bestimmung der Diffusionskoeffizienten der Epoxidharze erforderlichen Versuchsdauer liegen zur Zeit noch keine Ergebnisse für die o.g. Epoxidharze vor. Daher kann zur Zeit auch noch keine Modellierung des langfristigen Festigkeitsverlustes mit dem vorgestellten Schalenmodell auf Basis der Diffusionsvorgänge erfolgen. Eine Vorstellung der Ergebnisse erfolgt im Rahmen der Tagung.

#### 4 Schlussfolgerungen und Ausblick

Die vorliegende Veröffentlichung zeigt neben ausgewählten Versuchen zur Dauerhaftigkeit polymergetränkter AR-Glas Bewehrungen einen Modellansatz diesen, trotz Polymertränkung immer noch vorhandenen, Festigkeitsverlust über übliche Bauteillebensdauern von z.B. 50 Jahren zu prognostizieren. Die Ergebnisse der Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Bei AR-Glas Bewehrungen kommt es in einem hoch-alkalischen Milieu, wie es in einem Betonbauteil vorliegt, im Wesentlichen infolge eines chemischen Angriffs zu einer Reduktion der Zugfestigkeit der Glasfilamente.
- Der langfristige Festigkeitsverlust ungetränkter AR-Glas Bewehrungen in Beton kann mittels eines Dauerhaftigkeitsmodells für beliebige klimatische Einflüsse prognostiziert werden.
- Die vollständige Tränkung von AR-Glas Rovings mittels eines Epoxidharzes hat sowohl eine deutliche Steigerung der Tragfähigkeit als auch eine signifikante Reduktion des gemessenen Festigkeitsverlustes zur Folge. Diese Reduktion kann auf den Aufbau einer Diffusionsbarriere um den AR-Glas Roving zurückgeführt werden.
- Der langfristige Festigkeitsverlust getränkter AR-Glas Bewehrungen kann voraussichtlich mit einem Schalenmodell basierend auf den Diffusionsprozessen in einem idealisierten Roving modelliert werden.
- Bei der Auswahl von Tränkungspolymeren ist nicht nur der Einfluss auf die Dauerhaftigkeit sowie die Tragfähigkeit, sondern auch das Verhalten bei erhöhten Temperaturen zu beachten.

#### Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 532 "Textilbewehrter Beton - Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie".

#### 5 Literatur

- [1] ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M. ; CUYPERS, H. ; WASTIELS, J.: *Durability Modelling of Glass Fibre Reinforcement in Cementitious Environment*. Materials and Structures (RILEM) 38 (2005), Nr. 276, S. 155-162
- [2] ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M.: *Modelling the Loss in Strength of AR-Glass Fibres in Textile-Reinforced Concrete*. Materials and Structures (RILEM) 39 (2006), Nr. 6, S. 635-643

- [3] ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M.: *Durability Model for AR-glass Fibres in Textile Reinforced Concrete*. Materials and Structures (RILEM) 41 (2008), Nr. 7, S. 1225-1233 ISSN 1359-5997
- [4] PURNELL, P.: *The Durability of Glass Fibre Reinforced Cements Made with New Cementitious Matrices*. Aston University UK1998 - PhD Thesis
- [5] BUTLER, M., MECHTCHERINE, V. AND HEMPEL, S.: *Experimental investigations on the durability of fibre–matrix interfaces in textile-reinforced concrete*. Cement and Concrete Composites 31 (2009) S. 221–231.
- [6] ZHU, W. AND BARTOS, P. J. M.: *Assessment of Interfacial Microstructure and Bond Properties in Aged GRC Using a Novel Microindentation Method*. Cement and Concrete Composites 27 (1997) S. 1701–1711
- [7] YILMAZ, V. T., LACHOWSKI, E. E. AND GLASSER, F.P.: *Chemical and Microstructural Changes at Alkali-Resistant Glass Fiber-Cement Interfaces*. Journal of the American Ceramic Society 74 (1991) S. 3054–3060.
- [8] BÜTTNER, T. ; ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M.: *Erhöhung der Dauerhaftigkeit textiler Beton-Bewehrungen durch Epoxidharztränkung*. In: Bautechnik 88 (2011), Nr. 5, S. 263-270 ISBN 0932-8351
- [9] BÜTTNER, T. ; ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M. ; HOJCZYK, M. ; WEICHOLD, O.: *Enhancement of the Durability of Alkali-Resistant Glass-Rovings in Concrete*: Bagnaux: RILEM, 2010. Proceedings of the International RILEM Conference on Materials Science (MatSci), Vol. I: 2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete, Aachen, September 6-8, 2010, (Brameshuber, W. (Ed.)), S. 333-342, ISBN 978-2-35158-106-3
- [10] BÜTTNER, T. ; KEIL, A. ; ORLOWSKY, J. ; RAUPACH, M.: *Einsatz von Polymeren in Textilbeton - Entwicklung polymermodifizierter Betone und Einflüsse auf die Dauerhaftigkeit*. Dresden : Technische Universität Dresden, 2009. - In: Textilbeton Theorie und Praxis. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung, Sonderforschungsbereich 528 und 532, Dresden, 3.6.-5.6.2009, (Curbach, M. ; Jesse, F. (Eds.)), S. 197-211 ISBN 978-3-86780-122-5
- [11] CHUDOBA, R. ; KONRAD, M. ; SCHLESER, M. ; MESKOURIS, K. ; REISGEN, U.: *Parametric Study of Tensile Response of TRC Specimens Reinforced with Epoxy-Penetrated Multifilament Yarns*. Dresden : Technische Universität Dresden, 2009. - In: Textilbeton Theorie und Praxis. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung, Sonderforschungsbereich 528 und 532, Dresden, 3.6.-5.6.2009, (Curbach, M. ; Jesse, F. (Eds.)), S. 87-98
- [12] WEICHOLD, O. ; HOJCZYK, M.: *Size Effects in Multifilament Glass-Rovings*. In: Textile Research Journal Vol 79 (2009), S. 1438–1445

- [13] CUYPERS, H.: *Analysis and Design of Sandwich Panels with Brittle Matrix Composite Faces for Building Applications*. Brussel, Vrije Universiteit Brussel, Faculteit Toegepaste Wetenschappen Mecanica van Materialen en Constructies, Diss., 2001
- [14] CRANK, J.: *The Mathematics of Diffusion*. 2nd. Ed, London : Oxford University Press, 1975
- [15] BRAMESHUBER, W.; BROCKMANN, T.; HEGGER J.; MOLTER, M.: *Untersuchungen zum textilbewehrten Beton (Investigations of TRC)*. Beton 52 (2002) Nr.9, S. 424-429

## **Einfluss von Rissen auf den Feuchtetransport in textilbewehrtem Beton**

Matthias Lieboldt<sup>1</sup>, Viktor Mechtcherine<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** In diesem Beitrag wird die Wasserabsorption und die Wasserpermeabilität von axial vorbelasteten Prüfkörpern aus textilbewehrtem Beton (TRC) und biegebelasteten Verbundprüfkörpern (Normalbeton + TRC) im gerissenen Zustand untersucht. Durch in situ Permeabilitätsmessungen wird das dehnungsabhängige Transportverhalten im einaxialen Zugversuch beobachtet und mittels eines analytischen Modells beschrieben. Es besteht eine ausgeprägte Abhängigkeit der Transportraten von Flüssigkeiten zu relevanten Risscharakteristika (Rissanzahl, Rissbreite). Weiterhin wurden Selbstheilungseffekte von feinen Rissen infolge einer zyklischen Wasserbeaufschlagung beobachtet. Die Feuchteverteilung in einer gerissenen Normalbetonprobe und einer Verbundprobe (Normalbeton + TRC) wird mit Hilfe der Neutronenstrahlradiographie zeit- und ortsaufgelöst dargestellt. Das Eindringen von Wasser wird anhand der Messungen qualitativ vorgestellt und diskutiert.

**Summary:** In this study water absorption and water permeability were tested on uniaxially preloaded, cracked specimens made of textile reinforced concrete (TRC) and cracked composite specimens (ordinary concrete + TRC) preloaded in bending. The influence of imposed strain on the permeation of water was observed in-situ by using uniaxial tensile tests and described by an analytical model. The transport values for the cracked material correlated with the cracks' characteristics (number of cracks, crack width). Furthermore, the effect of self-healing phenomena on the transport properties of TRC was considered. The distribution of water in cracked ordinary concrete and cracked composite specimens was studied by means of neutron radiography which provided with a high spatial and temporal resolution. The penetration of water is presented qualitatively and discussed.

---

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Baustoffe, Technische Universität Dresden

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Baustoffe, Technische Universität Dresden

## 1 Einleitung

Bei der Planung von Sanierungs- und Verstärkungsmaßnahmen für Beton- und Stahlbetonbauteile mit textilbewehrtem Beton sind neben Nachweis der Tragfähigkeit sowohl die lastunabhängigen als auch die lastabhängigen Einwirkungen auf die TRC-Schicht, den Altbeton sowie die im Altbeton vorliegende Stahlbewehrung zur Gewährleistung der Dauerhaftigkeit zu berücksichtigen. Als maßgebliche Parameter sind die Beständigkeit der zementgebundenen Matrix und des Bewehrungsmaterials sowie mögliche Transportwege schadauslösender Medien in und durch die Verstärkungsschicht zu beachten. Sowohl für gerissene als auch ungerissene Bereiche der textilbewehrten Verstärkungsschicht liegen weder zum Permeations- und Diffusionsverhalten gegenüber Flüssigkeiten und Gasen noch zur Wasseraufnahme sowie zum Eindringen bzw. zur Bindung von Chloriden und Sulfaten hinreichende Erkenntnisse vor. Die bisherigen Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von TRC beschränkten sich auf die Beständigkeit von AR-Glasfasern im alkalischen Milieu und auf die Dauerhaftigkeit des Faser-Matrix-Interfaces sowie deren Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffes, siehe z. B. BUTLER ET AL [1]. Zur Dauerhaftigkeit des Gesamtsystems, bestehend aus textilbewehrter Verstärkungsschicht und zu verstärkendem Beton- bzw. Stahlbetonbauteil, sind jedoch noch weiterführende Untersuchungen notwendig. Mit den folgenden ausgewählten Arbeiten sollen auszugweise die wesentlichen Transporteigenschaften von Flüssigkeiten in TRC unter der besonderen Berücksichtigung des charakteristischen Rissbildes am Beispiel von in situ Permeabilitätsmessungen und Wasserabsorptionsmessungen mittels Neutronenstrahlradiographie aufgezeigt werden.

## 2 Prüfkörperherstellung

### 2.1 Feinbetonmatrix

Bei den durchgeführten Versuchsreihen fanden zwei verschiedene Feinbetonmatrices M1 und M7 Verwendung (Tabelle 1), die im Rahmen des SFB 528 entwickelt wurden, siehe BUTLER ET AL [2]. Die Zusammensetzung resultiert aus den Dauerhaftigkeitsanforderungen der verwendeten Varianten der textilen Bewehrung. Bei Einsatz von alkaliresistentem Glas wird eine notwendige Reduzierung des pH-Wertes der Porenflüssigkeit im Feinbeton (M1) durch einen hohen Anteil an puzzolanischen Zusatzstoffen bewirkt und somit die Dauerhaftigkeit der Glasfilamentgarne und die Langzeiteigenschaften des Faser-Matrix-Verbundes positiv beeinflusst. Bei Bewehrungsmaterialien aus Carbon ist nach derzeitigem Wissensstand die Alkalität der Matrix nicht von Bedeutung. Für die Auswahl des Matrixsystems sind hier die Anforderungen gegenüber den äußeren Einwirkungen (Bsp. Frost) und verarbeitungstechnische Eigenschaften relevant. Der Matrixtyp M7 auf Basis von Portlandzement wird vorzugsweise für Verstärkungsmaßnahmen in Verbindung mit Carbonbewehrung verwendet.

Entsprechend der geometrischen Charakteristik der verwendeten Bewehrungsstrukturen kommt Feinsand mit einem Größtkorn von 1 mm zur Anwendung.

**Tabelle 1:** Zusammensetzung der Feinbetone

**Table 1:** Mix proportions of the fine concrete

Bestandteil	M1		M7	
	Massen- verhältnis [-]	Masseanteil [kg/m <sup>3</sup> ]	Massen- verhältnis [-]	Masseanteil [kg/m <sup>3</sup> ]
CEM I 32,5 R	-	-	3,00	861
CEM III B 32,5 NW-HS-NA	2,00	550	-	-
Steinkohlenflugasche	0,90	248	-	-
Mikrosilika-Suspension	0,20	55	-	-
Sand 0/1	3,00	1101	4,00	1148
Zugabewasser	0,90	248	1,00	287
Fließmittel	0,03	3,36	0,03	4,78
Summe der Stoffmassen	-	2.158	-	2.227

## 2.2 Verstärkungstextilien

Zur Bewehrung der Prüfkörper werden vier verschiedene biaxiale Textilien aus alkaliresistentem Glas (AR-Glas) und ein Textil aus Carbon verwendet, siehe Tabelle 2. Die Fasermenge (Bewehrungsgehalt) von Kett- und Schussfaden ist in beiden Richtungen identisch. Variable Parameter sind die Feinheit und der Beschichtungsanteil auf Basis von Styrol-Butadien. Um eine hinreichende Einbettung und Verteilung der Bewehrung zu ermöglichen, beträgt die Öffnungsweite der Gitterstrukturen in Abstimmung mit dem Größtkorn in beiden Richtungen 7,2 mm.

**Tabelle 2:** Bewehrungstextilien

**Table 2:** Textile reinforcements

Material		alkaliresistentes Glas (AR-Glas)			Carbon
Garnfeinheit / Titer	[tex]	1280	2400	2400	800
Filamentdurchmesser	[µm]	14	27	27	7
Filamentanzahl	[-]	3200	1600	1600	12000
Gitterabstand	[mm]	7,2	7,2	7,2	7,2
Flächengewicht	[g/m <sup>2</sup> ]	374	676	707	257
Polymeranteil	[M.-%]	2,7	-	4,6	9,8

### 2.3 Plattenprüfkörper

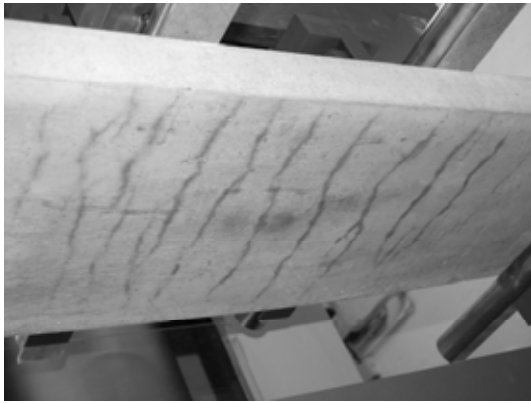
Die Geometrie der plattenförmigen Probekörper (Dehnkörper) wurde von dem charakteristischen Schichtenaufbau üblicher Verstärkungsmaßnahmen sowie von üblichen Bauteilen aus textilbewehrtem Beton abgeleitet und bildet somit den flächigen Charakter der Textilien ab. Damit eine sichere und zerstörungsfreie Handhabung der Proben sichergestellt ist, werden alle Varianten mit 4 Verstärkungslagen bei einer mittleren Dicke von ca. 14 mm und dem minimalen herstellungsbedingten Lagenabstand hergestellt.

Eine wesentliche Voraussetzung für die Durchführung der Permeabilitätsversuche unter Last sind planebene Prüfkörper mit beidseitig definierter Oberflächenqualität und hinreichender Formstabilität, an denen das Rissbildungsverhalten untersucht sowie planmäßig Risse eingestellt werden können. Dazu werden mittels einer speziellen Laminiertechnik rechteckige Platten mit einer Länge von 600 mm und einer Breite von 100 mm hergestellt. Die Anordnung der Bewehrung erfolgt symmetrisch und parallel zur Grund- und Deckfläche. Details zum Herstellungsverfahren und zur Probenpräparation werden von LIEBOLDT ET AL [3] beschrieben.

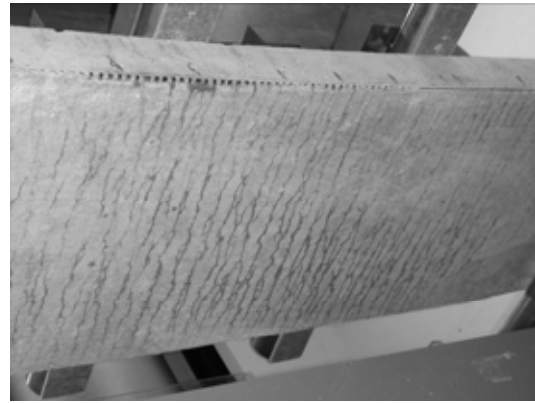
### 2.4 Verbundprüfkörper

Zur Untersuchung des Wassertransportverhaltens an mit TRC verstärkten Stahlbetonbauteilen wurden Verbundkörper mit 4lagiger Bewehrung (hier Carbon) analog dem Aufbau der Dehnkörper für die Permeabilitätsuntersuchungen gefertigt. Hierzu wurden stahlstabbewehrte Betonplatten aus Normalbeton mit 300 mm Breite, 1000 mm Länge und einer Dicke von 60 mm im 4-Punkt-Biegezugversuch durch eine gezielte Überdehnung vorgeschädigt, so dass sich nach dem Entlasten der Platten eine für Stahlbeton typische Rissöffnung von 100 bis 200  $\mu\text{m}$  bei einem Abstand von 60 bis 75 mm auf der Zugseiten einstellte (Bild 1a). Anschließend erfolgten die Vorbereitung des Untergrundes mittels Trockenfeststoffstrahlen und der Auftrag der Verstärkungsschicht im Handlaminierverfahren. Durch die Freilegung des Korngerüsts im Altbeton konnte ein ausreichender Kraftübertrag in der Fuge zwischen Alt- und Feinbeton gewährleistet werden. Nach einer Erhärtungszeit von 28 Tagen wurden die verstärkten Platten erneut einer Biegebelastung unterzogen und somit ein charakteristisches Rissbild eingestellt. Dabei wiesen die Risse im entlasteten Zustand in der Verstärkungsschicht eine Breite von unter 20  $\mu\text{m}$  auf. Der Abstand von 7 bis 14 mm entspricht dabei weitgehend dem Gitterabstand (Schussfäden) der Textilien (Bild 1b). Nachfolgend wurden aus diesen Verbundplatten prismatische Prüfkörper für weitere Untersuchungen zum Transportverhalten gewonnen.





(a) Erstbelastung der Stahlbetonplatte  
(a) Preloading of RC slab



(b) Belastung der TRC-verstärkten,  
vorbelasteten Stahlbetonplatte  
(b) Loading of preloaded RC slab  
subsequently reinforced with a TRC layer

**Bild 1:** Erzeugung der Risse im 4-Punkt-Biegezugversuch

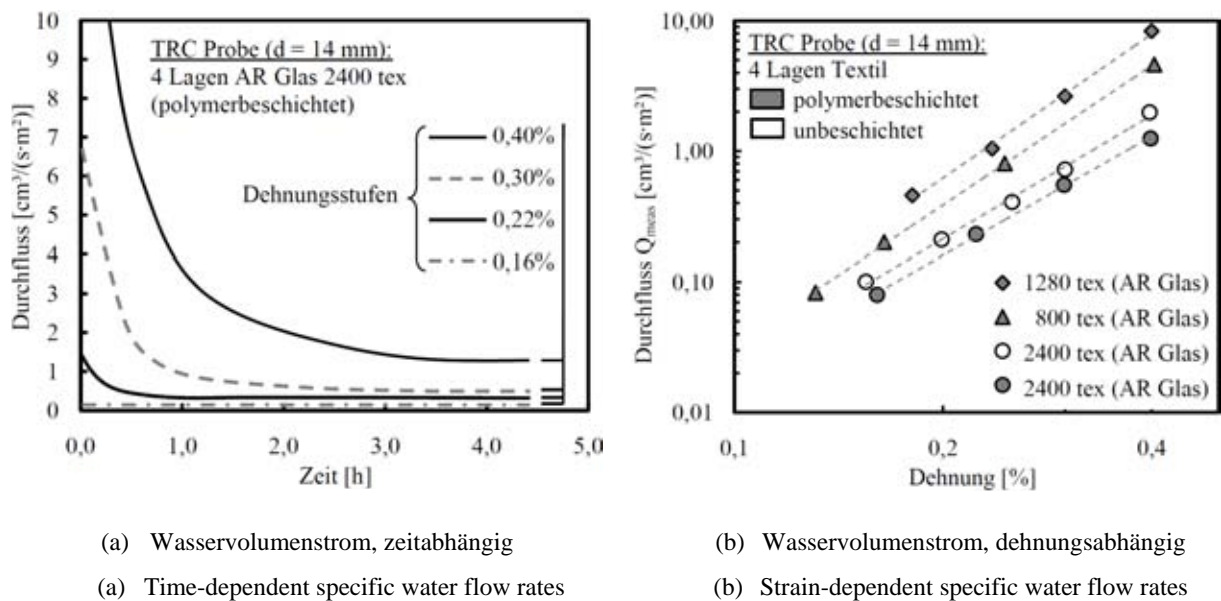
**Fig. 1:** Inducing cracks in the four-point bending test

### 3 Permeabilitätsuntersuchungen unter einaxialer Zugbelastung

Die in situ Permeabilitätsmessungen an Dehnkörpern werden ab einem Alter von 56 Tagen ausgeführt, damit die Hydratation des Bindemittels mit dem Anmachwasser weitgehend erfolgt ist. Eine Vergleichbarkeit der Proben, insbesondere bei den Selbstheilungsprozessen, wird somit gewährleistet. Die speziell entwickelte Messzelle umschließt den Dehnkörper vollständig und bildet dadurch zwei druckdichte Kammern aus. Die Abdichtung des Dehnkörpers erfolgt allseitig mit einer elastischen Dichtfuge (Silikon) von 3 bis 4 mm Dicke und bietet damit eine hinreichende Scherverformung bei vernachlässigbarer Dehnungsbehinderung. Die Messfläche im abgedichteten Zustand beträgt ca. 80 x 280 mm<sup>2</sup> bei einer Querschnittsbreite der Probe von 100 mm und einer Probendicke von 12 bis 14 mm. Die Lasteinleitung erfolgt an den Enden der Zugprobe über aufgeklebte Stahlbleche, die unmittelbar neben der Messkammer anschließen. Die offenen Bereiche zwischen den Stahllaschen an den Stirnkanten der Probe werden mit Kunstharz vergossen und die Fuge zur Messkammer zusätzlich mit Dichtmaterial umschlossen. Damit ist eine vollständige Abdichtung des Dehnkörpers sichergestellt. Ein Stofftransport durch das Textil nach außen über die Stirnseiten der Probe ist ausgeschlossen. Weitere Details können [4] entnommen werden.

Durch Vorbelastung des Dehnkörpers bis 0,5 % Dehnung wird zunächst ein weitgehend abgeschlossenes und für das jeweilige Textil charakteristisches Rissbild erzeugt. In einem weiteren Belastungszyklus erfolgt die Bestimmung des Wasservolumenstroms durch die Probe unter Last zu verschiedenen Dehnungsstufen bei einer Druckdifferenz von 100 kPa. Damit kann die Abhängigkeit der Wasserpermeabilität von der Dehnung bei konstanter Rissanzahl

beurteilt werden. Eine Steigerung der Dehnung bewirkt somit nur eine Aufweitung der bereits vorhandenen Risse. Die Risscharakteristik wird nach der Vorbelastung (Rissanzahl) sowie Abschluss der Messung (Rissanzahl, Rissweite) aufgenommen. Zur Erreichung eines weitgehend stationären Wasservolumenstroms wird infolge fortschreitender Sättigung und Quellprozesse der Zementsteinmatrix eine Vorsättigung der Probe unter Druck für 24 Stunden sowie eine weitere Anpassungszeit von 2 bis 4 Stunden in den jeweiligen Dehnungsstufen erforderlich. Hierbei werden mit zunehmender Dehnung auch längere Anpassungszeiten notwendig (siehe Bild 2a).



**Bild 2:** Wasservolumenstrom durch TRC-Probe bei 100 kPa für verschiedene textile Bewehrungen

**Fig. 2:** Water flow rates of TRC with different textile reinforcements, induced pressure 100 kPa

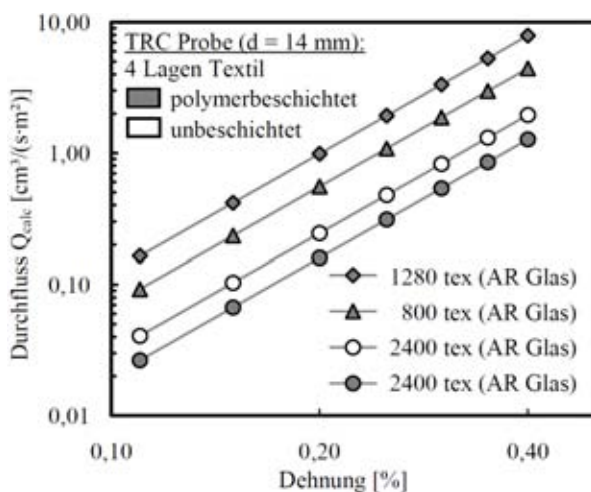
Bild 2b zeigt den Einfluss der Dehnung auf die Wassertransportraten in TRC mit verschiedenen Verstärkungstextilien. Grundsätzlich bewirkt eine Dehnungssteigerung (Rissweitung) eine überproportionale Zunahme der Permeabilität. Die Proben mit einer feineren Risscharakteristik (Bsp. bei TRC-Proben mit 2400 tex), hervorgerufen durch einen höheren Bewehrungsgehalt und besseren Faser-Matrix-Verbund (Textilbeschichtung), weisen geringere Durchflussraten bei gleicher Dehnung auf. Infolge der höheren Rissanzahl werden die mittleren Rissweiten stark reduziert. Dies wirkt sich bedeutsam auf die Verringerung des Volumenstroms aus, da die Rissweite einen maßgeblichen Einfluss (durch die 3. Potenz) gegenüber den anderen Parametern (Bsp. Probendicke) besitzt.

Eine Quantifizierung der Durchlässigkeit von TRC in Abhängigkeit der Dehnung bzw. mittleren Rissweite kann mit Hilfe eines analytischen Modells beschrieben werden. Das Modell basiert auf der Annahme einer laminaren Strömung zwischen zwei glatten parallelen Wan-

dungen (Gleichung (1)). Infolge von Mikro- und Makrorauigkeiten der Risswandungen, Unstetigkeiten der Rissweite sowie Hindernissen im Fließquerschnitt (Bruchpartikel, Faserbewehrung etc.) und ggf. fortschreitender Sättigung (Quellung) unter Druck ist der tatsächliche Durchfluss  $Q_{meas}$  jedoch wesentlich kleiner als der theoretisch berechnete Durchfluss  $Q_{calc,th}$ . Zur Erfassung der Einflüsse des charakteristischen Fließquerschnittes wird der Durchflussbeiwert  $\xi$  eingeführt. Dieser Kennwert wurde für jede Bewehrungskonfiguration bestimmt und bildet das Verhältnis  $Q_{meas}/Q_{calc,th}$  ab. Er variiert zwischen  $0,28 \cdot 10^{-3}$  und  $0,75 \cdot 10^{-3}$ . Der Volumenstrom kann wie folgt nach Gleichung (2) beschrieben werden:

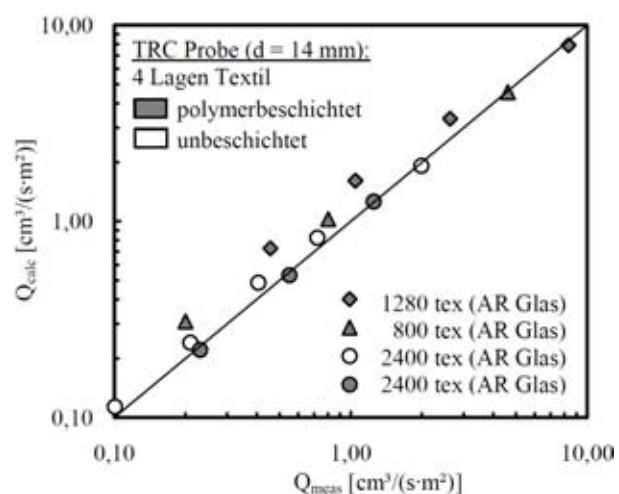
$$q = \frac{\Delta p \cdot b \cdot w^3}{12 \cdot \eta \cdot d} \quad (1) \quad Q_{calc} = \xi \cdot \frac{\Delta p \cdot b \cdot n \cdot (\varepsilon \cdot l_s)^3}{12 \cdot \eta \cdot d \cdot n^3 \cdot A} \cdot 10^6 \quad (2)$$

$q$ :	Durchfluss (idealisiert)	[m <sup>3</sup> /s]	$d$ :	Dicke der Probe	[m]
$Q_{calc}$ :	berechneter Durchfluss	[cm <sup>3</sup> /(s·m <sup>2</sup> )]	$\varepsilon$ :	Dehnung	[-]
$\Delta p$ :	Druckgradient	[N/m <sup>2</sup> ]	$l_s$ :	Länge des Verformungsbereiches	[m]
$b$ :	Risslänge	[m]	$n$ :	Rissanzahl	[-]
$b \cdot n$ :	Risslänge summiert	[m]	$\eta$ :	Viskosität (Wasser)	[Ns/m <sup>2</sup> ]
$w$ :	Rissweite	[m]	$A$ :	Prüffläche	[m <sup>2</sup> ]
			$\xi$ :	Durchflussbeiwert	[-]



**Bild 3:** Berechneter dehnungsabhängiger Wasserdurchfluss bei 100 kPa

**Fig. 3:** Calculated strain-dependent specific water flow, pressure 100 kPa



**Bild 4:** Vergleich zwischen  $Q_{meas}$  und  $Q_{calc}$

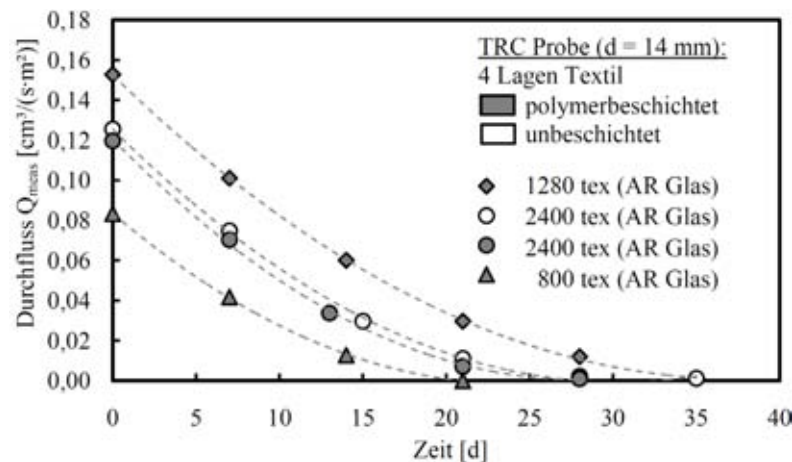
**Fig. 4:** Relationship between  $Q_{meas}$  and  $Q_{calc}$

Bild 3 zeigt die berechneten und mit  $\xi$  angepassten Wasservolumenströme  $Q_{calc}$  als eine Funktion der Dehnung für die verschiedenen TRC-Prüfkörper. Der Vergleich zwischen den gemessenen Volumenströmen  $Q_{meas}$  und den berechneten Volumenströmen  $Q_{calc}$  in Bild 4 weist

eine gute Übereinstimmung auf. Auf Grund den Annahmen (Bsp. mittlere Rissbreite) kann dennoch keine vollständige Übereinstimmung erreicht werden (siehe Werte für die 1280 tex Variante). Eine wesentliche Ursache besteht in den Streuungen der tatsächlichen Rissbreiten der Probe und ebenso in der ungleichen Rissbreitenentwicklung bei Dehnungssteigerung.

#### 4 Wechselwirkung zwischen Matrix und Wasserbeanspruchung

Im Anschluss an die Wasserpermeabilitätsuntersuchungen in Abschnitt 3 wurden die Proben im gesättigten Zustand in der Messzelle belassen und in Zeitschritten von 7 Tagen erneut einer Wasserdruckbeaufschlagung von 100 kPa ausgesetzt. Bild 5 zeigt die Reduzierung der Wassertransportraten der gerissenen TRC-Proben mit fortschreitender Zeit. Bereits nach 14 Tagen wurde bei allen Proben der Volumenstrom auf unter 50 % des Ausgangswertes herabgesetzt und nach 21 bis 35 Tagen konnte kein Durchfluss mehr bestimmt werden. Die Proben mit einer niedrigeren Textilfeinheit (1280 tex) sowie auch jene Proben ohne Beschichtung wiesen anfänglich größere Rissbreiten auf und benötigten zur Selbstheilung mehr Zeit. Bedingt durch die im Vergleich geringsten Rissbreiten zeigte die mit Carbondtextil bewehrte Probe die schnellste Selbstabdichtung.



**Bild 5:** Zeitabhängige Reduzierung der Wassertransportraten durch gerissenen TRC

**Fig. 5:** Time-dependent reduction of the water transport trough cracked TRC

Die dominierende Ursache der Selbstabdichtung ist irreversible Querschnittsreduzierung der Risse durch die Neubildung kristalliner Strukturen. Größere Risse werden vorwiegend durch die Bildung von Calciumcarbonat gefüllt. Weiterhin sind infolge des hohen Anteils von Zement und puzzolanischen Zusatzstoffen sowie des niedrigen Wasserzementwerts in der Matrix noch unhydratisierte Bindemittelbestandteile vorhanden, die durch die Mikrorissbildung freigelegt werden. Bei Wasserzufuhr erfolgt eine Nachhydratation und das Gefüge wird ver-

dichtet. Diese Ursache der Abdichtung scheint vor allem bei Mikrorissen mit Weiten  $< 10 \mu\text{m}$  bedeutsam. Zur Verifikation der Selbstheilung und Ausschluss von Quelleffekten der Matrix wurden abschließend Sauerstoffpermeabilitätsmessungen an den getrockneten Proben durchgeführt und die Durchflussraten mit denen vor Erstbelastung verglichen. Die Volumenströme reduzierten sich auf ein Minimum, vergleichbar mit den Werten der jeweils ungerissenen Probe vor dem ersten Belastungszyklus, siehe Tabelle 3.

**Tabelle 3:** Spezifische Sauerstoffpermeabilität  $k$  von ungerissenen TRC-Proben sowie gerissenen TRC-Proben nach Wasserbeaufschlagung

**Table 3:** Specific oxygen permeability  $k$  of uncracked TRC specimens and cracked TRC specimens after water treatment

Garnmaterial		AR-Glas			Carbon
Garn / Textilfeinheit	[tex]	1280 P*	2400 P*	2400	800
k – ungerissen	$[\cdot 10^{-17} \text{ m}^2]$	2,42	1,64	4,70	2,06
k – nach Wasserlagerung	$[\cdot 10^{-17} \text{ m}^2]$	2,72	1,82	5,32	2,27

\*mit Polymerbeschichtung

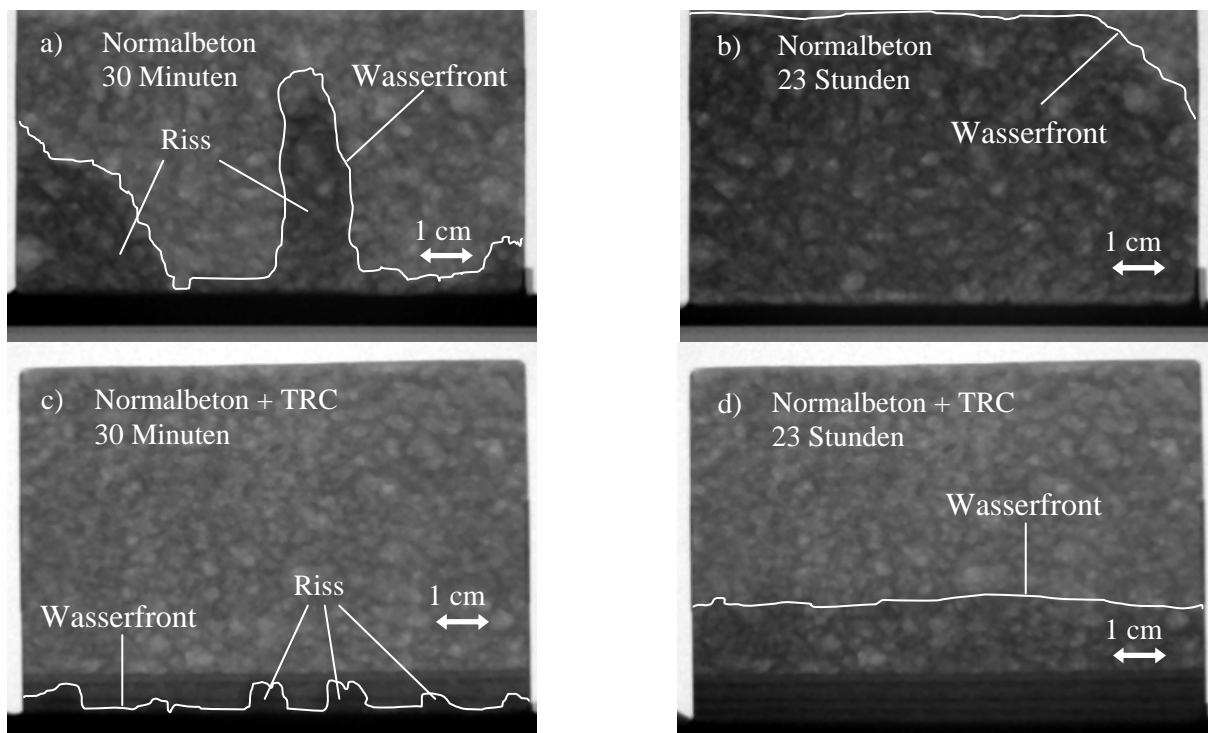
## 5 Kapillare Wasseraufnahme an Verbundproben

Der effektivste Transportmechanismus für schadauslösende Medien ist der Kapillartransport in Rissen sowie in den Garnzwischenräumen der Verstärkungstextilien. Dieser Einfluss wurde am Beispiel von gerissenen vorbelasteten TRC-Prüfkörpern im kapillaren Saugversuch orthogonal zur Plattenoberfläche von LIEBOLDT ET AL [5] aufgezeigt. Bei gleichartig konfigurierten Plattenprüfkörpern führte eine Polymerbeschichtung von ca. 5 M.-% zu einer Halbierung des kapillaren Wasseraufnahmekoeffizienten. Bei Proben mit einer bleibenden Dehnung von 1,1 ‰ bis 1,3 ‰ (100 bis 117 Risse/Meter) im gerissenen Zustand wurde eine Erhöhung der Wasseraufnahme um das 1,8-Fache im Vergleich zur unbelasteten Probe festgestellt.

Zum Nachweis der Feuchtebewegung am typischen Beispiel eines mit TRC verstärkten Stahlbetonelementes wurde mit Hilfe der Neutronenradiographie am PAUL-SCHERRER-INSTITUT das kapillare Eindringen von Wasser qualitativ und quantitativ als Funktion der Zeit an Verbundproben (siehe Abschnitt 2.4) verfolgt. WITTMAN ET AL [6] hatte bereits früher nachgewiesen, dass die Neutronenradiographie eine besonders leistungsstarke und empfindliche Methode mit hoher Ortsauflösung zum Nachweis des Feuchtigkeitsgehaltes und der Feuchtigkeitsbewegung ist. Die experimentellen Grundlagen werden von ZHANG ET AL [7] beschrieben.

Im Folgenden soll der kapillare Feuchtetransport in einer gerissenen Normalbetonprobe und einer verstärkten und vorbelasteten (gerissenen) Verbundprobe (Normalbeton + TRC) gegenüber gestellt werden. In Bild 6a wird deutlich, dass das Wasser sehr schnell in die großen

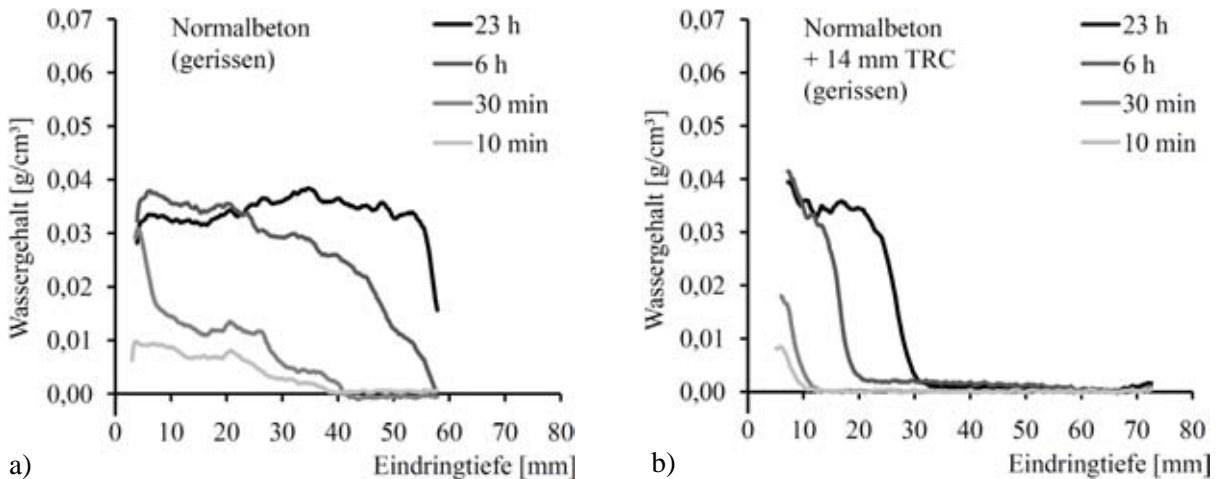
Risse (ca. 100  $\mu\text{m}$ ) der Normalbetonprobe eindringt und von dort aus eine weitere Ausbreitung über das Porensystem in kurzer Zeit erfolgt. Nach 23 Stunden (Bild 6b) ist die Normalbetonprobe fast vollständig über die Höhe von 60 mm gesättigt. In der gerissenen Verbundprobe hingegen ist das Rissystem der TRC-Verstärkungsschicht ( $< 20 \mu\text{m}$ ) und ebenso das Porensystem in der Matrix wesentlich feiner. Daraus resultiert eine Verlangsamung der kapillaren Saugvorgänge. Zunächst werden die feinen Risse gefüllt und die TRC-Feinbetonmatrix über die Saugfläche und vom Riss aus (horizontal) mit Wasser kapillar gefüllt (Bild 6c). Nach ca. 6 Stunden erreicht die Wasserfront mit einer Höhe von 14 mm die Grenzfläche zum Normalbeton. Dort findet hauptsächlich eine Ausbreitung über das Porensystem statt. Die vorhandenen Risse im Normalbeton besitzen für den Saugvorgang in der Verbundprobe kaum Bedeutung. Das kapillare Saugvermögen der großen Risse kann nicht aktiviert werden, da nicht hinreichend Wasser durch die Verstärkungsschicht zur Verfügung gestellt wird. Insgesamt wird in der gerissenen Verbundprobe der kapillare Saugprozess bzw. Sättigungsvorgang durch die TRC-Schicht deutlich verzögert. Nach 23 Stunden erreicht die Wasserfront in Bild 6d eine Höhe von ca. 1,5 cm im Normalbeton. Damit beträgt die Saughöhe nur ein Viertel in Relation zur unverstärkten Normalbetonprobe.



**Bild 6:** Wasseraufnahme von gerissenen Normalbeton (a, b) und einer TRC-verstärkten gerissenen Normalbetonprobe (c, d)

**Fig. 6:** Water uptake of cracked ordinary concrete (a, b) and cracked ordinary concrete specimen strengthened with a TRC layer (c, d)

Die quantitative Auswertung der zeitlichen Entwicklung der Feuchteprofile als Mittelwert über die Probenbreite von 100 mm zeigt Bild 7. Hier werden die qualitativen Aussagen des Bildmaterials bestätigt. Auffällig in Bild 7a ist, dass die Wasserfront der gerissenen Normalbetonprobe bereits nach 6 Stunden fast die Oberseite der Probe erreicht und bereits nach 23 Stunden nahezu eine Sättigung der gesamten Probe eingetreten ist.



**Bild 7:** Feuchteprofile von Normalbeton (a) und TRC verstärkten Normalbeton (b) – gerissene Proben

**Fig. 7:** Progress of water front through RC (a) and RC covered with TRC (b) – cracked specimens

## 6 Schlussfolgerungen

Der Transport von Flüssigkeiten durch die Risse und das Porensystem der Zementsteinmatrix besitzt eine wesentliche Bedeutung für die Dauerhaftigkeit von Betonbauteilen. Insbesondere bei Einsatz von TRC zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung muss dies Beachtung finden. Aus den voran betrachteten Untersuchungen kann folgendes zusammenfassend festgehalten werden:

- Durch den Einsatz von TRC kann eine im Vergleich zum Normalbeton feinere Rissverteilung erzielt werden, die eine Reduzierung der Feuchtetransportraten zur Folge hat.
- Durch in situ Wasser-Permeabilitätsmessungen an TRC unter einaxialer Zugbelastung wurde gezeigt, dass bei einer Dehnungssteigerung eine überproportionale Zunahme der Permeabilität infolge der Rissaufweitung stattfindet. Die Erhöhung der Textilfeinheit (Bewehrungsgrad) und die Steigerung des Faser-Matrix-Verbundes durch eine Polymerbeschichtung der Textilien führen zu einem feineren charakteristischen Rissbild. Durch eine Erhöhung der Rissanzahl in der Verstärkungsschicht werden die Rissbreiten reduziert und daraus resultierend die Transportraten merklich verringert. Ein analytisches Modell erlaubt die Beschreibung des Einflusses der Dehnung auf die Wassertransportraten.



- Durch Selbstheilung von Rissen im TRC bei Wasserbeaufschlagung werden die Transportraten stark vermindert. Nach spätestens 7 Wochen Wasserkontakt konnte kein Volumenstrom mehr gemessen werden. Begünstigend sind die sehr feinen Rissweiten und das für TRC typische hohe Bindemittelvolumen.
- Neutronenstrahluntersuchungen an gerissenen Verbundproben (Normalbeton + TRC) zur zeitlichen Entwicklung der Feuchteverteilung zeigten eine Verzögerung der Wasseraufnahme im Vergleich zum unverstärkten Normalbeton. Bedingt durch die kleineren Rissweiten und die feinere Porenstruktur der TRC-Schicht wird die Saugwirkung der angrenzenden Risse im Normalbeton durch die TRC-Schicht unterbrochen.

## 7 Literatur

- [1] BUTLER, M., MECHTCHERINE, V., HEMPEL, S.: Durability of textile-reinforced concrete made with AR glass fibre - Effect of the matrix composition. *Materials and Structures* 43 (2010), pp. 1351 – 1368
- [2] BUTLER, M., MECHTCHERINE, V., HEMPEL, S.: Experimental investigations on the durability of fibre-matrix interfaces in textile-reinforced concrete. *Cement & Concrete Composites* 31 (2009) pp. 221-231
- [3] LIEBOLDT, M., BARHUM, R., MECHTCHERINE, V.: Effect of cracking on transport of water and gases in textile reinforced concrete. In: TANABE ET.AL. (Hrsg.): *Proceedings of 8th International Conference on Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Concrete Structures – CONCREEP-8*, Taylor & Francis Group, London, 2008, pp. 199-205
- [4] MECHTCHERINE, V., LIEBOLDT, M.: Permeation of water and gases through cracked textile reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites* (2011), doi:10.1016/j.cemconcomp.2011.04.001 (in print)
- [5] LIEBOLDT, M., MECHTCHERINE, V.: Multiple cracking in textile reinforced Concrete and its effect on the transport of water and gases. In: *Proceedings of the Second International Symposium on Service Life Design for Infrastructure – SLD 2010*, 4-6 October 2010, Delft, The Netherlands, RILEM Publications S.A.R.L., 2010, pp.107-114
- [6] WITTMANN, F. H., ZHANG, P., ZHAO, T.: Eine zerstörungsfreie Messmethode zum Studium des Eindringens von Flüssigkeiten in den Beton. In: *Tagungsbericht der 17. Internationalen Baustofftagung (ibaustil)*, F.A. Fingerinstitut für Baustoffkunde, Bauhaus-Universität Weimar, 2009, Bd. 1, pp. 1-0969 – 1-0974
- [7] ZHANG, P., WITTMANN, F. H., ZHAO, T., LEHMANN, E. H.: Neutron imaging of water penetration into cracked steel reinforced concrete. *Physica B* 405 (2010), pp. 1866-1871



## Technisches Informationssystem für die Entwicklung textilbewehrten Betons

Christoph Butenweg<sup>1</sup>, Konstantin Meskouris<sup>2</sup>, Sylvia Meister<sup>3</sup>,  
Stephan Dreyer<sup>4</sup>, Christoph Schulte-Althoff<sup>5</sup>

**Zusammenfassung:** In der letzten Periode des Sonderforschungsbereichs 532 wurde eine benutzerfreundliche Internetplattform für den Verbundwerkstoff Textilbeton entwickelt. Die Plattform beinhaltet auf verschiedenen Ebenen umfassende Informationen über Textilbeton, die in Form eines digitalen Handbuchs aufbereitet sind. Präsentiert werden unter anderem die Möglichkeiten des Bauens mit Textilbeton, die Bauteilbemessung, die materialspezifischen Festigkeits- und Verbundeigenschaften sowie verschiedene Produktionstechnologien. Mit der neuen Internetpräsentation wird der Transfer der Forschungsergebnisse in die Baupraxis gezielt unterstützt, und der Baustoff Textilbeton wird der breiten Öffentlichkeit anschaulich näher gebracht.

**Summary:** Within the last period of the collaborative research center SFB 532 a user friendly internet platform for textile reinforced concrete was developed. The platform provides various information about textile reinforced concrete on different information levels, which are combined in a digital handbook for textile reinforced concrete. The platform presents application examples of textile reinforced concrete, design rules for different types of construction elements, material and bond characteristics, production technologies and other helpful information for the practical application of textile reinforced concrete. The internet platform will support the transfer of the research results into the building practice and demonstrate the wide range of applications with textile reinforced concrete.

---

<sup>1</sup> Dr.-Ing., Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen

<sup>4</sup> Dipl.-Math. (FH), Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen

<sup>5</sup> Dipl.-Inf., Lehrstuhl für Baustatik und Baudynamik, RWTH Aachen

## 1 Einleitung

### 1.1 Entwicklung des Technischen Informationssystems

Das Technische Informationssystem für Textilbeton (TIS-TB) war die Grundlage für die Erforschung des komplexen heterogenen Werkstoffs Textilbeton im Sonderforschungsbereich 532. Das System wurde gezielt entwickelt, um die langfristige, kooperative Materialforschung zu unterstützen. Grundlage des Systems ist eine zentrale Datenbank, in der die Ergebnisse der experimentellen und modellbasierten Untersuchungen unter Verwendung eines Produktmodells strukturiert abgelegt werden. Die kooperative institutsübergreifende Materialforschung wurde durch die Umsetzung eines Prozessmodells realisiert, mit dem die systematische Auswertung von Versuchsdaten und die Überwachung von Prozessabläufen unterstützt werden. Hierzu wurde die zentrale Datenbank mit einem Simulationstoolkit verknüpft. Das TIS-TB hat sich als Werkzeug für die Erforschung von Textilbeton etabliert und steht als flexibles System auch anderen Bereichen der Materialforschung zur Verfügung.

In der letzten Antragsphase wurde das TIS-TB um eine webbasierte Fachinformationsebene als frei zugängliche Informationsquelle für Textilbeton erweitert. In dieser werden für die breite Öffentlichkeit die Anwendungsmöglichkeiten von Textilbeton an Hand von prototypischen Anwendungen aufgezeigt, und den Architekten und Ingenieuren werden weitergehende Informationen zum Konstruieren mit Textilbeton und zur Bemessung von Bauteilen und Verbindungen zur Verfügung gestellt. Die Fachinformationsebene stellt ein digitales „Handbuch Textilbeton“ dar, in dem die maßgebenden Forschungsergebnisse komprimiert zusammengefasst sind. In allen Bereichen der Fachinformationsebene finden sich Verlinkungen, so dass Querinformationen einfach abgreifbar sind. Zudem hat der Benutzer durch den hierarchischen Aufbau immer die Möglichkeit, von allgemeinen zu detaillierten Hintergrundinformationen zu navigieren.

Das System illustriert weiterhin die Bemessung ausgewählter Bauteile und Verbindungen durch einfache Tools und Bemessungsbeispiele. Grundlage der Bemessung ist ein Materialkatalog, der aus den im Laufe des Forschungsprozesses untersuchten Materialkombinationen abgeleitet wurde. Ergänzend wurden in einem Bewehrungskatalog für verschiedene Problemstellungen anwendbare formstabile Bewehrungsstrukturen zusammengestellt, und in einem Bauteilkatalog bereits ausgeführte Bauteile zusammengestellt. Die langfristige Nutzung, Pflege und Aktualisierung des Informationssystems wird durch die aktive Beteiligung der Hersteller gesichert, denen mit dem TIS-TB eine qualitativ hochwertige Plattform für die Produktpräsentation zur Verfügung steht.

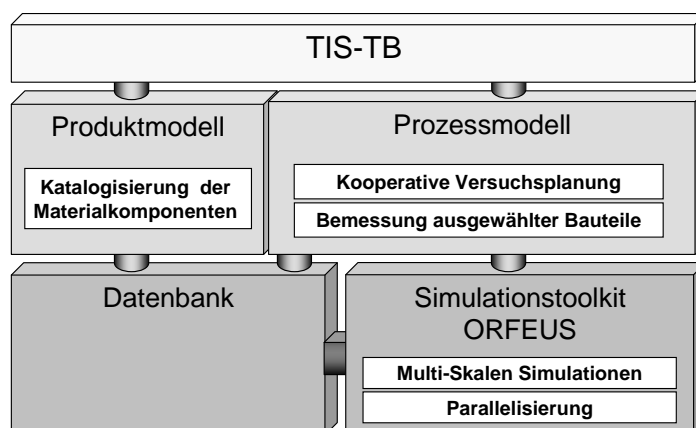
## 2 Aufbau des Technischen Informationssystems

Das Technische Informationssystem setzt sich aus einer Forschungs- und Fachinformationsebene zusammen. Die Forschungsebene ist der eigentliche Kern des Informationssystems, der die kooperative Materialforschung flexibel und effizient unterstützt. Die Fachinformationsebene präsentiert die wesentlichen Forschungsergebnisse für die Fachöffentlichkeit in einfacher und nachvollziehbarer Form auf einer Internetplattform.

### 2.1 Forschungsebene des Technischen Informationssystems

Das Technische Informationssystem (Bild 1) zur Unterstützung einer systematischen Entwicklung von Textilbeton besteht auf der Forschungsebene aus einem Produktmodell basierend auf einem zentralen Datenbanksystem. Mit Hilfe dieses Produktmodells können die experimentellen und modellbasierten Untersuchungen der einzelnen Materialkomponenten (Rovings, Garne, Textilien, Betonmischungen und polymere Beschichtungen) durchgeführt werden. Auf Grundlage dieser Untersuchungen erfolgt dann eine Katalogisierung der Materialkomponenten.

Neben dem Produktmodell existiert ein Prozessmodell, in dem die wiederkehrenden Abläufe der Materialforschung beschrieben werden. Das Prozessmodell dient der Kalibrierung von Materialmodellen, der Durchführung von Parameterstudien und Sensitivitätsanalysen sowie der Validierung von numerischen Modellen. Zur Unterstützung der rechnerischen Untersuchungen wurde das FE-Toolkit ORFEUS mit der zentralen Datenbank gekoppelt und in die Prozessmodellierung integriert. Das Prozessmodell beinhaltet weiterhin Komponenten für die gezielte Unterstützung der kooperativen Versuchsplanung und der prototypischen Bemessung ausgewählter Bauteile.



**Bild 1:** TIS-TB: Einzelkomponenten

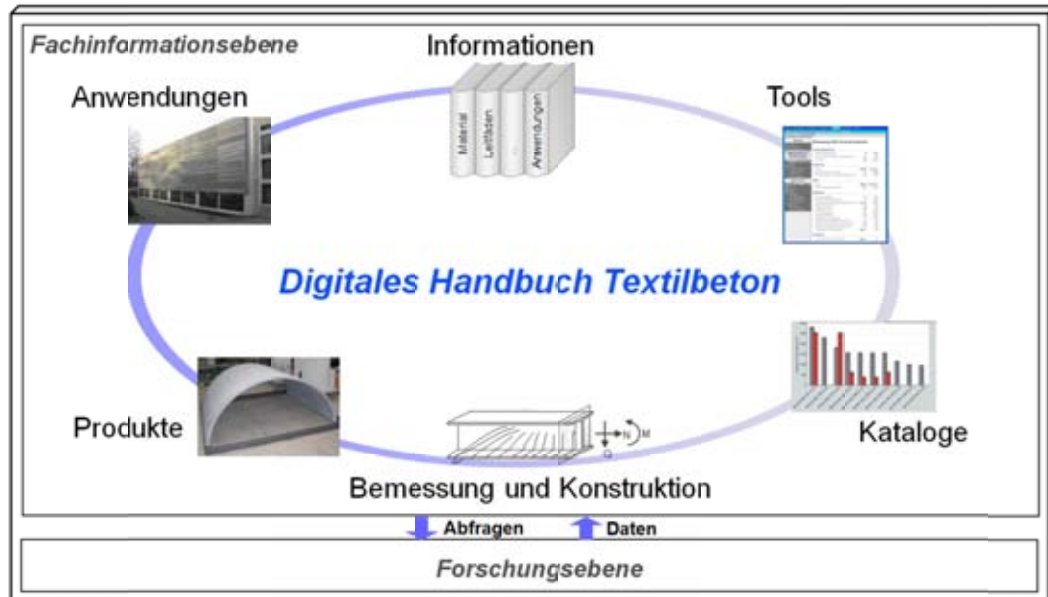
**Fig. 1:** TIS-TB: Single components

Zusätzlich ermöglichen adaptive Multi-Skalen Simulationskonzepte eine Kopplung der in den Teilprojekten auf unterschiedlichen Skalen entwickelten Simulationsmodelle. Effiziente Parameterstudien und Kalibrierungen werden durch parallele Rechenalgorithmen sichergestellt.

## 2.2 Fachinformationsebene des Technischen Informationssystems

Auf der Fachinformationsebene (Bild 2) werden der breiten Fachöffentlichkeit die Anwendungsmöglichkeiten von Textilbeton an baupraktischen Beispielen anschaulich illustriert. Weiterhin werden Architekten und Ingenieuren Hilfsmittel zur Bemessung von Bauteilen und Verbindungen zur Verfügung gestellt. Grundlage der Bemessung ist ein abgesicherter Materialkatalog, der eine Teilmenge aus den im Laufe des Forschungsprozesses archivierten Versuchsdaten darstellt. Ergänzend werden exemplarisch für verschiedene Problemstellungen textile Bewehrungsstrukturen vorgestellt. Weiterhin sind in einem Bauteilkatalog bereits ausgeführte Bauteile zusammen gestellt.

Die gesamte Fachinformationsebene ist über Verlinkungen verknüpft, so dass der aktuelle Wissensstand über Textilbeton für den Benutzer der Plattform einfach und strukturiert abgegriffen werden kann.



**Bild 2:** TIS-TB: Internetbasierte Fachinformationsebene

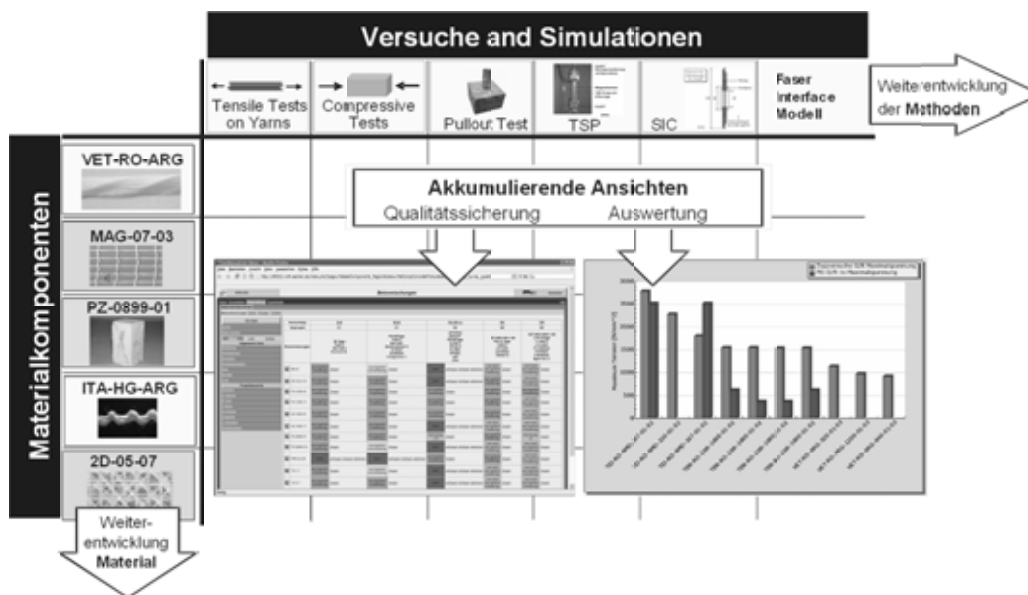
**Fig. 2:** TIS-TB: Internet-based technical platform

### 3 Exemplarische Anwendungen im TIS-TB

#### 3.1 Anwendungen auf der Forschungsebene des TIS-TB

##### 3.1.1 Produktmodell: Materialuntersuchungen

Das Produktmodell bietet Ansichtsmöglichkeiten auf die Ergebnisdaten von Versuchen und Simulationen, mit denen die wesentlichen Prozessabläufe in der Erforschung von Textilbeton überwacht und gezielt gesteuert werden können. Mit diesen Ansichten ist es möglich, für beliebige Kombinationen von Materialkomponenten und Versuchen bzw. Idealisierungen direkt auf tabellarisch oder grafisch aufbereitete Ergebnisdaten zuzugreifen (Bild 3). Hierzu wurden zahlreiche Suchmethoden mit Zugriff auf den zentralen Datenbankserver implementiert. Bild 4 zeigt eine Ansicht, in der die Ergebnisse der Zugfestigkeit am Garn der zentralen Zugtragfähigkeit am Dehnkörper tabellarisch gegenübergestellt sind.



**Bild 3:** Ansicht auf Versuchs- und Simulationsdaten

**Fig. 3:** View on experimental and simulation data

The screenshot shows the 'Datenanalyse (MC)' interface with a table of textile specimens. The table is titled 'Textille (str.)' and compares 'Z-G/R-TK' and 'Z-V' stress values. The 'Z-G/R-TK' column shows values for  $\sigma_{max}$  and the 'Z-V' column shows values for  $\sigma_{Textil}$ . Some entries are marked as '(nicht vorhanden)'. The interface includes a sidebar with navigation options and a bottom control bar for table navigation.

Textille (str.)		Z-G/R-TK		Z-V	
Link	Name	Link	$\sigma_{max}$	Link	$\sigma_{Textil}$
	MAG-06-03-B01		(nicht vorhanden)		715,56
	2D-01-05		829,88		632,54
	2D-01-05		829,88		0,00
	2D-03-05		610,53		674,51
	2D-02-05		758,37		569,59
	2D-02-06b		1028,98		626,75
	2D-04-05		996,74		431,73
	2D-06-05		(nicht vorhanden)		554,87
	2D-01-06		1143,97		746,80
	2D-05-05		(nicht vorhanden)		552,87
	2D-04-05		996,74		189,37
	2D-03-06		978,53		(nicht vorhanden)

**Bild 4:** Vergleich von maximalen Textilspannungen

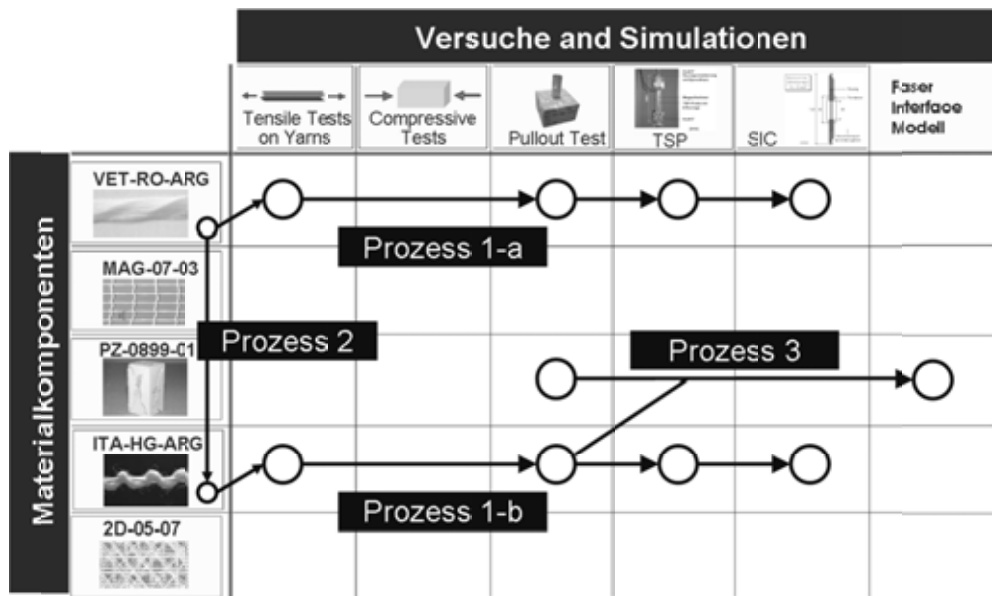
**Fig. 4:** Comparison of maximum tensile stresses

### 3.1.2 Prozessmodell: Versuche und Simulationen

Für die optimale Unterstützung der Forschungsprozesse durch das TIS-TB wurden geeignete Formalisierungskonzepte zur Erfassung der Prozesse entwickelt. Von besonderem Interesse sind in diesem Zusammenhang Prozesse, die übergreifend über Teilprojekte und über einen längeren Zeitraum verlaufen und somit ideal programmtechnisch unterstützt werden können. Ein Beispiel für einen solchen klar definierbaren, mehrmonatigen Prozess ist die Standardversuchsreihe für Textilien. Um derartige Prozesse durch das TIS-TB aktiv zu unterstützen, ihren Verlauf zu protokollieren und ihren Status übersichtlich darzustellen, wurde in Analogie zur Erweiterung des Produktmodells auch für die Prozessmodellierung ein generischer Ansatz gewählt [1]. Dazu wurde in der Bibliotheksschicht im Rahmen des Prozessmodells zusätzlich eine weitere Meta-Klasse für Prozesse definiert. Diese Meta-Klasse ist eine „Schablone“, bei der erst durch benutzerdefinierte Instanzen die konkreten Prozesse und die erforderlichen Datenstrukturen und Tabellen angelegt werden.

Die Verwendung der Schablonen führt zu einer hohen Wiederverwendbarkeit der abstrakt definierten Prozessstrukturen für verschiedene Kombinationen aus Materialkomponenten, Versuchen und Idealisierungen. Einmal definierte Schablonen können direkt für neue Aufgabenstellungen verwendet werden. Verdeutlicht wird die Prozessmodellierung am Beispiel der Modellierung eines Prozesses zur Untersuchung einer neuen Betonmischung. Für das Einfü-

gen einer neuen Betonmischung ist eine Prozesskette bestehend aus parallel und nacheinander ablaufenden Versuchen und Modellrechnungen zu definieren. Rein formal handelt es sich dabei um die Verknüpfung einer Materialkomponente mit Experimenten und Idealisierungen (Bild 5). Konkret führt das Einfügen einer neuen Betonmischung automatisch zur Planung und Durchführung der parallel ablaufenden Basisversuche zur Ermittlung der Druck-, Zug- und Biegezugfestigkeit in den dafür zuständigen Teilprojekten.

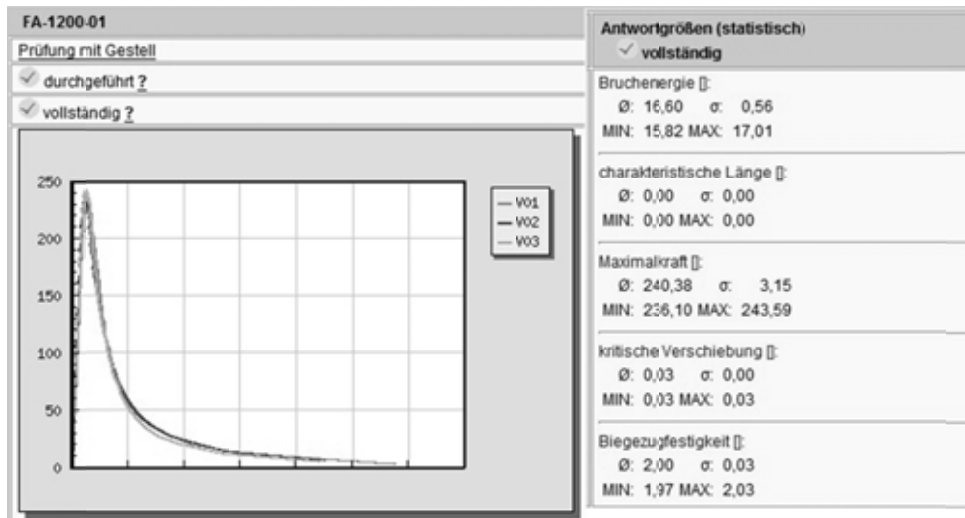


**Bild 5:** Definition von Prozessketten für Standardversuche

**Fig. 5:** Definition of processes for standardized experimental tests

Nach Durchführung der Versuche wird die Prozesskette unterbrochen bis der zuständige Bearbeiter die Ergebnisse als Rohdaten in das TIS-TB eingefügt hat. Im Anschluss werden die Versuchsdaten mit den zur Verfügung gestellten Auswertungsmethoden und Ergebnisansichten analysiert und statistisch ausgewertet, wobei für die Betonmischung die Druckfestigkeit, die Zugfestigkeit und die Biegezugfestigkeit bestimmt werden. Beispielhaft ist in Bild 5 die Auswertung für die Biegezugfestigkeit auf Basis von drei Versuchswiederholungen dargestellt.

Auf Grundlage des Bewertungsergebnisses wird die Betonmischung entweder verworfen oder in einseitigen und zweiseitigen Pullout-Versuchen weiter untersucht. Hierbei erfolgt die Informationsweitergabe an die jeweiligen Bearbeiter automatisiert durch das TIS-TB auf Grundlage des verwendeten „Beobachter-Musters“. Im Anschluss an diese Versuche erfolgt eine Unterbrechung des Prozessablaufs für eine erneute Bewertung der Versuchsergebnisse. Nach positiver Beurteilung erfolgen weitere Untersuchungen, mit denen beispielsweise die Dauerhaftigkeit unter verschiedenen Umweltbedingungen beurteilt wird.

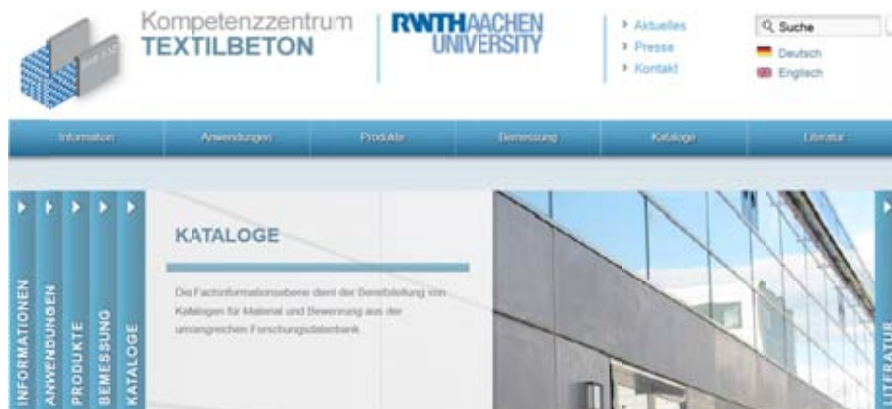


**Bild 6:** Schablone zur Auswertung der Biegezugfestigkeit

**Fig. 6:** Template for the evaluation of the bending tensile strength

### 3.2 Anwendungen auf der Fachinformationsebene

Die Fachinformationsebene gliedert sich in die Bereiche *Information*, *Anwendungen*, *Produkte*, *Bemessung*, *Kataloge* und *Literatur*. Innerhalb dieser Bereiche wird der Werkstoff Textilbeton mit zunehmender Informationsdichte mit einem hierarchischen Datenkonzept vorgestellt. Exemplarisch werden im Folgenden Inhalte aus den Bereichen *Information* und *Anwendungen* vorgestellt, um den prinzipiellen Aufbau und die Zielsetzung der Plattform zu illustrieren. Bild 7 zeigt die Startseite der Internetplattform, die unter der Adresse [www.textilbeton-aachen.de](http://www.textilbeton-aachen.de) [2] erreichbar ist. Die weitere Wartung und Pflege wird zukünftig über das geschaffene Kompetenzzentrum Textilbeton gewährleistet.



**Bild 7:** Struktureller Aufbau der Fachinformationsebene

**Fig. 7:** Composition of the technical information platform

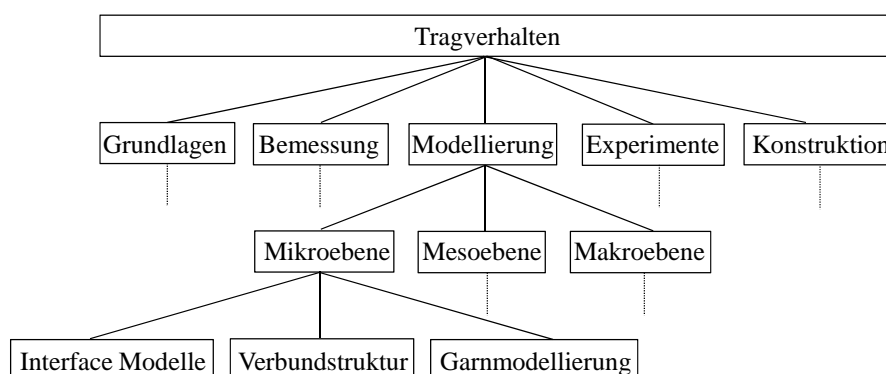


### 3.2.1 Menüeintrag Information

In dem Bereich Information findet sich auf der Internetplattform eine allgemeine Einführung in den Verbundwerkstoff Textilbeton. Diese ist so aufbereitet, dass interessierte Benutzer ohne theoretischen technischen Hintergrund die Vorteile von Textilbeton an einfachen Beispielen nachvollziehen können. Neben der allgemeinen Einführung gliedert sich der Bereich Information in folgende Menüpunkte:

- Textilien
- Beton
- Verbund
- Tragverhalten
- Verbindungen
- Dauerhaftigkeit
- Brandverhalten
- Herstellverfahren

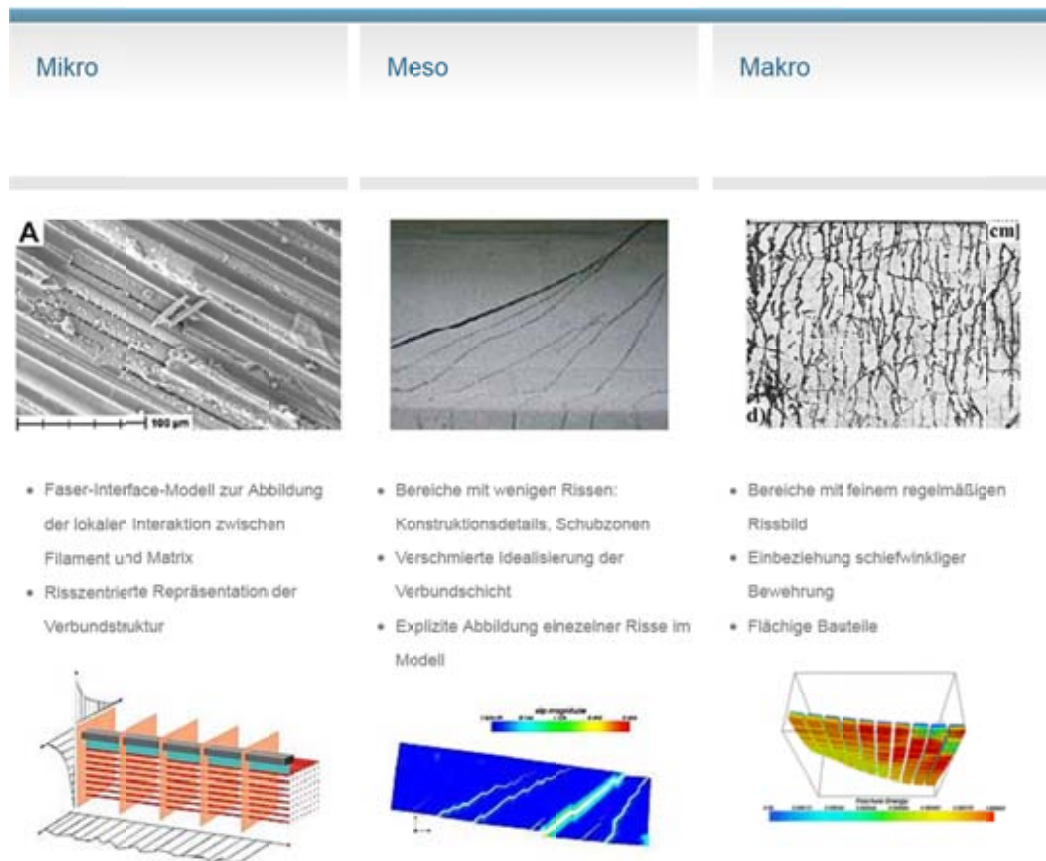
Zu den aufgeführten Menüpunkten beinhaltet die Plattform umfangreiche Fachinformationen, die hierarchisch aufbereitet sind. Beispielhaft wird das Konzept am Beispiel des Menüpunktes Tragverhalten vorgestellt. Der Menüeintrag Tragverhalten ist entsprechend des in Bild 8 dargestellten Diagramms gegliedert. Zunächst erfolgt auf der ersten Unterebene eine Unterteilung hinsichtlich übergeordneter Aspekte, die das Tragverhalten grundsätzlich beschreiben. Hierzu gehören unter anderem Experimente und die Aspekte der numerischen Modellierung. Die Modellierung selbst wird dann nochmals unterteilt in Simulationsmodelle auf der Mikro-, Meso- und Makroebene. Auf der untersten Ebene sind schließlich die Detailinformationen zu den Modellen auf den verschiedenen Skalen angeordnet.



**Bild 8:** Gliederung des Menüpunktes Tragverhalten

**Fig. 8:** Structuring of the menu item structural behaviour

Die Gestaltung der Unterebene mit der Auswahl zwischen der Mikro-, Meso- und Makroebene zeigt Bild 9. Auf der Auswahlebene findet sich zu jedem der weitergehenden Bereiche eine Kurzbeschreibung mit bildhafter Darstellung. Dies ermöglicht eine gezielte weitere Navigation auf die nächsten Ebenen.

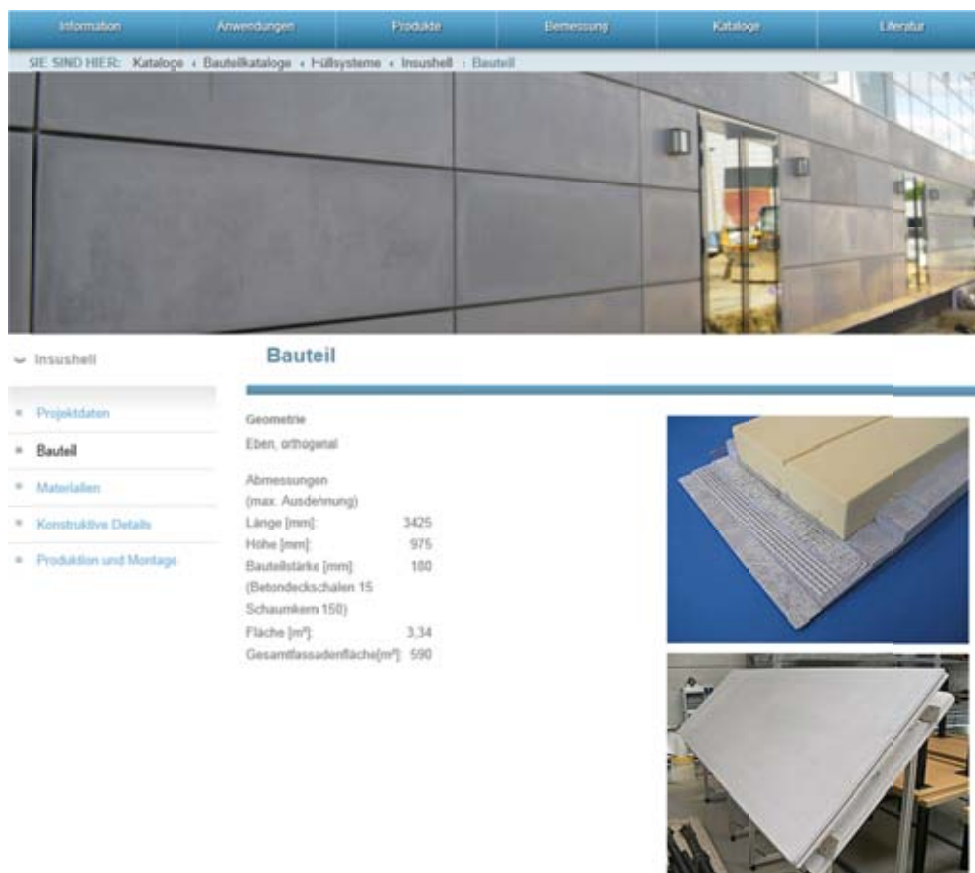


**Bild 9:** Auswahl zwischen Mikro-, Meso- und Makroebene

**Fig. 9:** Selection between micro-, meso- and macro level

### 3.2.2 Menüeintrag Anwendungen

Der im Fachinformationssystem zur Verfügung gestellte Menüeintrag Anwendungen dient als Informationsquelle über die Möglichkeiten für den Einsatz von Textilbeton. Konkret wird hier ein einfach verständlicher Überblick über das Bauen und Konstruieren mit Textilbeton gegeben, der an Hand von prototypischen Anwendungen demonstriert wird. Beispielhaft zeigt Bild 10 die Anwendung von Textilbeton am Beispiel der Sandwichkonstruktion Insushell. Zu jeder Anwendung sind technische Details und Informationen zur Materialauswahl angegeben.



**Bild 10:** Textilbetonanwendung: Insushell

**Fig. 10:** Application of textile reinforced concrete: Insushell

#### 4 Ausblick

Das entwickelte TIS-TB stellt ein effizientes Werkzeug für die kooperative Materialforschung dar. Mit der neu geschaffenen Fachinformationsebene in Form einer allgemein zugänglichen Internetplattform wird der Transfer der Forschungsergebnisse über den Verbundwerkstoff Textilbeton in die Baupraxis unterstützt.

Zukünftig soll die Internetplattform durch das neu geschaffene Kompetenzzentrum Textilbeton mit der aktiven Beteiligung von Herstellern weitergeführt werden, denen mit dem TIS-TB eine qualitativ hochwertige Plattform zur Produktpräsentation zur Verfügung steht.

## 5 Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 532 “Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“.

## 6 Literatur

- [1] PEIFFER, F., CHUDOBA, R.: Formalisation and Implementation of Collaborative Material Research Process, *Advances in Engineering Software*, 39(2), (2007), p. 107–120
- [2] SFB 532/KOMPETENZZENTRUM TEXTILBETON: [www.textilbeton-aachen.de](http://www.textilbeton-aachen.de), 2011

## Textilbeton: Tragverhalten – Bemessung – Sicherheit

Josef Hegger<sup>1</sup>, Norbert Will<sup>2</sup>, Maike Schneider<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Für die Anwendung des Verbundwerkstoffes „Textilbewehrter Beton“ sind die numerischen und experimentellen Grundlagenerkenntnisse zum Tragverhalten von Bauteilen in für die Baupraxis geeignete Nachweismodelle und Konstruktionsregeln zu überführen. Die aus dem Stahlbetonbau bekannten Ansätze müssen wegen der abweichenden Material- und Verbundeigenschaften für textilbewehrte Betonbauteile angepasst werden. Im Beitrag werden die grundlegenden Tragmechanismen textilbewehrter Elemente unter Zug-, Biege- und Querkraftbeanspruchung sowie punktförmiger Zugbeanspruchung beschrieben und die aus den Untersuchungsergebnissen abgeleiteten Nachweismodelle vorgestellt. Darauf aufbauend werden Sicherheitsbeiwerte für die textile Bewehrung ermittelt und die Berechnungsmodelle in ein Sicherheitskonzept eingebunden. Als einheitlicher Teilsicherheitsbeiwert für Textilbeton wird  $\gamma_{tex} = 1,5$  vorgeschlagen.

**Summary:** For the application of the composite material Textile Reinforced Concrete (TRC) the numerical and experimental knowledge of the load bearing behaviour of construction elements has to be transferred into design models and construction rules applicable for the practice. Due to differences in the material and bond properties the design approach known for steel reinforced concrete has to be adjusted for textile reinforced concrete construction parts. In this paper the basic load-bearing mechanisms of textile reinforced concrete under tension, bending and shear loading as well as under concentrated tensile loading are described and empirically derived design models are presented. Based on the experimental results safety factors for the textile reinforcements are determined and the design models are integrated into an overall safety concept. A partial safety factor for textile reinforced concrete of  $\gamma_{tex} = 1,5$  is recommended.

---

<sup>1</sup> Prof. Dr.-Ing., Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen University

<sup>2</sup> Dr.-Ing., Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen University

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen University

## 1 Einleitung

### 1.1 Allgemeines

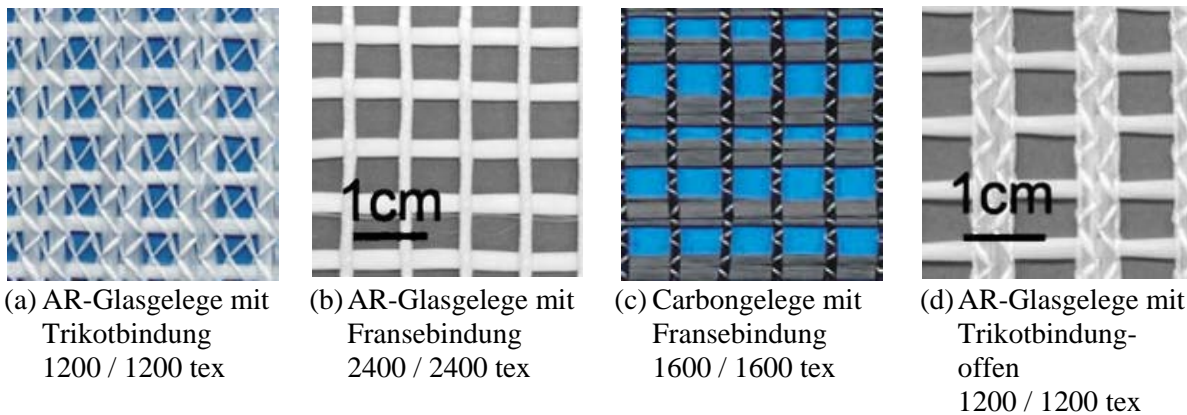
Der innovative Verbundwerkstoff textilbewehrter Beton (kurz: Textilbeton) erschließt neue Anwendungsgebiete im Betonbau. Durch die Verwendung nicht-korrozierender technischer Textilien aus alkaliresistentem Glas oder Carbon können die Betondeckungen minimiert und extrem schlanke Betonbauteile realisiert werden. Die Herstellung dauerhaft gebrauchstauglicher Bauteile aus textilbewehrtem Beton erfordert Bemessungs- und Konstruktionsregeln, die das Tragverhalten des Baustoffes wirklichkeitsnah wiedergeben. Somit sind konsistente Bemessungsmodelle und Konstruktionsregeln für Textilbetonbauteile unter Berücksichtigung verschiedener Materialeigenschaften, Belastungszustände, Herstellungsmethoden (Produktionsverfahren / Bewehrungstechnik), Betriebsbeanspruchungen sowie sicherheitstheoretischer Aspekte bereitzustellen.

Das Tragverhalten textilbewehrter Bauteile wird maßgeblich von den Eigenschaften der textilen Bewehrung bestimmt, deren Multifilamentgarne andere Material- und Verbundeigenschaften als Betonstähle aufweisen. Deshalb kann das Tragverhalten von Textilbeton nicht mit den aus dem Stahlbetonbau bekannten Modellen beschrieben werden. Aufgrund der inhomogenen Querschnitte der Rovings und der daraus resultierenden ungleichmäßigen Spannungsverteilung kann die theoretische Bruchkraft eines Garnes nicht ohne zusätzliche Anpassung als Produkt aus Filamentfestigkeit und Rovingfläche berechnet werden.

Zur systematischen Untersuchung des Tragverhaltens von textilbewehrtem Beton wurden im SFB 532 an der RWTH Aachen das Tragverhalten und die Tragfähigkeit in Bauteilversuchen untersucht. Nachfolgend werden die wesentlichen Ergebnisse dargestellt, die Mechanismen des Tragverhaltens beschrieben und empirisch abgeleitete Berechnungsmodelle vorgestellt. Wegen der Streuungen der Materialkennwerte werden zur Berücksichtigung der Modellunsicherheiten in den Ingenieurmodellen Teilsicherheitsbeiwerte zur Einbindung der Berechnungsmodelle in ein Sicherheitskonzept hergeleitet.

### 1.2 Materialien

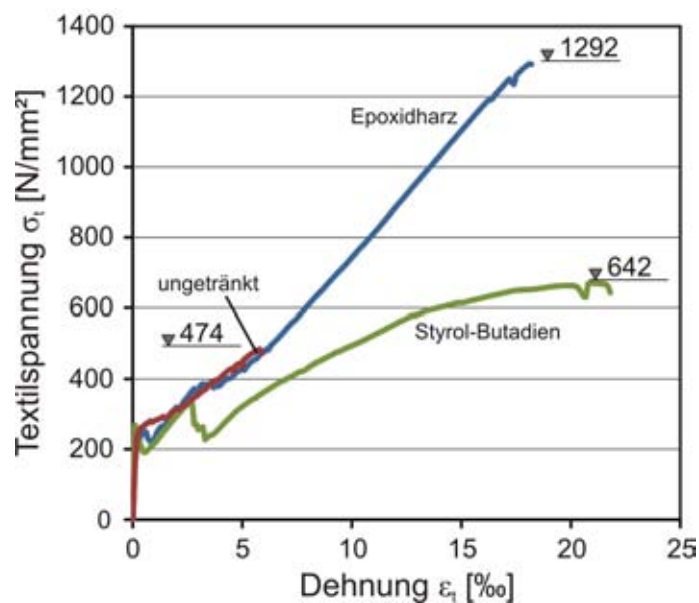
Als Beispiele für die verwendeten textilen Bewehrungen zeigt Bild 1 zweidimensionale Gelege aus AR-Glas oder Carbon. Die textile Bindung beeinflusst über die Verbundeigenschaften und Verschiebefestigkeiten der Rovings sowohl die Tragfähigkeit als auch die Verarbeitbarkeit. Die Trikotbindung (Bild 1a) erzeugt einen deutlich weniger komprimierten Rovingquerschnitt als die Fransebindung (Bild 1b+c). Deshalb werden Gelege mit Trikotbindung aufgrund der besseren Matrixpenetration besser ausgenutzt als vergleichbare Gelege mit Fransebindung, haben aber eine geringere Strukturstabilität.



**Bild 1:** Auswahl untersuchter Textiler Bewehrungen

**Fig. 1:** Different types of textile reinforcement

Der Einsatz ungetränkter Textilien als Bewehrung bietet sich wegen der besseren Verformungsfähigkeit u. a. für gekrümmte flächige Schalentragwerke an. Werden die Textilien in einem weiteren Arbeitsschritt mit Tränkungssystemen (z. B. Styrol-Butadien oder Epoxidharz) getränkt, lassen sich die Bruchspannungen der Textilien und damit deren Effektivität erheblich steigern. Exemplarisch zeigt Bild 2 Spannungs-Dehnungslinien von ungetränktem AR-Glas im Vergleich zu getränkten Textilien mit Styrol-Butadien und Epoxidharz.



**Bild 2:** Vergleich der Textilspannungen für unterschiedliche Tränkungsmaterialien (AR-Glas 2400 tex, Textilspannungen am Verbundkörper ermittelt) aus [1]

**Fig. 2:** Comparison of different impregnations (AR-glass 2400 tex, textile stresses determined at composite section) in [1]

Mit einer Epoxidharztränkung wurde eine Verdreifachung der Bruchspannungen erreicht. Neben den besseren Trageigenschaften lassen sich getränkte Textilien einfacher im Fertigteilwerk handhaben, sind robuster beim Bewehrungseinbau und formstabiler beim Betonieren. Weiterhin können damit Formbewehrungen z.B. für Plattenbalken hergestellt werden.

Die geometrischen Eigenschaften der textilen Bewehrungsstrukturen erfordern besondere rheologische Beschaffenheit und spezielle Größtkorndurchmesser des Betons, um die Bewehrung durchdringen zu können. Daher wurden im SFB 532 auf den textilbewehrten Beton ausgerichtete Betonmischungen entwickelt [3]. Die für die Bemessung erforderliche Spannungsdehnungslinie des Feinbetons kann mit dem Ansatz nach DIN 1045-1 [4] unter Berücksichtigung der experimentell ermittelten Bruchdehnungen zutreffend beschrieben werden. Für bereits realisierte Praxisanwendungen wurden auch Betone mit einem Größtkorn bis zu 8 mm mit entsprechend angepassten Textilien eingesetzt [1], [5].

## **2 Tragverhalten und Ingenieurmodelle**

### **2.1 Allgemeines**

Die Trag- und Verbundeigenschaften textiler Bewehrungen im Verbundquerschnitt wurden in axialen Dehnkörperversuchen unter statischer und dynamischer Last [6], [7] ermittelt. Nach den vorliegenden Ergebnissen wird das Tragverhalten des Verbundbauteiles im Wesentlichen vom Fasermaterial, der textilen Bindung, einer textilen Tränkung, der Garnorientierung zur Krafrichtung, dem Auftreten von Querspannungen und der Herstelltechnik beeinflusst. Die untersuchten Parameter, z.B. die Textilstruktur und Orientierung der Bewehrung zur Krafrichtung, gehen in die empirischen Beiwerte der Bemessungsgleichungen ein und werden in [7] detailliert beschrieben. Die ungleichmäßige Aktivierung einzelner Filamente im Garnquerschnitt, die aus der Heterogenität der Garn- und Verbundstruktur resultiert [8], wird ebenfalls durch empirische Beiwerte erfasst. Insbesondere das ungleichmäßige Eindringen der Matrix in das Garn und die Welligkeit einzelner Filamente führen zu einem reißverschlussartigem Versagen im Riss. Im Vergleich mit der reinen Filamentfestigkeit ergibt sich somit ein deutlich niedrigeres Spannungsniveau [9]. Zusätzlich sind bei der Bemessung von Textilien aus AR-Glasfasern Festigkeitsverluste aufgrund der Alkalität des Betons zu berücksichtigen.

### **2.2 Zugbeanspruchung**

Im Bruchzustand wird die Tragfähigkeit des textilbewehrten Elements nur von der Zugtragfähigkeit der Bewehrung bestimmt. Rissüberbrückende Zugspannungen im Beton können



aufgrund der beobachteten Rissbreiten ausgeschlossen werden. Die Zugtragfähigkeit  $F_t$  des Verbundquerschnitts wird nach Gleichung (1) ermittelt:

$$F_t = A_t \cdot f_{fil} \cdot k_1 \cdot k_{0,\alpha} \cdot k_2 \quad (1)$$

mit  $A_t$  Querschnittsfläche der Bewehrung [mm<sup>2</sup>]

$f_{fil}$  Filamentzugfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>]

$$k_1 \text{ Effektivitätsfaktor nach Tabelle 1: } k_1 = \frac{\sigma_{tex,max}}{f_{fil}} \quad [-] \quad (2)$$

$$k_{0,\alpha} \text{ Beiwert für schiefwinklige Beanspruchung: } k_{0,\alpha} = 1 - \frac{\alpha}{90} \quad [-] \quad (3)$$

$\alpha$  Winkel zwischen Kraft- und Kettfadenrichtung

$k_2$  Beiwert für zweiaxiale Beanspruchung [-]

$$k_2 = \begin{cases} 0,74 & \text{bei Querzug} \\ 1,0 & \text{bei Querdruck} \end{cases}$$

$\sigma_{tex,max}$  Textilbruchspannung im Beton [N/mm<sup>2</sup>].

Als Bezugsgröße für die Effektivität  $k_1$  der textilen Bewehrung wird die Filamentzugfestigkeit  $f_{fil}$  eingesetzt. Der Beiwert  $k_1$  ergibt sich nach Gleichung (2) als Verhältnis der Textilbruchspannung  $\sigma_{tex,max}$  im Beton zur Filamentzugfestigkeit  $f_{fil}$  und ist für eine Vielzahl unterschiedlicher Gelege in Tabelle 1 angegeben.

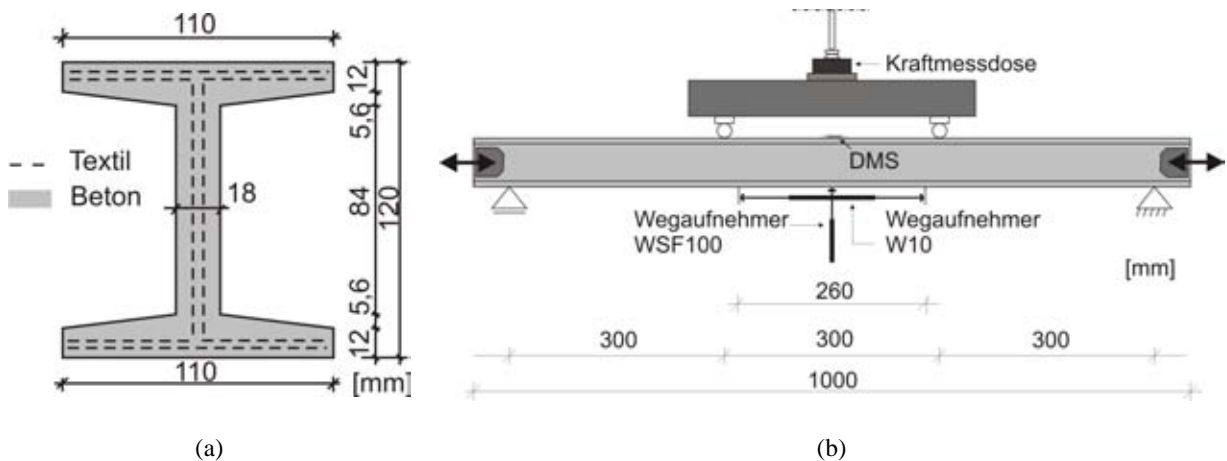
**Tabelle 1:** Effektivität  $k_1$  für die Kettrichtung verschiedener Gelege (Herstellverfahren: Gießen)

**Table 1:** Efficiency factor  $k_1$  for the warp threads of the textile reinforcement (fabrication method: pouring of the concrete)

Fasermaterial	Rovingtiter	Bindung	Stichlänge [mm]	$k_{1,Kett}$ [-]
AR-Glas	1200 tex	Trikot	2,1	0,29
			4,2	0,32
			6,3	0,31
		Franse	2,1	0,22
			4,2	0,26
			6,3	0,27
	2400 tex	Trikot	2,1	-
			4,2	0,26
			6,3	0,30
		Franse	2,1	0,24
			4,2	0,22
			3100 tex	Franse
Carbon	1600 tex	Trikot	6,3	0,19
		Franse	2,1	0,23
	1650 tex	Franse mit Teilschuss	-	0,15

### 2.3 Biegebeanspruchung

Das Tragverhalten unter Biegebeanspruchung wurde in Vier-Punkt-Biegeversuchen mit Doppel-T-Profil untersucht (siehe Bild 3).



**Bild 3:** Querschnitt der I-Profil-Balken (a); Aufbau der Biegeversuche (b)

**Fig. 3:** Cross-section of I-beam (a); test-set-up of bending tests (b)

Bei Carbon- und Glasgelegen mit Trikotbindung wurde wegen der Bauteilbiegung eine höhere Ausnutzung der textilen Bewehrung als bei axialer Beanspruchung in Dehnkörperversuchen ermittelt. In der Berechnung des Biegetragverhaltens wird dies mit dem Faktor  $k_{fl}$  nach Gleichung (4) erfasst.

$$k_{fl} = \frac{\sigma_{tex,max,fl}}{\sigma_{tex,max}} \quad (4)$$

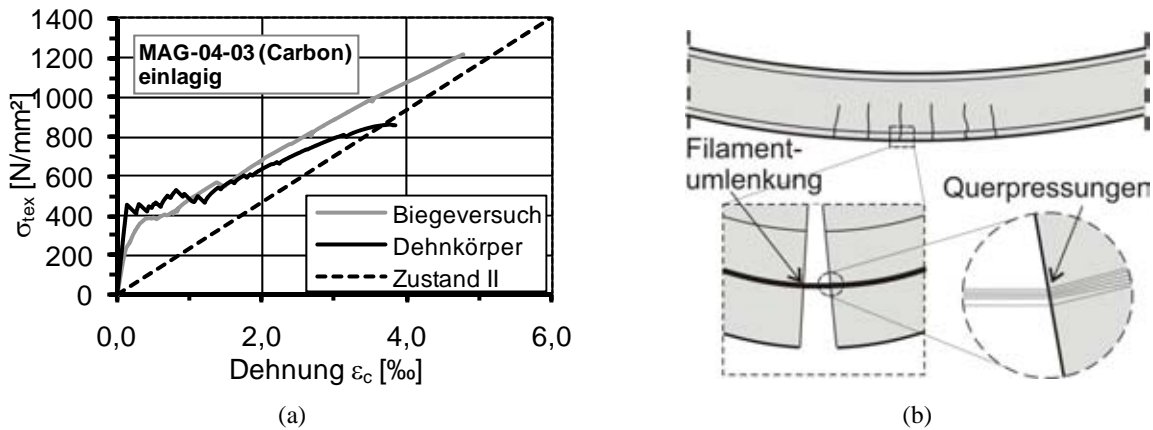
mit  $\sigma_{tex,max,fl}$  Textilbruchspannung im Biegeversuch

$\sigma_{tex,max}$  Textilbruchspannung im Dehnkörperversuch

Neben der höheren Bruchspannung wurde beim Biegeversuch im Zustand II auch ein steiferes Tragverhalten als im Dehnkörperversuch festgestellt (Bild 4a).

Beide Effekte sind auf die größeren Verbundspannungen zwischen den inneren Filamenten aufgrund der Bauteilkrümmung zurückzuführen (Bild 4b). Die damit verbundenen Querpressungen verbessern die Verbundkraftübertragung zwischen den inneren Filamenten, so dass sich diese mehr an der Aufnahme der Zugkraft beteiligen; die Bewehrung wird besser ausgenutzt. Nach [7] ist bei den im Bauteil auftretenden Krümmungen auch keine signifikante Schädigung durch die auftretende Filamentumlenkung der textilen Bewehrung zu erwarten. Die mit steigendem Bewehrungsgrad zunehmende Bauteil-Bruchdehnung verursacht eine

größere Dehnung der inneren Filamente und damit ebenfalls in eine bessere Aktivierung der Bewehrung.



**Bild 4:** Textilspannungs-Dehnungsverläufe im Dehnkörper- und Biegeversuch (a); Filamentumlenkung an den Risskanten (b)

**Fig. 4:** Textile stress-strain-diagrams (bending and tensile tests) (a); direction change of the filaments at the crack edges (b)

Das für das Biegetragverhalten angenommene Ingenieurmodell basiert auf dem Stahlbetonbau. Die Biegetragfähigkeit wird somit durch die Zugtragfähigkeit der Bewehrung  $F_t$ , die Tragfähigkeit der Betondruckzone, den inneren Hebelarm  $z$  sowie dem zuvor beschriebenen Einfluss  $k_{fl}$  aus der Bauteilbiegung bestimmt. Für die Biegetragfähigkeit  $M_u$  textilbewehrter Elemente ergibt sich damit:

$$M_u = F_t \cdot k_{fl} \cdot z \quad (5)$$

mit  $F_t$  Zugtragfähigkeit nach Gleichung (1)

$k_{fl}$  Beiwert für Biegebeanspruchung und Bewehrungsgrad in Abhängigkeit des Fasermaterials und des textilen Bindungstyps:

AR-Glas:  $k_{fl} = 1,0$  (Fransebindung)

$k_{fl} = 1,0 + 0,11 \cdot \rho_{geom}$  (Trikotbindung)

Carbon:  $k_{fl} = 1,0 + 0,35 \cdot \rho_{geom}$  (Fransebindung)

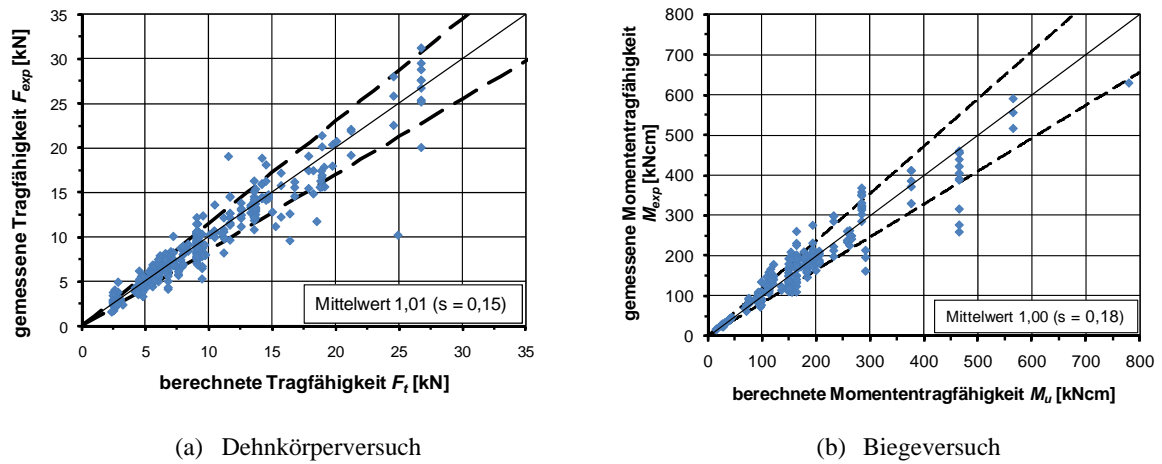
$k_{fl} = 1,0 + 0,99 \cdot \rho_{geom}$  (Fransebindung mit Teilschuss)

$\rho_{geom}$  geometrischer Längsbewehrungsgrad in [%]

$z$  innerer Hebelarm

Der innere Hebelarm  $z$  ergibt sich aus der Iteration der Dehnungsebene. Als Materialgesetz für den Beton wird nach [3] das Parabel-Rechteckdiagramm nach DIN 1045-1 angenommen,

wobei die größeren Dehnungswerte des Feinbetons zu berücksichtigen sind. Das linear-elastische Spannungs-Dehnungsverhalten der textilen Bewehrung wird mit dem Elastizitätsmodul und der Zugfestigkeit nach Herstellerangabe beschrieben. Die Gegenüberstellung der im Versuch erreichten Zug- und Biegetragfähigkeiten mit den berechneten Werten nach Gleichung (1) bzw. Gleichung (5) und die daraus ermittelten Mittelwerte und Standardabweichungen zeigt Bild 5.

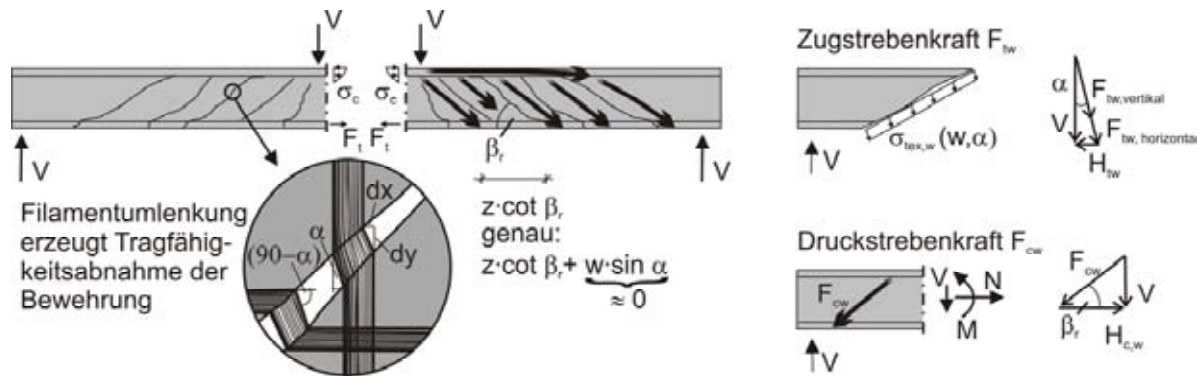


**Bild 5:** Vergleich experimenteller und rechnerischer Tragfähigkeit

**Fig. 5:** Comparison of experimental and calculated load-bearing capacity

### 2.4 Querkraftbeanspruchung

Die Tragmodelle der Querkrafttragfähigkeit für Bauteile mit und ohne Querkraftbewehrung sind in [7] beschrieben (Bild 6).



**Bild 6:** Tragmechanismen des Fachwerkmodells

**Fig. 6:** Load-bearing behaviour with strut-and-tie model

Für Bauteile ohne Querkraftbewehrung stellt der Lastabtrag über die ungerissene Druckzone den maßgebenden Tragmechanismus dar und im Bruchzustand ist aufgrund der vollständigen Separation der Rissufer keine Rissreibung vorhanden. In Bauteilen mit Querkraftbewehrung treten neben der Fachwerktragwirkung weitere Tragmechanismen auf, deren Einfluss mit zunehmendem Querkraftbewehrungsgrad abnimmt. Dabei beteiligt sich neben der lotrechten und schräg geneigten Stegbewehrung auch die Steglängsbewehrung aufgrund der Umlenkung an den Risskanten an der Querkrafttragfähigkeit (Bild 6).

Die Querkrafttragfähigkeit ergibt sich als Summe aus Betontraganteil  $V_c$  und Fachwerktraganteil  $V_f$ . Da die Druckstrebentragfähigkeit textilbewehrter Bauteile durch die Gefügeschädigung des Betons infolge der geringeren Rissabstände und zusätzlicher Querkraftspannungen aus den Kraftumlenkungen um die weiche textile Stegbewehrung abnimmt, ist für querkraftbewehrte Bauteile das Steifigkeitsverhältnis zwischen Betontraganteil und Fachwerktraganteil analog zum Modell von Goertz [11] mit dem Beiwert  $\kappa_f$  nach Gleichung (7) zu erfassen.

$$V = V_F + \kappa_f \cdot V_c \quad (6)$$

mit  $V_F$  Fachwerktraganteil

$$\kappa_f \quad \text{Steifigkeitsbeiwert des Betontraganteils: } \kappa_f = 1 - 17 \cdot \omega_E \geq 0 \quad (7)$$

$$\omega_E \quad \text{steifigkeitsbezogener Querkraftbewehrungsgrad: } \omega_E = \frac{a_{tw} \cdot E_{fil}}{b_{s,eff} \cdot E_c}$$

$$a_{tw} \quad \text{Stegbewehrung; bei biaxialen Textilien: } a_{tw} = a_{tw,0^\circ} + a_{tw,90^\circ}$$

Das abgeleitete Ingenieurmodell basiert auf dem Vorgehen nach DIN 1045-1 [4]. Der Betontraganteil kann durch die empirisch ermittelte Querkrafttragfähigkeit des Bauteils ohne Querkraftbewehrung nach Gleichung (8) angesetzt werden:

$$V_c = 0,117 \cdot \beta \cdot \eta_1 \cdot \kappa \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot \frac{\sigma_{tex}}{f_{yk}} \cdot f_{cm})^{1/3} \cdot b_{s,eff} \cdot d \quad (8)$$

$$\text{mit } \beta = \frac{3,42}{a/d} > 1,0 \quad \text{Faktor für Sprengwerktragwirkung}$$

$$\eta_1 = 1,0 \quad \text{Tragfähigkeitsbeiwert}$$

$$\kappa = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0 \quad \text{Maßstabsfaktor}$$

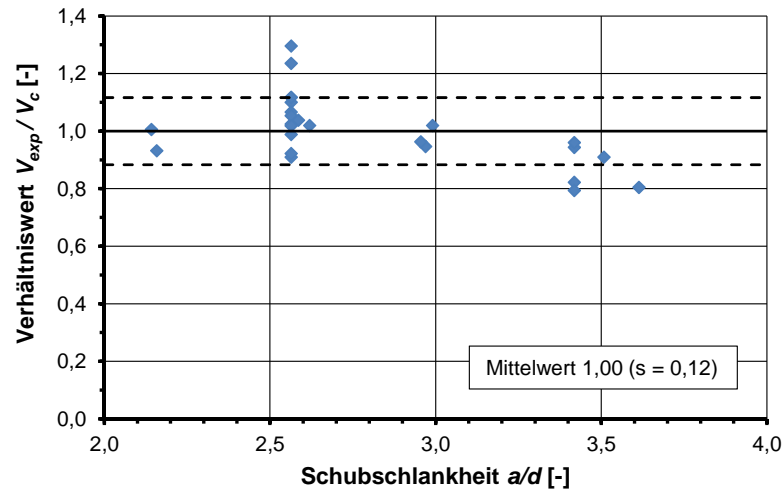
$$\rho_l = \frac{A_l}{b_w \cdot d} \quad \text{Längsbewehrungsgrad}$$

$$\sigma_{tex} = f_{fil, Kett} \cdot k_{1, Kett} \cdot k_{0, \alpha} \quad \text{Textilspannung der Längsbewehrung}$$

$$f_{yk} \quad \text{Zugfestigkeit des Betonstahls an der Streckgrenze (500 N/mm}^2\text{)}$$

$f_{cm}$	mittlere Betondruckfestigkeit
$b_{s,eff}$	wirksame Stegbreite
$a$	Auflagerabstand
$d$	statische Nutzhöhe
$A_t$	Querschnittsfläche der Biegebewehrung
$z$	innerer Hebelarm

Den Vergleich der im Versuch erreichten Querkrafttragfähigkeiten mit den berechneten Werten nach Gleichung (6) bis (8) in Abhängigkeit von der Schubslankheit  $a/d$  zeigt Bild 7.



**Bild 7:** Vergleich experimentelle zu rechnerische Querkrafttragfähigkeit (ohne Querkraftbewehrung)

**Fig. 7:** Comparison of experimental and calculated shear-capacity without shear reinforcement

Der Fachwerktraganteil  $V_F$  ergibt sich bei einer orthogonalen Querkraftbewehrung als Minimum der Zug- und Druckstreben­tragfähigkeit nach Gleichung (9):

$$V_F = \min \left\{ \begin{array}{l} (a_{tw,0^\circ} \cdot f_{t,res} + a_{tw,90^\circ} \cdot f_{t,res}) \cdot z \cdot \cot \beta_r \cdot \cos \alpha \\ \alpha_c \cdot f_{cm} \cdot b_{w,red} \cdot z / (\cot \beta_r + \tan \beta_r) \end{array} \right. \quad (9)$$

mit  $a_{tw,0^\circ}$  Querschnittsfläche der vertikal verlaufenden Querkraftbewehrung  
 $a_{tw,90^\circ}$  Querschnittsfläche der horizontal verlaufenden Querkraftbewehrung  
 $f_{t,res} = k_1 \cdot k_{0,\alpha} \cdot f_{fil}$   
 $\alpha$  Umlenkwinkel der vertikalen Querkraftbewehrung  
 $\beta_r$  Schub­riss­winkel:

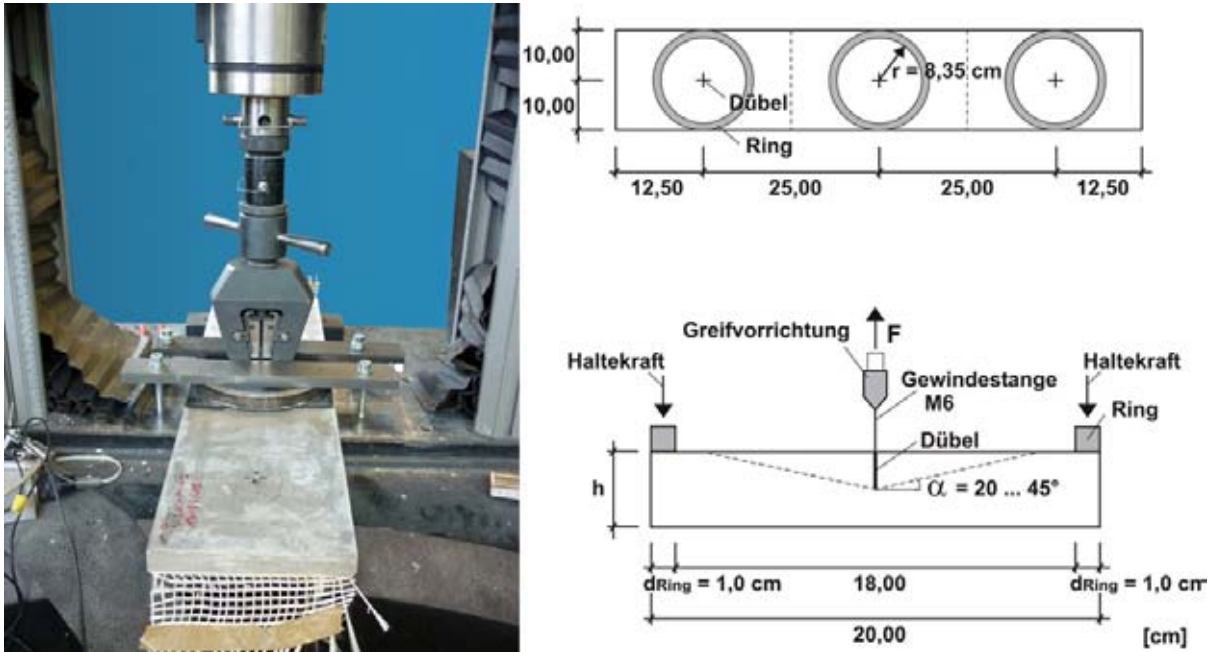
$$\cot \beta_r = 1,1 - 0,55 \cdot \frac{\sigma_x}{f_{cm}} \leq \begin{cases} 2,15 \\ a/d \end{cases}$$

$\sigma_x$  Betonspannung in Bauteillängsrichtung  
 $f_{cm}$  Mittlere Betonzugfestigkeit

$\alpha_c$  Abminderungsbeiwert für Druckstreben­tragfähigkeit:  $\alpha_c = 0,297$

## 2.5 Punktförmige Zugbeanspruchung

Das Tragverhalten unter punktförmiger Zugbeanspruchung wurde in Versuchen an plattenartigen Bauteilen bei Variation der textilen Bewehrung untersucht. Die Lasteinleitung erfolgte mit Hinterschnittankern. Die Rückverankerung der Zugkraft in die Prüfmaschine wurde mit einem Haltering sichergestellt. Das Tragmodell und den Versuchsaufbau zeigt Bild 8.



**Bild 8:** Versuchsaufbau der Ausziehversuche

**Fig. 8:** Test-set-up of the tests under concentrated tensile loading

Die Bewehrungsmenge beeinflusst entscheidend das Tragverhalten. Mit abnehmender Bauteilhöhe nimmt die Tragfähigkeit wegen der damit verbundenen geringeren Plattensteifigkeit und anwachsenden Biegebeanspruchung ab.

Grundlage des abgeleiteten Ingenieurmodells ist das Concrete Capacity Verfahren (CC-Verfahrens) nach [10]. Danach wird die Tragfähigkeit auf die Betonausbruchlast eines störungsfreien Betonausbruchs bezogen. Auf Basis der Untersuchungsergebnisse kann die Tragfähigkeit textilbewehrter Bauteile unter punktförmiger Zugbeanspruchung wie folgt bestimmt werden:

$$F_{Zug,max,c} = 0,012 \cdot k_{\rho} \cdot k_{\alpha} \cdot k_{\nu} \cdot f_{cm}^{2/3} \cdot h_{cf}^{1,7} \quad [\text{kN}] \quad (10)$$

mit:  $F_{Zug,max,c}$  charakteristischer Wert der Betonausbruchlast

$k_\rho$	Faktor zur Erfassung des Bewehrungsgehaltes: $k_\rho = 1 + 0,0034 \cdot \rho$
$\rho$	volumenbezogener Bewehrungsgrad [g/(m <sup>2</sup> *mm)]
	$\rho = \frac{m_A \cdot n_{Lagen}}{h_{ef}}$ ; $m_A$ : Flächengewicht [g/m <sup>2</sup> ]
	$\rho \geq 8 \cdot (f_{ctm}^{[N/mm^2]})^{2/3}$ Mindestbewehrung nach [14]
$k_a$	Faktor zur Berücksichtigung des Winkels zwischen textiler Bewehrung und Hauptzugspannungsrichtung nach [14] [-]
	$k_a = 1,0$ für biaxiale Gelege
	$k_a = 1,1$ für multiaxiale Gelege
$k_v$	Faktor zur Erfassung des Verhältnisses $h_{ef}/h$ : $k_v = 1,75 - 1,5 \cdot \frac{h_{ef}}{h}$
$f_{ctm}$	Biegezugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
$h_{ef}$	Einbindetiefe der Dübel [mm]

Die angegebene Gleichung wurde an Versuchen mit AR-Glas (biaxiales Gelege mit 2400 tex, Maschenweite 8,4 mm, nicht getränkt) und Hinterschnittankern (Typ KEIL KH AA M6-15) abgeleitet. Für andere textile Bewehrungen oder andere Verbindungsmittel sind die angegebenen empirischen Faktoren zu überprüfen.

### 3 Sicherheitskonzept und Bauteilbemessung

#### 3.1 Statistische Auswertung und Ermittlung von Teilsicherheitsbeiwerten

Das Ziel der Bemessung eines Bauteils besteht darin, die Mindestanforderung an die Sicherheit gegenüber einem Bauteilversagen einzuhalten. Damit dies erreicht wird, muss die Bemessung mit einer ausreichenden Sicherheit erfolgen. Die Unsicherheiten auf der Seite der Einwirkungen sind bekannt, die zugehörigen Teilsicherheitsbeiwerte sind unabhängig vom verwendeten Beton. Für den Tragwiderstand fehlen die erforderlichen Teilsicherheitsbeiwerte. Diese müssen neben den Unsicherheiten aus der Streuung der Materialkennwerte auch die Ungenauigkeiten in den Ingenieurmodellen erfassen, insbesondere wenn hieraus empirische Berechnungsansätze abgeleitet werden.

Das im Rahmen des SFB 532 entwickelte Sicherheitskonzept basiert auf den Angaben in DIN 1055 [15] und EUROCODE 0 [16]. Auf Basis der Versuchsergebnisse können charakteristischen Werte des Tragwiderstands ermittelt werden. Mit dem in [15], [16] beschriebenen Stufe II – Verfahren lassen sich dann unter Berücksichtigung der Zielwerte für den Zuverlässigkeitsindex  $\beta$  die erforderlichen Teilsicherheitsbeiwerte für die Tragfähigkeit berechnen.



Unter Beachtung, dass der Bezugszeitraum für die Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit auf 50 Jahre beschränkt wird, beträgt nach [15], [16] der Zuverlässigkeitsindex  $\beta = 3,8$  für die Zuverlässigkeitsklasse RC 2. Wird eine Normalverteilung der Streuungen von ständigen Lasten (Einwirkung) und Bauteilabmessungen (Widerstand) angenommen, können die Bemessungswerte  $R_d$  und die charakteristischen Werte  $R_k$  berechnet werden.

Der Bemessungswert des Widerstands  $R_d$  berechnet sich zu:

$$R_d = m_R - \alpha_R \cdot \beta \cdot s_R \quad (11)$$

mit  $m_R$  Mittelwert des Widerstands  
 $\beta$  Zuverlässigkeitsindex:  $\beta = 3,8$   
 $\alpha_R$  Wichtungsfaktor des Widerstands:  $\alpha_R = 0,8$  für  $\beta = 3,8$   
 $s_R$  Standardabweichung des Widerstands

Der charakteristische Wert  $R_k$  ergibt sich zu:

$$R_k = m_R - k_n \cdot s_R \quad (12)$$

mit  $m_R$  Mittelwert des Widerstands  
 $k_n$  statistischer Beiwert nach Tabelle 2  
 $s_R$  Standardabweichung des Widerstands

**Tabelle 2** Werte  $k_n$  für die charakteristischen Werte (5%-Fraktile) für „ $V_x$  bekannt“ [16]

**Table 2:** Value  $k_n$  of the characteristic values (5%-Fractile) for “ $V_x$  known”[16]

Versuchszahl $n$	1	2	3	4	5	6	8	10	20	30	$\infty$
$k_n$	2,31	2,01	1,89	1,83	1,8	1,77	1,74	1,72	1,68	1,67	1,64

Dieser charakteristische Wert des Widerstands ist der 5%-Quantilwert, der für eine zuverlässigkeitsorientierte Bemessung als unterer Grenzwert und auf der sicheren Seite liegend für das Versagen eines Bauteils verwendet wird. Der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{tex}$  ergibt sich aus dem Quotient des charakteristischen Wertes des Widerstands  $R_k$  und des Bemessungswertes des Widerstands  $R_d$  zu:

$$\gamma_{tex} = \frac{R_k}{R_d} \quad (13)$$

Die mit diesem Vorgehen für die verschiedenen Belastungsarten und die im SFB 532 eingesetzten Materialkombinationen ermittelten Teilsicherheitsbeiwerte für den Tragwiderstand von Textilbeton sind in Tabelle 3 in Abhängigkeit von der Beanspruchung zusammengestellt. Dabei wurden in die obigen Gleichungen (11) bis (13) statt des Mittelwerts des Widerstands  $m_R$  bzw. der Standardabweichung des Widerstands  $s_R$  der Mittelwert bzw. die Stan-

Standardabweichung der Verhältniswerte von gemessener zu berechneter Tragfähigkeit eingesetzt. Eine detaillierte Darstellung findet sich in [17].

**Tabelle 3 Statistische Werte und Teilsicherheitsbeiwerte in Abhängigkeit von der Bruchtragfähigkeit**

**Table 3: Statistic values and partial safety factors in the Ultimate Limit State (ULS)**

	Quotient experimentelle / berechnete Tragfähigkeit		Charakteristischer Wert $R_k$	Bemessungs- wert $R_d$	Teilsicherheits- beiwert $\gamma_{tex} = R_k / R_d$
	Mittelwert $m_R$	Standardabweichung $s_R$			
Zug	1,01	0,15	0,76	0,54	1,40
Moment	1,00	0,17	0,72	0,48	1,50
Querkraft	1,00	0,12	0,81	0,65	1,25

Der größte Teilsicherheitsbeiwert ergibt aus der Berechnung der Momententragfähigkeit. Nach dem gleichen Verfahren wurden für die Versagensarten „Punktförmige Zugbeanspruchung“ ein Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{tex} = 1,15$  bzw. „Punktförmige Druckbeanspruchung“ ein Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{tex} = 1,40$  bestimmt. Als einheitlicher Teilsicherheitsbeiwert wird für die untersuchten Textilbetone im SFB 532  $\gamma_{tex} = 1,5$  vorgeschlagen.

### 3.2 Bemessungsmodelle

Die in Abschnitt 2 vorgestellten Berechnungsansätze können die in den Versuchen ermittelten Tragfähigkeiten ausreichend genau vorhersagen. Der vorgeschlagene Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{tex} = 1,5$  deckt für die Randbedingungen der im SFB 532 untersuchten Materialkombinationen und Herstellungsverfahren die Unsicherheiten für die Berechnungsansätze ab.

Unter Einbeziehung des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_{tex}$  ergeben sich die nachfolgenden Bemessungsgleichungen:

- Zugbeanspruchung: 
$$F_d = \frac{1}{\gamma_{tex}} (A_t \cdot f_{fil} \cdot k_1 \cdot k_{0,\alpha} \cdot k_2)$$
- Biegebeanspruchung: 
$$M_d = \frac{1}{\gamma_{tex}} (A_t \cdot f_{fil} \cdot k_{fl} \cdot k_1 \cdot k_{0,\alpha} \cdot k_2 \cdot z)$$
- Querkraftbeanspruchung 
$$V_d = \frac{1}{\gamma_{tex}} (0,117 \cdot \beta \cdot \eta_1 \cdot \kappa \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot \frac{\sigma_{tex}}{f_{yk}} \cdot f_{cm})^{1/3} \cdot b_{s,eff} \cdot d)$$

- punktförmige Zugbeanspruchung: 
$$F_{Zug,mac,d} = \frac{1}{\gamma_{tex}} \cdot 0,012 \cdot k_{\rho} \cdot k_{\alpha} \cdot k_{\nu} \cdot f_{ctm}^{2/3} \cdot h_{cf}^{1,7}$$

Diese gelten für die im SFB 532 verwendeten Materialien und Herstellverfahren. Weiterhin sind sie nur für Kurzzeitversuche unter Raumtemperatur anwendbar. Für die Tragwerksplanung, in der auch Dauerbelastungen und höhere Temperaturen zu berücksichtigen sind, können größere Teilsicherheitsbeiwerte erforderlich sein. So sind in Abhängigkeit der klimatischen Umgebungsbedingungen des Bauteils bei der Verwendung von AR-Glasfasern Festigkeitsverluste zu berücksichtigen. Für nähere Informationen zu der Dauerhaftigkeit von AR-Glasbewehrungen sei auf [12], [13] verwiesen.

Die entwickelten Ingenieurmodelle, das zugehörige Sicherheitskonzept und die daraus abgeleiteten Bemessungsmodelle stellen einen ersten Vorschlag dar, der die allgemeinen sicherheitstheoretischen Grundlagen im Bauwesen und die bekannten Nachweiskonzepte aus dem Stahlbetonbau berücksichtigt. Auf dieser Basis können weitere Einflussgrößen wie die Herstellverfahren und die Dauerhaftigkeit erfasst werden.

#### 4 Danksagung

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“ an der RWTH Aachen.

#### 5 Literatur

- [1] KULAS, C.; SCHNEIDER, M.; WILL, N.; GREBE, R.: *Hinterlüftete Vorhangfassaden aus Textilbeton - Tragverhalten und Ausführung*. Bautechnik 88, Heft 5, 2011, S. 271-280.
- [2] RAUPACH, M.; ORLOWSKY, J.; BÜTTNER, T., DILTHEY, U.; SCHLESER, M.: *Epoxy-impregnated textiles in concrete – load bearing capacity and durability*. In: Hegger, J., Brameshuber, W., Will, N. (Hrsg.): *Proceedings of the 1<sup>st</sup> International RILEM Conference, Aachen (2006)*. RILEM Proceedings PRO 75. RILEM Publications S.A.R.L., ISBN 2-912143-97-7, S. 77-88.
- [3] BROCKMANN, T.: *Mechanical and fracture mechanical properties of fine grained concrete for textile reinforced composites*. RWTH Aachen, Institut für Bauforschung, 2006 – Dissertation.
- [4] DIN 1045-1: *Tragwerke aus Beton, Stahlbeton- und Spannbeton, Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Juli 2001
- [5] HEGGER, J.; KULAS, C.; RAUPACH, M.; BÜTTNER, T.: *Tragverhalten und Dauerhaftigkeit einer schlanken Textilbetonbrücke*. Beton- und Stahlbetonbau 106, Heft 2, 2011, S. 72-80.

- [6] HEGGER, J.; HORSTMANN, M.; VOSS, S.; WILL, N.: *Textilbewehrter Beton – Tragverhalten, Bemessung und Anwendungen*. Beton- und Stahlbetonbau 102, Heft 6, 2007, S. 362–370.
- [7] VOSS, S.: *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. RWTH Aachen, Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2008 – Dissertation. Schriftenreihe des Lehrstuhls und Instituts für Massivbau (IMB) der RWTH Aachen, Heft 24, 2008, ISBN 3-939051-03-9.
- [8] HEGGER, J.; WILL, N.; BRUCKERMANN, O.; VOSS, S.: *Load-bearing behavior and simulation of textile reinforced concrete*. Materials and Structures 39 (2006). S. 765-776.
- [9] KONRAD, M.; CHUDOBA, R.: *Tensile Behavior of Cementitious Composite Reinforced with Epoxy Impregnated Multifilament Yarns*. International Journal for Multiscale Computational Engineering 7 (2009), no. 2, S. 115-133.
- [10] FUCHS, W.; ELIGEHAUSEN, R.: *Das CC-Verfahren für die Berechnung der Betonausbruchlast von Verankerungen*. Beton- und Stahlbetonbau 90, 1995, S. 6-9, 38-44, 73-76.
- [11] GÖRTZ, S.: *Zum Schubrissverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen aus Normal- und Hochleistungsbeton*. RWTH Aachen, Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2008 – Dissertation. Schriftenreihe des Lehrstuhls und Instituts für Massivbau (IMB) der RWTH Aachen, Heft 18, RWTH Aachen, 2004, ISBN 3-9807302-8-X.
- [12] BÜTTNER, T.; ORLOWSKY, J.; RAUPACH, M.: *Dauerhaftigkeit von AR-Glas*. In: 49. DAfStb-Forschungskolloquium, 5.-6. Juni, 2008, Aachen, S. 57-65.
- [13] ORLOWSKY, J.; RAUPACH, M.: *Durability Model for AR-glass Fibres in Textile Reinforced Concrete : Dauerhaftigkeitsmodell für AR-Glasfasern im Textilbeton*. Materials and Structures (RILEM) 41 (2008), Nr. 7, S. 1225-1233.
- [14] CURBACH, M.; SPECK, K.: *Lasteinleitung in dünnwandige Bauteile aus textilbewehrtem Beton mit kleinen Dübeln*. Abschlussbericht zum DAfStb-Forschungsvorhaben V426, TU Dresden, Institut für Massivbau, 2003.
- [15] DIN 1055-100: *Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 100: Grundlagen der Tragwerksplanung, Sicherheitskonzept und Bemessungsregeln*. Ausgabe März 2001.
- [16] DIN EN 1990, EUROCODE: *Grundlagen der Tragwerksplanung (Deutsche Fassung)*. Ausgabe Dezember 2010.
- [17] SCHNEIDER, M.: *Zur Bemessung und Konstruktion von textilbewehrten Betonbauteilen*. RWTH Aachen, Lehrstuhl und Institut für Massivbau, Dissertation in Vorbereitung.

## Modellierung und Bemessung von dünnwandigen Platten- und Schalentragerwerken aus textildbewehrtem Beton

Alexander Scholzen<sup>1</sup>, Rostislav Chudoba<sup>2</sup>, Josef Hegger<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Als Großdemonstrator des Sonderforschungsbereichs 532 soll auf dem Gelände der Fakultät für Bauingenieurwesen der RWTH Aachen ein Ausstellungspavillon mit einer Dachkonstruktion aus Textilbeton errichtet werden. Der Beitrag zeigt die automatisierte Bemessung dieser komplexen Tragsstruktur mit Hilfe eines hierfür entwickelten numerischen Bemessungsstools. Die Auswertung erfolgt für alle Lastfallkombinationen nach DIN 1055-100 und unter Berücksichtigung der Reduktion der Tragfähigkeit der textilen Bewehrung infolge einer Umlenkung im Riss sowie einer Erhöhung der aufnehmbaren Textilspannungen infolge Biegebeanspruchung. Zur Ermittlung der Tragfähigkeit der Textilbetonschale wurden am Institut für Massivbau Dehnkörper- und Biegeversuche durchgeführt, die in Bewehrungsgrad und Dicke dem realen Bauwerk am Schalenrand entsprachen.

**Summary:** Within the collaborate research center 532 at RWTH Aachen University the construction of an exposition hall with a double-curved roof structure consisting of textile reinforced concrete is currently planned. A numerical tool has been developed to calculate the necessary number of reinforcement layers. Further, the tool evaluates the characteristic stresses of the load case combinations in the ultimate limit state taking into account a reduction of the load-bearing capacity of the textile reinforcement due to alignment of the rovings in the crack bridge and a better activation of the inner filaments for bending induced tension. The resistance of the material has been determined in experimental investigations of tensile and bending specimens of the same thickness and reinforcement ratio as the planned shell structure.

---

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen

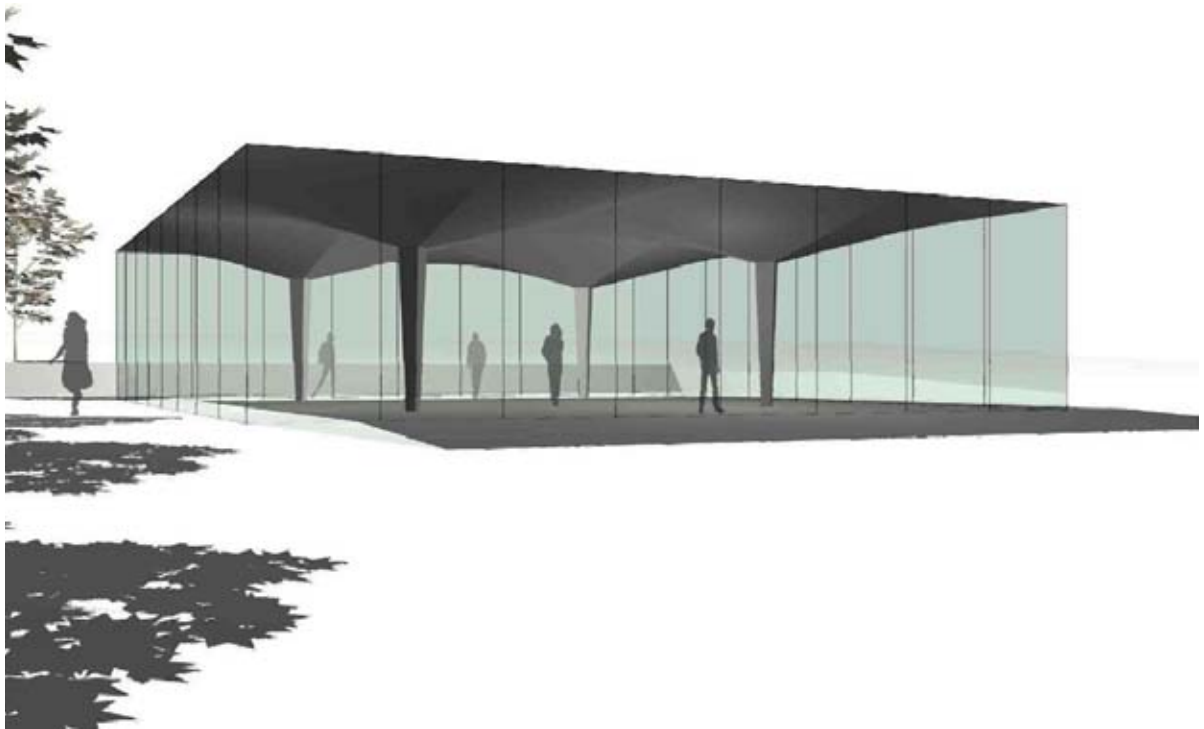
<sup>2</sup> Dr.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen

<sup>3</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen

## 1 Einleitung

### 1.1 Beschreibung der Tragstruktur

Im Rahmen der letzten Förderperiode des Sonderforschungsbereichs 532 „Textilbewehrter Beton – Entwicklung einer neuartigen Technologie“ soll auf dem Gelände der Fakultät für Bauingenieurwesen der RWTH Aachen ein Ausstellungspavillon mit einer Dachkonstruktion aus Textilbeton errichtet werden. Die Tragstruktur setzt sich aus vier schirmartigen Einzelelementen zusammen, die aus einer doppelt-gekrümmten Textilbetonschale und einer Stahlbeton-Stütze bestehen (Bild 1). Die Textilbeton-Einzelschirme besitzen eine Grundfläche von 7 m x 7 m und sind in einem 2 x 2 – Raster angeordnet, so dass sich eine Grundfläche des Gesamtgebäudes von 14 m x 14 m ergibt. Die Höhe eines Bauwerks beträgt 4 m. Aufgrund der doppelten Krümmung der Schale und der geringen Bauteildicke, eignet sich diese Tragkonstruktion besonders, um die Leistungsfähigkeit dieses innovativen zementgebundenen Verbundwerkstoffes zu demonstrieren.



**Bild 1:** Computeranimation des geplanten Ausstellungspavillons mit einer Dachkonstruktion aus Textilbeton (bauko2, RWTH Aachen [1]).

**Fig. 1:** Computer animation of the planned exposition hall with roof elements made or textile reinforced concrete (bauko2, RWTH Aachen [1]).

## 1.2 Verwendete Materialien

### 1.2.1 Textile Bewehrung

Als textile Bewehrung für die Textilbetonschale wird ein ungetränktes Carbon Textil mit Tuchbindung eingesetzt, das am Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen (ITA) entwickelt wurde. Die Typ-Bezeichnung lautet „2D-05-11“. Das Textil besteht sowohl in der Haupttragrichtung (0°-Richtung) als auch in der Quertragrichtung (90°-Richtung) aus 800 tex Rovings. Die Charakteristika des textilen Geleges sind in Tabelle 1 zusammengestellt. Eine Abminderung für Dauerhaftigkeitsverlust ist bei einer textilen Bewehrung aus Carbon nicht anzusetzen, da Carbon gegenüber dem alkalischen Milieu des Betons unempfindlich ist.

**Tabelle 1:** Charakteristika der textilen Bewehrung vom Typ „2D-05-11“

**Table 1:** Parameters of the used textile reinforcement of type “2D-05-11”

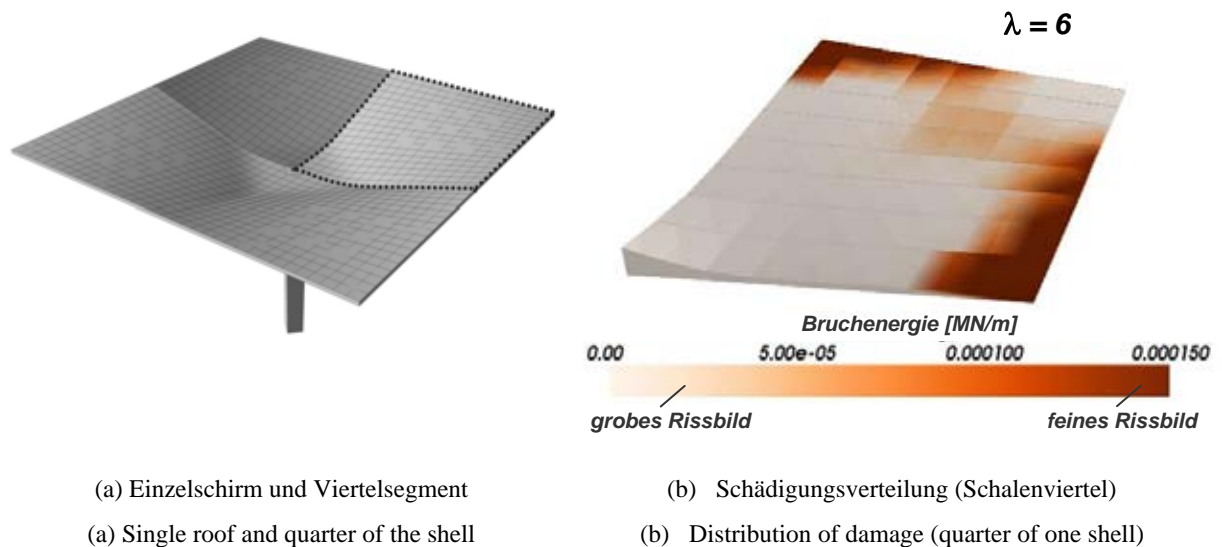
Rovingfeinheit [tex]	Rovingabstand in Haupttragrichtung $s_{i,0^\circ}$ [mm]	Rovingabstand in Quertragrichtung $s_{i,0^\circ}$ [mm]	Querschnittsfläche in Haupttragrichtung $a_{i,0^\circ}$ [mm <sup>2</sup> /m]	Querschnittsfläche in Quertragrichtung $a_{i,0^\circ}$ [mm <sup>2</sup> /m]
800	8,3	7,7	55,4	59,7

### 1.2.2 Beton

Der für Textilbeton eingesetzte Beton weist deutlich geringere Größtkorndurchmesser auf als bei Normalbetonen und kann daher als Feinbeton bezeichnet werden. Hinsichtlich seiner Druckfestigkeit entspricht er einem hochfesten Beton der Festigkeitsklasse C55/67. Der für die Textilbetonschale vorgesehene Feinbeton wurde vom Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac) entwickelt und in seinen Frischbetoneigenschaften so eingestellt, dass er für die Herstellung der Schale im Spritzbetonverfahren geeignet ist.

## 1.3 Festlegung der Schalengeometrie

Die Analyse des Tragverhaltens erfolgte mit Hilfe von Finiten-Elemente-Berechnungen. Im Rahmen von Parameterstudien wurden unter Ansatz von linear-elastischen Materialeigenschaften der Einfluss der Schalendicke und des Stichts auf den Spannungsverlauf und die Durchbiegungen des Schalentragswerks untersucht. Ziel war es, infolge der ständigen Lasten einen überwiegenden Membranspannungszustand in der Schale zu erzeugen. Im Gebrauchszustand soll die Textilbetonschale ungerissen sein. Als Ergebnis der Parameterstudien wurde eine Schalendicke von 6 cm am Rand und 31 cm in Schalenmitte festgelegt.



**Bild 2:** Tragverhalten eines Einzelschirms

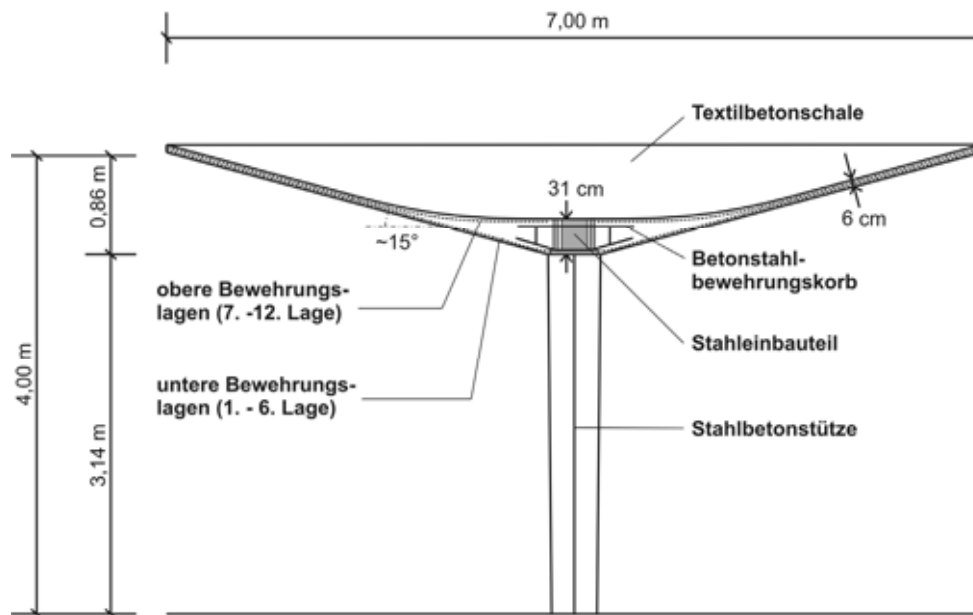
**Fig. 2:** Load-bearing behaviour of a single roof

Um ein vertieftes Verständnis des Tragverhaltens zu erhalten, wurde für die Lastfallkombination aus Eigengewicht und Schnee eine nichtlineare Finite-Elemente-Simulation unter Berücksichtigung der Rissbildung untersucht. Hierzu wurde im Rahmen des SFB 532 ein anisotropes Schädigungsmodell entwickelt, welches in der Lage ist, die Umlagerungsprozesse infolge Rissbildung innerhalb der Schale zu beschreiben [2]. Bild 2 (b) zeigt exemplarisch die Schädigungsverteilung in der Textilbetonschale für eine 6-fach erhöhte Last aus Eigengewicht und Schnee. Wie die numerische Simulation zeigt, stellt sich die größte Schädigung entsprechend des Verlaufs der Hauptzugspannungen in der Mitte des Schalenrandes ein.

#### 1.4 Festlegung des Bewehrungsgrades

Zur Bestimmung des erforderlichen Bewehrungsgrades der Textilbetonschale wurde anhand von Dehnkörperversuchen die Zugtragfähigkeit für unterschiedliche Bewehrungsgrade ermittelt und den im Rahmen einer FE-Analyse erhaltenen numerischen Ergebnissen gegenübergestellt. Auf Basis der Ergebnisse wurde ein Einbau von 12 Lagen textiler Bewehrung festgelegt. Die textile Bewehrung wird, wie in Bild 3 dargestellt, am Randbereich der Schale äquidistant über die Schalendicke eingebaut und teilt sich in Schalenmitte auf ein oberes und unteres Lagenpaket aus 6 Lagen textiler Bewehrung auf. Da insbesondere aus asymmetrischer Belastung, z.B. aus Windlasten, in Schalenmitte hohe Biegemomente entstehen, werden in diesem Bereich der Schale die auftretenden Zugkräfte über konventionelle Betonstahlbewehrung in Form eines Betonstahlbewehrungskorbes aufgenommen und in konzentrierter Form in die Stahlbetonstütze eingeleitet.





**Bild 3:** Schematische Anordnung der oberen und unteren Bewehrungslagen (Schnitt in Schalenmitte) und Anordnung des Betonstahlbewehrungskorbes

**Fig. 3:** Position of the upper and lower reinforcement layers and position of the steel reinforcement

## 1.5 Bewehrungskonzept

Das Bewehrungskonzept der Textilbetonschale sieht vor, die textile Bewehrung parallel zu den Schalenrändern zu orientieren. Da die Hauptzugspannungen unter einer symmetrischen Belastung ebenfalls parallel zu den Bauteilrändern verlaufen mit dem Maximalwert in der Mitte der Schalenrändern, kann die Bewehrung an dieser Stelle optimal ausgenutzt werden. Für Bereiche im Schaleninneren wird die Ausrichtung der textilen Bewehrung in die Hauptzugspannungen nicht mehr eingehalten, so dass hier die Tragfähigkeit infolge einer Umlenkung der Rovings im Riss abnimmt [3,4]. Dies ist bei der Bemessung durch einen entsprechenden Abminderungsfaktor zu berücksichtigen [5,6].

Ferner ist zu beachten, dass bei den hohen Bewehrungsgraden die Stöße ausschließlich stumpf gestoßen werden können. Durch Versatz der Bewehrungslagen über die Bauteilhöhe kann jedoch die Anzahl der Stöße auf maximal zwei Stück in einem Bemessungsschnitt begrenzt werden.

## 1.6 Nachweiskonzept

Im Rahmen der Nachweisführung im Grenzzustand der Tragfähigkeit sind aus den charakteristischen Schnittgrößen der Einzellastfälle die Bemessungsschnittgrößen für die maßgebende

Lastfallkombination zu berechnen. Die Kombination der Einzellastfälle erfolgte hierbei mit den Kombinationsbeiwerte  $\psi$  und Teilsicherheitsbeiwerten  $\gamma$  gemäß DIN 1055-100 [7] nach Gleichung (1).

$$E_d = \gamma_G \cdot E_{g,k} + \gamma_Q \cdot E_{Q,1,k} + \sum_i (\gamma_Q \cdot \psi_{0,i} \cdot E_{Q,i,k}) \quad (1)$$

Bei der vorliegenden komplexen Geometrie der Textilbetonschale können hierbei an verschiedenen Stellen der Schale unterschiedliche Lastfallkombinationen maßgebend werden, so dass eine Auswertung aller Lastfallkombinationen über die komplette Textilbetonschale erforderlich ist. Eine Reduktion der Bemessung auf einzelne Stellen der Schale ist bei der komplexen Geometrie und der Vielzahl der zu berücksichtigten Lastfälle nicht möglich.

Die nach Gleichung (1) ermittelten Einwirkungen sind im Nachweis den aufnehmbaren Widerständen gegenüberzustellen.

## 2 Versuchsprogramm zur Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit

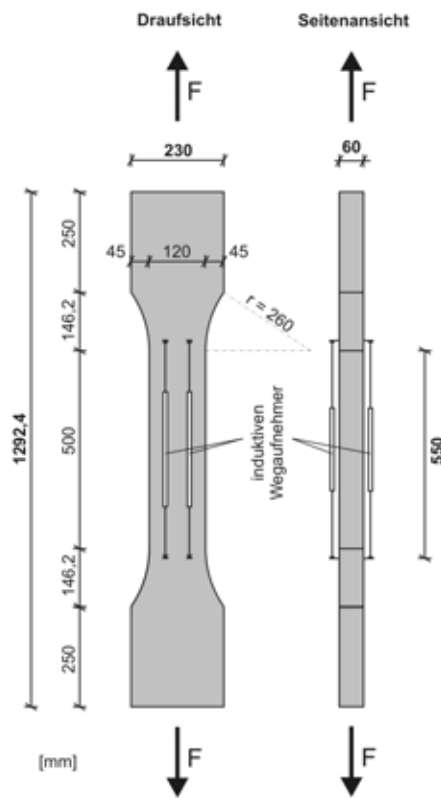
Zur Ermittlung der ansetzbaren Widerstände der Textilbetonschale wurden am Institut für Massivbau der RWTH Aachen Versuche zur Bestimmung der Zugtragfähigkeit (Abschnitt 2.1) und der Biegetragfähigkeit (Abschnitt 2.2) durchgeführt. Die Auswertung der Versuche erfolgte gemäß EN-DIN 1990 [8].

Die durchgeführten Versuche sollten die tatsächlichen Verhältnisse für die Beanspruchung der Textilbetonschale möglichst realitätsnah widerspiegeln. Daher wiesen alle Probekörper des durchgeführten Versuchsprogramms eine Dicke von 6 cm auf und wurden mit 12 Lagen textiler Bewehrung vom Typ „2D-15-10“ (Abschnitt 1.2.1) bewehrt, was dem Bewehrungsgrad und die Bauteildicke der Textilbetonschale am Schalenrand entspricht. Die Bewehrungslagen wurden analog zur Herstellung der Textilbetonschalen im Spritzbetonverfahren eingebaut.

### 2.1 Bestimmung der Zugtragfähigkeit

Die Zugtragfähigkeit des eingesetzten Textilbetons wurde an Dehnkörperversuchen mit Orientierung der Bewehrung in die 0°-Richtung und 90°-Richtung ermittelt (Bild 4).

Die Zugtragfähigkeit wurde bei den Nachweisen der Schale im Grenzzustand der Tragfähigkeit der Widerstandsseite zugrunde gelegt für Einwirkungen, die eine überwiegendere Zugbeanspruchung des Querschnitts erzeugen. Die Bruchlasten in 0°-Richtung betragen im Mittel 103,4 kN und in 90°-Richtung 110,2 kN. Die Bestimmung der Bemessungswiderstände erfolgte nach EN-DIN 1990 und ergab zulässige Kompositzugspannungen in Höhe von  $\sigma_{Rd,0^\circ}^{Zug} = 6,87 \text{ MPa}$  und  $\sigma_{Rd,90^\circ}^{Zug} = 7,23 \text{ MPa}$ .



(a) Abmessungen der Probekörper

(a) Tensile specimen



(b) Versuchsaufbau

(b) Test-setup

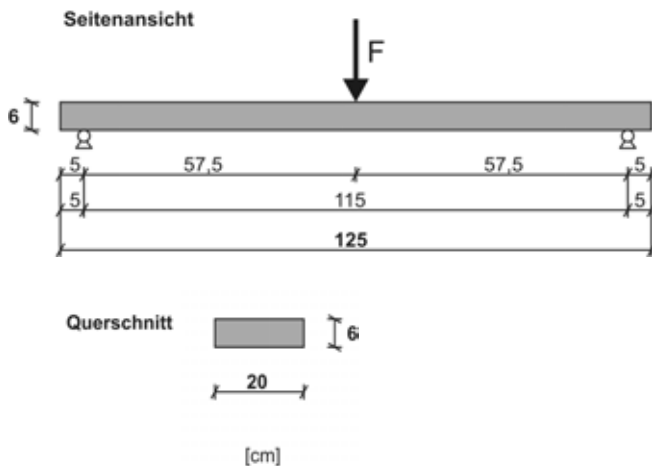
**Bild 4:** Dehnkörperversuche**Fig. 4:** Tensile tests

## 2.2 Bestimmung der Biegetragfähigkeit

Das Tragverhalten unter Biegung wurde anhand von Dreipunktbiegeversuchen untersucht. Die Abmessungen der Dreipunkt-Biegeversuche sind in Bild 5 dargestellt. Aus den im Versuch ermittelten Werten der maximalen Prüfkraft  $F$  können die Werte der Bruchmomente

$M_u = \frac{F \cdot l}{4}$  ermittelt werden.

Nach Auswertung der Versuchsergebnisse nach EN-DIN 1990 ergaben sich Bemessungswerte für die aufnehmbaren Bruchmomente bei einer Ausrichtung der Bewehrungslagen in  $0^\circ$ -Richtung in Höhe von  $M_{Rd,0^\circ} = 1,93$  kNm bzw. bei einer Ausrichtung der Bewehrungslagen in  $90^\circ$ -Richtung in Höhe von  $M_{Rd,90^\circ} = 2,11$  kNm.



(a) Abmessungen der Probekörper

(a) Bending specimen



(b) Versuchsaufbau

(b) Test-setup

**Bild 5:** Dreipunktbiegeversuche**Fig. 5:** Three-point bending tests

Aus dem im Versuch ermittelten Bruchmoment kann näherungsweise die aufnehmbare Zugkraft in der Zugzone berechnet werden bzw. die rechnerisch vom Verbundwerkstoff aufnehmbare Spannung für eine reine Biegebeanspruchung. Dies kann exakt durch eine iterative Bestimmung der Dehnungsverteilung erfolgen oder näherungsweise und auf der sicheren Seite liegend unter Verwendung einer Abschätzung der statischen Nutzhöhe  $d$  und des inneren Hebelarms  $z$  nach Gleichung (2) (2) und Gleichung (3) berechnet werden.

$$d = 0,75 \cdot h = 0,75 \cdot 0,06 \text{ m} = 0,045 \text{ m} \quad (2)$$

$$z = 0,9 \cdot d = 0,9 \cdot 0,045 \text{ m} = 0,0405 \text{ m} \quad (3)$$

Der Ansatz der statischen Nutzhöhe nach Gleichung (2) entspricht hierbei einer Aktivierung der textilen Bewehrung lediglich auf der halben Querschnittshöhe. Unter dieser Annahme ergibt sich die Querschnittsfläche der Zugzone zu:

$$A_t = \left( \frac{A}{2} \right) = \left( \frac{b \cdot h}{2} \right) = \left( \frac{0,20 \text{ m} \cdot 0,06 \text{ m}}{2} \right) = 0,006 \text{ m}^2 \quad (4)$$

Die aufnehmbare Zugkraft  $F_{t,Rd}$  in der Zugzone des Querschnitts und die rechnerische Biegezugspannung  $\sigma_{Rd}^{\text{Biegung}}$  kann nach Gleichung (5) und (6) berechnet werden.

$$F_{t,Rd} = \frac{M_{Rd}}{z} \quad (5)$$

$$\sigma_{Rd}^{Biegung} = \frac{F_{t,Rd}}{A_t} \quad (6)$$

Für die 0°-Richtung ergibt sich hieraus eine aufnehmbare Biegezugspannung in Höhe von  $\sigma_{Rd,0^\circ}^{Biegung} = 7,95 \text{ MPa}$  bzw. in der 90°-Richtung in Höhe von  $\sigma_{Rd,90^\circ}^{Biegung} = 8,68 \text{ MPa}$ .

Die Biegezugtragfähigkeit wird bei den Nachweisen der Schale im Grenzzustand der Tragfähigkeit der Widerstandsseite für Einwirkungen zugrunde gelegt, die eine überwiegendere Biegebeanspruchung des Querschnitts erzeugen.

Die Biegezugtragfähigkeit des Verbundwerkstoffes ist bei Textilbetonbauteilen höher als die am Dehnkörperversuch ermittelte zentrische Zugtragfähigkeit, da durch die Biegung des Querschnitts eine bessere Aktivierung der inneren Filamente der textilen Bewehrung erreicht wird [5,6]. Dieser Einfluss wird in der Nachweisführung über den Erhöhungsfaktor  $k_{fl}$  berücksichtigt (vgl. Abschnitt 3.2).

### 3 Nachweis der Textilbetonschale im Grenzzustand der Tragfähigkeit

#### 3.1 Abminderung aus Umlenkung der textilen Bewehrung

Wie im Abschnitt 1.5 beschrieben wird die Tragfähigkeit der textilen Bewehrung durch ein Umlenken der Rovings im Riss in Richtung der Hauptzugspannungen reduziert. Diese Abminderung wird über den Faktor  $k_\alpha$  berücksichtigt:

$$k_\alpha = \left(1 - \frac{\alpha}{90^\circ}\right) \quad (7)$$

Die Gesamtragfähigkeit der textilen Bewehrung im Riss setzt sich aus den Flächenanteilen in 0°- und 90°-Richtung zusammen. Unter Berücksichtigung der Abminderung infolge Umlenkung für einen Umlenkwinkel  $\alpha$  ergibt sich eine Gesamtragfähigkeit des Verbundwerkstoffes von:

$$\sigma_{Rd} = \sigma_{Rd,0^\circ} \cdot \cos \alpha \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{90^\circ}\right) + \sigma_{Rd,90^\circ} \cdot \cos(90^\circ - \alpha) \cdot \left(\frac{\alpha}{90^\circ}\right) \quad (8)$$

Da das in der Textilbetonschale zum Einsatz kommende Textil nach Abschnitt 1.2.1 in seiner 0°- und 90°-Richtung annähernd gleich große Tragfähigkeiten aufweist, wird in den

Nachweisen vereinfachend und auf der sicheren Seite liegend nur der geringere Tragwiderstand der  $0^\circ$ -Richtung angesetzt. Gleichung (8) vereinfacht sich für den Fall  $\sigma_{Rd,0^\circ} = \sigma_{Rd,90^\circ}$  zu:

$$\sigma_{Rd} = \sigma_{Rd,0^\circ} \left( \cos \alpha \cdot \left( 1 - \frac{\alpha}{90^\circ} \right) + \cos(90^\circ - \alpha) \cdot \left( \frac{\alpha}{90^\circ} \right) \right) \quad (9)$$

und die Formel kann für Umlenkwinkel  $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$  unabhängig von der Information ausgewertet werden, ob die Rovings der  $90^\circ$ -Richtung oder der  $0^\circ$ -Richtung stärker umgelenkt werden.

### 3.2 Erhöhungsfaktor zur Berücksichtigung des Biegeeinflusses

Wie im Abschnitt 2.2 beschrieben können unter Biegebeanspruchung höhere Textilspannungen in der Bewehrung infolge einer besseren Aktivierung der inneren Filamente erreicht werden. Der Erhöhungsfaktor  $k_{fl}$ , der sich für den Fall reiner Biegung ergibt, kann nach Gleichung (10) aus den Verhältnissen der Biegezugfestigkeit und der zentrischen Zugtragfähigkeit ermittelt werden. Auf der sicheren Seite liegend wurde für  $k_{fl}$  das Verhältnis der Biegezugtragfähigkeit zur zentrischen Tragfähigkeit für die  $0^\circ$ -Richtung verwendet. Für die  $90^\circ$ -Richtung ergibt sich ein günstigerer Wert in Höhe von 1,20.

$$k_{fl} = \left( \frac{\sigma_{Rd,0^\circ}^{Biegung}}{\sigma_{Rd,0^\circ}^{Zug}} \right) = \frac{7,95 \text{ MPa}}{6,87 \text{ MPa}} = 1,16 \quad (10)$$

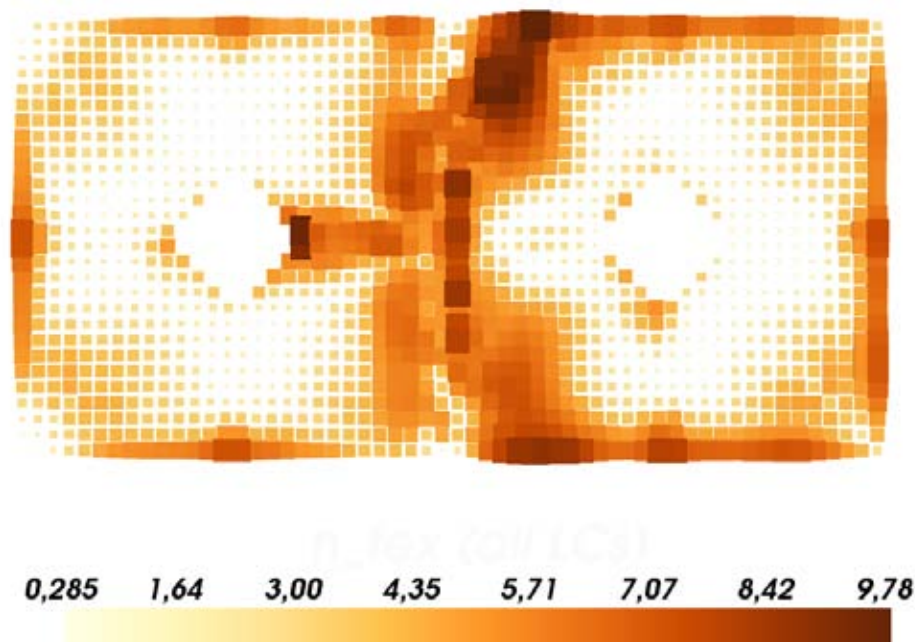
### 3.3 Ermittlung der Bemessungsschnittgrößen und Nachweis der Textilbetonschale im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Um die maßgebende Lastfallkombination zu identifizieren, wurde ein numerisches Bemessungstool implementiert, das auf Basis der charakteristischen Schnittgrößen der Einzellastfälle die für die Bemessung relevanten Lastfallkombinationen nach DIN 1055-100 automatisiert berechnet. Hierbei wurden die Hauptzugspannungen an der Schalenober- und Unterseite betrachtet. Unter Berücksichtigung der erläuterten Faktoren  $k_\alpha$  und  $k_{fl}$  kann hiermit der Nachweis erbracht werden, dass der Bemessungswert der maximalen Hauptzugspannung für alle Lastfallkombinationen an jeder Stelle der Schale kleiner ist als der Bemessungswiderstand der Textilbetonschale für den vorhandenen Bewehrungsgrad von 12 Lagen. Auf der Widerstandsseite wurden hierbei die aufnehmbare Kompositzugspannung nach Abschnitt 2.1 angesetzt. Für eine reine Biegebeanspruchung darf diese Spannung mit dem in Abschnitt 2.2 ermittelten Faktor  $k_{fl}$  erhöht werden. Für Fälle zwischen reiner Biegung und zentrischem

Zug wurde der Faktor  $k_{jt}$  je nach Anteil der Zugnormalspannungsanteile an der Hauptzugspannung linear zwischen 1 und 1,16 interpoliert.

Die Auswertung der unter diesen Ansätzen rechnerisch erforderlichen Bewehrungslagen ist in Bild 6 als Umhüllende für alle Lastfallkombinationen der „Ständigen und vorübergehenden Bemessungssituation“ nach DIN 1055-100 dargestellt. Aus Symmetriegründen sind nur zwei der vier Schirme in der Draufsicht dargestellt (7 m x 14 m). Wie die Auswertung zeigt, ist die rechnerisch erforderliche Lagenanzahl  $n_{tex,erf}$  für die gesamte Schale kleiner als 10 Lagen. Wie in Abschnitt 1.5 beschrieben, stehen an jeder Stelle der Schale unter Berücksichtigung von Stößen mindestens 10 Lagen textiler Bewehrung zur Verfügung, so dass die erforderliche Lagenanzahl an jeder Stelle der Schale und in jeder Lastfallkombination kleiner ist als die vorhandene Lagenanzahl  $n_{tex,vorh}$ .

Anzumerken ist, dass die maximal erforderliche Lagenanzahl mit rechnerisch 9,78 Lagen nicht in der Mitte des Schalenrandes liegt, an dem in der FE-Analyse die höchsten Hauptzugspannungen infolge der symmetrischen Lastfälle, wie z.B. Eigengewicht, ermittelt wurden. Grund dafür ist, dass infolge der angesetzten Abminderung der Zugtragfähigkeit infolge Umlenkung der Bewehrung über den Faktor  $k_{\alpha}$  der Widerstand der Textilbetonschale in den Eckbereichen der Schale reduziert wurde, so dass dieser Bemessungsschnitt maßgebend wird.



**Bild 6:** Auswertung der rechnerisch erforderlichen Lagenanzahl als Umhüllende aller Lastfallkombinationen der „Ständigen und vorübergehenden Lastfallkombination“ nach DIN 1055-100

**Fig. 6:** Evaluation of the necessary reinforcement layers for all loading case combinations in the ultimate limit state

## 4 Zusammenfassung und Ausblick

Der Nachweis der vorgestellten Textilbetondachschale konnte mit Hilfe eines numerischen Auswertungstools automatisiert durchgeführt werden. Hierzu wurden die Bemessungswerte der Einwirkungen mit den experimentell ermittelten Bauteilwiderständen verglichen. Die Bemessungswerte der Einwirkungen ergeben sich hierbei aus der Kombination der charakteristischen Werte der Einzellastfälle nach DIN 1055-100.

Zur Abschätzung der vorhandenen Tragreserven, die aus der linear-elastischen Bemessung der Textilbetonschale resultieren, ist eine nicht-lineare Berechnung des Tragwerkes unter Berücksichtigung von Umlagerungsprozessen innerhalb des Tragwerks infolge von Rissbildung erforderlich. Hierzu wurden nicht-lineare Vergleichsrechnungen durchgeführt, die zeigen, dass die Tragfähigkeit der Textilbetonschale deutlich über den in der Bemessung angesetzten Bemessungswerten liegt.

## 5 Literatur

- [1] FORSCHUNGSANTRAG SFB 532: *Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie*, RWTH Aachen, 2008.
- [2] SCHOLZEN, A.; CHUDOBA, R.; HEGGER, J.: Damage Based Modeling of Planar Textile-Reinforced Concrete Structures. In: BRAMESHUBER, W. (Hrsg.): *International Conference on Material Science, September 6-8, 2010, Aachen, Germany*, 2010, pp. 362–370
- [3] HEGGER, J.; WILL, N., BRUCKERMANN, O., VOSS, S.: Load-bearing behaviour and simulation of textile reinforced concrete. *Material and structures* (2006), No. 39, p. 765-776
- [4] HEGGER, J.; VOSS, S.: Investigation of the load-bearing behaviour and potential of Textile Reinforced Concrete. *Engineering Structures* (2008), No. 30, p. 2050-2056
- [5] VOSS, S.: *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. RWTH Aachen, Institut für Massivbau, Eigenverlag, 2008 – Dissertation
- [6] HEGGER, J.; HORSTMANN, M.; VOSS, S.; WILL, N.: Textilbewehrter Beton – Tragverhalten, Bemessung und Anwendung. *Beton- und Stahlbetonbau* (2009), Nr. 6, p. 362-370
- [7] DIN 1055-100: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 100: *Grundlagen der Tragwerksplanung – Bemessungskonzept*, Deutsches Institut für Normung e.V., 10.2005
- [8] EN-DIN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung: *Deutsche Fassung EN 1990:2002*, Deutsches Institut für Normung e.V., 10.2002



## Development of Design Procedures for Flexural Applications of Textile Composite Systems Based on Tension Stiffening Models

Barzin Mobasher<sup>1</sup>

**Summary:** The Aveston Copper and Kelly (ACK) Method has been routinely used in estimating the efficiency of the bond between the textile and cementitious matrix. This method however has a limited applicability due to the simplifying assumptions such as perfect bond. A numerical model for simulation of tensile behavior of reinforced cement-based composites is presented to capture the inefficiency of the bond mechanisms. In this approach the role of interface properties which are instrumental in the simulation of the tensile response is investigated. The model simulates the tension stiffening effect of cracked matrix, and evolution of crack spacing in tensile members. Independent experimental results obtained from literature are used to verify the model and develop composite tensile stress strain response using alkali resistant (AR) glass textile reinforced concrete.

The composite stress strain response is then used with a bilinear representation of the composite obtained from the tensile stiffening model. The closed form and simplified equations for representation of flexural response are obtained and used for both back-calculation and also design. A method based on the average moment-curvature relationship in the structural design and analysis of one way and two way flexural elements using yield line analysis approaches is proposed. This comprehensive approach directly shows the interrelation of fundamental materials characterization techniques with simplified design equations for further utilization of textile reinforced concrete materials.

---

<sup>1</sup> Professor, School of Sustainable Engineering and the Built Environment, Civil, Environmental, and Sustainable Engineering Program Arizona State University, Tempe, AZ 85287-5306

## 1 Introduction

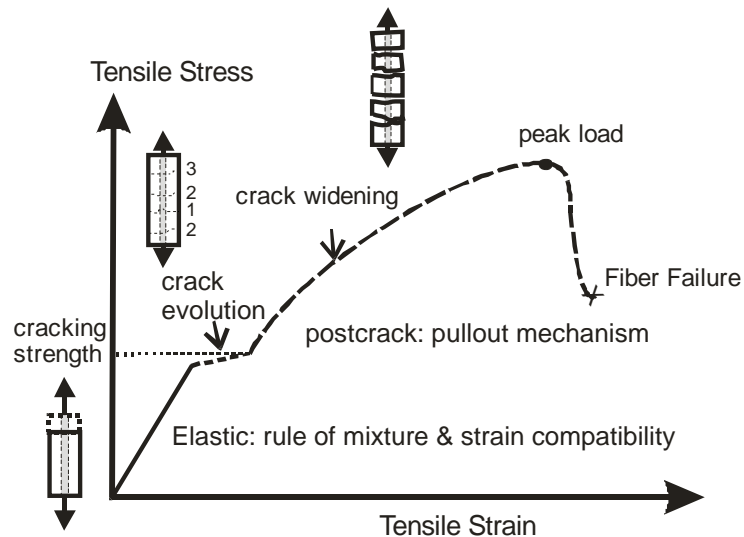
The field of Textile Reinforced Concrete (TRC) has led the development of novel cement based materials with a significant degree of strength, ductility, and versatility [1,2]. With as much as one order of magnitude higher strength and two orders of magnitude higher in ductility than fiber reinforced concrete (FRC), TRC's development has utilized innovative fabrics, matrices, and manufacturing processes. A variety of fiber and fabric systems such as Alkali resistant (AR) glass fibers, polypropylene (PE), polyethylene (PE), and Poly Vinyl Alcohol (PVA) have been utilized [3,4]. Mechanical properties of the composites under uniaxial tensile, flexural, and shear tests indicate superior performance such as tensile strength as high as 25 MPa, and strain capacity of 1-8%. As compared to the conventional FRC materials, the fracture toughness is increased by as much as two orders of magnitude. The dominant toughening mechanisms in these systems are attributed to matrix cracking, ply delamination, and crack deflection mechanisms as studied by means of fluorescent microscopy, scanning electron microscopy.

Classes of strain-softening and hardening FRC are discussed by Naaman and Reinhardt [5]. Unlike FRC that fracture localization occurs immediately after the first crack is formed, distribution of cracking throughout the specimen in strain hardening cement composites (SHCC) is facilitated by the fiber bridging mechanism. Since a substantial amount of energy is required to further extend existing cracks, secondary cracks form. Single crack localization is therefore shifted to multiple distributed cracking mechanisms, leading to macroscopic pseudo-strain hardening behaviors as shown in Figure 1. When used as continuous reinforcement in cement matrices, the enhanced mechanical bond strength presented by the textiles result in a composite with strain hardening and multiple cracking behavior.

Since TRC materials exhibit the characteristics of Strain hardening materials (SHCC), they are well-suited for applications that may eliminate conventional reinforcement or for the structures in seismic regions where high ductility is desired [6]. In addition, strain hardening materials offer fatigue and impact resistance and are attractive for use in industrial structures, highways, bridges, earthquake, hurricane, and high wind loading conditions. The design and implementation of these systems requires the use within the strain-hardening range that is attributed to multiple cracking under tensile stresses. The post-crack response extends over a large strain range, and is modeled using a reduced stiffness. The simulation of reduced stiffness may be based on either empirical approaches obtained from experimental data [7], or gradual debonding of textiles using analytical debonding models [8].

In order to use TRC materials, fundamental approaches for tensile and flexural design are needed. This paper addresses methods to predict moment-rotation capacity integrated with a general template for predicting load deformation performance. Two examples of analysis and design of various structural systems are used to demonstrate the calculation steps.

The Aveston Cooper and Kelly model (ACK Model) addresses the increased strain capacity of the matrix and the multiple cracking mechanism in the presence of fibers in unidirectional composites [9]. This method however does not address the tension stiffening effect defined as the ability of the uncracked segments in between the two parallel cracks to carry tensile force. A majority of tension stiffening models in the literature either don't take into account the gradual transition of bond-slip mechanism or simplify it to a linear interfacial model.

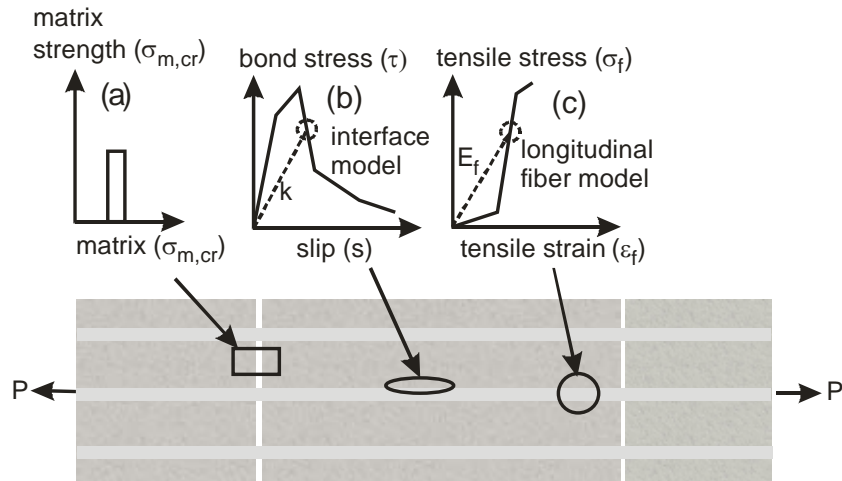


**Fig. 1:** Tensile response of a Strain hardening fiber cement based composite.

### 1.1 Tension stiffening model

The finite difference tension stiffening model developed by Soranakom and Mobasher [10,11,12,13] simulates the crack spacing and stress-strain response of SHCC materials under static and dynamic loads. Based on the finite difference method, the model takes into account non-linear bond slip model. The individual component failure criterion as presented for a continuous textile reinforced composite in Figure 2, are defined by three distinct mechanisms: matrix strength cracking criterion, interface bond-slip characteristics, and tensile stress-strain of the continuous fibers.

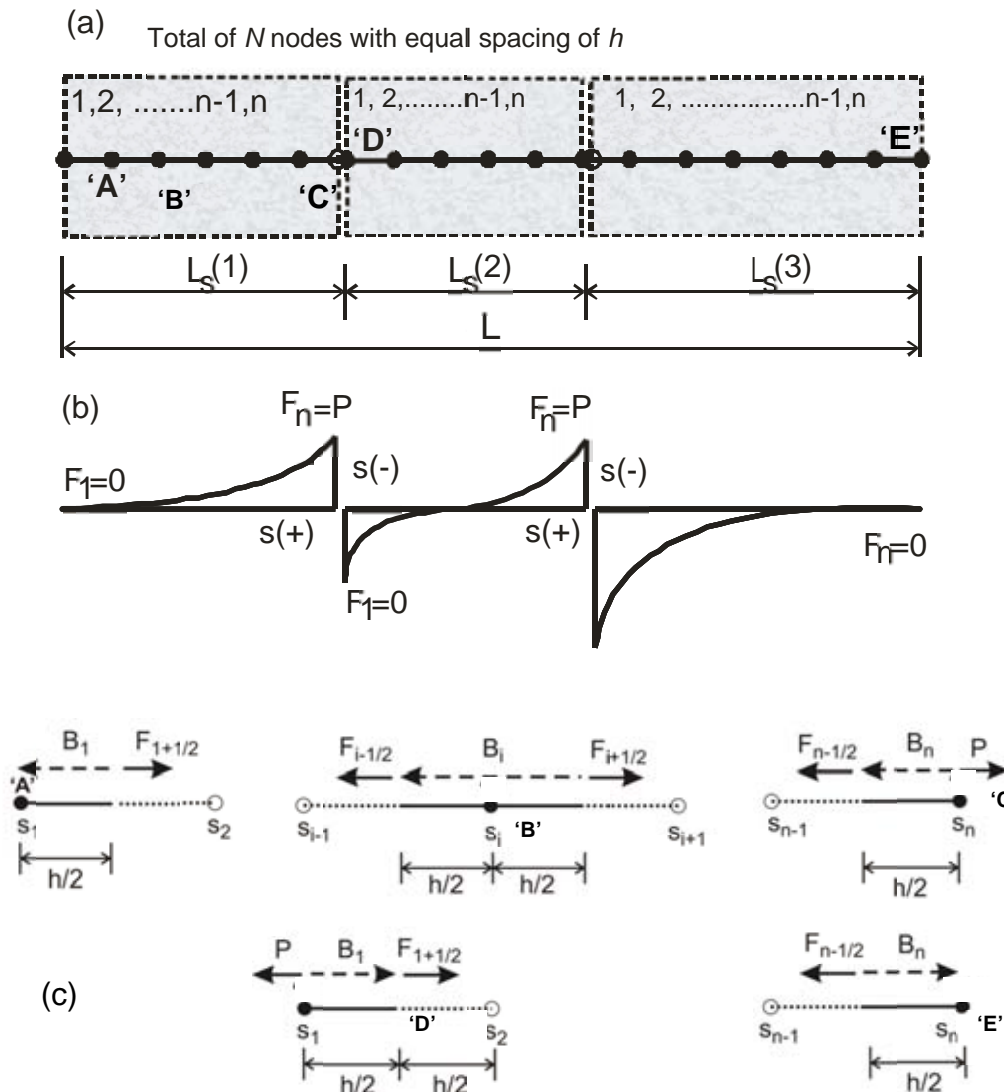
In this model a cracked tension specimen is idealized as a series of 1-D segments consisting of fiber, matrix, and interface elements. As the load on the composite increases such that the cracking stress of the matrix is reached, cracked planes form sequentially. The load at the cracked planes is solely carried by the longitudinal fibers by means of interface elements. The individual segments continue to transfer the load through the intact fibers at cracked locations. An iterative solution algorithm based on nonlinear analysis enforces that load-deformation response follows the material constitutive laws. Once the slip distributions are solved the corresponding stress and strain responses are identified.



**Fig. 2:** Schematic representation of three distinct mechanisms in TRC: (a) matrix strength cracking (b) interface bond-slip characteristics and (c) tensile stress-strain of the continuous fibers.

The matrix is treated as brittle with no strain-softening with its cracking strength defined as  $\sigma_{m,cr}$  as shown in Figure 2(a). The second characteristic parameter is the bond between fiber and matrix, described by a generalized free form bond stress  $\tau = \tau(s)$  expressed as function of slip ( $s$ ) (Figure 2(b)). Multi-linear segments define the pre and post-peak behaviors of the bond characteristics. At each load step, a secant modulus  $k$  enforces the local bond stress and slip at each node in the finite difference model to follow the prescribed bond-slip relation. The third aspect (Figure 2(c)) addresses fiber properties.

The equilibrium equations are derived from free body diagrams of the nodes and expressed as coefficient and the unknown variable slip ( $s$ ), defined as the relative difference between the elongation of the continuous fibers and matrix. A finite length between two consecutive nodes  $i$  and  $i+1$  along the longitudinal  $x$ -axis is used. The embedded length  $L$  is discretized into ‘ $n$ ’ nodes with equal spacing of ‘ $h$ ’ as shown in Figure 3a through 3c. The bond stress is assumed constant over the small spacing  $h$  for each node within each linear domain. At the left end force in the fiber is imposed to be zero, simulating stress free condition, implying that the fiber strain or derivative of slip vanishes. At the right end the nodal slip is prescribed incrementally, simulating displacement control. As the loading progresses, the part of the fiber that slips out of the matrix has no frictional bond resistance; thus, fiber elongation is the only term in that section. The extruding part can be easily implemented by checking the amount of slip versus the embedded length of each node. If the slip is greater than the embedded length, zero bond stress is applied to that node.

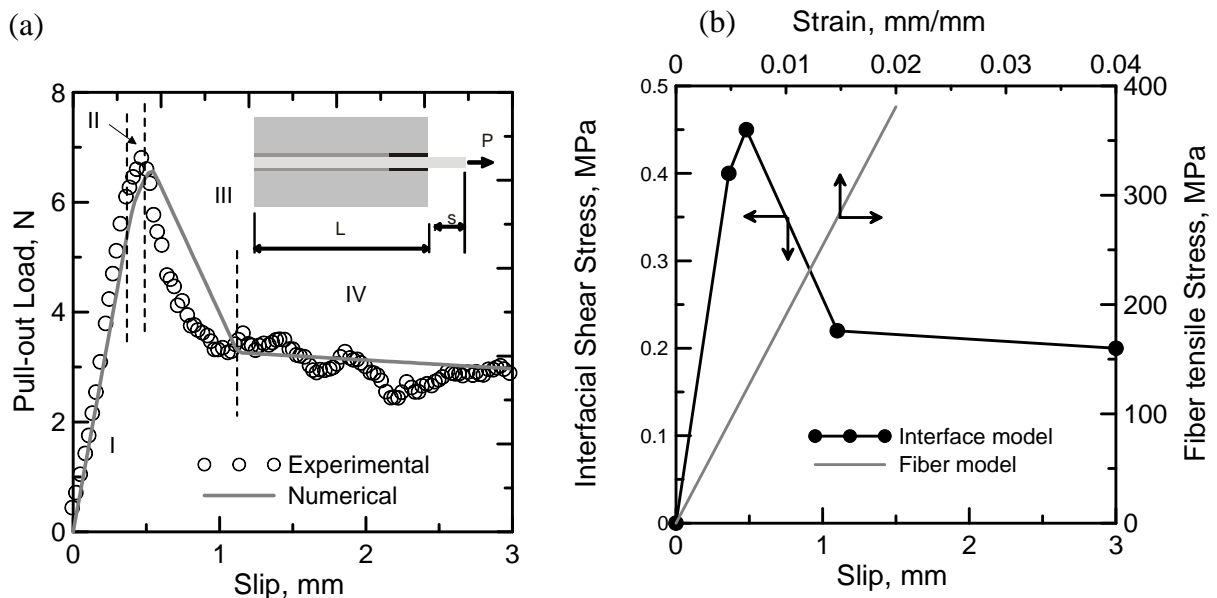


**Fig. 3:** Finite difference model: (a) discretized pull-out model, (b) Convention for slip and boundary conditions for force in fiber and (c) free body diagram of five representative nodes labeled as "A" - "E".

Both deterministic and stochastic crack patterns can be used. Either uniform matrix strengths with predetermined sequential equidistant cracking locations can be specified, or random matrix strengths at nodes along the length may be generated and used as local cracking criterion. A fiber efficiency factor is introduced to take into account the imperfect nature of the bond and inability of the fiber stiffness to be utilized within the test. This efficiency factor can be directly related to the measurements on inner and outside sleeve bond characteristics [14].

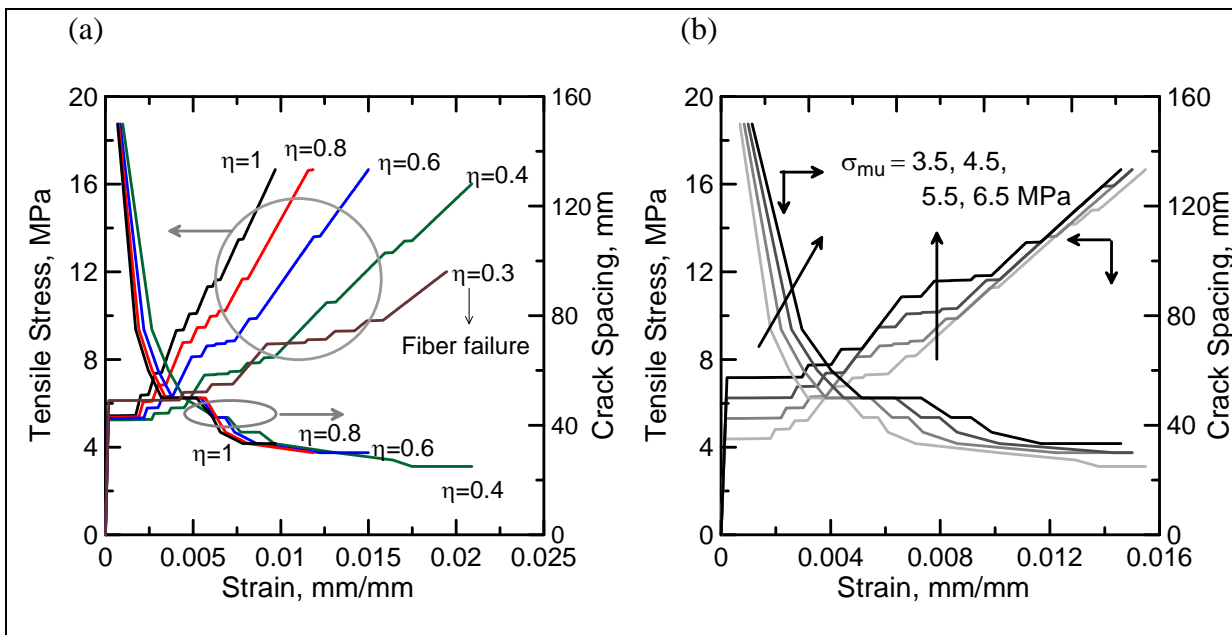
The pullout model is shown in Figure 4(a) using available experimental data addressing single fiber or textile systems [15]. Figure 4(b) represents both the fiber and interface model used in the simulation. While the applied load is less than the first cracking limit, elastic behavior is assumed and tensile response is calculated by means of the rule of mixtures. As the strength criterion of matrix is met, the sample is divided into two parts, each segment is modeled as a pull-out problem and solved independently. As the load increases, additional cracks form at locations as the strength criterion is satisfied and the process repeated. The cracked specimen is thus represented by a number of independently solved pull-out segments that represent the entire specimen. The analysis terminates as the stress in yarn reaches its ultimate tensile strength or a solution is not found due to slip instability (very large slip values).

It is observed from Figure 5(a) that by decreasing the values of efficiency of the interfacial bond  $\eta$  the total strain of the composite increases up to a point that the fiber starts to fracture. Fiber failure occurs when  $\eta$  equals 0.3. An efficiency factor of 0.6 corresponds with the ultimate strain of approximately 1.5% (close to experimental results). The crack spacing continues to extend to smaller values due to significant debonding and slip when the efficiency factor  $\eta$  decreases.



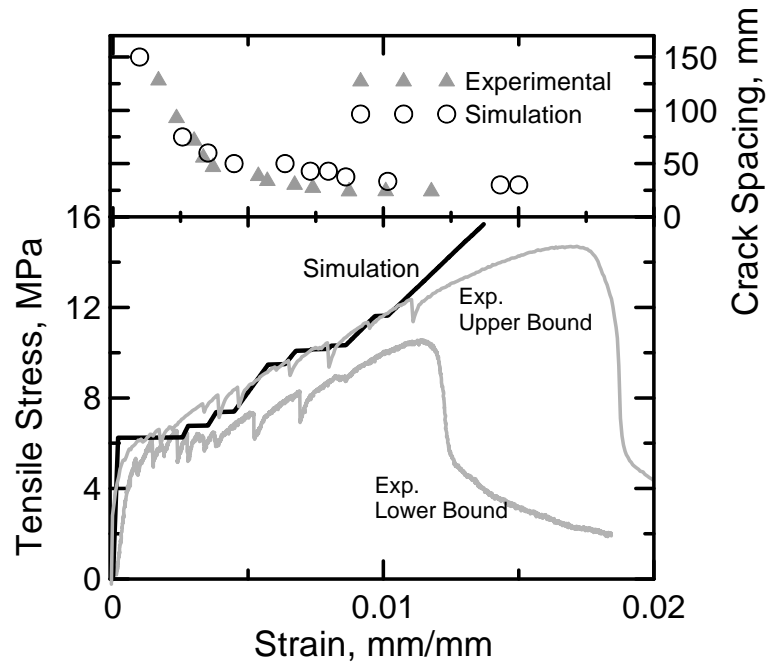
**Fig. 4:** Fiber pull out test results of a AR Glass ( $L=20$  mm) Compared with numerical finite difference model and (b) Interface constitutive relation used in the finite difference simulation

The influence of the matrix first crack strength on the tensile and crack spacing is shown in Figure 5(b). Both the ultimate strain and crack spacing increase as the matrix first crack strength is increased ranging from 3.5 to 6.5 MPa. No effect on the ultimate tensile strength (UTS) is observed.



**Fig. 5:** Simulation of tensile response and crack spacing: a) effect of efficiency factor of fiber modulus and strength, and b) effect of matrix first crack strength. (the arrows point to the specific axis corresponding to the plots shown, or the range of variables used)

Figure 6 shows the comparison between experimental and predicted tension and cracking spacing behavior. It used an efficiency factor  $\eta = 0.6$ , matrix first crack strength of 7 MPa and the interfacial bond model presented in Figure 4b. The predicted stress-strain response also shows a good fit with experimental values therefore validating the used model. This verification has been done for the upper bound values and changing the variables will enable the fitting of the lower bound values as well. Note that the model correlates well with the upper bound experimental curves up to a strain of 1.0%. After that point it overestimates both the experimental curves. The predicted crack spacing response obtained from the tension stiffening model correlates well with the experimental results as shown in Figure 6 top portion, as the model accurately predicts the saturated crack spacing. The numerical crack spacing shows an accurate prediction up to a strain value of 0.005 %. At the crack saturation level, an approximate spacing of 30 mm is obtained using the model which compares to a 23 mm for experimental results.



**Fig. 6:** Comparison of experimental and numerical results of the composite tensile response and crack spacing. Lower and upper bound experimental data compared with the numerical simulation [16].

## 2 Simplified Strain-Hardening Fiber Reinforced Concrete Model

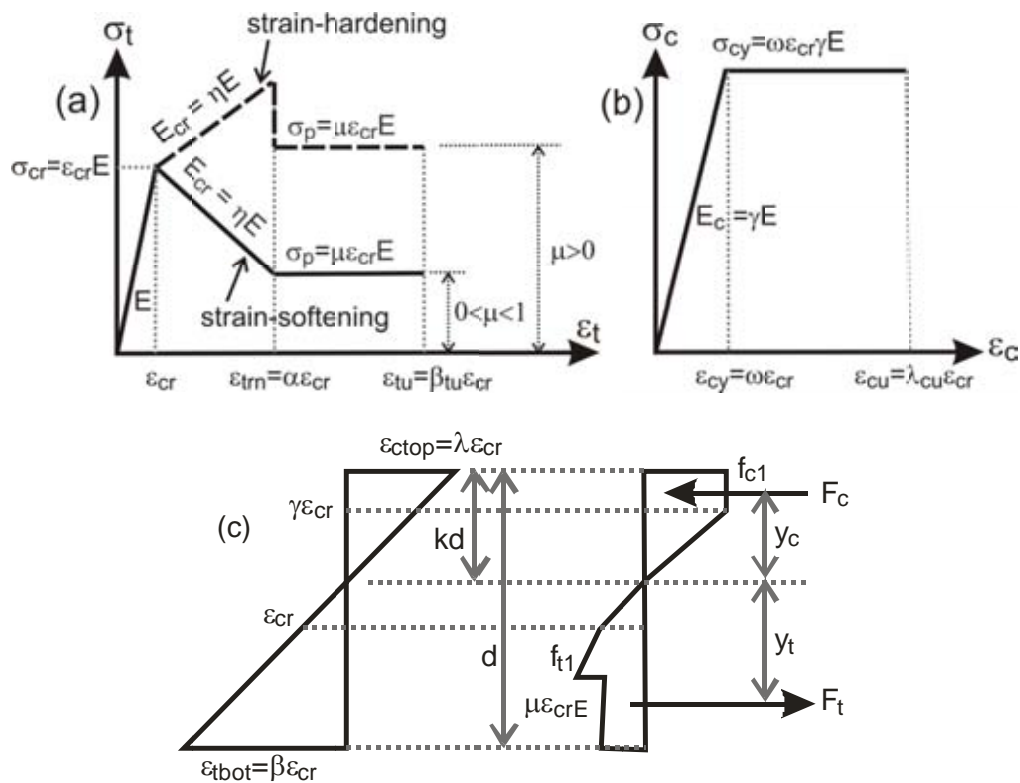
A general strain hardening tensile, and an elastic perfectly plastic compression model as derived by Soranakom and Mobasher [17] and shown in Figure 7 is used to further simplify the tension stiffening model. Tensile response is defined by tensile stiffness,  $E$ , first crack tensile strain  $\varepsilon_{cr}$ , Cracking tensile strength,  $\sigma_{cr} = E\varepsilon_{cr}$ , ultimate tensile capacity,  $\varepsilon_{peak}$ , and post crack modulus  $E_{cr}$ . The softening range is shown as a constant stress level  $\mu E\varepsilon_{cr}$ , and the compression response is defined by the compressive strength  $\sigma_{cy}$  defined as  $\omega\gamma E\varepsilon_{cr}$ . In order to simplify material characteristics of strain-hardening FRC, and yet obtain closed form design equation generation several assumptions are made. It has been shown that the difference in compressive and tensile modulus, parameter  $\gamma$ , has negligible effect to the ultimate moment capacity [17]. By defining all parameters as normalized with respect to minimum number of variables, closed form derivations are obtained. Applied tensile and compressive strains at bottom and top extreme layers (Fig. 7c),  $\beta$ , and  $\lambda$  are defined as:

$$\beta = \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_{cr}} \quad \lambda = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cr}} \quad (1)$$



Material parameters required for the simplified models are summarized as follows. Parameters,  $\alpha$ ,  $\mu$ ,  $\eta$ ,  $\omega$ , are defined respectively as representing normalized, tensile strain at peak strength, post-crack modulus, compressive yield strain:

$$\alpha = \frac{\varepsilon_{peak}}{\varepsilon_{cr}}, \quad \eta = \frac{E_{cr}}{E}, \quad \omega = \frac{\sigma_{cy}}{E\varepsilon_{cr}} = \frac{\sigma_{cy}}{\sigma_{cr}} \quad (2)$$



**Fig. 7:** Full option material models for both strain-hardening and strain-softening FRC: (a) tension model; (b) compression model, and (c) strain and stress distribution across a cross section.

For typical strain-hardening FRC, the compressive strength is several times higher than the tensile strength. Thus, the flexural capacity is mostly controlled by the weaker tension component.

### 3 Derivation of Moment Capacity

Moment capacity of a beam section according to the imposed tensile strain at the bottom fiber ( $\varepsilon_t = \beta \varepsilon_{cr}$ ) can be derived based on the assumed linear strain distribution. By using material models described in Figure 7(a)&(b), force components, their centroidal distance to the

neutral axis, the moment and curvature distributions are obtained. The depth of neutral axis, the nominal moment capacity  $M_n$  is obtained by taking the first moment of force about the neutral axis, is expressed as a product of the normalized nominal moment  $m_n$  and the cracking moment  $M_{cr}$

$$M_n = m_n M_{cr} , \quad M_{cr} = \frac{\sigma_{cr} b h^2}{6} \quad (3)$$

Location of neutral axis and moment capacity are obtained by the definitions provided in Table 1. This table presents all potential combinations for the interaction of tensile and compressive response. According to bilinear tension and elastic compression models shown in Figure 7(a)&(b), the maximum moment capacity is obtained when the normalized tensile strain at the bottom fiber ( $\beta = \varepsilon_t / \varepsilon_{cr}$ ) reaches the tensile strain at peak strength ( $\alpha = \varepsilon_{peak} / \varepsilon_{cr}$ ). Note that depending on the relationship among material parameters, any of the zones 2.1, and 2.2, or 3.1, and 3.2 as shown in Table 1 are potentially possible.

Analysis of these equations indicates that the contribution of fibers is mostly apparent in the post cracking tensile region, where the response continues to increase after cracking [Figure 7(a)]. The post-crack modulus  $E_{cr}$  is relatively flat with values of  $\eta = 0.00-0.4$  for a majority of cement composites and can be directly related to the efficiency of the textile bonding mechanism discussed before. The tensile strain at peak strength  $\varepsilon_{peak}$  is relatively large compared to the cracking tensile strain  $\varepsilon_{cr}$  and may be as high as  $\alpha = 100$  for polymeric based fiber systems. These unique characteristics cause the flexural strength to continue to increase after cracking. Since typical strain-hardening FRC do not have a significant post-peak tensile strength, the flexural strength drops after passing the tensile strain at peak strength. Furthermore the effect of post crack tensile response parameter  $\mu$  can be ignored for a simplified analysis. In the most simplistic way, one needs to determine two parameters in terms of post crack stiffness  $\eta$ , and post crack ultimate strain capacity  $\alpha$ , to estimate the maximum moment capacity for the design purposes.

#### 4 Analysis - Prediction of Load Deflection Response of Fabric Cement Composites

TRC composites that use a bonded AR glass, and reported earlier are used in the simulation phase [18]. These composites were manufactured using a cement paste with a water to cement ratio of 0.45, and AR glass fabrics manufactured by Nippon Electric Glass Company. The AR Glass bundle had a Strength of 1360 MPa, a Modulus of elasticity of 78 Gpa, filament size of 13.5 microns and a bulk bundle diameter of 0.8 mm. The grid size was 4 yarns per cm with 2 individual yarns in each the longitudinal and transverse directions [18][19]. The textile reinforced composites had 8 layers of textiles.

Uniaxial tensile results of these composites 10x25x200 mm in dimension are shown in Figure 8a. The initial linear region terminates by cracking at the Bend over Point (BOP) and fol-

lowed by the formation of multiple cracking. As multiple cracking takes place, the stiffness of the sample significantly drops while the crack spacing decreases to about 20 mm reaching saturation crack spacing at this level. The saturation of crack spacing correlates to overall strain levels corresponding to 1.5%. [11,12]

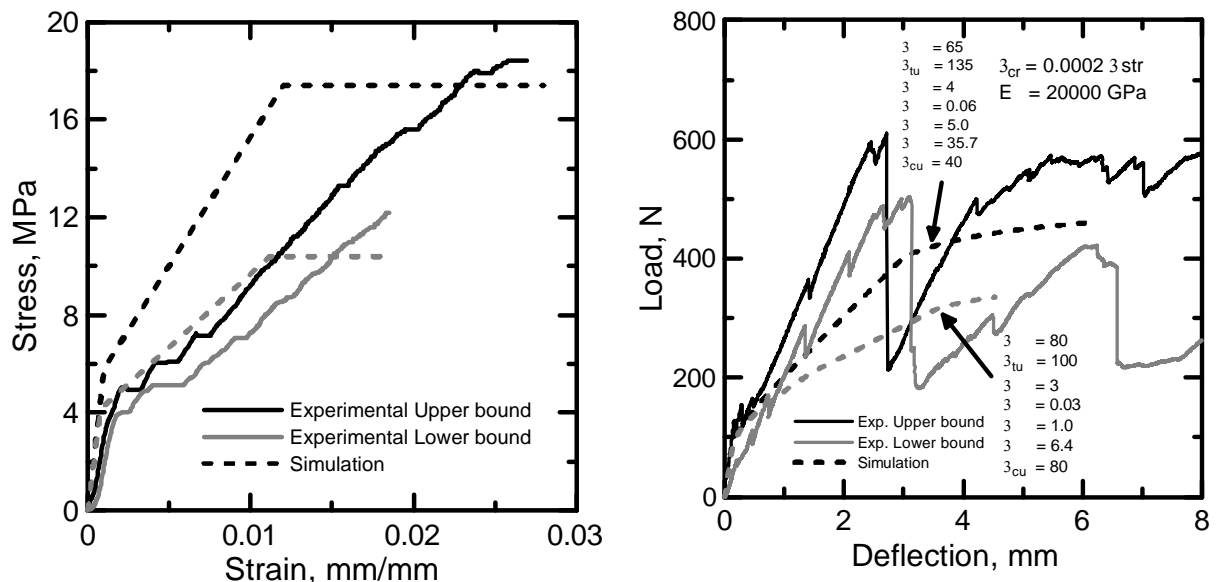
In order to correlate the tension and bending responses, experimental data from a set of specimens under three point bending tests were also used. The flexural specimens were 10x25x200 mm with a clear span of 152 mm. Figure 8(b) shows the predicted flexural load deflection response of cement composites. The material parameters for tension model were determined by fitting the model to the uniaxial tension test and flexural test result as shown by the dashed line in Figures 8(a) and 8(b).

Stage	Parameters	$k$	$m = M/M_{cr}$
1	$0 < \beta \leq 1$	$k_1 = \begin{cases} \frac{1}{2} & \text{for } \gamma=1 \\ \frac{-1+\sqrt{\gamma}}{-1+\gamma} & \text{for } \gamma \neq 1 \end{cases}$	$m_1 = \frac{2\beta[(\gamma-1)k_1^3 + 3k_1^2 - 3k_1 + 1]}{1-k_1}$
2.1	$1 < \beta \leq \alpha$ $0 < \lambda \leq \omega$	$k_{21} = \frac{D_{21} - \sqrt{D_{21}\gamma\beta^2}}{D_{21} - \gamma\beta^2}$ $D_{21} = \eta(\beta^2 - 2\beta + 1) + 2\beta - 1$	$M'_{21} = \frac{(2\gamma\beta^3 - C_{21})k_{21}^3 + 3C_{21}k_{21}^2 - 3C_{21}k_{21} + C_{21}}{1-k_{21}}$ $C_{21} = \frac{(2\beta^3 - 3\beta^2 + 1)\eta + 3\beta^2 - 1}{\beta^2}$
2.2	$1 < \beta \leq \alpha$ $\omega < \lambda \leq \lambda_{cu}$	$k_{22} = \frac{D_{22}}{D_{22} + 2\omega\gamma\beta}$ , $D_{22} = D_{21} + \gamma\omega^2$	$M'_{22} = (3\gamma\omega\beta^2 + C_{22})k_{22}^2 - 2C_{22}k_{22} + C_{22}$ $C_{22} = C_{21} - \frac{\gamma\omega^3}{\beta^2}$
3.1	$\alpha < \beta \leq \beta_{tu}$ $0 < \lambda \leq \omega$	$k_{31} = \frac{D_{31} - \sqrt{D_{31}\gamma\beta^2}}{D_{31} - \gamma\beta^2}$ $D_{31} = \eta(\alpha^2 - 2\alpha + 1) + 2\mu(\beta - \alpha) + 2\alpha - 1$	$M'_{31} = \frac{(2\gamma\beta^3 - C_{31})k_{31}^3 + 3C_{31}k_{31}^2 - 3C_{31}k_{31} + C_{31}}{1-k_{31}}$ $C_{31} = \frac{(2\alpha^3 - 3\alpha^2 + 1)\eta - 3\mu(\alpha^2 - \beta^2) + 3\alpha^2 - 1}{\beta^2}$
3.2	$\alpha < \beta \leq \beta_{tu}$ $\omega < \lambda \leq \lambda_{cu}$	$k_{32} = \frac{D_{32}}{D_{32} + 2\omega\gamma\beta}$ , $D_{32} = D_{31} + \gamma\omega^2$	$M'_{32} = (3\gamma\omega\beta^2 + C_{32})k_{32}^2 - 2C_{32}k_{32} + C_{32}$ , $C_{32} = C_{31} - \frac{\gamma\omega^3}{\beta^2}$

$$\phi = \phi'_i \phi_{cr} \quad \phi'_i = \frac{\beta}{2(1-k_i)} \quad \text{Where } i \text{ applies to cases in Table 1 referring to } 2.1, 2.2, 3.1, \text{ and } 3.2$$

**Table 1:** Neutral axis parameter  $k$ , normalized moment  $m$  and curvature  $\phi$  for each stage of tensile strain at bottom fiber ( $\beta$ )

The steps in calculation of load-deflection response from the moment-curvature have been discussed in detail in recent publications dealing with strain hardening [20] and strain softening type composites [21, 22]. No attempt was made to obtain a best fit curve to the response. The average material properties for the simulation of upper bound values were:  $\alpha = 65$ ,  $\mu = 4$ ,  $\eta = 0.06$ ,  $\gamma = 5.0$ , and,  $\omega = 10$ . The constants were  $\varepsilon_{cr} = 0.0002$ , and  $E = 20000$  MPa, while the limits of the modeling were  $\beta_{tu} = 135$ , and  $\lambda_{cu} = 40$ . The material properties for the lower bound values were:  $\alpha = 80$ ,  $\mu = 3$ ,  $\eta = 0.154$ ,  $\gamma = 1$ , and,  $\omega = 10$ . The constants were  $\varepsilon_{cr} = 0.0008$ , and  $E = 5200$  MPa, while the limits of the modeling were  $\beta_{tu} = 100$ , and  $\lambda_{cu} = 80$ . Note that these values are shown for a preliminary set of data and proper optimization of the model with upper and lower bound values for each variable are required. It should also be mentioned that due to the nature of modeling a unique set of properties from the flexural tests can't be obtained and normally there are a set of tensile properties that may result in similar flexural responses. For this purpose it is essential to measure both tension and flexural responses together in the back-calculation processes.



**Fig. 8:** Tensile stress strain response input model and predicted load deflection response of AR-Glass fabric composites.

In these systems, the high tensile stiffness and strength of the composite leads to high values for the load, and distributed flexural cracking. Analysis of the samples indicates formation of diagonal tension cracks in the samples due to the shear failure mechanism. No provisions for shear cracking were accounted for in the present approach.

Simulation that use direct tension data underestimates the equivalent flexural stress. This may be due to several factors including the size effect, uniformity in loading in tension vs. the

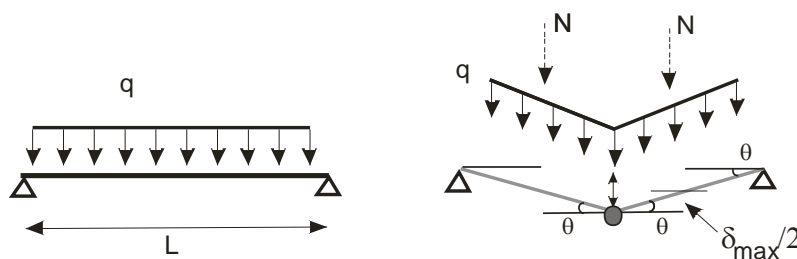
linear strain distribution in flexure, and variation in lamina orientation which may lead to a wider range of variation among the flexural samples. The underestimation of the flexural capacity can be eliminated by increasing the tensile capacity by scaling parameters as discussed in earlier publications, however these topics are beyond the scope of present work [17, 20, 22]. This procedure shows the potential for the use the flexural response and developing a reliable moment-curvature response that can be used for both back-calculation and also the design phase of the flexural load cases.

## 5 Design Guidelines- Simply supported Beam Under Distributed Load

The methodology used in the design of conventional reinforced concrete according to ACI-318 [23] is adopted next. The nominal moment capacity of a flexural member  $M_n$  must be decreased by a reduction factor to account for variability in materials and workmanships. The reduced capacity must be greater than the ultimate moment  $M_u$  due to factored loading by ACI Sec. 9.2.

$$\phi_r M_n \geq M_u \quad (4)$$

where  $\phi_r$  is the reduction factor for strain-hardening FRC and may be conservatively taken as 0.8, equal to the reduction factor for compressive failure of plain concrete as stipulated by ACI Sec. C.3.5 [23]. Despite the post-crack flexural response of HPFRC is ductile such that it can sustain large deflections after cracking, it fails abruptly with little warning after passing the ultimate moment. For this reason, a conservative reduction factor for compressive failure of plain concrete is adopted. Flexural capacity of a simply supported beam subjected to a variety of loadings can be developed using standard approaches. For example, in the case of a distributed loading as shown in Figure 9, one can use the principal of virtual work to equate the external and internal work measures together. Application of yield line conditions while representing an upper bound approach is sufficiently conservative such that even when the full ultimate state safety factors are applied, the resulting failure modes are predictable and do not lead to catastrophic modes.



**Fig. 9:** The collapse mechanism in a flexural beam with distributed load.

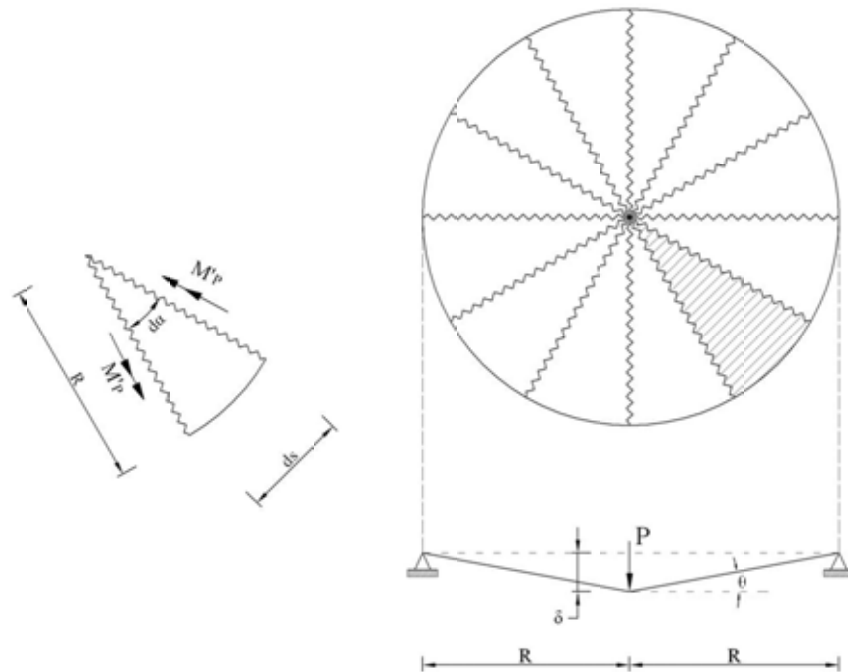
Plastic analysis approach uses the principal of virtual work to equate the internal and external dissipated work to obtain the collapse load. For example for a distributed load on three point bend flexural beam as shown in Figure 9 , the work equations is derived as:

$$W_{int} = W_{ext} \quad 2M_p\theta = 2M_p\left(\frac{2\delta}{L}\right) = 2lq\left(\frac{L}{2}\right)\left(\frac{\delta}{2}\right)l \quad M_p = \frac{q_{ult}L^2}{8} \quad (5)$$

For a three point bending of a slab containing a single yield line along the centerline the collapse moment is computed in accordance to the following equation:

$$W_{int} = W_{ext} \quad 2M_p\theta = P\delta = P\frac{L\theta}{2} \quad M_p = \frac{P_{ult}L}{4} \quad (6)$$

This yield pattern can be used to define the potential collapse mechanism of a plate supported along its two or four edges. Flexural capacity of round slab simply supported subjected to a center-point loading is shown in Figure 11. Note that depending on the number of yield lines, the internal energy dissipation changes. It is however shown that in the case of simply supported round slab, the allowable applied load can be related to the bending moment capacity which is determined through laboratory tests on flexural samples.



**Fig. 10:** Principle of virtual work used for the determination the ultimate load carrying capacity of a round panel test simply supported along its continuous edge, subjected to center point load.

$$\begin{aligned}
 W_{int} = W_{ext} \quad \theta &= \frac{\delta}{R} \quad dW_{int} = M_p R \theta d\alpha = M_p \delta d\alpha \\
 W_{int} = W_{ext} &= \int_0^{2\pi} M_p \delta d\alpha = 2\pi M_p \delta = P_{ult} \delta \\
 P_{ult} &= 2\pi M_p
 \end{aligned} \tag{7}$$

Using moment vs. allowable load relationship derived above in Eq 5, 6 and/or 7, one can obtain the required moment for a given applied load and depending on the cross sectional geometry and fiber type parameters allowed as design parameters, determine the magnitude of variables and dimensions of test specimens to meet the ultimate moment capacity.

## 6 Conclusions

Procedures are presented to use a closed form solution based model as a basis for backcalculation of tensile data from flexural samples. Using the same proposed methodology, one can compute the flexural capacity of strain hardening cement composites such as TRC materials. In order to expand the design implications, yield line theory can be used in conjunction with the model outputs to generate the ultimate moment capacity for a given geometry and loading conditions. The parametrized moment curvature response, once adjusted by the geometry and size of strain hardening material can be used to predict its moment capacity using principals of plastic design of structures or structural analysis software.

## 7 References

- [1] HEGGER, J.; VOSS, S.: Investigations on the bearing behaviour and application potential of textile reinforced concrete,“ *Engineering Structures*, Volume 30, Issue 7, July 2008, Pages 2050-2056
- [2] HEGGER, J.; WILL, N; BRUCKERMANN, O; VOSS, S: Load bearing behavior and Simulation of Textile Reinforced Concrete, *Materials and Structures (RILEM)*, Volume 39, No. 8, Pages 765-776, 2006
- [3] NAAMAN, A.E.; REINHARDT, H.W.: Setting the stage: toward performance based classification of FRC composites. In: *Proc of 4th Int workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC-4), June 15-18, 2003, Ann Arbor, USA*. pp. 1–4.

- [4] LI, V.C.: From micromechanics to structural engineering – the design of cementitious composites for civil engineering applications. *Struct Eng Earthquake Eng*, 10 (1994), p.1–34.
- [5] NAAMAN, A.E.; REINHARDT, H.W.: Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response. *Mater Struct*, 39(289) (2006), p. 547–555.
- [6] HEGGER, J.; HORSTMANN, J.; SCHOLZEN, A.: Sandwich panels with thin-walled textile reinforced concrete facings, ACI Fall Convention Puerto Rico, Published in ACI SP-251, 2007, pp. 109- 123.
- [7] MOBASHER, B.; PAHILAJANI, J.; PELED, A.: Analytical Simulation of Tensile Response of Fabric Reinforced Cement Based Composites", *Journal of Cement and Concrete Composites*, Vol. 28, No. 1, Jan-2006, pp. 77-89.
- [8] SUEKI, S.; SORANAKOM, C.; PELED, A.; MOBASHER, B.: "Pullout-slip response of fabrics embedded in a cement paste matrix, *asce journal of materials engineering*, vol. 19, 9, 2007.
- [9] AVESTON, J.; COOPER, G.A.; KELLY, A.; The properties of fibre composites. In: *Conference Proceedings of the National Physical Laboratory*, Guildford : IPC Science and Technology Press Ltd., 1971, p. 15–26.
- [10] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.: Geometrical and mechanical aspects of fabric bonding and pullout in cement composites. *Materials and Structures* 42 (2009), p. 765-777.
- [11] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.: Modeling of tension stiffening in reinforced cement composites: Part I. Theoretical modeling, *Materials and Structures* 43 (2010), p. 1217-1230.
- [12] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.: Modeling of tension stiffening in reinforced cement composites: Part II. Simulations vs. experimental results. *Materials and Structures* 43 (2010), p. 1231-1243
- [13] SORANAKOM, C.: *Multi Scale Modeling Of Fiber And Fabric Reinforced Cement Based Composites*. Arizona State University, 2008-Dissertstion.
- [14] BRAMESHUBER, W.: *State of the art report of RILEM Technical Committee, TC 201-TRC: Textile Reinforced Concrete*, 2006, 292.
- [15] SUEKI, S.; SORANAKOM, C.; PELED, A.; MOBASHER, B.: Pullout–slip response of fabrics embedded in a cement paste matrix. *Journal of Materials in Civil Engineering* 19 (2007), p.178-727.
- [16] SILVA, F.A.; ZHU, D.; MOBASHER, B.; SORANAKOM, C.; TOLEDO FILHO, R.D.: High speed tensile behavior of sisal fiber cement composites. *Materials Science and Engineering. A* 527 (2010), p. 544–552.



- [17] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.: Correlation of tensile and flexural response of strain softening and strain hardening cement composites. *Cem. Concr. Compos.* 30 (2008), p. 465-477.
- [18] PELED, A.; MOBASHER, B.: Pultruded fabric-cement composites. *ACI Materials Journal* 102(1) (2005), p. 15-23.
- [19] MOBASHER, B.; PELED, A.; PAHILAJANI, J.: Distributed cracking and stiffness degradation in fabric-cement composites. *Materials and Structures* 39 (287) (2006), p. 317–331.
- [20] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.: Closed-form moment-curvature expressions for m-mogenized fiber reinforced concrete. *ACI Material Journal* 104 (4) (2007), p. 351-9.
- [21] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.; BANSAL, S.: Effect of material non-linearity on the flexural response of fiber reinforced concrete. IN: *Proceeding of the Eighth International Symposium on Brittle Matrix Composites BMC8, Warsaw, Poland, 2006*, pp. 85-98.
- [22] SORANAKOM, C.; MOBASHER, B.: Closed form solutions for flexural response of fiber reinforced concrete beams. *Journal of Engineering Mechanics* 133 (8) (2007), p.933-41.
- [23] ACI COMMITTEE 318. *Building Code Requirements for Structural Concrete. ACI Manual of Concrete Practice*, American Institute, Detroit, USA, 2005.



## Doppelt gekrümmte Schalen und Gitterschalen aus Textilbeton

Christian Schätzke<sup>1</sup>, Hartwig N. Schneider<sup>2</sup>, Till Joachim<sup>3</sup>, Markus Feldmann<sup>4</sup>,  
Daniel Pak<sup>5</sup>, Achim Geßler<sup>6</sup>, Josef Hegger<sup>7</sup>, Alexander Scholzen<sup>8</sup>

**Zusammenfassung:** Doppelt gekrümmte Schalen und Gitterschalen sind Tragsysteme, die, obwohl in Ihrer Wirkungsweise grundsätzlich verschieden, besonders für den Einsatz von Textilbeton geeignet sind. Aufgrund ihrer doppelten Krümmung weisen derartige Tragsysteme zahlreiche Besonderheiten hinsichtlich Formfindung, Lastabtrag und Herstellung auf. Anhand eines Ausführungsbeispiels von monolithischen Schirmschalen und Konstruktionsstudien zu Gitterschalen werden die Strukturkonzepte und ihre Auswirkungen auf das Tragverhalten, das Bewehrungskonzept und die Auswirkungen auf die Herstellung sowie die Bauteilfüugung erläutert.

**Summary:** Structural systems based on double curved monolithic shells or gridshells are both characterised by their good load bearing behaviour depending on the chosen geometry. Although both systems are different regarding their functionality they are suitable applications for TRC while taking advantage of the main constructive and design characteristics of the material. In describing an execution example of an umbrella-shaped shell-structure and design studies on gridshells the relation between structural concept and load bearing behaviour and the relation between the reinforcement concept and production as well as joining are discussed.

---

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Lehrstuhl für Baukonstruktion, RWTH Aachen University

<sup>2</sup> Prof. Dipl.-Ing., Lehrstuhl für Baukonstruktion, RWTH Aachen University

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., Lehrstuhl für Baukonstruktion, RWTH Aachen University

<sup>4</sup> Prof. Dr.-Ing., Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, RWTH Aachen University

<sup>5</sup> Dipl.-Ing., Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, RWTH Aachen University

<sup>6</sup> Dipl.-Ing., Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, RWTH Aachen University

<sup>7</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen University

<sup>8</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen University

## 1 Einleitung

### 1.1 Allgemeines

Der Verbundwerkstoff Textilbeton besteht aus zwei Komponenten, die jeweils für sich genommen über vergleichsweise hohe Festigkeitswerte verfügen. Die Matrix weist Druckfestigkeiten zwischen  $60 - 70 \text{ N/mm}^2$  auf und die textile Bewehrung Zugfestigkeiten zwischen  $350$  und  $1400 \text{ N/mm}^2$  im Bauteil (abhängig vom Bewehrungsmaterial, Querschnittsfläche und Beschichtung). Daher liegt es nahe, Anwendungen für diesen neuen Werkstoff unter anderem im Bereich der tragenden Strukturen zu suchen. Da die Bewehrungsmaterialien beim Textilbeton, anders als beim Stahlbeton, zunächst ausschließlich in flächiger Form vorliegen und die Konzentration von hohen Bewehrungsquerschnitten auf kleinem Raum mit der textilen Bewehrung nicht gelingt, liegt die Anwendung des Materials bei flächenaktiven Tragsystemen nahe. Darüber hinaus sind auch Gitterstrukturen denkbar. Hier sind jedoch mehr als bei den flächenaktiven Systemen Strukturformen geeignet, die nur geringe Zugbelastungen in den Baugliedern verursachen.

Insbesondere Strukturformen mit doppelter Krümmung weisen in vielen Fällen ein günstiges Tragverhalten auf. Während bei flächigen, doppelt gekrümmten Tragwerken im Membranspannungszustand ausschließlich Kräfte parallel zur Oberfläche auftreten, die von dem flächigen Bauteil optimal abgetragen werden können, wird bei Gitterschalen dieser kontinuierliche Kraftfluss unterbrochen. Hier werden die Kräfte durch ein Netz von Stäben geführt, wodurch den Fügepunkten eine besondere Bedeutung für die Kraftweiterleitung zukommt, was sich auf die Gestalt des einzelnen Bauteils und der Gesamtstruktur auswirkt.

Im modernen Stahlbetonbau entstanden vermehrt ab den 1930er Jahren sehr intelligente Strukturformen, die auf Krümmung oder Faltung beruhen. Im Bereich der Schalenkonstruktionen waren es vor allem der mexikanische Architekt Felix Candela [1] (Bild 1a), und später der Schweizer Heinz Isler [2] (Bild 1b), die durch eine rege Bautätigkeit – Isler allein hat im Laufe seines Lebens über tausend Schalendächer realisiert – die Schalenbauweise technologisch voranbrachten. Dabei bildete sich eine Reihe von Strukturformen heraus, die über ein besonders günstiges Tragverhalten verfügten oder sich aufgrund ihrer Geometrie mit geringem Aufwand erzeugen ließen. Insbesondere die sogenannten Regelflächen wie hyperbolische Paraboloiden, Konoide und Rotationshyperboloiden sind Strukturformen, die bis in die 1960er Jahre hinein vielfältige Anwendung fanden, jedoch aufgrund der Korrosionsproblematik der Stahlbewehrung in dünnen Bauteilen heute nicht mehr realisierbar sind. Hier bietet der textilbewehrte Beton durch die Verwendung von Bewehrungsstrukturen aus alkaliresistenten Rovings aus Glas oder Carbon, die Möglichkeit, derartige Tragsysteme mit den charakteristisch geringen Bauteildicken heute wieder herzustellen.



(a) F. Candela, Restaurant in Xochimilco (MEX) [1]

(a) F. Candela, Restaurant in Xochimilco (MEX) [1]



(b) H. Isler, Gartencenter in Camorino (CH) [2]

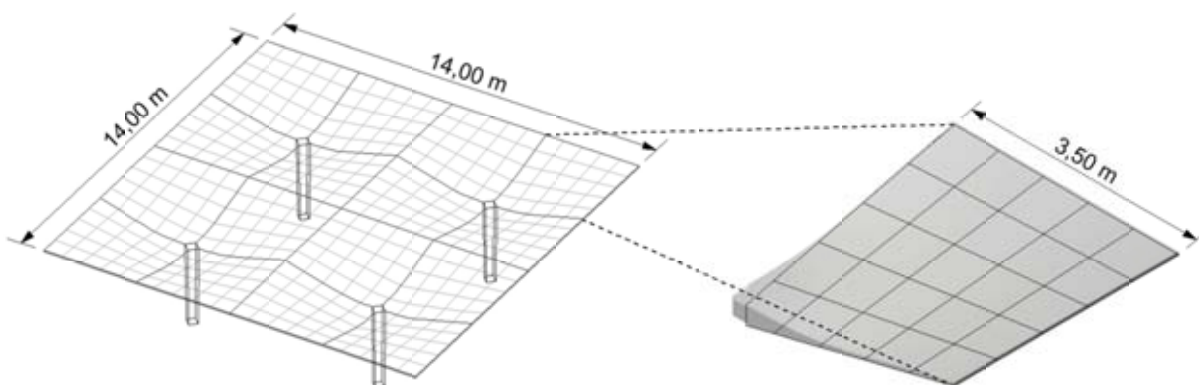
(b) H. Isler, Gardencentre in Camorino (CH) [2]

**Bild 1:** Historische Schalenträgerwerke**Fig. 1:** Historic shell-structures

## 2 Monolithische Schalen aus Textilbeton

### 2.1 Entwurfskonzept und Strukturform

Um die Leistungsfähigkeit von Textilbeton bei flächigen, doppelt gekrümmten Tragsystemen zu verifizieren, realisiert der Sonderforschungsbereich SFB 532 an der RWTH Aachen University bis Ende 2011 einen Großdemonstrator aus doppelt gekrümmten Textilbetonschalen. Das Gebäude soll ab 2012 als Ausstellungspavillon der Fakultät für Bauingenieurwesen dienen.

**Bild 2:** Schalenträgerwerk aus hyperbolischen Paraboloiden, Isometrie**Fig. 2:** Structure-system made of hypar-shells, isometric view

Der Pavillon ist als eingeschossiges, ebenerdiges Gebäude mit einem quadratischen Grundriss mit Außenabmessungen von 14 m x 14 m und einer Höhe von 4 m geplant. Die Tragstruktur besteht, wie in Bild 2 dargestellt, aus einer Addition von vier schirmartigen Dachelementen aus Textilbeton, die jeweils auf einer zentralen Stütze aufgelagert sind. Durch die Anordnung von 2 x 2 Schirmen entstehen in dem quadratischen Baukörper ein zentraler Raum von 7 x 7 m und ein Umgang von 3,5 m Breite. Die Schirme selbst basieren auf der Addition von jeweils vier gleichen, doppelt gekrümmten HP-Flächen (hyperbolische Paraboloiden) mit Abmessungen von 3,5 x 3,5 m.

## 2.2 Tragverhalten

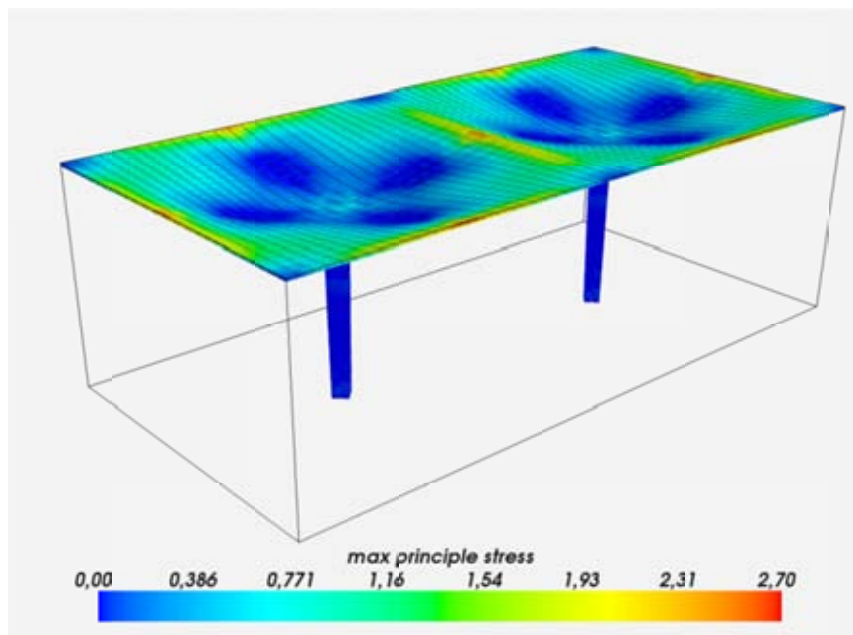
### 2.2.1 Numerische Berechnung des Schalentragwerks

#### *Einwirkungen*

Die Einwirkungen auf die Textilbetonschale wurden nach DIN 1055 angesetzt und umfassen Eigengewicht, Ausbaulasten (Dacheindeckung), Windlasten, Schneelasten, Temperatur und Schwinden. Für die Bemessung der Schale im Grenzzustand der Tragfähigkeit sind die Schnittgrößen der Einzellastfälle mit Kombinations- und Teilsicherheitsbeiwerten nach DIN 1055 zu kombinieren. Um die maßgebende Lastfallkombination zu identifizieren wurde ein Berechnungstool implementiert, das die Kombinationen automatisiert auswertet und somit erlaubt, die maßgebende Lastfallkombination für jede Stelle der Schale zu bestimmen.

#### *Hauptzugspannungen*

Die maßgebende Lastfallkombination für die Bemessung der Textilbetonschale setzt sich aus den symmetrischen Lastfällen, Eigengewicht, Ausbaulast, Schneelast und Winddruck zusammen. Infolge dieser Belastung wirkt in der Schale hauptsächlich ein Membranspannungszustand: in radialer Richtung wirken die Hauptdruckspannungen, tangential verlaufen die Hauptzugspannungen. Die Schalenmitte ist daher unter symmetrischer Belastung vollständig überdrückt, während sich an den Schalenrändern Ringzugspannungen einstellen. In Bild 3 ist der Verlauf der Hauptspannungen exemplarisch für den Lastfall Eigengewicht dargestellt. Die größten Zugspannungen treten in der Mitte der Schalenränder auf. An dieser Stelle weist die Schale ihre minimale Bauteildicke auf und der Querschnitt steht vollständig unter Zugspannung. Für die Bemessung der Textilbetonschale im Grenzzustand der Tragfähigkeit, d.h. für die Festlegung des erforderlichen Bewehrungsgrades ist diese Stelle maßgebend. Aus der FE-Berechnung ergeben sich für die maßgebende Lastfallkombination Spannungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit von 5,8 MPa.



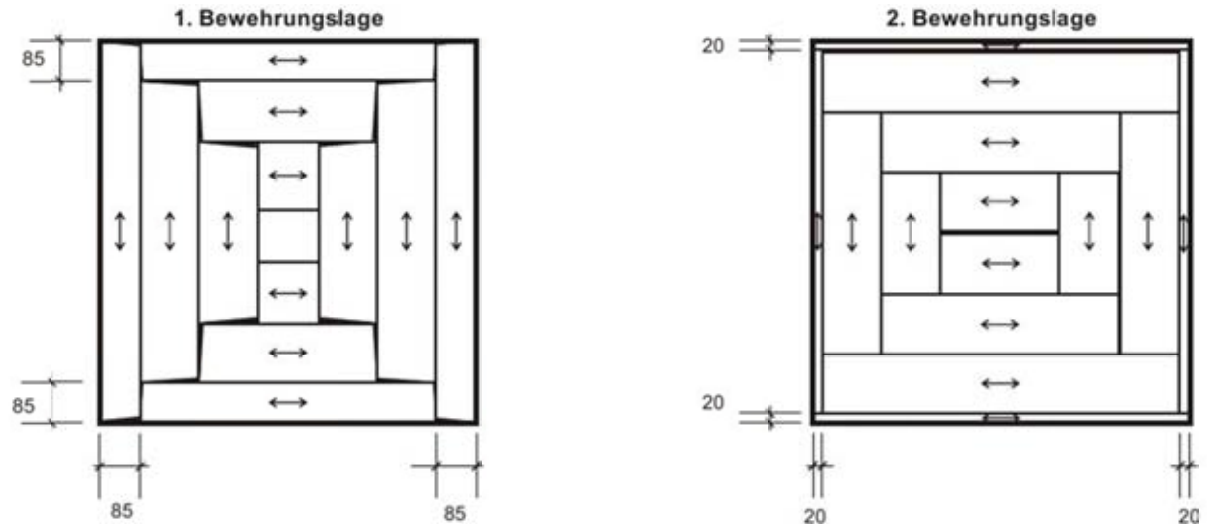
**Bild 3:** Hauptzugspannungen im Schalentragswerk unter Eigengewicht [MPa].

**Fig. 3:** Maximal principal tensile stress under dead load [MPa].

## 2.2.2 Bewehrungskonzept

Die maximale Tragfähigkeit der textilen Bewehrung, so wie sie im Dehnkörperversuch ermittelt wurde, kann nur bei einer Ausrichtung der Rovings in die Hauptzugspannungsrichtung erreicht werden. Für andere Orientierungen werden die Rovings im Riss in die Krafrichtung umgelenkt, wodurch es zu einer Abminderung der Tragfähigkeit kommt, die in den Bemessungsansätzen über entsprechende Abminderungsfaktoren berücksichtigt werden muss. Um auf eine solche Abminderung an den höchstbeanspruchten Stellen am Schalenrand verzichten zu können, sieht das Bewehrungskonzept der Textilbetonschale vor, die Bewehrungslagen in diesem Bereich ausschließlich parallel zum Schalenrand anzuordnen, so dass alle 12 Lagen in ihrer Haupttragrichtung beansprucht werden und optimal ausgenutzt werden können. Aus baupraktischer Sicht ist es bei dem hohen erforderlichen Bewehrungsgrad nicht mehr möglich, die Bewehrungslagen mit einem Überlappungsstoß auszuführen, da hierdurch in den Kreuzungspunkten der Bewehrungslagen aufgrund der geringen Bauteildicke keine ausreichende Betonüberdeckung mehr gegeben wäre. Hinsichtlich der Krafteinleitung und des Verbundes würden diese Bereiche unzulässige Fehlstellen darstellen. Das Bewehrungskonzept sieht daher vor, die Textilien in einer Bewehrungslage ausschließlich stumpf zu stoßen. Die Stöße werden in den zwölf Bewehrungslagen jeweils versetzt zur darüber und darunter liegenden Lage angeordnet. Insgesamt kommen dabei sechs verschiedene Bahnbreiten zum Einsatz (21 cm, 40 cm, 61,5 cm, 83 cm, 102 cm und 123 cm). Auf Stöße an den höchstbelasteten Stellen am Schalenrand wird vollständig verzichtet. Die einzelnen Bahnen werden, wie

in Bild 4 schematisch dargestellt, in Längsrichtung bündig aneinander ausgerichtet, wodurch infolge der Bauteilkrümmung am Ende der Bahnen ein Versatz der Bewehrung von wenigen Zentimetern entsteht. Die fehlende Bewehrung im Bereich der Stöße wird durch die restlichen Bewehrungslagen kompensiert.

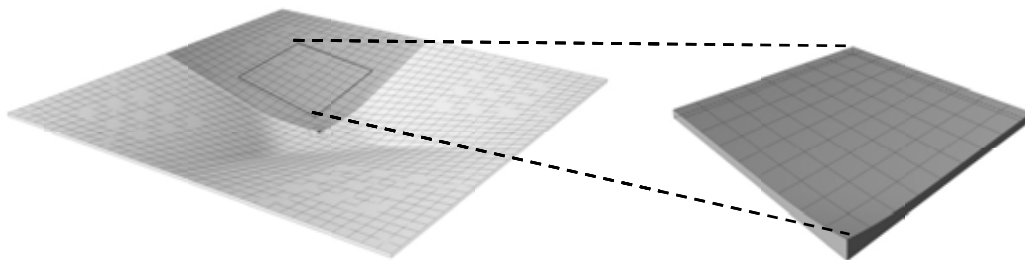


**Bild 4:** Schematische Anordnung der textilen Bewehrung für einen Schirm ( $7 \times 7 \text{ m}^2$ ) exemplarisch für die 1. und 2. Lage in der Draufsicht [cm]

**Fig. 4:** Scheme of the 1<sup>st</sup> and 2<sup>nd</sup> textile reinforcement layer of one hyper-shell ( $7 \text{ by } 7 \text{ m}^2$ ) [cm]

### 2.2.3 Herstellung

Zur Überprüfung der Handhabbarkeit bei der Produktion eines HP-Schirms wurde ein  $2 \times 2 \text{ m}^2$  großer Ausschnitt hergestellt. Der Ausschnitt umfasste sowohl einen Bereich mit größerer als auch mit geringerer Steigung jedoch ohne Neigungswechsel. Die Dicke des Ausschnitts lag zwischen 60 mm bis hin zu 150 mm. Der hergestellte Ausschnitt ist in Bild 5 dargestellt.

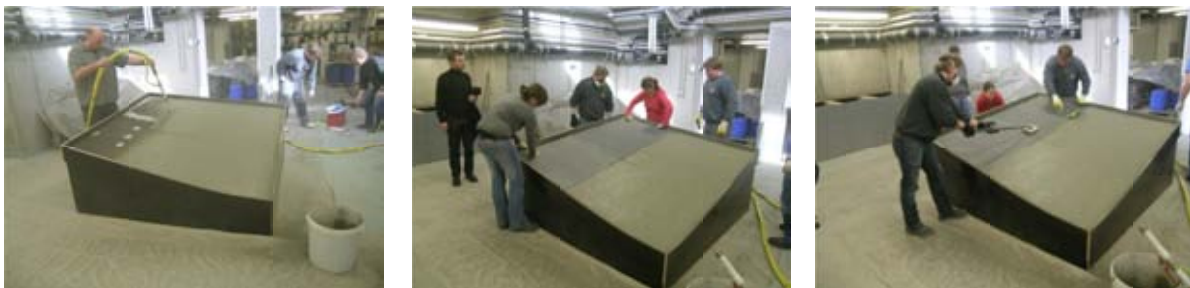


**Bild 5:** Schalenausschnitt  $2 \times 2 \text{ m}^2$

**Fig. 5:** Cutout of the shell  $2 \text{ by } 2 \text{ m}^2$



Für die Herstellung wurde eine spritzfähige Feinbetonmischung mit einem Kurzfasergehalt (AR-Glas, 6 mm) von 0,5 Vol% und das Carbon-Textil 2D-04-11 verwendet. Die festen Ausgangsstoffe des Feinbetons, Zement, Flugasche, Silikastaub und Gesteinskörnung, wurden als Trockenmischung vom Trockenmörtelwerk vorgemischt angeliefert. Die Schalung wurde aus mit Phenolharz beschichteten Schaltafeln gefertigt. Die Fugen der Sichtfläche wurden mit Spachtelmasse verschlossen. Auf einem Teil der Schalung wurde eine Folie aufgeklebt. Diese sollte die Schalungshaftung und somit die Belastung beim Ausschalen des Bauteils minimieren. Die Carbon-Textilien wurden für diesen Spritzversuch vorkonfektioniert. Dabei wurden die Bewehrungslagen wie in Originalgröße angeordnet. Das Spritzen des Feinbetons sowie das Einlegen der Bewehrung konnte bei der Herstellung des Schirmausschnitts gut nachgestellt und getestet werden. Es stellte sich allerdings heraus, dass bedingt durch die Neigung des Schirms der Beton ab einer Dicke von ca. 40 mm ein zu hohes Gewicht aufweist und auf der glatten Schalung nicht haften bleibt, sondern etwas rutscht. Der Schirmausschnitt wurde im erhärteten Zustand zersägt, wodurch der Querschnitt der Konstruktion erkennbar wurde.



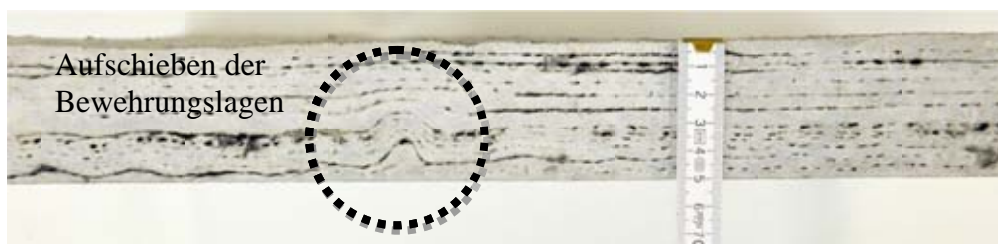
(a) Aufspritzen der ersten Lage Beton  
(a) Spraying the first concrete layer

(b) Einlegen der Bewehrung  
(b) Lay-up of the reinforcement

(c) Andrücken der Bewehrung  
(c) Pressing on of the reinforcement

**Bild 6:** Herstellung des Schalenausschnitts

**Fig. 6:** Production of a cutout of the shell



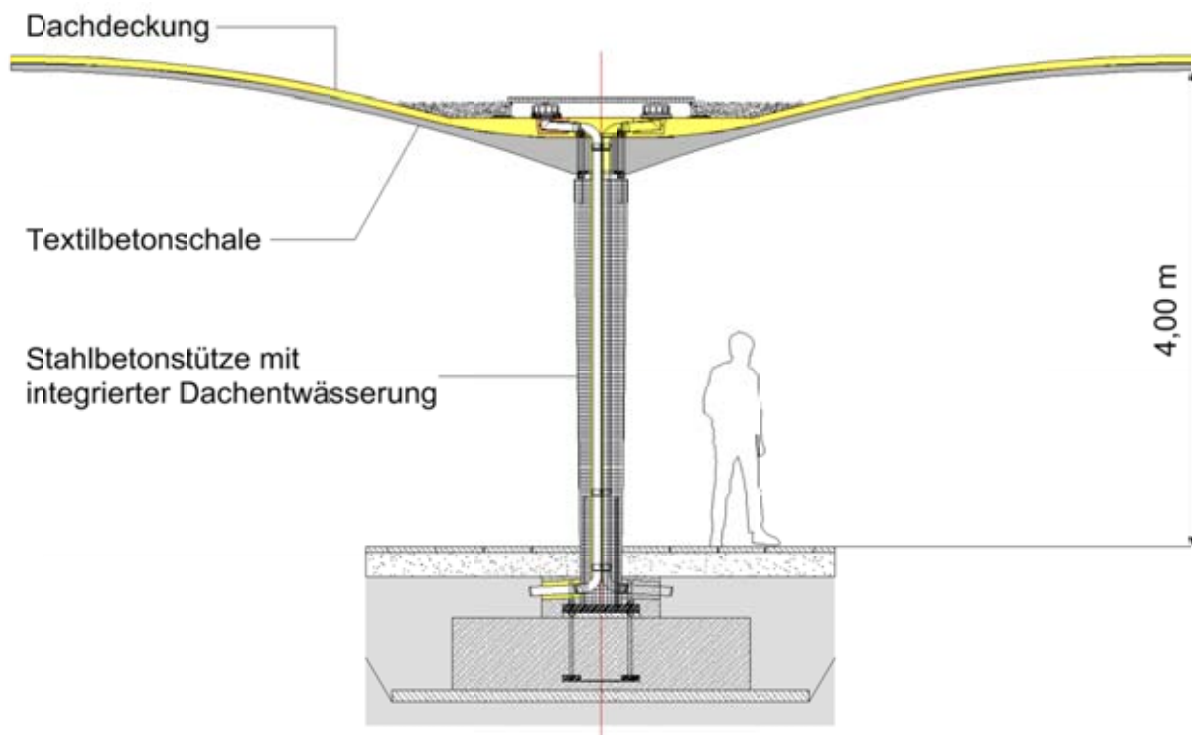
**Bild 7:** Lagenverteilung der Bewehrung im Bauteilquerschnitt [cm]

**Fig. 7:** Distribution of reinforcement layers (element cross section) [cm]

Bild 7 zeigt, dass sich die Textillagen sehr gleichmäßig über den Querschnitt verteilen. Die Schichtdicken können demnach sehr gut ausgeführt werden. Allerdings ist das Aufschieben bzw. Abrutschen der Konstruktion ebenfalls erkennbar. Um diesen Effekt bei der Herstellung eines  $7 \times 7 \text{ m}^2$  großen monolithischen Schirms zu vermeiden, muss entweder eine saugfähigere Schalhaut verwendet werden oder die Konsistenz des Betons über den Fließmittelgehalt steifer eingestellt werden.

#### 2.2.4 Bauteildurchbildung und Gestalt

Bei der Formgebung der Schirmschalen hat das Tragverhalten den größten Einfluss auf die Gestalt. Daneben spielen jedoch auch Aspekte der Herstellung und der Bauteilfügung eine Rolle. Die deutliche Querschnittsverdickung in der Mitte der Schalenbauteile ist auch notwendig um die doppelte Dachentwässerung und die Verbindungsmittel (Gewindestangen M30) zu integrieren. Darüber hinaus ist die gewählte Form der HP-Schalen günstig, da die umlaufend geraden Bauteilränder eine einfache Montage von Fassadenbauteilen und die Koppelung der Schalen untereinander ermöglichen. In Bild 8 ist der Querschnitt eines Schirms über die Diagonale mit der Querschnittsveränderung von 6 cm am Rand auf 31 cm in der Mitte dargestellt.



**Bild 8:** Querschnitt (diagonal) Schirmschale und Stütze

**Fig. 8:** Cross section (diagonal) of the shell and the column

### 2.2.5 Schlussfolgerungen

Im Rahmen der Planung des beschriebenen Demonstrators konnte nachgewiesen werden, dass neben den zahlreichen Anwendungen im Bereich der Gebäudehüllen auch Tragstrukturen, insbesondere solche mit komplexer Strukturform, mit Textilbeton denkbar sind. Dabei erlauben Schalentragwerke eine sehr gute Ausnutzung der mit Textilbeton möglichen Dünnwandigkeit der Bauteile. Der Nachweis der Tragfähigkeit der Gesamtkonstruktion und der Tauglichkeit der Bauweise wurde im Rahmen einer Zustimmung im Einzelfall erbracht. Die Umsetzbarkeit des Bewehrungskonzepts konnte mit der Herstellung des Schalenausschnitts nachgewiesen werden. Ob die entwickelten Herstellungs- und Fügemethoden in die Baupraxis und damit in größere Maßstäbe übertragbar sind wird der geplante Bau des Demonstrators zeigen.

## 3 Gitterschalen aus Textilbeton

Das vorgenannte Beispiel zeigt, dass aufgrund der Eigenschaften der textilen Bewehrung eine der wichtigsten Anwendungsmöglichkeiten für Textilbeton im Bereich der flächenaktiven Tragwerke liegt. Das untersuchte Tragsystem verfügt über eine Strukturform, die einen materialgerechten Einsatz des Verbundwerkstoffs erlaubt. Dennoch bleibt festzustellen, dass derartige Strukturen nicht immer den inneren Zusammenhang zwischen Bauteilgestalt, Art der Belastung und Herstellungstechnik nach außen sichtbar werden lassen. So bilden die Flächentragwerke die Dünnwandigkeit ihrer Bauteile meist nur an den Rändern ab. Der restliche Querschnittsverlauf bleibt dem Betrachter verborgen. Die Schlankheit der Konstruktion wird hier somit nicht zum entscheidenden architektonischen Ausdrucksmittel, sondern eher die plastische Formbarkeit des Materials, die eine Krümmung von Oberflächen in nahezu beliebiger Form erlaubt.

Anders ist dies bei aufgelösten Tragstrukturen, bei denen die Kräfte nicht über die Fläche sondern über ein Netz von stabförmigen Bauteilen abgeleitet werden. Hier ist die Anwendung von Textilbeton bei Gitterschalen sinnvoll, da der architektonische Eindruck zu allererst von der Schlankheit der Bauglieder geprägt wird. Ganz unmittelbar wird hier die häufig postulierte Filigranität von Textilbetonkonstruktionen sichtbar und führt zu Erscheinungsformen, die mit Beton üblicherweise nicht in Verbindung gebracht werden. Und schließlich sind bei Gitterstrukturen aus Textilbeton im Gegensatz zu Schalen die Fügepunkte ablesbar und damit gestalterisch prägnant.

### 3.1 Teilungsmuster von Gitterschalen mit Kugelgeometrie

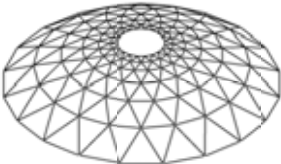
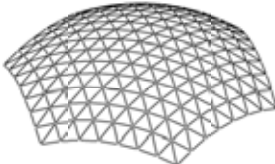
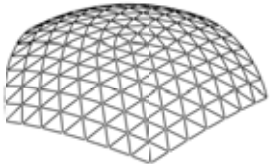
Die geometrischen Möglichkeiten, doppelt gekrümmte Flächen zu erzeugen sind derart zahlreich, dass hier exemplarisch nur Kugeloberflächen betrachtet werden sollen. Darüber hinaus bietet die Einschränkung auf Kugeloberflächen, d.h. auf Stabnetze, deren Struktur einen Ausschnitt einer Kugeloberfläche beschreibt, die Möglichkeit, Tragsysteme zu erzeugen, die im affinen Lastzustand (Eigengewicht) nahezu ausschließlich auf Druck beansprucht werden und somit den Materialeigenschaften der sehr druckfesten Betonmatrix entgegen kommen.

In Abhängigkeit von der gewählten Teilungsart bieten sich verschiedene Bauteilgeometrien an, mit denen die Gitterstruktur erzeugt wird. So lassen sich Ringnetzkuuppeln beispielsweise aus vorgefertigten Dreieckselementen herstellen, da die Aufteilung in Ringe eine relativ hohe Wiederholungsrate ermöglicht [3], [4]. Bei der Rostschale kommt es aufgrund der Projektion eines Dreiecksrasters auf die Kugeloberfläche zu einer Verzerrung zu den Rändern hin. Hier können eher Y-förmige Elemente eingesetzt werden, die in den Dreiecksfeldern der Rostschale positioniert werden. Trotz der großen Anzahl unterschiedlicher Dreiecksfelder und somit unterschiedlicher Y-Elemente können diese mit geringem Schalungsaufwand hergestellt werden (siehe Abschnitt 3.1.2). Bei den geodätischen Kuppeln schließlich wird durch die Erzeugungsmethode eine kleine Anzahl unterschiedlicher Stablängen erreicht, so dass hier mit Einzelstäben und entsprechenden Knotenelementen gearbeitet werden kann. Die drei Systeme sind in Tabelle 1 dargestellt.

Der Verwendung verschiedener Bauteile bei bestimmten geometrischen Randbedingungen führt zwangsläufig zu unterschiedlichen Fügekonzepten, die im Folgenden exemplarisch dargestellt werden.

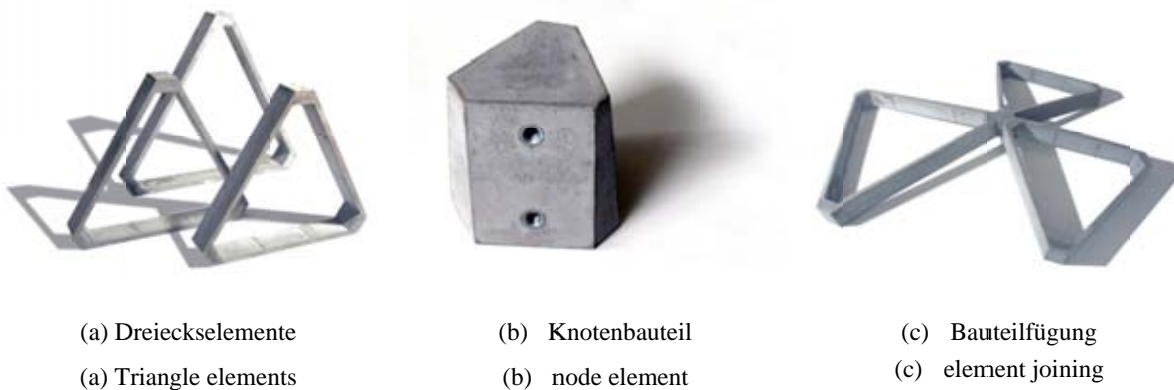
**Tabelle 1:** Teilungsmuster und Bauteilgeometrien für Gitterschalen

**Table 1:** Tiling patterns and element geometries of grid-shells

	Kugel (Ringnetz)	Kugel (Rostschale)	Kugel (geodätisch)
Bauteile	 Dreiecke	 Y-Elemente	 Einzelstäbe

### 3.1.1 Ringnetzkupeel - Bauteilgeometrie und Fügekonzept

Die Verwendung von Dreiecksbauteilen hat den Vorteil, bereits in der Vorfertigung drei Stäbe zu einem Bauteil verbinden zu können und somit die Komplexität der Knotendurchbildung zu reduzieren. Die Verwendung von geschlossenen Dreieckselementen macht die Einführung eines Knotenelements zwingend notwendig.



**Bild 9:** Dreieckselemente, Knotenbauteil und Fügung

**Fig. 9:** Triangle elements, knode element and connection

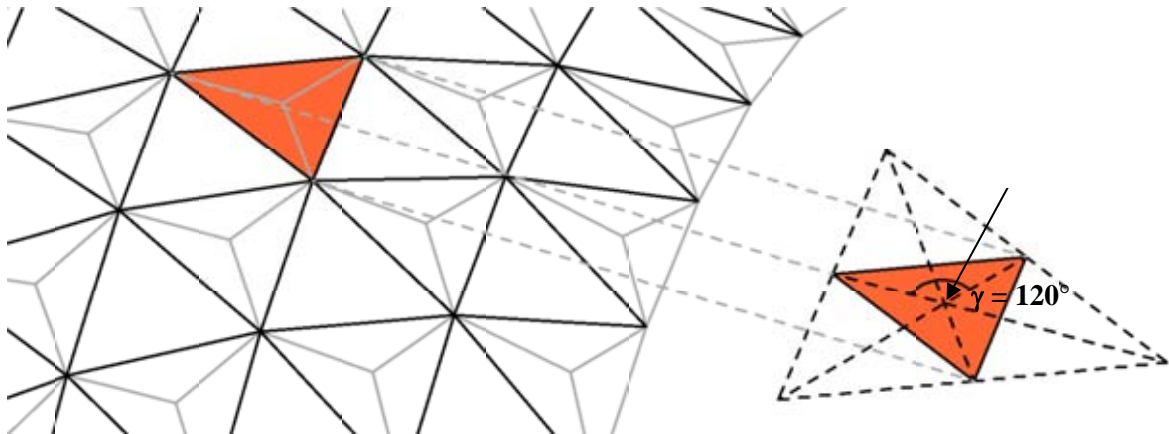
Um einen möglichst homogenen Eindruck der Gesamtstruktur zu erzielen wurden sowohl die Dreieckselemente als auch das Knotenbauteil aus Beton hergestellt. Die Dreieckselemente haben Kantenlängen von 80 cm und 100 cm. Die Schenkel verfügen über einen Querschnitt von 150 x 30 mm<sup>2</sup>. In Bild 9 sind die Bauteile, das Knotenelement und die Fügung dargestellt.

Die Verbindung der Bauteile mit dem Knoten erfolgt durch Schraubbolzen. Im Knotenelement sind entsprechende Gewindehülsen einbetoniert. Die Ecken der Dreieckselemente sind auf 60 mm aufgedickt, so dass dort die Verbindungsmittel integriert werden können und an den Außenseiten abgeflacht, so dass ein stumpfer Stoß zum Knotenelement ermöglicht wird.

### 3.1.2 Rostschale - Bauteilgeometrie und Fügekonzept

Die geometrischen Erzeugungsprinzipien und strukturellen Eigenschaften von Rostschalen sind bei [3] und [4] näher beschrieben. Die starken Verzerrungen des projizierten Dreiecksrasters an den Rändern von Rostschalen lassen den Einsatz von Y-förmigen Bauteilen sinnvoll erscheinen. Durch Konstruktion des 1.Fermatpunktes in den Dreiecksflächen der Rostschale lassen sich Y-Elemente mit Innenwinkeln von  $\gamma = 120^\circ$  so auf der Kugeloberfläche platzieren, dass die Elemente sich lediglich in ihren Schenkellängen unterscheiden [5]

(Bild 10). Damit ist eine wirtschaftliche Herstellung möglich. Die Fügung muss auch hier wie bei der Ringnetzku­p­pel durch ein Knotenelement erfolgen. Aufgrund des stehend rech­te­ckigen Querschnitts der Bauteilschenkel kann die Fügung als zweischnittige Verbindung ausgeführt werden. Auch für dieses Strukturkonzept wurden Prototypen für Bauteile und Knotenelemente hergestellt (siehe Bild 11).



**Bild 10:** Ausschnitt Rostschale und Konstruktion des 1. Fermat-Punkt

**Fig. 10:** Cutout of a hexagonal lamella dome and construction of the 1<sup>st</sup> Fermat point

Als Knotenelement wird hier ein Stahlrohr mit angeschlossenen Verbindungsblechen verwendet. Die Textilbetonelemente weisen an den Schenkelenden entsprechende Aussparungen zur Aufnahme der Bleche auf. Jeweils zwei Schrauben M12 dienen als Verbindungsmittel.



(a) Bauteil­fü­gung der Y-Elemente  
(a) Joining of Y-shaped elements



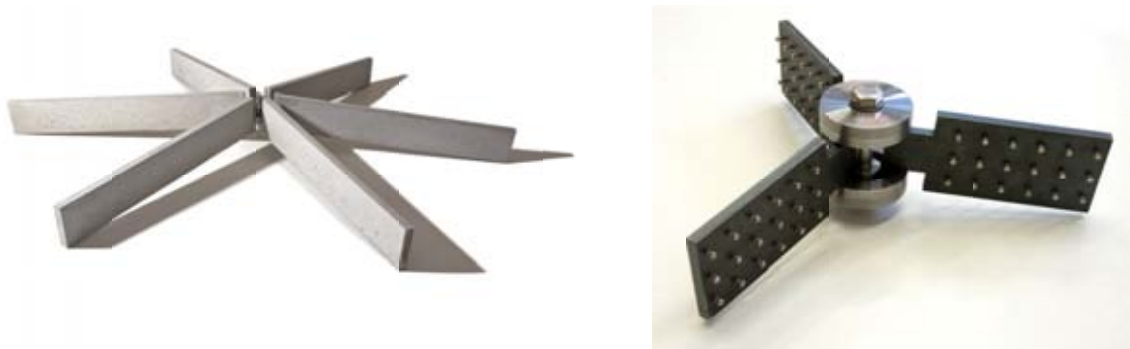
(b) Knotenelement  
(b) node element

**Bild 11:** Bauteil­fü­gung von Y-Elementen

**Fig. 11:** Joining of Y-shaped elements

### 3.1.3 Geodätische Kuppel - Bauteilgeometrie und Fügekonzept

Geodätische Kuppeln basieren auf der Teilung der Kugeloberfläche in Dreiecke, wodurch sich in einem Knotenpunkt jeweils 6 Kanten treffen [3], [4]. Die Kanten unterscheiden sich in ihrer Länge, stehen jedoch in den Knoten immer im selben Winkel zueinander, der durch den Radius der Kugel bestimmt wird. Diese Tatsache hat sich bereits Walter Bauersfeld bei der Konstruktion einer geodätischen Kuppel für das Planetarium der Fa. Zeiss in Jena zu Nutze gemacht [6]. Er entwickelte für das Stabnetz einen Knoten aus zwei kreisrunden Tellern mit jeweils einer Nut zur Aufnahme der hammerkopfförmigen Stabenden. Durch den unterschiedlich großen Radius der Nut im oberen und unteren Teller wurde der durch den Kugelradius definierte Knickwinkel der Stabkonstruktion sichergestellt.



(a) Bauteilfügung der Textilbetonstäbe

(a) Joining of TRC-bars

(b) Knotenelement mit Stahleinbauteilen

(b) node element and steel inlays

**Bild 12:** Geodätische Kuppel: Bauteilfügung von Einzelstäben

**Fig. 12:** Geodesic dome: joining of single bars

In Anlehnung an dieses Prinzip wurde ein ähnliches Knotenelement für Textilbetonstäbe mit einem stehend rechteckigen Querschnitt von  $30 \times 220 \text{ mm}^2$  entwickelt. Um den Anschluss der Stäbe an den Knoten zu ermöglichen wurde in die Stäbe ein Stahleinbauteil integriert, dessen hammerkopfförmiges Ende in den Knoten eingreift. Aufgrund negativer Erfahrungen mit einbetonierten Lochblechen zur Kraftübertragung von stabförmigen Textilbetonbauteilen in Knotenelemente oder Nachbarbauteile [7] wurde hier ein Flachstahl mit beidseitig aufgetragenen Minikopfbolzen in Form von Schrauben M3 als Verbindungsmittel gewählt. Durch die Kopfbolzen sollte zum einen eine Kraftübertragung aus dem Verbundquerschnitt in den Knoten gewährleistet werden und zum anderen ein Aufspalten der Profile, wie es bei den Lochblechen beobachtet wurde, verhindert werden. In Bild 12 sind die Bauteilfügung und das entsprechende Knotenelement dargestellt.



## 4 Ausblick

Die Beispiele für doppelt gekrümmte Strukturen zeigen das Potenzial und die Umsetzbarkeit komplexerer Tragsysteme aus Textilbeton. Wesentliche Fragen der Konstruktion, Herstellung und Montage aber auch des architektonischen Erscheinungsbildes konnten untersucht und beantwortet werden. Allerdings verweisen die Beispiele auch auf weiteren Forschungsbedarf. So sind insbesondere für die Herstellung von monolithischen Schalen wirtschaftlichere Produktionsmethoden zu entwickeln, um die Bauweise marktfähig zu machen. Bei den Gitterschalen sind weitere Untersuchungen zu Teilungsmustern und Bauteilfügung notwendig um den Schalungsaufwand für derartige Strukturen zu verringern. Insgesamt jedoch leisten die entwickelten Systeme aufgrund ihres sparsamen Materialeinsatzes einen echten Beitrag bei der nachhaltigen Verwendung von Beton.

## 5 Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“.

## 6 Literatur

- [1] FABER, C.: *Candela / The Shell Builder*, New York, 1963.
- [2] RAMM, E.; SCHUNCK, E. (EDS.): *Heinz Isler, Schalen*, 3<sup>rd</sup> ed., 2002.
- [3] MAKOWSKI, Z.S.: *Räumliche Tragwerke aus Stahl*, S.110 ff., Düsseldorf, 1963.
- [4] ENGEL, H.: *Tragsysteme - Structure Systems*, S. 152 – 155, Ostfildern, 1997.
- [5] SCHÄTZKE, C., JOACHIM, T., SCHNEIDER, H.N., WIESCHOLLEK, M, PAK, D., FELDMANN, M.: *Single and Double-Curved Structures made of TRC*. In: BRAMESHUBER, W. (Hrsg.): *2nd ICTRC Textile Reinforced Concrete*, September 6-8, 2010, Aachen, D. Place. RILEM Publications S.A.R.L., pp. 367-379.
- [6] GÜNSCHEL, G.: *Große Konstrukteure – Freyssinet, Maillart, Dischinger, Finsterwalder*, S. 160-163, Frankfurt a.M., Berlin, 1966.
- [7] SCHNEIDER, H.N.; SCHÄTZKE, C.; BERGMANN, I.: *Textile Reinforced Concrete - Applications and Prototypes*. In: HEGGER, J.; BRAMESHUBER, W.; WILL, N.(Hrsg.): *Textile Reinforced Concrete - 1st International RILEM Conference on Textile reinforced Concrete*, 6./7. September, 2006, Aachen, D. Bagnaux, F: RILEM Publications S.A.R.L., 2006, S. 297 - 307.



## Tragverhalten von Sandwichkonstruktionen aus textilbewehrtem Beton

Michael Horstmann<sup>1</sup>, Ali Shams<sup>2</sup>, Josef Hegger<sup>3</sup>

**Zusammenfassung:** Sandwichkonstruktionen mit Deckschichten aus dünnen Metallblechen und Stahlbeton stellen seit Jahrzehnten bewährte und wirtschaftliche Verbundkonstruktionen für Gebäudehüllen dar. Der Einsatz von dünnen Deckschichten aus textilbewehrtem Beton verbindet deren Vorteile und ermöglicht auch bei steigenden Anforderungen an den Wärmeschutz geringe Konstruktionsdicken. Der Beitrag berichtet über die Entwicklung von Ingenieurmodellen zur wirklichkeitsnahen Beschreibung des Tragverhaltens von Sandwichquerschnitten aus textilbewehrtem Beton, Hartschaumdämmkern und geeigneten Verbundmitteln.

**Summary:** Sandwich constructions made of thin metal sheets and structural concrete have been reliable and economic composite structures in the past decades. The application of thin-walled facings made of Textile Reinforced Concrete (TRC) combines the advantages of this construction and allows for slender construction thicknesses despite the progressing demands on thermal insulation. This contribution reports on the development of models, which enable the realistic mechanical description of the load-bearing behavior of the sandwich panels made of two TRC-facings and a core of polymeric rigid foam together with suitable connecting devices.

---

<sup>1</sup> Dr.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen

<sup>2</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen

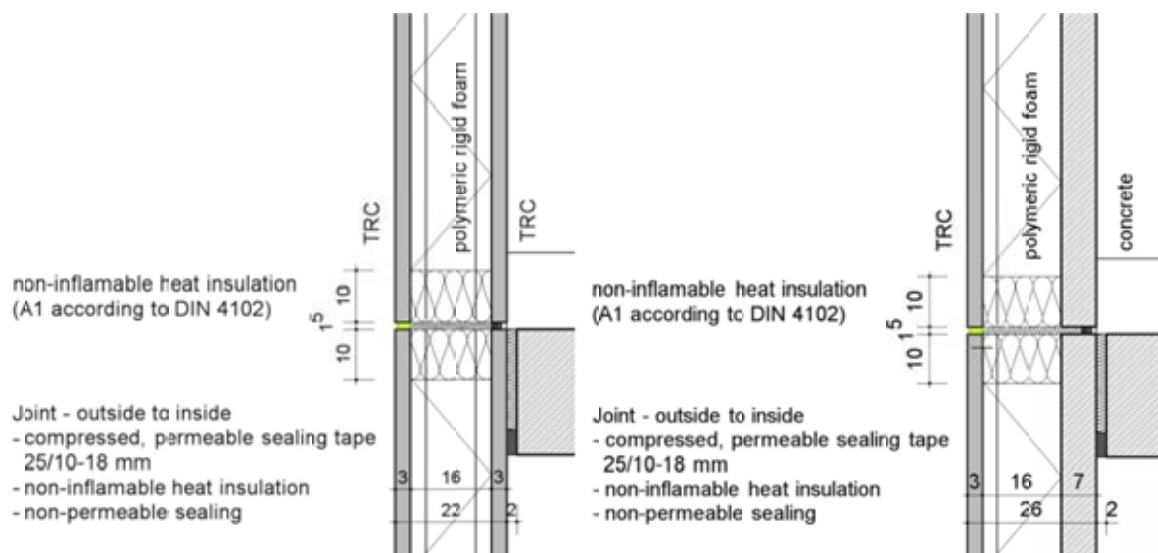
<sup>3</sup> Univ.-Prof. Dr.-Ing., Institut für Massivbau, RWTH Aachen

## 1 Einleitung

Sandwichkonstruktionen mit dünnen Deckschichten aus Stahl und dickeren Deckschichten aus Stahlbeton werden seit Jahrzehnten erfolgreich als vorgefertigte, plattenförmige Außenwand- und Fassadenbauteile eingesetzt. Mit Deckschichten aus Textilbeton können der stetigen Zunahme der erforderlichen Querschnittsdicken aufgrund steigender Wärmeschutzanforderungen wirkungsvoll entgegengewirkt und hohe Oberflächenqualitäten erzeugt werden. Sandwichbauteile aus textildbewehrtem Beton können nicht unmittelbar mit den bekannten Prinzipien ausgeführt werden und erfordern an dünne Textilbetonschalen angepasste Verbundmittel zur Sicherstellung einer dauerhaften Sandwichtragwirkung.

## 2 Architektonische Gestaltung

Für selbsttragende Sandwichfassaden aus Textilbeton ist ein hohes Anwendungspotenzial im Wohn- und Verwaltungsbau gegeben. Die Orientierung am modernen Büro- und Gewerbebau führte zu einem üblichen Rastermaß von 1,35 m bis 8,10 m auf Basis eines Rastermaßes von 1,35 m, während die Höhe auf 3,60 m festgelegt wurde. Aus den Anforderungen an Bauphysik und Tragverhalten wurden die in Bild 1 dargestellten Elementtypen abgeleitet. Typ A kennzeichnet sich aus durch einen symmetrischen Aufbau mit zwei dünnen Textilbetonschalen, während Typ B mit einer dickeren Innenschale aus Beton, entweder mit Betonstählen, GFK-Stäben oder technischen Textilien bewehrt, ausgeführt wird.



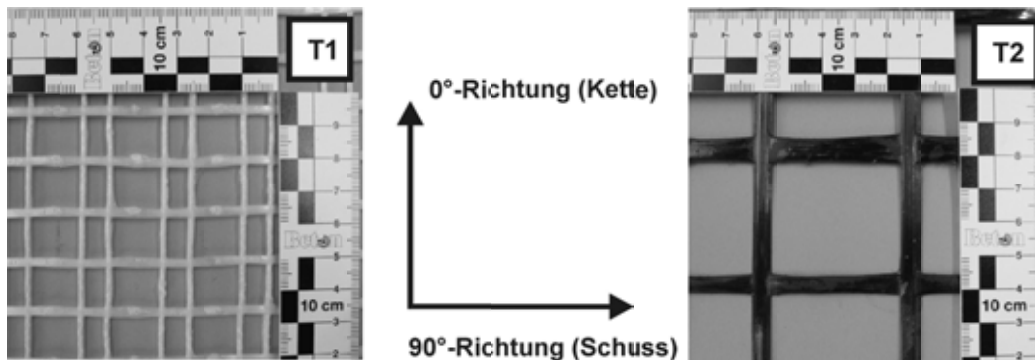
**Bild 1:** Untersuchte Elementtypen: Typ A mit zwei Textilbetonschichten (links), Typ B mit dickere Innenschale (rechts), (Quelle: Bauko2, RWTH Aachen)

**Fig. 1:** Investigated panel types: Type A with two TRC-facings (left), Type B with a thicker concrete layer (right), (source: Bauko2, RWTH Aachen)

### 3 Eingesetzte Baustoffe

#### 3.1 Textile Bewehrung und Betone

Als textile Bewehrung der Deckschichten wurden zwei epoxidharzbeschichtete Textilien aus alkaliresistenten (AR)-Glas bzw. aus Carbonfasern eingesetzt (Bild 2), deren Tragfähigkeit und Verbundverhalten durch Dehn- und Biegekörperversuche untersucht wurde [1].



**Bild 2:** Eingesetzte Bewehrungstextilien mit Epoxidharztränkung aus AR-Glas (links) und Carbon (rechts)

**Fig. 2:** Applied textile reinforcements made of AR-glass (left) and carbon (right) coated with epoxy resin

Gegenüber ungetränkten Textilien (z.B. in [2]) wurden für die untersuchten Textilien in den Dehn- und Biegekörperversuchen größere Zugtragfähigkeiten, größere Rissabstände und für das AR-Glastextil jedoch eine Neigung zum Verbundspalten entlang der Bewehrungsebene ermittelt. Das Carbontextil kennzeichnete sich durch einen etwa dreifach größeren E-Modul und eine etwa zweifach größere Zugfestigkeit gegenüber dem AR-Glastextil (Tabelle 1).

**Tabelle 1:** Kennwerte der verwendeten Bewehrungstextilien (Mittelwerte)

**Table 1:** Properties of applied fabrics (mean values)

Parameter	Einheit	Textil T1 (AR-Glas)	Textil T2 (Carbon)
Gitterabstand 0°/90°-Richtung	mm	17/17	45/40
Bewehrungsquerschnitt 0°/90°-Richtung	cm <sup>2</sup> /mm	1,08/0,75	0,46/0,51
Mittelwert der Zugfestigkeit in 0°/90°-Richtung (aus Dehnkörperversuchen [1])	N/mm <sup>2</sup>	1214/1159	2276/1758
E-Modul 0°-Richtung	N/mm <sup>2</sup>	~59000	~171000

Beide Textilien ermöglichen den Einsatz von Betonmischungen mit einem Größtkorn von 5 mm, das sich im Vergleich zu den üblicherweise verwendeten Feinbetonen mit  $d_g < 2$  mm günstig auf das Schwindverhalten auswirkt. Die Kennwerte des verwendeten Betons sind in Tabelle 2 angegeben.

**Tabelle 2:** Festbetonkennwerte (Mittelwerte nach 28 d)

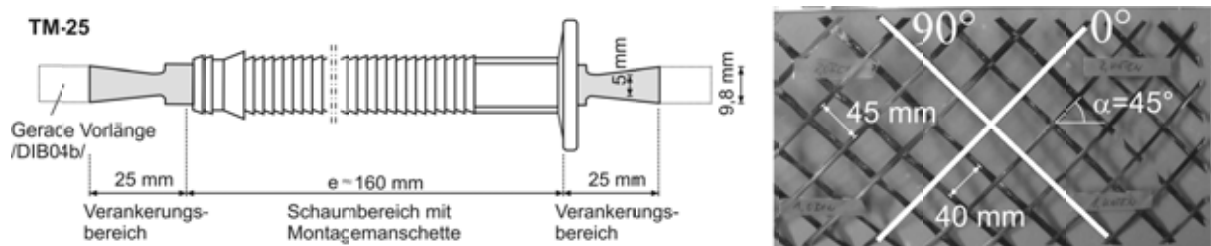
**Table 2:** Properties of cured concrete (mean values after 28 days)

Parameter	Einheit	Beton
Biegezugfestigkeit	N/mm <sup>2</sup>	8,9
Druckfestigkeit (Mörtelprisma [3] / Würfel [4])	N/mm <sup>2</sup>	68,7/65,1
E-Modul	N/mm <sup>2</sup>	37230
Schwinden (56 d)	‰	0,42

Bei einigen Sandwichplatten unter Biegebeanspruchung (vgl. Abschnitt 4.1) wurde als Zulaufe im Bereich der Schubgitter oder als Hauptbewehrung der dickeren Innenschale GFK-Stäbe (ComBAR  $d_s = 8$  mm [5]) eingelegt.

### 3.2 Verbundmittel

Zur Auswahl geeigneter Verbundmittel wurden sowohl übliche Systeme für Stahlbetonsandwichplatten aus Edelstahl als auch neuartige Verbundmittel aus faserverstärkten Kunststoffen betrachtet. Aufgrund des geringen Wärmedurchgangs wurden ein punktförmiger, für Stahlbetonelemente zugelassener GFK-Verbundanker (TM-Anker) und ein linienförmiges Schubgitter aus Carbonfasern für die Anpassung an dünne Schalen aus Textilbeton ausgewählt (Bild 3).

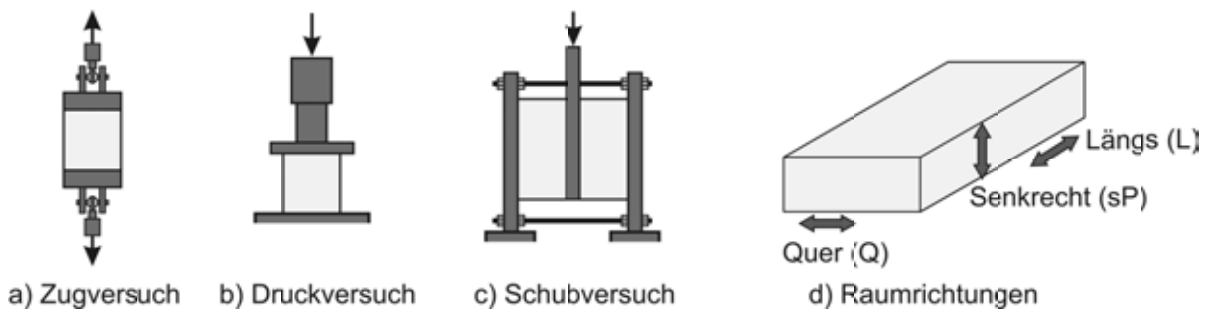


**Bild 3:** Verbundmittel aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK): Punktförmiger TM-Anker aus GFK (links), Schubgitter aus CFK (rechts)

**Fig. 3:** Connecting devices made of FRP: TM-connector made of GFRP (left), shear grid made of CFRP (right)

### 3.3 Dämmstoffe

Als Kernmaterialien wurden drei unterschiedliche Hartschäume untersucht, um ein breites Anwendungsspektrum für die Industriepartner zu ermöglichen. Es wurde ein EPS (expandiertes Polystyrol) mit einer angegebenen Druckfestigkeit von 150 kPa sowie ein XPS (extrudiertes Polystyrol) mit einer Druckfestigkeit von 300 kPa (Herstellerangabe) und ein Polyurethan-Blockschaum mit einer Rohdichte von 50 kg/m<sup>3</sup> untersucht. Die mechanischen Kennwerte wurden unter Zug-, Druck- und Schubbeanspruchung, (Bild 4), [6] bis [8] in verschiedenen Raumrichtungen ermittelt (Tabelle 3).



**Bild 4:** Versuchsmethoden [6] bis [8] zur Bestimmung der mechanischen Kennwerte der Dämmstoffe sowie untersuchte Raumrichtungen

**Fig. 4:** Test methods [6] to [8] for determination of foam properties and investigated slab directions

Das Tragverhalten der Dämmstoffe hing von der Raumrichtung ab. Grundsätzlich wurden unter Zugbeanspruchung größere E-Moduln als unter Druckbelastung bestimmt.

**Tabelle 3:** Dämmstoffkennwerte (Mittelwerte in N/mm<sup>2</sup>)

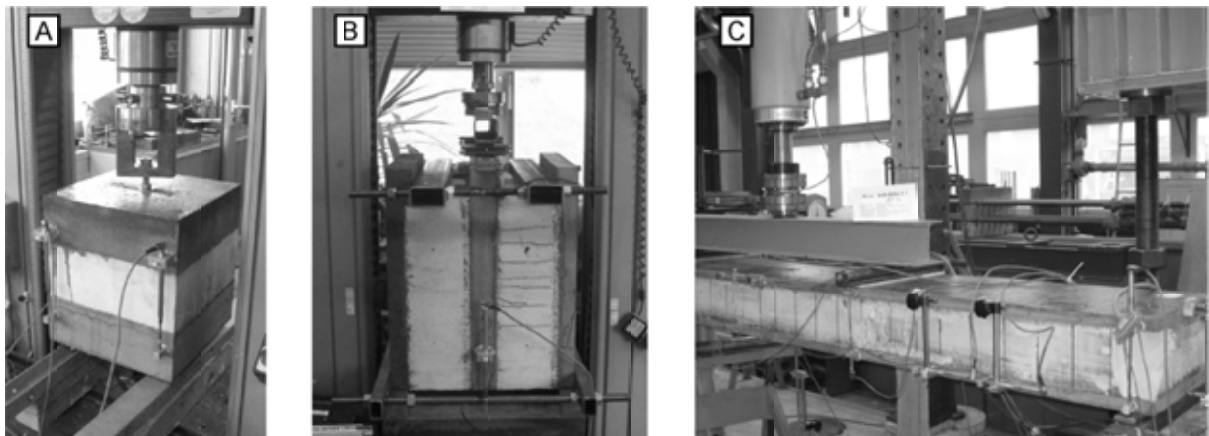
**Table 3:** Properties of foam materials (mean values in N/mm<sup>2</sup>)

Parameter	EPS			XPS			PUR		
	sP	L	Q	sP	L	Q	sP	L	Q
Zugfestigkeit	0,24	0,15	-	0,43	0,12	-	0,16	0,12	0,10
Druckfestigkeit	0,15	-	-	0,46	-	-	0,39	-	-
E-Modul (Zug/Druck)	16,2/6,9	6,4	-	38,9/24,3	7,0	-	23,7/12,8	4,4	5,9
Scherfestigkeit	0,057	0,039	-	-	0,085	-	0,089	0,083	0,054
G-Modul	3,3	3,3	-	-	6,0	-	3,0	3,5	1,3

sP: senkrecht zur Plattenebene; L: Längs; Q: Quer

#### 4 Modellversuche an Sandwichquerschnitten

Ziel der Modellversuche war die Bestimmung des Tragverhaltens von Sandwichquerschnitten sowie die Identifikation maßgebender Einflüsse und Mechanismen als Grundlage der numerischen und analytischen Modelle. Zunächst wurden in [1] einzelne Mechanismen und Traganteile in kleinmaßstäblichen Zug- und Schubversuchen (Bild 5, A+B) isoliert und danach das globale Tragverhalten in bauteilnahen Biegeversuchen untersucht (Bild 5, C). Dieser Beitrag beschreibt die Ergebnisse der Biegeversuche.

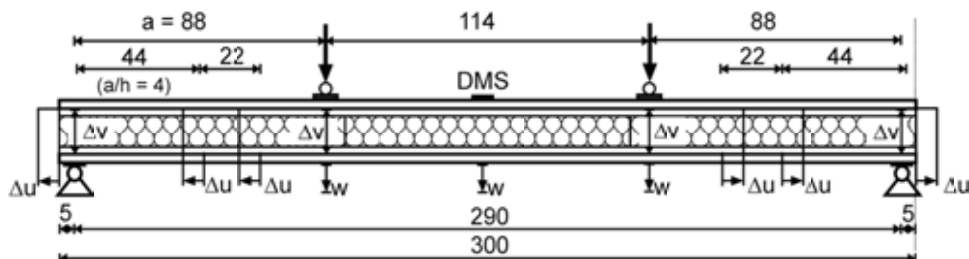


**Bild 5:** Versuchssystematik zur Bestimmung des Tragverhaltens von Sandwichquerschnitten: A) Zug-, B) Schub- und C) Biegeversuche

**Fig. 5:** Testing methodology for the determination of the load-bearing behavior of sandwich sections: A) tensile, B) shear and C) bending tests

##### 4.1 Biegetragverhalten

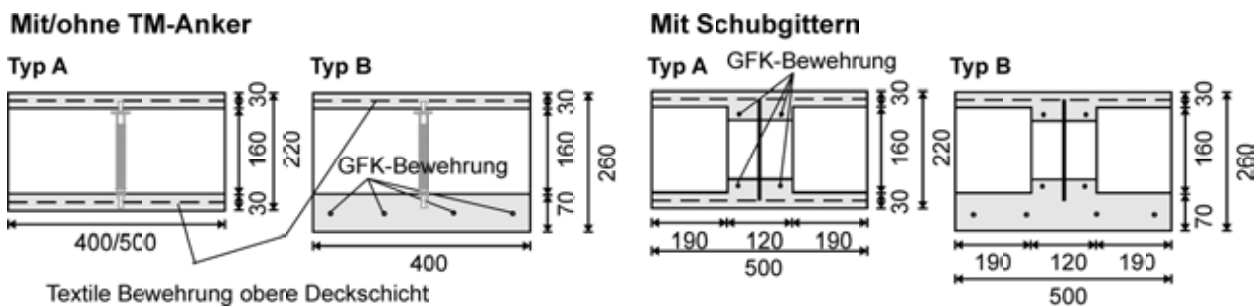
In insgesamt 21 Biegeversuchen wurden Querschnittsabmessungen, Kern-, Deckschicht- und Bewehrungsmaterial, Verbundmitteltyp und -anordnung variiert. Die Versuche wurden als weggeregelte Vier-Punkt-Biegeversuche mit dem Aufbau in Bild 6 durchgeführt.



**Bild 6:** Versuchsaufbau der Biegeversuche

**Fig. 6:** Test set-up for bending tests

Die in den einzelnen Serien verwendeten Querschnittsgeometrien und Verbundmittel sind in Bild 7 dargestellt.

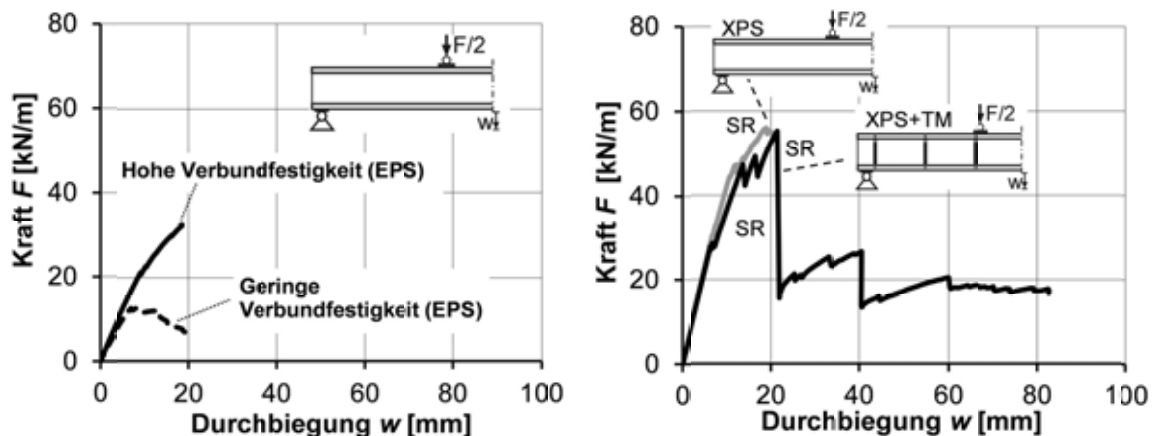


**Bild 7:** Querschnitte der Biegeversuche

**Fig. 7:** Cross sections of bending tests

## 4.2 Versuchsergebnisse

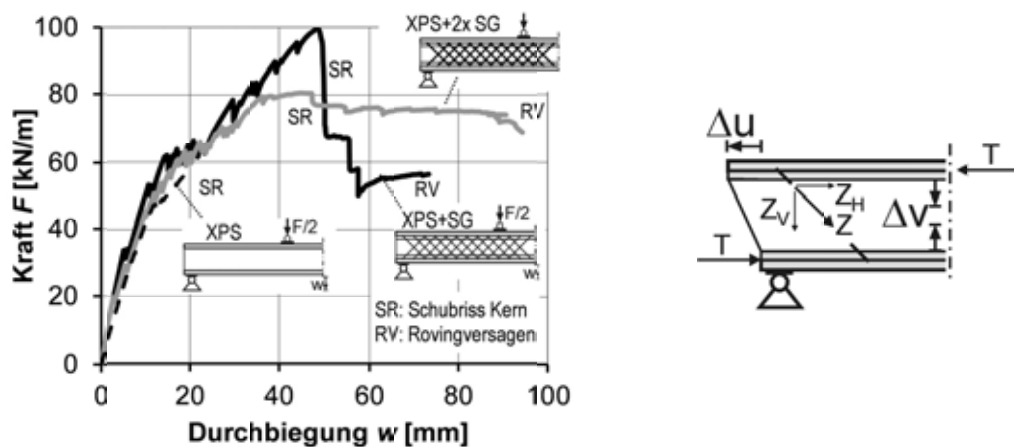
Die Verbundfestigkeit zwischen Beton und Dämmung war von entscheidender Bedeutung für die Traganteile der Dämmstoffe und wurde wesentlich von der Herstellmethode [1] bestimmt (Bild 8, links). Das Last-Verformungsverhalten und die Tragfähigkeit von Biegekörpern ohne Verbundmittel wurden maßgeblich von den mechanischen Kennwerten des eingesetzten Kernmaterials bestimmt. Das Versagen erfolgte jeweils durch eine spröde Schubrissbildung im Dämmkern. Die Steifigkeit und Tragfähigkeit wurden durch die TM-Anker nicht erhöht, sondern vorwiegend die Duktilität nach Bildung des maßgebenden Schubrisses gesteigert (Bild 8, rechts).



**Bild 8:** Repräsentative Last-Verformungskurven von Biegeversuchen: mit unterschiedlicher Verbundfugenfestigkeiten (links), mit und ohne TM-Anker (rechts)

**Fig. 8:** Representative load-deflection curves of bending tests: with different bond quality (left), with and without pin-connectors (right)

Durch die Anordnung eines Schubgitters (SG) wurde die Tragfähigkeit nahezu verdoppelt und Steifigkeit sowie Duktilität deutlich erhöht. Die Schubgitter (Zugstreben) wirken zusammen mit dem Dämmstoff (Druckstreben) der Schubverformung als Fachwerksystem entgegen. Die Vertikalkomponenten der Gitterzugkräfte  $Z_v$  und die Druckspannungen im Schaum, infolge derer die Kompression  $\Delta v$  hervorgerufen wird, bilden einen Gleichgewichtszustand aus (Bild 9, rechts). Der Steifigkeitszuwachs durch die Gitter wird daher von der Drucksteifigkeit der Kernschicht bestimmt, so dass größere Gitterquerschnitte nicht zwangsläufig zu einem steiferen und tragfähigeren Bauteil führen, in jedem Fall aber die Duktilität nach der Schubrissbildung erhöhen (Bild 9, links). Die Gitter übernehmen die freiwerdenden Schubkräfte in Schubrissen und ermöglichen die Bildung weiterer Risse. Bei geringen Gitterquerschnitten und großer Scherfestigkeit des Dämmstoffs werden die Gitter ähnlich wie Bügelbewehrungen schwach querkraftbewehrter Stahlbetonträger direkt bis nahe der Bruchgrenze beansprucht.

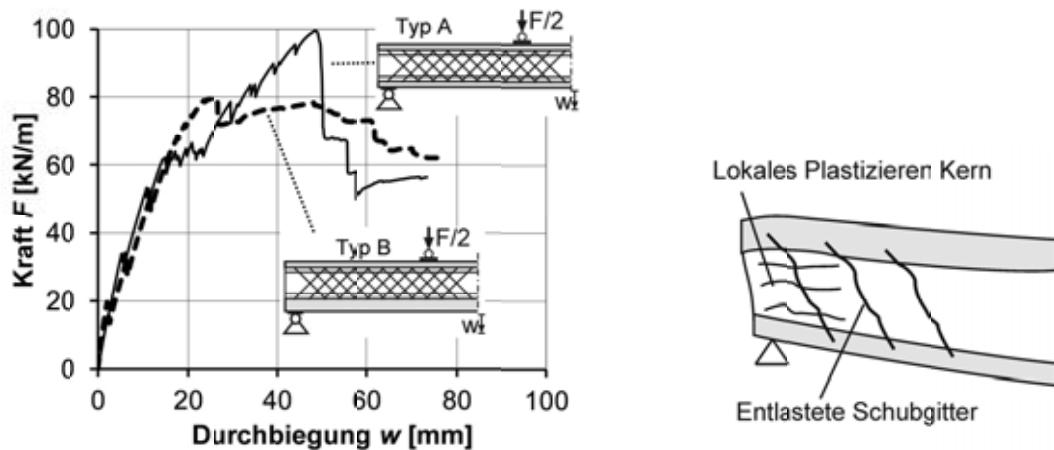


**Bild 9:** Repräsentative Last-Verformungskurven von Biegeversuchen mit und ohne Schubgittern (links), Druckbeanspruchung des Kerns aus der Gittertragwirkung (rechts)

**Fig. 9:** Representative load-deflection curves of bending tests with and without shear grid connectors (left), compressive stress of core material (right)

Der Einfluss der Deckschichtgeometrie auf das Tragverhalten unter Biegebeanspruchung wurde in Versuchen mit je einer dickeren unteren Deckschicht und Vergleichskörpern mit beidseitig dünnen Deckschichten untersucht (Bild 7). Der Vergleich der Elementtypen A und B (vgl. Bild 1) belegt, dass die Anordnung einer dickeren Innenschale in Versuchen keine größere Steifigkeit und Tragfähigkeit zur Folge hat (Bild 10, links). Durch die erhöhte Deckschichtbiegesteifigkeit einer der Deckschichten traten größere Dämmstoffkompressionen als bei Querschnitten mit beidseitig dünnen Deckschichten auf (Bild 10, rechts). Dies gilt für die gesamte Balkenlänge und insbesondere für die hoch beanspruchten Querschnittsbereiche am Auflager, an denen bei druckweicher EPS-Kernschicht Stauchungen der Dämmschicht von bis zu 25%, für XPS von bis zu 3% gemessen wurden [1].





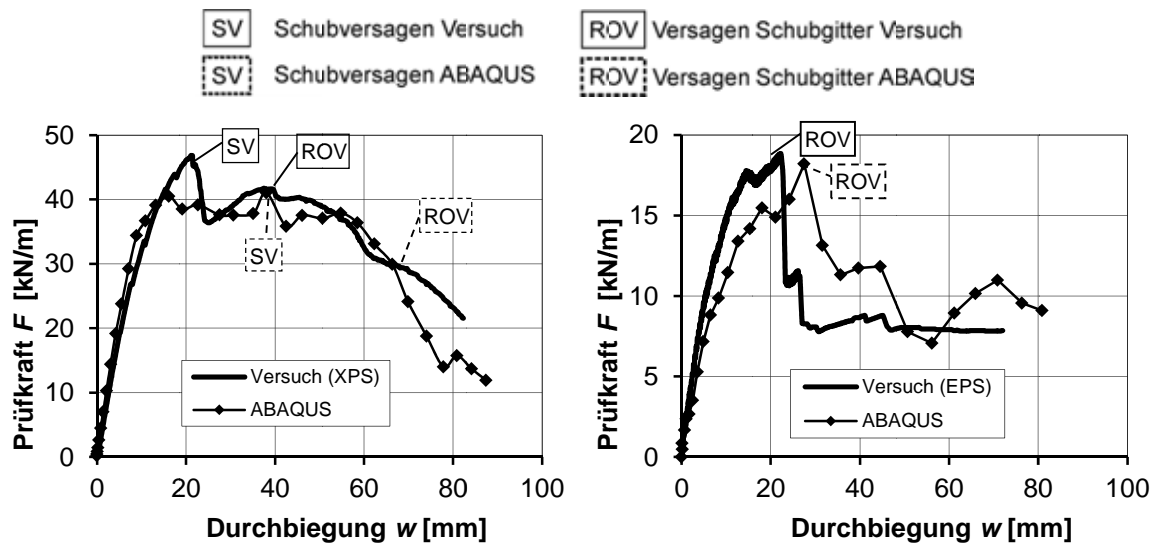
**Bild 10:** Repräsentative Last-Verformungskurven von Biegeversuchen mit unterschiedlichen Deckschichtdicken (links), Kernkompression am Auflager (rechts)

**Fig. 10:** Representative load-deflection curves of bending tests with different thickness of TRC facings (left), compressive stress of core material in support field (right)

## 5 Numerische Untersuchungen mit ABAQUS

Auf Grundlage der Kennwertbestimmungen und der experimentellen Untersuchungen wurde das Tragverhalten von Sandwichquerschnitten mit nicht-linearen numerischen Modellen und dem FEM-Programm ABAQUS untersucht. In den Simulationen wurden ausgewählte Biegeversuche nachgerechnet und weiterführende Parameterstudien durchgeführt. Für den Beton und die Dämmstoffe („Crushable Foam“) wurden nichtlineare Materialmodelle verwendet, für Textilien und Verbundmittel waren lineare Modelle ausreichend. Das zunächst zur Abbildung der Schubbrissbildung im Dämmstoff verwendete Schädigungsmodell „Shear Damage“ führte zu einem sekundären Druckversagen der Volumenelemente und an diesen Stellen zu einer unzulässigen Entlastung der Schubgitter. In der Folge wurde der abfallende Ast der Last-Verformungskurve in der Simulation zu weich abgebildet und im Gegensatz zum Versuch trat in der Simulation kein Zugversagen der Schubgitterrovinge auf. Um das Tragverhalten der Schubgitter auch im Bruchzustand realitätsnah zu beschreiben, wurde ein Schädigungsmodell ohne Druckversagen des Schaumkerns erarbeitet. Dieses erweiterte Modell beruht auf der Überlegung, dass die bereichsweise Entfestigung der Kernschicht infolge Schubfließens und ein Versagen der unteren Verbundfuge im gleichen Bereich näherungsweise zu einem äquivalenten Ausfall der Schubübertragung des Dämmkerns zwischen den Deckschichten führt.

Das erweiterte Modell war insbesondere für Balken mit geringer Verbundfugenfestigkeit sowie enger Verknüpfung zwischen Schubbrissbildung und Verbundversagen vorteilhaft anwendbar und ermöglichte zutreffende Annäherungen der experimentellen Last-Verformungsverläufe (Bild 11).

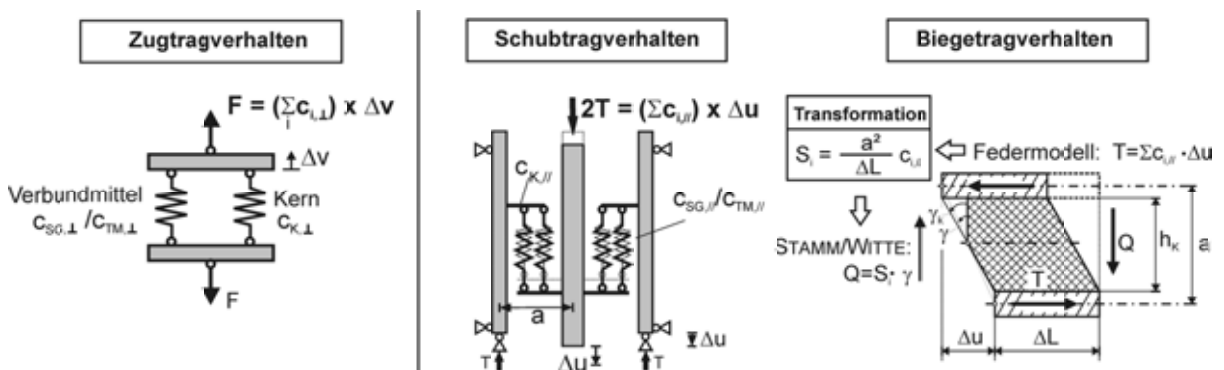


**Bild 11:** Vergleich experimenteller und numerischer Last-Verformungskurven von Biegeversuchen

**Fig. 11:** Comparison between experimental and numerical load-deflection curves of bending tests

### 6 Analytische Modelle zur Beschreibung des Tragverhaltens von Sandwichbauteilen aus Textilbeton

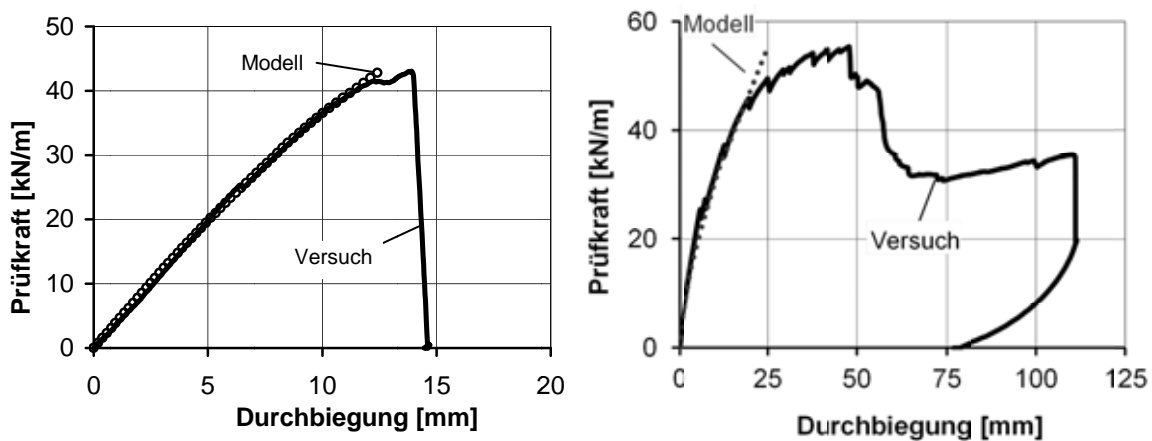
Das Zug- und Schubtragverhalten der untersuchten Sandwichquerschnitte ließ sich aus Verträglichkeitsbetrachtungen durch parallel wirkende, elastische Federanteile aus Dämmstoff- und Verbundmitteltragwirkung beschreiben (Bild 12). Die zum Schubfluss  $T$  zugehörigen Schubfedersteifigkeiten  $c$  wurden zur Verwendung in der linearen Sandwichtheorie nach Stamm/Witte [9] in Schubsteifigkeiten  $S$  überführt, die zur Balkenschnittgröße  $Q$  korrespondieren und die Berücksichtigung der Schubnachgiebigkeit ermöglichen (Bild 12, [1]).



**Bild 12:** Federmodelle [1] zum Zug- und Schubverhalten und Transformation der Schubfedersteifigkeiten  $c$  in Schubfestigkeiten  $S$  für die lineare Sandwichtheorie nach Stamm/Witte [9]

**Fig. 12:** Spring models [1] for tensile and shear behavior and transformation of shear stiffness  $c$  into shear strength  $S$  for sandwich bending theory of Stamm/Witte [9]

Auf Grundlage der Sandwichtheorie von Stamm/Witte [9] wurde ein Modell entwickelt, mit dem die Rissbildung der Deckschichten näherungsweise erfasst werden kann [10] und das eine zutreffende Abbildung des Last-Verformungsverhaltens von Balken mit und ohne Verbundmittel bis nahe der Traglast ermöglicht (Bild 13).



**Bild 13:** Vergleich des eigenen analytischen Berechnungsmodells [10] mit Versuchsergebnissen, Biegeversuche ohne Verbundmittel (links), Biegeversuche mit Schubgitter (rechts)

**Fig. 13:** Comparison of the derived analytical model [10] with test results, bending tests without connecting devices (left), bending tests with carbon shear connectors (right)

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Mit Deckschichten aus Textilbeton können tragfähige Verbundkonstruktionen für leichte, integrale Fassadenbauteile erzeugt werden. Die Verbundfestigkeit zwischen den Beton- und Dämmschichten hängt in Größe und Streuung wesentlich von der Herstelltechnik ab. Durch punktförmige Verbundmittel lässt sich im Vergleich zum reinen Schichtverbund die Tragfähigkeit des Verbundquerschnitts unter Biegebeanspruchung nicht vergrößern. Kontinuierliche Verbundmittel (Schubgitter) steigern die Steifigkeit und Tragfähigkeit des Verbundquerschnitts unter Biegebeanspruchung in Verbindung mit drucksteifen Dämmkernen. Je größer die Steifigkeit des Dämmstoffs, desto höher ist die Effektivität der Schubgitter.

## 8 Danksagung

Die Autoren bedanken sich bei der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung des Transferprojektes T03 „Sandwichelemente für Fassaden“ im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“ an der RWTH Aachen. Gedankt sei auch den

beteiligten Industrieunternehmen Hering Bau GmbH & Co. KG, Halfen GmbH und Construction Systems Marketing Ltd. (CSM) für ihre wertvolle Unterstützung.

## 9 Literatur

- [1] HORSTMANN, M.: *Zum Tragverhalten von Sandwichkonstruktionen aus textilbewehrtem Beton*. Institut für Massivbau, RWTH Aachen : Eigenverlag, 2010 – Dissertation
- [2] VOSS, S.: *Ingenieurmodelle zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*. Institut für Massivbau, RWTH Aachen : Eigenverlag, 2008 – Dissertation
- [3] DIN EN 196-1: 2005-05: Prüfverfahren von Zement; Teil 1: Bestimmung der Festigkeit. 2005.
- [4] DIN EN 206-1: Beton - Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität: Deutsche Fassung EN 206-1:2000.
- [5] Schöck: Technische Information ComBAR<sup>®</sup>, Juni 2009.
- [6] DIN EN 1607: Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung der Zugfestigkeit senkrecht zur Plattenebene: Deutsche Fassung EN 1607:1996.
- [7] DIN EN 826: Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung des Verhaltens bei Druckbeanspruchung: Deutsche Fassung EN 826:1996.
- [8] DIN EN 12090: Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung des Verhaltens bei Scherbeanspruchung: Deutsche Fassung EN 12090:1997.
- [9] STAMM, K.; WITTE, H.: *Sandwichkonstruktionen – Berechnung, Fertigung, Ausführung*. Springer Verlag, 1974.
- [10] HEGGER, J.; SHAMS, A.; HORSTMANN, M.: New Model for the Calculation of TRC Sandwich Panels. In: *Proceedings of ACI Spring Convention, 2010, Chicago*, accepted.

## Brandverhalten textildbewehrter Bauteile

Christian Kulas<sup>1</sup>, Josef Hegger<sup>2</sup>, Michael Raupach<sup>3</sup>, Udo Antons<sup>4</sup>

**Zusammenfassung:** Die Einhaltung von Brandschutzanforderungen ist ein wichtiger Aspekt für sichere Baukonstruktionen. Beim innovativen Werkstoff textildbewehrter Beton, der einen Verbundwerkstoff aus einer Feinbetonmatrix und textiler Bewehrung darstellt, ist das Brandverhalten bisher nur unzureichend erforscht worden. Insbesondere das Tragverhalten der einzelnen Komponenten unter hohen Temperaturen stellt noch eine Wissenslücke in der heutigen Forschung dar. Dieser Artikel befasst sich mit den experimentellen Untersuchungen an einer Feinbetonmatrix, die ein Größtkorndurchmesser von 0,6 mm aufweist, sowie an AR-Glas- und Carbongarnen. Basierend auf instationären Versuchen werden das Spannungs- und Dehnungsverhalten unter hohen Temperaturen abgeleitet und Ansätze zur rechnerischen Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens vorgeschlagen.

**Summary:** The design of structural members under fire attack is an important aspect for safe constructions. For the innovative material textile reinforced concrete (TRC), which is a composite material made of fine-grained concrete and textile reinforcement, the fire behavior has not been investigated insufficiently yet. Especially the load-bearing behavior under high-temperatures of the single components marks a gap in the state-of-the-art of science and technology today. This article deals with experimental investigations on a fine-grained concrete matrix, which has maximum grain size of only 0.6 mm, as well as yarns made of AR-glass and carbon. On the basis of transient tests the stress and strain behavior under high temperatures is derived. Finally, a calculative approach for the high-temperature behavior is presented.

---

<sup>1</sup> M. Eng., Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Lehrstuhl und Institut für Massivbau, RWTH Aachen

<sup>3</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

<sup>4</sup> Dipl.-Ing., Institut für Bauforschung, RWTH Aachen

## 1 Einleitung

Zurzeit ist ein zunehmender Einsatz von textildbewehrtem Beton (kurz: Textilbeton) als Konstruktionswerkstoff in der Bauwirtschaft zu verzeichnen. Anwendungen wurden in der Vergangenheit beispielsweise im Fassadenbau (hinterlüftete Fassaden: KULAS ET AL. [1], Sandwichfassaden: HORSTMANN UND HEGGER [2]) und im Brückenbau (HEGGER ET AL. [3] und [4]) realisiert. Die Bemessung erfolgte jeweils auf Grundlage der Erkenntnisse aus dem Sonderforschungsbereich (SFB) 532, der sich an der RWTH Aachen mit der Grundlagenforschung von Textilbeton beschäftigt. Neben dem SFB 532 beschäftigt sich der SFB 528 an der TU Dresden mit der Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit Textilbeton. Die bisherigen Erkenntnisse der beiden Sonderforschungsbereiche beschränken sich überwiegend auf die Materialeigenschaften und Bemessungsmodelle unter Raumtemperaturen, siehe z. B. [5], [6], [7] und [8].

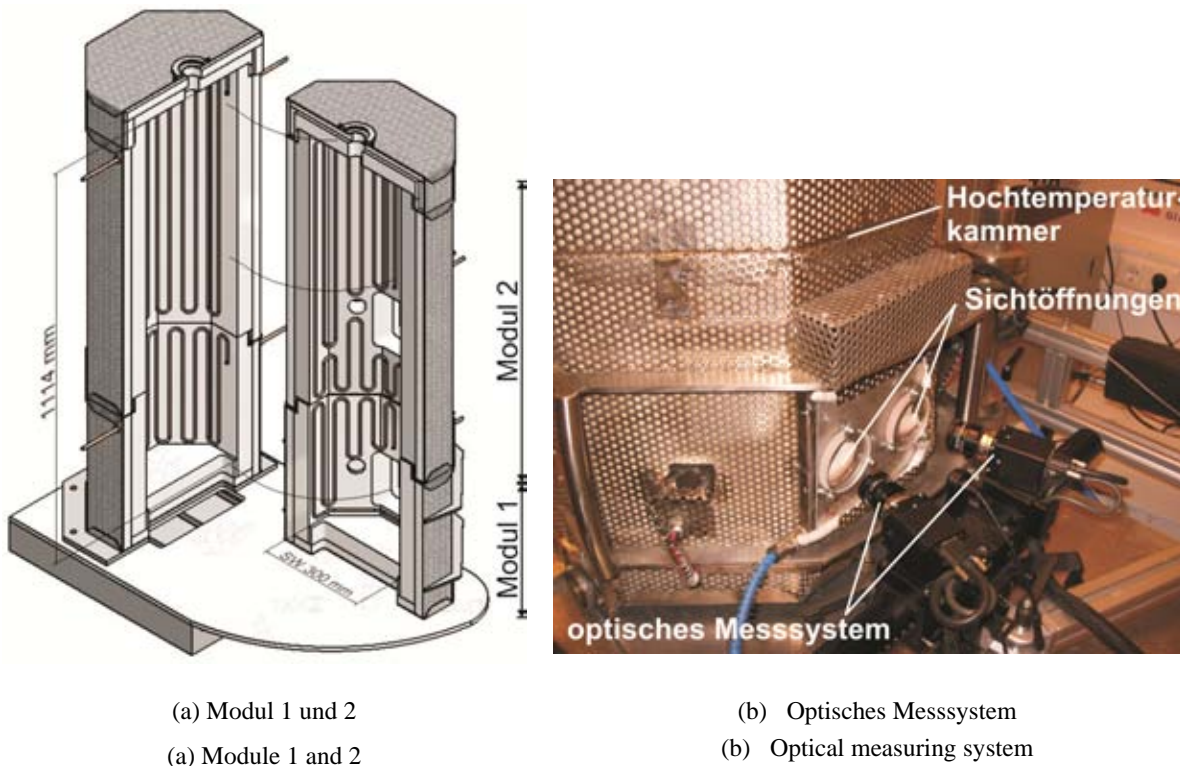
Zum Hochtemperaturverhalten wurden in jüngerer Vergangenheit erste Untersuchungsergebnisse an getränkten Garnen von YOUNES ET AL. [9] veröffentlicht. Hier wurden Zugprüfungen an Garnen aus alkaliresistentem Glas (AR-Glas) und Carbon als stationäre Versuche durchgeführt. Zur Untersuchung des Hochtemperaturverhaltens von Baustoffen wird in der Literatur zwischen stationären und instationären Versuchen unterschieden (siehe z. B. SCHNEIDER [10]). Bei den stationären Versuchen wird eine bestimmte Temperatur auf den Prüfkörper aufgebracht und schließlich die Spannung bis zum Bruch erhöht. Diese stationären Verhältnisse entsprechen allerdings nicht den realen Bedingungen eines Bauteils unter Brandbeanspruchung. Während die Temperatur in der Brandphase stetig ansteigt, bleibt die Belastung des Bauteils infolge ständiger Lasten konstant. Im Bauteil herrschen somit instationäre Verhältnisse. Analog dazu wird auf den Probekörper eine konstant gehaltene Spannung aufgebracht, anschließend die Temperatur bis zum Versagen des Prüfkörpers gesteigert und somit die Bruchtemperatur  $T_u$  bestimmt.

Auf der Verbundwerkstoffebene führten EHLIG ET AL. Zugversuche an Dehnkörpern unter hohen Temperaturen durch und präsentierten erste Versuchsergebnisse in [11]. Weiterhin wurden Brandversuche an Stahlbetonbauteilen mit Textilbetonverstärkungsschichten durchgeführt [12].

Der vorliegende Artikel befasst sich mit dem Hochtemperaturverhalten der einzelnen Komponenten, also der Garne aus ungetränktem AR-Glas und Carbon sowie des Feinbetons. Damit die Verhältnisse im brandbelasteten Bauteil in den Versuchen möglichst realitätsnah wiedergegeben werden, sind zur Ermittlung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften instationäre Druck- und Zugversuche erforderlich. Das auf diesem Wege ermittelte Spannungs- und Dehnungsverhalten der Komponenten bildet schließlich die Basis für Ansätze zur rechnerischen Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens von Textilbeton.

## 2 Ermittlung der Dehnungen im Hochtemperaturbereich

Zur Ermittlung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften ist ein Hochtemperaturofen (Bild 1a) mit Temperaturen bis zu 1100 °C erforderlich. Durch Integration in eine modular aufgebaute Universalprüfmaschine ist es möglich, stationäre und instationäre Versuche mit Probekörperabmessungen bis zu  $B \times H = 250 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$  durchzuführen. Während der größere Aufbau bestehend aus Modul 1 und 2 für Verbundkörperuntersuchungen (z. B. Dehnkörperversuche) herangezogen wurde, wurden die in diesem Artikel betrachteten Betondruck- und Garnzugversuche in dem kleineren Modul 1 durchgeführt.



(Bildquelle/source: IWM/IPAK, RWTH Aachen)

**Bild 1:** Hochtemperaturofen

**Fig. 1:** High-temperature kiln

Bedingt durch die hohen Temperaturen ist eine direkte Messung der Verformungen mit Wegaufnehmern oder Dehnungsmessstreifen nicht möglich. Dies erfolgt mit einem außerhalb des Ofens installierten optischen Messsystem über Sichtöffnungen in der Ofenwand (Bild 1b).

Um im Brandlastfall eine Aussage über das Verformungs- bzw. Dehnungsverhalten der Baustoffe zu erhalten, müssen die verschiedenen Dehnungen, welche die Probekörper unter me-

chanischer Last- und Temperaturbeanspruchung erfahren, berücksichtigt werden. Die gesamte im Versuch ermittelte Dehnung  $\varepsilon^\sigma$  setzt sich aus den Dehnungskomponenten nach Gleichung (1) zusammen.

$$\varepsilon^\sigma = \varepsilon_0^\sigma + \varepsilon_c^\sigma + \varepsilon_T + \varepsilon_T^\sigma \quad (1)$$

mit:

- $\varepsilon_0^\sigma$  mechanische Dehnung
- $\varepsilon_c^\sigma$  Kriechdehnung bei Raumtemperatur
- $\varepsilon_T$  Temperaturdehnung
- $\varepsilon_T^\sigma$  spannungsbedingte instationäre Temperaturdehnung

Zur Bestimmung des Dehnungsverhaltens im Hochtemperaturbereich wird die spannungsbedingte instationäre Temperaturdehnung  $\varepsilon_T^\sigma$  benötigt, die sich aus der Differenz der gesamten im Versuch gemessenen Dehnung  $\varepsilon^\sigma$  und den verbleibenden drei Komponenten aus Gleichung (1) ergibt (vgl. z. B. RICHTER [13]). Während die mechanische Dehnung  $\varepsilon_0^\sigma$  direkt nach dem Aufbringen der Prüflast aus den Versuchsdaten abgelesen werden kann, wird die Kriechdehnung  $\varepsilon_c^\sigma$  in separaten Kriechversuchen bei Raumtemperatur ermittelt. Die Temperaturdehnung  $\varepsilon_T$  wird an unbelasteten Proben unter Temperaturbeanspruchung bestimmt.

### 3 Materialien

#### 3.1 Garne

Die Hochtemperaturuntersuchungen erfolgten an Garnen aus AR-Glas und Carbon, die aufgrund eines hohen technischen und wirtschaftlichen Leistungspotentials zurzeit die meist verwendeten Materialien in Anwendungsprojekten darstellen. Die wesentlichen Eigenschaften der Garne unter Raumtemperaturen sind in Tabelle 1 angegeben.

**Tabelle 1:** Wesentliche Eigenschaften der AR-Glas- und Carbonsgarne unter Raumtemperatur

**Table 1:** Main properties at room temperature of yarns made of AR-glass and carbon

Eigenschaft	Einheit	AR-Glas	Carbon
Feinheit	tex	2400	1600
Durchmesser (Filament)	$\mu\text{m}$	14 - 30	5 - 8
Querschnitt (Garn)	$\text{mm}^2$	0,89	0,89
Dichte	$\text{kg}/\text{m}^3$	2680	1790
Zugfestigkeit	$\text{N}/\text{mm}^2$	321	1249
Bruchdehnung	$\text{‰}$	20,1	10,6



### 3.2 Feinbeton

Der Feinbeton, der als Standard-Labormischung (Bezeichnung: PZ-0899-01) im SFB 532 verwendet wird, ist durch quarzhaltige Zuschläge mit einem Größtkorndurchmesser von 0,6 mm gekennzeichnet. Durch den im Vergleich zu Normalbeton erhöhten Zementanteil wird eine Druckfestigkeit von 99,6 N/mm<sup>2</sup> nach 56 Tagen erzielt, was dem Alter der Versuchskörper bei der Hochtemperaturprüfung entspricht. Die Komponenten der Betonrezeptur wurden von BROCKMANN in [14] angegeben.

## 4 Temperaturabhängiges Materialverhalten

### 4.1 Feinbeton

Für die druckbelasteten Untersuchungen am Feinbeton wurden Normprismen mit Abmessungen 40 x 40 x 160 mm<sup>3</sup> nach DIN EN 196-1 [15] verwendet. Der Feuchtegehalt der Betonproben wurde durch ein einheitliches Nachbehandlungsverfahren minimiert. Abplatzungen durch steigende Drücke im Betongefüge infolge verdampfenden Porenwassers konnten so vermieden werden. Eine Rissbildung durch Schwinden im Hochtemperaturbereich wurde nicht beobachtet. Die Probekörper wurden in Längsrichtung geprüft mit Lasteintrag über die beiden 40 x 40 mm<sup>2</sup> großen Kopfseiten.

Die Temperatur wurde mit einer Geschwindigkeit von 5 K/min gesteigert, um den Temperaturgradienten im Querschnitt möglichst gering zu halten. Diese Heizrate liegt innerhalb der Anwendungsgrenzen (2 - 50 K/min) der DIN EN 1992-1-2 [16]. Die Ermittlung der tatsächlichen Temperaturverteilung erfolgte durch Kontrollmessungen in 10 mm und 20 mm Tiefe. In den Auswertungen wurde die Temperatur in 10 mm Tiefe angesetzt, was ungefähr dem Mittel zwischen Ofentemperatur und Kerntemperatur entspricht.

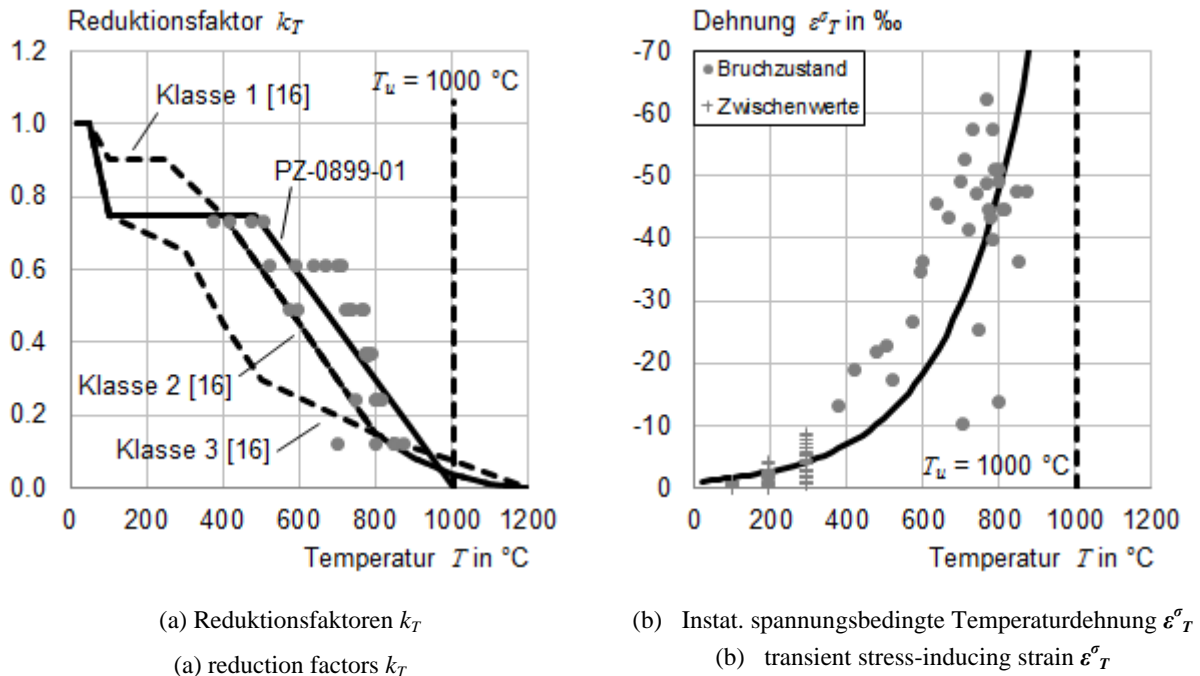
Basierend auf den instationären Druckversuchen wurden Reduktionsfaktoren für die Betondruckfestigkeit nach Gleichung (2) ermittelt und in Bild 2a dargestellt. Aufgrund der instationären Versuche, bei denen Bruchtemperaturen bestimmt wurden, sind die einzelnen Versuchsergebnisse in den Diagrammen horizontal angeordnet.

$$k_T = \frac{f_T}{f_{RT}} \quad (2)$$

mit:  $f_T$  Bruchspannung bei der Temperatur  $T$   
 $f_{RT}$  Bruchspannung bei Raumtemperatur (RT)

Der betrachtete Feinbeton kann in die Betonfestigkeitsklasse C 70/85 eingeteilt werden, [14]. Da es sich hierbei um einen hochfesten Beton handelt, sind zum Vergleich in Bild 2a die Reduktionsfaktoren für hochfeste Betone nach DIN EN 1992-1-2 [16] eingezeichnet. Diese werden in drei Klassen in Abhängigkeit der Betondruckfestigkeit unterteilt (Klasse 1:

C 55/67 und C 60/75, Klasse 2: C 70/85 und C 80/95, Klasse 3: C90/105), wobei der hier untersuchte Feinbeton der Klasse 2 zugeordnet werden kann.



**Bild 2:** Hochtemperaturverhalten des Feinbetons PZ-0899-01 (Heizrate 5 K/min)

**Fig. 2:** High-temperature behavior of the fine-grained concrete PZ-0899-01 (heating rate 5 K/min)

Analog zur Spannungsreduktion im Bereich bis  $100^{\circ}\text{C}$  der Klasse 2 erfolgt für den Feinbeton in diesem Temperaturbereich ebenfalls eine Reduktion um 25 %, vgl. Gleichungen (3a) und (3b). Nach SCHNEIDER kann diese Reduktion auf das Verdampfen des Porenwasser zurückgeführt werden, [10]. Dieses Spannungsniveau bleibt bis zu einer Temperatur von  $490^{\circ}\text{C}$  konstant (Gleichung (3c)). Diese Temperatur entspricht einer Oberflächentemperatur von ca.  $570^{\circ}\text{C}$ , d. h., dass die oberflächennahen Bereiche Temperaturen im Bereich des Quarzsprungs aufweisen. Die hier eintretende Volumenausdehnung des Zuschlags hat eine Festigkeitsreduzierung zur Folge, die in Abhängigkeit von der Temperatur durch die lineare Gleichung (3d) beschrieben werden kann, die den Mittelwert aus den Versuchsergebnissen darstellt. Ab  $T_u = 1000^{\circ}\text{C}$  können keine Spannungen mehr aufgenommen werden.

$$k_T = 1,0 \quad 20^{\circ}\text{C} \leq T < 50^{\circ}\text{C} \quad (3a)$$

$$k_T = 1,25 - 0,00500 \cdot T \quad 50^{\circ}\text{C} \leq T < 100^{\circ}\text{C} \quad (3b)$$

$$k_T = 0,75 \quad 100^{\circ}\text{C} \leq T < 490^{\circ}\text{C} \quad (3c)$$

$$k_T = 1,46 - 0,00145 \cdot T \quad 490^{\circ}\text{C} \leq T < 1000^{\circ}\text{C} \quad (3d)$$

$$k_T = 0 \quad 1000^{\circ}\text{C} \leq T \quad (3e)$$

Die instationären spannungsbedingten Dehnungen sind in Bild 2b dargestellt. Darin kennzeichnen die grauen Punkte die jeweiligen Bruchzustände, während die Kreuze Zwischenwerte an den Temperaturstufen 100 °C, 200 °C und 300 °C darstellen. Unter Berücksichtigung der Bruch- und Zwischenzustände können die spannungsbedingten instationären Dehnungen in Abhängigkeit von der Temperatur durch die Exponentialfunktion nach Gleichung (4) beschrieben werden. Die Spannungsabhängigkeit der Dehnung wird dabei indirekt durch die Bruchtemperatur erfasst, wobei der Zusammenhang zwischen Temperatur und Spannung aus Bild 2a hervorgeht.

$$\varepsilon_T^\sigma = -1,1 \cdot e^{\frac{T}{208}} \quad (4)$$

Die in Bild 2b dargestellten ungewöhnlich hohen Dehnungen von über 60 % bei 800 °C konnten an belasteten aber nicht zerstörten Probekörpern verifiziert werden. Diese wurden nach Abkühlung und Ausbau aus der Prüfmaschine vermessen und wiesen eine verbleibende Länge von ca. 150 mm auf, was bei einer Ursprungslänge von 160 mm einer Dehnung von 63 % entspricht.

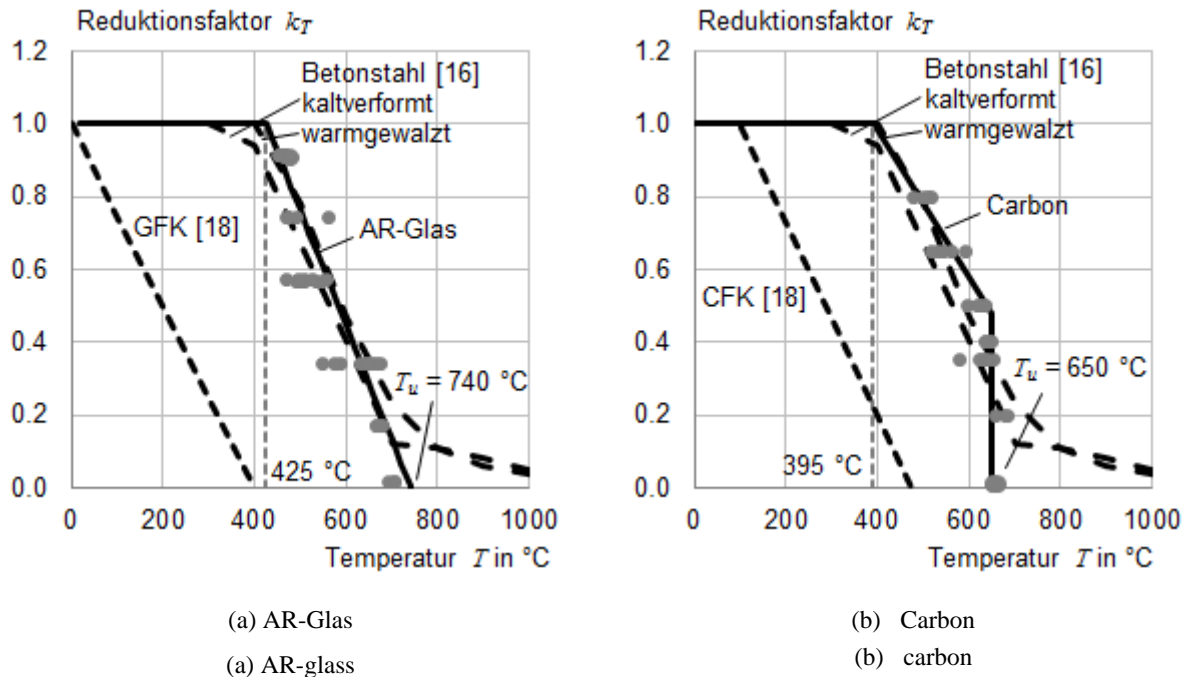
## 4.2 Garne

Zur Prüfung der Garne wurden diese innerhalb des Ofens über eine Umlenkrolle geführt. Die beiden freien Enden werden aus dem Ofen hinausgeführt und mit Hilfe von Klemmen an einer Kraftmessdose befestigt. Die freie Länge eines Rovingstrangs, also von der Umlenkrolle bis zu den Klemmen, beträgt 0,60 m, während der beheizte Bereich 0,33 m lang ist. Diese unterschiedlichen Längen müssen bei der Berechnung der Dehnungskomponenten nach Gleichung (1) berücksichtigt werden. D.h. die Dehnung infolge mechanischer Last  $\varepsilon_0^\sigma$  wird auf die gesamte Rovinglänge bezogen, während die Temperaturdehnung  $\varepsilon_T$  auf die beheizte Länge bezogen wird. Die Verformung wurde aus dem Maschinenweg ermittelt. Aufgrund der kleinen Rovingdurchmesser konnte eine im Vergleich zu den Betonproben schnellere Aufheizgeschwindigkeit von 25 K/min gewählt werden, bei der eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Rovingquerschnitt angenommen werden kann.

Die Garne wurden mit Spannungen zwischen 2 % und 91 % der Bruchspannung bei Raumtemperatur belastet. Die Versuche mit 2 % der Bruchspannung dienten dabei zur Ermittlung der Temperaturdehnung  $\varepsilon_T$ . Die geringe Belastung war notwendig, um die einzelnen Filamente des Rovings gerade auszurichten und orientiert sich an den Empfehlungen der ISO 3341 [17].

Die temperaturabhängige Bruchspannung der Rovings ist von entscheidender Bedeutung für die Dimensionierung von Textilbetonbauteilen im Brandlastfall. Analog zum Vorgehen beim Feinbeton wird auch hier ein Reduktionsfaktor gemäß Gleichung (2) verwendet, um die unter Raumtemperatur ermittelten Bruchspannungen für die im Bauteil herrschenden Temperaturen abzumindern. Die Ergebnisse sind in Bild 3 für AR-Glas und Carbon dargestellt. Für AR-Glas (Bild 3a) konnte bis 425 °C keine Spannungsreduktion beobachtet werden, Gleichung

(5a). Oberhalb dieser Temperatur kann der Zusammenhang zwischen Temperatur und Spannungsreduktion durch die lineare Gleichung (5b) ausgedrückt werden. Temperaturen oberhalb von 740 °C können nicht aufgenommen werden.



**Bild 3:** Reduktionsfaktoren der textilen Bewehrung  $k_T$  (Heizrate 25 K/min)

**Fig. 3:** Reduction factors  $k_T$  for the textile reinforcement (heating rate 25 K/min)

AR-Glas (2400 tex)

$$k_T = 1,0 \quad 20 \text{ °C} \leq T < 425 \text{ °C} \quad (5a)$$

$$k_T = 2,35 - 0,00317 \cdot T \quad 425 \text{ °C} \leq T < 740 \text{ °C} \quad (5b)$$

$$k_T = 0 \quad 740 \text{ °C} \leq T \quad (5c)$$

Zum Vergleich sind in Bild 3a die Reduktionsfaktoren für kaltgewalzten Betonstahl [16] und Glasfaserverbundkunststoffstäbe (GFK-Stäbe) nach NADJAI ET AL. gestrichelt eingezeichnet [18]. Beim Vergleich von AR-Glas mit den materialverwandten GFK-Stäben ist zu erkennen, dass die Steigungen der Geraden in der gleichen Größenordnung liegen. Für die GFK-Stäbe gilt allerdings, dass schon bei leicht erhöhten Temperaturen mit Festigkeitseinbußen zu rechnen ist. Der Grund ist, dass das verwendete Harzsystem bei den GFK-Stäben schon bei geringen Temperaturerhöhungen an mechanischer Festigkeit verliert und sich somit kein horizontaler Ast ohne Spannungsreduktion ausbilden kann wie bei den ungetränkten AR-Glastextilien.

Die Carbonrovings zeigten keine Festigkeitsverluste bis 395 °C (Bild 3b und Gleichung (6a)). Darüber konnte wie beim AR-Glas ein linearer Zusammenhang (Mittelwert) festge-

stellt werden (Gleichung (6b)), wobei durch die bessere Temperaturstabilität von Carbon gegenüber AR-Glas die Steigung der Geraden um ca. 38 % größer ist. Die Versuche zeigten weiterhin, dass Temperaturen über 650 °C nicht erreicht werden konnten. In diesem Temperaturbereich setzen Verbrennungen des Carbons ein, die unabhängig vom Spannungsniveau sind. Dieser Effekt wird durch die vertikale Linie in Bild 3b erfasst (Gleichung (6c)), die ebenfalls einen Mittelwert darstellt.

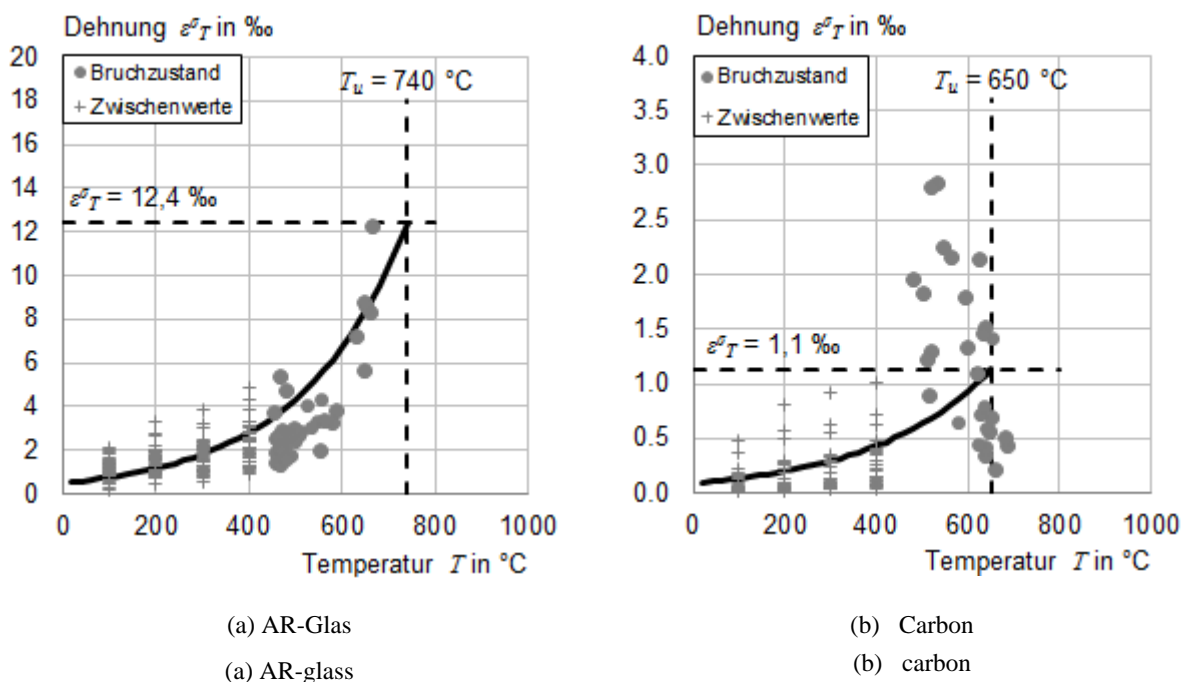
Carbon (1600 tex)

$$k_T = 1,0 \quad 20 \text{ °C} \leq T < 390 \text{ °C} \quad (6a)$$

$$k_T = 1,78 - 0,0020 \cdot T \quad 390 \text{ °C} \leq T < 650 \text{ °C} \quad (6b)$$

$$k_T = 0 \quad 650 \text{ °C} \leq T \quad (6c)$$

Im Brandfall muss neben der Tragfähigkeit auch die Verformung (Gebrauchstauglichkeit) nachgewiesen werden. Um diese berechnen zu können, werden die instationären spannungsbedingten Temperaturdehnungen zu den lastinduzierten Dehnungen addiert. Bild 4 zeigt die Dehnungen für AR-Glas und Carbon in Abhängigkeit von der Temperatur. In den Diagrammen kennzeichnen die grauen Punkte den Bruchzustand, während die Kreuze Zwischenwerte an bestimmten Temperaturstufen darstellen.



**Bild 4:** Instationäre Temperaturdehnung  $\varepsilon_T^{\sigma}$

**Fig. 4:** transient stress-inducing strain  $\varepsilon_T^{\sigma}$

Die kontinuierliche Zunahme der Temperaturdehnungen bei den AR-Glasrovings gem. Bild 4a kann durch die Exponentialfunktion nach Gleichung (7) beschrieben werden. Als

Grenzwert wird die maximal mögliche Temperatur  $T_u = 740$  °C herangezogen, die bei den zuvor abgeleiteten Reduktionsfaktoren ermittelt wurde (vgl. Bild 3a). Dies entspricht einer Grenzdehnung von  $\varepsilon_{T,u}^\sigma = 12,4$  ‰.

AR-Glas (2400 tex)

$$\varepsilon_T^\sigma = 0,4888 \cdot e^{\frac{T}{229}} \leq 12,4 \text{ ‰} \quad (7)$$

Die Dehnungen der Carbonrovings in Bild 4b zeigen im Bruchzustand große Streuungen, die rechnerisch schwer zu erfassen sind. Deshalb wird analog zum Vorgehen bei den AR-Glasrovings auch hier eine Exponentialfunktion als rechnerisch näherungsweise Ansatz gewählt. Unter Berücksichtigung der Zwischenwerte an den Temperaturstufen 100 °C bis 400 °C kann der Zusammenhang zwischen Temperaturen und Dehnungen nach Gleichung (8) abgeschätzt werden:

Carbon (1600 tex)

$$\varepsilon_T^\sigma = 0,093 \cdot e^{\frac{T}{260}} \leq 1,1 \text{ ‰} \quad (8)$$

Auch hier wird die maximale Dehnung unter Berücksichtigung der Grenztemperatur von  $T_u = 650$  °C (vgl. Bild 3b) ermittelt, was einer Grenzdehnung von  $\varepsilon_{T,u}^\sigma = 1,1$  ‰ entspricht.

## 5 Schlussfolgerung

Durch die in diesem Artikel beschriebenen Untersuchungen zum Hochtemperaturverhalten von Feinbeton und Textilgarnen ist es erstmals möglich Reduktionsfaktoren der Bruchspannungen für das Hochtemperaturverhalten von Feinbeton sowie AR-Glas- und Carbongarnen festzulegen. Zusammen mit dem Dehnungsverhalten der Komponenten im Hochtemperaturbereich bilden diese Untersuchungen die Grundlage für zukünftige Berechnungsverfahren von Textilbetonbauteilen im Brandlastfall. Die Versuche wurden in einem Hochtemperaturofen durchgeführt, bei dem Temperaturen bis zu 1100 °C erreicht werden können.

Bei einem Vergleich der Reduktionsfaktoren des Feinbetons mit denen von hochfesten Betonen wurde gezeigt, dass für den Feinbeton im Mittel höhere Spannungen im Hochtemperaturbereich angesetzt werden können. Die AR-Glas- und Carbongarne erreichten im Hochtemperaturbereich Spannungsniveaus, die in der Größenordnung derer von Betonstahl und signifikant über den Spannungsniveaus von GFK- und CFK-Stäben liegen.

## 6 Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 532 „Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie“.

## 7 Literatur

- [1] KULAS, C.; SCHNEIDER, M.; WILL, N.; GREBE, R.: Hinterlüftete Vorhangfassaden aus Textilbeton – Tragverhalten und Ausführung. *Bautechnik* 88 (2011) Heft 5. S. 271-280
- [2] HORSTMANN, M.; HEGGER, J.: Sandwichfassaden aus Textilbeton – experimentelle Untersuchungen. *Bautechnik* 88 (2011) Heft 5. S. 281-291
- [3] HEGGER, J.; GORALSKI, C.; KULAS, C.: Schlanke Fußgängerbrücke aus Textilbeton. *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011) Heft 2. S. 64-71
- [4] HEGGER, J.; KULAS, C.; RAUPACH, M.; BÜTTNER, T.: Tragverhalten und Dauerhaftigkeit einer schlanken Textilbetonbrücke. *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011) Heft 2. S. 72-80
- [5] HEGGER, J.; WILL, N.; BRUCKERMANN, O.; VOSS, S.: Load-bearing behavior and simulation of textile reinforced concrete. *Materials and Structures* 39 (2006). S. 765-776
- [6] HEGGER, J.; VOSS, S.: Investigations on the bearing behaviour and application potential of textile reinforced concrete. *Engineering Structures* 30 (2008). S. 2050-2056
- [7] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. TU Dresden : Schriftenreihe Konstruktiver Ingenieurbau Dresden. Heft 5, 2004 - Dissertation -ISSN 1613-6934
- [8] JESSE, D.; JESSE, F.: Tragverhalten von Textilbeton unter zweiachsialer Zugbeanspruchung. In: CURBACH, M.; JESSE, F. (Hrsg.): *Textilbeton – Theorie und Praxis. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung*, 03.06.2009-05.06.2009, Dresden. S. 129-144. -ISBN 978-3-86780-122-5
- [9] YOUNES, A.; SEIDEL, A.; ENGLER, T.; CHERIF, C.: Materialverhalten von AR-Glas und Carbonfilamenten unter Dauerlast- sowie unter Hochtemperatureinwirkung. In CURBACH, M.; JESSE, F. (Hrsg.): *Textilbeton – Theorie und Praxis. Tagungsband zum 4. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung*, 03.06.2009-05.06.2009, Dresden. S. 1 bis 16. -ISBN 978-3-86780-122-5
- [10] SCHNEIDER, U.: *Verhalten von Beton bei hohen Temperaturen*, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 337, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1982. -ISBN 3-433-00958-9

- [11] EHLIG, D.; JESSE, F.; CURBACH, M.: High Temperature Tests on Textile Reinforced Concrete (TRC) Strain Specimens. In: BRAMESHUBER, W. (Hrsg.): *2<sup>nd</sup> ICTRC Textile Reinforced Concrete*. S. 141-151. -ISBN 978-2-35158-106-3
- [12] EHLIG, D.; JESSE, F.; CURBACH, M.: Textilbeton verstärkte Platten unter Brandbelastung. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 105 (2010) Heft 2. S. 102-110
- [13] RICHTER, E.: *Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spannbetonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze*. Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 1987 -Dissertation -ISBN 3-89288-026-3
- [14] BROCKMANN, T.: *Mechanical and fracture mechanical properties of fine grained concrete for textile reinforced composites*. RWTH Aachen, Fakultät für Bauingenieurwesen, 2005 -Dissertation -ISBN3-86130-631-X
- [15] DIN EN 196-1: *Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2005
- [16] DIN EN 1992-1-2: *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2010.
- [17] ISO 3341: *Textile glass - Yarns - Determination of breaking force and breaking elongation*. International Organization for Standardization (ISO), 2000
- [18] NADJAI, A.; TALAMONA, D.; ALI, F.: Fire Performance of Concrete Beams Reinforced with FRP Bars. In: *Proceedings of the International Symposium on Bond Behavior of FRP in Structures (BBFS 2005)*. S. 401-410



## Hochtemperaturverhalten von Stahlbetonplatten mit Textilbetonverstärkung

Sascha Hothan<sup>1</sup>, Daniel Ehlig<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** Die Verwendung von Endlosfilamenten aus Carbon als Bewehrungsmaterial für Beton, sogenannter Textilbeton, bietet die Möglichkeit der Sanierung und der Verstärkung bestehender Stahlbetonkonstruktionen. Dabei muss die Frage nach dem Feuerwiderstand von derart verstärkten Tragwerken beantwortet werden. Aufschluss darüber liefern Brandversuche. Mit Textilbeton verstärkte Stahlbetonplatten haben in Brandversuchen nach der Einheits-Temperaturzeitkurve bei 33 % der Traglast mehr als 60 Minuten standgehalten. Bei 50 % der Traglast kam es nach einer Branddauer von 55 Minuten, bei 65 % nach 30 Minuten, zu einem Zugversagen der textilen Verstärkungsschicht. Bei während des Brandes unbelasteten bzw. gering belasteten Platten lagen die im Anschluss ermittelten Resttragfähigkeiten bei 65 % der Bruchlast nach 30 Minuten Branddauer bzw. bei 50 % der Bruchlast nach 60 Minuten Branddauer. Während und nach der Beflammung waren zunehmende Durchbiegungen und Rissbreiten erkennbar. Es traten aber keine Abplatzungen auf, weshalb die Verstärkungsschicht aus Textilbeton als zusätzliche Betondeckung für die Stahlbewehrung angerechnet werden kann. Diese außerordentlich positiven Ergebnisse zeigen, dass für verstärkte Konstruktionen Feuerwiderstandsklassen von F60 bzw. R60 ohne zusätzliche Maßnahmen erreicht werden können. Dies ist von hoher Relevanz für die wirtschaftliche Anwendung dieser Verstärkungsmethode. Für ein umfassendes Verständnis der Interaktion zwischen den Bewehrungen Textil und Stahl sowie der Versagensmechanismen während des Brandes, sind weitere Erkenntnisse über die mechanischen Eigenschaften von Textilbeton im Hochtemperaturbereich nötig. Auch der Einfluss der Oxidation des Carbons konnte nicht abschließend beurteilt werden.

---

<sup>1</sup> Dr.-Ing., Fachgruppe 7.3 Brandingenieurwesen, Bundesanstalt für Materialforschung, Berlin

<sup>2</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

**Summary:** Using endless carbon filaments for concrete reinforcement, so called textile reinforced concrete, the possibility of reconstruction and strengthening of existing concrete structures arises. The question concerning fire resistance of structures strengthened like this has to be answered. Fire tests provide answers. Steel reinforced concrete slabs strengthened with textile reinforced concrete loaded with 33 % of ultimate load survived an ISO-fire for 60 minutes. Loaded with 50 % and 65 % of ultimate load the slabs failed after 55 minutes and 30 minutes of fire exposure due to tension failure of the textile reinforcement layer. Slabs not loaded or with a low load level during fire exposure showed remaining bearing resistances of 65 % of ultimate load after 30 minutes and 50 % of ultimate load after 60 minutes of fire exposure. During and after fire exposure rising deflections and growing crack widths were observed. However no spalling occurred. Therefore the textile reinforced concrete layer can be taken into account as concrete covering for the steel reinforcement. Those extraordinary positive results document, that reinforced concrete structures with additional fibre reinforced concrete can achieve fire resistance classes of R60 without additional provisions. To achieve comprehensive understanding of interaction between steel and fibre reinforcement and failure mechanisms in case of fire more knowledge concerning the mechanic properties of fibre reinforced concrete at high temperatures is essential. The influence of oxidation of the carbon fibres could not fully be answered.

## 1 Einleitung

Die Verwendung von Fasern als Bewehrungsmaterial für Beton gewinnt kontinuierlich an Bedeutung. Eine relativ neue Entwicklung stellt dabei der sogenannte „textilbewehrte Beton“ bzw. „Textilbeton“ dar [1], [2], [3]. Man bezeichnet damit einen Verbundwerkstoff aus einer mineralischen Matrix, in die textile Bewehrungen aus technischen Hochleistungsfasern, wie alkaliresistenten Glasfasern (AR-Glas) oder Carbonfasern, eingebettet sind. Ein wichtiges Anwendungsgebiet für Textilbeton ist die Sanierung und Verstärkung bestehender Stahlbetonkonstruktionen. Die applizierten Verstärkungsschichten besitzen dabei in der Regel eine Dicke von 5 bis 30 mm [1]. Das Tragverhalten so verstärkter Stahlbetonbauteile wird deutlich verbessert.

Bösche [4] und Weiland [5] untersuchten textilbetonverstärkte Stahlbetonplatten unter Biegebelastung im Vierpunktbiegeversuch. Die Tragwirkung der textilen Verstärkung konnte an mehr als 50 Platten mit verschiedenen Glasfaser- und Carbonfasergelegen nachgewiesen werden. Bösche [4] entwickelte basierend auf der Stahlbetonbemessung nach DIN 1045-1 ein additives Berechnungsmodell für textilbetonverstärkte Stahlbetonbauteile und ermittelte das zu erwartende Bruchmoment bzw. die erforderliche Textilfläche iterativ.

Ehlig et al. [6] [7] beschreiben Brandversuche an Stahlbetonplatten mit Textilbetonverstärkung unter Biegung. Die einseitige Beflammung der verstärkten Plattenunterseite erfolgte nicht vollflächig sondern nur auf einem begrenzten Bereich in Plattenmitte. Die mit Textilbeton verstärkten Stahlbetonplatten hielten bei 33 % der Traglast einer Beflammung nach der Einheits-Temperaturzeitkurve mehr als 60 Minuten stand. Bei 65 % der Traglast, kam es nach einer Branddauer von 45 (AR-Glas) bis 70 Minuten (Carbon) zu einem Versagen der textilen Verstärkungsschicht, wobei AR-Glas ein duktiler und Carbon ein sprödes Versagen aufwies. Während und nach der Beflammung waren zunehmende Durchbiegungen und Rissbreiten, aber keine Abplatzungen erkennbar. Die im Anschluss ermittelten Resttragfähigkeiten lagen bei 47 % (AR-Glas) bis 88 % (Carbon) der Traglast.

Insgesamt liegen Informationen über den Feuerwiderstand von mit Textilbeton verstärkten Stahlbetonbauteilen nur sehr begrenzt vor. Deshalb wurden experimentelle Untersuchungen an verstärkten Stahlbetonbauteilen unter Biegebelastung und vollflächiger einseitiger Brandbelastung durchgeführt.

## **2 Zur experimentellen Bestimmung des Feuerwiderstands**

### **2.1 Normativer Kontext**

Die Anforderungen an den Brandschutz sind in Deutschland durch die Bauordnungen geregelt. Traditionell handelt es sich dabei um vorschreibende Regelungen, die konkrete Forderungen an den Feuerwiderstand von Bauteilen enthalten. Dabei werden die Begriffe feuerhemmend, hochfeuerhemmend und feuerbeständig (F30, F60 und F90) verwendet. Einer solchen Klassifizierung liegt als Bemessungsbrandkurve die Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach DIN 4102-2:1977-09 zugrunde. Die ETK entspricht der international genormten ISO-Brandkurve für Zellulosebrände nach ISO-834-1:1999-09 und bildet die Grundlage für Bauteilbrandversuche sowie für Klassifizierungsverfahren der Brandschutz-Eurocodes. Hier seien als Beispiele DIN EN 1991-1-2:2010-12 für die Einwirkungen im Brandfall und DIN EN 1992-1-2:2010-12 für die Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken im Brandfall genannt.

Mit den Brandschutz-Eurocodes setzen sich auch in Deutschland zunehmend leistungsorientierte Regelungen zum Nachweis des Feuerwiderstands von Tragwerken durch. Mit diesen Regelungen ist eine Bemessung des Tragwerks für den Brandfall (Heißbemessung) im Sinne einer brandschutztechnischen Optimierung möglich. Eine Heißbemessung setzt sich aus einer thermischen Analyse zur Berechnung der Temperaturfelder bei Berücksichtigung der thermischen Hochtemperatureigenschaften und einer mechanischen Analyse zum Nachweis der Standsicherheit bei Berücksichtigung der Temperaturfelder und der mechanischen Hochtemperatureigenschaften der Baustoffe zusammen. Da für textilbewehrte Bauteile die

erforderlichen Eingangsgrößen für eine Heißbemessung noch nicht vollständig vorliegen, wird hier der Weg des Bauteilbrandversuchs gewählt. Die zu erzielende Feuerwiderstandsdauer im Bauteilbrandversuch hängt entscheidend vom Lastausnutzungsgrad des Bauteils ab. Für eine Klassifizierung muss deshalb eine normkonforme Festlegung der Prüflast erfolgen.

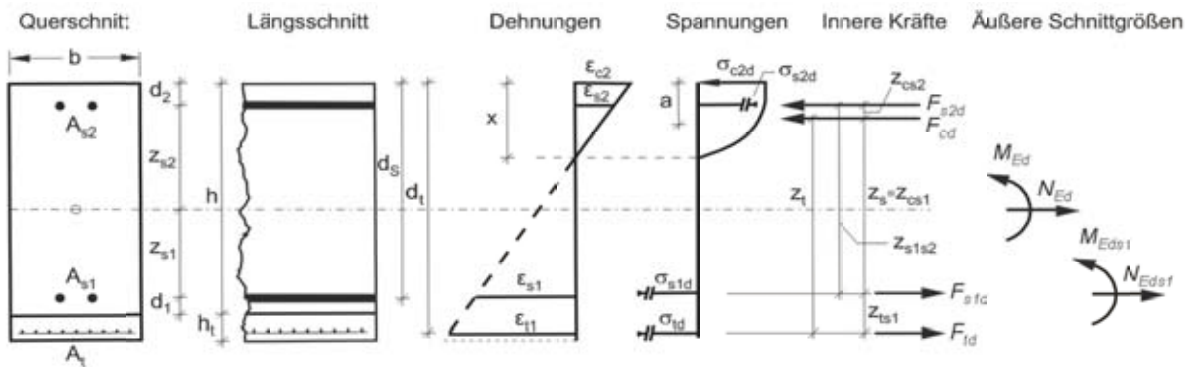
Im Brandfall gilt die außergewöhnliche Einwirkungskombination nach DIN 1055-100:2001-03. Diese ist der entsprechenden Kombinationsregel nach DIN EN 1990:2010-12 gleichwertig. Für den Brandfall werden demnach sämtliche Teilsicherheitsbeiwerte für die ständigen und die veränderlichen Einwirkungen zu 1,0 angenommen. Je nach Nutzungskategorie und Einwirkung werden Kombinationsbeiwerte  $\Psi_{1,1}$  und  $\Psi_{2,i}$  mit Werten kleiner 1,0 verwendet. Vereinfachend lässt sich der Bemessungswert der Einwirkungen im Brandfall aus dem Bemessungswert der Einwirkungen im Kaltfall  $E_{fi,d,t} = \eta_{fi} \cdot E_d$  bestimmen. Der Abminderungsfaktor  $\eta_{fi}$  darf nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 konservativ zu 0,7 angenommen werden.

Zur Bestimmung der Versuchslast sind die aktuellen, d. h. unmittelbar vor Beginn des Brandversuchs vorliegenden, Werkstoff- bzw. Materialeigenschaften des Prüfkörpers zu berücksichtigen. Damit wird der Bauteilwiderstand ohne Berücksichtigung der Materialteilsicherheitsbeiwerte rechnerisch bestimmt. Der so bestimmte Bauteilwiderstand wird dann mit dem Faktor  $\eta_{fi} = 0,7$  abgemindert und durch den Teilsicherheitsbeiwert für den versagensrelevanten Werkstoff dividiert, um die Prüflast zu erhalten. Da bei Stahlbetonbauteilen und insbesondere bei den hier untersuchten mit Textilbeton verstärkten Bauteilen ganz unterschiedliche Werkstoffe mit unterschiedlichen Teilsicherheiten verwendet werden, ist die für das Versagen relevante Komponente zuvor nicht bekannt. Deshalb wird hier der Bauteilwiderstand mit den aktuellen Materialeigenschaften bestimmt, die mit den Materialteilsicherheitsbeiwerten abgemindert werden. Der so berechnete Bemessungswiderstand wird dann mit  $\eta_{fi}$  multipliziert, um die Prüflast zu erhalten.

## 2.2 Kaltbemessung zur Bestimmung der Prüflast

Das von Bösche [4] entwickelte Biegebemessungsverfahren für Stahlbetonplatten verstärkt mit Textilbeton ermittelt das zu erwartende Bruchmoment bzw. die erforderliche Textilfläche iterativ basierend auf der Stahlbetonbemessung nach DIN 1045-1. Dabei wird von einer linearen Dehnungsverteilung über den Querschnitt und dessen Ebenbleiben unter Beanspruchung (Hypothese von Bernoulli), bei gleichzeitiger Vernachlässigung der Schubverformungen, ausgegangen. Die Betrachtung erfolgt am gerissenen Betonquerschnitt und unter Vernachlässigung der Betonzugfestigkeiten. Zugkräfte werden allein durch den Bewehrungsstahl und das Textil aufgenommen. Ein Querschnitt hat die maximale Tragfähigkeit erreicht, wenn entweder die Grenzdehnung des Altbetons  $\epsilon_{cu}$  (Druckversagen), des Stahls  $\epsilon_{su}$  oder des Textils  $\epsilon_{tu}$  (Zugversagen) erreicht ist. Bild 1 zeigt die inneren und äußeren Kräfte sowie die Dehnungs- und Spannungsverläufe an einem Rechteckquerschnitt aus Stahlbeton mit einer

Verstärkungsschicht aus Textilbeton. Es wird mit Hilfe der Grenzdehnungen diejenige Dehnungsverteilung ermittelt, bei der die äußeren Schnittgrößen mit den inneren Schnittkräften unter Berücksichtigung der vorhandenen Bewehrungsmengen im Gleichgewicht stehen. Frenzel [8] zeigt die Eignung des Berechnungsmodells anhand von Versuchsnachrechnungen mit idealisierten Materialkennlinien für Beton und Bewehrung.



**Bild 1:** Dehnungen, Spannungen, innere und äußere Kräfte eines verstärkten Querschnitts [8]

**Fig. 1:** Strain, stress, inner and external forces of a strengthened section [8]

Für die Kaltbemessung werden die verwendeten Materialien gemäß Tabellen 3 bis 6 angesetzt. Für die Betonkennlinie kommt das Parabel-Rechteck-Diagramm, für den Stahl und das Textil eine bilineare Arbeitslinie zum Einsatz [8]. Für die Betonbruchdehnung werden - 3,5 % angesetzt. Aus den Bemessungswerten der verwendeten Materialien ergibt sich das Bemessungsmoment der Platten. Dabei wurde für die textile Bewehrung eine charakteristische Zugfestigkeit von 1300 N/mm<sup>2</sup> und ein Sicherheitsbeiwert von 2,1 angesetzt. Umgerechnet auf die Zylinderlast des verwendeten Versuchszustandes ergibt sich eine Kraft von 20 kN bei der unverstärkten Platte und 40 kN bei der verstärkten. Für die verstärkten Platten ergibt sich somit für die Feuerwiderstandsklassifizierung eine erforderliche Prüflast von  $0,7 \cdot 40 \text{ kN} = 28 \text{ kN}$ .

### 3 Experimentelle Untersuchungen

#### 3.1 Materialien

Für die zu verstärkenden Stahlbetonplatten wurde ein Normalbeton der Festigkeitsklasse C 20/25 verwendet. Zusammensetzung und mechanischen Eigenschaften sind in den Tabellen 1 und 3 aufgeführt. Die Rezeptur und die mechanischen Festbetoneigenschaften des für die Verstärkung verwendeten Feinbetons mit 1 mm Größtkorn können den Tabellen 2 und 4 entnommen werden.

Die Bewehrung der Stahlbetongrundkörper bestand aus handelsüblichem Betonstahl der Sorte BSt 500 S. Die mittleren Kennwerte sind in Tabelle 5 aufgeführt. Als textile Bewehrung für die Verstärkung, wurde ein nähgewirktes Gelege aus Carbonfilamentgarnen eingesetzt, siehe Bild 2 und Tabelle 6. Als Beschichtung kam eine wässrige Dispersion basierend auf selbstvernetzenden, carboxylierten Styrol-Butadien-Copolymeren von Mäder et al. [9] zur Anwendung, die während der Textilherstellung nach einem von Köckritz [10] beschriebenen Verfahren aufgebracht wurde. Die Beschichtung steuert das Verbundverhalten an den Grenzflächen zwischen den Filamenten und zwischen Filamenten und Matrix.

**Tabelle 1:** Rezeptur C20/25 (Altbeton)**Table 1:** Recipe C20/25 (old concrete)

Betonzusammensetzung	
Zement CEM I 32,5R	303 kg/m <sup>3</sup>
Zuschlag Sand A/B 0-8	1734 kg/m <sup>3</sup>
Wasser	227 kg/m <sup>3</sup>

**Tabelle 2:** Feinbetonrezeptur**Table 2:** Fine-grained concrete recipe

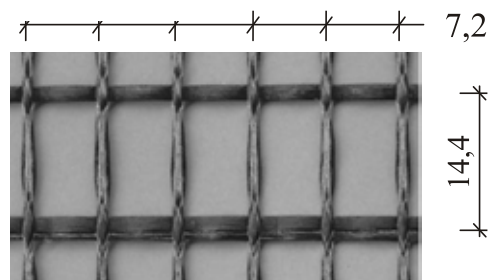
Bestandteil	Menge [kg/m <sup>3</sup> ]
Zement CEM III/B 32,5	628,0
Steinkohleflugasche	265,6
Mikrosilikasuspension	100,5
Sand 0/1	942,0
Zugabewasser	214,6
Fließmittel FM 30	10,5

**Tabelle 3:** Eigenschaften C20/25 (Altbeton)**Table 3:** Characteristics C20/25 (old concrete)

Eigenschaft	Wert
Rohdichte $\rho$	2,23 kg/dm <sup>3</sup>
Druckfestigkeit $f_{cm,28}$	28,91 N/mm <sup>2</sup>
Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$	2,56 N/mm <sup>2</sup>
E-Modul $E_{cm,28}$	28233 N/mm <sup>2</sup>

**Tabelle 4:** Eigenschaften des Feinbetons**Table 4:** Characteristics fine-grained concrete

Eigenschaft	Wert
Rohdichte $\rho$	2,2 kg/dm <sup>3</sup>
Druckfestigkeit $f_{cm,28}$	96,4 N/mm <sup>2</sup>
Biegezugfestigkeit $f_{ctm}$	6,9 N/mm <sup>2</sup>

**Bild 2:** Textil Carbon 800 tex (1 tex = 1 g / 1000 m)**Fig 2:** Textile carbon 800 tex (1 tex = 1 g / 1000 m)

**Tabelle 5:** Eigenschaften der Stahlbewehrung**Table 5:** Properties of steel reinforcement

Eigenschaft	Wert
Durchmesser $\varnothing$	8 mm
E-Modul $E_s$	200000 N/mm <sup>2</sup>
Streckgrenze $f_y$	640 N/mm <sup>2</sup>
Fließdehnung $\varepsilon_y$	3,2 ‰
Festigkeit $f_{s,25\%}$	650 N/mm <sup>2</sup>

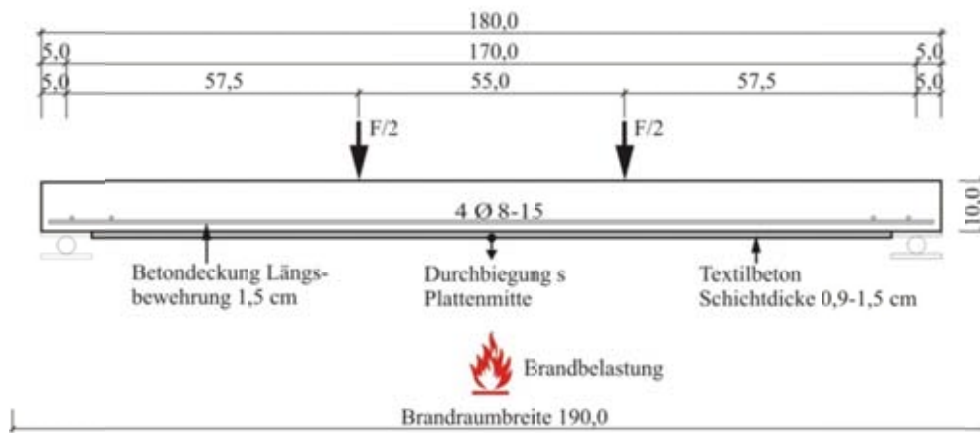
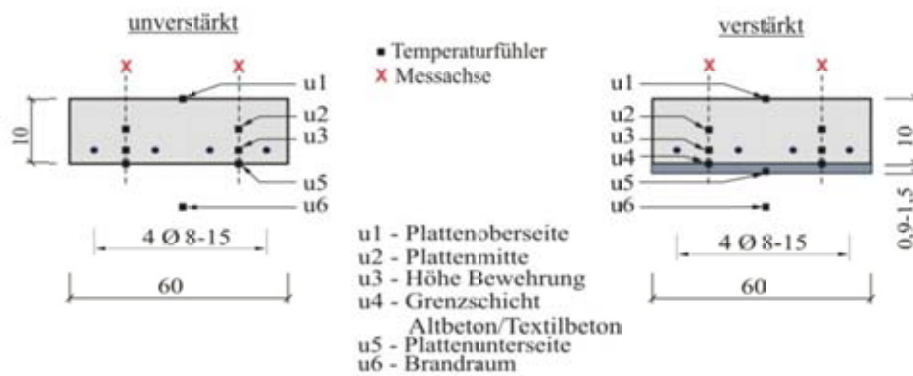
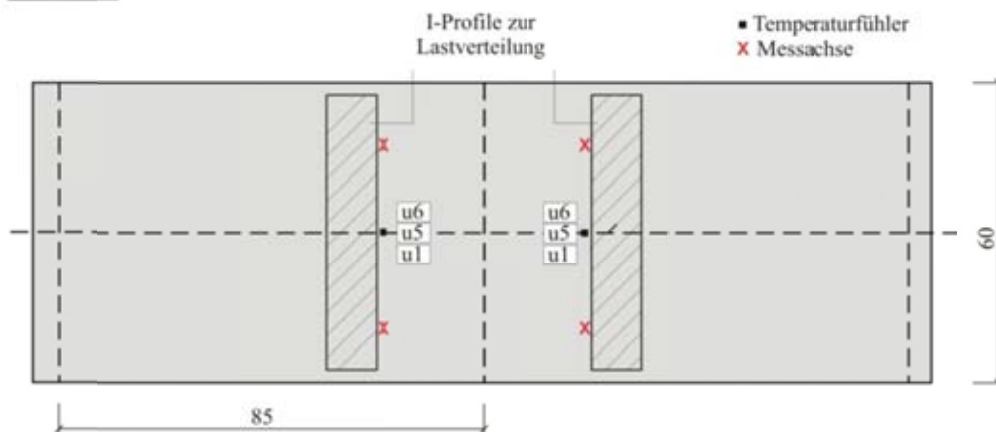
**Tabelle 6:** Eigenschaften des Textils**Table 6:** Properties of textile

Eigenschaft	Wert
Zugfestigkeit $f_t$	1427 N/mm <sup>2</sup>
Bruchdehnung $\varepsilon_{tu}$	10 ‰

### 3.2 Probekörper

Insgesamt wurden 7 Stahlbetonplatten mit einem Bewehrungsgrad von  $\rho = A_s/A_c = 0,33\%$  (4  $\varnothing$  8,  $A_s = 201\text{ mm}^2$ ) in Plattenlängsrichtung und jeweils 2  $\varnothing$  8 in Querrichtung im Auflagerbereich hergestellt. Die unverstärkten Platten (Altbetonplatten) hatten eine Breite von 0,60 m, eine Dicke von 0,10 m und eine Länge von 1,80 m.

Auf der zu verstärkenden Zugzone der Platten, wurden mittels Sandstrahlen die Feinbestandteile abgetragen und das Korngerüst zur Gewährleistung eines guten Verbundes zwischen dem Stahlbetongrundkörper und der Verstärkungsschicht aus Textilbeton freigelegt. Zum Zeitpunkt der Verstärkung waren die Stahlbetongrundkörper 12 bis 16 Tage alt. Unmittelbar vor der Beschichtung wurde der Altbeton angefeuchtet. Die Herstellung der Textilbetonverstärkung erfolgte durch abwechselnde Applikation von dünnen Schichten Feinbeton und textiler Strukturen auf die Altbetonoberfläche im Handlaminierverfahren. Die Verstärkungen wurden mit drei Lagen textiler Bewehrung ausgeführt. Dies entspricht einer Querschnittsfläche von 110 mm<sup>2</sup>. Den Abschluss der 9 bis 15 mm dicken Verstärkung bildete jeweils eine Schicht Feinbeton. Während der Verstärkung wurde die Platte so gedreht, dass die spätere Zugzone nach oben zeigt. Die Nachbehandlung der Verstärkungsschicht erfolgte durch abdecken mit nassen Tüchern und Folie für die Zeitdauer von 7 Tagen. Daran anschließend entsprachen die Lagerungsbedingungen bis zur Durchführung der Brandversuche dem Innenraumklima des Labors. Die Brandversuche wurden im Alter von 98 bis 122 Tagen durchgeführt.

**Ansicht****Querschnitt****Oberseite****Bild 3:** Übersicht über das statische System und die Temperaturmesspunkte**Fig. 3:** Static system and temperature measurement points



### 3.3 Versuchsdurchführung

An Referenzproben wurde zunächst im Vierpunktbiegeversuch mit einer Stützweite von 1,70 m die Tragfähigkeit unter quasi-statischer Belastung ermittelt (Bild 3).

Die Durchführung der Brandversuche erfolgte im Vierpunktbiegeversuch an jeweils zwei Platten simultan über einer Brandkammer des Deckenprüfstandes der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) entsprechend DIN EN 1363-1:1999-10. Der Brandraum wies die Grundrissabmessungen 4 m x 2 m bei einer Tiefe von 1,5 m auf, mit einer Spannrichtung der Platten über die kurze Öffnungslänge. Die Beheizung des Brandraumes erfolgte mit 2 x 2 Ölbrennern an den 2 m breiten Stirnseiten. Die Brenner waren horizontal in den Brandraum gerichtet, so dass eine tangentielle Beflammung der Plattenunterseiten gewährleistet war. Die Beflammung erfolgte nahezu vollflächig auf der gesamten Plattenbreite und auf eine Länge von 1,5 m. Während des Versuches wurden die Umgebungstemperatur, die Brandraumtemperatur und der Brandraumdruck aufgezeichnet. Die Aufzeichnung der Brandraumtemperatur erfolgte dabei mit zwei Plattenthermoelementen je Prüfkörper, die im Abstand von 10 cm oberflächenparallel zu den Prüfkörpern angeordnet waren. Eine detaillierte Beschreibung der Versuche sowie die Temperaturverläufe, die Verläufe des Brandraumdrucks sowie die aufgezeichneten Verformungen können Hothan et al. [11] entnommen werden.

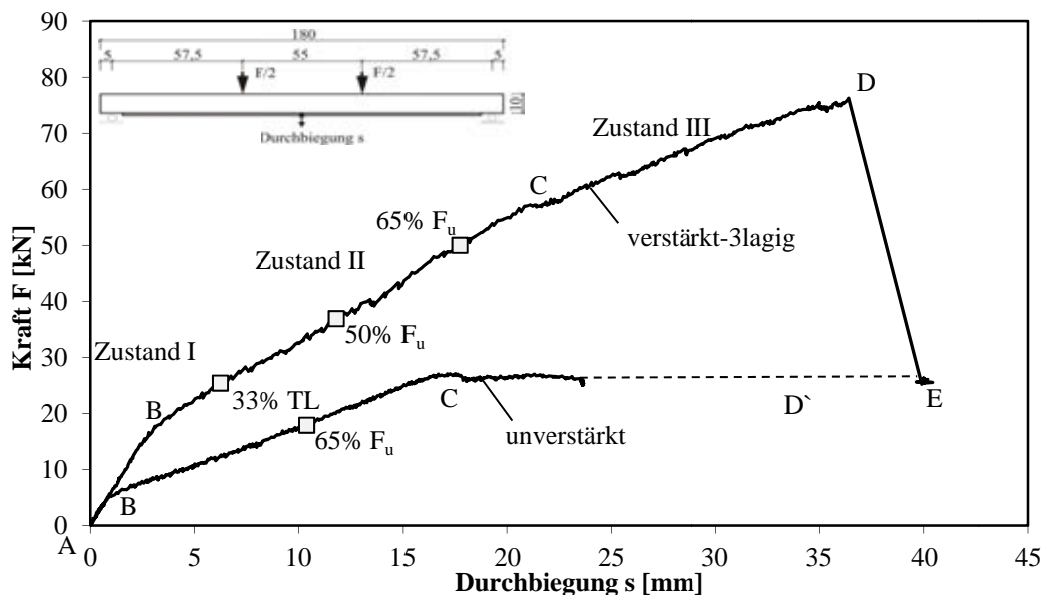
Die Last wurde vor Versuchsbeginn langsam weggeregelt aufgebracht (0,5 bis 2,0 mm/min) und für den Brandversuch in Kraftregelung umgeschaltet. Dabei kam je Platte ein servohydraulischer Zylinder zum Einsatz. Verformungsmessungen erfolgten in Feldmitte und an den Auflagern mittels magnetostriktiver Wegaufnehmer mit Beginn des Aufbringens der Last, bis zum Ende des Brandversuchs. Bei den Platten, die während der vorgegebenen Beflammungsdauer nicht versagten, wurde unmittelbar im Anschluss an den Brandversuch die noch vorhandene Traglast im heißen Zustand mittels einer weggeregelten Laststeigerung bestimmt. Die Messung der Bauteiltemperaturen sowie der Bauteiloberflächentemperaturen erfolgte mit Thermoelementen vom Typ K (NiCr-Ni). Die Anordnung der Messpunkte kann Bild 3 entnommen werden. Die Messung der Temperaturen erfolgte pro Platte in vier Messquerschnitten über die Bauteildicke. Bei den unverstärkten Platten waren die Messpunkte in Höhe der halben Plattendicke, in Höhe der Bewehrung und an der Plattenunterseite angeordnet. Diese Thermoelemente wurden bereits bei der Betonage der Betonplatten appliziert.

Zur Messung der Oberflächentemperaturen an der beflamnten Unterseite der Textilbetonschicht wurden zusätzlich zwei Thermoelemente je Platte mit einem Spezialkleber appliziert und überdeckt, so dass hier keine unmittelbare Beflammung stattfand. Ferner wurden je Platte zwei Thermoelemente an der unbeflammten Plattenoberfläche angebracht.

### 3.4 Ergebnisse

Die Kraft-Verformungs-Verläufe der Referenzversuche (Bild 4) zeigen das für Stahlbeton unter Biegebeanspruchung typische Tragverhalten. Im Zustand I (Bereich A-B in Bild 4) ist die Betonmatrix ungerissen. Mit der Entstehung des ersten Risses im Beton beginnt der Zustand II (Punkt B in Bild 4) und die Steifigkeit nimmt ab. Bei weiterer Laststeigerung nehmen die Rissweiten und die Rissanzahl zu. Das beginnende Fließen des Bewehrungsstahls leitet den Zustand III ein (Punkt C in Bild 4). Bei den unverstärkten Platten bleibt das Lastniveau nahezu konstant. Das Versagen des Stahls oder der Betondruckzone wurde im abgebildeten Verformungsbereich nicht erreicht. Im Gegensatz dazu zeigen die mit Textilbeton verstärkten Bauteile eine weitere Laststeigerung bzw. höhere Steifigkeit (Bereich C-D in Bild 4). Dies wird im Wesentlichen durch die Tragwirkung der textilen Bewehrung ermöglicht. Punkt D markiert das spröde Versagen des Textils infolge des Überschreitens der Zugbruchdehnung. Die Kraft fällt auf das Niveau der unverstärkten Platten zurück (Bereich D-E in Bild 4). Da im Stahl noch plastische Reserven vorhanden sind, nehmen die Verformungen weiter zu (Bereich D'-E in Bild 4). Im Punkt E wurden die Versuche abgebrochen, ohne den Bruchzustand der Stahlbewehrung zu erreichen.

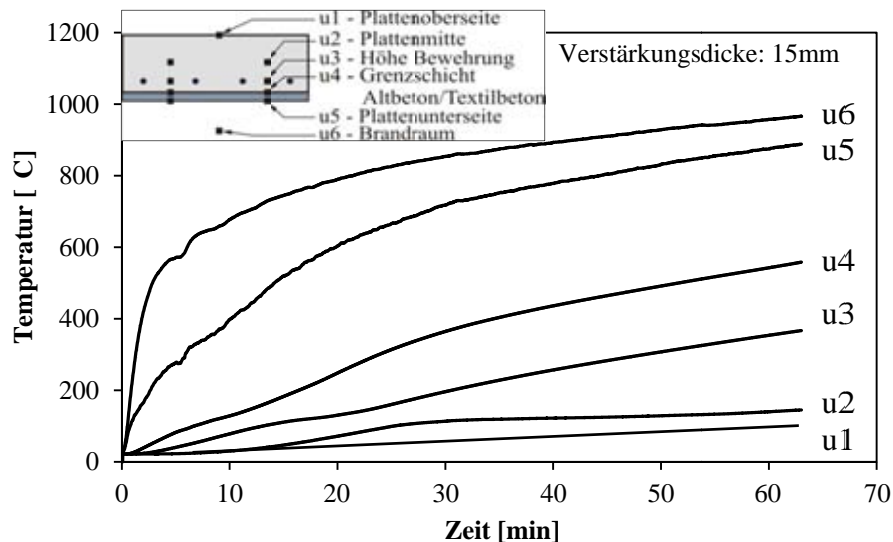
Auf dem Niveau der Vorbelastung von 33 %, 50 % und 65 % der Traglast verbleiben die Prüfkörper im Zustand II (siehe Bild 4). Im Bereich des konstanten Momentes der Platte kann davon ausgegangen werden, dass ein abgeschlossenes Rissbild bereits vorliegt.



**Bild 4:** Kraft-Durchbiegungs-Linie der Referenzversuche

**Fig. 4:** Force-deflection characteristic of the reference tests

Bild 5 zeigt gemessene Temperaturverläufe eines Brandversuches. Der Verlauf der Brandraumtemperatur (u6) entspricht den Vorgaben der ETK. Der Temperaturunterschied zwischen Brandraum (u6) und Bauteiloberfläche (u5) nimmt mit steigender Branddauer ab und beträgt nach 60 Minuten etwa 80 °C. Die Temperatur in Höhe der Stahlbewehrung (u2) verläuft annähernd gradlinig. Auf der unbeflammten Seite steigt die Temperatur innerhalb von 60 Minuten auf 100 °C.

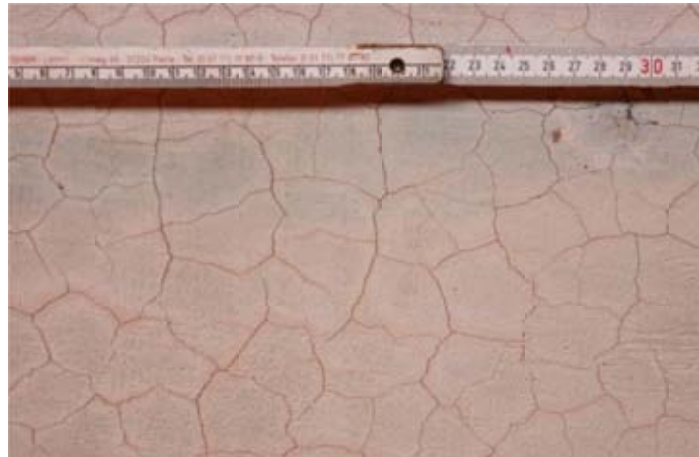


**Bild 5:** Temperatur-Zeit-Verläufe

**Fig. 5:** Measured temperatures

Bei dem Probekörper, welcher sich bei Beginn der Brandbelastung im ungerissenen Zustand befand, konnte nach einer Branddauer von ca. 10 Minuten ein feines Rissbild beobachtet werden (Bild 6). Dieses gitterartige Rissbild bildete sich bei allen verstärkten Platten während der Brandbelastung. Diese Risse entstanden vermutlich infolge des Temperaturschwindens des Zementsteines, was bei Textilbeton aufgrund des hohen Anteils an Zement sehr stark ausgeprägt ist.

Der bei der Herstellung des Feinbetons verwendete Silikastaub und der niedrige w/z-Wert bewirken eine hohe Dichte bei sehr geringer Permeabilität. Während der Versuche traten allerdings keine Betonabplatzungen auf. Dies kann auf die geringen Schichtdicken und die Rissbildung zurückgeführt werden. Die oberflächennahe, engmaschige textile Bewehrung kann sich ebenfalls positiv auf den Zusammenhalt der Betonmatrix auswirken.



**Bild 6:** Rissbild nach Brandbeanspruchung

**Fig. 6:** Crack pattern following the fire

In Tabelle 7 sind die Tragfähigkeiten und die Versagensarten der Platten aufgeführt. Es ist eine deutliche Traglaststeigerung durch die Verstärkung erkennbar. Nach 30 Minuten konnten Resttragfähigkeiten von ca. 50 kN (V5), nach 60 min von ca. 39 kN (V6) erreicht werden, unabhängig von dem Lastniveau während der Erwärmung. Diese Ergebnisse liegen somit über einer Tragfähigkeit der unverstärkten Referenzplatte von 29 kN (V1).

Bei den verstärkten Probekörpern war das Lastniveau während des Brandes allerdings für die Art des Versagens von Bedeutung. Ein Lastniveau von 65 % (V5) und 50 % (V7) der Traglast führte zu einem Zugversagen der textilen Bewehrung bei einer Durchbiegung von ca. 40 mm in Plattenmitte. Bei den Versuchen geringerer bzw. ohne Last (V4, V6), versagte der Verbund zwischen textiler Bewehrung und Betonmatrix, im Verankerungsbereich bei einer Durchbiegung von ca. 30 mm.

Nach 60 Minuten Branddauer konnten noch Tragfähigkeiten der Textilbetonschicht festgestellt werden. Der Resttragfähigkeitsversuch der verstärkten Platte unter 33 % Traglast (V6) ergab 39 kN nach 60 Minuten ETK-Beflammung, bei dem es zu keinem Zugversagen der textilen Bewehrung kam, sondern sich ein Verbundversagen im Verankerungsbereich einstellte. Daher sind weitere Traglastreserven nicht auszuschließen.

Der Einfluss der Oxidationsreaktion des Carbons, welche bei ca. 520 °C unter Vorhandensein von Sauerstoff einsetzt, kann nicht vollständig beurteilt werden.

**Tabelle 7:** Tragfähigkeit und Versagensart**Table 7:** Load bearing capacity and failure mode

	Lagenanzahl Verstärkung	Branddauer [min]	Lastniveau [%]	Tragfähigkeit [kN]	Versagensart
V1	-	Referenzversuch		29	Fließen Stahl
V2	3	Referenzversuch		78	Zugversagen Textil
V3	-	30	65	18	Fließen Stahl
V4	3	30	0	51	Verbundversagen Textil
V5	3	30	65	50	Zugversagen Textil
V6	3	60	33	39	Verbundversagen Textil
V7	3	55	50	37	Zugversagen Textil

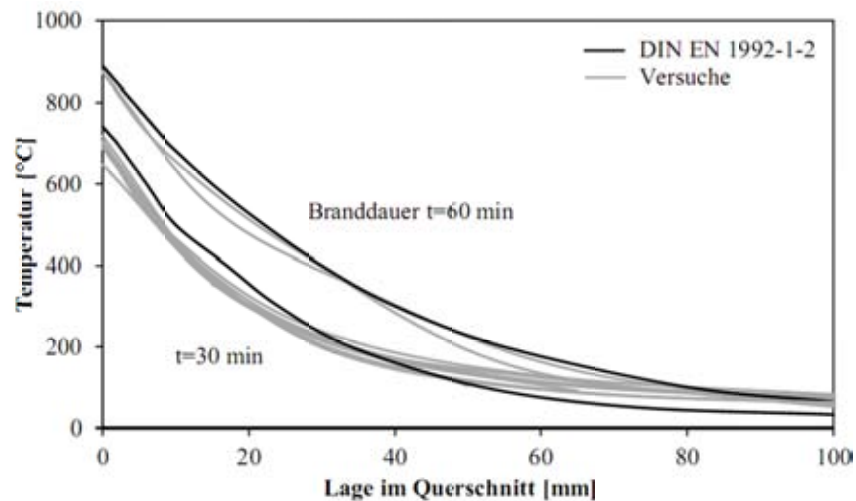
#### 4 Klassifizierung des Feuerwiderstands

Nach DIN EN 1992-1-2:2010-12, Abschnitt 5.7, lassen sich die unverstärkten Stahlbetonplatten V1 und V3 bei einer erforderlichen Mindestplattendicke von 80 mm und einem Mindestachsabstand der Stahlbewehrung von 20 mm mit einer vorhandenen Plattendicke von 100 mm und einem vorhandenen Achsabstand von ca. 20 mm in die Feuerwiderstandsklasse R60 einordnen.

Die berechnete Prüflast von 28 kN entspricht 36 % der im Versuch ermittelten Kalttraglast. Die verstärkte Platte V5 war mit 65% der Kalttraglast deutlich höher belastet als erforderlich, und überdauerte dennoch eine Beflammungsdauer von 30 Minuten mit einer im heißen Zustand geprüften Tragfähigkeit von 50 kN, was deutlich oberhalb der im Kaltversuch ermittelten Traglast der unverstärkten Platte von 29 kN liegt. Die verstärkte Platte V7 war mit 50% der Kalttraglast ebenfalls höher belastet als für eine Klassifizierung erforderlich und versagte bei einer Beflammungsdauer von 55 Minuten. Lediglich die verstärkte Platte V6 war mit 33% der Kalttraglast etwas geringer belastet, als erforderlich und überdauerte 60 Minuten Beflammung. Platte V6 wies jedoch unmittelbar nach Ende des Brandversuchs eine Tragfähigkeit von 37 kN auf, was 47% der Kalttraglast entspricht und oberhalb der für eine Feuerwiderstandsklassifizierung erforderlichen Prüflast liegt. Diese Versuchsergebnisse lassen eine Einstufung der verstärkten Platten in die Feuerwiderstandsdauer F60 bzw. R60 zu.

Die Versuche belegen, dass mit einer Verstärkungsmaßnahme mittels Textilbeton eine deutliche Erhöhung der Traglast von Stahlbetonplatten möglich ist und dabei die ursprüngliche Feuerwiderstandsklassifizierung der unverstärkten Konstruktion erhalten bleibt.

In Bezug auf die thermische Analyse zeigt ein Vergleich der Temperaturverläufe im Querschnitt der verstärkten Platten mit den Normwerten entsprechend DIN EN 1992-1-2010-12 (siehe Bild 8), dass die Temperaturfeldentwicklung einen vergleichbaren Verlauf aufweist. Folglich ist die Verstärkungsschicht aus Textilbeton in ihrer Schutzwirkung für die Betonstahlbewehrung einer Betondeckung aus Normalbeton gleicher Dicke gleichwertig. Es traten bei keinem Versuch Abplatzungen auf.



**Bild 8:** Vergleich der Temperaturverläufe im Querschnitt

**Fig. 8:** Comparison of temperature distributions

## 5 Literatur

- [1] CURBACH, M.; JESSE, F.: Eigenschaften und Anwendung von Textilbeton. *Beton- und Stahlbetonbau* 104 (2009) 1, S. 9-16
- [2] CURBACH, M.; HAUPTENBUCHNER, B.; ORTLEPP, R.; WEILAND, S.: Textilbewehrter Beton zur Verstärkung eines Hyperschalentragwerks in Schweinfurt. *Beton- und Stahlbetonbau* 102 (2007) 6, S. 353-361
- [3] KULAS, C.; SCHNEIDER, M.; WILL, N.; GREBE, R.: Hinterlüftete Vorhangfassaden aus Textilbeton – Tragverhalten und Ausführung. *BAUTECHNIK* 88 (2011) Heft 5. S. 271-280
- [4] BÖSCHE, A.: *Möglichkeiten zur Steigerung der Biegetragfähigkeit von Beton- und Stahlbetonbauteilen durch den Einsatz textiler Bewehrungen – Ansatz für ein Bemessungsmodell*. Dresden : Technische Universität Dresden, Fakultät Bauingenieurwesen, Dissertation, 2007

- [5] WEILAND, S.: *Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton*. Dresden : Technische Universität Dresden, Fakultät Bauingenieurwesen, Dissertation, 2009
- [6] EHLIG, D.; JESSE, F. & CURBACH, M.: Textile Reinforced Concrete (TRC) under Fire Loading. DJAUSAL, A.; ALAMI, F. & NAAMAN, A. E. (Hrsg.): *9th International Symposium on Ferrocement and Thin Reinforced Cement Composites (Ferro-9)*, 18-20 May 2009, Bali, Indonesia. S. 331-244
- [7] EHLIG, D.: Textilbeton verstärkte Platten unter Brandbelastung. In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, 51. Forschungskolloquium des DAfStb*. Kaiserslautern, 2010
- [8] FRENZEL, M.; CURBACH, M.: *Bemessungsmodell zur Berechnung der Tragfähigkeit von biegeverstärkten Stahlbetonplatten*. In: CURBACH, M. (Hrsg.); ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis: Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)*, Berlin, 19.-20.9.2011. SFB 528, TU Dresden, Eigenverlag, 2011, S. 381-399.
- [9] MÄDER, E.; PLONKA, R.; GAO, S.-L.: Coatings for Fibre and Interphase Modifications in a Cementitious Matrix, In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures: Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2)*, 2003, Dresden. S. 121-132.
- [10] KÖCKRITZ, U.: *In-Situ Polymerbeschichtung zur Strukturstabilisierung offener nähgewirkter Gelege*. Dissertation, Fakultät Maschinenwesen der Technischen Universität Dresden, München : Verlag Dr. Hut, Reihe Ingenieurwissenschaften, 2007, 147 S.
- [11] HOTHAN, S.; KNAUST, C.; KLEMMSTEIN, F.: *Untersuchungen zum Feuerwiderstand textilbewehrter Stahlbetonplatten*, Forschungsbericht zum BAM-Forschungsvorhaben VH 7543, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin 2011





## Sicherheitsbeurteilung und Entwurf von Tragwerken – numerische Analyse mit unscharfen Größen

Jan-Uwe Sickert<sup>1</sup>, Frank Steinigen<sup>1</sup>, Steffen Freitag<sup>2</sup>, Stephan Pannier<sup>3</sup>,  
Andreas Hoffmann<sup>1</sup>, Wolfgang Graf<sup>4</sup>, Michael Kaliske<sup>4</sup>

**Zusammenfassung:** Im Beitrag werden Forschungsergebnisse zum numerischen Entwurf textilbewehrter Verstärkungsschichten zusammengefasst. Die Ergebnisse resultieren im Wesentlichen aus den Arbeiten der Teilprojekte D2-Numerische Simulation, E3-Sicherheitsbeurteilung und E4-Numerische Langzeitprognose des Sonderforschungsbereichs 528. Zusätzlich wird auf Transferleistungen verwiesen.

**Summary:** The paper provides a summary of research results concerning numerical design approaches for textile reinforced structures. The outcome mainly results from the work done in the subprojects of the Collaborative Research Centre 528: D2-Numerical Simulation, E3-Reliability Assessment und E4-Numerical Long-term Prognosis. Further, the paper also points out the transfer potential.

### 1 Einleitung

Der Entwurf von Tragwerken wird vielfach durch mehrere (teilweise konträre) Entwurfsziele, wie z.B. Sicherheit, Robustheit, Lebensdauer, Kosten und Ästhetik, beeinflusst. Die Entwurfsziele sind als Zielfunktionen zu quantifizieren, die von variierbaren Geometrie- und Materialgrößen abhängen. In den Zielfunktionen werden meist berechnete Kennwerte des Tragwerkes Vorgaben gegenübergestellt. Für den Vergleich hinsichtlich Sicherheit, Robustheit und Lebensdauer werden geeignete Maßzahlen benötigt, um zutreffende Ergebnisse zu erhalten. Geeignete Maßzahlen für die Sicherheit sind der Sicherheitsindex bzw. die Versagenswahrscheinlichkeit. Teilsicherheitsbeiwerte (TSB) erlauben nur eine konservative Abschätzung der Sicherheit. Problematisch ist auch die Verfügbarkeit bzw. Transparenz von

---

<sup>1</sup> Dr.-Ing., Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, TU Dresden

<sup>2</sup> Dr.-Ing., School of Civil and Environmental Engineering, Georgia Institute of Technology, Savannah

<sup>3</sup> Dipl.-Ing., Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, TU Dresden

<sup>4</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, TU Dresden

TSB für bestehende gealterte Bauwerke und neue – in der Entwicklung befindliche – Materialien.

Für die Quantifizierung von Sicherheit, Robustheit und Lebensdauer ist die Unschärfe der Material-, Geometrie- und Lastgrößen differenziert zu erfassen und auf Tragwerksantworten abzubilden, die ebenfalls unscharf erhalten werden. Im Beitrag werden eine Klassifikation der Unschärfe vorgestellt und zugehörige Modelle beschrieben. Für die Ermittlung der unscharfen Tragwerksantworten werden Algorithmen vorgeschlagen, die sowohl eine modellbasierte als auch eine modellfreie Analyse ermöglichen. Die Wahl des Algorithmus wird von den verfügbaren Daten, deren Qualität und Quantität sowie dem numerischen Aufwand geleitet. Im Abschnitt 4 werden numerische Methoden für den Entwurf vorgestellt und Maßzahlen für Sicherheit, Robustheit und Lebensdauer eingeführt. Eine robustheitsbasierte Variantenuntersuchung einer Textilbetonverstärkung zeigt die Praxistauglichkeit der Algorithmen und Methoden.

## 2 Unschärfe

### 2.1 Klassifizierung

Das Tragverhalten textilverstärkter Strukturen kann nur realitätsnah prognostiziert werden, wenn verlässliche Eingangsdaten vorliegen. Die unvermeidbare Unschärfe dieser Daten ist zu klassifizieren, zu quantifizieren und bei der Simulation zu berücksichtigen.

Die Unschärfe der Daten für Eingangsgrößen der Analyse von Textilbeton-Tragwerken hat unterschiedliche Ursachen. Entsprechend der Ursache wird zwischen epistemischer und aleatorischer Unschärfe unterschieden [8], [9].

Epistemische Unschärfe resultiert aus der fehlenden Kenntnis des tatsächlichen Wertes einer Größe, für die angenommen wird, dass sie innerhalb eines Betrachtungsmaßstabes einen deterministischen Wert besitzt. Diese Unkenntnis entsteht aus einem Informationsdefizit. Zum Beispiel ist die Kraft, bei der ein Filament an einem bestimmten Punkt versagt, ein scharfer Wert. Sie wird in der Realität jedoch nie scharf erfassbar sein, da weder die scharfe Beobachtung noch die scharfe Definition des Versagensphänomens gelingen. Für epistemische Unschärfe werden in der Literatur auch die Begriffe subjektive, reduzierbare und Typ-B Unschärfe verwendet.

Die aleatorische Unschärfe ist in der inhärenten Heterogenität und Variation des Composite-Werkstoffes begründet. Sie wird auch als stochastische, nicht reduzierbare und Typ-A Unschärfe bezeichnet. Beispielsweise können die Variationen der Material- und Geometrieparameter einzelner Filamente der aleatorischen Unschärfe zugeordnet werden.

## 2.2 Modelle

Traditionell wird Unschärfe unabhängig von der Ursache mit stochastischen Modellen quantifiziert. Im Ergebnis unscharfer Tragwerksanalysen mit stochastischen Modellen werden scharfe Wahrscheinlichkeitsaussagen getroffen, die dem Nutzer dieser Aussagen einen i.d.R. nicht vorhandenen Informationsgehalt vortäuschen. Diese Täuschung basiert auf dem frequentistischen Wahrscheinlichkeitsbegriff, der auf Massenerscheinungen begründet ist. Bei der Quantifizierung unscharfer Größen mit Wahrscheinlichkeitsmodellen tritt immer auch epistemische Unschärfe auf. Ursache ist das Informationsdefizit bezüglich der Grundgesamtheit, das nur mit einem unendlich großen – nicht zu realisierenden – Stichprobenumfang in Verbindung mit einer scharfen Wahrnehmung der Zufallsexperimente gegen null strebt.

Für eine zutreffende Bewertung unscharfer Strukturantworten ist es notwendig, die epistemische Unschärfe von der aleatorischen Unschärfe zu trennen, siehe auch [9]. Diese Forderung motiviert die Auseinandersetzung mit unterschiedlichen Unschärfemodellen. Während die aleatorische Unschärfe adäquat mit stochastischen Modellen beschrieben werden kann, ist die epistemische Unschärfe zutreffend mit alternativen (nichtstochastischen) Modellen quantifizierbar, siehe z.B. [7], [11].

Epistemische Unschärfe wird durch eine Wissenslücke, d.h. durch ein Informationsdefizit, verursacht. Quantifizierungsziel ist die Repräsentation des Informationsdefizites mit Hilfe von Bewertungsfunktionen. Diese Abbildung ist eine subjektive Entscheidung des Bewertenden, die durch objektive Bewertungen (z.B. einzelne Messergebnisse) gestützt sein kann. Im Hinblick auf die Quantifizierbarkeit und die numerische Behandlung werden alternative Unschärfemodelle mit Intervall-Größen und Fuzzy-Größen eingesetzt.

Die Beurteilung/Bewertung bestehender, nachträglich verstärkter Bauwerke ist stets ein Einzelfall, für den nur Stichproben mit einer geringen Anzahl von Stichprobenelementen zur Verfügung stehen. Sie bilden zusammen mit subjektiven Einschätzungen die Grundlage für die Erfassung der Unschärfe. Die Erfassung der Unschärfe entsprechend ihrer Ursache (aleatorisch und epistemisch) ist eine Voraussetzung für eine zutreffende Beurteilung der Tragwerkssicherheit. Das Zusammenführen von aleatorischer und epistemischer Unschärfe in einem Unschärfemodell gelingt mit dem Konzept der unscharfen Wahrscheinlichkeiten (imprecise probabilities) [1], [19]. Die mathematischen Modelle erlauben Variabilität und Informationsdefizit zu erfassen und separat auf Strukturantworten abzubilden. Das vorhandene Informationsdefizit ist im Ergebnis sichtbar.

Die numerische Umsetzung gelingt mit der Einführung von Fuzzy-Scharparametern. Sie definieren bewertete Mengen von reellwertigen Zufallsgrößen [10], [15]. Spezielle Fuzzy-Scharparameter sind die Verteilungsparameter, die zur Quantifizierung der Fuzzy-Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion gebraucht werden. Die Kombination von Zufallsgrößen mit Fuzzy-Scharparametern führt methodisch auf Algorithmen, die in [11] dem Unschärfemodell Fuzzy-Zufälligkeit zugeordnet wurden. Eine darüber hinausgehende

Generalisierung auf Basis einer mathematisch konsistenten Formulierung sind fuzzy-wahrscheinlichkeitsbasierte Fuzzy-Zufallsgrößen, s. [13].

Die Unschärfe der Daten z.B. für Materialparameter, Belastung, Randbedingungen ist eine Funktion veränderlicher Parameter  $\underline{t} = \{\underline{\theta}, \tau, \underline{\varphi}\}$ , z.B. der Zeit  $\tau$ , der Raumkoordinaten  $\underline{\theta} = \{\theta_1, \theta_2, \theta_3\}$  und weiterer Parameter  $\underline{\varphi}$  wie z.B. Temperatur, Luftdruck und Luftfeuchtigkeit. Die variierende Unschärfe der Daten (abhängig von den Parametern  $\underline{t}$ ) wird mit Fuzzy-Zufallsfunktionen quantifiziert, welche die Sonderfälle Zufallsfunktion und Fuzzy-Funktion enthalten. Ist die Fuzzy-Zufallsfunktion nur von der Zeit  $\tau$  abhängig, wird ein Fuzzy-Zufallsprozess eingeführt, ist sie nur von den Raumkoordinaten  $\underline{\theta}$  abhängig, liegt ein Fuzzy-Zufallsfeld vor.

### 3 Numerische Analyse

Im Kern numerischer Entwurfsmethoden ist eine numerische Tragwerksanalyse mehrfach auszuführen. Ziel ist die Abbildung der Eingangsgrößen auf Tragwerksantworten. Die prognostizierten Tragwerksantworten repräsentieren das Verhalten des Tragwerkes. Sie sind auch Indikatoren zur Beschreibung von Grenzzuständen (Tragfähigkeit, Gebrauchstauglichkeit). Die deterministische Abbildung wurde für die Berücksichtigung unscharfer Eingangsgrößen zur unscharfen Tragwerksanalyse erweitert. In Abhängigkeit von den verfügbaren Daten und vom numerischen Aufwand werden modellbasierte, modellfreie oder hybride Vorgehensweisen eingesetzt [5].

#### 3.1 Modellbasiertes Vorgehen

Die modellbasierte Prognose setzt die Entscheidung für ein Tragwerksmodell voraus. Das Tragwerksmodell beinhaltet Geometrie-, Material- und physikalische Modelle sowie mathematische Formulierungen (z.B. ein Differentialgleichungssystem). Desweiteren sind zu wählen: die Dimension 1D, 2D oder 3D und die Basisalgorithmen wie z.B. Finite-Element-Methode, Mehrkörperdynamik und Zeitschrittverfahren. Die Vorauswahl beeinflusst das zu erwartende Ergebnis entscheidend. Die modellbasierte Vorhersage von Tragwerksantworten wird in der Tragwerksanalyse überwiegend angewendet.

Stahlbeton-Tragwerke mit textilibewehrten Verstärkungsschichten werden zutreffend mit dem Multi-Referenzebenenmodell (MRM) beschrieben. Dieses MRM wird für Mehrschichten-Composite mit einer diskontinuierlichen Multi-BERNOULLI-Kinematik verwendet. Die FE-Diskretisierung des MRM basiert auf einem hybriden Energiefunktional.

Ein MRM-Element beinhaltet  $k + 1$  geschichtete Subelemente und  $k$  Interfaces. Jedes Subelement wird in Subschichten unterteilt. Die Subschichten bilden den Altbeton und die Stahlbewehrung oder den Feinbeton und die textile Bewehrung ab.

Die physikalisch nichtlineare Analyse textilverstärkter Tragwerke ist ein nicht-konservatives Problem resultierend u.a. aus Rissbildung und Schädigung. Die Lösung dieser Aufgabe gelingt für differentiale Lastschritte. Zur praktischen Handhabung wird auf inkrementale Lastschritte übergegangen und eine Iteration eingeführt. Für inkrementale Lastschritte gilt im statischen Fall

$$\underline{K}_T \cdot \underline{\Delta q} - \underline{\Delta R} - \underline{\Delta R}_K = 0 \quad (1)$$

mit der tangentialen Steifigkeitsmatrix  $\underline{K}_T$ , die zu Beginn des Lastschritts ermittelt wird. Weitere Lösungsstrategien und Materialbeschreibungen für textilverstärkte Stahlbeton-Tragwerke sind in [18] beschrieben.

### 3.2 Modellfreies Vorgehen

Als Alternative zum modellbasierten Vorgehen kann das zeitabhängige Strukturverhalten modellfrei prognostiziert werden. Das Vorgehen wird deshalb als modellfrei bezeichnet, weil weder ein Geometrie- noch ein Materialmodell vorgegeben werden müssen. Ausgangspunkt sind unscharfe Prozesse für Eingangsgrößen (z.B. zeitabhängige Lasten, Temperatur) und Tragwerksantworten (z.B. Verschiebungen), die mit einem (experimentellen/numerischen) Tragwerksmonitoring ermittelt werden.

Mit dem modellfreien Vorgehen werden die Prozesse der Eingangsdaten auf die Prozesse der Tragwerksantworten abgebildet. Alle unscharfen Tragwerksprozesse werden als Fuzzy- oder Fuzzy-Zufallsprozesse modelliert. In Abhängigkeit von den verfügbaren Daten und den Ursachen für die Unschärfe werden drei Abbildungstypen unterschieden.

1. Fuzzy-Einwirkungen werden auf Fuzzy-Tragwerksantworten abgebildet. Die Parameter der Abbildung sind deterministisch. Die Unschärfe der Tragwerksantworten ist vollständig in der Unschärfe der Einwirkungen begründet.
2. Deterministische Einwirkungen werden auf Fuzzy-Tragwerksantworten abgebildet. Für die unscharfe Abbildung werden Fuzzy-Parameter benötigt. In diesem Fall resultiert die Unschärfe der Tragwerksantworten nicht aus den Einwirkungen. Streuungen der Materialeigenschaften oder der Geometrie sind mögliche Ursachen, die beim modellfreien Vorgehen jedoch nicht explizit spezifiziert werden müssen.
3. Die Kombination von 1. und 2. führt auf eine dritte Variante, bei der Fuzzy-Einwirkungen mit Fuzzy-Parametern unscharf auf Fuzzy-Tragwerksantworten abgebildet werden.

Wenn die Abhängigkeiten zwischen den Einwirkungen und den Tragwerksantworten mit Hilfe vorliegender Daten identifizierbar sind, können unscharfe Tragwerksantworten ohne ein Strukturmodell numerisch prognostiziert werden. Für diese Aufgabe werden künstliche neuronale Netze angewendet [2], [3]. Zur Berücksichtigung der Unschärfe und der Zeitabhängigkeit wurden rekurrente neuronale Netze für Fuzzy-Daten entwickelt und beispielartig für die Prognose der Langzeitverformungen textilverstärkter Stahlbeton-Platten eingesetzt, [3], [4].

### 3.3 Hybrides Vorgehen

Das modellbasierte und das modellfreie Vorgehen sind kombinierbar. Im Ergebnis liegen hybride Lösungsstrategien vor. Beispiele sind die Ergänzung der modellfreien Analyse durch modellbasierte Bereitstellung von Trainingsdaten und die Einführung einer modellfreien Beschreibung des Materialverhaltens innerhalb einer modellbasierten Analyse.

Der Berechnungsaufwand einer unscharfen Analyse mit Fuzzy-Zufallsgrößen textilverstärkter Stahlbetontragwerke hängt maßgeblich vom Aufwand der nichtlinearen deterministischen Analyse ab. Eine Effizienzsteigerung wird durch die Substitution der deterministischen Analyse mit einem Ersatzmodell möglich. Ersatzmodelle sind Approximationsfunktionen, die sehr schnell analytisch auswertbar sind und in einem Trainingsprozess an die tatsächliche Lösung angepasst werden [14]. Ersatzmodelle, die Tragwerksantworten spezifizieren, werden als Antwortflächenapproximationen bezeichnet.

Die Auswahl und Güte einer Antwortflächenapproximation hängt maßgeblich von den Charakteristiken der modellbasierten Lösung ab. Für den Ersatz des MRM-Modells nach Abschnitt 3.1 ist eine flexible, allgemeingültige, nichtlineare Approximation erforderlich. Sehr gute Erfahrungen wurden in diesem Zusammenhang mit Approximationen auf der Basis künstlicher neuronaler Netze gemacht. Die neuronalen Netze können die Informationen initialer modellbasierter Analysen extrahieren und anschließend die Antwortfläche reproduzieren [16], [17].

Als weiteres hybrides Vorgehen wird in [2] gezeigt, wie das zeitabhängige Materialverhalten von Textilbeton mit Hilfe rekurrenter neuronaler Netze für Fuzzy-Daten modellfrei prognostiziert werden kann. Das neuronale Netz wurde an Versuchsdaten trainiert und anschließend in einer modellbasierten Analyse einer verstärkten Struktur zur Beschreibung des Langzeitverhaltens eingesetzt.

## 4 Entwurf textilbewehrter Verstärkungsschichten

### 4.1 Indikatoren

Wesentliche Entwurfsziele bei der Verstärkung von Tragwerken sind die Funktion und die Kosten. Die Sicherstellung der Funktion ist ein primäres Ziel. Im Vergleich dazu sind die Kosten meist ein konträres Entwurfsziel. Im Rahmen des Teilprojekts E3 des SFB 528 wurde das Hauptaugenmerk auf die Funktion der Verstärkung gelegt, die u.a. mit den Indikatoren Sicherheit, Lebensdauer und Robustheit bewertet werden kann. Auf Basis dieser Indikatoren gelingt die Formulierung der jeweiligen Zielfunktion. Können für Sicherheit, Lebensdauer bzw. Robustheit einzuhaltende Grenzwerte angegeben werden, dann können diese Entwurfsziele alternativ als Nebenbedingung berücksichtigt werden [13].

Als Maß für die Bewertung der Sicherheit wurden der Fuzzy-Sicherheitsindex [10] und die zeitabhängige Fuzzy-Versagenswahrscheinlichkeit [15] eingeführt. Darauf aufbauend wurde die Lebensdauer als Entwurfsziel definiert. Sie beschreibt die Fähigkeit einer Struktur, eine zugewiesene Funktion unter vorgegebenen Bedingungen im betrachteten Zeitraum zu erfüllen. Als Indikator für die Funktion wurde die Zuverlässigkeit eingesetzt [12], [16]. Für den Vergleich der Entwurfsvarianten wurde ein Robustheitsmaß eingeführt [6], [17]. Robustheit wurde dabei als Fähigkeit definiert, eine zugewiesene Funktion unter allen (denkbaren) Bedingungen zu übernehmen.

### 4.2 Entwurfsmethoden

Zur Lösung von Entwurfsaufgaben wurden effiziente numerische Strategien entwickelt und angewendet [13]. Für diskrete Entwurfsaufgaben mit einer endlichen Anzahl möglicher Entwürfe eignet sich die Variantenuntersuchung. Alle Varianten werden systematisch untersucht und die Ergebnisse der Zielfunktion verglichen.

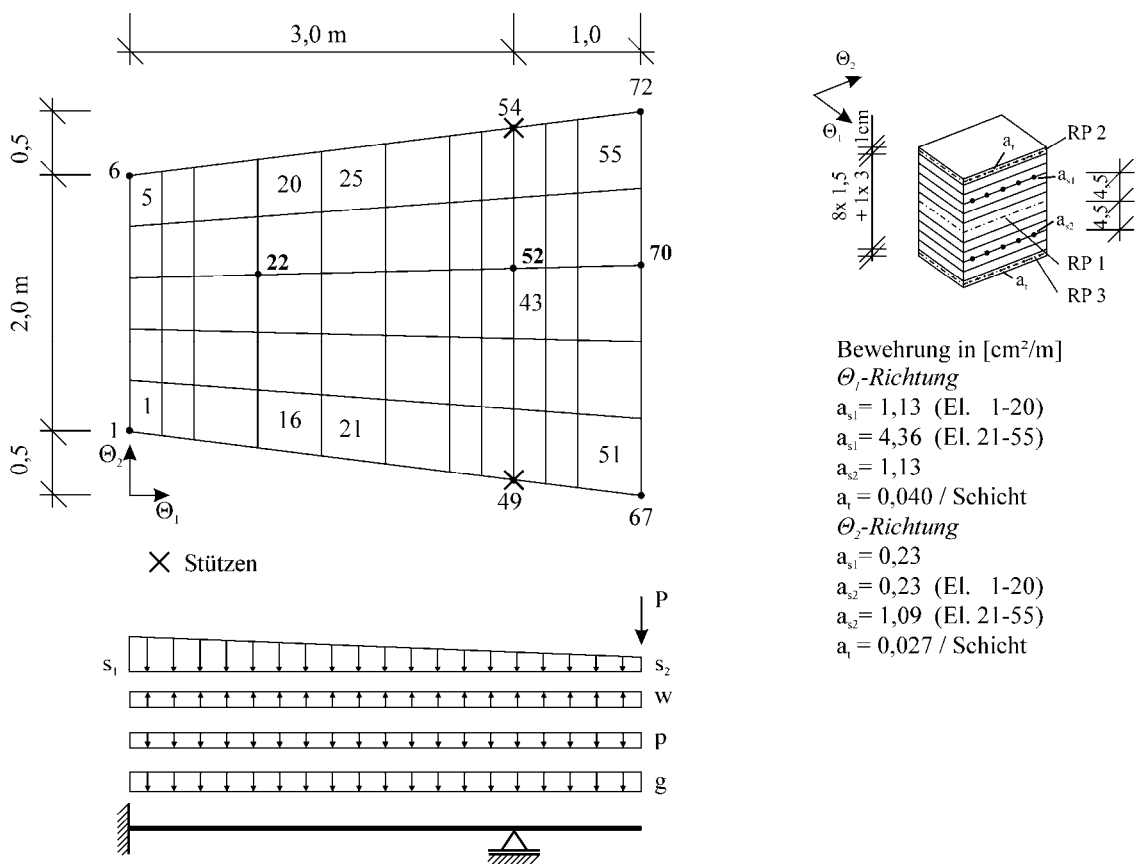
Eine gebräuchliche Entwurfsstrategie zur Lösung von Entwurfsaufgaben mit diskreten oder kontinuierlichen Eingangsgrößen ist die Optimierung. Die Eingangs-(Entwurfs-)größen werden so gewählt, dass die zugehörigen Ergebnisgrößen „optimal“ werden. Im Rahmen der Entwicklung von Entwurfsstrategien für Textilbeton-Verstärkungen wurden Optimierungsverfahren entwickelt, die eine Berücksichtigung von Fuzzy-Zufallsgrößen erlauben. Dabei wurden sowohl die Zielfunktion als auch die Nebenbedingungen als unscharfe Funktionen formuliert [13].

Bei der Variantenuntersuchung und der Optimierung ist die Entwurfsaufgabe als Vorwärtsaufgabe formuliert. Die Eingangsgrößen werden vorgegeben und die Ergebnisgrößen berechnet. In der Praxis wird jedoch häufig das Ergebnis mit einem Zielwert vorgegeben und nach den zugehörigen Eingangsgrößen gefragt. Diese Fragestellung wird als inverses Problem

bezeichnet. Mit Methoden der Clusteranalyse kann das inverse Problem auf der Basis der Ergebnisse unscharfer Tragwerksanalysen direkt gelöst werden. Die Algorithmen und Anwendungsbeispiele sind z.B. in [12] und [16] enthalten.

## 5 Beispiel

Untersucht wird ein Stahlbeton-Vordach, das Teil einer bestehenden Konstruktion ist. Die Dachkonstruktion wird an der Ober- und Unterseite nachträglich mit in Feinbeton eingebetteten textilen Bewehrungsmatten aus Carbon verstärkt. Betrachtet werden unterschiedliche Anordnungen der nachträglichen Verstärkung.

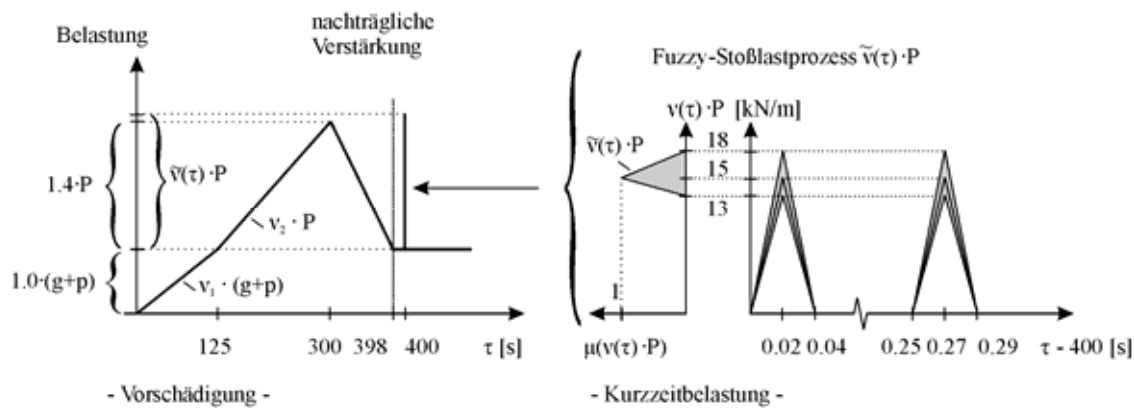


**Bild 1:** Geometrie, FE-Diskretisierung, Belastung

**Fig. 1:** Geometry, FE discretization, loading

Die Bilder 1 und 2 zeigen das Berechnungsmodell einschließlich der betrachteten Lastfälle. Neben der statischen Belastung aus Eigen-, Verkehrs-, Wind- und Schneelasten werden vertikale und horizontale Stoßlasten (jeweils zwei unscharfe Dreieckimpulse) berücksichtigt. Wesentliche (unscharfe) Eingangsgrößen der numerischen Simulation sind in Tabelle 1 zusammengestellt.





**Bild 2:** Lastprozesse

**Fig. 2:** Load processes

**Tabelle 1:** Unscharfe Eingangsgrößen

**Table 1:** Uncertain input variables

Name	Typ	Parameter 1	Parameter 2
$f_c$ (Druckfestigkeit) der Betonschichten der RP1	lognormal	$\tilde{\mu} = \langle 28; 30; 32 \rangle^*$	$\sigma = 2 \text{ N/mm}^2$
$f_c$ der Betonschichten der RP2	lognormal	$\mu = 83 \text{ N/mm}^2$	$\sigma = 8 \text{ N/mm}^2$
$f_c$ der Betonschichten der RP3	lognormal	$\mu = 83 \text{ N/mm}^2$	$\sigma = 8 \text{ N/mm}^2$
Verkehrslast $p$ vor der Verstärkung	Ex-max-Typ I	$\mu = 1 \text{ kN/m}^2$	$\tilde{\sigma} = \langle 0,05; 0,1; 0,2 \rangle$
$c$ der Betonschichten der RP2	normal	$\mu = !1,095$	$\sigma = 0,129$
$c$ der Betonschichten der RP3	normal	$\mu = !0,8$	$\sigma = 0,1$
$a_{s2}$ (Elemente 1-20) in $\theta_1$ -Richtung	exponential	$\tilde{\lambda} = \langle 7; 8; 9 \rangle$	$d = 1,13 \text{ cm}^2 / \text{m}$
$a_{s1}$ (Elemente 1-20) in $\theta_1$ -Richtung	exponential	$\tilde{\lambda} = \langle 7; 8; 9 \rangle$	$d = 1,13 \text{ cm}^2 / \text{m}$
$a_{s2}$ (Elemente 21-55) in $\theta_1$ -Richtung	exponential	$\tilde{\lambda} = \langle 7; 8; 9 \rangle$	$d = 1,13 \text{ cm}^2 / \text{m}$
$a_{s1}$ (Elemente 21-55) in $\theta_1$ -Richtung	exponential	$\tilde{\lambda} = \langle 7; 8; 9 \rangle$	$d = 1,13 \text{ cm}^2 / \text{m}$
$a_{s2}$ (Elemente 21-55) in $\theta_2$ -Richtung	exponential	$\tilde{\lambda} = \langle 7; 8; 9 \rangle$	$d = 1,13 \text{ cm}^2 / \text{m}$
Dichte $\rho$ Altbeton	normal	$\mu = 2,3 \text{ t/m}^3$	$\sigma = 0,2 \text{ t/m}^3$
Dichte $\rho$ Feinbeton	normal	$\mu = 2,3 \text{ t/m}^3$	$\sigma = 0,2 \text{ t/m}^3$

\*  $\langle a; b; c \rangle$  repräsentiert eine Fuzzy-Dreieckzahl mit dem Support  $[a; c]$  und dem Gipfel  $b$

Die Stahlbeton-Konstruktion wird nach einem Vorbelastungsprozess (aus Eigenlast  $g$  und Verkehrslast  $p$ ) und abgeschlossenem Schädigungsprozess (Rissbildung) verstärkt. Vier textile Verstärkungsschichten können unterschiedlich verteilt an der Ober- und der Unterseite der Konstruktion aufgebracht werden. Betrachtet werden fünf Verstärkungsvarianten, bezeichnet mit

$$p = 1: (0/4) \text{ (0 Textilschichten an Oberseite, 4 Textilschichten an Unterseite),}$$

$$p = 2: (1/3), \quad p = 3: (2/2), \quad p = 4: (3/1) \quad \text{und} \quad p = 5: (4/0).$$

Die Textilschichten sind in einer entsprechend dicken Feinbetonmatrix eingebettet. Bei 0 Textilschichten entfällt die Feinbetonmatrix.

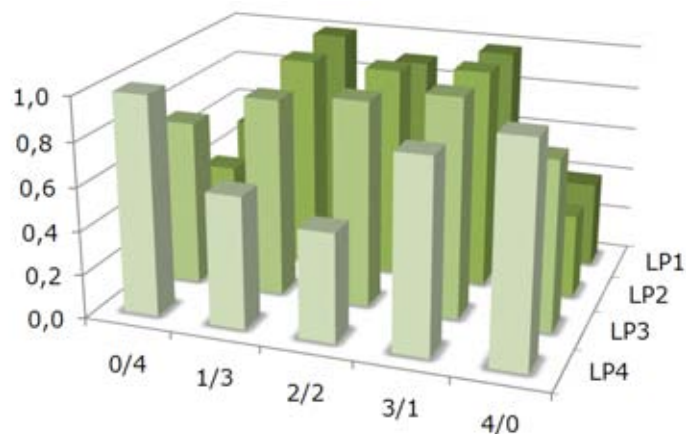
In die Robustheitsbewertung werden vier Lastprozesse (LP) einbezogen:

- LP1: vertikale Stoßbelastung (Knoten 67 – 72),
- LP2: horizontale Stoßbelastung (Knoten 49),
- LP3: Schneebelastung  $s_2$ ,
- LP4: Windlast  $w$ .

**Tabelle 2:** Vergleich der Robustheit

**Table 2:** Comparison of robustness

Variante	1 (0/4)	2 (1/3)	3 (2/2)	4 (3/1)	5 (4/0)
$R_{4,3}^{[p]}$	0,757	0,089	0,721	1,000	0,700



**Bild 3:** Ergebnis der Robustheitsanalyse  $R_{4,3}^{[p]}$

**Fig. 3:** Result of robustness analysis  $R_{4,3}^{[p]}$

Das Tragverhalten der textilverstärkten Stahlbeton-Konstruktion wird mit dem Multi-Referenzebenen-Modell (MRM) modellbasiert untersucht. Anschließend werden die Verschiebungsantworten mit neuronalen Netzen approximiert. Im Ergebnis der unscharfen Analyse werden sechs Fuzzy-Scharparameter (Mittelwerte und Standardabweichung) von drei Fuzzy-Wahrscheinlichkeitsgrößen (Verschiebungen der Knoten 22, 52 und 70) in die Robustheitsbewertung einbezogen.

In Bild 3 sind Ergebnisse der Robustheitsbewertung visualisiert, in Tabelle 2 sind für die fünf Entwurfsvarianten die normierten Robustheitsmaße  $R_{4,3}$  (für 4 Lastprozesse und 3 Ergebnisdaten) zusammengestellt. Die beste Bewertung (größtes normiertes Robustheitsmaß) besitzt demnach die Entwurfsvariante  $p = 4$ , d.h. die nachträgliche Verstärkungsvariante mit 3 Textilbetonschichten an der Oberseite und 1 an der Unterseite. Diese Entwurfsvariante besitzt folglich die größte Robustheit hinsichtlich der untersuchten Lastfälle und der daraus resultierenden Verformungen.

## 6 Literatur

- [1] AUGUSTIN, T.; HABLE, R.: On the impact of robust statistics on imprecise probability models: A review. *Structural Safety*, 32 (2010), pp. 358–365
- [2] FREITAG, S.: *Modellfreie numerische Prognosemethoden zur Tragwerksanalyse*. TU Dresden: Veröffentlichungen – Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 19, 2010 – Dissertationsschrift
- [3] FREITAG, S.; GRAF, W.; KALISKE, M.; SICKERT, J.-U.: Prediction of time-dependent structural behaviour with recurrent neural networks for fuzzy data. *Computers & Structures*, in press, DOI: 10.1016/j.compstruc.2011.05.013
- [4] GRAF, W.; FREITAG, S.; KALISKE, M.; SICKERT, J.-U.: Recurrent neural networks for uncertain time-dependent structural behavior. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering, Special Issue*, 25 (2010), pp. 322–333
- [5] GRAF, W.; FREITAG, S.; SICKERT, J.-U.; PANNIER, S.; KALISKE, M.: Neural Network Approaches in Structural Analysis under Consideration of Imprecision and Variability. In: TOPPING, B.H.V.; TSOMPANAKIS, Y. (eds.), *2nd Internat. Conference on Soft Computing Technology in Civil, Structural and Environmental Engineering*, Chania, 2011 (in press)
- [6] GRAF, W.; SICKERT, J.-U.; PANNIER, S.; KALISKE, M.: Robust design with uncertain data and response surface approximation. In: BEER, M.; MUHANNA, R.L.; MULLEN, R.L. (eds.): *Proceedings of the 4th International Workshop on Reliable Engineering Computing (REC 2010)*, Singapore: Research Publishing Services, 2010, pp. 554-574
- [7] HELTON, J. C.; OBERKAMPF, W. L.: Alternative representations of epistemic uncertainty. *Reliability Engineering & System Safety*, 85 (2004), pp. 1–10

- [8] HELTON, J.; JOHNSON, J.; OBERKAMPF, W.; STORLIED, C.: A sampling-based computational strategy for the representation of epistemic uncertainty in model predictions with evidence theory. *Computational methods in applied mechanics and engineering*, 196 (2007), pp. 3980–3998
- [9] KIUREGHIAN, A. D.: Analysis of structural reliability under parameter uncertainties. *Probabilistic engineering mechanics*, 23 (2008), pp. 351–358
- [10] MÖLLER, B.; BEER, M.: *Fuzzy Randomness – Uncertainty in Civil Engineering and Computational Mechanics*. Springer, Berlin, 2004
- [11] MÖLLER, B.; BEER, M.: Engineering computation under uncertainty – capabilities of non-traditional models. *Special Issue of Computers and Structures*, 86 (2008), pp. 1024–1041
- [12] MÖLLER, B.; GRAF, W.; LIEBSCHER, M.; SICKERT, J.-U.; PANNIER, S.: An inverse solution of the lifetime-oriented design problem. *Structure and Infrastructure Engineering: Maintenance, Management, Life-Cycle Design and Performance*, 7 (2011), pp. 325–340
- [13] PANNIER, S.: *Effizienter numerischer Entwurf von Strukturen und Prozessen bei Unschärfe*. TU Dresden: Veröffentlichungen – Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, 2011 – Dissertationsschrift (eingereicht)
- [14] PANNIER, S.; SICKERT, J.-U.; GRAF, W.; KALISKE, M.: Tailored metamodels for fuzzy reliability based optimization task. In: RODRIGUES, H. et al. (eds.): *Proceedings of the 2nd International Conference on Engineering Optimization (EngOpt)*, Lisboa, 2010, pp. 264–265
- [15] SICKERT, J.-U.: *Fuzzy-Zufallsfunktionen und ihre Anwendung bei der Tragwerksanalyse und Sicherheitsbeurteilung*. TU Dresden: Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 9, 2005 – Dissertationsschrift
- [16] SICKERT, J.-U.; GRAF, W.; PANNIER, S.: Numerical design approaches of textile reinforced concrete strengthening under consideration of imprecise probability. *Structure and Infrastructure Engineering: Maintenance, Management, Life-Cycle Design and Performance*, 7 (2011), pp. 163–176
- [17] SICKERT, J.-U.; FREITAG, S.; GRAF, W.: Prediction of uncertain structural behaviour and robust design. *Int. J. Reliability and Safety* (in press)
- [18] STEINIGEN, F.: *Numerische Simulation des Tragverhaltens textilverstärkter Bauwerke*. TU Dresden: Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 11, 2006 – Dissertationsschrift
- [19] WALLEY, P.: *Statistical reasoning with imprecise probabilities*. Chapman & Hall, London, 1991

## Bemessungsmodell zur Berechnung der Tragfähigkeit von biegeverstärkten Stahlbetonplatten

Michael Frenzel<sup>1</sup>, Manfred Curbach<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** In diesem Beitrag werden ein Berechnungsverfahren und ein Bemessungskonzept für biegebeanspruchte textilbetonverstärkte Stahlbetonbauteile vorgestellt. Ihre Anwendbarkeit wird durch die Auswertung von Versuchen an verstärkten Stahlbetonplatten mit einer Reihe veränderlicher Ausgangswerte überprüft. Als Ergebnis dieser Arbeit stehen dem Anwender einfach nutzbare, praxisgerechte Bemessungstabellen zur Verfügung.

**Summary:** This article introduces a calculation method and a design concept for reinforced concrete elements strengthened with textile concrete. Its applicability is verified by an analysis of tests with strengthened steel reinforced concrete slabs with a certain variety of design parameters. Results of this work are easy manageable, praxis-orientated design tables that are available for users.

### 1 Einleitung

Experimentelle Untersuchungen in der Vergangenheit haben gezeigt, dass die Biegetragfähigkeit von Stahlbetonplatten durch das Aufbringen von textilen Verstärkungsschichten in der Zugzone signifikant erhöht werden kann. Die bisherigen Forschungen auf diesem Gebiet werden im Sachstandbericht der RILEM TC 201 [1], [2], in den Dissertationen und Veröffentlichungen von BÖSCHE [3], BÖSCHE ET AL. [4], [5] und WEILAND [6] wiedergegeben. Überschlägliche Berechnungen zum Abschätzen der Biegetragfähigkeit von verstärkten Bauteilen sind beispielsweise in SCHLADITZ ET AL. [7], JESSE & CURBACH [8], von Textilbetonbauteilen ohne Stahlbewehrung in HEGGER ET AL. [9] und HEGGER & VOSS [10] dokumentiert. Das von BÖSCHE [3] entwickelte Rechenverfahren basiert grundlegend auf dem Modell der Stahlbetonbemessung nach DIN 1045-1. Im Unterschied zu einer herkömmlichen Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit liegt bei Verstärkungsmaßnahmen eine Stahlbewehrung bereits vor und ist bei der Ermittlung der erforderlichen textilen Bewehrung zu berücksichtigen.

---

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

Die Entwicklung neuer Beschichtungen und Textilien in den vergangenen Jahren, die damit verbesserten Materialeigenschaften und das Fehlen einer vereinfachten, aus einem (komplexen) Berechnungsverfahren hervorgegangenen, praxistauglichen Bemessungshilfe führten zu der Notwendigkeit, erneut textilbetonverstärkte Stahlbetonplatten zu prüfen, die Ergebnisse auszuwerten und weitere theoretische Betrachtungen zu tätigen.

## 2 Experimentelle Untersuchungen

### 2.1 Allgemeines

Im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 528 wurden sowohl von BÖSCHE [3] als auch von WEILAND [6] kleinformatige Stahlbetonplatten mit den Abmessungen 1,80 m x 0,60 m x 0,10 m mit Textilbeton verstärkt und auf Biegezugversagen im Vierpunktbiegeversuch untersucht. Die Wirksamkeit der textilen Verstärkung konnte an mehr als 50 Platten mit verschiedenen Glas- und Carbonfasergelegen nachgewiesen werden. Dabei wurden weder Plattengeometrie, noch Lage und Abmessungen der Stahlbewehrung verändert. Um die Anwendbarkeit des von BÖSCHE [3] aufgestellten Rechenverfahrens auf Platten mit unterschiedlicher Dicke, mit verschiedenen Bewehrungsgraden und Stahldurchmessern zu prüfen, wurden zehn Probekörper mit dem neu entwickelten Carbontextil NWM3-019-09-b1 verstärkt und analysiert. Für einen Vergleich erfolgte die zusätzliche Prüfung von fünf unverstärkten Referenzplatten.

### 2.2 Materialkennwerte

#### 2.2.1 Beton

Die Betonrezeptur der Stahlbetonplatten wurde nach DIN 1045-2 bzw. DIN EN 206-1 für die Festigkeitsklasse C 20/25 konzipiert. Die Stahlbetonplatten fertigte das Fertigteilwerk der Firma Quast Otto GmbH aus Coswig bei Dresden. Der Altbeton war zum Zeitpunkt der Prüfung ca. 320 Tage ausgehärtet. Die Bestimmung der Druckfestigkeit des Betons erfolgte an 14 Bohrkernen mit einem Durchmesser von 50 mm. Die ermittelten Festigkeiten wurden auf die üblicherweise verwendete Zylinderdruckfestigkeit nach DIN 12390-3 und DIN 1045-2 umgerechnet. Weiterhin erfolgte die Bestimmung des Elastizitätsmoduls an 13 Bohrkernen nach DIN 1048-5. Die Mittelwerte sind in Tabelle 1 aufgeführt.

Für die Verstärkung kam der, im Rahmen des SFB 528 entwickelte, spezielle Feinbeton zum Einsatz. Seine Mischrezeptur (M2) ist beispielhaft in JESSE & CURBACH [8] zusammengestellt. Derzeit wird die fertige Mischung als Sackware von der Firma Pagel Spezialbeton GmbH & Co. KG hergestellt. Gemäß DIN EN 196 wurde an 17 Proben die Biegezugfestigkeit und an 34 Prüfprismen die Druckfestigkeit des Feinbetons bestimmt. Weiterhin erfolgte die Bestimmung des Elastizitätsmoduls und der Druckfestigkeit an 6 Normzylindern nach

DIN 1048-5. Die zentrische Zugfestigkeit des Feinbetons wird aus den experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien der Dehnkörper (siehe Bild 2) zu 3,5 N/mm<sup>2</sup> abgeschätzt. Die mittleren Kennwerte des eingesetzten Feinbetons zeigt Tabelle 1.

**Tabelle 1:** Kennwerte der verwendeten Betone (Mittelwerte)

**Table 1:** Properties of the applied concretes (mean values)

Altbeton	Zylinderdruckfestigkeit $f_c$	36,3	N/mm <sup>2</sup>
	Elastizitätsmodul $E_c$	29100	N/mm <sup>2</sup>
	Bruchdehnung <sup>3</sup> $\varepsilon_{cu}$	3,5	%
Feinbeton <sup>4</sup>	Biegezugfestigkeit $f_{tc,ft}$	6,8	N/mm <sup>2</sup>
	Druckfestigkeit $f_{tc,c pris} / f_{tc,c cyl}$	98/90	N/mm <sup>2</sup>
	Zugfestigkeit $f_{tc,t}$	3,5	N/mm <sup>2</sup>
	E-Modul $E_{tc}$	30450	N/mm <sup>2</sup>

## 2.2.2 Bewehrungen

Für die Stahlbetonbauteile wurde warmgewalzter, gerippter Betonstahl BSt 500S (A) nach DIN 488 mit den Durchmessern 8 mm und 16 mm eingesetzt. Da zur Ermittlung der Materialkennwerte keine Stahlproben vorlagen, sind vier Bewehrungseisen Ø 8 mm und zwei Ø 16 mm aus unbelasteten Betonplatten herausgetrennt und ihre mechanischen Eigenschaften (s. Tabelle 2) in Zugversuchen nach DIN 488-3 bestimmt worden. Mit den gewonnen, welligen Proben kann zwar die Streckgrenze und die Zugfestigkeit des Stahls sicher ermittelt werden, jedoch nicht der Elastizitätsmodul. Für die weiteren Betrachtungen wird daher der normativ vorgeschriebene Wert von 200.000 N/mm<sup>2</sup> angesetzt. Bei der Modellierung wurde die Verfestigung des Stahls nach Überschreiten der Streckgrenze nicht berücksichtigt, da sie im relevanten Dehnungsbereich (bis 25 %) sehr gering ist (siehe Tabelle 2).

Das Carbondtextil NWM3-019-09-b1 wurde vom Institut für Textilmaschinen und Textile Hochleistungstechnik der TU Dresden mit einer Multiaxial-Nähwirkmaschine Typ 14024 der Firma Karl Mayer Malimo Textilmaschinenfabrik GmbH mit einer Online-Beschichtungseinheit hergestellt. Für das Textil mit der Bindung Trikot gegenlegig wurden Carbonrovings der Toho Tenax Europe GmbH mit einer Feinheit von 800 tex im orthogonalen Raster von 7,2 mm x 18 mm verarbeitet. Zur Verbesserung des Verbundverhaltens an den Grenzflächen zwischen den Filamenten und zwischen Garn und Betonmatrix beschichtete die Online-Einheit die Garne mit einer selbstvernetzenden, auf carboxylierten Styrol-Butadien-Copolymeren basierenden wässrigen Dispersion (entwickelt von MÄDERER ET AL. [11], KÖCKRITZ [12]). Zur Bestimmung der Materialkennlinie des Textils im Zusammenwirken mit dem Feinbeton wurden vier Zugversuche an zweilagig bewehrten Dehnkörpern mit einem Versuchs-

<sup>3</sup> Aufgrund fehlender Messungswerte wird die normativ vorgeschriebene Bruch- bzw. Grenzdehnung angenommen.

<sup>4</sup> Bedeutung der Indizes: tc...textile concrete, ft...flexural tension, c...compression, t...tension

aufbau nach JESSE [13] durchgeführt. Die Ermittlung der  $\sigma$ - $\varepsilon$ -Beziehung eines Zugstabes mit den Abmessungen 600 mm x 60 mm x 8 mm (L/B/D) erfolgt durch Kraft-Weg-Messungen innerhalb eines mittig angeordneten Messbereiches mit einer Länge von 200 mm. Die gemessenen  $\sigma$ - $\varepsilon$ -Linien einschließlich des gemittelten Verlaufs sind in Bild 2 illustriert. Die Bestimmung der in Tabelle 2 dargestellten Textilkennwerte erfolgt im nächsten Kapitel.

**Tabelle 2:** Kennwerte der verwendeten Bewehrungen (Mittelwerte)

**Table 2:** Properties of the applied reinforcements (mean values)

Stahl	Durchmesser $\varnothing$	8	16	mm
	E-Modul $E_s$	200000	200000	N/mm <sup>2</sup>
	Streckgrenze $f_y$	661	545	N/mm <sup>2</sup>
	Fließdehnung $\varepsilon_y$	3,31	2,73	%
	Festigkeit $f_{s,25\%}$	669	552	N/mm <sup>2</sup>
	Dehnung $\varepsilon_{su,cal}$	25	25	%
	Zugfestigkeit $f_{s,t}$	722	650	N/mm <sup>2</sup>
	Bruchdehnung $\varepsilon_{su}$	70	120	%
Textil <sup>5</sup>	Spannung $\sigma_{t,und}$	200		N/mm <sup>2</sup>
	Dehnung $\varepsilon_{t,und}$	3		%
	Zugfestigkeit $f_t$ bzw. $\sigma_{tu}$	1427		N/mm <sup>2</sup>
	Bruchdehnung $\varepsilon_{tu}$	10,0		%

### 2.2.3 Numerische Simulation von Dehnkörpern mit FEM

Von JESSE [13] wurde in Zugversuchen nachgewiesen, dass die Spannungs-Dehnungs-Beziehung eines im Feinbeton eingebundenen Textils sich deutlich von der Arbeitslinie eines einzeln betrachteten Textilgarns unterscheidet. So weisen Textilien im Beton geringere Zugfestigkeiten als einzelne Textilgarne auf. Ursache dafür können z. B. die Schädigung von Filamenten bei der Textilherstellung und während der Rissbildung des Betons sowie ungleiche Belastungen der Rovings sein.

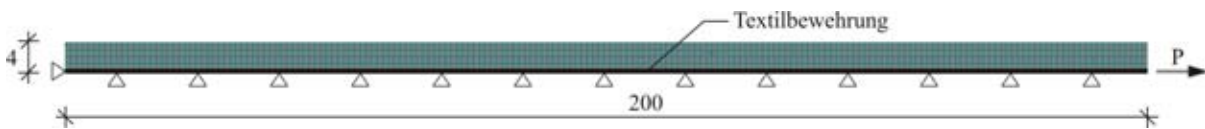
Für das Beschreiben von Zugkörperversuchen existiert eine Vielzahl analytischer und numerischer Modelle (HARTIG [14]). Für die Berechnung von biegebeanspruchten Bauteilen wird – analog zum Bewehrungsstahl – eine Textilkennlinie benötigt, die für ein homogenes Material mit einem gleichmäßig beanspruchten, unter Belastung unveränderlichen Querschnitt gilt. Effekte wie z. B. ungleiche Beanspruchung von Filamenten und Schädigung von Garnen während der Betonrissbildung werden mit der gesuchten Textilkennlinie verschmiert berücksichtigt. Sie kann derzeit nur indirekt, z. B. durch eine numerische Simulation eines Dehn-

<sup>5</sup> Bedeutung der Indizes: t...textile, und...undulation (Welligkeit), u...ultimate



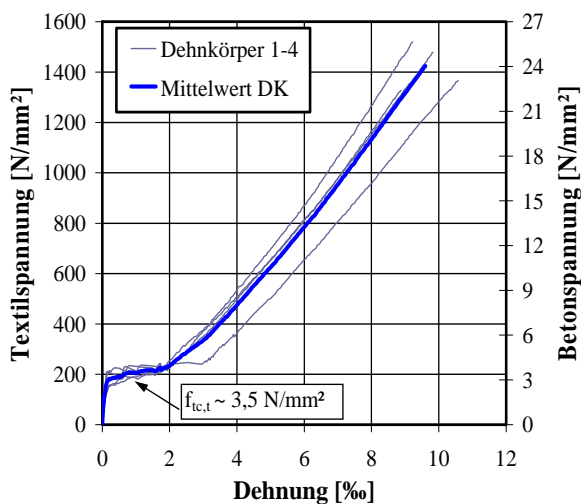
körperversuches, bestimmt werden. Dafür kam das Programm Atena 2D<sup>6</sup> zum Einsatz. Der Dehnkörper wurde in einem zweidimensionalen Entwurfsraum in Anlehnung an den im Versuch gewählten Messbereich mit einer Länge von 200 mm modelliert. Aufgrund der symmetrischen Ausbildung und Belastung des Zugstabes ist es ausreichend, nur eine Plattenhälfte mit den Maßen 200 mm x 60 mm x 4 mm (L/B/D) zu betrachten und zu analysieren. Die Ergebnisse sind auf den gesamten Probekörper übertragbar. Bild 1 zeigt das FE-Modell mit der Textilbewehrung. Sie wird durch diskrete Stabelemente dargestellt, die über Verbundgesetze mit den Betonelementen verknüpft sind (ČERVENKA ET AL. [15]). Bei der Nachrechnung der mittleren Spannungs-Dehnungs-Linie aus vier Dehnkörperversuchen (Mittelwert DK, Bild 2) ist vereinfacht ein starrer Verbund zwischen Beton und Bewehrung angesetzt. Der Feinbeton wird als homogenes isotropes Material modelliert und weist im Zugbereich bis zum Erreichen der Zugfestigkeit eine lineare Zunahme der Dehnung auf.

Die FE-Analyse hat gezeigt, dass unter Annahme einer bilinearen Textilkennlinie der gemessene mittlere  $\sigma$ - $\varepsilon$ -Verlauf der Dehnkörperversuche gut nachgebildet werden kann (siehe Bild 3). Damit sind Berechnungen von verstärkten Stahlbetonplatten mit einer Textilarbeitslinie ohne zugversteifenden Einfluss des Feinbetons möglich. Die Kennwerte der bilinearen Kennlinie  $\sigma_{t,und}/\varepsilon_{t,und}$  und  $f_t/\varepsilon_t$  sind in Tabelle 2 aufgeführt.



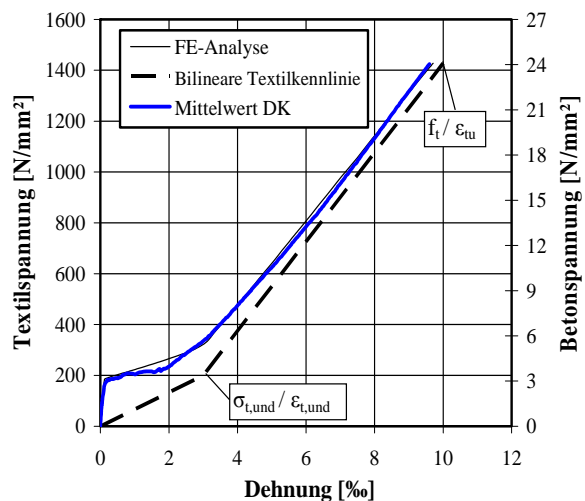
**Bild 1:** FE-Modell eines Dehnkörpers, Belastung und Lagerungsbedingungen

**Fig. 1:** FE-Model of tensile specimen, loading and supports



**Bild 2:** Spannungs-Dehnung-Bez. Dehnkörper

**Fig. 2:** stress-strain laws tensile specimens



**Bild 3:** Vergleich FE-Analyse/DK-Versuche

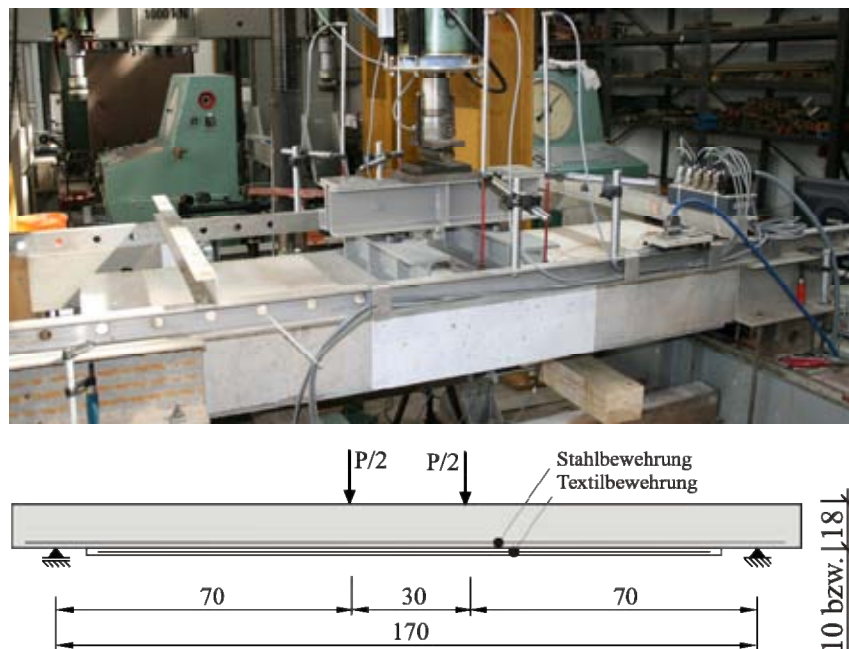
**Fig. 3:** comparison FE-Analysis/tensile tests

<sup>6</sup> Atena 2D, Version 4.2.2.0, Červenka Consulting Ltd., Prague, Czech Republic

## 2.3 Versuche

### 2.3.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Der Aufbau des Versuchsstandes und die Plattenprüfung im Vierpunkt-Biegeversuch erfolgte ähnlich den Ausführungen von BÖSCHE [3] und WEILAND [6]. Die Zylinderkraft  $P$  wurde über eine Traverse auf zwei Querbalken aufgeteilt. Da zwischen diesen beiden Lasteinleitungsbereichen ein konstantes Moment und keine Querkraft vorliegen und es damit keine Wechselwirkungen zwischen den beiden Schnittgrößen gibt, ist der Vierpunkt-Biegeversuch besonders gut für rechnerische Betrachtungen zum Biegetragverhalten geeignet. Der Prüfstand mit einer verstärkten Stahlbetonplatte und das statische System sind in Bild 4 zu sehen.



**Bild 4:** Versuchsstand und statisches System der verstärkten Stahlbetonplatten

**Fig. 4:** Test set up and structural system of the strengthened concrete slabs

In Tabelle 3 sind die Kennwerte der geprüften Platten zusammengestellt. Die Platten der Gruppe P1 (10 cm dick) und P2 bis P4 weisen einen Stahlbewehrungsgrad von 0,34 % bzw. 0,37 %, Gruppe P5 von 0,56 % auf. Die Platten 05 bis 15 haben eine Dicke von 18 cm. Sie unterscheiden sich in der statischen Höhe und dem Bewehrungsdurchmesser. In jeder Gruppe wurde jeweils eine Platte ein- und zweilagig, in Gruppe P1 auch dreilagig verstärkt. Die Verstärkung der Platten erfolgte schichtenweise im Laminierverfahren. Dabei wird eine Lage Textil, mittig liegend etwa von einer 6 mm dicken Feinbetonschicht umschlossen. Die sich daraus ergebende mittlere statische Höhe  $d_t$  und der innere Hebelarm zwischen Textil- und Stahlbewehrung  $z_{ts1}$  sind in Tabelle 3 zusammengestellt. Mit der Vielzahl von sich ändernden

den Parametern wird somit die Eignung und Anwendbarkeit des Berechnungsverfahrens überprüft.

**Tabelle 3:** Übersicht über die geprüften Platten

**Table 3:** Overview about the loaded slabs

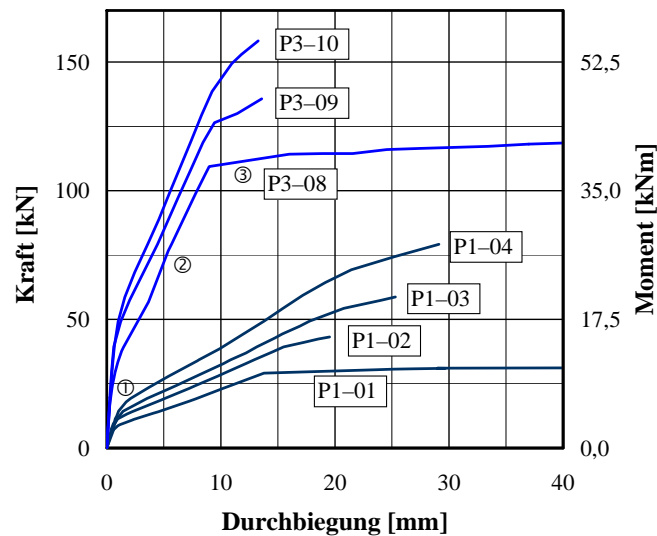
Nr.	$h$ [cm]	$h_t$ [mm]	BSt 500 S [Stk./mm]	$A_{s,vorh}$ [cm <sup>2</sup> ]	$d_s$ [cm]	$\rho_s$ [%]	$n$ [No.]	$A_{t,vorh}$ [cm <sup>2</sup> ]	$d_t$ [cm]	$z_{ts1}$ [cm]	$z_{ts1} / d_t$ [-]	$M_u$ [kNm]
P1-01	10	-	4Ø8	2,01	8,1	0,34	-	-	-	-	-	11,0
P1-02	10	6	4Ø8	2,01	8,1	0,34	1	0,37	10,30	2,20	0,214	15,9
P1-03	10	9	4Ø8	2,01	8,1	0,34	2	0,74	10,45	2,35	0,225	21,4
P1-04	10	12	4Ø8	2,01	8,1	0,34	3	1,11	10,60	2,50	0,236	28,2
P2-05	18	-	8Ø8	4,02	16,1	0,37	-	-	-	-	-	44,1
P2-06	18	6	8Ø8	4,02	16,1	0,37	1	0,37	18,30	2,20	0,120	51,8
P2-07	18	9	8Ø8	4,02	16,1	0,37	2	0,74	18,45	2,35	0,127	58,3
P3-08	18	-	8Ø8	4,02	14,1	0,37	-	-	-	-	-	38,5
P3-09	18	6	8Ø8	4,02	14,1	0,37	1	0,37	18,30	4,20	0,230	46,9
P3-10	18	9	8Ø8	4,02	14,1	0,37	2	0,74	18,45	4,35	0,236	55,0
P4-11	18	-	2Ø16	4,02	14,2	0,37	-	-	-	-	-	31,5
P4-12	18	6	2Ø16	4,02	14,2	0,37	1	0,37	18,30	4,10	0,224	41,0
P4-13	18	9	2Ø16	4,02	14,2	0,37	2	0,74	18,45	4,25	0,230	48,9
P5-14	18	-	3Ø16	6,03	14,2	0,56	-	-	-	-	-	47,3
P5-15	18	6	3Ø16	6,03	14,2	0,56	1	0,37	18,30	4,10	0,224	54,5

$h, h_t, n$	Dicke der unverst. Platte und der Textilbetonverstärkung, Lagenanzahl
$A_{s,vorh}, A_{t,vorh}, \rho_s$	Vorhandene Stahl- und Textilfläche, geometrischer Stahlbewehrungsgrad
$d_s, d_t, z_{ts1}$	Statische Höhe und Abstand zwischen Stahl- und Textilbewehrung
$M_u$	Fließ- bzw. Bruchmoment <sup>7</sup>

### 2.3.2 Versuchsergebnisse

Bild 5 veranschaulicht beispielhaft für die Gruppen P1 und P3 die gemessenen (geglätteten) Kraft/Momenten-Durchbiegungs-Verläufe von Messungen in Plattenmitte. Die bestimmten Bruchmomente aller Platten sind in Tabelle 3 aufgeführt. Es ist ersichtlich, dass mit zunehmendem Verstärkungsgrad die Tragfähigkeit der Platten steigt. Bei der dreilagig verstärkten Platte konnte zum Beispiel eine Erhöhung der Tragfähigkeit von 156 % gegenüber der unverstärkten Referenzplatte erzielt werden. Die Kraft-Durchbiegungs-Linie lässt sich aufgrund deutlich unterschiedlicher Anstiege in drei Bereiche einteilen (Bild 5). Der Bereich ① ist durch einen großen Anstieg der Kurve bis zum Aufreißen des Betonquerschnitts gekennzeichnet. Der daraus folgende Steifigkeitsverlust der Platte führt zu einem kleineren Kurvenanstieg im Bereich ②. Mit Eintreten der Plastifizierung des Bewehrungsstahls nimmt der Querschnitt im Bereich ③ relativ geringe zusätzliche Lasten auf (BÖSCHE [3], WEILAND [6]).

<sup>7</sup> Für die unverstärkten Platten ist das Moment aufgeführt, unter dem der Stahl zu fließen beginnt.



**Bild 5:** Kraft/Momenten-Durchbiegungs-Verläufe

**Fig. 5:** Force/moment-deflection-relations

### 3 Berechnungs- und Bemessungsverfahren, Bemessungstabellen

#### 3.1 Berechnungsverfahren ohne Berücksichtigung der Vorbelastung

BÖSCHE [3] und LAÏSSOUB [16] entwickelten basierend auf der Stahlbetonbemessung nach DIN 1045-1 ein additives Berechnungsmodell für mit Textilbeton bzw. TFC-Gewebe verstärkte Stahlbetonbauteile und ermittelten das zu erwartende Bruchmoment bzw. die erforderliche Textilfläche iterativ mit einem Algorithmus, der für die folgenden Berechnungen in ein gewöhnliches Tabellenkalkulationsprogramm implementiert wurde. Dabei werden Dehnungs- und Spannungszustände des vorbelasteten unverstärkten Bauteils nicht berücksichtigt.

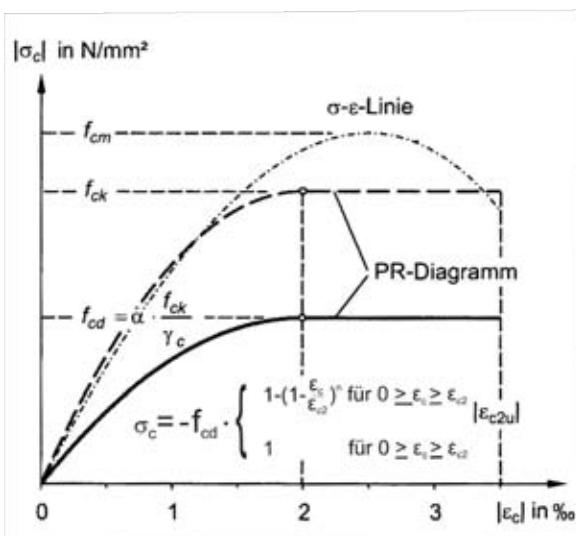
Für die Berechnungen werden folgende Annahmen bzw. Vereinfachungen getroffen:

- Lineare Dehnungsverteilung über den Querschnitt und dessen Ebenbleiben unter Beanspruchung (Hypothese von BERNOULLI) bei gleichzeitiger Vernachlässigung der Schubverformungen. Äquidistante Querschnittsfasern (im Bezug zur Nulllinie) erfahren unabhängig vom Material gleiche Dehnungen. Die Berechnungsmethode ist damit auf schlanke Bauteile beschränkt.
- Die Betrachtung erfolgt am gerissenen Betonquerschnitt und unter Vernachlässigung der Betonzugfestigkeiten. Zugkräfte werden allein durch den Bewehrungsstahl und das Textil aufgenommen.

Die Eignung des Berechnungsmodells wird durch die Versuchsnachrechnung mit den idealisierten Materialkennlinien gemäß den Bildern 6 und 7 für Beton und die Bewehrung (modifiziert nach ZILCH [17]) unter Anwendung der Werte gemäß Tabelle 3 geprüft. Für die

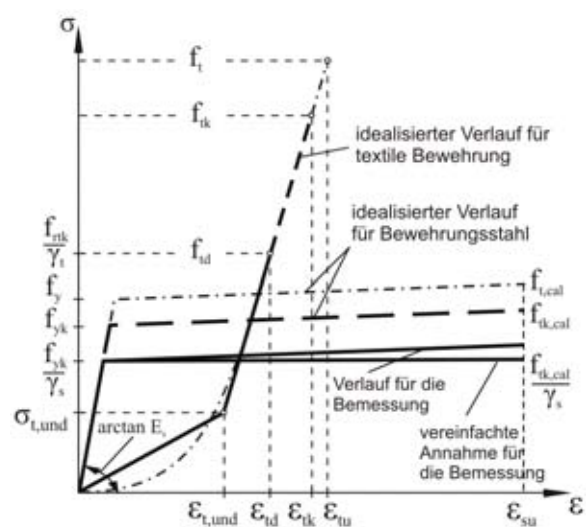
Betonkennlinie kommt das Parabel-Rechteck-Diagramm, für den Stahl und das Textil eine bilineare Arbeitslinie zum Einsatz.

Ein Querschnitt hat die maximale Tragfähigkeit erreicht, wenn entweder die Grenzdehnung des Altbetons  $\epsilon_{cu}$  (Druckversagen), des Stahls  $\epsilon_{su}$  oder des Textils  $\epsilon_{tu}$  (Zugversagen) erreicht ist. Jede Dehnungsebene wird aus mindestens einer der Grenzdehnungen gebildet. Es wird diejenige Dehnungsverteilung ermittelt, bei der die äußeren Schnittgrößen mit den inneren Schnittkräften unter Berücksichtigung der vorhandenen Bewehrungsmengen im Gleichgewicht stehen. Für die Versuchsnachrechnung werden die Bruchdehnungen aus den Materialprüfungen gemäß Tabelle 1 und 2 als Kennwerte angesetzt. Bild 8 zeigt die inneren



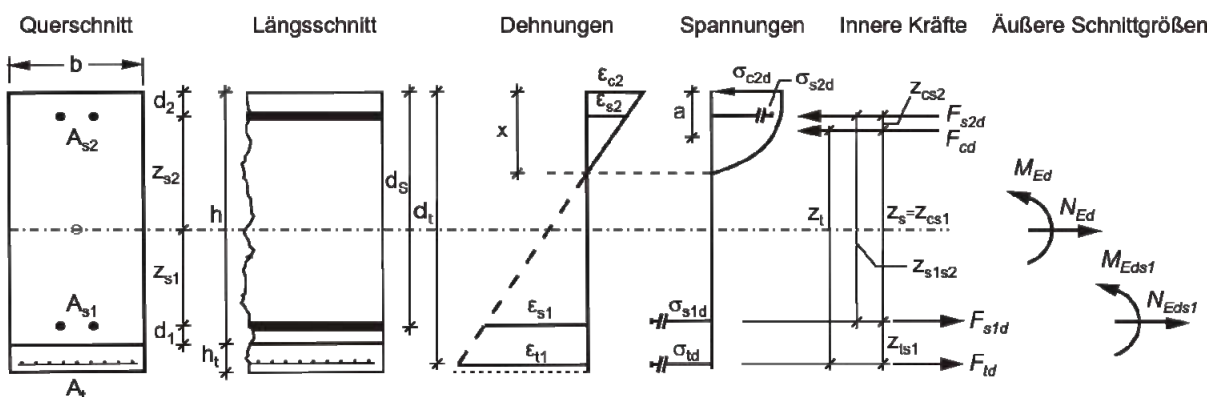
**Bild 6:** Materialkennlinie (Alt-)Beton

**Fig. 6:** Stress-strain relations for concretes



**Bild 7:** Materialkennlinien für Stahl und Textil

**Fig. 7:** Stress-strain-relations for reinforcements



**Bild 8:** Dehnungen, Spannungen, innere und äußere Kräfte an einem verstärkten Querschnitt

**Fig. 8:** Strain, stress, inner and external forces of a strengthened section

und äußeren Kräfte<sup>8</sup> sowie die Dehnungs- und Spannungsverläufe an einem verstärkten Balken mit Rechteckquerschnitt. Es gelten damit die Gleichungen (1) und (2) für das horizontale Kräfte- und Momentengleichgewicht in Höhe der Stahlzugbewehrung. Die Definition der Größen  $N_{Ed}, M_{Ed}, N_{Eds1}, M_{Eds1}, z_{s1}, z_{s2}, h, h_t, b, d_1, d_2, d_s, d_t, z_s, z_t, z_{ts1}, z_{s1s2}, z_{cs2}$  ist Bild 8 und z. B. ZILCH [17] entnehmbar.

$$N_{Ed} = F_{td} + F_{s1d} - F_{s2d} - F_{cd} \quad \rightarrow \quad F_{td} = N_{Ed} - F_{s1d} + F_{s2d} + F_{cd} \quad (1)$$

$$M_{Ed} - N_{Ed} \cdot z_{s1} = F_{td} \cdot z_{ts1} + F_{s2d} \cdot z_{s1s2} + F_{cd} \cdot z_s \quad \rightarrow \quad F_{td} = \frac{M_{Eds1d} - F_{s2d} \cdot z_{s1s2} - F_{cd} \cdot z_s}{z_{ts1}} \quad (2)$$

Des Weiteren sind:

$F_{td}, F_{s1d}, F_{s2d}, F_{cd}$  Innere Kräfte der Textil, Stahlzug- und -druckbewehrung, Beton

$\sigma_{c2d}, \sigma_{s2d}, \sigma_{s1d}, \sigma_{td}$  Beton-, Stahldruck-, Stahlzug- und Textilspannungen

$\varepsilon_{c2}, \varepsilon_{s2}, \varepsilon_{s1}, \varepsilon_{t1}$  Dehnungen in Höhe des Betonrandes, der Stahldruck-, Stahlzug- und Textilbewehrung des verstärkten Querschnittes

Aus den bisherigen Betrachtungen wird deutlich, dass für die Bestimmung der fünf unbekanntenen Größen ( $F_{td}, F_{s1d}, F_{s2d}, F_{cd}, z_s$ ) zunächst nur die beiden Gleichungen (1) und (2) zur Verfügung stehen. Eine eindeutige Lösung ist nur durch Einführung von drei weiteren Bedingungen möglich. Hierzu wird die Beschreibung der linearen Dehnungsebene mit den vier unabhängigen Größen  $\varepsilon_{c2}, \varepsilon_{s2}, \varepsilon_{s1}, \varepsilon_t$  nötig. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit wird definitionsgemäß entweder der Grenzwert der Zugdehnung für die Bewehrung  $\varepsilon_{su}, \varepsilon_{tu}$  oder die Betondruckzone  $\varepsilon_{c2u}$  erreicht. Mit dieser Annahme und den beiden geometrischen Abhängigkeiten nach Gl. (3) und (4) wird die Dehnungsverteilung und damit das Berechnungsergebnis eindeutig festgelegt.

$$\varepsilon_{t1} = \varepsilon_{s1} + (\varepsilon_{s1} - \varepsilon_{c2}) \cdot z_{ts1} / d_s \quad (3)$$

$$\varepsilon_{s2} = \varepsilon_{c2} + (\varepsilon_{s1} - \varepsilon_{c2}) \cdot d_2 / d_s \quad (4)$$

Diese Vorgehensweise erfordert aufwendige Iterationen zur Bestimmung der Dehnungsebene. Dennoch wird fortführend gezeigt, dass für eine einfache Handhabung Bemessungstabellen aufgestellt werden können. Da bei den geprüften Platten weder eine Druckbewehrung vorliegt noch eine Normalkraft angreift, bleiben diese beiden Komponenten in den folgenden Berechnungen unberücksichtigt.

<sup>8</sup> Vorzeichendefinition: Alle inneren Kräfte und äußere Schnittgrößen wirken positiv in die auf Bild 8 dargestellte Richtung. Druckspannungen erhalten ein negatives, Zugspannungen ein positives Vorzeichen.

### 3.2 Anwendung des Berechnungsverfahrens auf die Versuchsergebnisse

Tabelle 4 zeigt die Berechnungsergebnisse der erforderlichen Stahl- bzw. Textilflächen  $A_{s/t}$  aus den experimentell ermittelten Bruchmomenten  $M_u$  sowie die prozentualen Abweichungen  $\Delta A_{s/t}$  zu den vorhandenen Bewehrungsflächen  $A_{s/t,vorh}$ . Die rechnerisch bestimmten Kennwerte der Dehnungsebene  $\varepsilon_{c2}$  und  $\varepsilon_{s1}$  sind ebenfalls aufgeführt. Es ist ersichtlich, dass zur Aufnahme des Bruchmomentes die rechnerisch erforderliche Bewehrungsfläche größer ist als die vorhandene. Das bedeutet, dass die Tragfähigkeit der Platten mit dem gewählten Berechnungsverfahren unterschätzt wird. Eine einzige Ausnahme davon ist die Platte P2–07 mit -1,4 % Abweichung. Tabelle 4 zeigt jedoch auch, dass die Abweichungen bis zu 51 % groß und unterschiedlich über die Platten gestreut sind. Eine genaue Ursache dafür konnte bisher aufgrund der geringen Plattenanzahl und der Vielzahl veränderlicher Parameter nicht herausgearbeitet werden. Resümierend wird die gewählte Vorgehensweise (Ermittlung der Materialkennwerte, Berechnungsverfahren) zur Bestimmung der Textilfläche für textilbetonverstärkte Bauteile als geeignet bewertet und ergänzt damit die Ergebnisse von BÖSCHE [3].

**Tabelle 4:** Übersicht – Berechnung der erforderlichen Bewehrungsfläche

**Table 4:** Overview – computation of the required areas of reinforcement

Nr.	Vergleichs- wert		Eingangswerte				Berechnungsergebnisse				
	$n$ [No.]	$A_{s/t,vorh}$ [cm <sup>2</sup> ]	$M_u$ [kNm]	$A_{s,vorh}$ [cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_{t1}$ [%o]	$\sigma_{tu}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_{c2}$ [%o]	$\varepsilon_{s1}$ [%o]	$\sigma_{s1}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$A_{s/t}$ [cm <sup>2</sup> ]	$\Delta A_{s/t}$ [%]
P1–01	-	2,01	12,0	-	-	-	-0,92	3,31	661	2,24	11,4
P1–02	1	0,37	16,0	2,01	10,0	1427	-1,67	7,51	661	0,43	16,2
P1–03	2	0,74	21,4	2,01	10,0	1427	-1,98	7,30	661	0,82	10,8
P1–04	3	1,11	28,6	2,01	10,0	1427	-2,42	7,07	661	1,35	21,6
P2–05	-	4,02	47,3	-	-	-	-0,96	3,31	661	4,82	19,9
P2–06	1	0,37	52,8	4,02	10,0	1427	-1,65	8,60	661	0,50	35,1
P2–07	2	0,74	58,3	4,02	10,0	1427	-1,75	8,50	661	0,73	-1,4
P3–08	-	4,02	42,9	-	-	-	-1,08	3,31	661	5,04	25,4
P3–09	1	0,37	48,9	4,02	10,0	1427	-1,68	7,32	661	0,56	51,3
P3–10	2	0,74	57,1	4,02	10,0	1427	-1,83	7,21	661	0,90	21,6
P4–11	-	4,02	34,6	-	-	-	-0,85	2,73	545	4,87	21,1
P4–12	1	0,37	42,0	4,02	10,0	1427	-1,50	7,42	545	0,51	37,8
P4–13	2	0,74	49,0	4,02	10,0	1427	-1,62	7,32	545	0,80	8,1
P5–14	-	6,03	52,8	-	-	-	-1,13	2,73	545	7,61	26,2
P5–15	1	0,37	57,0	6,03	10,0	1427	-1,89	7,34	545	0,56	51,4

### 3.3 Berechnungsverfahren mit Berücksichtigung der Vorbelastung

Das Berechnungsmodell wird für die Untersuchung der Biegetragfähigkeit des verstärkten Bauteils mit Vorbelastung erweitert. Dazu werden die Dehnungskennwerte des vorbelasteten Querschnitts  $\varepsilon_{c2o}, \varepsilon_{s2o}, \varepsilon_{s1o}, \varepsilon_{t1o}$  gemäß Bild 9 eingeführt. Es sind:

$\varepsilon_{c2o}, \varepsilon_{s2o}, \varepsilon_{s1o}, \varepsilon_{t1o}$  Dehnungen in Höhe des Betonrandes, der Stahldruck-, Stahlzug- und vorgesehenen Textilbewehrung des unverstärkten Querschnittes

$\Delta\varepsilon_{c2}, \Delta\varepsilon_{s2}, \Delta\varepsilon_{s1}, \Delta\varepsilon_{t1}$  Dehnungszuwächse infolge zusätzlicher Lasten in Höhe des Betonrandes, der Stahldruck-, Stahlzug- und Textilbewehrung

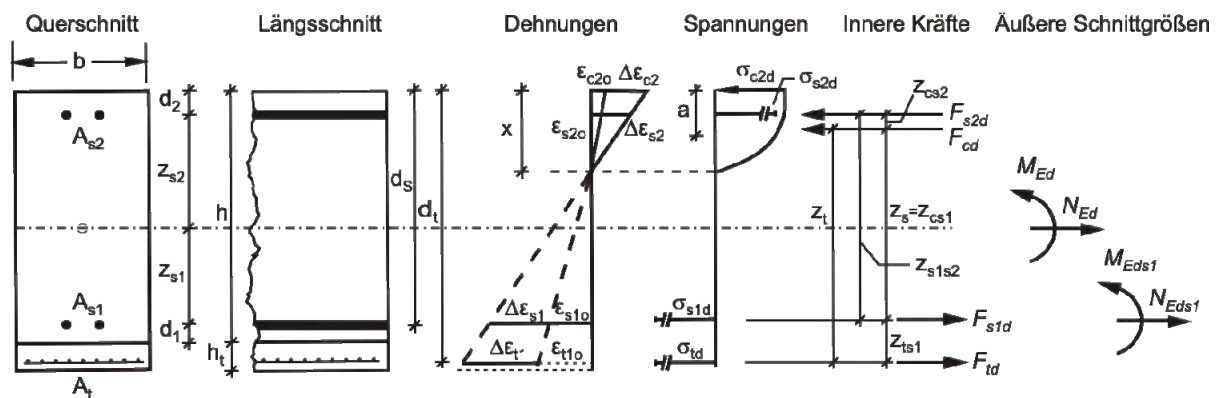
Die Dehnungen  $\varepsilon_{c2o}, \varepsilon_{s2o}, \varepsilon_{s1o}, \varepsilon_{t1o}$  des unverstärkten Querschnitts können aus den wirkenden Schnittgrößen und vorhandenen Bewehrungsflächen ermittelt werden.  $\varepsilon_{t1o}$  ist die fiktive Dehnung des unverstärkten Querschnittes in Höhe der aufzubringenden textilen Bewehrung. Sie wird über Gleichung (5) ermittelt. Für die Dehnungen des verstärkten Querschnitts gelten die Formeln (6) bis (8). Die Dehnungsebene und die zugehörigen inneren Kräfte des Querschnittes werden mit dem bereits vorgestellten Berechnungsverfahren unter Berücksichtigung von  $\varepsilon_{t1o}$  bestimmt.

$$\varepsilon_{t1o} = \varepsilon_{s1o} + (\varepsilon_{s1o} - \varepsilon_{c2o}) \cdot z_{ts1} / d_s \quad (5)$$

$$\varepsilon_{c2} = \varepsilon_{c2o} + \Delta\varepsilon_{c2} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_{c2} \geq \varepsilon_{c2u} \quad (6)$$

$$\varepsilon_{s2} = \varepsilon_{s2o} + \Delta\varepsilon_{s2} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_{s2} \leq \varepsilon_{su} \quad \text{bzw.} \quad \varepsilon_{s1} = \varepsilon_{s1o} + \Delta\varepsilon_{s1} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_{s1} \leq \varepsilon_{su} \quad (7)$$

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{t1o} + \Delta\varepsilon_{t1} \quad \text{mit} \quad \Delta\varepsilon_{t1} \leq \varepsilon_{tu} \quad (8)$$



**Bild 9:** Dehnungen, Spannungen, innere und äußere Kräfte an einem verstärkten Querschnitt

**Fig. 9:** Strain, stress, inner and external forces of a strengthened section



### 3.4 Bemessungsverfahren

#### 3.4.1 Allgemeines

Ziel der Bemessung von Bauteilen ist es, die Querschnittsabmessungen und die Bewehrungsmenge derart festzulegen, dass im Grenzzustand der Tragfähigkeit eine ausreichende Sicherheit gegen Querschnittsversagen vorliegt. Die Bemessung erfolgt nach dem Teilsicherheitskonzept. Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit sollte die Tragfähigkeit des Querschnittes im Grenzzustand vollständig ausgeschöpft werden. Das wird entweder durch die maximale Ausnutzung der Betondruck-, der Textil- oder Stahlzugfestigkeit erreicht. Für die Bemessung wird das bereits vorgestellte Berechnungsverfahren unter Ansatz der Bemessungswerte genutzt. Die normativ üblichen Werte sind in Tabelle 5 für Beton und Stahl zusammengefasst.

Die Prüfung der Dehnkörper hat für das Textil eine mittlere Zugfestigkeit von 1427 N/mm<sup>2</sup> ergeben. Aktuelle Vorschläge für die Ermittlung eines geeigneten Teilsicherheitsfaktors und die charakteristische Textilizugfestigkeit auf Grundlage statistischer Auswertungen führt SICKERT ET AL. [18] auf. Für die folgende Bemessung werden aufgrund fehlender statistischer Auswertungen die charakteristische Festigkeit mit 1300 N/mm<sup>2</sup> und der Sicherheitsbeiwert mit 2,1 angenommen. Dieser wurde in der Vergangenheit bei verschiedenen Praxisprojekten (z. B. [7], [19], [20]) bereits verwendet. Unter Anwendung des gewählten Sicherheitsbeiwertes ergibt sich die Bemessungszugfestigkeit  $f_{td}$  zu 619 N/mm<sup>2</sup>. Die aus der Textilkennlinie (Bild 7) ermittelbare zugehörige Bemessungsgrenzdehnung  $\varepsilon_{td}$  beträgt 5,39 ‰.

**Tabelle 5:** Bemessungskennwerte

**Table 5:** Design values

Altbeton	Zylinderdruckfestigkeit $f_{cm} / f_{ck} / f_{cd}$	36,3 / 28,3 / 16,0	N/mm <sup>2</sup>
	Abminderungsbeiwert $\alpha$	0,85	
	Sicherheitsbeiwert $\gamma_c$	1,5	
Bewehrungsstahl	E-Modul $E_s$	200000	N/mm <sup>2</sup>
	Sicherheitsbeiwert $\gamma_s$	1,15	
	Streckgrenze $f_{yk} / f_{yd}$	500 / 435	N/mm <sup>2</sup>
	Fließdehnung $\varepsilon_{yk} / \varepsilon_{yd}$	2,50 / 2,18	‰
	Festigkeit $f_{tk,cal} / f_{td,cal}$	500 / 435	N/mm <sup>2</sup>
	Dehnung $\varepsilon_{su,cal}$	25	‰
Textil	Zugfestigkeit $f_{tk}$	1300	N/mm <sup>2</sup>
	Sicherheitsbeiwert $\gamma_t$	2,1	
	Zugfestigkeit $f_{td}$	619	N/mm <sup>2</sup>
	Bruchdehnung $\varepsilon_{td}$	5,39	‰

### 3.4.2 Entwicklung von Bemessungstabellen

Mit den Bemessungswerten und auf Grundlage des vorgestellten Rechenverfahrens können für textilbetonverstärkte Bauteile unter Biegebeanspruchung tabellarische Bemessungshilfen aufgestellt werden. Eine ähnliche Herangehensweise wählte LAÏSSOUB [16]. Es gelten für die nachfolgende allgemeine Herleitung neben den bereits definierten und allgemein bekannten Parametern wie  $x$ ,  $\alpha_R$ ,  $M_{Eds1}$ ,  $F_{cd}$  und  $z_s$  (ZILCH [17]) folgende Definitionen:

$\mu_t, \omega_t$  bezogenes Moment, mechanischer Bewehrungsgrad

$\xi_t = \frac{x}{d_t}, \zeta_t = \frac{z_s}{d_t}$  bezogene Druckzonenhöhe, bezogener Hebelarm (9)

$$F_{cd} \cdot z_s = \alpha_R \cdot \xi_t \cdot b \cdot d_t \cdot f_{cd} \cdot z_s \cdot \frac{d_t}{d_t} = b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd} \cdot \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \zeta_t \quad (10)$$

Gleichsetzen der Formeln (1) und (2) führt zu der Beziehung:

$$M_{Eds1} - F_{s2d} \cdot z_{s1s2} + F_{s1d} \cdot z_{ts1} = F_{cd} \cdot z_s + F_{cd} \cdot z_{ts1} + (N_{Ed} + F_{s2d}) \cdot z_{ts1} \quad (11)$$

Einfügen der Gleichungen (9) und (10) in (11) ergibt die Ausdrücke (12) und (13). Dabei wird das bezogene Moment  $\mu_t$  eingeführt.

$$M_{Eds1} - F_{s2d} \cdot z_{s1s2} + F_{s1d} \cdot z_{ts1} = \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \zeta_t \cdot b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd} + \alpha_R \cdot \xi_t \cdot b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd} \cdot \frac{z_{ts1}}{d_t} + (N_{Ed} + F_{s2d}) \cdot z_{ts1} \quad (12)$$

$$\mu_t = \frac{M_{Eds1} - F_{s2d} \cdot z_{s1s2} + F_{s1d} \cdot z_{ts1}}{b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd}} = \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \zeta_t + \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \frac{z_{ts1}}{d_t} + \frac{(N_{Ed} + F_{s2d}) \cdot z_{ts1}}{b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd}} \quad (13)$$

Die Formel  $A_t = F_{td} / \sigma_{td}$  zur Bestimmung der Textilfläche ergibt mit Gleichung (2) den Bruch nach Gl. (14). Der Zähler wird mit  $F_{s1d} \cdot z_{ts1} - F_{s1d} \cdot z_{ts1}$  zu Gleichung (15) erweitert.

$$A_t = \frac{1}{\sigma_{td}} \cdot \frac{M_{Eds1} - F_{s2d} \cdot z_{s1s2} - F_{cd} \cdot z_s}{z_{ts1}} \quad (14)$$

$$A_t = \frac{1}{\sigma_{td}} \cdot \frac{b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd} \cdot \frac{M_{Eds1} - F_{s2d} \cdot z_{s1s2} + F_{s1d} \cdot z_{ts1} - F_{cd} \cdot z_s}{b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd}}}{z_{ts1}} - F_{s1d} \quad (15)$$

Mit Gl. (9) und (10) lässt sich die Textilfläche nach Gl. (16) und weiterführend nach Gleichung (17) bestimmen:

$$A_t = \frac{1}{\sigma_{td}} \cdot \frac{b \cdot d_t \cdot f_{cd} \cdot (\mu_t - \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \zeta_t)}{z_{ts1} / d_t} - F_{s1d} \quad (16)$$

$$A_t = \frac{1}{\sigma_{td}} \cdot \frac{b \cdot d_t \cdot f_{cd} \cdot \left( \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \zeta_t + \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \frac{z_{ts1}}{d_t} + \frac{(N_{Ed} + F_{s2d}) \cdot z_{ts1}}{b \cdot d_t^2 \cdot f_{cd}} - \alpha_R \cdot \xi_t \cdot \zeta_t \right)}{z_{ts1} / d_t} - F_{s1d} \quad (17)$$

Mit Einführung des mechanischen Bewehrungsgrades  $\omega_t = \alpha_R \cdot \xi_t$  ist die Textilfläche vereinfacht mit der Formel (18) ermittelbar. Damit können den verschiedenen Dehnungszuständen die Beiwerte  $\mu_t$  und  $\omega_t$  zugeordnet und tabellarisch aufgelistet werden. Tabelle 6 zeigt die bestimmten Werte für  $z_{ts1} / d_t = 0,23$  für Bauteile ohne Vordehnung. Das gewählte  $z_{ts1} / d_t$ -Verhältnis liegt im Mittel und mit geringen Abweichungen bei allen Platten, außer denen der

$$A_t = \frac{1}{\sigma_{td}} \cdot (\omega_t \cdot b \cdot d_t \cdot f_{cd} - F_{s1d} + N_{Ed} + F_{s2d}) \quad (18)$$

**Tabelle 6:** Bemessungstabelle für das  $\omega_t$ -Verfahren mit  $z_{ts1} / d_t = 0,23$  mit  $\varepsilon_{t10} = 0$

**Table 6:** Design table of the  $\omega_t$  - method for  $z_{ts1} / d_t = 0,23$  mit  $\varepsilon_{t10} = 0$

$\mu_t$	$\omega_t$	$\xi_t$	$\zeta_t$	$\varepsilon_{c2d}$	$\varepsilon_{s1d}$	$\sigma_{s1d}$	$\varepsilon_{td}$	$\sigma_{td}$
[-]	[-]	[-]	[-]	[‰]	[‰]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[‰]	[N/mm <sup>2</sup> ]
0,02	0,0206	0,09	0,74	-0,52	4,03	435	5,39	619
0,04	0,0418	0,12	0,73	-0,77	3,97	435	5,39	619
0,06	0,0634	0,15	0,72	-0,98	3,92	435	5,39	619
0,08	0,0854	0,18	0,71	-1,18	3,88	435	5,39	619
0,10	0,1079	0,20	0,70	-1,38	3,83	435	5,39	619
0,12	0,1307	0,23	0,69	-1,57	3,79	435	5,39	619
0,14	0,1540	0,25	0,68	-1,77	3,74	435	5,39	619
0,16	0,1779	0,27	0,67	-1,98	3,70	435	5,39	619
0,18	0,2024	0,29	0,66	-2,20	3,64	435	5,39	619
0,20	0,2277	0,31	0,65	-2,45	3,59	435	5,39	619
0,22	0,2539	0,34	0,64	-2,73	3,52	435	5,39	619
0,24	0,2811	0,36	0,62	-3,03	3,45	435	5,39	619
0,26	0,3093	0,39	0,61	-3,38	3,37	435	5,39	619
0,2665	0,3187	0,39	0,61	<u>-3,50</u>	3,35	435	5,39	619
0,28	0,3391	0,42	0,60	-3,50	2,93	435	4,86	525
0,30	0,3706	0,46	0,58	-3,50	2,39	435	4,15	401
0,3087	0,3848	0,48	0,57	-3,50	<u>2,17</u>	434	3,86	351
0,32	0,4038	0,50	0,56	-3,50	1,90	381	3,52	291
0,3383	0,4359	0,54	0,55	-3,50	1,51	301	<u>3,00</u>	200
0,34	0,4390	0,54	0,54	-3,50	1,47	294	2,95	197
0,36	0,4768	0,59	0,52	-3,50	1,08	215	2,44	163
0,38	0,5189	0,64	0,50	-3,50	0,70	141	1,96	131
0,40	0,5627	0,70	0,48	-3,50	0,38	75	1,54	102

Textilversagen

Betonversagen

Gruppe P2, vor. Gekennzeichnet sind in Tabelle 6 die Dehnungen, bei denen Betondruckversagen, elastisches Stahlverhalten und eine geringe Textilsteifigkeit eintreten.

Wirkt beispielsweise auf die Platte P1–04 (Kennwerte siehe Tabelle 3) ein Moment von 12,9 kNm so bestimmt sich  $\mu_t$  nach Gl. (13) mit  $F_{s1d} = \sigma_{s1d} \cdot A_{s1} = 87,4$  kN,  $f_{cd} = 16,0$  N/mm<sup>2</sup>,  $b = 60$  cm,  $d_t = 10,6$  cm und  $z_{ts1} = 2,5$  cm, zu 0,1395. Nach Tabelle 6 ist  $\omega_t$  durch Interpolation zwischen den Werten  $\mu_t = 0,12$  und 0,14 zu 0,153 bestimmbar. Nach Gleichung (18) ergibt sich mit einer zulässigen Textilspannung von 619 N/mm<sup>2</sup> die erforderliche Textilfläche zu 1,10 cm<sup>2</sup>. Durch die Sicherheitsfaktoren auf der Widerstandsseite und dem Ansatz charakteristischer Materialkennwerte reduziert sich damit bei der dreilagig verstärkten Platte das aufnehmbare Moment  $M_u$  von 28,2 kNm auf 12,9 kNm; unter Ansatz eines mittleren Sicherheitsfaktors auf der Einwirkungsseite von beispielsweise  $\gamma_E = 1,4$  auf 9,2 kNm ( $M_{ud}$ ). Das experimentell gemessene Bruchmoment ( $M_u = 28,2$  kNm) ist bei dieser Platte damit mehr als dreifach größer als das zulässige aufnehmbare Bemessungsmoment  $M_{Ed}$ .

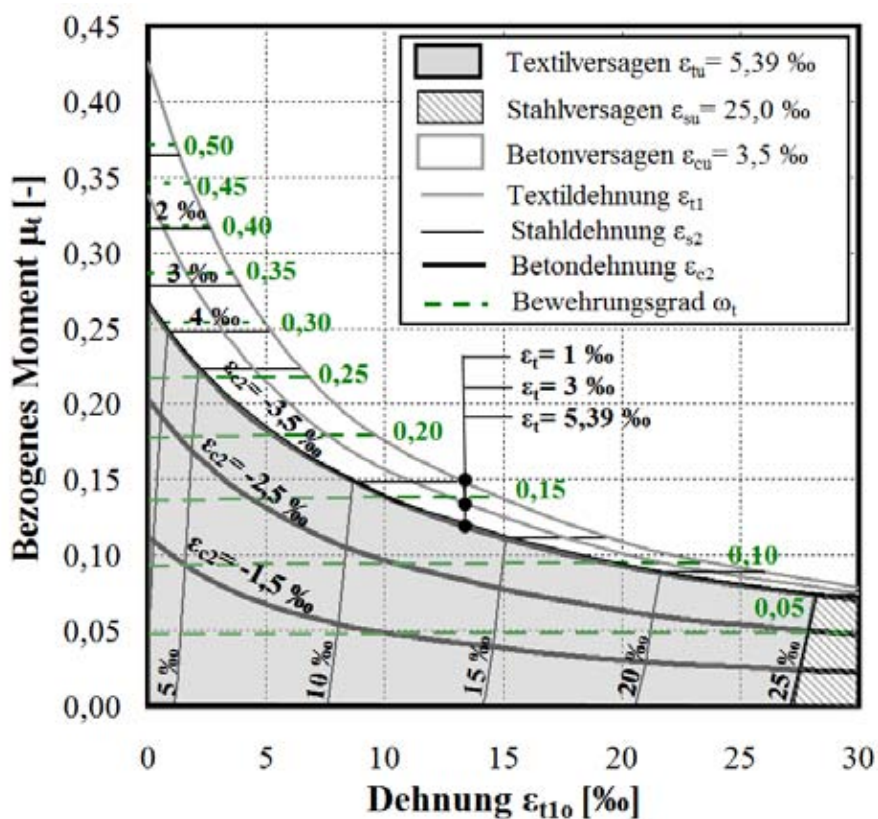
Eine Bemessungstabelle gilt damit für eine bestimmte Beton-, Stahl- und Textilsorte, ein definiertes  $z_{ts1}/d_t$  und  $d_2/d_t$ -Verhältnis (bei Ansatz von Druckbewehrung) und für einen bestimmten Vordehnungszustand  $\varepsilon_{t1o}$ .

### 3.5 Bemessung unter Berücksichtigung der Vorbelastung

Das Diagramm in Bild 10 ermöglicht die Ermittlung der Beton-, Stahl-, und Textildehnung eines verstärkten biegebeanspruchten Stahlbetonquerschnittes im Grenzzustand der Tragfähigkeit in Abhängigkeit seiner Vor- und Endbelastung ( $z_{ts1}/d_t = 0,23$ ). Die Vorbelastung wird gemäß Gl. (5) durch den Dehnungswert  $\varepsilon_{t1o}$  und die Endbelastung gemäß Gl. (13) durch das bezogene Moment  $\mu_t$  ausgedrückt. Alternativ kann das Diagramm auch eingesetzt werden, um unter gegebener Vordehnung das maximal aufnehmbare Moment zu bestimmen. Dazu wird z. B. vorgegeben, dass die Beton- und die Textilträgfähigkeit maximal ausgenutzt sind. Bild 10 zeigt ebenfalls, bei welchen  $\varepsilon_{t1o}/\mu_t$ -Kombinationen, Betondruck-, Textilzug- oder Stahlzugversagen durch Erreichen der Bemessungsgrenzdehnungen vorliegt. Ist beispielsweise die Vordehnung  $\varepsilon_{t1o} = 5$  ‰ und das bezogene Moment  $\mu_t = 0,1$ , dann ergeben sich gemäß Bild 10 etwa folgende Dehnungen im GZT:  $\varepsilon_{c2} = -2$  ‰,  $\varepsilon_{s2} = 7,5$  ‰,  $\varepsilon_{tu} = 5,39$  ‰ (Textilversagen). Soll ein größeres Moment vom Querschnitt aufgenommen werden, z. B.  $\mu_t = 0,2$ , dann gilt im Grenzzustand:  $\varepsilon_{c2u} = -3,5$  ‰,  $\varepsilon_{s2} = 6,1$  ‰,  $\varepsilon_{t1} = 3,6$  ‰ (Betonversagen).

Weiterhin kann dem Diagramm für jede  $\varepsilon_{t1o}/\mu_t$ -Kombinationen der mechanische Bewehrungsgrad  $\omega_t$  entnommen werden, mit dem nach Gleichung (18) die erforderliche Textilfläche bestimmt wird. Der sehr geringe, kaum erkennbare Anstieg einer  $\omega_t$ -Kote (z. B. 0,05)

bedeutet, dass mit zunehmender Vordehnung die erforderliche Textilfläche geringfügig kleiner wird. Ursache dafür ist die zunehmende Einschnürung der Druckzone und der damit größer werdende innere Hebelarm der Kräfte. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass bei einem Tragfähigkeitsvergleich zwischen ungeschädigten und vorbelasteten Platten mit gleicher textiler Verstärkung die vorgeschädigten Platten eine etwas größere Last aufnehmen können als die Ungeschädigten. Dieses rechnerisch ermittelte Ergebnis kann mit den Plattenprüfungen von WEILAND [6], WEILAND ET AL. [21] experimentell bestätigt werden. Für die Ermittlung der Textilfläche ist es jedoch ausreichend Bemessungstabellen ohne Berücksichtigung der Vordehnung aufzustellen.



**Bild 10:** Abhängigkeiten zwischen Vordehnung, bezogenem Moment und Dehnungen im GZT

**Fig. 10:** Dependence between Pre-strains, effective moment and strains of ultimate limit state

#### 4 Ausblick

Dieser Beitrag zeigt, dass das vorgestellte Berechnungsverfahren geeignet und die Erstellung von Bemessungstabellen für kleinformatige, textilbetonverstärkte Stahlbetonplatten möglich ist. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf große, praxisübliche Plattenabmessungen und

auch Balken mit und ohne Berücksichtigung von Druckbewehrung sollte durch geeignete Versuche und Nachrechnungen bereits verstärkter Bauteile bestätigt werden. Die Eignung des Berechnungsverfahrens ist zudem durch umfangreichere Bauteilprüfungen und -auswertungen sicherzustellen. Bemessungstabellen oder -diagramme können, z. B. im Rahmen eines Zulassungsverfahrens, für ein bestimmtes Textil erstellt werden. Sie ermöglichen eine schnelle und sichere Bestimmung der erforderlichen textilen Bewehrungsfläche im Zuge einer Verstärkungsmaßnahme.

## 5 Literatur

- [1] REINHARDT, H.-W.; KRÜGER, M.; BENTUR, A.; BRAMESHUBER, W.; BANHOLZER, B.; CURBACH, M.; JESSE, F.; MOBASHER, B.; PELED, A.; SCHORN, H.: Composite materials - 6.1. Bond. In: BRAMESHUBER, W. (Ed.): *Textile Reinforced Concrete – State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, RILEM Publications SARL, 2006, pp. 83-131
- [2] CURBACH, M.; ORTLEPP, R.; TRIANTAFILLOU, T. C.: TRC for Rehabilitation. In: BRAMESHUBER, W. (Ed.): *Textile Reinforced Concrete – State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, RILEM Publications SARL, 2006, pp. 221-236
- [3] BÖSCHE, A.: *Möglichkeiten zur Steigerung der Biegetragfähigkeit von Beton- und Stahlbetonbauteilen durch den Einsatz textiler Bewehrungen - Ansatz für ein Bemessungsmodell*. Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2007 – Dissertation
- [4] BÖSCHE, A.; ORTLEPP, R.; JESSE, F.: Innovationen für Verstärkungen. In: *Beiträge zum 48. DAfStb-Forschungskolloquium am 19. Oktober 2007 an der Technischen Universität Dresden*, Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2007, S. 21-34
- [5] BÖSCHE, A.; WEILAND, S.; ORTLEPP, R.; JESSE, F.; CURBACH, M.: Textile Reinforced Concrete for Flexural Strengthening of RC-Structures – Part 1: Structural Behaviour and Design Model. In: ACI SP-251-2: *Design & Applications of Textile-Reinforced Concrete.*, 2008, S. 19-40
- [6] WEILAND, S.: *Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton*. Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2009 – Dissertation
- [7] SCHLADITZ, F.; LORENZ, E.; CURBACH, M.: Biegetragfähigkeit von textilbetonverstärkten Stahlbetonplatten. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 6 (2011), Nr. 106, S. 377-384
- [8] JESSE, F.; CURBACH, M.: *Verstärken mit Textilbeton*. In: BERGMEISTER, K.; FINGERLOOS, F.; WÖRNER, J.-D. (Hrsg.): *Betonkalender 2010*. 1. Auflage, Berlin : Ernst & Sohn, 2010, S. 457-565

- [9] HEGGER, J.; HORSTMANN, M.; VOSS, S.; WILL, N.: Textilbewehrter Beton – Tragverhalten, Bemessung und Anwendung. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 6 (2007), Nr. 102, S. 362-370
- [10] HEGGER, J.; VOSS, S.: Investigations on bearing behaviour and application potential of textile reinforced concrete. In: *Engineering Structures* Bd. (2008), Nr. 30, S. 2050-2056
- [11] MÄDER, E.; PLONKA, R.; GAO, S.-L.: Coatings for fibre and interphase modifications in a cementitious matrix. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile reinforced structures. Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2)*, 29.-30.09.2010, Dresden, Germany, Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2003, S. 121-132
- [12] KÖCKRITZ, U.: *In-Situ Polymerbeschichtung zur Strukturstabilisierung offener nähgewirkter Gelege*. Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2007 – Dissertation
- [13] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2004 – Dissertation
- [14] HARTIG, J.: *Numerical investigations on the uniaxial tensile behaviour of textile reinforced concrete*. Technische Universität Dresden : Eigenverlag, 2011 – Dissertation
- [15] ČERVENKA, V.; JENDELE, L.: *Atena Program Documentation Part 1-Theory*, 2009
- [16] LAÏSSOUB, F.: *Die Bemessung von mit TFC-Gewebe verstärkten Betonbauteilen. Modellbetrachtungen auf der Basis von Versuchsergebnissen*. Technische Universität Darmstadt : Eigenverlag, 2004 – Dissertation
- [17] ZILCH, K.; ZEHETMAIER, G. M.: *Bemessung im konstruktiven Betonbau*. 1. Aufl. Berlin : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006
- [18] SICKERT, J.-U. ; SCHWITEILO, K.; JESSE, F.: Statistische Auswertung der Bruchspannung einaxialer Zugversuche an Textilbetonproben – Vorschläge für Teilsicherheitsbeiwerte. In: CURBACH, M. (Hrsg.); ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis: Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)*, Berlin, 19.-20.9.2011. SFB 528, TU Dresden, Eigenverlag, 2011, S. 141-155.
- [19] CURBACH, M.; HAUPTENBUCHER, B.; ORTLEPP, R.; WEILAND, S.: Textilbewehrter Beton zur Verstärkung eines Hyparschalengerüsts in Schweinfurt. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 6 (2007), Nr. 102, S. 353-361
- [20] SCHLADITZ, F.; LORENZ, E.; JESSE, F.; CURBACH, M.: Verstärkung einer denkmalgeschützten Tonnenschale mit Textilbeton. In: *Beton- und Stahlbetonbau* Bd. 7 (2009), Nr. 104, S. 432-437
- [21] WEILAND, S.; ORTLEPP, R.; CURBACH, M.: Strengthening of Predeformed Slabs with Textile Reinforced Concrete. In: CEB-FIP (Hrsg.): *Proceedings of the 2nd fib-Congress, Neapel, 05.-08.06.2006*. Bd. 2, 2006, Book of Abstracts and CD-ROM, S. 428-430





## Tragwerke aus Textilbeton – numerische Strukturanalyse

Frank Steinigen<sup>1</sup>, Jan-Uwe Sickert<sup>1</sup>, Andreas Hoffmann<sup>1</sup>,  
Wolfgang Graf<sup>2</sup>, Michael Kaliske<sup>2</sup>

**Zusammenfassung:** Der Beitrag gibt einen kompakten Überblick zur Leistungsfähigkeit und Anwendbarkeit der in den Teilprojekten D2-Numerische Simulation, E3-Sicherheitsbeurteilung und E4-Numerische Langzeitprognose des Sonderforschungsbereichs 528 entwickelten Algorithmen und Programmlösungen. Die gezeigten Methoden sind praxistauglich aufbereitet und stehen zur Anwendung für die Analyse des Kurz- und Langzeit-Tragverhaltens von Textilbetonstrukturen zur Verfügung.

**Summary:** The paper provides a compact summary of the ability and applicability of the algorithms and software packages developed in the project parts D2-Numerical Simulation, E3-Reliability Assessment und E4-Numerical Long-term Prognosis of the Collaborative Research Centre 528. The presented methods are prepared for practical use and are available for the analysis of the short- and long-term load-bearing behaviour of textile reinforced concrete structures.

### 1 Einleitung

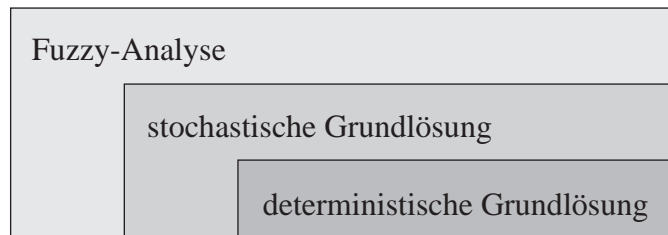
Mit textilbewehrtem Feinbeton steht ein neuer Verbundwerkstoff zur Verfügung, der sowohl zur Verstärkung bestehender Stahlbetonkonstruktion als auch für Neubauteile eingesetzt werden kann. Für einen effektiven Einsatz des neuen Verbundwerkstoffs ist es notwendig, die Tragfähigkeit der textilverstärkten Struktur unter Berücksichtigung der Last-, Schädigungs- und Modifikationsprozesse numerisch nachzuweisen. Eine realitätsnahe Simulation des Tragverhaltens erfordert die Berücksichtigung der relevanten Stahlbeton-Nichtlinearitäten (Rissbildung, Verbund zwischen Stahlbewehrung und Beton, nichtlineares Materialverhalten des Stahls und des Betons), der Nichtlinearitäten des Textilbetons (Rissbildung, Verbund zwischen Roving und Feinbeton, nichtlineares Materialverhalten des Feinbetons) sowie des nichtlinearen Verbundverhaltens zwischen Verstärkung und Altstruktur.

Zusätzlich zum nichtlinearen Strukturverhalten müssen die bei allen Eingangsdaten (z.B. Material- und Geometrieparameter, Belastung) vorhandene Variabilität, Ungenauigkeit und

---

<sup>1</sup> Dr.-Ing., Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, TU Dresden

<sup>2</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, TU Dresden



**Bild 1:** Schema der fuzzy-stochastischen Tragwerksanalyse

**Fig. 1:** Scheme of the fuzzy stochastic structural analysis

subjektive Bewertung (Datenunschärfe) erfasst werden. Für die Strukturanalyse mit unscharfen Daten wird die Fuzzy-Stochastische Finite-Elemente-Methode (FSFEM) eingesetzt [14]. Die Berechnung der fuzzy-zufälligen Systemantwort erfolgt mit Hilfe eines dreiteiligen Analysealgorithmus, siehe Bild 1. In Abschnitt 2 werden FE-Modelle für textilverstärkte Stahlbetontragwerke beschrieben, die als deterministische Grundlösung eingesetzt werden.

Textilbewehrte Verstärkungsschichten wurden bereits erfolgreich in der Praxis eingesetzt, z.B. zur Verstärkung eines Tonnendachs in Zwickau und einer Hyparschale in Schweinfurt. Die Ergebnisse der fuzzy-stochastischen Tragwerksanalyse sind z.B. in [13] und [17] veröffentlicht.

Im Teilprojekt D4 des SFB 528 wurden Großversuche an unverstärkten und verstärkten Bauteilen durchgeführt. In Abschnitt 3 werden die Ergebnisse der fuzzy-stochastischen Tragwerksanalyse von Platten und Plattenbalken beschrieben.

## 2 Deterministische FE-Modelle für textilverstärkte Stahlbetontragwerke

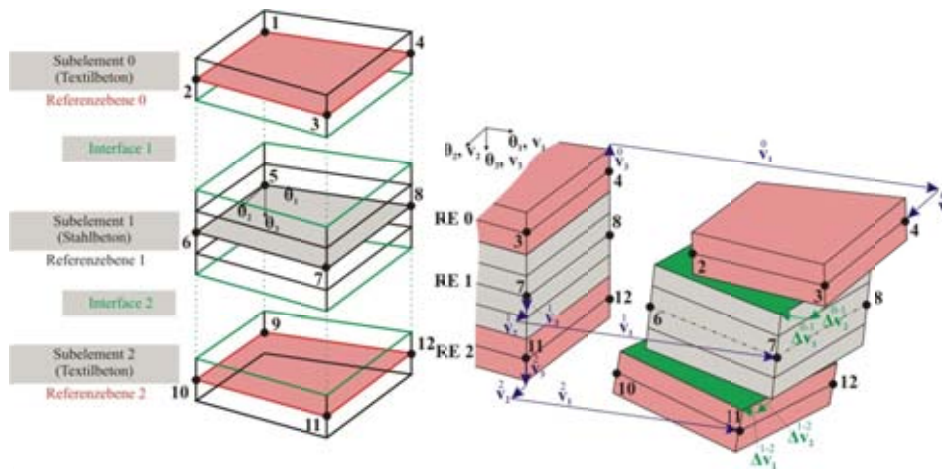
### 2.1 Multi-Referenzebenen-Modell für Faltwerke

#### 2.1.1 Diskontinuierliche Multi-BERNOULLI-Kinematik

Der Mehrschichtenverbundwerkstoff Stahlbeton mit textilbewehrten Verstärkungsschichten besteht aus der (geschädigten) Stahlbetonschicht der Altkonstruktion und den (nachträglich aufgebracht) Verstärkungsschichten aus textilbewehrtem Feinbeton. Die Kinematik dieses Mehrschichtenkontinuums weist einige Besonderheiten auf. Aufgrund der Beschränkung auf dünnwandige Faltwerke ist die Dickenänderung der Stahlbetonschicht sehr gering und wird ebenso vernachlässigt, wie der Einfluss der transversalen Schubspannungen auf die Deformationen. Damit lässt sich der Deformationszustand der Stahlbetonschicht mit der BERNOLLI-Kinematik beschreiben. Die unabhängigen Freiheitsgrade werden einer beliebig wählbaren Referenzebene zugeordnet, s. Bild 2.

Für die sehr dünnen Verstärkungsschichten gelten dieselben kinematischen Annahmen. Jeder Verstärkungsschicht wird eine Referenzebene mit unabhängigen Freiheitsgraden zugeordnet. Verformungsunstetigkeiten zwischen zwei Schichten werden mit einem Interface modelliert. Das Interface ist eine immaterielle Schicht der Dicke Null. Mit Hilfe der Relativverschiebungen  $\Delta v_i$  ( $i=1,2,3$ ) zwischen den Grenzflächen wird der Verbundzustand charakterisiert.

Dieses Modell – jeweils eine Referenzebene pro Schicht und ein Interface zwischen zwei Schichten – wird als Multi-Referenzebenen-Modell bezeichnet. Für die zugehörige Kinematik – linear in jeder Schicht und Unstetigkeiten zwischen den Schichten wird der Begriff diskontinuierliche Multi-BERNOULLI-Kinematik eingeführt.



**Bild 2:** Multi-Referenzebenen-Modell mit drei Referenzebenen

**Fig. 2:** Multi-reference-plane model with three reference planes

### 2.1.2 FE-Modell für statische Beanspruchungen

Die FE-Diskretisierung des Multi-Referenzebenen-Modells basiert auf dem um die statischen Übergangsbedingungen  $\underline{p}^{r,e} - \underline{p}^{r,e} = 0$  auf der Grenzfläche  $O_p^{r,e}$  erweiterten Funktional der Ergänzungsenergie [11]

$$\Pi_h = \sum_{e=1}^n \left\{ \int_{V^e} w_c(\underline{\sigma}_{el}^e) dV + \int_{V^e} (\underline{\sigma}_{el}^e)^T \cdot \underline{\varepsilon}_0^e dV - \int_{O_p^{r,e}} (\underline{p}^{r,e} - \underline{p}^{r,e})^T \cdot \underline{v}^{r,e} dO - \int_{O_v^{r,e}} (\underline{p}^{r,e})^T \cdot \underline{v}^{r,e} dO \right\} \quad (1)$$

mit  $w_c(\underline{\sigma}_{el}^e)$  – innere Ergänzungsenergiegedichte;  $\underline{\varepsilon}_0^e$  – Anfangsverzerrungen;  $\underline{p}^{r,e}$  – innerer Kräfte in der Grenzfläche  $O_p^{r,e}$ ;  $\underline{p}^{r,e}$  – äußere Kräfte in der Grenzfläche  $O_p^{r,e}$ ;  $\underline{v}^{r,e}$  – Verschiebungen der Grenzfläche  $O_p^{r,e}$ ;  $\underline{v}^{r,e}$  – vorgeschriebene Verschiebungen der Grenzfläche  $O_v^{r,e}$ .

Ein finites MRM-Element besteht aus  $k+1$  geschichteten Subelementen und  $k$  Interface-Elementen, siehe Bild 2. Das Subelement  $i$  mit der zugeordneten Referenzebene  $R_i$  ( $i=0, \dots, k$ ) ist zur Erfassung der physikalischen Nichtlinearitäten in  $s_i$  Subschichten (Beton- und Stahlsubschichten bzw. Feinbeton- und Textilschichten) unterteilt. Die Referenzebene  $R_i$  liegt mittig in der beliebig wählbaren Subschicht 0, der sogenannten Referenzschicht. Jedes Subelement kann diskrete Bewehrungsstäbe enthalten, die gerade, aber beliebig im Raum orientiert sind. Für alle Subelemente werden dieselben Schnittkraftansätze, Randverschiebungsansätze und Elementverschiebungsansätze gewählt.

Bei der physikalisch nichtlinearen Untersuchung von textilverstärktem Stahlbeton handelt es sich um ein nichtkonservatives Problem, hervorgerufen durch die Rissbildung, das nichtlineare Materialverhalten, den Verbund und die Schädigung. Zur Lösung des nichtkonservativen Problems wird zunächst eine differentiale Belastungsänderung betrachtet. Ausgehend von Gl. (1) können die Gleichgewichtsbedingungen aufgestellt werden [7], [16]. Beim Übergang zu inkrementalen (endlichen) Laststufen muss eine Iteration durchgeführt werden. Für inkrementale Laststufen mit dem Vektor der unbekanntenen inkrementalen Verschiebungszuwächse  $\Delta \underline{q}$  und der tangentialen Steifigkeitsmatrix  $\underline{K}_T$  vom Inkrementanfang gilt

$$\underline{K}_T \cdot \Delta \underline{q} - \Delta \underline{R} - \Delta \underline{R}_K = 0 \quad (2)$$

mit dem Belastungsvektor  $\Delta \underline{R}$  und dem Vektor der Korrekturkräfte  $\Delta \underline{R}_K$ .

### 2.1.3 FE-Modell für dynamische Beanspruchungen

Die FE-Diskretisierung des Multi-Referenzebenen-Modells basiert auf dem um die statischen Übergangsbedingungen  $\underline{p}^{r,e} - \underline{p}^{r,e} = 0$  auf  $O_p^{r,e}$  und um die differentialen Gleichgewichtsbedingungen  $\underline{G} \cdot \underline{\sigma}_{el} + \underline{p}^e - \rho^e \cdot \underline{\ddot{v}}^e = 0$  in  $V^e$  erweiterten Funktional der Ergänzungsenergie [9]

$$\begin{aligned} \Pi_{mh} = \int_{\tau_1}^{\tau_2} \sum_{e=1}^n \left\{ \int_{V^e} \left[ w_c(\underline{\sigma}_{el}) + (\underline{G} \cdot \underline{\sigma}_{el} + \underline{p}^e - \rho^e \cdot \underline{\ddot{v}}^e)^T \cdot \underline{v}^e \right] dV + \int_{V^e} (\underline{\sigma}_{el})^T \cdot \underline{\varepsilon}_0^e dV \right. \\ \left. - \int_{O_p^{r,e}} (\underline{p}^{r,e} - \underline{p}^{r,e})^T \cdot \underline{v}^{r,e} dO - \int_{O_v^{r,e}} (\underline{p}^{r,e})^T \cdot \underline{v}^{r,e} dO \right\} d\tau \end{aligned} \quad (3)$$

mit  $w_c(\underline{\sigma}_{el})$  – innere Ergänzungsenergiedichte;  $\underline{G}$  – Matrix der Differentialoperatoren;  $\underline{p}^{r,e}$  – äußere Kräfte in  $V^e$ ;  $\rho^e$  – Dichte in  $V^e$ ;  $\underline{\ddot{v}}^e$  – Beschleunigungen in  $V^e$ ;  $\underline{\varepsilon}_0^e$  – Anfangsverzerrungen;  $\underline{p}^{r,e}$ ,  $\underline{p}^{r,e}$  – innerer und äußere Kräfte in der Grenzfläche  $O_p^{r,e}$ ;  $\underline{v}^{r,e}$  – Verschiebungen der Grenzfläche  $O_p^{r,e}$ ;  $\underline{v}^{r,e}$  – vorgeschriebene Verschiebungen der Grenzfläche  $O_v^{r,e}$ ;  $\tau$  – Zeit.

Nach einigen Umformungen werden der quasi-statische Anteil der Gleichgewichtsbedingungen ( $\underline{G} \cdot \underline{\sigma}_{el} + \underline{p}^e$ ) und die kinetische Energie im gemischt hybriden Energiefunktional sichtbar

$$\Pi_{mh} = \int_{\tau_1}^{\tau_2} \sum_{e=1}^n \left\{ \int_{V^e} \left[ w_c(\underline{\sigma}_{el}^e) + (\underline{G} \cdot \underline{\sigma}_{el}^e + \underline{p}^e)^T \cdot \underline{v}^e + \frac{1}{2} \rho^e \cdot (\dot{\underline{v}}^e)^T \cdot \dot{\underline{v}}^e \right] dV + \int_{V^e} (\underline{\sigma}_{el}^e)^T \cdot \underline{\varepsilon}_0^e dV \right. \\ \left. - \int_{O_p^{r,e}} (\underline{p}^{r,e} - \underline{p}^{r,e})^T \cdot \underline{v}^{r,e} dO - \int_{O_v^{r,e}} (\underline{p}^{r,e})^T \cdot \underline{v}^{r,e} dO \right\} dz. \quad (4)$$

Analog zum statischen Fall werden MRM-Elemente eingeführt und für die Subelemente dieselben Schnittkraftansätze, Randverschiebungsansätze und Elementverschiebungsansätze gewählt. Die gewählten Schnittkraftansätze erfüllen streng den quasi-statischen Anteil der Gleichgewichtsbedingungen

$$\underline{G} \cdot d\underline{\sigma}_{el}^{e,m} + d\underline{p}^{e,m} = 0. \quad (5)$$

Ausgehend von Gl. (4) können die Bewegungsgleichungen aufgestellt werden [8]

$$\underline{K}_T \cdot \Delta \underline{q} + \underline{M} \cdot \Delta \underline{\ddot{q}} - \Delta \underline{R} - \Delta \underline{R}_K = 0 \quad (6)$$

mit  $\underline{K}_T$  – tangentielle Steifigkeitsmatrix vom Inkrementanfang,  $\underline{M}$  – Massenmatrix,  $\Delta \underline{R}$  – Belastungsvektor,  $\Delta \underline{R}_K$  – Vektor der Korrekturkräfte,  $\Delta \underline{v}, \Delta \underline{\ddot{v}}$  – inkrementale Verschiebungs- und Beschleunigungszuwächse. Die Matrix  $\underline{K}_T$  und die Vektoren  $\Delta \underline{R}$  und  $\Delta \underline{R}_K$  sind identisch mit denen des hybriden Vorgehens in Abschnitt 2.1.2. Die Massenmatrix des MRM-Elements ist in [8] gegeben.

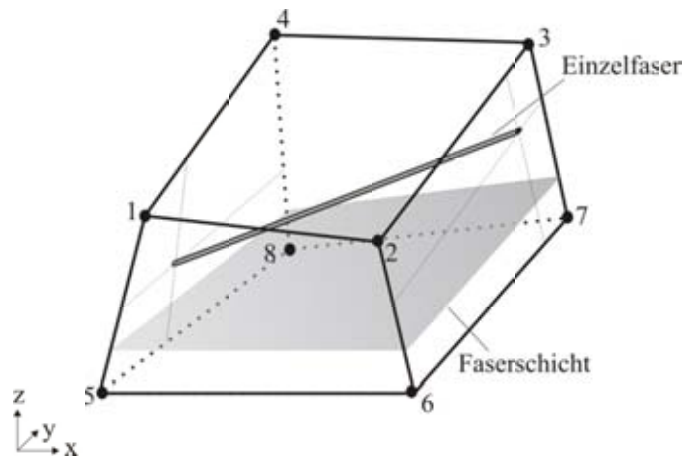
## 2.2 Hybride 3D-Elemente für kompakte Tragwerke

In gedregenen und kompakten Tragwerken bildet sich ein dreidimensionaler Spannungszustand aus. Hybride Acht-Knoten Volumenelemente für die physikalisch lineare statische Analyse werden in [12] beschrieben. Für die physikalisch nichtlineare Analyse von Stahl- bzw. Textilbeton werden zwei Bewehrungsmodelle eingeführt – Einzelfasern und Faserschichten, siehe Bild 3.

Die Formulierung des hybriden Acht-Knoten Volumenelements mit eingebetteter (textiler) Bewehrung basiert im statischen Fall auf dem Energiefunktional nach HELLINGER-REISSNER

$$\Pi_{HR} = \int_V \left( \underline{\sigma}^T \cdot (\underline{G} \cdot \underline{v}) - \frac{1}{2} \underline{\sigma}^T \cdot \underline{\varepsilon} - \underline{p}_V^T \cdot \underline{v} \right) dV - \int_{O_p} \underline{p}^T \cdot \underline{v} dO \quad (7)$$

mit  $\underline{\sigma}, \underline{\varepsilon}, \underline{v}$  – Spannungen, Verzerrungen und Verschiebungen in V,  $\underline{p}_V^T$  – äußere Kräfte in V,  $\underline{p}^T$  – äußere Kräfte auf der Oberfläche  $O_p$  und der Matrix der Differentialoperatoren  $\underline{G}$ .



**Bild 3:** Acht-Knoten Volumenelement mit eingebetteter Bewehrung

**Fig. 3:** Eight-node solid element with embedded reinforcement

Für dynamische Beanspruchungen wird ausgehend von Gl. (7) das HAMILTON-Funktional

$$H = \delta \int_{\tau_1}^{\tau_2} (K - \Pi_{HR}) d\tau = \delta \int_{\tau_1}^{\tau_2} \left( \frac{1}{2} \int_V \rho \cdot (\dot{\underline{v}})^T \cdot \dot{\underline{v}} dV - \Pi_{HR} \right) d\tau \quad (8)$$

mit der kinetischen Energie  $K$  aufgestellt. Das Kontinuum wird in finite 3D-Elemente unterteilt. Das Volumen  $V^e$  eines finiten 3D-Elements  $e$  setzt sich aus dem Volumen  $V_m^e$  der (Beton-)Matrix und dem Volumen  $V_b^e$  der Bewehrung zusammen. Als Bewehrung werden Einzelfasern (sf) und Faserschichten (fl) berücksichtigt. Das Bewehrungsvolumen setzt sich dann aus  $n_{sf}$  Einzelfasern und  $n_{fl}$  Faserschichten zusammen. Für eine beliebige Funktion  $F$  (z.B. Verschiebungen, Spannungen) gilt

$$\begin{aligned} \int_{V^e} F dV &= \int_{V_m^e} F_m dV + \int_{V_b^e} F_b dV = \int_{V^e} F_m dV + \int_{V_b^e} F_b dV - \int_{V_b^e} F_m dV \\ &= \int_{V^e} F_m dV + \sum_{i=1}^{n_{sf}} \int_{V_{sf}^{e,i}} F_{sf}^{e,i} dV + \sum_{j=1}^{n_{fl}} \int_{V_{fl}^{e,j}} F_{fl}^{e,j} dV - \sum_{i=1}^{n_{sf}} \int_{V_{sf}^{e,i}} F_m^{e,i} dV - \sum_{j=1}^{n_{fl}} \int_{V_{fl}^{e,j}} F_m^{e,j} dV. \end{aligned} \quad (9)$$

Mit Gl. (9) wird die Bewehrung in Gl. (7) bzw. (8) berücksichtigt.

### 2.3 Materialmodelle

Für allgemeine Be-, Ent- und Wiederbelastungsvorgänge unter Berücksichtigung der während der Belastungsgeschichte akkumulierten Materialschädigung werden differentielle endochrone Stoffgesetze verwendet. Für den Betonstahl wird die einaxiale endochrone Formulierung nach [15] eingesetzt. Im dreiaxialen endochronen Betonstoffgesetz nach [1] werden das materiell überkritische Verhalten als Mikrorissbildung und die bleibenden Ver-

zerrungen bei Entlastungs-Wiederbelastungsvorgängen als plastisches Fließen modelliert. Für die Anwendung im Multi-Referenzebenen-Modell wurde das dreiaxiale Betonstoffgesetz für den zweiaxialen Fall adaptiert [6].

Schichten aus textilbewehrtem Feinbeton werden zur Berücksichtigung zyklischer Lastprozesse in Subschichten aus Feinbeton bzw. textiler Bewehrung unterteilt. Im 3D-Modell wird die textile Bewehrung als Einzelfaser oder als Faserschicht berücksichtigt. Das endochrone Betonstoffgesetz wird für den Feinbeton mit seinen hohen Druckfestigkeiten angepasst [16]. Die parallel in einer Ebene liegenden Rovings der textilen Bewehrung werden zu einer einaxial wirkenden Subschicht bzw. Faserschicht homogenisiert, für die ein nichtlinear elastisch, sprödes Materialgesetz verwendet wird. Das Verbundverhalten zwischen Stahl und Beton (tension stiffening) und das Verbundverhalten zwischen Roving und Feinbeton wird makroskopisch phänomenologisch erfasst [17]. Die unterschiedliche Tragwirkung der Rand- und Kernfasern wird mit Hilfe einer dehnungsabhängigen Schädigungsfunktion erfasst, deren Parameter anhand der Ergebnisse einaxialer Zugversuche an Textilbetonproben nach [5] bestimmt werden.

Zugrisse im (Fein-)Beton werden nach dem Konzept der verschmierten Risse abgebildet. Der mit Rissen durchsetzte Beton wird als homogenes anisotropes Kontinuum mit Restriktion des Spannungszustands betrachtet. Im MRM-Element sind je Subschicht maximal zwei und im 3D-Element maximal drei nichtorthogonale feste Risse möglich.

Das zeitabhängige Verhalten des Betons wird mit dem Modell des CEB-FIB Model Code 90 als Kriechverzerrung beschrieben und mit Hilfe der Anfangsverzerrungen in Gl. (1) berücksichtigt. Für die Beschreibung und Prognose des zeitabhängigen Verhaltens des Textilbetons werden rekurrente neuronale Netze verwendet [3].

### 3 Beispiele

#### 3.1 Platten

Im Teilprojekt D4 des SFB 528 wurden Einfeldplatten mit den Abmessungen 7,0 x 1,0 x 0,23 m im Vierpunkt-Biegeversuch experimentell untersucht [10]. Neben einer unverstärkten Referenzplatte wurden Verstärkungsschichten mit zwei, drei und vier Lagen Carbontextil getestet. Das Ziel der Verstärkungsmaßnahmen war die Erhöhung der Biegetragfähigkeit. Das zur numerischen Simulation verwendete FE-Modell bestand aus 448 MRM-Elementen. Die Parameter für Beton, Stahl und textilbewehrten Feinbeton wurden aus den Ergebnissen der Materialtests (Betonwürfel, Textilbetondehnkörper, Stahltest) abgeleitet. Im Rahmen der fuzzy-stochastischen Tragwerksanalyse wurden die in Tabelle 1 dargestellten unscharfen Eingangsgrößen verwendet. Die Ergebnisse der Plattenversuche waren zum Zeitpunkt der numerischen Simulation nicht bekannt.

**Tabelle 1:** Unscharfe Eingangsgrößen**Table 1:** Uncertain input variables

Name	Typ <sup>1)</sup>	Parameter 1	Parameter 2
<i>Stahlbeton</i>			
Betondruckfestigkeit	LNV	$\mu = 46,9 \text{ N/mm}^2$	$\sigma = 4,69 \text{ N/mm}^2$
E-Modul (Beton)	LNV	$\mu = 27500 \text{ N/mm}^2$	$\sigma = 2750 \text{ N/mm}^2$
Bewehrungslage <sup>2)</sup>	I	<0,20; 0,208> m	
Verbund, $y^4$	I	<10; 15>	
Dichte $\rho$ Altbeton	NV	$\mu = 2,5 \text{ t/m}^3$	$\sigma = 0,25 \text{ t/m}^3$
<i>Textilbeton</i>			
Druckfestigkeit ( $f_c$ )	LNV	$\mu = 76,3 \text{ N/mm}^2$	$\sigma = 7,63 \text{ N/mm}^2$
Zugfestigkeit, $c^3$	I	<-2,04; -1,56>	
Verbund, $y^4$	I	<5; 14>	
Carbonbewehrung in Längsrichtung je Bewehrungslage	I	<150; 210> mm <sup>2</sup> /m	
Carbonzugfestigkeit	NV	$\mu = 1100 \text{ N/mm}^2$	$\sigma = 110 \text{ N/mm}^2$

1) LNV – logarithmische Normalverteilung, NV – Normalverteilung, I – Intervall

2) Abstand der unteren Längsbewehrung von der Oberseite

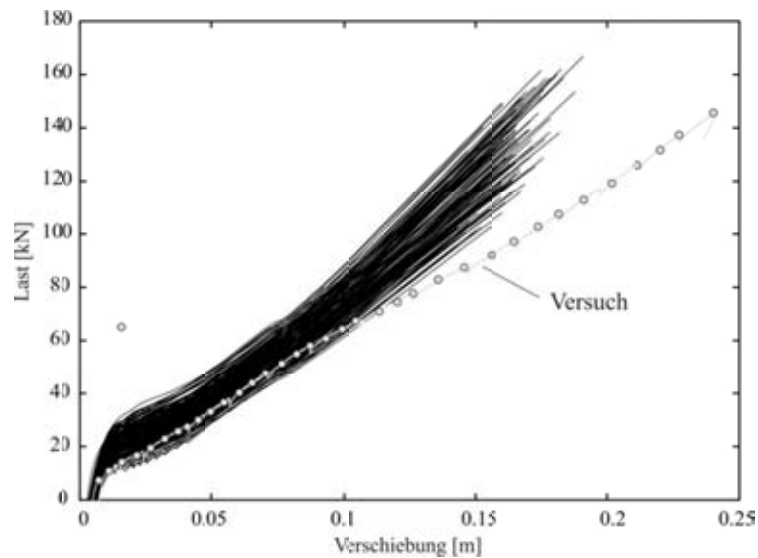
3)  $f_t = (0,3 + c \cdot 0,1) \cdot f_c^{2/3}$

4) Parameter tension stiffening [17]

In Bild 4 sind 200 Trajektorien der unscharfen Last-Verschiebungs-Abhängigkeit und das Versuchsergebnis der mit vier Lagen Carbontextil verstärkten Platte dargestellt. Die prognostizierte Traglast stimmt sehr gut mit dem experimentellen Ergebnis überein.

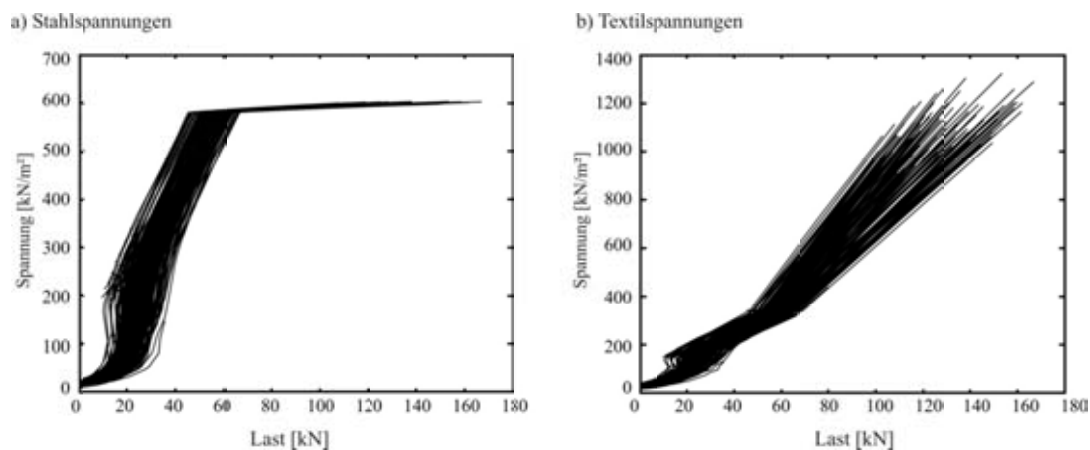
Die Spannungs-Last-Abhängigkeiten für die untere Stahllängsbewehrung und die Textilbewehrung jeweils in Feldmitte zeigt Bild 5. Mit Beginn des Stahlfließens steigen die Textilspannungen stark an.





**Bild 4:** Last-Verschiebungs-Abhängigkeit in Feldmitte

**Fig. 4:** Load-displacement-dependency in the middle of the plate



**Bild 5:** Spannungs-Last-Abhängigkeiten in Feldmitte: a) Stahl, b) Textil

**Fig. 5:** Stress-load-dependencies in the middle of the plate: a) steel, b) textile

### 3.2 Plattenbalken

Der Einsatz der textilbewehrten Verstärkungsschichten zur Erhöhung der Querkrafttragfähigkeit war Ziel der im Teilprojekt D4 des SFB 528 durchgeführten Dreipunkt-Biegeversuche an Plattenbalken mit einer Stützweite von 4,80 m [10]. Die Querschnittsabmessungen betragen 0,60 x 0,15 m für die Platte und 0,55 x 0,17 m für den Steg. Die Bewehrung wurde so gewählt, dass das Schubversagen maßgebend ist. Neben einem unverstärkten Referenzplattenbalken wurden Plattenbalken mit am Steg applizierten Verstärkungsschichten mit zwei und drei Lagen Carbontextil getestet.

Der Plattenbalken wurde als Faltwerk mit den Abmessungen 5,80 x 0,60 x 0,15 m (Platte) bzw. 5,80 x 0,56 x 0,17 m (Steg) mit 870 MRM-Elementen (232 für die Platte und 638 für den Steg) modelliert. Die Belastung erfolgt durch eine Einzellast bei 2,90 m mittig über dem Steg. Die Eigenlast wird vor der Steigerung der Einzellast aufgebracht. Die fuzzy-stochastische Tragwerksanalyse wurde mit den in Tabelle 2 dargestellten unscharfen Eingangsgrößen durchgeführt. Die Verbundparameter des textilbewehrten Feinbetons ergaben sich anhand der Ergebnisse der Zugversuche der Serie 767. Die Dicke der Feinbetonschicht wurde mit 8 mm (zweilagig) bzw. 12 mm (dreilagig) modelliert. Die Ergebnisse der Plattenbalkenversuche waren zum Zeitpunkt der numerischen Simulation nicht bekannt.

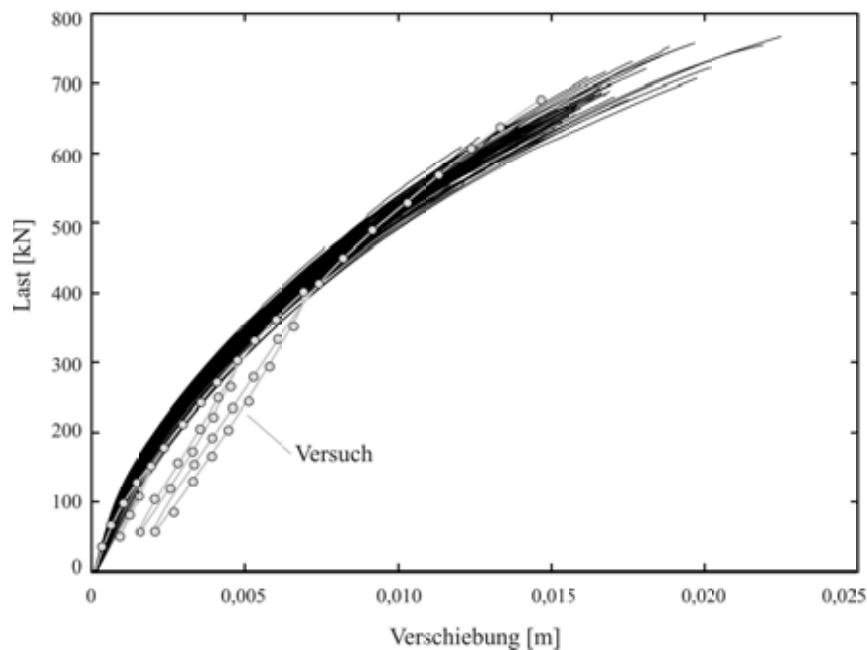
In Bild 6 sind 200 Trajektorien der unscharfen Last-Verschiebungs-Abhängigkeit und das Versuchsergebnis des mit zwei Lagen Carbontextil verstärkten Plattenbalkens dargestellt. Die numerische Prognose wurde durch die Experimente bestätigt.

**Tabelle 2:** Unscharfe Eingangsgrößen

**Table 2:** Uncertain input variables

Name	Typ <sup>1)</sup>	unverstärkt	zweilagig verstärkt	dreilagig verstärkt
<i>Stahlbeton</i>				
Betondruckfestigkeit	LNV	$\mu = 35,1 \text{ N/mm}^2$ $\sigma = 1,75 \text{ N/mm}^2$	$\mu = 39,2 \text{ N/mm}^2$ $\sigma = 1,96 \text{ N/mm}^2$	$\mu = 32,6 \text{ N/mm}^2$ $\sigma = 1,63 \text{ N/mm}^2$
E-Modul (Beton)	LNV	$\mu = 24000 \text{ N/mm}^2$ $\sigma = 2400 \text{ N/mm}^2$	$\mu = 25000 \text{ N/mm}^2$ $\sigma = 4000 \text{ N/mm}^2$	$\mu = 28000 \text{ N/mm}^2$ $\sigma = 3000 \text{ N/mm}^2$
Zugfestigkeit, $c^3)$	I	<-0,9; -0,5>	<-0,68; -0,38>	<-0,50; -0,27>
Verbund, $y^4)$	I		<15; 20>	
Dichte $\rho$ Altbeton	NV		$\mu = 2,5 \text{ t/m}^3, \sigma = 0,25 \text{ t/m}^3$	
<i>Textilbeton</i>				
Druckfestigkeit ( $f_c$ )	LNV	-	$\mu = 95,5 \text{ N/mm}^2, \sigma = 4,78 \text{ N/mm}^2$	
Zugfestigkeit, $c^3)$	I	-	<-1,37; -1,22>	
Verbund, $y^4)$	I	-	<12,5; 23>	
Verbund, $x^4)$	I	-	<0,16; 0,27>	
Carbonbewehrung $\pm 45^\circ$ , links bzw. rechts	I	-	<52; 72> mm <sup>2</sup> /m	<78; 108> mm <sup>2</sup> /m

1), 3), 4) siehe Tabelle 1



**Bild 6:** Last-Verschiebungs-Abhängigkeit in Feldmitte

**Fig. 6:** Load-displacement-dependency in the middle of the T-beam

#### 4 Literatur

- [1] BAŽANT, Z. P., SHIEH, C.-L.: Hysteretic Fracturing Endochronic Theory for Concrete, *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 106 (1980), pp. 929-950, Errata: *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 107 (1980), pp. 728-729
- [2] FREITAG, S.: *Modellfreie numerische Prognosemethoden zur Tragwerksanalyse*. TU Dresden: Veröffentlichungen - Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 19, 2010 – Diss.
- [3] FREITAG, S.; STEINIGEN, F.; GRAF, W.; KALISKE, M.: Numerical Long-Term Simulation of TRC Strengthened RC Structures. In: BRAMESHUBER, W. (ed.): *Proceedings of the International RILEM Conference on Material Science (MatSci) – Volume I, 2<sup>nd</sup> International Conference of Textile Reinforced Concrete (ICTRC)*. RWTH Aachen, Bagnoux : RILEM Publications S.A.R.L., 2010, pp. 319-329
- [4] GRAF, W.; HOFFMANN, A.; MÖLLER, B.; SICKERT, J.-U.; STEINIGEN, F.: Analysis of textile reinforced concrete structures under consideration of non-traditional uncertainty models. *Engineering Structures*, 29 (2007), pp. 3420-3431
- [5] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. TU Dresden: Schriftenreihe Konstruktiver Ingenieurbau Dresden, Heft 5, 2004 – Diss.

- [6] KLUGER, J.: *Numerische Modelle zur physikalisch nichtlinearen Analyse von Stahlbeton-Faltwerken*. TU Dresden: Veröffentlichung des Lehrstuhls für Statik, Heft 1, 1999 – Diss.
- [7] MÖLLER, B., GRAF, W., HOFFMANN, A., STEINIGEN, F.: Numerical simulation of RC structures with textile reinforcement. *Computers and Structures*, 83 (2005), pp. 1659–1688
- [8] MÖLLER, B.; GRAF, W.; SICKERT, J.-U.; STEINIGEN, F.: Fuzzy random processes and their application to dynamic analysis of structures. *Mathematical and Computer Modelling of Dynamical Systems (MCMDS)*, 15 (2009), pp. 515–534
- [9] MÜLLER, H., HOFFMANN, A., MÖLLER, B., ABO DIAB, S., OLDEN, J.: Einige Beispiele zum Einsatz gemischt-hybrider Elemente in FALT-FEM. In: EIBL, J., OBRECHT, H., WRIGGERS, P. (eds.): *Finite Elemente - Anwendungen in der Baupraxis*, Ernst u. Sohn, Karlsruhe, 1991, S. 319–330
- [10] ORTLEPP, R.; SCHLADITZ, F.; BRÜCKNER, A.; CURBACH, M.: Großversuche zur Prüfung der Vorhersagefähigkeit der entwickelten Rechenmodelle. In: CURBACH, M. (Hrsg.); ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis: Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)*, Berlin, 19.-20.9.2011, S. 413-428.
- [11] PIAN, T.H.H.; TONG P.: Basis of Finite Element Method for Solid Continua. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 1 (1969), pp. 3–38
- [12] PIAN, H.H.T.; WU, C.-C.: *Hybrid and incompatible finite element methods*. Boca Raton: Chapman & Hall/CRC, 2006
- [13] REUTER, U.; SICKERT, J.-U.; GRAF, W., KALISKE, M.: Modeling and Processing of Uncertainty in Civil Engineering by Means of Fuzzy Randomness. In: ERMOLIEV, Y.; MAKOWSKI, M.; MARTI, K.: *Managing Safety of Heterogeneous Systems: Decisions under Uncertainties and Risks*, Springer Verlag, (in press)
- [14] SICKERT, J.-U.: *Fuzzy-Zufallsfunktionen und ihre Anwendung bei der Tragwerksanalyse und Sicherheitsbeurteilung*. TU Dresden: Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 9, 2005 – Diss.
- [15] STEBERL, R.: *Berechnung stoßartig beanspruchter Stahlbetonbauteile mit endochronen Werkstoffgesetzen*. Werner, Düsseldorf, 1986 – Diss.
- [16] STEINIGEN, F.: *Numerische Simulation des Tragverhaltens textilverstärkter Bauwerke*. TU Dresden: Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Dynamik der Tragwerke, Heft 11, 2006 – Diss.
- [17] STEINIGEN, F.; GRAF, W.; HOFFMANN, A.; KALISKE, M.: Nachträglich textilverstärkte Stahlbetontragwerke - Strukturanalyse mit unscharfen Daten. In: CURBACH, M. (Hrsg.), Jesse, F. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures: Proceedings of the 4th Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS4) und zur 1. Anwendertagung*, TU Dresden, Eigenverlag, 2009, S. 301–312

## Großversuche zur Prüfung der Vorhersagefähigkeit der im SFB 528 entwickelten Rechenmodelle

Anett Brückner<sup>1</sup>, Regine Ortlepp<sup>2</sup>, Frank Schladitz<sup>3</sup>, Manfred Curbach<sup>4</sup>

**Zusammenfassung:** Ein Ziel des Sonderforschungsbereiches 528 war, das Verbundsystem auf allen Skalenebenen so präzise beschreiben zu können, dass eine hinreichende Genauigkeit bei der Berechnung des Tragverhaltens von Stahlbetonbauteilen mit Textilbetonverstärkung nicht nur bei der Nachrechnung, sondern auch bei der Prognose erreicht wird. Die Vorhersagequalität von Tragfähigkeiten für die Biege-, Querkraft- und Normalkraftverstärkung wurde mit Hilfe von Großversuchen nachgewiesen, deren Ergebnisse vor der Berechnung nicht bekannt waren. Anhand der bereitgestellten Materialparameter und Geometriedaten wurde in den numerischen Teilprojekten sowie in einem experimentell orientierten Teilprojekt das Tragverhalten prognostiziert. Danach wurden die Versuche durchgeführt. Die prognostizierten Traglasten wurden durch die Experimente bestätigt. Der vorliegende Beitrag fokussiert auf die Querkraftverstärkung, da eine detaillierte Beschreibung aller Versuche den Rahmen sprengen würde.

**Summary:** One aim of the developments in the SFB 528 was the description of the compound system as precisely as possible at all scale levels that an adequate precision is not achieved by reinforced concrete components at the calculation of the load carrying behaviour with TRC reinforcements only at the historical calculation but also at the forecast. The forecast quality of load-capacities for the bend, shear and normal force strengthenings was proved with the help of large-scale experiments whose results were not confessed before the calculation. With the provided material parameters and geometry data the load carrying behaviour was forecast in the numeric subprojects as well as in an experimentally oriented subproject. After that the tests were carried out. The forecast loads were confirmed by the experiments. The paper on hand focuses on the shear strengthening since a detailed description of all tests would go beyond the scope.

---

<sup>1</sup> Dipl.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

<sup>2</sup> Dr.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

<sup>3</sup> M.Sc., Institut für Massivbau, TU Dresden

<sup>4</sup> Prof. Dr.-Ing., Institut für Massivbau, TU Dresden

## 1 Einleitung

Kann die Tragfähigkeit eines Bauteils nach geltenden Bemessungsregeln und -vorschriften nicht mehr nachgewiesen werden, ist eine Verstärkung oder ein Neubau erforderlich. Verstärkungen aus textilbewehrtem Beton (TRC) sind für verschiedene Anwendungen geeignet, wie zahlreiche experimentelle Untersuchungen belegen. Geprüft wurden biegeverstärkte Platten (BÖSCHE [1], WEILAND [2]), querkraft- und torsionsverstärkte Balken (ORTLEPP ET AL. [3], SCHLADITZ & CURBACH [4]) sowie normalkraftverstärkte Stützen (ORTLEPP ET AL. [5], [6]). Neben verbesserten Eigenschaften der Gebrauchstauglichkeit (Rissbreite, Durchbiegung) konnten vor allem deutliche Traglaststeigerungen nachgewiesen werden.

Für praktische Anwendungen reichen die experimentellen Nachweise allein jedoch nicht aus. Notwendig sind analytische und ingenieurmäßige Berechnungsmodelle, die eine Vorhersage der Tragfähigkeit ermöglichen. Durch detaillierte Analysen des Tragverhaltens wurde versucht, die Einflussfaktoren für die Wirksamkeit der Verstärkung, wie z.B. die Bauteilgeometrie oder Grenzwerte für mögliche Verstärkungsgrade, einzugrenzen. Die abgeleiteten Stoffgesetze und Rechenmodelle wurden durch vergleichende Berechnungen an kleinformatigen Probekörpern geprüft.

Im vorliegenden Beitrag wird vorrangig das ingenieurmäßige Rechenmodell für die Querkraftverstärkung vorgestellt und auf experimentell geprüfte Bauteile mit praxisrelevanten Abmessungen angewendet. Beschrieben werden die notwendigen Eingangsgrößen sowie deren Ermittlung. Der abschließende Vergleich mit den geprüften Tragfähigkeiten der unverstärkten und verstärkten Bauteile zeigt die Eignung aber auch Grenzen der Modelle.

Versuchsergebnisse von großformatigen Probekörpern für die Untersuchung der Biege- und Normalkraftverstärkung sowie Berechnungsmodelle für deren Berechnung werden abschließend mit Verweisen auf bereits veröffentlichte Beiträge kurz zusammengefasst.

## 2 Querkraftverstärkung

### 2.1 Materialeigenschaften

Für die Herstellung der Stahlbetongrundkörper wurde handelsüblicher Transportbeton der Festigkeitsklasse C20/25 verwendet (Tabelle 1). Die Haftzugfestigkeiten dieser Betone liegen mit durchschnittlich  $1,7 \text{ N/mm}^2$  im Bereich der Mindestanforderung, die nach den deutschen Richtlinien RL SIB [7] oder ZTV-ING 03 [8] an zu verstärkende Oberflächen gestellt werden. Im Versuch sind so die übertragbaren Kräfte in der Verbundfuge von Stahlbetonbalken und Verstärkungsschicht auf die minimal zulässigen Werte begrenzt.

**Tabelle 1:** Regelprüfdaten Altbeton**Table 1:** Material properties of the old concrete

Balken Nr.	Druckfestigkeit <sup>2)</sup>			E-Modul <sup>2)</sup>	Spaltzugfestigkeit <sup>1)</sup>
	$f_{cm,28d}^{cube}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{cm,cube}^{3)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{cm,zyl}^{4)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$E_{cm}^{3)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{ct,sp}^{3)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
PB-GV-S/0	23,7	37,4	30,2	29.970	2,75
PB-GV-S/2	27,6	44,6	36,0	25.730	3,09
PB-GV-S/3	24,5	37,5	30,3	27.750	2,90

<sup>1)</sup> DIN 1048-5, Würfel 150/150/150 mm

<sup>3)</sup> am Prüftag des Bauteils

<sup>2)</sup> DIN 1048-5, Zylinder 150/300 mm

<sup>4)</sup>  $f_{cm,zyl} = 0,95 \times 0,84 f_{cm,cube}$

Zur Bewehrung der Probekörper wurde Stabstahl BSt 500 verwendet. Die Materialkennwerte sind in Tabelle 2 zusammen gefasst. Auf die Bewehrungsführung wird im nachfolgenden Abschnitt eingegangen.

**Tabelle 2:** Kennwerte der Stahlprüfung**Table 2:** Properties of steel reinforcement

Durchmesser $d$ [mm]	Streckgrenze $f_{ym}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit $f_{tm}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	E-Modul $E_{sm}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
6	504	584	188.630
8	529	602	190.820
16	569	671	202.230
28	572	680	203.720

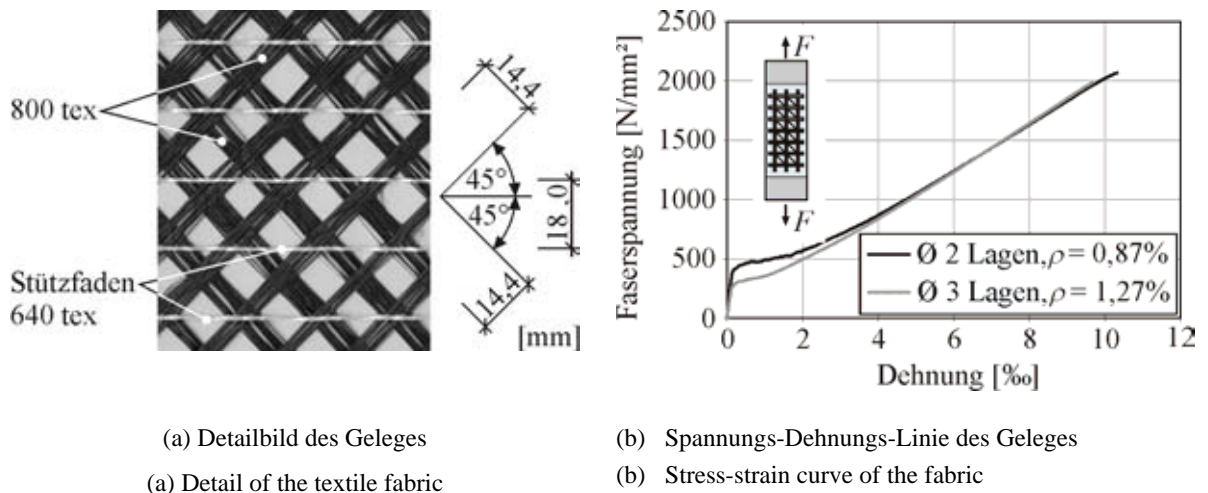
Die Querkraftverstärkung der Plattenbalken wurde mit einem multiaxialen Gelege (Bild 1a) bewehrt. Das Gelege ist mit einer Garnneigung von  $\pm 45^\circ$  in den beiden Tragrichtungen an den theoretischen Verlauf der Hauptspannungstrajektorien angepasst. Der Stützfaden in Längsrichtung der Plattenbalken dient der Formstabilität des Geleges. Die Zugfestigkeit des Geleges im Verbund mit dem Feinbeton wurde im Dehnköperversuche nach JESSE [9] mit 1.990 bis 2.070 N/mm<sup>2</sup> bezogen auf die Garnquerschnittsfläche geprüft (Bild 1b).

Für die Bemessung der Querkraftverstärkung ist neben der Zugfestigkeit auch die Verankerungslänge des Verbundwerkstoffs erforderlich. Die Verankerungslänge ist von der maßgebenden Versagensebene abhängig. Nach den Untersuchungen von ORTLEPP [10] ist zwischen der Versagensebene im Altbeton, in der Verbundfuge von Altbeton und Verstärkungsschicht,

der Ebene der ersten Textillage und der Verbundfläche zwischen Einzelgarn und Feinbeton zu unterscheiden (Bild 2).

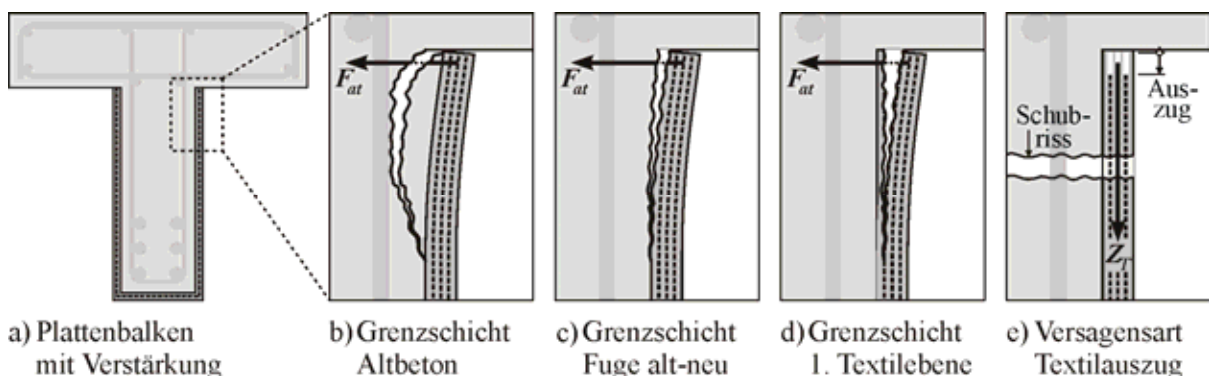
Die Versagensebenen c) bis e) (Bild 2) können durch eine entsprechende Vorbehandlung der Betonoberfläche sowie durch die Wahl geeigneter Gelegeparameter (Garnfeinheit, Garnabstände) vermieden werden. Ein Versagen in der Ebene des Altbetons hingegen wird durch die Haftzugfestigkeit des bestehenden Betonbauteils bestimmt (ORTLEPP [10]).

Die notwendige Verankerungslänge zur Vermeidung eines Altbetonversagens kann mit Hilfe spezieller Verbundversuche ermittelt werden. Der hierfür von ORTLEPP entwickelte Probekörper ist in Bild 3 dargestellt. Eine ausführliche Beschreibung des Versuchsaufbaus ist in [10] nachzulesen.



**Bild 1:** Carbongelege zur Querkraftverstärkung

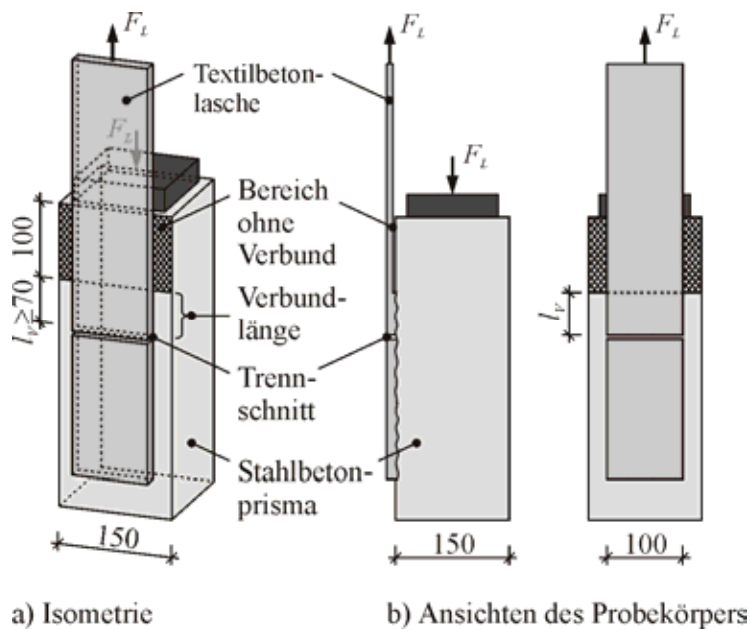
**Fig. 1:** Fabric of carbon fibres for shear strengthening



**Bild 2:** Versagensebenen im Verankerungsbereich von TRC-Verstärkungen (nach ORTLEPP [10])

**Fig. 2:** Failure layers in the anchorage range of TRC strengthenings





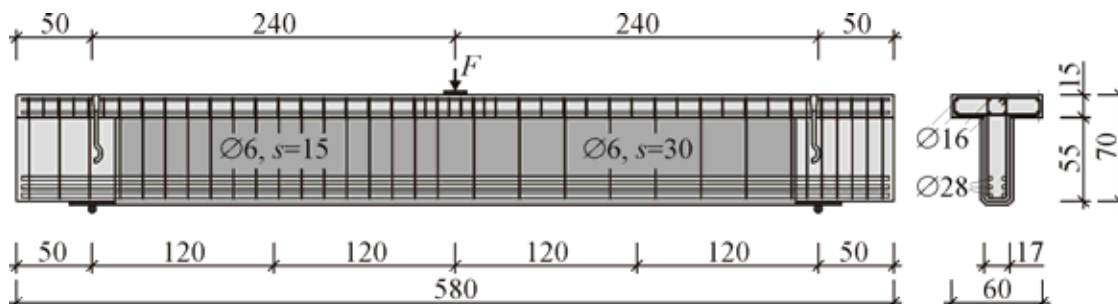
**Bild 3:** Probekörper zur Prüfung der Verbundtragfähigkeit (nach ORTLEPP [10])

**Fig. 3:** Specimen for the test of the load-capacity of the bond

Für das Carbongelege zur Verstärkung der Plattenbalken ist nach den experimentellen Verbunduntersuchungen eine Verankerungslänge von ca. 7 cm erforderlich.

## 2.2 Geometrie der Probekörper

Die Querkrafttragfähigkeit verstärkter Bauteile wurde an Plattenbalken mit einer Querschnittshöhe von 70 cm geprüft (Bild 4). Die Stützweite liegt mit einer Schubslankheit  $a/d$  von 4 im oberen Bereich des Kani'schen Schubtals, um zwischen Einzellast und Auflager ungestörte B-Bereiche nach de Saint-Venant für die Analyse der Stegverformungen zu erreichen. Diese Analysen sind ebenfalls Grund für den unterschiedlichen Schubbewehrungsgrad der beiden Balkenhälften.



**Bild 4:** Geometrie und Bewehrungsführung der Probekörper

**Fig. 4:** Geometry and reinforcement of the specimen

### 2.3 Ingenieurmäßiges Berechnungsmodell

Die Querkrafttragfähigkeit eines Stahlbetonbauteils setzt sich aus mehreren Tragwirkungen zusammen. Die Tragfähigkeit der Stahlbügelbewehrung kann nach den Bemessungsverfahren des CEB-FIP MC 2010 [11], der FIP RECOMMENDATIONS (1999) [12] oder der DIN 1045-1 [13] mit Hilfe eines parallelgurtigen Fachwerks bestimmt werden. Alle weiteren Traganteile z. B. infolge Vorspannung werden addiert. Verstärkungen mit Faserverbundkunststoffen (FVK) werden in der Regel ebenfalls mit Hilfe eines Fachwerkmodells nachgewiesen (CONCRETE SOCIETY [14], ACI 440.2R-08 [15]), obwohl die Verstärkung je nach Bauteilquerschnitt außerhalb der Biegedruckzone enden kann. Der Druckgurt der Verstärkung wird unabhängig von der Dehnungsverteilung im Stahlbetonbauteil in Höhe der Endverankerung der Verstärkung angenommen.

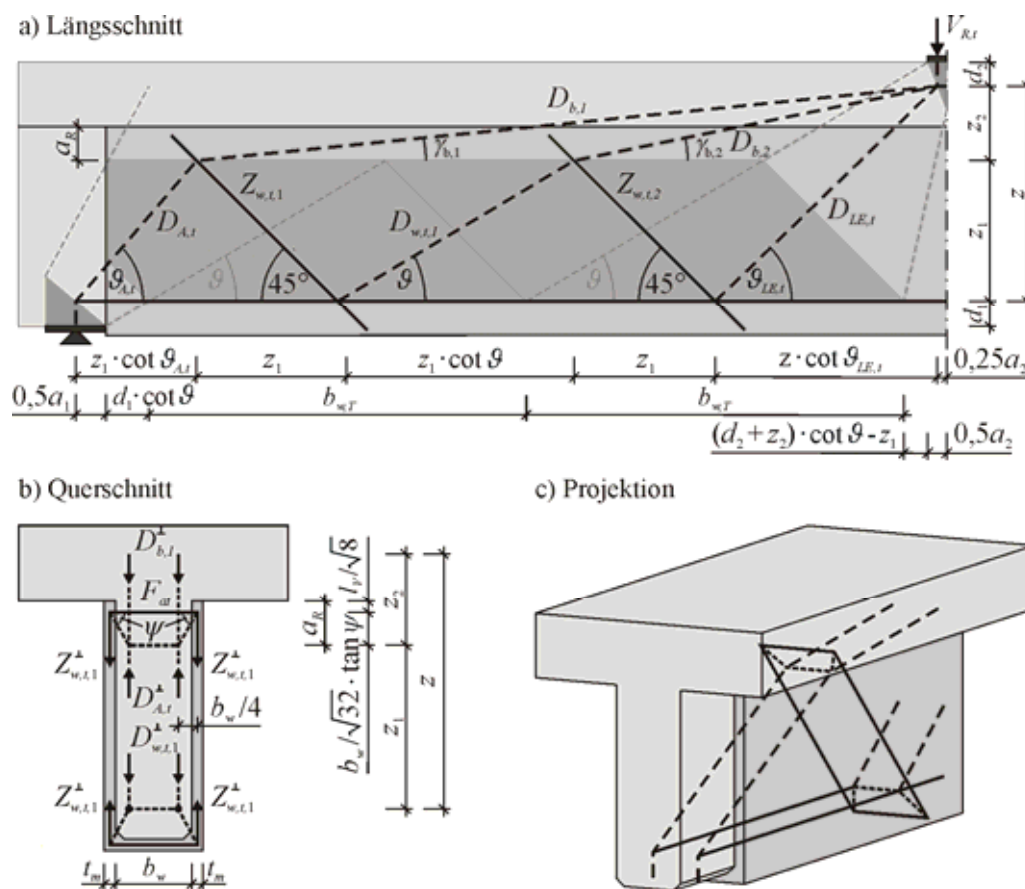
Für Verstärkungen mit textilbewehrtem Beton wird der Anschluss der schrägen Zugstreben an das Stahlbetonbauteil mit dem in Bild 5 dargestellten Stabwerk erklärt (BRÜCKNER [16]). Die doppelt geneigten Druckstreben idealisierten den bogenförmigen Lastabtrag nach der Vorstellung der Hauptspannungstrajektorien. Über die textilbewehrten Zugstreben werden mehrere Druckbögen mit Zugband miteinander gekoppelt (Bild 5a).

Die Verankerung der schrägen Zugstreben erfolgt im Querschnitt über einen Druckbogen mit Zugband (Bild 5b). Die Umlenkkräfte dieses Druckbogens stützen sich im Längsschnitt des Modells (Bild 5c) auf den schrägen Druckstreben an der Stelle des Neigungswechsels ab. Das Zugband im Querschnitt wird durch die Haftzugfestigkeit des Alt- und Feinbetons realisiert. Eine Verankerung in der Druckzone ist nach dem vorgeschlagenen Modell nicht notwendig.

Der vertikale Abstand  $a_R$  zwischen dem Neigungswechsel innerhalb der Druckstrebe und der Unterkante der Platte wird durch die Verankerungslänge der textilen Bewehrung  $l_V$  und den Neigungswinkel  $\psi$  des Druckbogens im Querschnitt bestimmt. Aufgrund der Neigung der Zugstreben ist die vertikale Projektion der Verankerungslänge maßgebend (Bild 5a).

Die schrägen Druckstreben werden im Längsschnitt direkt an die Einzellast angeschlossen, da angenommen wird, dass die Verstärkung vollständig im Bereich der Biegezugzone liegt. Diese Annahme führt zu einer Geometrieabhängigkeit des Stabwerkmodells. Je nach Entfernung der Zugstrebe von der Einzellast sind die oberen Druckstreben  $D_{b,i}$  unterschiedlich geneigt. Die Neigung der Druckkräfte führt zu einer Entlastung der schrägen Zugstreben.

Mit zunehmendem Abstand zur Einzellast wird der Neigungswinkel  $\gamma_b$  der Druckstreben immer flacher, so dass unmittelbar am Auflager nur noch ein geringer Querkraftanteil über die obere Druckstrebe übertragen wird. Die angeschlossene Zugstrebe ist am höchsten beansprucht. Vernachlässigt man die entlastende Wirkung der Druckstreben, kann das Stabwerk analog zu dem Modell der FVK-Verstärkungen durch die Einführung eines horizontalen Druckgurtes vereinfacht werden.



**Bild 5:** Stabwerkmodell der textilen Bewehrung  
**Fig. 5:** Strut-and-tie model for the textile reinforcement

### 2.4 Vergleich mit den geprüften Tragfähigkeiten

Eine zutreffende Prognose der Querkrafttragfähigkeit ist mit den verfügbaren Berechnungsmodellen relativ schwierig, wie in Tabelle 3 die Gegenüberstellung mit den geprüften Tragfähigkeiten zeigt. Schon allein die Tragfähigkeit des reinen Stahlbetonbauteils ist nach dem Fachwerkmodell der DIN 1045-1 nicht einmal halb so groß wie die geprüfte Bruchlast. Eine Variation der Stahlspannung zwischen Streckgrenze und Zugfestigkeit ist dabei kaum von Einfluss.

Wesentlich entscheidender für die rechnerische Tragfähigkeit ist die Neigung der Druckstrebe. Diese wurde für die Vergleichsrechnung nach dem Ansatz der DIN 1045-1 bestimmt, wobei als einwirkende Querkraft die jeweils geprüfte Tragfähigkeit angesetzt wurde. Die Abhängigkeit von der geprüften Bruchlast hat zur Folge, dass der Druckstrebenwinkel mit zunehmendem Verstärkungsgrad steiler wird, wie auch die Messungen von BRÜCKNER [16] bestätigen. Der steiler werdende Neigungswinkel ist am abnehmenden Traganteil der Stahlbügelbewehrung erkennbar (Tabelle 3, Spalte 4).

Die Tragfähigkeit der textilbewehrten Verstärkungsschicht wurde mit dem in Abschnitt 2.3 vorgestellten Fachwerkmodell berechnet (Tabelle 3, Spalte 5). Als Zugfestigkeit in Richtung der Faserbewehrung wurde die Bruchspannung im einaxialen Dehnkörperversuch nach JESSE [9] angesetzt. Der Bogen zur Verankerung der textilen Zugstreben (Bild 5b) wurde bezüglich der Neigung im Verankerungsbereich variiert. Als realistisch werden Neigungen zwischen 45 und 60° angesehen (BRÜCKNER [16]).

**Tabelle 3:** Querkrafttragfähigkeit der Plattenbalken

**Table 3:** Ultimate load of the specimen

Textile Bewehrung		Bruchlast geprüft [kN]	Anteile nach Fachwerk-Modell		Numerische Struktur- analyse <sup>4)</sup>		Versagensart
Lagen- anzahl	Fläche <sup>1)</sup> [mm <sup>2</sup> /m]		Stahl- bügel <sup>2)</sup> [kN]	Textil <sup>3)</sup> [kN]	Mittel- wert [kN]	Standardab- weichung [kN]	
-	-	466	170-189	-	450	94	Schrägzug
2	88,1	679	160-177	230-245	543	105	Schrägzug
3	132,2	811	149-166	335-355	599	128	Schrägzug, Ver- bund (Bild 2d)

<sup>1)</sup> Fläche der textilen Bewehrung je m Balkenlänge, zweischnittig

<sup>2)</sup> Berechnung nach DIN 1045-1 Gl. (73)+(75), Stahlspannung  $f(\varepsilon_{0,2\%}) \leq f_y \leq f(25\text{‰})$

<sup>3)</sup> Berechnung nach Abs. 2.3, Anstieg des Druckbogens im Verankerungsbereich der Zugstreben (Bild 5d)  $45^\circ \leq \psi \leq 60^\circ$

<sup>4)</sup> Ergebnisse nach STEINIGEN ET AL. [17]

Der berechnete Traganteil der textilen Bewehrung liegt in der Größenordnung der Traglaststeigerung, welche sich aus der Differenz der Traglast von verstärktem und unverstärktem Bauteil ergibt (Tabelle 3, Spalte 3+5). Genau genommen müsste der Traganteil sogar etwas größer sein als die Traglaststeigerung, da der Traganteil der Stahlbügelbewehrung mit zunehmendem Bewehrungsgrad sinkt (Tabelle 3, Spalte 4). Im Vergleich zu den querkrafttypischen Streuungen ist diese Abnahme aber eher gering, so dass für das Stabwerkmodell der textilen Bewehrung dennoch von einer guten Übereinstimmung mit dem Versuch ausgegangen werden kann. Die große Abweichung zwischen der rechnerischen Tragfähigkeit der Stahlbügelbewehrung und der Prüflast des unverstärkten Referenzbauteils lässt auf zusätzliche Tragwirkungen schließen (z.B. Dübelwirkung der Längsbewehrung, Querkraftanteil eines geneigten Obergurtes), die mit dem herkömmlichen Fachwerkmodell nicht erfasst werden.

Die Ergebnisse der numerischen Strukturanalyse stimmen für den reinen Stahlbetonbalken sehr gut überein (Tabelle 3, Spalte 3+6). Die Verstärkungswirkung der textilen Bewehrung hingegen wird trotz Ansatz der geprüften Materialeigenschaften deutlich unterschätzt. Die Details der Modellierung sind in STEINIGEN ET AL. [17] beschrieben.

### 3 Biegeverstärkung

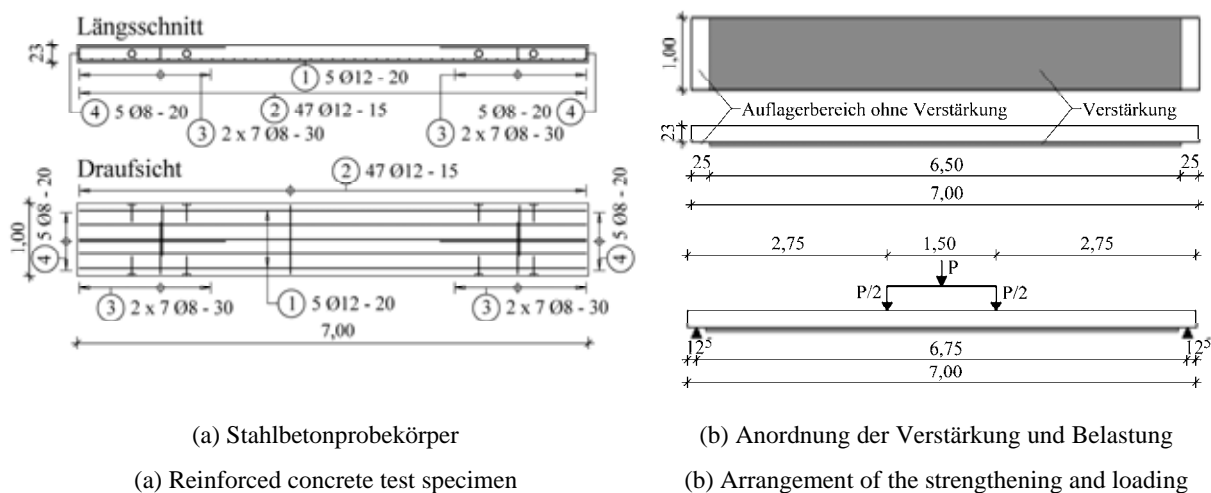
#### 3.1 Allgemeines

An der Technischen Universität Dresden wurden im Rahmen des SFB 528 seit 1999 zahlreiche Versuche zur Bestimmung der Biegetragfähigkeit von textilbetonverstärkten Stahlbetonplatten durchgeführt. Die Untersuchungen erfolgten im Regelfall an Stahlbetonplatten mit einer Spannweite von 1,6 m, einer Plattenbreite von 0,6 m und einer Dicke von 0,1 m. Zur Verstärkung wurden textile Gelege aus alkaliresistentem Glas (Garnfeinheiten von bis zu 2400 tex) oder Carbon (Garnfeinheit von bis zu 800 tex) verwendet. Parallel zu diesen Versuchen erfolgte die Entwicklung von Berechnungsmodellen, mit denen unter anderem die maximale Biegetragfähigkeit der verstärkten Bauteile vorhergesagt werden kann.

Die Überprüfung der Übertragbarkeit der bisher gewonnenen Ergebnisse und Berechnungsmodelle auf deutlich größere Stahlbetonplatten erfolgte in den vergangenen zwei Jahren.

#### 3.2 Probekörper und Versuchsdurchführung

Die untersuchten Stahlbetonplatten waren 7,00 m lang, 1,00 m breit und 0,23 m dick (Bild 6a). Sie besaßen in Längsrichtung eine untere Betonstahlbewehrung von 5Ø12 mm im Abstand von 0,20 m. Als Querbewehrung wurden Ø12 mm im Abstand von 0,15 m gewählt. Die Betondeckung betrug 25 mm.



**Bild 6:** Versuchsplatten für die Biegeverstärkung

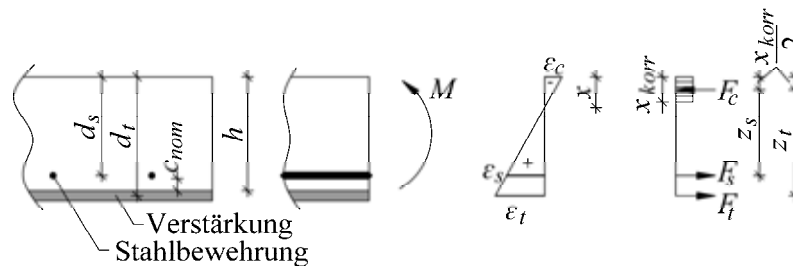
**Fig. 6:** Test slabs for flexural strengthening

Neben einer unverstärkten Referenzplatte wurden vier verstärkte Platten mit ein- bis vier Lagen textiler Bewehrung geprüft. Als textile Bewehrung kam ein Carbongelege (SGL Grid 600) zum Einsatz.

Die Untersuchung der Tragfähigkeit der Platten erfolgte im 4-Punkt-Biegeversuch mit einer Plattenspannweite von 6,75 m. Der Abstand der zwei mittleren Lasteinleitungspunkte betrug 1,5 m (Bild 6b).

### 3.3 Ingenieurmäßiges Berechnungsmodell

Unter Annahme einer rechteckigen Spannungsverteilung in der Betondruckzone ist eine einfache überschlägige Berechnung der Tragfähigkeit von mit Textilbeton verstärkten Platten möglich. In Bild 7 sind hierfür exemplarisch die Bezeichnungen und Dehnungsverhältnisse am Querschnitt unter Biegebeanspruchung dargestellt.



**Bild 7:** Bezeichnungen und Dehnungsverhältnisse (aus SCHLADITZ ET AL. [18])

**Fig. 7:** Nomenclature and strain distribution

Unter der Voraussetzung, dass die Betonstahlbewehrung im Grenzzustand der Tragfähigkeit im Fließen ist, kann das Bruchmoment  $M_u$  bestimmt werden:

$$M_u = M_s + M_t = F_s \times z_s + F_t \times z_t \quad (1)$$

Eine detaillierte Beispielrechnung findet sich in SCHLADITZ ET AL. [18].

### 3.4 Ergebnisse

Die textilbetonverstärkten Stahlbetonplatten besitzen eine deutlich höhere Tragfähigkeit als die unverstärkte Referenzplatte (Tabelle 4). Mit wachsender Lagenanzahl steigt dabei die Tragfähigkeit gleichmäßig an. Bei einer Verstärkung mit 4 Lagen textiler Bewehrung konnte die Tragfähigkeit der Stahlbetonplatte auf das 3,5-fache gesteigert werden. Es wurde bei gleichem Lastniveau mit zunehmender Lagenanzahl eine Verringerung der Durchbiegungen beobachtet (SCHLADITZ ET AL. [18]).

**Tabelle 4:** Biegetragfähigkeit der Platten**Table 4:** ultimate load of the specimen

Lagenanzahl	Versuchsergebnis [kNm]	Ingenieurmodell <sup>1)</sup> [kNm]	Berechnungsergebnisse		
			FEM 1 <sup>2)</sup> [kNm]	Mittelwert [kNm]	FEM 2 <sup>3)</sup> Standardabweichung [kNm]
unverstärkt	66	62	75	69	3,9
1	110	101	109	98	9,1
2	160	144	150	133	9,6
3	191	188	191	166	12,3
4	228	232	231	201	23,5

<sup>1)</sup> Ergebnisse des Instituts für Massivbau, Berechnung siehe SCHLADITZ ET AL. [18]

<sup>2)</sup> Ergebnisse des Instituts für Mechanik und Flächentragwerke

<sup>3)</sup> Ergebnisse des Instituts für Statik und Dynamik der Tragwerke, Berechnung siehe STEINIGEN ET AL. [17]

Ein Vergleich der experimentell und rechnerisch ermittelten Tragfähigkeiten zeigt Abweichungen von weniger als 10%, siehe Tabelle 4. Dadurch konnte die Anwendbarkeit der in den unterschiedlichen Instituten entwickelten Biegebemessungsmodelle auch für Bauteile mit großen Spannweiten und großen Verstärkungsgraden nachgewiesen werden.

Für eine detaillierte Beschreibung der Versuche und der Berechnungsansätze soll an dieser Stelle auf SCHLADITZ ET AL. [18], WEILAND [19] und STEINIGEN ET AL. [17] verwiesen werden. Des Weiteren sind experimentelle und theoretische Untersuchungen zu reinen Textilbetonplatten in HEGGER ET AL. [20], [21] beschrieben.

## 4 Normalkraftverstärkung

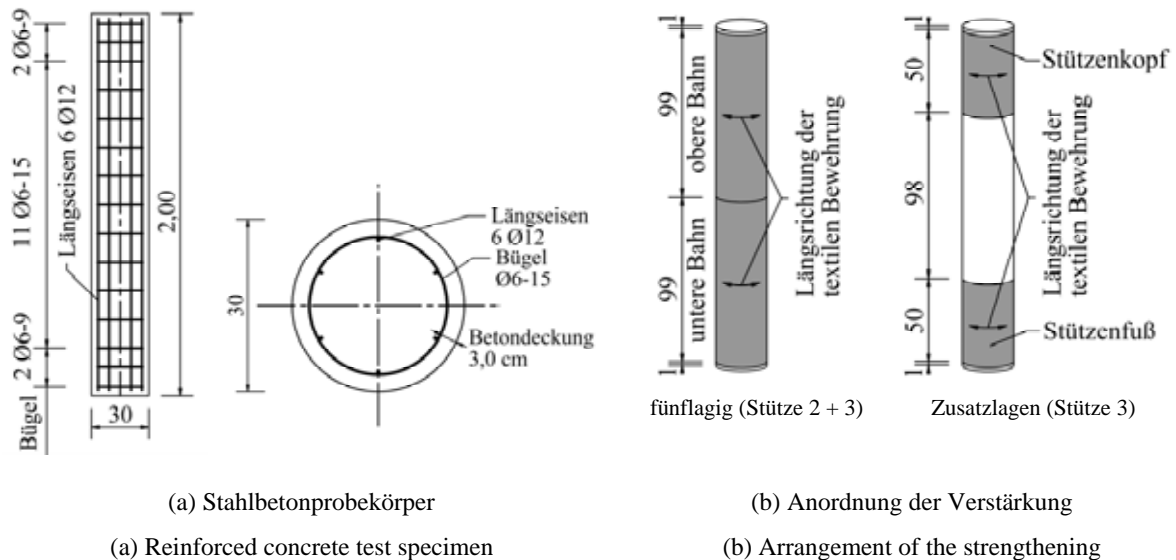
### 4.1 Allgemeines

Neben der Querkraft- und Biegeverstärkung wurden im Rahmen des SFB 528 auch Untersuchungen zur Verstärkung von Stützen durchgeführt. Die Traglaststeigerung bei Textilbeton ergibt sich aus der Querschnittserhöhung infolge der zusätzlich aufgebrachteten Betonschicht und aus einer Umschnürungswirkung der textilbewehrten Verstärkungsschicht. Vorangegangene Untersuchungen an Stützenköpfen mit Querschnitten vom Quadrat bis hin zum Kreis mit unterschiedlichen Ausrundungsradien haben gezeigt, dass, in Abhängigkeit von der Geometrie, eine beachtliche Verstärkungswirkung dieser Bauteile erzielt werden kann (ORTLEPP ET AL. [6]). Mit Hilfe von Versuchen an großformatigen Stützen mit realen Bauteilabmessungen sollte die Vorhersagequalität der hierfür entwickelten Rechenmodelle überprüft werden.

## 4.2 Probekörper und Versuchsdurchführung

Nach Vorliegen der Berechnungsergebnisse wurden drei Stahlbetonstützen mit einer Höhe von 2 m mit rundem Querschnitt (Durchmesser der Altbetonstütze 30 cm) geprüft (Bild 8a). Eine Stütze blieb als Referenzstütze unverstärkt, zwei weitere Stützen wurden über die gesamte Höhe mit fünfzig bewehrtem Textilbeton (Carbongelege siehe Abschnitt 3) verstärkt, wobei eine davon eine zusätzliche zweilagig bewehrte Textilbetonschicht am Stützenkopf und am Stützenfuß erhielt (Bild 8b).

Die Untersuchung der Tragfähigkeit der Stützen erfolgte weggesteuert mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,01 mm/s in einer 10-MN-Säulenprüfmaschine (SCHLADITZ ET AL. [22]) der Firma walter+bai ag. Für eine detaillierte Beschreibung der Versuche soll an dieser Stelle auf ORTLEPP ET AL. [6] verwiesen werden.



**Bild 8:** Probekörper für die Stützenversuche

**Fig. 8:** Test specimens for column tests

## 4.3 Ingenieurmäßiges Berechnungsmodell

ORTLEPP ET AL. [5] schlagen zur Bemessung des Lasteinleitungsbereiches von mit Textilbeton verstärkten Betonstützen ein zweigeteiltes Modell vor, wobei der größere der beiden Werte für die maximal erzielbare Traglast  $N_u$  der Stütze maßgebend wird:

$$N_u = \max(N_{u,1}, N_{u,2}) \quad (2)$$



Der erste Teil  $N_{u,1}$  beschreibt dabei die Traglaststeigerung aus dem Normalkraftanteil im Feinbetonmantel und der zweite Teil  $N_{u,2}$  die Traglaststeigerung infolge der Umschnürungswirkung der Textilien. Für den Stützenmittelpbereich großformatiger stahlbewehrter Stützen ergeben sich diese Anteile entsprechend ORTLEPP ET AL. [6] zu:

$$N_{u,1} = N_c + N_s + N_{fc} = k_m \times f_{cm} \times A_{c,netto} + \sigma_s(\varepsilon_{cu}) \times A_s + 0,45 \times f_{fcm} \times A_{fc,eff} \quad (3)$$

$$N_{u,2} = k_m \times f_{cm} \times A_c \times \left[ 1 + 0,27 \times \frac{\sigma_{lu}}{k_m \times f_{cm}} + 5,55 \times \left( \frac{\sigma_{lu}}{k_m \times f_{cm}} \right)^2 - 3,51 \times \left( \frac{\sigma_{lu}}{k_m \times f_{cm}} \right)^3 \right] \dots \quad (4)$$

$$+ \sigma_s(\varepsilon_{cu}) \times A_s$$

Der Effekt des Ablösens bzw. Abschälens der Textilbetonschicht im Lasteinleitungsbereich wird für die Bestimmung von  $N_{u,1}$  durch einen zusätzlichen Abminderungsfaktor von 0,6 berücksichtigt:

$$N_{u,1} = N_c + N_s + N_{fc} = k_m \times f_{cm} \times A_{c,netto} + \sigma_s(\varepsilon_{cu}) \times A_s + 0,27 \times f_{fcm} \times A_{fc,eff} \quad (5)$$

Die Anwendung dieses Ingenieurmodells zur Vorhersage der Stützenbruchlast ist ausführlich in ORTLEPP ET AL. [6] beschrieben

#### 4.4 Ergebnisse

Tabelle 5 zeigt die Ergebnisse der geprüften Stützen sowie die vorher berechneten Werte. Die Referenzstütze zeigte ein Versagen am Stützenkopf. Die mit fünf Lagen textiler Bewehrung verstärkte Stütze 2 zeigte ein gleichmäßiges Versagen über die gesamte Höhe der Stütze. Bei der Stütze 3, welche mit fünf Lagen und in den Lasteinleitungsbereichen mit sieben Lagen textiler Bewehrung verstärkt war, trat das Versagen in Stützenmitte ein. Die Traglaststeige-

**Tabelle 5:** Normalkrafttragfähigkeit der Stützen

**Table 5:** Ultimate load of the specimen

Lagenanzahl	Versuchsergebnis [kN]	Berechnungsergebnis <sup>1)</sup> [kN]
unverstärkt	1.737	2.149 <sup>2)</sup> / 1.801 <sup>3)</sup>
5	3.078	2.852
5/7	3.119	3.134

<sup>1)</sup> Ergebnisse des Instituts für Massivbau, Berechnung siehe ORTLEPP ET AL. [6]

<sup>2)</sup> mit Längsstahlmitwirkung

<sup>3)</sup> ohne Längsstahlmitwirkung

rung betrug bei beiden verstärkten Stützen ca. 80 %. Sie setzt sich aus ca. 8 % Verstärkungswirkung infolge des Normalkraftanteils der Feinbetonschicht und ca. 72 % Umschnürungswirkung zusammen. Nach dem Erreichen der von der Umschnürung maximal aufnehmbaren Zugspannung versagt das Textil durch Reißen der Fasern. Das Versagen des Versuchskörpers erfolgt allmählich. Die mit Textilbeton verstärkten Stützen zeigten eine sehr große Duktilität.

Mit dem von ORTLEPP ET AL. [5], [6] entwickelten Umschnürungsmodell konnten die experimentell ermittelten Traglasten der verstärkten Stützen gut vorhergesagt werden (Tabelle 5). Das entwickelte Modell bildet somit das Tragverhalten der Verstärkung sehr gut ab.

## 5 Zusammenfassung

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die erreichbaren Traglasten der mit Textilbeton verstärkten Bauteile mit den entwickelten Berechnungsmodellen recht gut vorhergesagt werden können. Während die (meist empirischen) Ingenieurmodelle als Berechnungsergebnis lediglich die Bruchlasten liefern, sind die Modelle der Institute für Mechanik und Flächentragwerke sowie für Statik und Dynamik der Tragwerke geeignet, die gesamten Kraft-Verformungsbeziehungen vorher zu sagen. Die am Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke entwickelte fuzzy-stochastische Tragwerksanalyse (STEINIGEN ET AL. [17]) bietet zudem den Vorteil, dass unscharfe Eingangsgrößen berücksichtigt werden können.

## 6 Danksagung

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung dieser Arbeiten im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 528 sowie den Mitarbeitern des Institutes für Mechanik und Flächentragwerke und des Institutes für Statik und Dynamik der Tragwerke der Technischen Universität Dresden für die enge Zusammenarbeit im Zuge der Vorausberechnung des Tragverhaltens und das zur Verfügung stellen der Ergebnisdaten für diesen Beitrag.

## 7 Literatur

- [1] BÖSCHE, A.: *Möglichkeiten zur Steigerung der Biegetragfähigkeit von Beton- und Stahlbetonbauteilen durch den Einsatz textiler Bewehrungen – Ansatz für ein Bemessungsmodell*. Dresden. Technische Universität Dresden, Dissertation, 2007
- [2] WEILAND, S.: *Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton*. Technische Universität Dresden, Dissertation, 2009

- 
- [3] ORTLEPP, R.; BRÜCKNER A.; CURBACH, M.: Influence of Textile Reinforcement on the Principle Stress Condition of Strengthened RC Beams. In: *3rd International fib Congress, Washington, D.C., 29.05. - 02.06.2010*. DVD-ROM, 2010
- [4] SCHLADITZ, F.; CURBACH, M.: Torsionsversuche an textilbetonverstärkten Stahlbetonbauteilen. *Beton- und Stahlbetonbau* 104 (2009), Nr. 12, S. 835–843 – doi: 10.1002/best.200900043
- [5] ORTLEPP, R.; LORENZ, A.; CURBACH, M.: Umschnürungswirkung textilbewehrter Verstärkungen im Lasteinleitungsbereich von Stützen in Abhängigkeit von der Geometrie. *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Nr. 7, S. 490–500 – doi: 10.1002/best.201100018
- [6] ORTLEPP, R.; SCHLADITZ, F.; CURBACH, M.: Textilbetonverstärkte Stahlbetonstützen. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011), Nr. 9, S. 640–648 – doi: 10.1002/best.201100017
- [7] DEUTSCHER AUSSCHUSS FÜR STAHLBETON (HRSG.): *Richtlinie – Schutz und Instandsetzung von Betonbauteilen (Instandsetzungs-Richtlinie), Teil I bis IV*. DAFStb. Berlin : Beuth, Ausgabe Oktober 2001
- [8] BUNDESANSTALT FÜR STRAßENWESEN (HRSG.): *Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten (ZTV-ING)*. Dortmund : Verkehrsblatt-Verlag, 2003
- [9] JESSE, F.: *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*. Institut für Massivbau, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2004
- [10] ORTLEPP, R.: *Untersuchungen zur Verbundverankerung textilbewehrter Feinbetonverstärkungsschichten*. Institut für Massivbau, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2007
- [11] FIB SPECIAL ACTIVITY GROUP 5: *Model Code 2010*. First complete draft, International Federation for Structural Concrete (fib), Bulletin 55 + 56
- [12] FÉDÉRATION INTERNATIONALE DE LA PRÉCONTRAÎNTE (FIP): *Practical Design of Structural Concrete*. Recommendations. London, SETO, 1999
- [13] DIN 1045-1: *Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton – Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Ausgabe August 2008
- [14] CONCRETE SOCIETY: Design guidance for strengthening concrete structures using fibre composite materials. *Concrete Society Technical Report*, No 55, Second Edition, Camberley, 2004, ISBN 1 904482 14 7
- [15] ACI 440.2R-08: *Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures*. American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2008

- 
- [16] BRÜCKNER A.: *Querkraftverstärkung von Bauteilen mit textilbewehrtem Beton*. Institut für Massivbau, Technische Universität Dresden, Dissertation, in Vorbereitung
- [17] STEINIGEN, F.; SICKERT, J.-U., HOFFMANN, A.; GRAF, W.; KALISKE, M.: Tragwerke aus Textilbeton – numerische Strukturanalyse. In: CURBACH, M. (Hrsg.); ORTLEPP, R. (Hrsg.): *Textilbeton in Theorie und Praxis: Tagungsband zum 6. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (CTRS6)*, Berlin, 19.-20.9.2011, S. 401-412.
- [18] SCHLADITZ, F.; LORENZ, E.; CURBACH, M.: Biegetragfähigkeit von textilbetonverstärkten Stahlbetonplatten. *Beton- und Stahlbetonbau* 106 (2011) Nr. 6, S. 377-384 - doi: 10.1002/best.201100002
- [19] WEILAND, S.: *Interaktion von Betonstahl und textiler Bewehrung bei der Biegeverstärkung mit textilbewehrtem Beton*. Institut für Massivbau, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2009
- [20] HEGGER, J.; HORSTMANN, M.; VOSS, S.; WILL, N.: Textilbewehrter Beton – Tragverhalten, Bemessung und Anwendung. *Beton- und Stahlbetonbau* 102 (2009) Nr. 6, S. 362-370
- [21] HEGGER, J.; VOSS, S.: Investigations on the load-bearing behaviour and application potential of Textile Reinforced Concrete. *Engineering Structures* (30), No.7, S. 2050-2056, 2008.
- [22] SCHLADITZ, F.; HAMPEL, T.; ORTLEPP, S.; SCHEERER, S.: Eine neue 10-MN-Prüfmaschine für großformatige Bauteile. *Bautechnik* 88 (2011), Nr. 3, S. 205-210

**Author-Index**

Aljewifi, H. ....	41
Antons, U. ....	341
Azzam, A. ....	103
Barhum, R. ....	175
Benning, W. ....	61
Berger, U. ....	27
Beyer, F. R. ....	157
Brameshuber, W. ....	61, 187
Brückner, A. ....	413
Büttner, T. ....	227
Butenweg, Ch. ....	257
Cherif, Ch. ....	27
Chudoba, R. ....	61, 117, 285
Cohen, Z. ....	1
Curbach, M. ....	381, 413
Dreyer, S. ....	257
Ehlig, D. ....	353
Feldmann, M. ....	315
Fiorio, B. ....	41
Focke, I. ....	61
Freitag, S. ....	369
Frenzel, M. ....	381
Gallias, J.-L. ....	41
Gao, S.-L. ....	129
Geßler, A. ....	315
Graf, W. ....	369, 401

---

Gries, T. ....	1, 15, 117
Hausding, J. ....	27
Hegger, J. ....	269, 285, 315, 329, 341
Hinzen, M. ....	187
Hoffmann, A. ....	369, 401
Hojczyk, M. ....	201
Horstmann, M. ....	329
Hothan, S. ....	353
Janetzko, S. ....	1, 15
Jeřábek, J. ....	73
Jesse, F. ....	141
Joachim, T. ....	315
Kaliske, M. ....	369, 401
Kang, B.-K. ....	61
Keil, A. ....	215
Kravaev, P. ....	15
Kulas, Ch. ....	341
Lieboldt, M. ....	245
Liu, J.-W. ....	129
Lorenz, E. ....	85
Mäder, E. ....	129
Mechtcherine, V. ....	175, 245
Meister, S. ....	257
Meskouris, K. ....	257
Mobasher, M. ....	297
Möller, M. ....	201
Orlowsky, J. ....	227
Ortlepp, R. ....	85, 413
Pak, D. ....	315

---

Pannier, S. ....	369
Peled, A. ....	1
Plonka, R. ....	129
Raupach, M. ....	215, 227, 341
Reisgen, U. ....	73
Richter, M. ....	103
Rypl, R. ....	117
Sadilek, V. ....	61
Schätzke, Ch. ....	315
Schladitz, F. ....	413
Schleser, M. ....	73
Schneider, H. N. ....	315
Schneider, M. ....	269
Schoene, J. ....	73
Scholzen, A. ....	285, 315
Schulte-Althoff, Ch. ....	257
Schwiteilo, K. ....	141
Shams, A. ....	329
Sickert, J.-U. ....	141, 369, 401
Steinigen, F. ....	369, 401
Vořechovský, M. ....	117
Walther, A. ....	201
Weichold, O. ....	201
Will, N. ....	269
Younes, A. ....	27
Zastrau, B. W. ....	157
Zhang, J. ....	129
Zhuang, R.-Ch. ....	129











