Diploma Thesis

Investigations on the anchorage behaviour of impregnated textile reinforcement

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Diplom-Ingenieur
of the TU Wien, Faculty of Civil Engineering

Diplomarbeit

Untersuchungen zum Verankerungsverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Diplom-Ingenieurs
eingereicht an der Technischen Universität Wien, Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Andreas Pinzek, BSc

Matr.Nr.: 11802318

unter der Anleitung von

O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-Ing. M.Eng. **Johann Kollegger**

Dipl.-Ing. Dr. techn. **Philipp Preinstorfer**, BSc

Institut für Tragkonstruktionen
Forschungsbereich Stahlbeton- und Massivbau
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13, 1040 Wien, Österreich

Wien, im März 2020

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Danksagung

Besonderer Dank gebührt Herrn Prof. Dr. Johann Kollegger dafür, dass ich mich mit meiner Diplomarbeit am Forschungsbetrieb seines Lehrstuhls beteiligen durfte.

Für die sehr gute Betreuung und das entgegengebrachte Vertrauen bei der Vorbereitung, Durchführung und Auswertung der Versuche sowie bei der Erstellung des Berechnungsmodells möchte ich mich bei Herrn Dr. Philipp Preinstorfer bedanken. Die zahlreichen ausführlichen Gespräche und Diskussionen haben einen sehr wichtigen Beitrag zur Erstellung dieser Arbeit geleistet.

Bei Herrn Dr. Johannes Kirnbauer möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit bei der Betonage der Probekörper bedanken.

Herrn Prof. Dr. Markus Krüger und Herrn Dr. Enrico Lorenz danke ich für die freundliche Bereitstellung von Abbildungen aus ihren Dissertationen.

Für die schöne Zeit in den vergangenen Monaten möchte ich mich beim gesamten Team des Instituts für Tragkonstruktionen Forschungsbereich Stahlbeton- und Massivbau der TU Wien bedanken.

Dank gebührt auch meiner gesamten Familie, die viele Stunden in das Korrekturlesen der Arbeit investiert hat.

Besonders danken möchte ich meiner Partnerin Frau Lea Spierer, die mir in den letzten Monaten viel Rückhalt gegeben hat.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Kurzfassung

Textilbeton bietet aufgrund der Korrosionsbeständigkeit der verwendeten Hochleistungsfasern die Möglichkeit filigrane und zugleich langlebige Tragwerke zu verwirklichen. Das Einsatzspektrum des Betonbaus kann somit durch textile Bewehrung sinnvoll ergänzt werden. Insbesondere die Frage des Verbundes zwischen textiler Bewehrung und Beton ist gegenwärtig jedoch noch nicht abschließend untersucht. Hierbei ist für getränkte textile Bewehrungen vor allem die Tendenz zu einer Spaltrissbildung in der Bewehrungsebene zu nennen.

In dieser Arbeit wurden für drei verschiedene Bewehrungstypen die ohne Spaltrissbildung übertragbare Verbundwirkung untersucht. Hierfür wurden Auszugsversuche zur Bestimmung des idealen Verbundverhaltens durchgeführt. Die Versuche wurden mit einer Verbundlänge umgesetzt, die der einfachen Maschenweite der verwendeten Bewehrungen entspricht. Eine Spaltrissbildung in der Bewehrungsebene wurde durch eine ausreichend große Betondeckung in beide Achsrichtungen verhindert. Für einen der Bewehrungstypen wurden durch Variation der Verankerungslänge von einer auf zwei Maschenweiten ergänzend Versuche zum Verankerungsverhalten der Bewehrung durchgeführt. Hierdurch wird kontrolliert ob sich das für eine Maschenweite festgestellte Verbundverhalten auf größere Verankerungslängen übertragen lässt.

Weiterführend wurde ein Berechnungsmodell entwickelt, mit dem das Verbundverhalten einer Maschenweite auf größere Verankerungslängen extrapoliert wird. Dieses Modell beruht auf der Annahme, dass sich aufgrund der herstellungsbedingten periodischen Aufweitung die Verbundspannungen in der sich aufweitenden Hälfte jeder Maschenweite konzentrieren. Als zusätzliche Annahme wird dieser Bereich für die Modellierung in einem diskreten Punkt je Maschenweite zusammengefasst. In diesem Punkt wird die volle Verbundkraft übertragen.

Der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Versuchsergebnissen für zwei Maschenweiten im Verbundbereich liefert eine gute Übereinstimmung. Der Berechnung wird dabei die aus den Versuchen mit einer Maschenweite bestimmte Verbundkraft-Schlupf-Beziehung hinterlegt. Um zu prüfen ob die verbleibende Abweichung durch die Annahme der diskreten Verbundpunkte begründet ist, wird zusätzlich ein kontinuierlicher Verbund modelliert. Hierdurch ergeben sich keine maßgeblichen Veränderungen der Ergebnisse.

Das Berechnungsmodell eröffnet die Möglichkeit das Verankerungsverhalten für beliebig große Verankerungslängen zu modellieren. Hierbei wird für die verwendete Textilkonfiguration vorhergesagt, dass bereits ab einer Verankerungslänge von vier Maschenweiten die maximale Verankerungswirkung erreicht ist. Die weiter hinten gelegenen Maschen können aufgrund der hohen Verbundsteifigkeit im Verhältnis zur geringen Dehnsteifigkeit des Faserstrangs nicht mehr aktiviert werden.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Abstract

Due to the high corrosion resistance of high performance fibres, textile-reinforced concrete offers the possibility to realise filigree and at the same time durable constructions. The structural concrete can therefore be extended in a suitable way to cover further areas of application. However, particularly the question of bonding between textile reinforcement and concrete has not been conclusively investigated so far. For impregnated textile reinforcements, the tendency of longitudinal cracking in the plane of the reinforcement is noteworthy.

In this thesis, for three different types of reinforcement the transferable bond with exclusion of a longitudinal cracking is investigated. Therefore pullout tests were performed in order to determine the bond behaviour. The tests were implemented with bonding lengths corresponding to a single mesh width of the used reinforcement. Longitudinal cracking in the reinforcement plane was prevented by a sufficiently large concrete coverage in both axial directions. A further series of measurements using an anchoring length of two mesh widths is carried out for one of the reinforcement types in order to obtain additional information on its anchoring behaviour. This is used to verify whether the bonding behaviour determined for one mesh width can be transferred to larger anchorage lengths.

In addition, a numerical model was developed, which enables to extrapolate the bonding behaviour of a single mesh width towards larger anchorage lengths. Due to the regulary repeating variation in cross-sectional dimensions caused by manufacturing, the assumption is made that the bond stress is mainly located in the widening half of each mesh width. As an additional assumption, this area is summarized in one discrete point per mesh width, where the entire bond force is transmitted.

The comparison of the model with the experimental results of the specimens with a bond length of two times the mesh width shows a good agreement. The bond force-slip-relationship determined from the measurements with one mesh width is applied to the model. In contrast, a continuous bond between concrete and reinforcement is also modelled to check whether the remaining deviation is due to the assumption of the discrete bonding points. No significant differences in the results occur. Hence, the discretisation of the bond performance per mesh width to a single point seems to be appropiate.

The numerical model allows to calculate the anchorage behaviour for any anchorage length. Hereby it is predicted that the maximum anchoring effect for the investigated type of reinforcemen is already achieved for an anchor length of four times the mesh widths. Starting with the fifth mesh width, bond forces can no longer be activated due to the high bond stiffness in relation to the low tensile stiffness of the fiber strand.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung **10**
1.1 Motivation . . . 10
1.2 Zielsetzung . . . 11
1.3 Abgrenzung . . . 11

2 Grundlagen **12**
2.1 Textilbewehrung . . . 12
2.1.1 Textile Fasern . . . 12
2.1.2 Garne . . . 12
2.1.3 Textile Halbzeuge . . . 13
2.1.4 Textile Bewehrung . . . 13
2.1.5 Vergleich von textiler Bewehrung mit Stahlbewehrung . . . 13
2.2 Beton für textil bewehrte Bauteile . . . 14
2.3 Verbundwerkstoff Textilbeton . . . 15
2.3.1 Verbundmechanismen . . . 15
2.3.2 Versagensmechanismen . . . 16
2.3.3 Verbundverhalten textiler Bewehrungselemente . . . 19
2.3.4 Verbundversuche . . . 21
2.3.5 Verankerung von textiler Bewehrung . . . 25

3 Experimentelle Untersuchungen **31**
3.1 Ziel der Untersuchungen . . . 31
3.2 Materialien . . . 31
3.2.1 Bewehrung . . . 31
3.2.2 Beton . . . 31
3.3 Versuchsprogramm . . . 32
3.4 Versuchsaufbau . . . 34
3.4.1 Bestimmung der einwirkenden Spaltzugkraft $\mathbf{F_{sp,E}}$ . . . 34
3.4.2 Bestimmung des Widerstandes gegen Spalten $\mathbf{F_{sp,R}}$ . . . 37
3.4.3 Bestimmung der nötigen Abmessungen der Probekörper . . . 38
3.5 Herstellung der Probekörper . . . 39
3.6 Versuchsdurchführung . . . 40
3.7 Vorgehen bei der Versuchsauswertung . . . 40
3.8 Versuchsergebnisse . . . 41
3.8.1 Typ K1 . . . 41
3.8.2 Typ S1 . . . 43
3.8.3 Typ S2 . . . 44
3.8.4 Ausgleichsfunktion für die Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen . . . 46
3.8.5 Vergleich der verschiedenen Bewehrungstypen . . . 47
3.8.6 Zwei Maschenweiten als Verbundlänge bei Typ K1 . . . 49

4 Berechnungsmodell **52**
4.1 Theorie und Modellannahmen . . . 52

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

4.2 Bestimmung der Elementsteifigkeitsmatrix **k** 53
4.2.1 Verschiebungsgrößenverfahren zur Bestimmung von **s** infolge von Einheitsverschiebungen bei $\mathbf{x_1}$ und $\mathbf{x_2}$ 53
4.2.2 Nachlaufrechnung zur Bestimmung der Einträge der Elementsteifigkeitsmatrix 55
4.3 Elementlastvektor **f** infolge einer im Ansatzpunkt der Feder angreifenden Einzelkraft **F** 56
4.4 Berechnungsalgorithmus 57
4.4.1 Grundsätzliche Vorgehensweise bei der nicht linearen Berechnung 57
4.4.2 Umgesetzter Algorithmus 58
4.5 Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Versuchsergebnissen 65
4.6 Anwendung des Berechnungsmodells zur Beschreibung des Verankerungsverhaltens 66

5 Zusammenfassung **71**
5.1 Problemstellung 71
5.2 Ergebnisse der Untersuchungen 71
5.3 Modellierung mittels eines vereinfachten Berechnungsmodells 71
5.4 Weiteres Vorgehen 72

A Quelltext **76**

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Motivation

Im Stahlbetonbau werden die Materialeigenschaften der beiden Werkstoffe Stahl und Beton beinahe perfekt kombiniert. Eine Ausführung in Stahlbeton ist daher bei sehr vielen Bauprojekten die günstigste Variante. Der Beton wird zur Abtragung der Druckkräfte herangezogen, während die eingelegte Stahlbewehrung die vom Beton nicht aufnehmbaren Zugkräfte abträgt. Zusätzlich schützt der Beton durch seinen pH-Wert im stark basischen Bereich den Bewehrungsstahl vor Korrosion. Zur Aufrechterhaltung dieser Schutzfunktion ist jedoch eine normativ festgelegte Mindestbetondeckung erforderlich. Durch diese Mindestbetondeckung werden Bauteile aus Stahlbeton oft sehr massig. (Curbach und Jesse 2009)

Textile Bewehrung in Form von industriell gefertigten flächigen Geweben, Gestricken oder Gewirken aus Hochleistungsfasern stellt eine leistungsfähige Alternative zu der im klassischen Stahlbetonbau eingesetzten Stahlbewehrung dar. Dies lässt sich unter anderem durch die hohen Festigkeiten der eingesetzten Fasermaterialien bei verhältnismäßig geringen Dichten begründen. Ein weiterer großer Vorteil ist, dass die Bewehrung bei Verwendung der richtigen Faserwerkstoffe nicht korrodiert und somit auch nicht durch den Beton vor Korrosion geschützt werden muss (Cherif et al. 2011). Eine Mindestbetondeckung zur Sicherstellung der Dauerhaftigkeit entfällt somit.

Dieser Vorteil ermöglicht es die großen Betondeckungen aus dem Stahlbetonbau, die oft nicht für die Abtragung der Lasten erforderlich sind, deutlich zu reduzieren. Hegger et al. (2004) nennen daher als Vorteil des Textilbetons unter anderem die Möglichkeit einer schlanken materialsparenden Konstruktionsweise. Ein Beispiel für die Leistungsfähigkeit des Werkstoffes Textilbeton wird in Scholzen et al. (2012) beschrieben. Es handelt sich um einen Textilbetonpavillion, der bei einem Stützenabstand von sieben Metern eine Schalendicke von lediglich sechs Zentimetern aufweist. Mit der filigranen Bauweise geht auch eine Materialersparnis bei der Herstellung sowie eine Reduzierung der Bauteilmassen einher. Durch letzteres kann der Transportaufwand verringert werden und auf der Baustelle können leichtere Hebewerkzeuge eingesetzt werden.

Zusätzlich zur Dauerhaftigkeit muss die Betondeckung auch die Verankerung der Bewehrung ermöglichen. Nach ÖNORM EN 1992-1-1 4.4.1.2(3) ist im Stahlbetonbau der maßgebende Faktor für die Mindestbetondeckung zur Sicherstellung des Verbundes der Stabdurchmesser der Bewehrung. Auf den Textilbeton übertragen würde dies aufgrund der sehr feinen flächigen Verteilung der Bewehrung bedeuten, dass bereits eine Betondeckung von wenigen Millimetern ausreichend wäre. Es konnte jedoch schon vielfach gezeigt werden, dass die Kriterien aus dem Stahlbetonbau nicht direkt auf den Textilbetonbau übertragen werden können. Unter anderem beschreiben Preinstorfer, Kromoser et al. (2018) sowie Schütze und Curbach (2019), dass dünne textilbewehrte Bauteile dazu neigen sich in der Bewehrungsebene zu spalten. Preinstorfer, Kromoser et al. (2018) führen darüber hinaus Versuche durch, mit denen die Einflussfaktoren auf diese Spaltneigung identifiziert und quantifiziert werden. Die Frage nach einem für den

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

Textilbetonbau gültigen Kriterium für die Sicherstellung des Verbundes ist aber weiterhin noch Gegenstand der Forschung.

1.2 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist es das Verankerungsverhalten von textiler Bewehrung besser beschreiben zu können. Zu diesem Zweck werden Auszugsversuche an einzelnen Fasersträngen durchgeführt, bei denen ein Spaltversagen des Betons durch konstruktive Maßnahmen möglichst ausgeschlossen wird. So soll eine ideale Verbundkraft-Schlupf-Beziehung gemessen werden, bei der sich das Versagen durch das Überschreiten der Festigkeiten in der Kontaktzone zwischen Beton und Bewehrung einstellt. Diese Beziehung ist von Interesse, da sie eine Obergrenze für das durch die Vergrößerung der Betondeckung erreichbare Verbundverhalten darstellt.

Darüber hinaus soll durch eine Variation der im Verbund mit dem Beton stehenden Bewehrungslänge das Verankerungsverhalten der verwendeten textilen Bewehrungen untersucht werden. Mithilfe der Versuchsergebnisse wird ein vereinfachtes mechanisches Modell validiert, mit dem das Verankerungsverhalten der verwendeten textilen Bewehrungen abgebildet werden kann.

1.3 Abgrenzung

Die Untersuchungen in dieser Arbeit werden alle mit derselben Betonrezeptur und mit einer bestimmten Art von textilen Bewehrungen durchgeführt. Bei den Bewehrungen handelt es sich um Textile mit einer steifen Tränkung aus Epoxidharz, die darüber hinaus eine ausgeprägte periodische Aufweitung in Längsrichtung aufweisen. Diese Eigenschaften entsprechen bei der in Preinstorfer, Kromoser et al. (2019) eingeführten Kategoriesierung von Textilen der Kategorie C. Die Übertragbarkeit des Berechnungsmodells auf andere textile Bewehrungen wird im Zuge dieser Arbeit nicht überprüft.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

Kapitel 2

Grundlagen

2.1 Textilbewehrung

Für die Herstellung textiler Bewehrungen stehen eine Vielzahl an Materialien sowie Verarbeitungstechniken zur Verfügung. In diesem Kapitel wird ein grober Überblick über die vorwiegend verwendeten Materialien und Technologien gegeben.

2.1.1 Textile Fasern

Von den zur Verfügung stehenden Hochleistungsfasern können bei der Herstellung von textiler Bewehrung nicht alle verwendet werden. Das Fasermaterial muss an die in der Betonmatrix vorherrschenden Bedingungen angepasst sein. Curbach und Jesse (2009) nennen als Voraussetzungen für die Verwendbarkeit von Fasermaterialien die Korrosionsbeständigkeit im alkalischen Milieu des Betons. Zu den Anforderungen an das Material werden aber auch ein möglichst hoher E-Modul und geringe Kosten genannt. Der E-Modul darf hierbei jedoch nicht unbegrenzt hoch sein, da sonst die Bruchdehnung der Fasern nicht ausreichend groß ist um ein duktiles Bauteilversagen zu ermöglichen. Das größte Potential sprechen Curbach und Jesse (2009) hierbei Fasern aus alkaliresistentem Glas sowie Carbon zu. In Cherif et al. (2011) werden die Eigenschaften und die Herstellung der unterschiedlichen Faserwerkstoffe ausführlich beschrieben.

2.1.2 Garne

Bei der Herstellung von Garnen werden mehrere Filamente zu einem Bündel zusammengefasst. Die Konstruktion der Garne beeinflusst dabei maßgeblich die Weiterverarbeitung zu textilen Halbzeugen. Die Garnstruktur muss im Zuge der Weiterverarbeitung ein reibungsloses Abwickeln von den Rollen, auf denen sie zwischengelagert werden, auch noch bei hohen Geschwindigkeiten ermöglichen. Zudem muss sich ein Garn schädigungsarm umformen lassen. Dies sind die Voraussetzungen damit die Verarbeitungstechniken aus der Textilindustrie effektiv angewendet werden können. Auch die Eigenschaften des fertigen Verbundwerkstoffes können durch die Garnstruktur bestimmt werden. So beeinflusst die Orientierung der Fasern im Garn dessen Steifigkeit sowie dessen Festigkeit. Zusätzlichen können durch die Garnstruktur mechanische Verankerungspunkte für den Beton gegeben sein, wodurch die Verbundeigenschaften beeinflusst werden. (Cherif et al. 2011)

In Cherif et al. (2011) werden darüber hinaus noch verschiedenste Garnkonstruktionen und Garnbildungstechniken erläutert. Von den Garnkonstruktionen ist für die Verwendung in Textilbeton vor allem der Roving interessant. Er wird meist unmittelbar in der Primärspinnerei als Endlosgarn hergestellt. Die Filamente werden parallel angeordnet und zu einem Garn zusammengefasst. Da bei der Herstellung nur sehr geringe Verformungen aufgebracht werden müssen bleiben die guten Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften der Hochleistungsfasern weitestgehend erhalten. Werden besonders viele Filamente zu einem „schweren“ Garn zusammengefasst spricht

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

man von einem Heavy Tow. Ein Roving gilt als Heavy Tow wenn er eine Feinheit von 2400 tex übersteigt.

2.1.3 Textile Halbzeuge

In einem textilen Halbzeug werden mehrere Garne zu einer Einheit vernetzt. Die Struktur kann dabei räumlich oder flächig orientiert sein. Vorwiegend werden aber flächige textile Habzeuge verwendet. Für die Herstellung textiler Halbzeuge existieren verschiedenste Verarbeitungstechniken. In Cherif et al. (2011) werden die Herstellungstechniken des Webens, Strickens, Wirkens, Flechtens und Stickens ausführlich beschrieben.

Da in dieser Arbeit ausschließlich textile Bewehrungen bestehend aus gewirkten textilen Halbzeugen verwendet werden, wird hier nur diese Technik genauer erläutert. Die Aufgaben innerhalb des Textils werden bei einem Gewirk auf verschiedene Fadentypen verteilt. Die Kett- und Schussfäden werden als Verstärkungsfasern geradlinig und meist orthogonal geführt. Deren Abstände, Ausrichtungen und Garnfeinheiten können optimal an den im Bauteil vorgesehenen Lastabtrag angepasst werden. Die eigentlichen Wirkfäden hingegen werden nur zum Zusammenfügen der unterschiedlichen Fadenlagen verwendet. Da sie keine Aufgaben für den Lastabtrag übernehmen müssen, können hier wesentlich feinere Garne verwendet werden. Die Maschenbildung kann hierbei an mehreren Wirkfadensystemen gleichzeitig erfolgen, wodurch eine hochproduktive Herstellung realisiert werden kann.

2.1.4 Textile Bewehrung

Die industriell vorgefertigten flächigen oder räumlichen textilen Halbzeuge können nach dem Wirkprozess bereits als Bewehrung in den Beton eingelegt werden. Die Wirkung der textilen Bewehrung hängt aber auch davon ab wie gut die Faserstränge im Beton ausgenutzt werden. Eine zusätzliche Imprägnierung der verwendeten textilen Halbzeuge kann diesbezüglich eine maßgebende Verbesserung der Eigenschaften bewirken. Als Imprägnierungen kommen hierbei wässrige Polymerdispersionen oder Harze zum Einsatz. In Cherif et al. (2011) wird der Einfluss einer Imprägnierung anschaulich zusammengefasst. Dabei werden unter anderem folgende Effekte einer Imprägnierung genannt:

- Die Verfestigung des Textils verbessert die Formstabilität der textilen Bewehrung, wodurch die Verarbeitbarkeit auf der Baustelle steigt.
- Aufgrund der erhöhten Steifigkeit wird der Verbund zur Feinbetonmatrix verbessert.
- Durch den Verbund der Fasern untereinander werden die nicht direkt in Kontakt mit der Betonmatrix stehenden Kernfasern der Garne besser am Lastabtrag beteiligt.

Neben den bereits angesprochenen Kriterien für die Anwendbarkeit der Fasermaterialien muss eine textile Bewehrung zusätzlich eine offene Struktur aufweisen. Hier haben sich vor allem rechteckige Fadengitter durchgesetzt, die mindestens das Drei- bis Vierfache des Größtkorndurchmessers der verwendeten Betonmischung als Maschenweite aufweisen. So kann eine vollständige Betonumhüllung der Bewehrung erreicht werden (Offermann et al. 2004, Younes et al. 2015).

2.1.5 Vergleich von textiler Bewehrung mit Stahlbewehrung

In der Geometrie der Bewehrung unterscheidet sich der Textilbetonbau deutlich vom Stahlbetonbau. Im Stahlbetonbau weisen die Bewehrungsstäbe einen runden Querschnitt auf und die Bewehrungsdurchmesser liegen im Bereich zwischen 8 und 40 mm. Dagegen weisen bei textiler

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Bewehrung die Rovinge herstellungsbedingt eher die Form einer sehr flachen Ellipse mit Breiten von wenigen Millimetern auf. Dieser Skalenunterschied trifft ebenfalls auf den Achsabstand der Stäbe zu. Im Stahlbetonbau liegt dieser Abstand zwischen 75 und 200 mm während er im Textilbetonbau von 50 mm abwärts bis hin zu wenigen Millimetern reicht. Auch die Oberflächenbeschaffenheit unterscheidet sich deutlich. Die Oberfläche von Bewehrungsstahl wird mit einer speziellen Rippung zur Verbesserung des Verbundes versehen, was bei textiler Bewehrung nur mit größtem Produktionsaufwand realisierbar wäre und daher nicht umgesetzt wird.

Auch bei den Materialeigenschaften liegen deutliche Unterschiede vor. Betonstahl zeichnet sich durch Isotropie und eine hohe plastische Verformbarkeit aus. Dagegen weist der Faserverbundwerkstoff der textilen Bewehrung eine ausgeprägte Anisotropie mit hohen Steifigkeiten und Festigkeiten in Faserlängsrichtung und verhältnismäßig geringen in Querrichtung auf. Ein plastisches Verformungsvermögen ist jedoch nicht vorhanden. In Faserlängsrichtung liegt der E-Modul bei Carbonfasern in derselben Größenordnung wie der des Betonstahles, bei Glasfasern liegt er mit etwa einem Drittel deutlich darunter. Beide Fasertypen weisen im Vergleich zu Betonstahl aber eine deutlich höhere Zugfestigkeit auf.

2.2 Beton für textil bewehrte Bauteile

Aufgrund der deutlichen Unterschiede in der Geomtrie textiler Bewehrungen werden an den Beton besondere Anforderungen gestellt. Ein deutliches Charakteristikum ergibt sich aus den geringen Maschenweiten der textilen Bewehrungen. Diese erstrecken sich über einen Bereich von wenigen Zentimetern bis hin zu Maschenweiten von deutlich unter einem Zentimeter. Der Größtkorndurchmesser des Zuschlagkorns muss daher begrenzt werden, damit die Bewehrungsstruktur von einer homogenen Betonmatrix eingeschlossen werden kann. Eine wichtige Konstruktionsregel schreibt für den kleinsten Faserstrangabstand mindestens das dreifache Maß des Größtkorndurchmessers vor. In Molter (2005) wurde beispielsweise bei einer Maschenweite von 5 mm das Größtkorn auf 0,6 mm begrenzt. Eine Beschränkung des Größtkorndurchmessers kann aber ebenfalls aufgrund der angestrebten geringen Betondeckungen notwendig sein.

Für nicht imprägnierte textile Bewehrung führt Molter (2005) zudem die Notwendigkeit einer hohen Fließfähigkeit des Betons an. Dies soll eine gute Durchtränkung der textilen Bewehrung und somit den Verbund der Filamente untereinander sicherstellen. Für imprägnierte textile Bewehrung entfällt diese Bedingung, da der innere Verbund bereits durch die Imprägnierung sichergestellt wird. Eine gute Fließfähigkeit ist aber dennoch aufgrund der engen Bewehrungsführung von Vorteil.

Textile Bewehrung wird nicht wie Stahlbewehrung mit einer Rippung zur Verbesserung der Verbundeigenschaften versehen. Um einen guten Verbund und damit auch gute Eigenschaften des Verbundwerkstoffes zu gewährleisten, müssen daher die Eigenschaften des Betons speziell an die Bewehrung angepasst werden. Curbach und Jesse (2009) führen an, dass die mikroskopische Struktur des Betons im Bereich des Filamentdurchmessers (6 - 25 µm) durch die Wahl und Dosierung der Zuschlagsstoffe gezielt eingestellt werden kann. Bei guten Mischungen bilden sich CSH-Phasen aus, die einen guten Verbund mit den Filamenten der Bewehrung eingehen.

Die zur Anwendung kommenden Betone sind aufgrund ihrer Festigkeiten und Eigenschaften den Hochleistungsbetonen zuzurechnen. Wegen der feinen Zuschlagskörnung und dem hohen Bindemittelgehalt hat sich jedoch die Bezeichnung Feinkornbeton durchgesetzt.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

2.3 Verbundwerkstoff Textilbeton

Der Verbundwerkstoff Textilbeton setzt sich aus der textilen Bewehrung und dem Beton zusammen. Die Interaktion dieser beiden Werkstoffe wird von verschiedenen Mechanismen beeinflusst. In dieser Arbeit wird zwischen Verbundmechanismen und Versagensmechanismen unterschieden. Die Verbundmechanismen beschreiben die physikalischen Effekte, durch die ein Verbund generiert wird. Die Versagensmechanismen beschreiben hingegen Prozesse, die im Zuge der Belastungsgeschichte zu einer Schädigung des Verbundverhaltens führen. Diese Änderungen entstehen durch lokales Versagen des Bewehrungselements, der Betonmatrix oder der Kontaktfläche zwischen den beiden Komponenten. Der Vollständigkeit halber werden auch Mechanismen erläutert, deren Auftreten bei der für die Versuche verwendeten Bewehrung nicht erwartet werden.

2.3.1 Verbundmechanismen

Das Verbundverhalten zwischen Bewehrung und Beton kann auf drei, im Folgenden kurz vorgestellte, Mechanismen zurückgeführt werden, die nicht nur für Textilbetonbau sondern auch für den Stahlbetonbau gelten. Aufgrund der unterschiedlichen Geometrien und Steifigkeiten der verschiedenen Bewehrungstypen treten die Mechanismen jedoch in unterschiedlichen Ausprägungen und Kombinationen auf.

Haftverbund

Schütze und Curbach (2019) nennen als Ursachen für den Haftverbund das Hineinwachsen der Betonmatrix in die Oberflächenstruktur des Rovings (Microverzahnung), die Adhäsion und eine mögliche chemische Bindung zwischen der Imprägnierung und der Betonmatrix. Darüber hinaus wird dargelegt, dass eine Haftung nur solange bestehen kann bis eine Relativverschiebung zwischen Bewehrung und Beton auftritt. Wenn bis zum Versagen des Verbundes jedoch ein maßgeblicher Schlupf auftritt hat der Haftverbund nur auf die Anfangssteifigkeit einen Einfluss. In Preinstorfer (2019) wurde der Übergang vom Haftverbund zum Formverbund bei einem Versuch zur Untersuchung der später noch beschriebenen Längsrissbildung in Textilbeton in einem Kraft-Rissöffnungs-Diagramm (Abb. 2.1) dargestellt. Man erkennt, dass der Haftverbund eine deutlich höhere Steifigkeit aufweist als der darauf folgende Formschluss.

Formschluss

Der Formschluss entspricht dem im Stahlbetonbau maßgebenden Verbundmechanismus der mechanischen Verzahnung, die im konventionellen Stahlbetonbau aufgrund der bei Bewehrungsstahl speziell für diesen Zweck aufgebrachten Rippen besonders effektiv ausgenutzt werden kann. Auch bei Bewehrungsstäben aus Faserverbundwerkstoffen konnte das Verbundverhalten bereits durch die Aufbringung einer geziehlten Rippung verbessert werden (zum Beispiel durch Einkerbungen oder die spiralförmige Umwicklung mit einem zusätzlichen Garn). Eine Auflistung der hierfür verwendeten Verfahren ist in Pritschow (2016) enthalten. Bei den meisten derzeit auf dem Markt befindlichen textilen Bewehrungen wird aus Gründen der Verarbeitbarkeit während des Herstellungsprozesses jedoch auf das Aufbringen einer gezielten Rippung verzichtet. Ein Formschluss kann dennoch durch eine aus der Herstellung resultierende Querschnittsänderung in Längsrichtung der Textilbewehrung generiert werden. So werden zum Beispiel bei gewirkten Textilen in den Knotenbereichen die Faserstrangquerschnitte durch den Wirkfaden stärker komprimiert als in den Feldbereichen zwischen den Knoten. Dieser Effekt aus der Herstellung wird beispielsweise bei Preinstorfer, Kromoser et al. (2018) als periodische Aufweitung des Querschnitts bezeichnet. Wenn bei Textilen mit einer solchen Aufweitung eine steife Tränkung wie zum Beispiel Epoxidharz

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

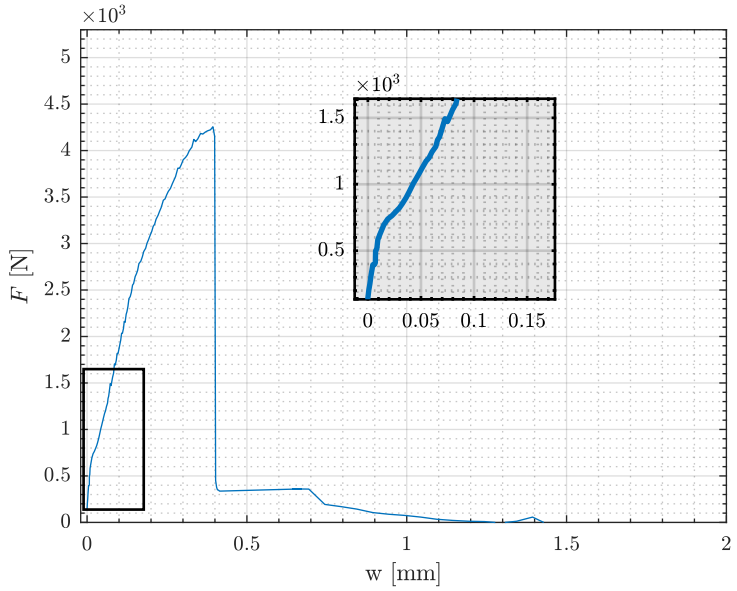


Abb. 2.1: Kraft-Rissöffnungs-Diagramm eines Verbundversuchs an Textilbeton. Der Übergang vom Haftverbund zum Formschluss kann an einer Steigungsänderung im Anfangsast erkannt werden. Es tritt also ein Steifigkeitssprung auf. Der plötzliche Lastabfall tritt aufgrund einer Spaltrissbildung in der Bewehrungsebene ein (Abb. aus Preinstorfer (2019) übernommen).

verwendet wird, kann diese Form soweit gefestigt werden, dass auch hier eine Verbundwirkung infolge Formschluss geweckt wird.

Reibverbund

Reibverbund entsteht bei zunehmendem Schlupf zwischen der Bewehrung und der Betonmatrix. Der zugrunde liegende physikalische Mechanismus ist die Coulombsche Reibung. Hieraus folgt, dass die Ausprägung maßgeblich von der Oberflächenbeschaffenheit der Bewehrung und des Betons abhängt. Diese Oberflächenbeschaffenheit in der Verbundfuge zwischen Bewehrung und Beton verändert sich in Folge eines Auszuges jedoch stetig, was nicht nur eine Reduktion der Schubspannung sondern auch einen Anstieg der übertragbaren Schubspannung bewirken kann. Dies wird im Zuge des Versagensmechanismus Jamming noch genauer erläutert.

2.3.2 Versagensmechanismen

Versagensmechanismen gehen mit einer (teilweisen) Zerstörung der Bewehrung oder der Betonmatrix im Zuge fortschreitenden Schlupfs einher. Durch diese Mechanismen kommt es entweder zu einer Umlagerung der Verbundspannungen zwischen den in Kapitel 2.3.1 beschriebenen Verbundmechanismen oder zu einer Änderung der Verbundtragfähigkeit im Allgemeinen.

Kernfaserauszug

Krüger (2004) hat bei Auszugsversuchen mit nicht imprägnierten textilen Gelegen aus alkaliresistenten Glasfasern ein gemischtes Versagen aus Auszug und Faserstrangriss beobachtet. Hierbei wurden die Kernfasern des Garnes aus dem Probekörper ausgezogen während die Randfasern auf Zug versagten und abrissen. Mithilfe von mikroskopischen Untersuchungen an Querschnitten

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

konnte gezeigt werden, dass bei nicht imprägnierten Garnen die Betonmatrix nur den Randbereich durchdringt und somit die Kernfasern nicht in direktem Kontakt mit dem Beton stehen. Sie sind also nur über einen Reibverbund indirekt mit dem Beton verbunden. In Abb. 2.2 ist eine der Mikroskopaufnahmen abgebildet, in welcher der nicht durchtränkte Kernbereich deutlich zu erkennen ist. Da der Reibbeiwert zwischen den Filamenten sehr gering ist, reicht dieser nicht aus, um eine Verankerung der Kernfasern innerhalb der zur Verfügung stehenden Verankerungslänge zu gewährleisten. Daher kommt es zu einem vorzeitigen Auszug der Kernfasern. Die Randfasern, die in direktem Verbund mit der Betonmatrix stehen, sind dagegen ausreichend verankert und reißen ab.

Nach dem aktuellen Stand der Technik wird textile Bewehrung generell mit einer Imprägnierung versehen. Auch bei der in dieser Arbeit verwendeten textilen Bewehrung wird kein Kernfaserauszug erwartet, da der Verbund zwischen den Filamenten durch eine Imprägnierung mit Epoxidharz sichergestellt ist.

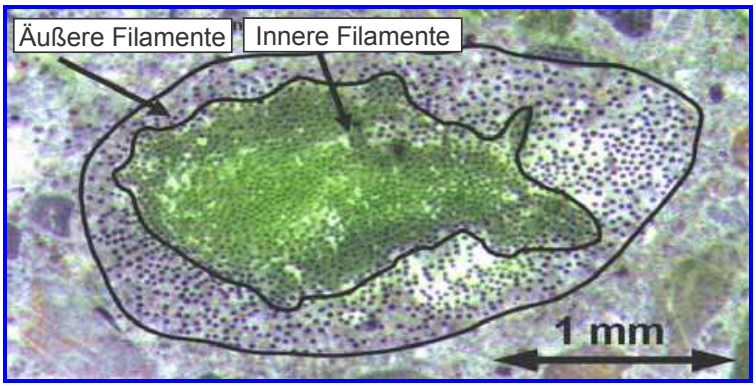


Abb. 2.2: Aufnahme eines in den Beton eingebetteten Rovings einer nicht imprägnierten Textilbewehrung aus Krüger (2004). Es ist zu erkennen, dass nur die äußeren Filamente vollständig von der Betonmatrix umschlossen sind während die inneren im losen Verbund zueinander verbleiben.

Jamming

Jamming ist ein Verbundmechanismus der im Zuge eines Faserauszugs zu einer Verfestigung in der Schubspannung-Schlupf-Beziehung führt. Der hier auftretende Mechanismus besteht darin, dass beim Auszug des relativ weichen Faserstrangs aus der harten Betonmatrix Material vom Faserstrang abgerieben wird. Dieser Faserabrieb führt zu einer Verstopfung des Auszugkanals und so zu einer ansteigenden Verbundsteifigkeit (Lin und Li 1997). Dieser Effekt tritt vermehrt bei Faserverbundwerkstoffen auf, die eine geringe Steifigkeit in transversale Richtung aufweisen

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Versuchen wird kein Einfluss aus Jamming erwartet, da eine textile Bewehrung mit steifem Tränkungsmaterial verwendet wird, bei der dieser Effekt in der Vergangenheit nicht beobachtet wurde.

Abscheren der Betonkonsole

In Pritschow (2016) wird als weiteres Versagenszenario der Versagensmechanismus des Abscherens der Betonkonsole beschrieben. Eine Betonkonsole bezeichnet in diesem Zusammenhang die Betonabschnitte zwischen der Rippung beziehungsweise innerhalb der periodischen Aufweitung des Bewehrungselements. Die Profilierung des Bewehrungselementes stützt sich bei zunehmender

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

Belastung gegen den Beton ab, wodurch Druckspannungen entstehen, die sich kreisförmig vom Stab weg ausbreiten. Hierdurch wird zunächst die Porenstruktur des Betons zerstört. Bei höheren Belastungen kommt es zum Abscheren der Betonkonsolen, wodurch ein Übergang vom Formverbund zum Reibverbund stattfindet. Die Betonspannungen können, wegen des mehrachsialen Spannungszustandes, bis zum Abscheren ein Vielfaches der Würfeldruckfestigkeit erreichen. Daher tritt dieser Versagensmechanismus nur bei Bewehrungen auf, deren Oberflächenstruktur beziehungsweise Rippung diese erhöhten Betonspannungen auch aufnehmen kann. In Baena et al. (2009) wurden beispielsweise Auszugsversuche mit verschiedenen faserverstärkten Bewehrungselementen in Kombination mit unterschiedlichen Betonen durchgeführt. Hierbei wurde sowohl das Abscheren der Betonkonsole als auch die Schädigung der Oberfläche der Bewehrungselemente bei geringer Schädigung der Betonmatrix beobachtet. Im Textilbetonbau hingegen wurde ein Abscheren der Betonkonsole bisher noch nicht beobachtet, es ist aber aufgrund der periodischen Aufweitung der Rovinge prinzipiell nicht auszuschließen.

Versagen der Oberflächenstruktur der Bewehrung

Esfandeh et al. (2009) führten Auszugsversuche für verschiedene faserverstärkte Bewehrungen durch. Darunter auch solche, die mit einem spiralförmig aufgebrachten Garn als Rippung versehen sind. Hier konnte eine deutliche Verbesserung der Verbundeigenschaften gegenüber Bewehrungselementen mit einer glatten Oberfläche festgestellt werden. Das Versagen erfolgte allerdings nicht wie im Stahlbetonbau üblich über das bereits beschriebene Abscheren der Betonkonsole sondern über ein Abscheren der Rippung vom Bewehrungsstab. Bei den in dieser Arbeit verwendeten Rovingen ist keine solche Rippung aufgebracht. Dennoch ist auch hier ein Versagen der Oberflächenstruktur in Form des Abscherens der periodischen Aufweitung zwischen den Querrovingen vorstellbar.

Längsrissbildung

Alle drei in Kapitel 2.3.1 vorgestellten Verbundmechanismen haben gemeinsam, dass sich die über den Verbund von der Bewehrung auf den Beton übertragenen Kräfte in den Betonkörper ausbreiten. Dies geschieht im allgemeinen über sich kreisförmig vom Bewehrungselement weg ausbildende Druckspannungen. Der Ausbreitungswinkel Θ ist hierbei von vielen Faktoren wie beispielsweise der Geometrie und der Oberflächenbeschaffenheit der Bewehrung abhängig. Die Spannungskomponente der resultierenden Betondruckstrebe, welche senkrecht zur Bewehrungsachse wirkt, muss demnach über die Zugfestigkeit des Betons aufgenommen werden. Um dies zu ermöglichen, muss eine ausreichende Betondeckung um die Bewehrungselemente herum sichergestellt werden. Geschieht dies nicht können die Spannungen nicht aufgenommen werden und es stellt sich eine Sprengrissbildung des Betons ein. Mit der Sprengrissbildung geht ein plötzliches Verbundversagen einher.

Bei textil bewehrten Bauteilen wurde in der Vergangenheit oft beobachtet, dass sich die Sprengrisse innerhalb der Bewehrungsebene einstellen. In diesem Fall spricht man von einer Spaltrissbildung. Preinstorfer, Kromoser et al. (2018) widmeten sich intensiv der Frage, durch welche Einflussfaktoren diese Versagensart begünstigt wird. Als wichtigster Faktor für die Rissbildung wird dabei die bei textiler Bewehrung übliche flache Querschnittsform der Rovinge identifiziert. Hierdurch kommt es zu einer Konzentration der Ringzugspannungen orthogonal zur Bewehrungsebene, was ein Spalten begünstigt.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

Tab. 2.1: Einteilung von Textiler Bewehrung in Kategorien nach dem Verbundverhalten aus Preinstorfer, Kromoser et al. (2019)

Kategorie	Tränkungsmaterial	Garnform in Längsrichtung
A	Weich	-
B1	Weich	Ausgeprägte Welligkeit
B2	Steif	Gerade
C	Steif	Ausgeprägte Aufweitung

2.3.3 Verbundverhalten textiler Bewehrungselemente

Das Verbundverhalten beschreibt den Zusammenhang zwischen Schlupf und Verbundfluss in der Kontaktfuge zwischen Bewehrung und Beton an einem repräsentativen Teilabschnitt der Bewehrung. Im Textilbetonbau bietet sich für die Definition dieses Abschnittes eine Maschenweite des Textils an.

Das Verbundverhalten setzt sich aus den in den Kapiteln 2.3.1 und 2.3.2 beschriebenen Mechanismen zusammen. Die Verteilung der gesamten Verbundwirkung auf die drei Verbundmechanismen sowie das mit den Versagensmechanismen beschriebene Verhalten bei fortschreitender Belastung hängen dabei stark von der Art der verwendeten Bewehrung ab. In Preinstorfer, Kromoser et al. (2019) wird textile Bewehrung nach ihrem Verbundverhalten in drei Kategorien eingeteilt. Als zentrale Unterscheidungsmerkmale dienen hierbei die Garnform in Längsrichtung und die Art des Tränkungsmaterials.

Die Garnform in Längsrichtung wird über das Vorliegen einer Welligkeit der Garnachse und/oder einer periodischen Aufweitung des Garnquerschnittes charakterisiert. Bei der Art des Tränkungsmaterials unterscheidet man zwischen einer steifen und einer weichen Tränkung. Dieser Einteilung wurden jedoch noch keine Grenzwerte mit zugehörigen Prüfverfahren hinterlegt sondern sie erfolgt bisher rein phänomenologisch. In Preinstorfer, Kromoser et al. (2019) werden die ungetränkten Textile in keine Kategorie eingeordnet, da sie nicht mehr dem aktuellen Stand der Technik entsprechen. Im Folgenden werden sie der Vollständigkeit halber dennoch mit aufgeführt.

Textile der Kategorie A

Textile der Kategorie A sind mit einer weichen Imprägnierung versehen und weisen keine ausgeprägte Welligkeit der Garnachse auf. In Lorenz (2014) wurden Verbundversuche mit unterschiedlichen textilen Bewehrungen dieser Kategrie durchgeführt. Hierbei stellten sich die Mechanismen des Haft- und des Reibverbundes als maßgebende Verbundmechanismen heraus. Die Verbundfluss-Rissöffnungs-Beziehung zeichnet sich durch einen steilen Anstieg des Verbundflusses zu Beginn aus. Dieses anfänglich steife Verbundverhalten resultiert aus dem Haftverbund zwischen Bewehrung und Betonmatrix. Wenn der Haftverbund aufgrund des fortschreitenden Schlupfes abgelöst wird, kommt es zu einem plötzlichen Abfall des übertragbaren Schubflusses. Da aufgrund der geringen Steifigkeit in Querrichtung der Bewehrung kein Formverbund generiert werden kann, können ab diesem Punkt nur noch über den Reibverbund Schubspannungen übertragen werden. Dies zeichnet sich durch einen ausgeprägten Reibbereich in der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung mit nahezu gleich großem Schubfluss aus. Je nach Beschichtungsgrad kann es bei zunehmendem Schlupf aufgrund von Jamming auch wieder zu einem Anstieg der durch Reibung übertragbaren Verbundspannungen kommen. Der genaue Verlauf der Beziehung ist

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

jedoch stark von der verwendeten Bewehrung abhängig. So wurde beispielsweise bei von Kulas (2013) durchgeführten Versuchen nach dem Erreichen des Verbundfluss Maximums kein Abfall sondern ein konstanter Verlauf der Verbundspannungen beobachtet. Allen textilen Bewehrungen der Kategorie A gemeinsam ist aber, dass sich das Verbundversagen meist in Form eines Auszugs des Rovings aus der Betonmatrix einstellt und nur eine geringe Spaltrissneigung vorliegt. In Abb. 2.3 sind Beispiele für die Verbundfluss-Rissöffnungs-Beziehungen von textilen Bewehrungen mit unterschiedlichen Beschichtungsgraden dargestellt.

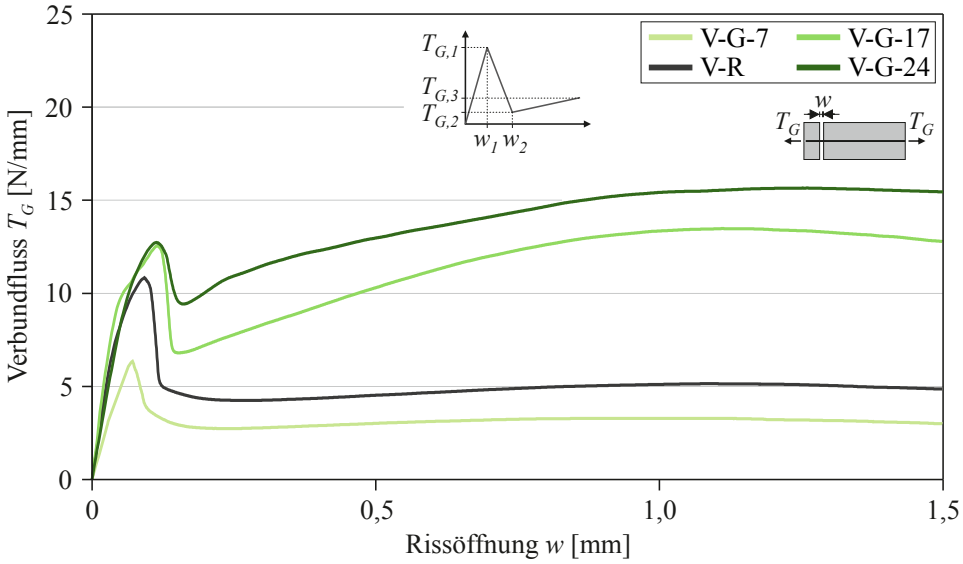


Abb. 2.3: Verbundfluss-Rissöffnungs-Beziehung für Textile mit weicher Tränkung und unterschiedlichen Beschichtungsgraden aus Lorenz (2014). (Beschichtungsgrade: V-G-7 = 7 Masse-%, V-R = 14 Masse-%, V-G-17 = 17 Masse-%, V-G-24 = 24 Masse-%)

Textile der Kategorie B

Bei Textilen der Kategorie B stellt der Reibverbund den maßgebenden Verbundmechanismus dar. Innerhalb dieser Kategorie wird aufgrund des sehr ähnlichen Verbundverhaltens der unterschiedlichen Textilarten eine weitere Differenzierung in die Kategorien B1 und B2 vorgenommen. In die Kategorie B1 werden textile Bewehrungen eingeordnet, die mit einer weichen Imprägnierung versehen sind und eine ausgeprägte Welligkeit der Garnachse aufweisen. Hier kann durch die zwischen Beton und Garn wirkenden Umlenkkräfte ein Reibverbund generiert werden, der den anfänglichen Haftverbund deutlich übersteigt. Der Haftverbund verliert daher an Bedeutung. Zusätzlich werden durch die Umlenkkräfte Betonzugspannungen in der Bewehrungsebene geweckt und somit wird eine Spaltrissbildung begünstigt. Diese Spaltrissbildung wurde für starke Welligkeiten in Lorenz et al. (2011) beobachtet. In Kategorie B2 fallen textile Bewehrungen mit einer steifen Imprägnierung, die weder eine Welligkeit noch eine periodische Aufweitung des Querschnittes aufweisen. Aufgrund der hohen Quersteifigkeit kann sich der Faserstrang hier nicht den Querspannugen entziehen, wie es bei einer weichen Tränkung der Fall ist. Daher kann ein höherer Reibverbund generiert werden als dies bei Bewehrungen mit einer weichen Tränkung mit derselben Geometrie möglich ist. Der Haftverbund verliert wiederum an Bedeutung. Aufgrund der im Vergleich zu Kategorie A erhöhten Verbundspannungen treten auch größere Ringzugspannungen auf, die zu einer erhöhten Spaltneigung führen. Dieses Verhalten wurde in Preinstorfer (2019) bei Verbundversuchen beobachtet.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Textile der Kategorie C

Textile der Kategorie C sind mit einer steifen Imprägnierung versehen und weisen eine ausgeprägte Aufweitung in Längsrichtung auf. Der Einfluss dieser Charakterisierung auf das Verbundverhalten wird in Bielak et al. (2018) an Verbundversuchen dargestellt. Die verwendeten Textile weisen eine hohe Steifigkeit in Querrichtung bei einer gleichzeitig in Längsrichtung unregelmäßigen Querschnittsform der Rovinge auf. Hierdurch kann ein Formverbund aktiviert werden, was eine deutliche Steigerung der übertragbaren Verbundspannungen bewirkt. Die Steifigkeit des Trägermaterials spielt hierbei eine wesentliche Rolle. Bei den in Kulas (2013) durchgeführten Versuchen an Textilen mit einer ausgeprägten periodischen Aufweitung konnte beispielsweise durch die Verwendung einer steifen Tränkung die übertragbare Verbundspannung im Vergleich mit einer weichen Tränkung um etwa das Siebenfache gesteigert werden. Aufgrund des nun maßgebenden Einflusses des Formverbundes verlieren die Mechanismen des Haftverbundes und des Reibverbundes dagegen an Bedeutung. Durch den geringen Anstellwinkel der Oberflächen zur Stablängsachse breiten sich die Druckspannungen des Formverbundes unter einem sehr großen Winkel Θ von der Bewehrung weg aus. Dies führt zu sehr großen Ringzugspannungen, die aufgrund der flachen Querschnittsform der Rovinge zusätzlich orthogonal zur Bewehrungsebene konzentriert auftreten. Aufgrund der ungünstig wirkenden Ringzugspannungen wird der Versagensmechanismus der Längsrissbildung begünstigt. Das Verbundversagen tritt daher in den meisten Fällen nicht in Form eines duktilen Faserstrangauszuges mit der Aktivierung eines Reibverbundes, sondern in Form einer plötzlichen Spaltrissbildung in der Bewehrungsebene ein. Diese Spaltrissbildung geht mit einem plötzlichen Abfall der übertragbaren Verbundspannungen einher.

Textile ohne Tränkung

Textile ohne Tränkung verhalten sich bei Auszugsversuchen zunächst ähnlich zu den Textilen mit weicher Tränkung. Auch hier kann aufgrund der fehlenden Steifigkeit in Querrichtung kein Formverbund aktiviert werden und nur über den Haft- und den Reibverbund eine Verbundwirkung erzielt werden. Da der Feinbeton im Zuge des Betoniervorganges jedoch nicht bis in den Kernbereich des Rovingquerschnitts eindringt, stehen hier nur die äußeren Fasern direkt mit dem Beton im Verbund. Der Haftverbund zwischen den Randfasern und der Betonmatrix kann wesentlich höhere Verbundspannungen übertragen als der Reibverbund zwischen den inneren Fasern des Rovings. Daher benötigen die Randfasern eine wesentlich geringere Verbundlänge für eine volle Verankerung als die Kernfasern, wodurch es zu einem Verbundversagen in Form eines Kernfaserauszugs bei gleichzeitigem Zugversagen der äußeren Filamente kommt. Nach dem Abriss der äußeren Filamente kann aufgrund des geringen Reibbeiwertes zwischen den inneren Filamenten nur noch eine sehr geringe Verbundkraft übertragen werden. Dieser Abfall der übertragbaren Verbundspannung wurde Beispielsweise bei Krüger (2004) gemessen.

2.3.4 Verbundversuche

In der Vergangenheit wurden bereits viele Untersuchungen zum Verbundverhalten von textiler Bewehrung durchgeführt. Die Versuchsaufbauten unterscheiden sich hier jedoch maßgeblich von dem in RILEM (1994) empfohlenen Versuch für die Bestimmung des Verbundverhaltens von Bewehrungsstäben aus Stahl. Beim Versuch nach RILEM (1994) wird versucht eine Spaltrissbildung durch konstruktive Maßnahmen auszuschließen. Um die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse zu gewährleisten, wurden im Stahlbetonbau daher sehr strikte Regelungen für die Betondeckung zur Sicherstellung des Verbundes eingeführt. Im Gegensatz dazu ist es das Bestreben des Textilbetonbaues möglichst filigrane Tragwerke zu realisieren. Die Versuchskörper wurden daher von der Geometrie der gewünschten Bauteile abgeleitet, damit ein ähnliches Verbundverhalten

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

garantiert werden kann. Nachfolgend werden der Verbundversuch nach RILEM (1994) und einige der für Textilbeton verwendeten Versuchsaufbauten vorgestellt.

Versuchsaufbau nach RILEM (1994)

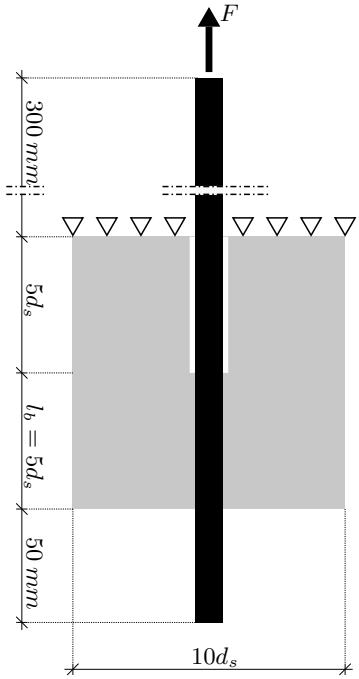


Abb. 2.4: Versuchsaufbau nach RILEM (1994)

Der Verbundversuch nach RILEM (1994) hat sich im Stahlbetonbau als Standardverfahren zur Bestimmung des Verbundverhaltens der Bewehrung durchgesetzt. Hier wird ein Bewehrungsstab mit dem Durchmesser d_s in einen Betonwürfel mit den Kantenlängen $10d_s$ einbetoniert. Auf der lastzugewandten Seite wird der Bewehrungsstab auf einer Länge von $5d_s$ ausgespart, so dass in diesem Bereich keine Verbundspannungen auf den Beton übertragen werden können. Die Verbundlänge ist demnach auf eine Länge von $5d_s$ festgelegt. Durch die Aussparung soll zusätzlich sichergestellt werden, dass im Verbundbereich keine Biegespannungen entstehen, die den Verbund beeinflussen.

Bei der Versuchsdurchführung wird der Bewehrungsstab weggesteuert aus dem Betonprobekörper herausgezogen und währenddessen die Verschiebung des lastabgewandten Endes des Bewehrungsstabes sowie die Prüfkraft gemessen. Aufgrund der hohen Dehnsteifigkeit der Stahlbewehrung kann für die Versuchsauswertung der Schlupf in der Verbundfuge über die gesamte Länge des Verbundbereiches in guter Näherung als konstant angenommen werden. Die gemessene Verschiebung am Stabende kann demnach als Schlupf interpretiert werden. Als weitere Vereinfachung wird für die Auswertung des Versuches der Verlauf der Schubspannungen über den Verbundbereich als konstant verteilt angenommen. Da die im Verbund mit dem Beton stehende Oberfläche der Bewehrung bekannt ist, liefert die Versuchsauswertung demnach als Ergebnis direkt die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung für die verwendete Kombination aus Bewehrung und Beton.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Versuchsaufbau nach Krüger (2004)

Krüger entwickelte für seine Verbundversuche an vorgespannten sowie an unvorgespannten textilen Bewehrungen den in Abb. 2.5 dargestellten Versuchsaufbau. Die Geometrie des Probekörpers soll hier eine Herstellung ohne aufwendige Schalung bei gleichzeitiger Aufbringung einer Vorspannung auf die Textile ermöglichen. Daher wird für die Herstellung zunächst eine Betonplatte (1000 mm x 1000 mm x 10 mm) in einem Spannbett betoniert. Dabei wird über das Spannbett die textile Bewehrung in der Mitte der Betonplatte fixiert. Anschließend werden aus dieser Platte mehrere Prüfkörper (70 mm x 140 mm x 10 mm) ausgeschnitten und eine Sollbruchstelle durch Einschnitte von beiden Seiten hergestellt. Die Einschnitte werden so erstellt, dass innerhalb der Sollbruchstelle nur ein Faserstrang verbleibt an dem der Verbund getestet wird. Für die Krafteinleitung werden mithilfe von Epoxidharzmörtel Stahllaschen an den Betonkörper angeklebt, die gelenkig an die Prüfmaschine angeschlossen sind. Die Versuchsdurchführung erfolgt weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min. Währenddessen werden für jeden Zeitpunkt die Prüfkraft sowie die Rissöffnung des an der Sollbruchstelle entstehenden Risses gemessen und dokumentiert.

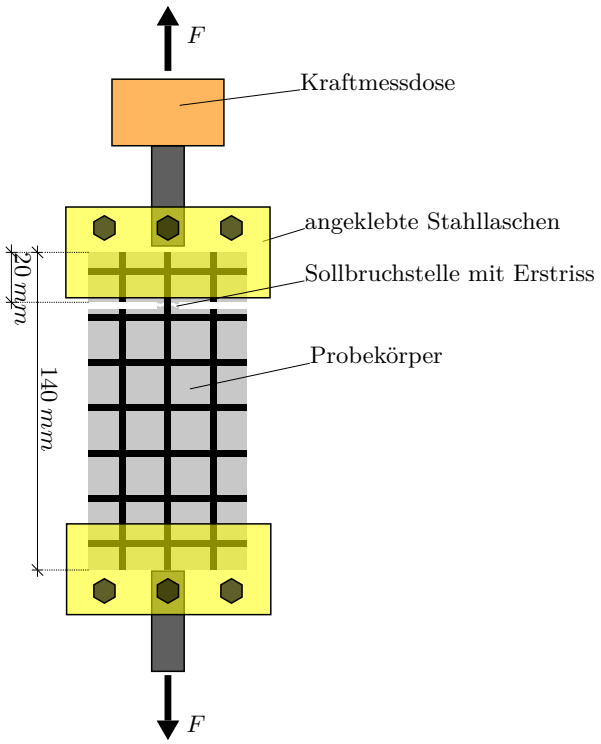


Abb. 2.5: Versuchsaufbau nach Krüger (2004)

Dieser Versuchsaufbau bietet die Möglichkeit durch die Positionierung der Sollbruchstelle die Verbundlänge beinahe beliebig einzustellen. Des weiteren verbleiben die benachbarten Faserstränge im Zuge der Herstellung erhalten, wodurch hier das Verbundverhalten eines einzelnen Faserstranges unter realitätsnahen Bedingungen untersucht wird. Dabei ist lediglich anzumerken, dass in einem realen Bauteil, anders als im Versuch, auch diese benachbarten Faserstränge belastet werden. Dies hat vor allem im Hinblick auf eine eventuelle Längsrissbildung in der Bewehrungsebene erheblichen Einfluss. Gemessen wird bei diesem Versuch nicht direkt der Schlupf der Bewehrung sondern die Rissöffnung in der Sollbruchstelle. Diese Rissöffnung setzt sich jedoch aus dem sich einstellenden Schlupf an beiden Seiten des Risses und der Längsdehnung

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

der Bewehrung innerhalb des Risses zusammen. Dies bedeutet, dass man bis zum Erreichen der Höchstlast einen beidseitigen Schlupf misst und nach der Höchstlast einen einseitigen Auszug des Faserstranges. Für die Versuchsauswertung muss dies berücksichtigt werden. Als möglicher Nachteil dieses Versuchsaufbaues ist zu nennen, dass die Lasteinleitung in den Probekörper im Bereich der zu untersuchenden Verbundlänge erfolgt. Hierdurch können Querdruckspannungen entstehen, die die Versuchsergebnisse beeinflussen. Um diesen Einfluss möglichst gut ausschließen zu können werden die Stahllaschen der Prüfmaschine an den Probekörper angeklebt und nicht geklemmt.

Versuchsaufbau nach Lorenz (2014)

Lorenz (2014) entwickelte für seine Verbundversuche den Versuchsaufbau nach Krüger (2004) weiter. Bei diesem Versuchsaufbau werden die Prüfkörper ebenfalls aus einer größeren zusammenhängend betonierten Platte herausgeschnitten und durch die Anordnung einer Sollbruchstelle in Form von zwei Sägeschnitten in einen kurzen oberen und einen langen unteren Verbundabschnitt eingeteilt. Um eine Vergleichbarkeit für unterschiedlich konfigurierte textile Bewehrungen zu gewährleisten wird die Verbundlänge im oberen Bereich einheitlich als der einfache Abstand der Querrovinge definiert. Der Querroving soll dabei in der Mitte der Verbundlänge liegen. Eine weitere Abgrenzung zu den Versuchen von Krüger (2004) stellt die konstruktive Definition der Verbundlängen dar. Diese werden hier durch Trennschnitte in der freien Länge des Prüfkörpers begrenzt, wodurch die Verbundlänge aus dem Lasteinleitungsbereich herausgerückt wird. Gemessen wird wie bei Krüger (2004) die Rissöffnung in der Sollbruchstelle und die dazugehörige Kraft. Aus der Kraft-Rissöffnungs-Beziehung kann dann auf die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung zurückgerechnet werden (siehe dazu Richter 2005).

Versuchsaufbau nach Bielak et al. (2018) bzw. Preinstorfer (2019)

In Bielak et al. (2018) wurde ein Versuchsaufbau vorgestellt, der an den von Lorenz (2014) anknüpft und auch für direkt aus einem Bauteil entnommene Probekörper anwendbar ist. Darüber hinaus wurde ein zweiter Versuchsaufbau entwickelt, bei dem eine Verjüngung im Verbundbereich angeordnet wird. Durch diese wirkt bei der Prüfung nur der dem belasteten Faserstrang zugeordnete Beton einer Spaltrissbildung entgegen.Preinstorfer (2019) führte in Anlehnung an diesen Versuchsaufbau Verbundversuche an textilen Bewehrungen mit steifer Tränkung durch, bei denen der Versagensmechanismus der Spaltrissbildung innerhalb der Bewehrungsebene gezielt untersucht wurde. Dabei wird dem getesteten Faserstrang nur die ihm im Bauteil zugeordnete Betonfläche, die dem Spalten entgegen wirkt, zugeordnet. Die Breite des Probekörpers im Untersuchungsbereich beträgt demnach genau den einfachen Längsrovingabstand. Um diese Breite zu erreichen werden im Verbundbereich Aussparungen angeordnet, die durch das Anbringen von Hartschaumeinlagen in der Schalung hergestellt werden. Beim Ausschalen der Probekörper werden diese Einlagen wieder entfernt. Die Verbundlänge wird hier ebenfalls einheitlich als das einfache Maß des Querrovingabstandes gewählt, wobei der Querroving in der Mitte des Verbundbereiches liegt. Die konstruktive Herstellung der Verbundlänge erfolgt hier nicht durch einen Sägeschnitt nach der Betonage sondern der gemessene Faserstrang wird bereits vor der Betonage an der gewünschten Einbindelänge durchtrennt. Zusätzlich wird für die Definition der Sollbruchstelle eine Trennfolie in den Beton eingelegt. Die parallel zum gemessenen Roving verlaufenden Rovinge sowie der Querroving innerhalb des Verankerungsbereiches stabilisieren den Probekörper während der Herstellung und müssen vor der Messung durchtrennt werden, damit über diese keine Kräfte übertragen werden können. Die aufgebrachte Prüfkraft wird also vollständig durch den Verbund innerhalb der Verbundlänge übertragen. Nachteilig an diesem

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

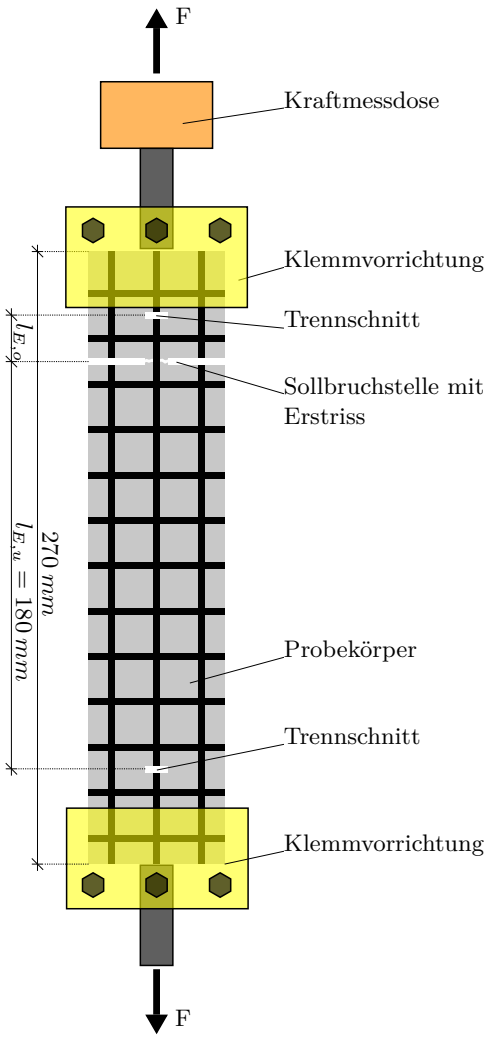


Abb. 2.6: Versuchsaufbau nach Lorenz (2014)

Versuchsaufbau ist, dass die aufbringbare Prüfkraft demnach durch die vom Beton im ausgesparten Bereich übertragbare Zugkraft begrenzt ist. Aufgezeichnet wird auch bei diesem Versuch nicht direkt der Schlupf an der Kontaktfläche zwischen Beton und Roving, sondern die Rissweite an der Sollbruchstelle sowie die Prüfkraft.

2.3.5 Verankerung von textiler Bewehrung

Das Verankerungsverhalten beschreibt, wie eine in der Bewehrung wirkende Kraft in den Beton übertragen wird. Im Gegensatz zum Verbundverhalten wird hier nicht nur ein repräsentatives Längenelement der Bewehrung betrachtet, sondern das Zusammenwirken aller innerhalb der zur Verfügung stehenden Verankerungslänge l_E liegenden Elemente. Das Verankerungsverhalten wird mithilfe von Auszugversuchen untersucht, bei denen die Verankerungslänge schrittweise erhöht wird, bis die verankerbare Kraft nicht mehr gesteigert werden kann. Ab dieser Verankerungslänge kann die Bewehrung idealerweise zu 100 % ausgenutzt werden und es kommt zu einem Zugversagen der Bewehrung.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

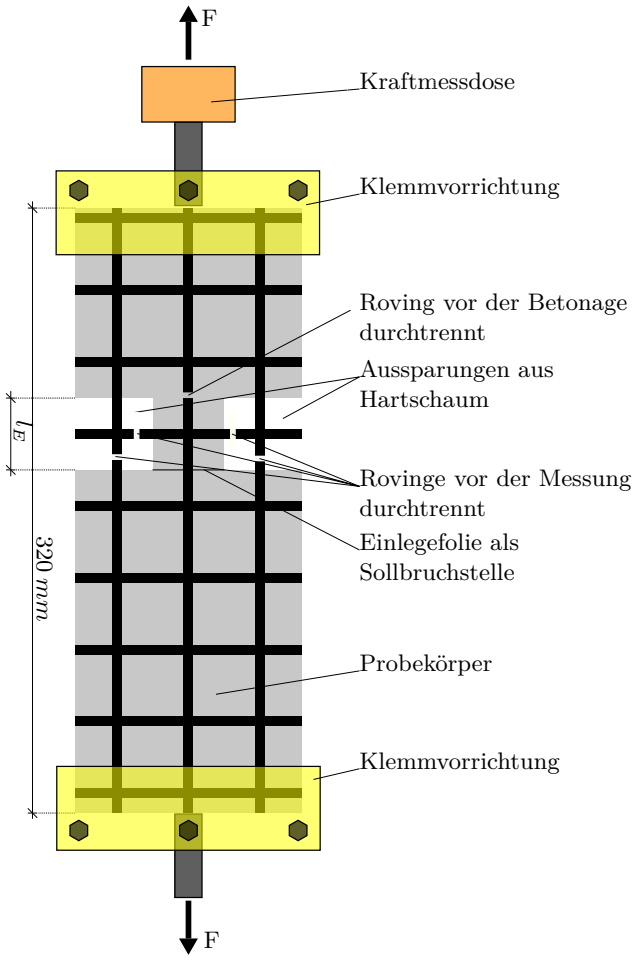


Abb. 2.7: Versuchsaufbau nach Preinstorfer (2019)

Eine Unterscheidung zwischen Verbund und Verankerung ist nötig, da aus der im Verbundbereich wirkenden Normalkraft im Bewehrungsstab eine Längsdehnung der Bewehrung resultiert. Hieraus folgt, dass besonders bei Bewehrung mit geringer Dehnsteifigkeit, wie es bei textiler Bewehrung der Fall ist, der Schlupf in der Verbundfuge nicht über die gesamte Verankerungslänge als konstant angenommen werden kann. Daher kann auch der vom Schlupf abhängige Verbundfluss nicht als über die Länge konstant angenommen werden.

Bielak et al. (2018) und Lorenz (2014) führten Verankerungsversuche an verschiedenen textilen Bewehrungen durch. Hierbei konnten zwei unterschiedliche Verankerungsverhalten identifiziert werden. Bei einer Gruppe von Bewehrungskonfigurationen kam es bei ausreichender Verankerungslänge zu einem Zugversagen der Bewehrung. Bei einer anderen Gruppe wurde eine flächige Delamination ohne die volle Ausnutzung der Bewehrung beobachtet. Die Delamination kann auch durch eine Verlängerung des Verankerungsbereiches nicht verhindert werden. Ein Grund für das unterschiedliche Verhalten liegt in der zugrundeliegenden Verbundfluss-Schlupf-Beziehung. Zusätzlich hat auch die Dehnsteifigkeit der Bewehrung einen Einfluss darauf welche Versagensart sich einstellt.

Zur Erläuterung der beiden unterschiedlichen Versagensformen werden beispielhaft zwei unterschiedliche Textilkonfigurationen betrachtet. In Abb. 2.8 sind die Verbundfluss-Schlupf-Beziehungen der beiden Konfigurationen qualitativ abgebildet. Ein Textil ist mit einer weichen

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Tränkung versehen. Dieses zeichnet sich durch einen relativ geringen maximal übertragbaren Verbundfluss aus. Im Anschluss daran kann es durch Reibung jedoch einen guten Verbund generieren. Das zweite Textil weist eine steife Tränkung auf. Hier kann durch die Generierung eines Formverbundes ein deutlich größerer maximaler Verbundfluss übertragen werden. Kommt es jedoch zu einer plötzlichen Spaltrissbildung in der Bewehrungsebene fällt der Verbundfluss schlagartig auf einen Wert nahe null ab. Anhand dieser beiden Beziehungen werden im folgenden die verschiedenen Verankerungsverhalten erklärt.

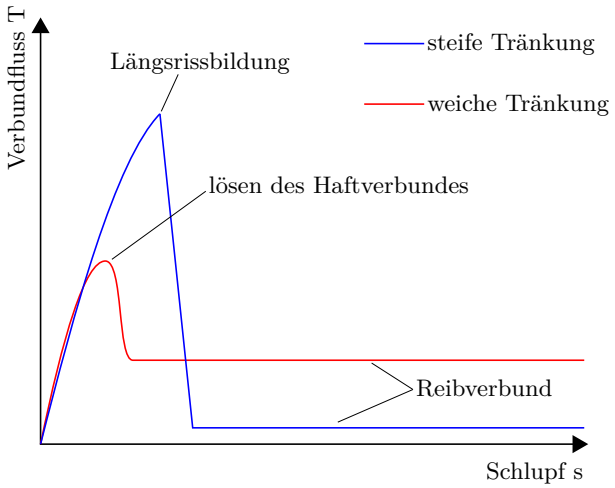


Abb. 2.8: Qualitative Darstellung der Verbundfluss-Schlupf-Beziehungen für ein Textil mit steifer Tränkung, das eine Spaltrissbildung als Versagensmechanismus aufweist, und ein Textil mit einer weichen Tränkung.

Versagen durch Delamination in der Bewehrungsebene

Mit Delamination ist eine reißverschlussartig voranschreitende Spaltung der Betonmatrix in der Bewehrungsebene gemeint. Dieser Prozess geht mit einer kompletten Zerstörung des Betonkörpers innerhalb des Verankerungsbereiches einher. Die Bewehrung löst sich vollständig vom Beton ab, ohne dass es zu einem Zugversagen der Bewehrung kommt. Dieses Verhalten wurde beispielsweise in Lorenz (2014) für ein Textil mit steifer Tränkung beobachtet.

Der dem Delaminationsversagen zugrundeliegende Mechanismus kann anhand des zeitlichen Ablaufes eines weggesteuerten Verbundversuches erklärt werden. Bei dieser hier ausgeführten Überlegung wird davon ausgegangen, dass an jeder Stelle der Bewehrung das gleiche Verbundverhalten vorliegt. Anzunehmen ist, dass diese Annahme vor allem bei textilen Bewehrungen mit einer ausgeprägten periodischen Aufweitung eine Näherung darstellt, da sich hier der Verbundfluss aufgrund des Formverbundes an den Aufweitungen konzentriert.

Zu Beginn des Versuches wird noch keine Verschiebung aufgebracht und sowohl der Schlupf als auch der Verbundfluss betragen über die gesamte Verankerungslänge den Wert null. Bei einer geringen Steigerung der Endverschiebung beginnt ein Verbundfluss zu wirken über den die Kraft auf den Beton übertragen wird. Aufgrund der geringen Belastung entsteht jedoch nur im Anfangsbereich der Verbundlänge ein Schlupf und der größte Teil der Verbundlänge bleibt noch ungenutzt.

Durch ein weiteres Steigern der Verschiebung wächst der Schlupf und der Schubfluss am Verankerungsbeginn stetig an. Parallel dazu reichen die Verschiebungen immer tiefer in den Ver-

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

bundbereich hinein. Nun wird die Kraft soweit gesteigert, dass am Anfang der Verankerungslänge eine Spaltrissbildung einsetzt. Im Zuge dessen fällt der an diesem Punkt übertragbare Schubfluss wieder fast auf null ab. In Abb. 2.9 sind für diesen Zeitpunkt die Verläufe für den Verbundfluss und den Schlupf in Rot dargestellt. Die zu diesem Zeitpunkt auf den Beton übertragene Kraft kann über die Fläche unter dem Graphen im Verbundfluss-Orts-Diagramm bestimmt werden.

Wird nun die Verschiebung und damit auch der Schlupf noch weiter gesteigert, wandert der Spaltriss und damit der Bereich, in dem beinahe keine Verbundwirkung mehr erzielt werden kann, weiter in den Verankerungsbereich hinein. Zeitgleich wird in weiter hinten gelegenen Bereichen ein Verbunfluss geweckt und es kommt zu einer Parallelverschiebung des Schubflussberges. In Abb. 2.9 sind die zu dieser Phase gehörenden Verläufe in grün abgebildet. Man erkennt, dass die Fläche unterhalb des Graphen nur unmerklich gesteigert werden kann und somit keine Steigerung der übertragenen Kraft mehr möglich ist. Der Spaltriss wird bei weiterer Erhöhung der Endverschiebung also wie ein Reißverschluss tiefer in den Verankerungsbereich gezogen, bis das Ende der Bewehrung erreicht ist. Wird die Belastung nicht weggesteuert aufgebracht sondern kraftgesteuert, wie es in einem realen Bauteil der Fall ist, kommt es mit dem Einsetzen des ersten Spaltrisses zu einem schlagartigen Versagen der Verankerung.

Grundvoraussetzung für ein Delaminationsversagen ist demnach ein Verbundversagen durch Spalten wie es bei der Kurve für eine steife Tränkung in Abb. 2.8 vorliegt. Die Delamination tritt jedoch nur dann auf, wenn die Zugtragfähigkeit des Bewehrungsstabes die auf den Beton übertragbare Kraft übersteigt. In diesem Fall kann die Bewehrung folglich nicht zu 100 % im Beton verankert werden. Bei einer Steigerung der Dehnsteifigkeit der Bewehrung wird der Schlupfverlauf und somit auch der Verbundflussverlauf in die Länge gezogen, wodurch auch die übertragbare Kraft ansteigt. Aufgrund dieses Zusammenhanges kann auch bei Konfigurationen, die in Verbundversuchen zum Spalten neigen, teilweise eine vollständige Verankerung erreicht werden. Dies wurde beispielsweise bei Versuchen von Bielak et al. (2018) beobachtet.

Vollständig verankerbare Bewehrung

Unter der Annahme, dass eine Steigerung der Dehnsteifigkeit des Faserstranges keinen Einfluss auf die Verbundfluss-Schlupf-Beziehung hat, wirkt sich eine Steigerung der Dehnsteifigkeit positiv auf das Verankerungsverhalten aus. Im hypothetischen Grenzfall einer unendlich großen Dehnsteifigkeit kann dies gut dargelegt werden. Hier treten keine Längsdehnungen im Stab mehr auf. Somit ist der Schlupf und damit auch der Verbundfluss über den gesamten Verankerungsbereich konstant. Die maximal auf den Beton übertragbare Kraft F_{max} kann demnach für jede beliebige Verbundfluss-Schlupf-Beziehung durch folgenden Zusammenhang beschrieben werden:

$$F_{max} = T_{max} \cdot l_E \tag{2.1}$$

Hierbei bezeichnet T_{max} den maximal übertragbaren Schubfluss und l_E die zur Verfügung stehende Verankerungslänge. Aufgrund des linearen Zusammenhanges kann die verankerbare Kraft durch eine Vergrößerung der Verankerungslänge beliebig weit gesteigert werden und eine volle Ausnutzung der Bewehrung ist immer möglich. Von unendlich großer Dehnsteifigkeit ist man jedoch bei textiler Bewehrung weit entfernt. Wie bereits angesprochen kann eine ausreichend große Dehnsteifigkeit den Verbundflussberg so weit strecken, dass auch für Konfigurationen, die eine Spaltrissbildung als Verbundversagen aufweisen, eine vollständige Verankerung erreicht werden kann.

Textile Bewehrungen hingegen, die nicht zu einer Spaltrissbildung neigen, weichen von diesem Verhalten deutlich ab. In Abb. 2.8 ist in rot für ein solches eine beispielhafte Vebundfluss-Schlupf-Beziehung dargestellt. Sie zeichnet sich nach Überschreitung des maximalen Schubflusses

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

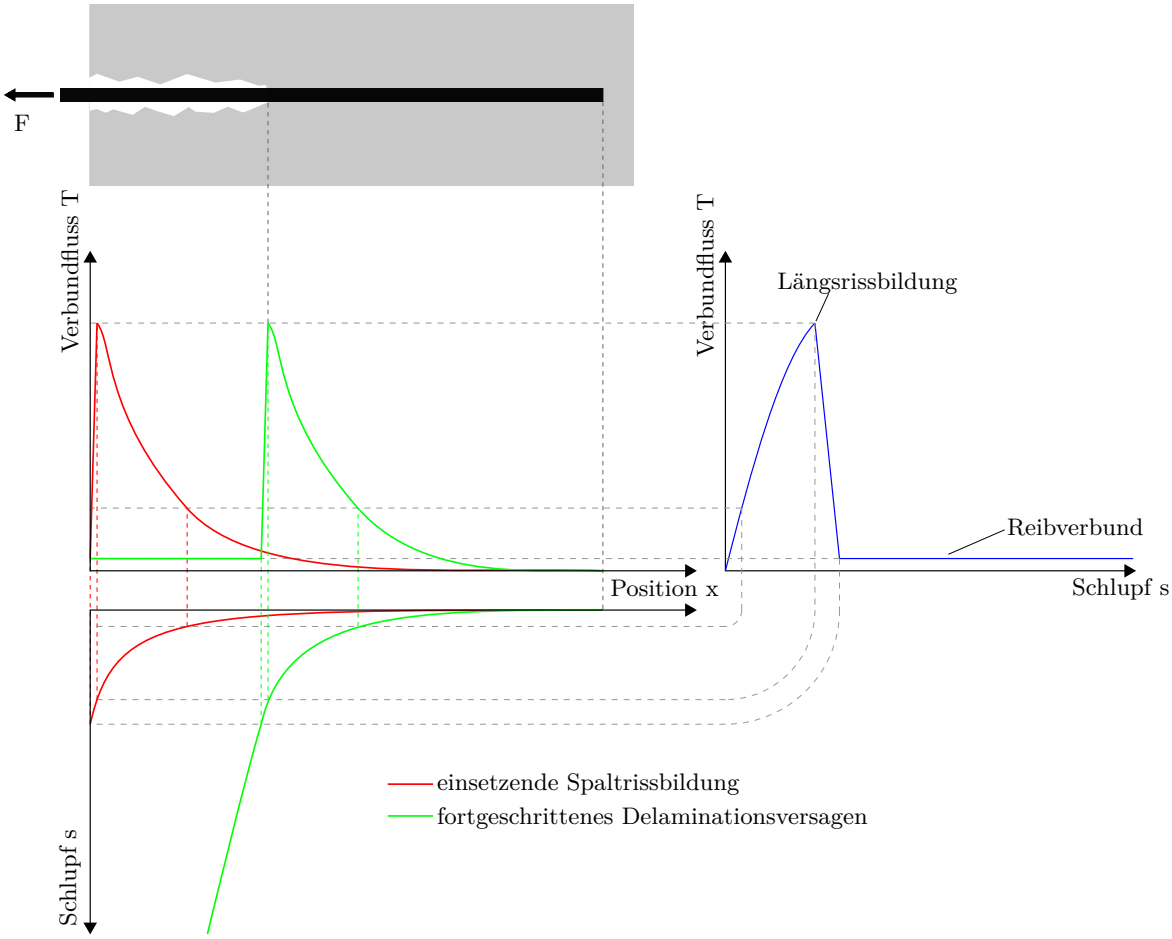


Abb. 2.9: Qualitative Darstellung des Schlupfverlaufes sowie des zugehörigen Verbundflussverlaufes für eine textile Bewehrung, die zu einer Spaltrissbildung neigt. Dargestellt ist der Moment der einsetzenden Rissbildung und eines fortgeschrittenen Delaminationsversagens. Dem Diagramm ist die Annahme zugrunde gelegt, dass an jeder Stelle der Bewehrung das gleiche Verbundverhalten vorliegt.

auch bei sehr großem Schlupf durch einen maßgebenden Reibverbund aus. Für dieses Beispiel wurde ein konstanter Reibverbund angenommen (wie in Abb. 2.3 zu sehen ist, kann die durch Reibung übertragbare Kraft durch Jamming noch anwachsen). Für dieses Textil wird ebenfalls der weggesteuerte Verankerungsversuch, der im vorigen Abschnitt bereits beschrieben wurde, durchgeführt. Die zugehörigen Verläufe für Schlupf und Verbundfluss sind in Abb. 2.10 qualitativ für zwei unterschiedliche Belastungssituationen dargestellt. An den Flächen unter den Graphen erkennt man, dass hier die auf den Beton übertragbare Kraft nach dem Erreichen des maximalen Schubflusses am Verankerungsbeginn durch den sich einstellenden Reibverbund noch weiter gesteigert werden kann. Durch eine Steigerung der Verankerungslänge kann demnach die übertragbare Kraft bis zur vollen Ausnutzung der Bewehrung gesteigert werden.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

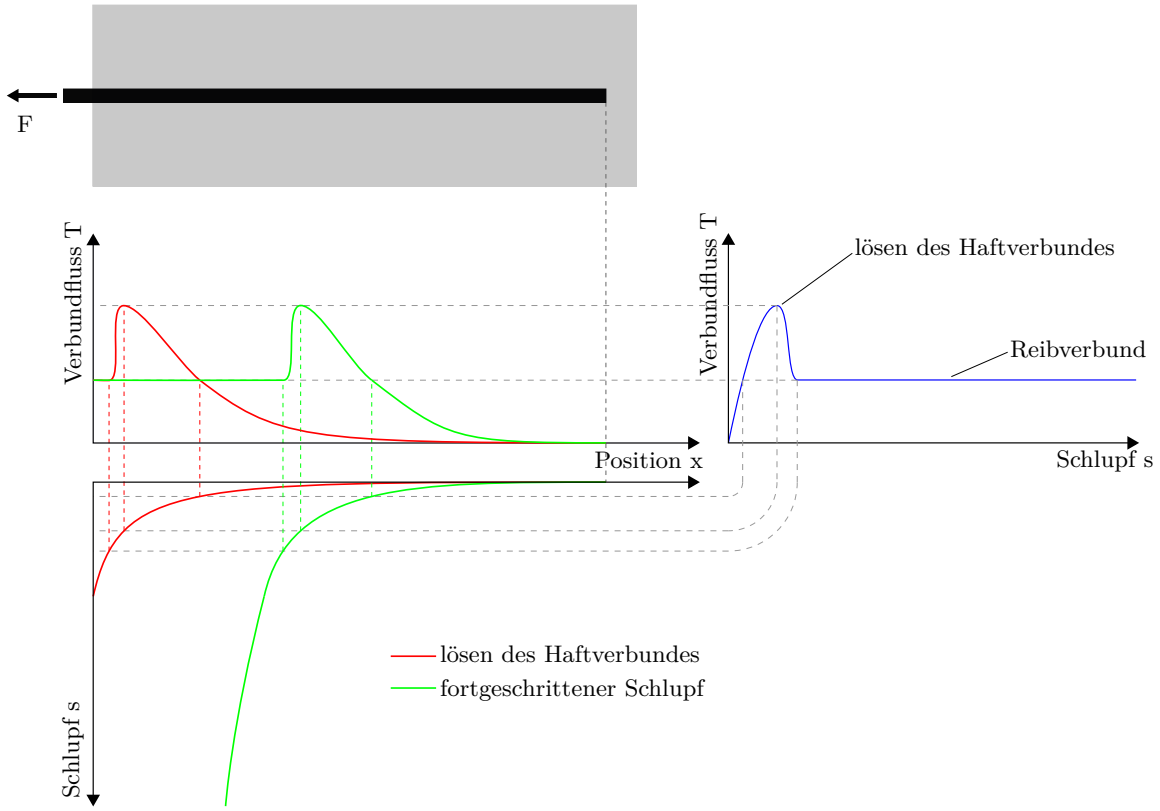


Abb. 2.10: Qualitative Darstellung des Schlupfverlaufes sowie des zugehörigen Verbundflussverlaufes für eine textile Bewehrung, die nicht zu einer Spaltrissbildung neigt. Es sind zwei unterschiedliche Zeitpunkte des Belastungsverlaufes abgebildet. Dem Diagramm ist die Annahme zugrunde gelegt, dass an jeder Stelle der Bewehrung das gleiche Verbundverhalten vorliegt.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Kapitel 3

Experimentelle Untersuchungen

3.1 Ziel der Untersuchungen

Im Zuge dieser Diplomarbeit wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die zwei aufeinander aufbauende Ziele verfolgten. Zunächst wurde das ideale Verbundverhalten der verwendeten textilen Bewehrungen gesucht. Dieses unterscheidet sich vom allgemeinen Verbundverhalten dadurch, dass hier eine Spaltrissbildung in der Bewehrungsebene nach Möglichkeit ausgeschlossen ist. In weiterer Folge sollen durch die Variation der Verbundlänge Rückschlüsse auf das Verankerungsverhalten der untersuchten Bewehrung gezogen werden.

3.2 Materialien

3.2.1 Bewehrung

Die im Zuge dieser Arbeit verwendeten textilen Bewehrungen sind allesamt mit einer steifen Tränkung versehen. Insgesamt werden drei verschiedene Faserstrangarten untersucht. Als Ausgangstextil wird die Konfiguration *GRID Q95/95-CCE-38* des Herstellers *solidan* verwendet. Es handelt sich um ein rechtwinkliges gewirktes Bewehrungsnetz mit einer einheitlichen Maschenweite in Kett- und Schussrichtung von 38 mm. Die Fasersträge sind aus Carbonfasern gefertigt und weisen dabei in beiden Achsrichtungen einen Faserquerschnitt von 3,62 mm^2 auf. Als Tränkungsmaterial wird Epoxidharz verwendet. Die Fasersträge weisen in beiden Achsrichtungen einen flachen Querschnitt auf und verfügen über eine deutliche periodische Aufweitung. Abb. 3.1a zeigt die verwendete Bewehrungskonfiguration, deren mechanischen Eigenschaften in Tab. 3.1 zusammengefasst sind. Bei den nachfolgend aufgeführten Untersuchungen wird sowohl die Kettrichtung (Typ K1) als auch die Schussrichtung (Typ S1) untersucht.

Zusätzlich werden an den Schussfäden der Bewehrungskonfiguration *Q 39/78-CCE-47* desselben Herstellers (Typ S2) Verbundversuche durchgeführt. Es handelt sich hierbei ebenfalls um ein gewirktes Textil. Der Herstellungsprozess wurde für diese Produktserie mit dem Ziel verändert, die mechanischen Eigenschaften der Carbonfasern effektiver auszunutzen. Zusätzlich weisen die Fasersträge einen gedrungeneren Querschnitt und eine deutlich schwächere periodische Aufweitung auf als bei der Konfiguration *GRID Q95/95-CCE-38*. Hierdurch soll die Neigung zur Spaltrissbildung verringert werden.

3.2.2 Beton

Für die Probekörper wird ein Beton verwendet, mit dem in der Vergangenheit am Institut für Tragkonstruktionen der TU Wien bereits Erfahrungen im Bereich Textilbeton gesammelt wurden. Es handelt sich um einen hochfesten Beton mit einem Größtkorndurchmesser von 0,5 mm. Bei den in Preinstorfer (2019) durchgeführten Versuchen erreichte der Beton nach 28 Tagen im Mittel eine Würfeldruckfestigkeit von etwa 75 N/mm^2. Die Rezeptur ist in Tab. 3.2 angegeben. Der

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

(a) *GRID Q95/95-CCE-38* (b) *GRID Q 39/78-CCE-47*

Abb. 3.1: Fotografien der beiden verwendeten textilen Bewehrungen des Herstellers *solidan*

Beton wurde in zwei Mischvorgängen hergestellt. In Tab. 3.3 sind die aus den beiden Mischungen erhaltenen mittleren Würfeldruckfestigkeiten und Biegezugfestigkeiten nach 28 Tagen aufgeführt.

3.3 Versuchsprogramm

Für alle drei untersuchten Bewehrungstypen wurde je eine Versuchsserie zur Bestimmung des Verbundverhaltens durchgeführt. Bei diesen wurde die Verbundlänge auf das einfache Maß der jeweiligen Maschenweite festgelegt. Zusätzlich wurde eine Prüfserie für den Bewehrungstyp K1 durchgeführt, mit der die Variation der Verankerungslänge auf das Zweifache der Maschenweite untersucht wurde. Im Zuge jeder Prüfserie wurden fünf Einzelversuche durchgeführt. In Abb. 3.2 ist das Benennungsschema für die Einzelversuche dargestellt.

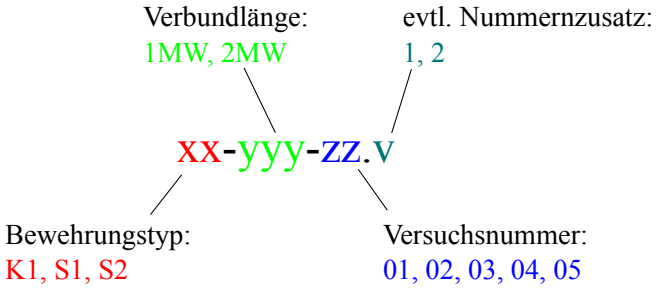


Abb. 3.2: Schema zur Benennung der Einzelversuche.

Die Probekörper für die durchgeführten Untersuchungen wurden in zwei unterschiedlichen Mischvorgängen hergestellt. Aus der ersten Mischung wurden die Probekörper für die Verbundversuche mit einer Maschenweite als Verbundlänge vom Typ K1 hergestellt. Die Probekörper für die Verbundversuche mit einer Maschenweite der Bewehrungstypen S1 und S2 sowie für die Untersuchungen mit zwei Maschenweiten vom Typ K1 wurden im Zuge des zweiten Mischvorgangs hergestellt.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Tab. 3.1: Mechanische Eigenschaften der textilen Bewehrungen nach Herstellerangaben (solidan 2020).

	GRID Q95/95-CCE-38	*GRID Q 39/78-CCE-47*
Fasermaterial	Carbon	Carbon
Tränkungsmaterial	Epoxidharz	Epoxidharz
Strangabstand (beide Achsrichtungen)	38 mm	47 mm
Strangquerschnitt (Kettrichtung)	3,62 mm^2	1,83 mm^2
Strangquerschnitt (Schussrichtung)	3,62 mm^2	3,67 mm^2
Char. Bruchspannung (Kettrichtung)	2300 N/mm^2	3200 N/mm^2
Char. Bruchspannung (Schussrichtung)	2000 N/mm^2	3400 N/mm^2
Mittlere Bruchspannung (Kettrichtung)	3200 N/mm^2	4100 N/mm^2
Mittlere Bruchspannung (Schussrichtung)	3300 N/mm^2	3900 N/mm^2
E-Modul (Kettrichtung)	>220 000 N/mm^2	>200 000 N/mm^2
E-Modul (Schussrichtung)	>205 000 N/mm^2	>200 000 N/mm^2

Tab. 3.2: Zusammensetzung des verwendeten Betons.

Bestandteil	Massen Anteil [kg/m^3]
CEM I 42,5 N	496,55
Flugasche	181,24
Mikrosilika	35,45
Quarzmehl	506,48
Sand 0,1/0,5	715,50
Wasser	283,03
Fließmittel	4,97

Tab. 3.3: Erreichte Betonfestigkeiten nach 28 Tagen.

	Mischung 1	Mischung 2
Würfeldruckfestigkeit	76,0 N/mm^2	83,4 N/mm^2
Biegezugfestigkeit	10,3 N/mm^2	9,23 N/mm^2

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

3.4 Versuchsaufbau

Ziel der Untersuchungen ist es das Verbundverhalten und in weiterer Folge auch das Verankerungsverhalten textil bewehrter Betonkörper zu untersuchen. Hierbei soll der Versagensmechanismus einer Spaltrissbildung durch die konstruktive Gestaltung der Probekörper nach Möglichkeit ausgeschlossen werden. Dazu wurde ein eigener Versuchsaufbau in Anlehnung an den Versuchsaufbau nach RILEM (1994) entwickelt (siehe Abb. 3.3). Bei der Variation der Verankerungslänge l_b werden nur ganzzahlige Vielfache der Maschenweite gewählt. Hierbei wurde darauf geachtet, dass der Knotenbereich in der Mitte des Verbundbereiches angeordnet ist. Auf diese Weise wird die Vergleichbarkeit der Versuche untereinander gewährleistet. Auf der lastzugewandten Seite wurde der Faserstrang auf einer Länge von mindestens der halben Breite des Probekörpers ausgespart. Durch die Aussparung soll gewährleistet werden, dass die Lagerung möglichst wenig Einfluss auf den Spannungszustand im Verbundbereich nimmt. Eine Spaltrissbildung wurde durch die Anordnung einer ausreichend großen Betondeckung in beide Richtungen verhindert. Hierfür muss der von der Betondeckung abhängige Widerstand des Betons gegen ein Spalten $F_{sp,R}$ größer sein als die durch den Verbund entstehende Spaltzugkraft $F_{sp,E}$. Dies lässt sich über die Bedingung in Gleichung (3.1) abbilden.

$$F_{sp,E} \leq F_{sp,R} \tag{3.1}$$

Die Vorgehensweise zur Bestimmung der beiden Unbekannten in dieser Ungleichung wird in den folgenden Abschnitten anhand des Bewehrungstyps K1 erläutert. Daraus wurde anschließend in Kapitel 3.4.3 die Abmessung b abgeleitet.

3.4.1 Bestimmung der einwirkenden Spaltzugkraft $\mathbf{F_{sp,E}}$

In Preinstorfer (2019) wurde ein Verfahren zur Berechnung der auftretenden Spaltzugkräfte entwickelt, welches im Folgenden verwendet wird. Demnach lässt sich die Spaltzugkraft mit Gleichung (3.2) bestimmen.

$$F_{sp,E} = \alpha_F \cdot sin(\varphi) \cdot tan(\Theta) \cdot F_x \tag{3.2}$$

Durch den Beiwert α_F wird der Einfluss aus der Querschnittsform des Faserstranges berücksichtigt und die beiden Winkel φ sowie Θ stellen die Neigungswinkel der Betondruckstreben quer und längs zur Faserstrangachse dar. Mit F_x wird die zu verankernde Kraft in Richtung der Bewehrungsachse bezeichnet.

Bestimmung von $\alpha_\mathbf{F}$

Der Beiwert α_F wird mithilfe des von der Querschnittsform abhängigen Formparameters k_F in Gleichung (3.3) bestimmt.

$$k_F = \frac{U_{r,m}}{U_{kr}} \tag{3.3}$$

Er setzt den mittleren Umfang des Faserstranges $U_{r,m}$ mit dem eines Kreises U_{kr}, der den selben Flächeninhalt aufweist, ins Verhältnis. Der Beiwert α_F kann aus einem Diagramm, das in Abb. 3.4 abgebildet ist, durch Einsetzen des Formparameters k_F abgelesen werden. Zur Bestimmung des Parameters k_F wurde das verwendete Textil in Preinstorfer (2019) mit einem Laserscanner vermessen. Für die Kettrovinge vom Typ K1 beträgt der Formparameter k_F demzufolge $1,30$. Durch Einsetzten von k_F erhält man $\alpha_F = 0,78$. Für die Herleitung des Diagramms zur Bestimmung von α_F wird auf Preinstorfer (2019) verwiesen.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

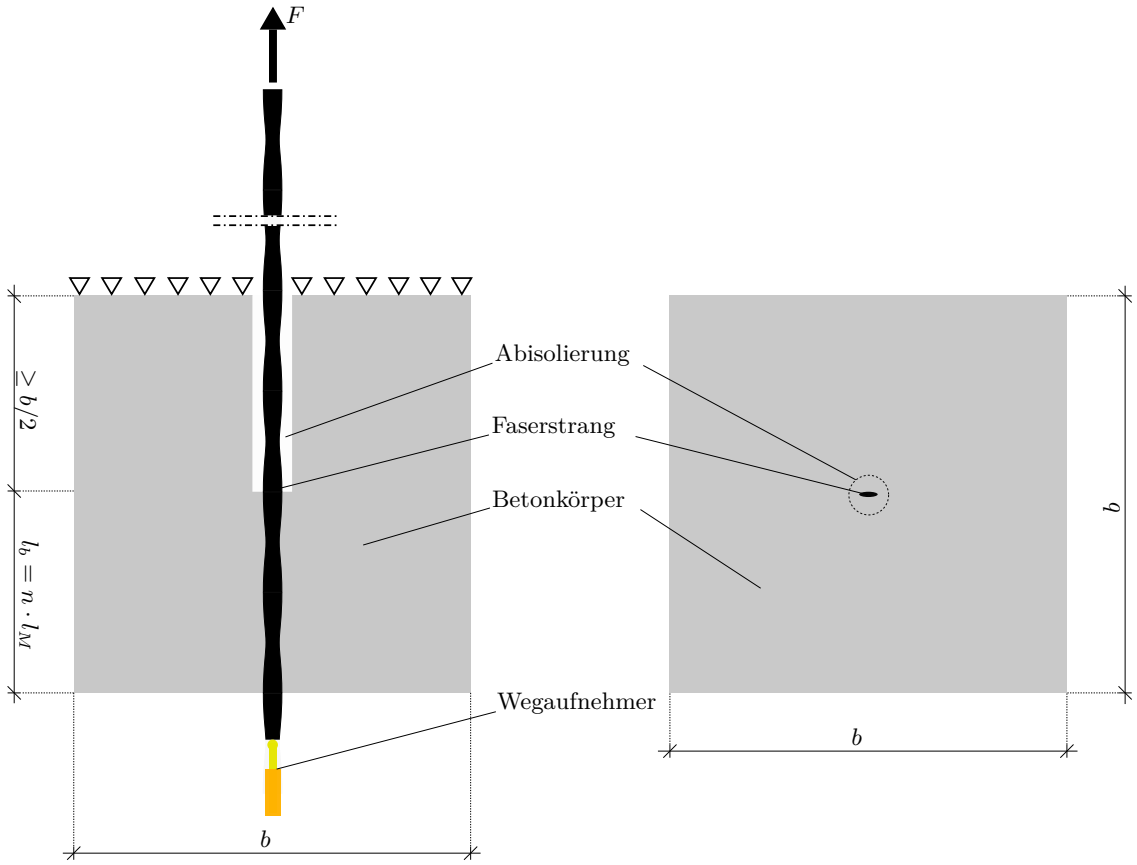


Abb. 3.3: Darstellung des verwendeten Versuchsaufbaues in einem Längsschnitt (links) und einem Querschnitt (rechts). Die Verbundlänge l_b wird im Bereich der ganzzahligen Vielfachen der Maschenweite l_M variiert. Dargestellt ist der Fall für $n = 2$. Die Aussparung auf der lastzugewandten Seite sollte mindestens die halbe Seitenlänge b betragen, damit die Lagerung möglichst keinen Einfluss auf den Verbundbereich nimmt.

Bestimmung des Druckstrebenwinkels quer zur Achse des Faserstranges φ

Der Ausbreitungswinkel der Druckstrebe quer zur Längsachse hängt von der Richtungsdominanz der periodischen Aufweitung des Faserstranges in Längsrichtung ab. Für die Bestimmung steht der Formparameter k_P nach Gleichung (3.4) zur Verfügung.

$$k_P = \frac{(d_{r,f} - d_{r,k}) - (b_{r,f} - b_{r,k})}{(d_{r,f} - d_{r,k}) + (b_{r,f} - b_{r,k})} \tag{3.4}$$

Hierbei bezeichnen $d_{r,f}$ und $d_{r,k}$ die Dicken des Rovings im aufgeweiteten Feldquerschnitt und im Knotenquerschnitt. Die Größen $b_{r,f}$ und $b_{r,k}$ bezeichnen die zugehörigen Breiten des Rovings. Mit Knotenquerschnitt ist hierbei der Faserstrangquerschnitt in den Kreuzungspunkten zwischen Kettroving und Schussroving gemeint. Der Feldquerschnitt liegt jeweils in der Mitte zwischen den Knotenpunkten.

Bei der herstellungsbedingten periodischen Aufweitung ist sowohl die Breite b als auch die Dicke d im Feldquerschnitt des Faserstranges größer als der zugehörige Wert am Knotenquerschnitt. Unter dieser Voraussetzung kann anhand des Parameters k_P die dominante Richtung

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

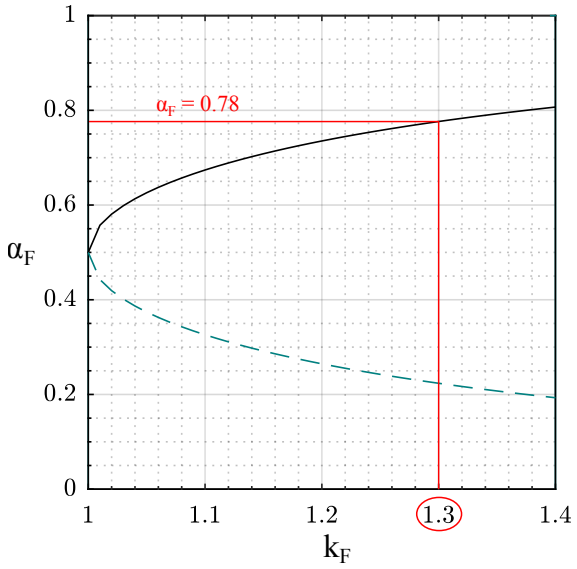


Abb. 3.4: Diagramm zur Bestimmung des Beiwertes α_F aus Preinstorfer (2019). Die durchgezogene Linie beschreibt den Beiwert α_F für eine Berechnung der Spaltzugkraft in Dickenrichtung, die gestrichelte Linie in Breitenrichtung.

der Aufweitung abgelesen werden. Nimmt k_P den Wert eins an weitet sich der Querschnitt nur in die Dickenrichtung auf. Bei einer reinen Aufweitung in die Breitenrichtung nimmt er dagegen den Wert minus eins an. Liegt in beide Richtungen die gleiche Aufweitung vor erhält man für k_P den Wert null. Für den Faserstrang vom Typ K1 wurde für den Parameter k_P von Preinstorfer (2019) der Wert $-0,83$ bestimmt. Die periodische Aufweitung weist demnach eine Dominanz in Breitenrichtung auf.

Analog zur Bestimmung des Beiwertes α_F wird in Preinstorfer (2019) ein Diagramm zur Bestimmung des Druckstrebenausbreitungswinkels φ hergeleitet. Aus diesem kann bei bekanntem Formparameter k_P direkt der Faktor $sin(\varphi)$ abgelesen werden. Dieser ergibt sich im vorliegenden Fall zu $sin(\varphi) = 0,48$.

Bestimmung des Druckstrebenwinkels längs zur Achse des Faserstranges Θ

In Preinstorfer (2019) wurden numerische Untersuchungen mit Hilfe des Finite Elemente Programms *ABAQUS/CAE* durchgeführt. Anhand einer Parameterstudie, bei der die Formparameter des Faserstranges variiert wurden, konnte der Druckstrebenwinkel längs zur Achse des Faserstranges für verschiedenste Rovingkonfigurationen mit einem Winkel von $\Theta = 60°$ bestimmt werden. Der Tangens von Θ, der für die Bestimmung von $F_{sp,E}$ benötigt wird, ist demnach $1,73$.

Zu verankernde Kraft $\mathbf{F_x}$

Wird eine volle Verankerung erreicht, tritt ein Bruch des Faserstrangs auf. Die zu verankernde Kraft ist demnach durch die Zugfestigkeit des verwendeten Kettrovings begrenzt. Diese lässt sich aus dem Faserquerschnitt eines Einzelstranges A_F und der mittleren Bruchspannung in Kettrichtung $f_{F,t}$ bestimmen (siehe Gleichung (3.5) und Tab. 3.1).

$$F_{x,max} = A_F \cdot f_{F,t} = 3{,}62\,\mathrm{mm}^2 \cdot 3200\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2} = 11{,}58\,\mathrm{kN} \approx 12\,\mathrm{kN} \tag{3.5}$$

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

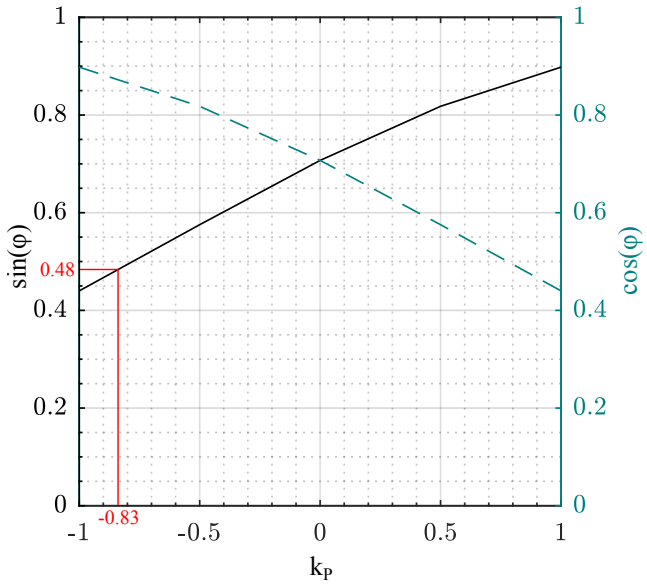


Abb. 3.5: Diagramm zur Bestimmung des Faktors $sin(\varphi)$ aus Preinstorfer (2019). Die durchgezogene Linie beschreibt den Faktor $sin(\varphi)$ für eine Berechnung der Spaltzugkraft in Dickenrichtung. Die gestrichelte Linie beschreibt den Faktor $cos(\varphi)$, der für die Berechnung der Spaltzugkraft in die Breitenrichtung benötigt wird.

Für die Berechnung wird auf der sicheren Seite von $F_{x,max} = 12\,\text{kN}$ ausgegangen.

3.4.2 Bestimmung des Widerstandes gegen Spalten $\mathbf{F_{sp,R}}$

Der Widerstand des Betons gegen Spalten ergibt sich aus der resultierenden Zugkraft, die sich im Moment des Spaltversagens in der Spaltebene ergibt. Dies lässt sich durch das Integral

$$F_{sp,R} = \int_{A_c} f_{ct}\, dA \tag{3.6}$$

ausdrücken, wobei f_{ct} für die Betonzugspannungen senkrecht zur Spaltebene steht. Die Beanspruchung des Betons nimmt von den Rändern zum Roving stetig zu. Direkt neben dem Roving können daher bereits vor dem Spalten des gesamten Querschnittes erste Mikrorisse auftreten. Dies bedeutet für die Verteilung der Zugspannungen über den Betonquerschnitt, dass die Zugspannungen von den Rändern weg stetig bis zur Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ zunehmen. Danach fallen die Spannungen im Nahbereich des Faserstranges aufgrund einer zunehmenden Schädigung des Betons wieder ab. In Abb. 3.6 ist dies qualitativ dargestellt. Den genauen Verlauf der Zugspannungen zu bestimmen ist nur mit aufwendigen numerischen Berechnungen möglich, die zusätzlich anhand von Versuchen kalibriert werden müssen. Er hängt von der Geometrie sowie von den Materialeigenschaften des Betons und der Bewehrung ab. Vereinfacht kann man aber das Produkt aus der Betonfläche mit der durchschnittlichen Betonzugspannung bilden. Hierfür wird die Spaltzugfestigkeit des Betons $f_{ct,sp}$ um den empirischen Faktor $\alpha_{ct,sp}$ abgemindert, wodurch man Gleichung (3.7) erhält.

$$F_{sp,R} = A_c \cdot f_{ct,sp} \cdot \alpha_{ct,sp} \tag{3.7}$$

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Der Faktor $\alpha_{ct,sp}$ gibt den Mittelwert der zum Zeitpunkt der einsetzenden Spaltrissbildung im Querschnitt wirkenden Spannungen wieder. Er nimmt für unterschiedliche Randbedingungen einen anderen Wert an und kann im Allgemeinen nur durch aufwendige numerische Berechnnungen bestimmt werden. In Preinstorfer (2019) wurden Berechnungen für den Versuchsaufbau aus Kapitel 2.3.4 durchgeführt. Dabei konnte der Faktor $\alpha_{ct,sp}$ für einen dünnen Plattenstreifen mit dem Wert 2/3 bestimmt werden. Eine direkte Übertragbarkeit dieses Wertes auf die hier vorliegende Problemstellung ist prinzipiell nicht gegeben. Als erste Näherung wird dennoch auf diesen Wert zurückgegriffen. Durch Beaufschlagung der ermittelten Probekörperabmessungen mit einer zusätzlichen Sicherheit soll dieser Ungenauigkeit Rechnung getragen werden.

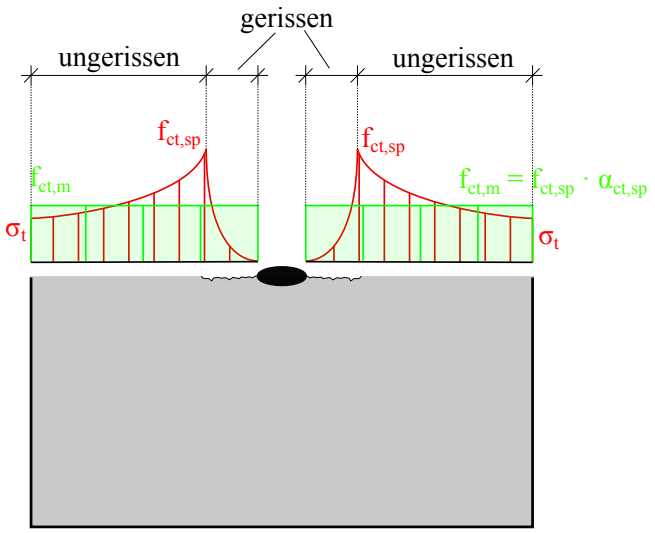


Abb. 3.6: Qualitative Darstellung der Zugspannungsverteilung σ_t in dem Betonquerschnitt, der dem Spalten entgegenwirkt, (rot) und der Mittelung durch den Faktor $\alpha_{ct,sp}$ (grün). (Abbildung erstellt in Anlehnung an Preinstorfer (2019))

Für die Spaltzugfestigkeit des verwendeten Betons wird ein Erfahrungswert herangezogen, der bei den in Preinstorfer (2019) durchgeführten Versuchen mit derselben Betonmischung erreicht wurde. Dabei wurde eine Spaltzugfestigkeit $f_{ct,sp}$ von etwa 6 MPa gemessen.

3.4.3 Bestimmung der nötigen Abmessungen der Probekörper

Mithilfe der eben bestimmten Größen kann nun die benötigte Probekörperbreite bestimmt werden. Zunächst wird die einwirkende Spaltzugkraft $F_{sp,E}$ bestimmt. Hierfür werden die bestimmten Größen in Gleichung (3.2) eingesetzt. Man erhält:

$$F_{sp,E} = \alpha_F \cdot sin(\varphi) \cdot tan(\Theta) \cdot F_x = 0,78 \cdot 0,48 \cdot 1,73 \cdot 12\,\text{kN} = 7{,}77\,\text{kN} \tag{3.8}$$

Der Widerstand $F_{sp,R}$ des Betons gegen Spalten wird in Abhängigkeit der Breite des Betonquerschnittes b_c bestimmt. Hierfür wird Gleichung (3.7) mit den ermittelten Parametern verwendet. Man erhält:

$$F_{sp,R} = A_c \cdot f_{ct,sp} \cdot \alpha_{ct,sp} = b_c \cdot 38\,\text{mm} \cdot 6\,\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \frac{2}{3} = b_c \cdot 152\,\frac{\text{N}}{\text{mm}} \tag{3.9}$$

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Durch das Einsetzen der Gleichungen (3.8) und (3.9) in Gleichung (3.1) kann durch Umformen die benötigte Breite b_c nach Gleichung (3.10) ermittelt werden:

$$b_c \geq \frac{7770\,\mathrm{N}}{152\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}}} = 51{,}1\,\mathrm{mm} \approx 51\,\mathrm{mm} \tag{3.10}$$

Die gesamte Mindestbreite des Probekörpers erhält man durch Addition der Faserstrangbreite (ca. 7 mm) zur bestimmten Breite des Betonkörpers b_c. Man erhält eine Mindestbreite von 58 mm. Da die Berechnung vor allem auf der Widerstandsseite mit Unsicherheiten behaftet ist wird dieses Maß deutlich vergrößert und die Breite des Probekörpers mit 100 mm für die Versuche mit einer Maschenweite im Verbundbereich und 150 mm für die Versuche mit zwei Maschenweiten im Verbundbereich gewählt.

3.5 Herstellung der Probekörper

Die Herstellung der Probekörper erfolgte im Labor des Instituts für Tragkonstruktionen der TU Wien. Die Aussparung zur Definition des Verbundbereiches wurde mithilfe eines Stahlrohres mit dem Durchmesser 15 mm hergestellt. Dieses wurde auf die benötigte Länge zugeschnitten und anschließend mit einer Heißklebepistole an die Schalung angeklebt. Das Ende des Stahlrohres und die Öffnung in der gegenüberliegenden Schalwand wurde anschließend mit je einem Streifen Klebeband gegen das Auslaufen des Betons abgedichtet. Zusätzlich diente das Klebeband dazu den Faserstrang in seiner Lage zu sichern. Hierfür wurde das Klebeband jeweils mittig eingeschlitzt und anschließend die Bewehrung eingeschoben und in die richtige Position gebracht. In Abb. 3.7 ist ein fertiggestellter Schalkörper vor der Betonage abgebildet.

Nach dem Betonieren wurden die Probekörper durch das Abdecken mit einer Kunststofffolie zwei Tage vor dem Austrocknen geschützt. Anschließend wurden sie ausgeschalt und für fünf Tage in einem Wasserbad gelagert. Die restliche Zeit bis zur Prüfung erfolgte die Lagerung in einer Klimakammer bei gleichbleibend 20 °C und 60 % relativer Luftfeuchte. Die Versuchsdurchführung erfolgte bei allen Versuchen circa 28 Tage nach dem Betonieren.

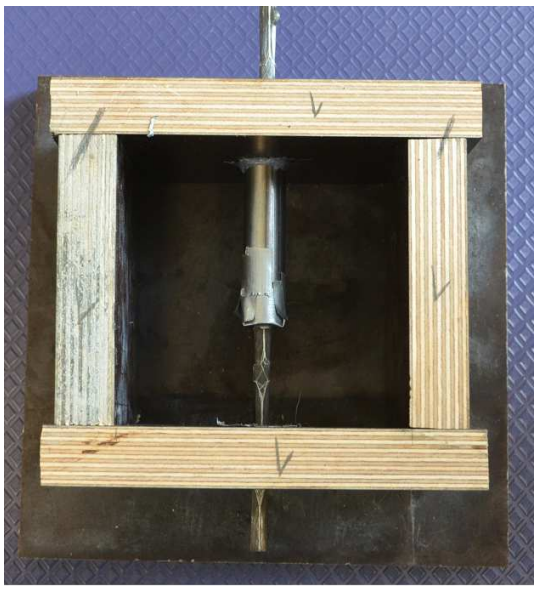
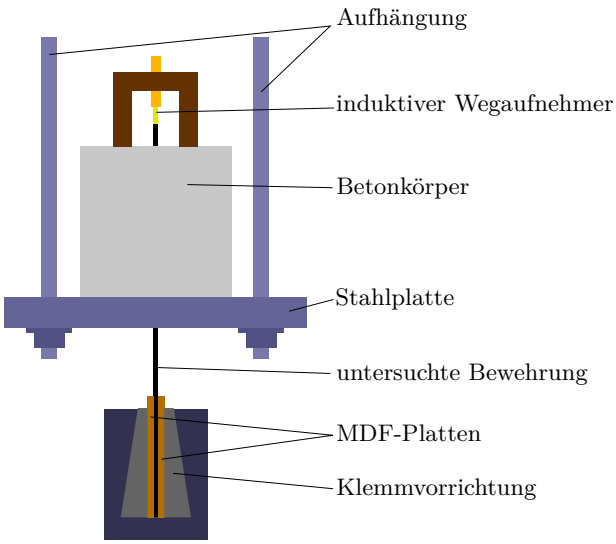


Abb. 3.7: Foto eines fertigen Schalkörpers für die Prüfung des Bewerungstypes K1 mit einer einfachen Maschenweite als Verbundlänge

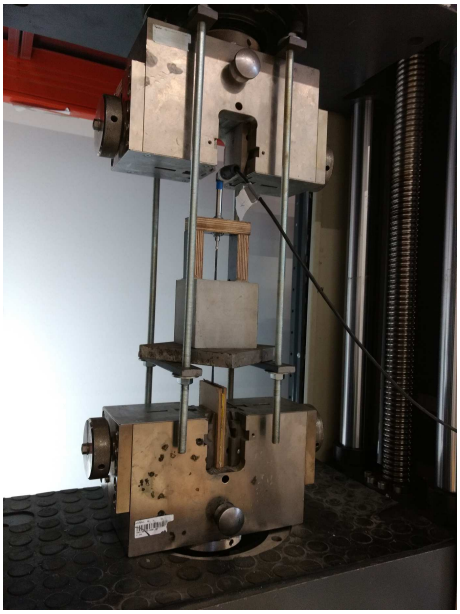
Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

3.6 Versuchsdurchführung

Die Prüfung der Versuchskörper erfolgte mit einer Spindelprüfmaschine Typ Zwick. Für die Fixierung der Probekörper wurden die Prüfempfehlungen entsprechend RILEM (1994) gewählt. In Abb. 3.8b ist der Versuchsaufbau dargestellt. Die Probekörper wurden auf eine mit einem Loch für den Bewehrungsstab versehene Stahlplatte, die in die Prüfmaschine eingehängt ist, aufgelegt. Für die Lasteinleitung von der Prüfmaschine in die Bewehrung wurden aufgrund der großen Querdruckempfindlichkeit der textilen Bewehrung zwei MDF-Platten zwischen die Klemmbacken der Prüfmaschine und die Bewehrung eingelegt. Zur Erhöhung der Reibung wurden zusätzlich je eine Lage Schleifpapier zwischen die MDF-Platten und das Bewehrungselement eingelegt.



(a)



(b)

Abb. 3.8: Schematische Darstellung (links) und Foto (rechts) des Versuchsaufbaues vor der Versuchsdurchführung. In die Prüfmaschine ist ein Probekörper mit einer Maschenweite als Verbundlänge eingebaut.

Die Versuche wurden weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Aufgezeichnet wurde dabei mithilfe einer Zugkraftmessdose die von der Prüfmaschine aufgebrachte Kraft sowie mithilfe eines induktiven Wegaufnehmers die Verschiebung der Bewehrung auf der lastabgewandten Seite. Für jede Prüfserie wurden insgesamt fünf Versuche durchgeführt.

3.7 Vorgehen bei der Versuchsauswertung

Im Zuge der numerischen Berechnungen in Preinstorfer (2019) zeigte sich, dass die Verbundspannungen entlang des Faserstranges nicht gleichmäßig auftreten. Sie konzentrieren sich jeweils in den Bereichen in denen sich der Querschnitt von der lastzugewandten Seite aus gesehen nach hinten aufweitet. Dagegen verliert der Faserstrang in den Bereichen, in denen sich der Querschnitt verjüngt, nach dem Lösen des Haftverbundes den Kontakt zur Betonmatrix. Hier werden demnach keine Verbundspannungen mehr übertragen. Bei der Versuchsauswertung wird darauf aufbauend die Modellannahme getroffen, dass die gesamte Verbundkraft in einem diskreten Punkt übertragen wird. Das Ergebnis der Auswertung ist unter dieser Annahme demnach

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

nicht wie sonst üblich eine Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung oder eine Verbundfluss-Schlupf-Beziehung, die sich auf ein infinitesimales Längenelement der Bewehrung bezieht, sondern eine Verbundkraft-Schlupf-Beziehung, die sich auf den Verbundpunkt bezieht. In Abb. 3.9 ist die Diskretisierung der kontinuierlichen Verbundspannungen auf eine Verbundkraft, die in einem Punkt wirkt, schematisch dargestellt.

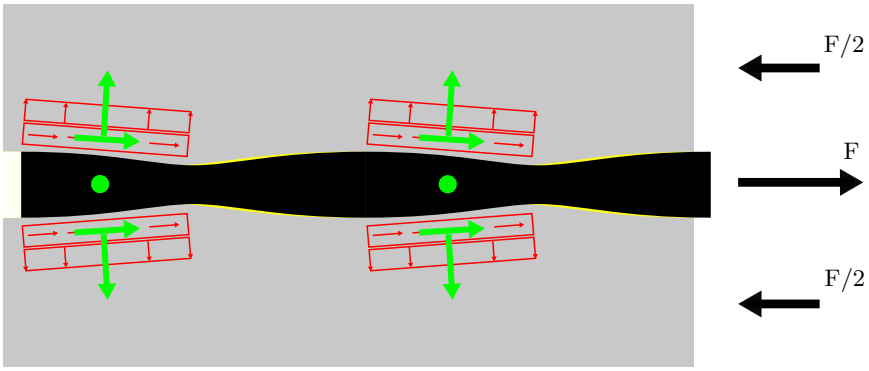


Abb. 3.9: Schematische Darstellung der Verbundspannungen entlang eines Faserstranges (rot). Diese sind vereinfacht mit einem konstanten Verlauf dargestellt. In grün sind jeweils die Resultierenden der Spannungsblöcke innerhalb einer Maschenweite (bzw. Rippe) sowie die diskreten Verbundpunkte dargestellt. Der Kontaktverlust zwischen Faserstrang und Betonmatrix ist durch eine Gelbfärbung des Spalts hervorgehoben.

Diese Verbundkraft-Schlupf-Beziehung wird für alle drei Bewehrungstypen durch Versuche bestimmt, bei denen die Verbundlänge eine Maschenweite des jeweils getesteten Typs beträgt. Da sich nur ein Verbundpunkt innerhalb der Verbundlänge befindet entspricht die aufgezeichnete Prüfkraft der in diesem Punkt übertragenen Verbundkraft. Unter eben dieser Annahme, dass die Kraft nur in einem Punkt übertragen werden kann, entspricht zudem weiters die gemessene Verschiebung auf der lastabgewandten Seite des Probekörpers der Verschiebung des Verbundpunktes, da hinter dem Verbundpunkt keine Normalkraft im Stab wirkt und somit auch keine Dehnungen auftreten.

Zusätzlich wird für den Bewehrungstyp K1 eine Versuchsserie durchgeführt, in der die Verbundlänge das Doppelte der Maschenweite beträgt. Die Aufteilung der Verbundkräfte auf zwei diskrete Verbundpunkte ist hier nicht mehr adhoc ersichtlich. Bei dieser Versuchsserie wird der gemessene Verlauf der Kraft und der Verschiebung an der lastabgewandten Seite mit den Ergebnissen eines Berechnungsmodells, das in Kapitel 4 vorgestellt wird, verglichen. Der Berechnung wird die bereits aus den Versuchen mit einer Maschenweite bestimmte Verbundkraft-Schlupf-Beziehung zugrunde gelegt. Mithilfe dieses Modells ist eine Bestimmung der Verbundkraftübertragung in den jeweiligen diskreten Verbundpunkten möglich.

3.8 Versuchsergebnisse

3.8.1 Typ K1

In Abb. 3.10 sind die aus den fünf Einzelversuchen resultierenden Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen für die Versuchskörper vom Bewehrungstyp K1 abgebildet. Der Verlauf der einzelnen Versuche wird im Folgenden beschrieben. Allen Versuchen gemeinsam war ein deutlich erkennbarer

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

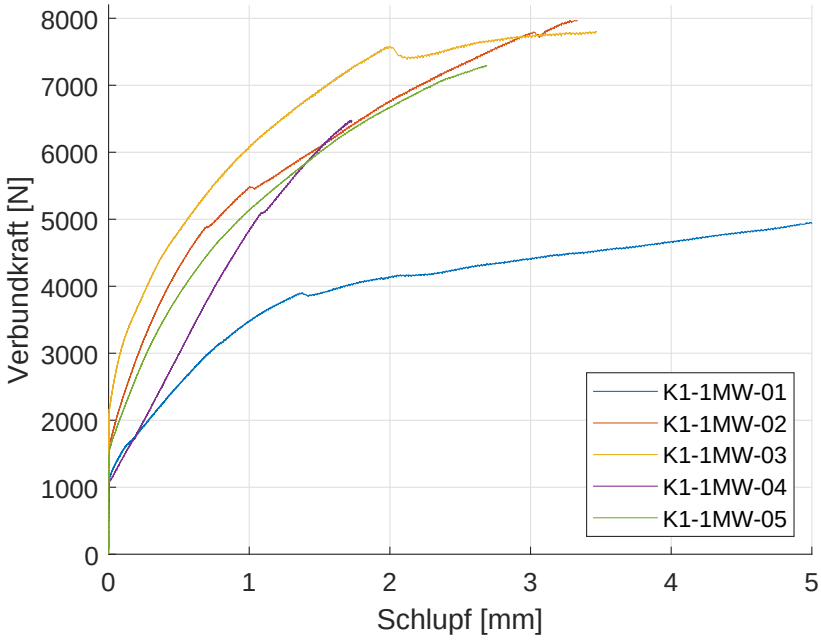


Abb. 3.10: Darstellung der gemessenen Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen für das Textil vom Typ K1 bei einer Maschenweite als Verbundlänge.

Übergang von dem Bereich des Haftverbundes und des Formverbundes als maßgeblichen Verbundmechanismus. Dieser fand bei einer Last zwischen 1000 N und 2100 N statt.

Bei Versuch K1-1MW-01 stellte sich nach dem Erreichen des Haftverbundes eine deutlich geringere Steifigkeit als bei den übrigen vier Probekörpern ein. Diese Steifigkeit reduzierte sich bei einem Lastniveau von 3900 N und einem zugehörigem Schlupf von etwa 1,38 mm ein weiteres Mal. Anschließend konnte die Verbundkraft gleichmäßig bis zum Lastmaximum von circa 5750 N bei einem Schlupf von 9,1 mm gesteigert werden. Hier kam es zu einem Lastabfall in Verbindung mit einem plötzlichen Schlupfanstieg. Das wesentlich weichere und duktilere Verhalten als bei den übrigen Versuchen wurde auf eine Störung des Verbundes im Zuge der Herstellung und Lagerung des Probekörpers zurückgeführt. Aufgrund der starken Abweichung zu den restlichen Probekörpern wurde Versuch K1-1MW-01 nicht für die Mittlung der Messergebnisse verwendet.

Bei den Versuchen K1-1MW-02 und K1-1MW-05 konnte die Verbundkraft nach dem Überschreiten des Haftverbundes stetig, mit leicht abfallender Steifigkeit, bis zu einem Maximum gesteigert werden. Bei Versuch K1-1MW-02 lag dieses Maximum bei 7950 N mit einem Schlupf von 3,34 mm und bei Versuch K1-1MW-05 bei 7250 N mit einem Schlupf von 2,68 mm. Im Anschluss an das Lastmaximum kam es in beiden Versuchen zu einem plötzlichen Lastabfall. Dieser Lastabfall ging mit einer Zerstörung des Rovings im Verbundbereich einher. Diese Zerstörung bestand in einem teilweisen Abriss des Rovings. Der Riss stellte sich dabei am vorderen Ende der Strecke ein, über die durch den Formverbund eine Kraft auf den Beton übertragen werden kann. In Abb. 3.11 ist der Abriss des Faserstranges zu sehen. Bei Versuch K1-1MW-05 wurde im Zuge des plötzlichen Lastabfalls zusätzlich zur Zerstörung des Rovings als sekundärer Versagensmechanismus auch der Betonkörper gespalten.

Bei Versuch K1-1MW-03 konnte die Verbundkraft wie auch bei den Versuchen K1-1MW-02 und K1-1MW-05 nach dem Lösen des Haftverbundes zunächst kontinuierlich bis zu einer Kraft von 7750 N bei einem Schlupf von 1,99 mm gesteigert werden. An diesem Punkt fiel die Verbundsteifigkeit deutlich ab und es stellte sich eine Art Fließplateau ein. Hier konnte die

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

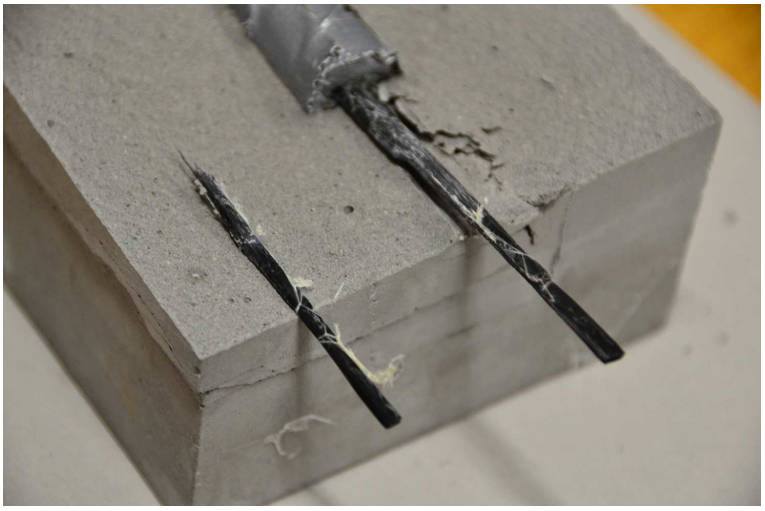


Abb. 3.11: Foto des nach dem Versuch aufgebrochenen Probekörpers aus Versuch K1-1MW-05. Der teilweise Abriss des Rovings am Beginn der Haftverbundstrecke ist gut erkennbar.

Verbundkraft noch geringfügig auf den Wert 7800 N bei einem Schlupf von 3,46 mm gesteigert werden. Beim Lastmaximum kam es vergleichbar mit den Versuchen K1-1MW-02 und K1-1MW-05 zu einer plötzlichen Schlupfvergrößerung in Kombination mit einem Lastabfall. Im Zuge des Lastabfalls wurde auch bei Versuch K1-1MW-03 der Betonkörper gespalten. Beim nachträglichen Aufbrechen des Probekörpers wurde auch hier eine teilweise Zerstörung des Faserstranges ausgehend vom vorderen Ende des Formverbundes festgestellt.

Versuch K1-1MW-04 verhielt sich zu Beginn vergleichbar mit den Versuchen K1-1MW-02, K1-1MW-03 und K1-1MW-05. Bei einem Lastniveau von etwa 6450 N und einem zugehörigen Schlupf von 1,72 mm kam es hier zu einem Versagen an der Einspannstelle zwischen Faserstrang und Prüfmaschine, infolge dessen die Last nicht weiter gesteigert werden konnte. Da die Messung nicht bis zur Maximallast durchgeführt werden konnte, wurde auch dieser Versuch nicht in die weitere Auswertung mit einbezogen.

3.8.2 Typ S1

Die aus den fünf mit den Textilen vom Typ S1 durchgeführten Versuchen bestimmten Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen sind in Abb. 3.12 dargestellt. Wie auch schon bei den Versuchen für den Bewehrungstyp K1 war der Übergang vom Haftverbund zum Formverbund deutlich zu erkennen. Dieser Übergang fand in einem Lastbereich zwischen 1800 N und 2800 N statt. Da bei Versuch S1-1MW-03, aufgrund einer Vorschädigung des Faserstrangs, dieser bereits kurz nach dem Überschreiten des Haftverbundes bei einer Last von circa 3000 N gerissen ist, wird Versuch S1-1MW-03 nicht in Abb. 3.12 mit abgebildet.

Die Versuche S1-1MW-02, S1-1MW-04 und S1-1MW-05 zeigten ein vergleichbares Verhalten. Beim Überschreiten des Haftverbundes fiel die Verbundsteifigkeit merklich ab. Die Verbundkraft konnte nun mit stetig leicht abnehmender Steifigkeit bis zu einem Lastmaximum gesteigert werden. Dieses Maximum lag für Versuch S1-1MW-02 bei einer Kraft von 8500 N bei einem Schlupf von 1,58 mm, für Versuch S1-1MW-04 bei 8550 N bei einem Schlupf von 1,34 mm Schlupf und für Versuch S1-1MW-05 bei 8100 N bei einem Schlupf von 2,13 mm. Bei allen drei Versuchen versagte der Probekörper an dieser Stelle trotz der hohen Betondeckungen durch eine Spaltrissbildung im Beton.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

Bei Versuch S1-1MW-01 stellte sich ein frühzeitiges Versagen des Rovings an der Einspannung in die Prüfmaschine ein. Im Zuge der Versuchsdurchführung rutschte der Roving immer weiter aus der Klemmvorrichtung heraus. Aufgrund der hierdurch entstandenen Schädigungen versagte der Roving bereits bei einer Last von 4300 N am Rand der Einspannstelle. Bis zu dieser Last zeigte er jedoch ein ähnliches Verhalten wie die Versuche S1-1MW-02, S1-1MW-04 und S1-1MW-05.

Beim Aufspalten der Probekörper zeigte sich, dass anders als beim Typ K1 keine erkennbaren Schäden an den Rovingen aufgetreten sind.

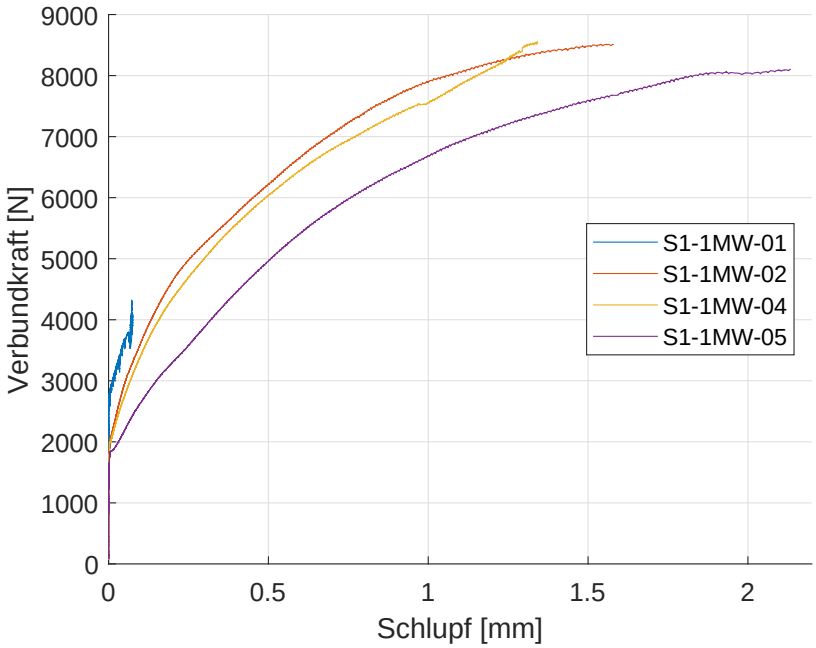


Abb. 3.12: Darstellung der gemessenen Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen für den Bewehrungstyp S1 bei einer Maschenweite als Verbundlänge. Da bei Versuch S1-1MW-03 bereits kurz nach dem Erreichen des Haftverbundes das Versagen in Form eines Rovingrisses eingetreten ist, wird dieser nicht mit abgebildet.

3.8.3 Typ S2

Die Rovinge vom Typ S2 weisen einen signifikant anderen Querschnitt auf als die der Typen K1 und S1. Sie sind wesentlich gedrungener und haben daher auch eine geringere Breite. Durch die geringere Breite fallen die über die MDF-Platten an der Einspannung in die Prüfmaschine zu übertragenden Spannungen bei gleicher Last deutlich höher aus als bei den anderen beiden Bewehrungstypen. Im Zuge des ersten Versuches wurden die MDF-Platten zerstört, weshalb für die weiteren Versuche anstatt der MDF-Platten zwei Aluminium Platten zwischen Roving und Prüfmaschine angeordnet wurden. Diese sind in der Lage die Spannungen aufzunehmen und sind dennoch nachgiebig genug um sich an die Form der Faserstränge anzupassen, so dass es zu keiner Zerstörung infolge Querdruck an der Einspannstelle kommt.

Die erhaltenen Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen sind in Abb. 3.13 zu sehen. Bei Versuch S2-1MW-01 wird aufgrund einer Unterbrechung mit vollständiger Entlastung zwischen den Versuchen S2-1MW-01.1 und S2-1MW-01.2 unterschieden. Die Versuche S2-1MW-01.1, S2-1MW-02, S2-1MW-03, S2-1MW-04 und S2-1MW-05 verhielten sich in der Anfangsphase der Versuche ähnlich. Der Haftverbund löste sich bei einem Lastniveau zwischen 1100 N und 1500 N womit

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

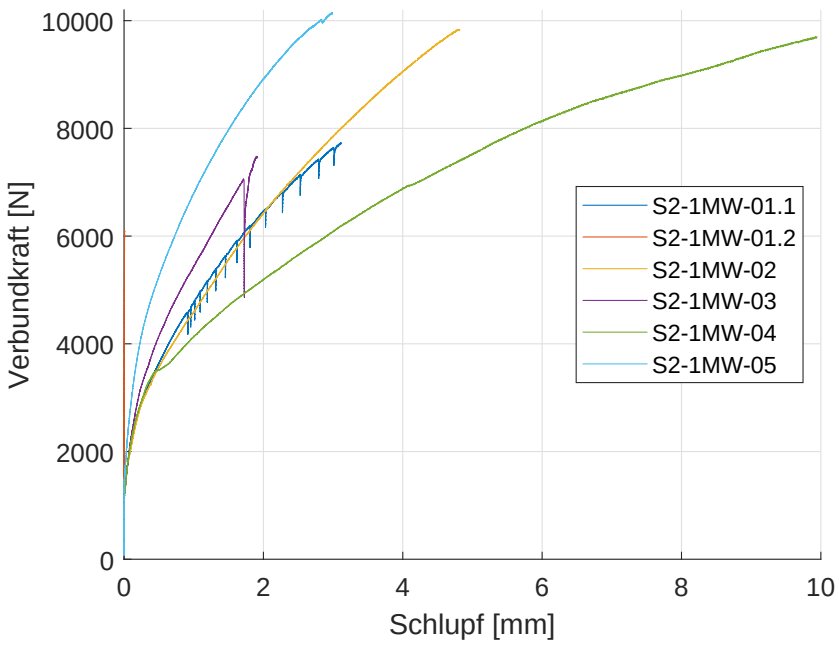


Abb. 3.13: Darstellung der gemessenen Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen für das Textil vom Typ S2 bei einer Maschenweite als Verbundlänge. Da Versuch S2-1MW-01 unterbrochen werden musste wird zwischen Versuch S2-1MW-01.1 und der Wiederbelastung Versuch S2-1MW-01.2 unterschieden.

eine merkliche Verminderung der Steifigkeit einherging. Im Anschluss konnte die Verbundkraft mit kontinuierlich abnehmender Steifigkeit weiter gesteigert werden.

Bei Versuch S2-1MW-01.1 wurde diese Steigerung durch die fortschreitende Zerstörung der MDF-Platten an der Einspannung regelmäßig unterbrochen bis sie bei einer Last von circa 7700 N keine zusätzliche Kraft mehr übertragen konnten. Bei der Wiederbelastung des ersten Probekörpers (Versuch S2-1MW-01.2) änderte sich das Verbundverhalten. Anders als bei den Erstbelastungen war hier kein Steifigkeitsabfall und somit auch kein Lösen des Haftverbundes erkennbar. Die Last konnte mit einer etwa dem Formverbund entsprechenden Steifigkeit bis zu einem Niveau von 6100 N gesteigert werden. An dieser Stelle bildete sich ein Spaltriss im Beton aus und der Probekörper versagte. Dass hier kein Übergang von Haftverbund zu Formverbund stattfand könnte damit erklärt werden, dass im Zuge der Erstbelastung bereits der Formverbund aktiviert wurde und sich dieser bei der Entlastung nicht wieder gelöst hat. Auffällig hierbei war außerdem, dass die erreichte Maximallast deutlich geringer war als die im Zuge der Erstbelastung bereits erreichte Last von 7500 N. Dies lässt vermuten, dass eventuell durch eine zyklische Belastung die Verbundfestigkeit aufgrund von Vorschädigungen maßgeblich reduziert werden kann.

Auch bei Versuch S2-1MW-03 erfolgte ein zu den anderen Versuchen abweichendes Versagen. Bei einem Lastniveau von circa 7000 N begann der Faserstrang in der freien Länge zu reißen bis er bei einer Last von circa 7500 N vollständig abriss.

Bei den Versuchen S2-1MW-02 und S2-1MW-04 stellte sich das Versagen innerhalb der Verbundlänge ein. Bei Versuch S2-1MW-02 betrug das Lastmaximum circa 9850 N bei einem Schlupf von 4,81 mm und bei Versuch S2-1MW-04 9650 N bei einem Schlupf von 9,90 mm. Das Versagen stellte sich ähnlich wie bei der Bewehrung vom Typ K1 in Form eines Faserstrangrisses am Knotenpunkt innerhalb der Verbundlänge ein. An dieser Stelle beginnt aufgrund der periodi-

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

schen Aufweitung auch der Formverbund zu wirken. Der aufgespaltene Probekörper aus Versuch S2-1MW-04 ist in Abb. 3.14 dargestellt.

Abb. 3.14: Foto des nach dem Versuch aufgebrochenen Probekörpers aus Versuch S2-1MW-04. Der Riss des Rovings stellte sich auf Höhe des Knotenpunktes innerhalb der Verankerungslänge ein.

Im Zuge von Versuch S2-1MW-05 konnte mit etwa 10 150 N die höchste Bruchlast aus den fünf Versuchen aufgenommen werden. Der zugehörige Schlupf betrug 3,00 mm. Von den drei Versuchen bei denen sich ein Verbundversagen einstellte, zeigte Versuch S2-1MW-05 demnach die größte Verbundsteifigkeit. Das Versagen stellte sich hier wie bei den Versuchen S2-1MW-02 und S2-1MW-04 in Form eines Faserstrangrisses in der Verbundlänge ein.

3.8.4 Ausgleichsfunktion für die Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen

Für die Modellierung der Versuche mit dem im Kapitel 4 vorgestellten Berechnungsansatz werden die gemittelten Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen jedes Bewehrungstyps durch eine analytische Funktion der in Gleichung (3.11) angegebenen Form ersetzt.

$$F(s) = a \cdot s^b + c \cdot s \tag{3.11}$$

Bei der Wahl der Ausgleichsfunktion wird bewusst auf die Möglichkeit den Haftverbund abbilden zu können verzichtet, da der Haftverbund entlang der gesamten Staboberfläche wirkt. Die dem Modell zugrunde gelegte Annahme der wirksamen Verbundpunkte kann in diesem Bereich folglich noch nicht gültig sein. Für die Anpassung der Parameter werden zunächst die Kurven der einzelnen Messreihen gemittelt. Dies geschieht in zwei Schritten. Im ersten Schritt werden die einzelnen Messwertkurven jeweils durch 100 über den Schlupf äquidistant verteilte Wertepaare aus Schlupf und zugehöriger Verbundkraft abgebildet. Im zweiten Schritt erfolgt die

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Tab. 3.4: Zusammenstellung der Parameter für die Ausgleichsfunktionen sowie der maximalen Schlupf- und Kraftwerte. Der Parameter c wurde in Abhängigkeit der übrigen vier Werte mithilfe von Gleichung (3.12) bestimmt.

	Typ K1	Typ S1	Typ S2
s_{max} [mm]	3,164	1,685	5.920
F_{max} [N]	7692	8396	9901
a	6246	8853	4763
b	0.3995	0.4260	0,3618
c	-696,3	-1580	141,1

Mittelung der Kurven jeweils punktweise. Hierfür wird an den 100 Stützstellen sowohl für die übertragene Verbundkraft als auch für den Schlupf das arithmetische Mittel gebildet.

Der Parameter c der Ausgleichsfunktion wird so gewählt, dass die Funktion das letzte Wertepaar der gemittelten Kurven enthält. Dieses besteht aus den Werten s_{max} und F_{max}. Unter dieser Voraussetzung erhält man für c den in Gleichung (3.12) angegebenen Ausdruck.

$$c = \frac{F_{max} - a \cdot s_{max}^b}{s_{max}} \tag{3.12}$$

Rückeingesetzt in Gleichung (3.11) erhält man folgenden Ausdruck für die Ausgleichsfunktion.

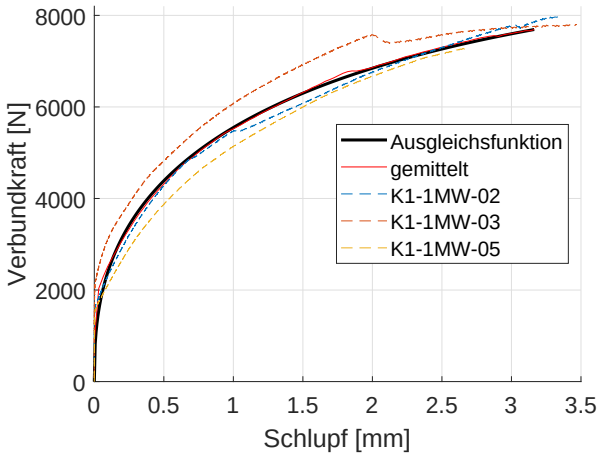
$$F(s) = a \cdot s^b + \frac{F_{max} - a \cdot s_{max}^b}{s_{max}} \cdot s \tag{3.13}$$

Die beiden verbleibenden unabhängigen Parameter a und b werden nun im Zuge einer Ausgleichsrechnung so angepasst, dass die Summe der Abstandsquadrate zwischen Mittelwertkurve und Ausgleichsfunktion minimiert wird. Die für die Parameter bestimmten Werte sind zusammen mit den Werten für s_{max} und F_{max} in Tab. 3.4 aufgeführt. In Abb. 3.15a sind die erhaltenen Ausgleichsfunktionen gemeinsam mit den zugrundeliegenden Messwertkurven und den gemittelten Kurven jeweils für die einzelnen Bewehrungstypen abgebildet.

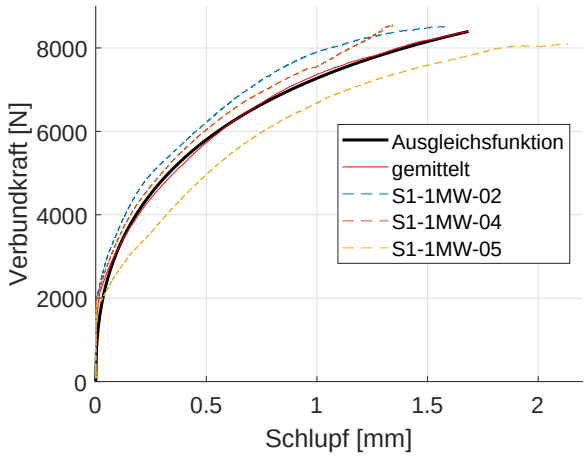
3.8.5 Vergleich der verschiedenen Bewehrungstypen

In Abb. 3.16 ist für alle drei untersuchten Bewehrungstypen die gemittelte Verbundkraft-Schlupf-Beziehung gemeinsam in einem Diagramm dargestellt. Zusätzlich wird jeweils die einfache Standardabweichung in beide Richtungen dargestellt. Für die Bestimmung der Standardabweichungen werden erneut die 100 über den Schlupf äquidistant verteilten Wertepaare der Messwertkurven verwendet. Für die jeweils zusammengehörigen Punkte werden getrennt voneinander die Standardabweichung für die Verbundkraft und den Schlupf bestimmt. Die Kurven für die Standardabweichungen werden nun durch die Addition beziehungsweise die Subtraktion der Standardabweichungen für den Schlupf und die Verbundkraft von den zugehörigen Mittelwerten gebildet. Für die oberhalb der Mittelwertkurve gelegene Standardabweichung wird der Schlupf um die einfache Standardabweichung reduziert und die Verbundkraft erhöht. Bei der unteren Standardabweichung werden die Werte jeweils in die entgegengesetzte Richtung angepasst.

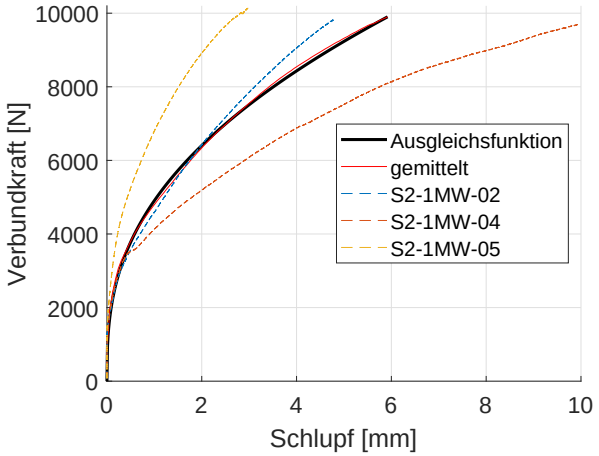
Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN



(a) Typ K1



(b) Typ S1



(c) Typ S2

Abb. 3.15: Darstellung der bestimmten Ausgleichsfunktionen für die Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen jeweils mit den zugrundeliegenden gemessenen Kurven und der daraus gemittelten Kurve.

Qualitativ zeigen alle drei Verläufe ein sehr ähnliches Verhalten. Die Steifigkeit nimmt ab dem Erreichen des Haftverbundes bis zur Bruchlast stetig ab. Quantitativ liegen deutliche Unterschiede vor.

Die mittlere Bruchlast liegt bei Typ S2 mit 9900 N deutlich über denen der Typen K1 (7700 N) und S1 (8400 N). Bei der mittleren Steifigkeit, die durch das Verhältnis aus Verbundkraft F_{max} und Schlupf s_{max} im Bruchzustand ermittelt wird, weist der Typ S1 mit 5022 N/mm den höchsten Wert auf. Die beiden anderen Typen liegen mit 2431 N/mm (Typ K1) und 1672 N/mm (Typ S2) deutlich darunter.

Betrachtet man die Standardabweichungen der unterschiedlichen Messreihen so stellt man fest, dass die Ergebnisse der Bewehrungstypen K1 und S1 wesentlich weniger streuen als die vom Typ S2. Beim Typ S2 erreicht die einfache Standardabweichung nach oben mit 4378 N/mm die 2,6-fache mittlere Steifigkeit verglichen mit der Steifigkeit der gemittelten Kurve und liegt damit etwa in der Größenordnung von Bewehrungstyp S1.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

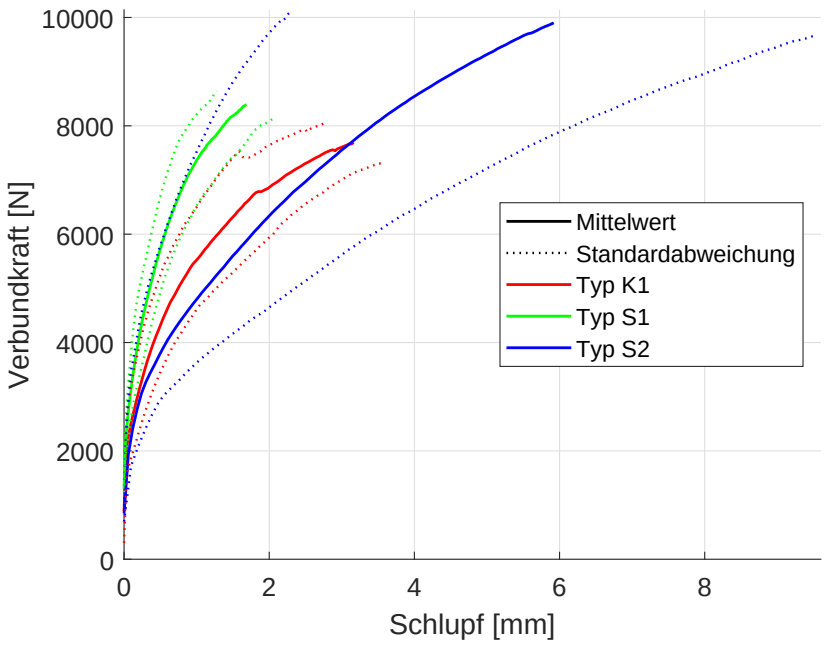


Abb. 3.16: Gemeinsame Darstellung der Mittelwerte und der Standardabweichungen der gemessenen Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen für die drei verschiedenen Bewehrungstypen.

Diese Unterschiede können durch die Geometrie der Bewehrung beschrieben werden. Hier ist insbesondere die Ausprägung der periodischen Aufweitung zu nennen, die durch den Beiwert k_A beschrieben werden kann (vergleiche Preinstorfer 2019). Dieser wird durch den Quotienten aus den Flächeninhalten des aufgeweiteten Feldquerschnittes und des Knotenquerschnittes gebildet. Für die Bewehrungstypen K1 und S1 wurde dieser bereits von Preinstorfer (2019) messtechnisch erfasst und beträgt 1,39 für den Typ K1 und 1,50 für den Typ S1. Für den Bewehrungstyp S2 wurden die genauen geometrischen Maße noch nicht erfasst. Die periodische Aufweitung fällt jedoch deutlich schwächer aus als bei den andern beiden Typen. Bei den durchgeführten Untersuchungen steigt demnach mit dem Ausmaß der periodischen Aufweitung die mittlere Verbundsteifigkeit an. Dass die Ergebnisse beim Bewehrungstyp S2 eine größere Streuung aufweisen erscheint auch plausibel, da bei der schwachen periodischen Aufweitung der Reibverbund an Bedeutung gewinnt. Dieser Verbundmechanismus unterliegt in der Regel sehr starken Streuungen.

Im Zusammenhang des Vergleichs der Bruchlasten muss zusätzlich noch erwähnt werden, dass bei der Bewehrung vom Typ S1 die angeordneten Betondeckungen nicht ausgereicht haben, um eine Spaltrissbildung im Beton zu verhindern. Es handelt sich demnach nicht um die angestrebte ideale Verbundkraft-Schlupf-Beziehung unter Ausschluss einer Spaltrissbildung. Diese wurde bei den Typen K1 und S2 erreicht, da hier das Versagen von einer lokalen Zerstörung der Bewehrung ausging. Für den Typ S1 könnte demnach die Bruchlast vermutlich noch etwas höher ausfallen. Außerdem weist der Bewehrungstyp S1 mit 47 mm eine größere Maschenweite auf als die Bewehrungstypen K1 und S1 mit jeweils 38 mm.

3.8.6 Zwei Maschenweiten als Verbundlänge bei Typ K1

Für den Bewehrungstyp K1 wurde zusätzlich zu den Versuchen mit einer Maschenweite als Verbundlänge auch eine Messreihe durchgeführt, bei der zwei Maschenweiten als Verbundlänge

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

verwendet wurden. Die aus diesen Versuchen erhaltenen Messwerte werden anschließend mit den Ergebnissen des in Kapitel 4 beschriebenen Berechnungsmodells verglichen. Der Berechnung wird dabei die in Kapitel 3.8.4 bestimmte Interpolationsfunktion für die Verbundkraft-Schlupf-Beziehung hinterlegt. Durch den Vergleich soll überprüft werden, ob das Modell geeignet ist das Verankerungsverhalten von textiler Bewehrung mit einer steifen Tränkung zu beschreiben.

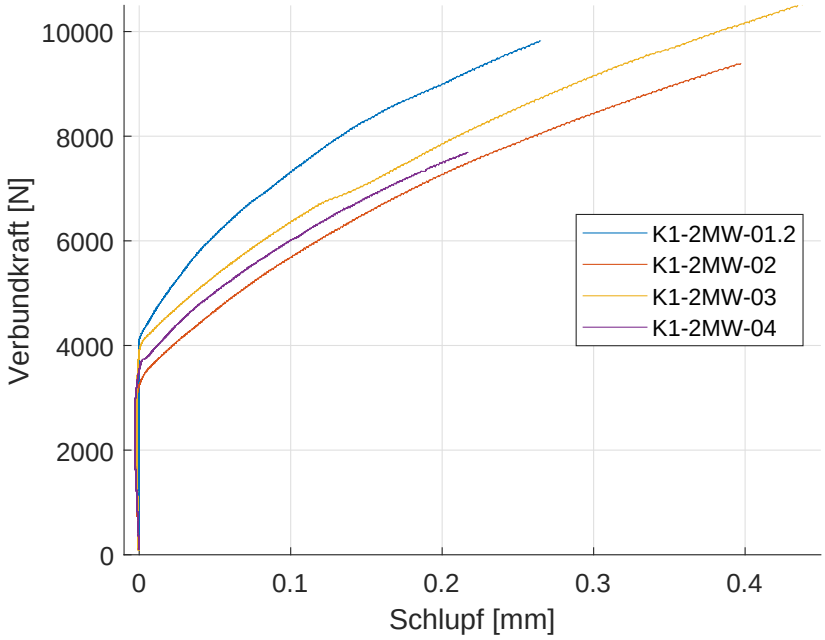


Abb. 3.17: Darstellung der gemessenen Beziehungen zwischen aufgebrachter Verbundkraft und Schlupf auf der lastabgewandten Seite des Probekörpers. Die Kurven aus den Versuchen K1-2MW-01.1 und K1-2MW-05 sind nicht dargestellt, da hier der Haftverbund nicht überwunden werden konnte und sich somit noch keine Verschiebung auf der lastabgewandten Seite eingestellt hat.

In Abb. 3.17 sind die aus den Versuchen gemessenen Prüfkräfte und der Schlupf auf der lastabgewandten Seite des Probekörpers dargestellt. Alle Versuche zeigten ein ähnliches Verhalten. Der Haftverbund löste sich im Bereich zwischen 3200 N und 4150 N. Dies entspricht etwa der doppelten Kraft, bei der sich der Haftverbund in den Versuchen mit einer Maschenweite als Verbundlänge löste. Ob sich der Haftverbund über die gesamte Verbundlänge zum selben Zeitpunkt löste oder ob er getrennt für die beiden Maschenweiten gelöst wurde, lässt sich aufgrund der Verschiebungsmessung auf der lastabgewandten Seite nicht erkennen. Auffällig ist zudem, dass sich bei allen Versuchen vor dem Lösen des Haftverbundes zunächst eine geringfügige negative Verschiebung ausgebildet hat. Dies könnte mit einer Ausrichtung der Rovinge erklärt werden, bei der mögliche Imperfektionen aus dem Einbau gerade gezogen werden. Die Versuche K1-2MW-01.1 und K1-2MW-05 sind in Abb. 3.17 nicht mit abgebildet, da hier der Haftverbund nicht überwunden werden konnte. Bei Versuch K1-2MW-01.1 versagte bei einem Lastniveau von 3000 N die Einspannung in die Prüfmaschine. Da der Faserstrang hier nicht beschädigt wurde konnte mit dem Versuch K1-2MW-01.2 eine Wiederbelastung durchgeführt werden. Bei Versuch K1-2MW-05 stellte sich bei einer Last von 2400 N ein Faserstrangriss im freien Feld ein.

Nach dem Lösen des Haftverbundes konnte die Prüfkraft, wie schon bei den Versuchen mit nur einer Maschenweite, mit kontinuierlich abnehmender Steifigkeit weiter gesteigert werden. Die Steifigkeit war hierbei etwas mehr als doppelt so hoch als bei den Versuchen mit einer

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Maschenweite. Das Versagen stellte sich bei den Versuchen K1-2MW-01.2, K1-2MW-02 und K1-2MW-03 in Form eines Faserstrangrisses im freien Feld ein. Die erreichte Prüfkraft lag dabei für den Versuch K1-2MW-01.2 bei etwa 9800 N, für Versuch K1-2MW-02 bei 9400 N und für Versuch K1-2MW-03 bei 10 500 N.

Bei Versuch K1-2MW-04 fiel die Risslast mit etwa 7800 N deutlich geringer aus als bei den übrigen Versuchen. Hier stellte sich der Rovingriss an der Einspannstelle ein, was darauf hindeutet, dass durch die Querdruckbelastung eine Schwächung des Rovings hervorgerufen wurde.

Die Probekörper wurden wiederum nach der Versuchsdurchführung aufgespalten. Hierbei konnten keine Schädigungen der Rovinge oder des Betons innerhalb des Verbundbereiches festgestellt werden. Da sich bei den Versuchen ein Bewehrungsversagen im freien Feld einstellte und kein Verbundversagen, ist die verwendete Bewehrung bereits bei einer Verankerungslänge von zwei Maschenweiten für die hier vorherrschenden Randbedingungen vollständig verankert.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Kapitel 4

Berechnungsmodell

4.1 Theorie und Modellannahmen

Im Folgenden wird ein Berechnungsmodell vorgestellt, mit dem das Verankerungsverhalten von textiler Bewehrung bestimmt wird. Hierbei wird die bereits beschriebene Diskretisierung des Verbundes über Verbundpunkte, wie in Abb. 4.1 dargestellt, in einem Finite-Elemente-Programm umgesetzt. Jede Maschenweite wird dabei durch ein eigenes finites Element modelliert. Das hierfür entwickelte finite Element besteht aus einem, den Bewehrungsstab abbildenden, Längsstab mit der Dehnsteifigkeit EA sowie einer, den Verbundpunkt abbildenden Feder, in der ein Verbundmodell bestehend aus der Federkraft $F(s)$ und der Federsteifigkeit $k(s)$ hinterlegt wird.

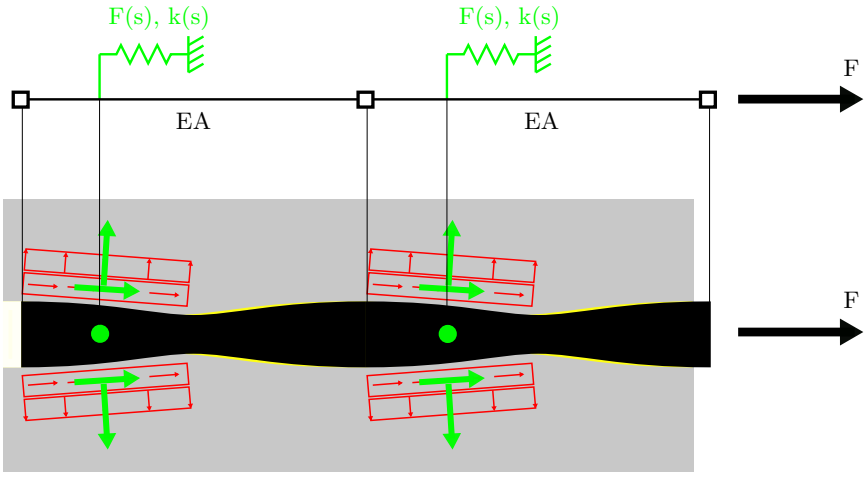


Abb. 4.1: Darstellung der Diskretisierung der Bewehrung in finite Elemente. Dargestellt ist die Diskretisierung eines Verbundbereiches bestehend aus zwei Maschenweiten. Die Diskretisierung besteht dementsprechend aus zwei finiten Elementen.

Bei der Diskretisierung des Verbundes in einen Verbundpunkt handelt es sich um eine Modellannahme. Die Lage des Verbundpunktes ist bei jedem Bewehrungstyp verschieden und wird bei der Herleitung der Beziehungen durch den Parameter ζ beschrieben. Dieser kann für die Berechnung frei gewählt werden. Das Element besitzt drei Punkte an denen es durch eine Kopplung der Verschiebungen mit den angrenzenden Systembestandteilen verbunden ist. Zum einen sind die Enden des Längsstabes mit denen der angrenzenden Stäbe gekoppelt. Zum anderen muss sich das zweite Ende der Feder genauso verschieben wie der angrenzende Beton. Da die Dehnsteifigkeit des Betons um ein Vielfaches höher ist als die des Bewehrungsstabes, werden die Deformationen des Betons vernachlässigt. Die Feder wird daher als unnachgiebig gelagert angenommen. Die einzigen verbleibenden Freiheitsgrade des Elementes sind demnach die Verschiebungen an den

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

beiden Stabenden. Zusätzlich werden nur Verschiebungen in Richtung der Stabslängsachse betrachtet, weshalb sich die Anzahl der unabhängigen Freiheitsgrade auf die beiden in Abb. 4.2 eingezeichneten Verschiebungsgrößen x_1 und x_2 reduziert.

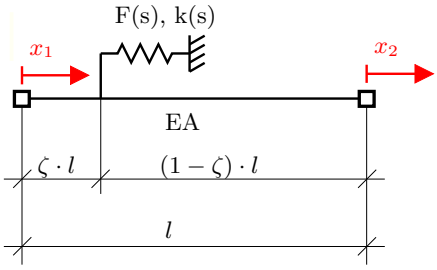


Abb. 4.2: Darstellung des für die Berechnung eingeführten Grundelementes mit den Definitionen des Parameters ζ für die Position des Verbundpunktes sowie der beiden Verschiebungsfreiheitsgrade x_1 und x_2. In der Verbundfeder gilt das Verbundmodell $F(s)$ und $k(s)$.

4.2 Bestimmung der Elementsteifigkeitsmatrix $\mathbf{k}$

Die Einträge der Elementsteifigkeitsmatrix k ergeben sich aus den Auflagerreaktionen, die sich einstellen, wenn man für jeweils einen der Freiheitsgrade eine Einheitsverschiebung der Größe eins aufbringt. Diese Auflagerreaktionen werden im Folgenden unter Anwendung des Verschiebungsgrößenverfahrens bestimmt. Hierfür wird als Zwischenergebnis die Verschiebung s am Ansatzpunkt der Feder berechnet und anschließend werden im Zuge einer Nachlaufrechnung die Auflagerreaktionen an den zu x_1 und x_2 gehörenden Auflagern ermittelt.

4.2.1 Verschiebungsgrößenverfahren zur Bestimmung von s infolge von Einheitsverschiebungen bei $\mathrm{x_1}$ und $\mathrm{x_2}$

Da bei dieser Berechnung die Verschiebungen der Freiheitsgrade x_1 und x_2 mit Null beziehungsweise Eins vorgegeben sind, stellen sie hier keine Freiheitsgrade dar. Die Verschiebungen dieser beiden Knoten werden durch Auflager vorgegeben. Der verbleibende unbekannte Freiheitsgrad ist die Verschiebung s. Für die Berechnung wird an diese Stelle ein virtuelles Auflager gesetzt. Um die erhaltenen Terme übersichtlicher zu halten werden die Teillängen des Elements, die vom Parameter ζ zur Definition der Lage des Verbundpunktes abhängig sind, durch die Längen l_1 und l_2 ersetzt. In Abb. 4.3 ist das Grundsystem für das angewendete Verschiebungsgrößenverfahren abgebildet. Auch die Definitionen für l_1 und l_2 sind hier ersichtlich.

Für die Bestimmung der Steifigkeitsmatrix wird zunächst der Einheitszustand betrachtet, in dem das virtuelle Auflager um die virtuelle Verschiebung $\overline{1}$ verschoben wird. Die Verschiebungen x_1 und x_2 der beiden Stabenden werden dabei fixiert. In Abb. 4.4 ist dieser Zustand dargestellt. Die zur Aufbringung der virtuellen Verschiebung nötige Auflagerkraft des virtuellen Auflagers ist die Systemsteifigkeit k_{ss} und kann durch das Bilden der Kräftesumme in einem Rundschnitt um den Ansatzpunkt der Feder gebildet werden. Die Kräfte in den beiden Stäben werden durch das Produkt aus Längenänderung und der Ersatzfedersteifigkeit eines normalkraftbeanspruchten Stabes (EA/l) bestimmt. Die der virtuellen Verschiebung entgegen wirkende Steifigkeit k_{ss} wird so zu dem in Gleichung (4.1) angegebenem Term bestimmt.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

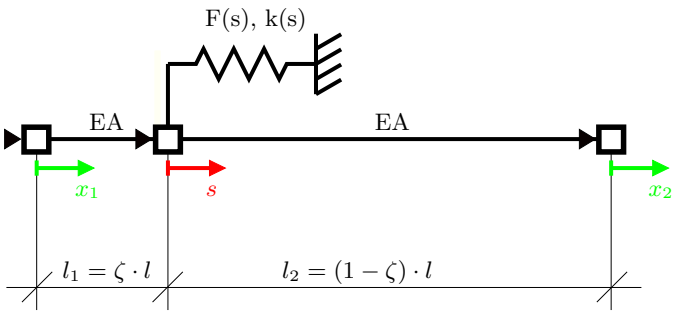


Abb. 4.3: Darstellung des Grundsystems für das angewendete Verschiebungsgrößenverfahren. Die Verschiebungen x_1 sowie x_2 (grün) stellen hier die vorgegebene Belastung dar. Die Verschiebung s (rot) am Ansatzpunkt der Feder ist der unbekannte Freiheitsgrad.

$$k_{ss} = \overline{1} \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s) \right) \tag{4.1}$$

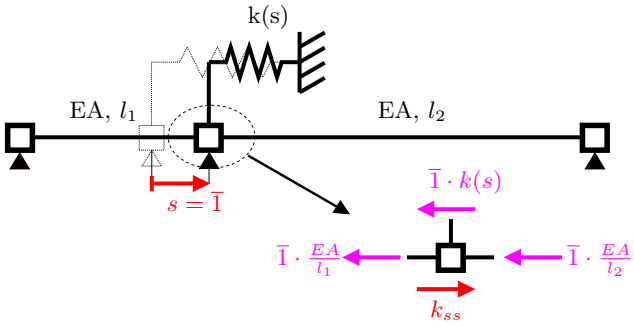
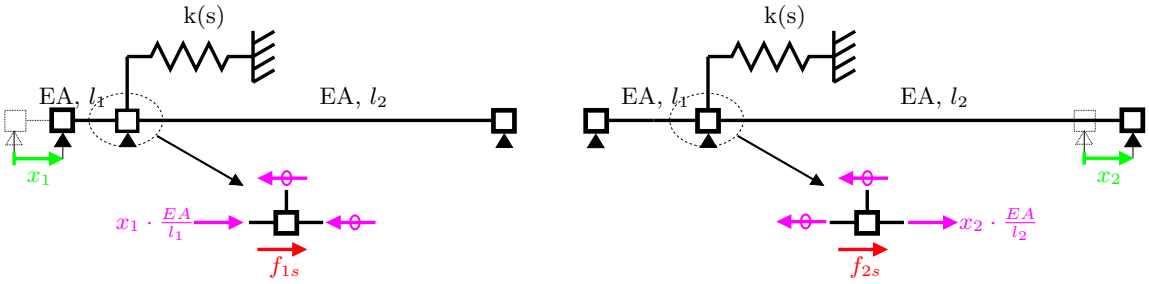


Abb. 4.4: Darstellung des Einheitszustandes mit der virtuell aufgebrachten Verschiebung $s = \overline{1}$. Die infolge der Verschiebung in den Stäben beziehungsweise der Feder wirkenden Kräfte sind in einem Rundschnitt um den Federansatzpunkt aufgetragen. Durch das Bilden der Kräftesumme am Rundschnitt kann die zum Aufbringen der Verschiebung benötigte Auflagerkraft k_{ss} bestimmt werden.

Im nächsten Schritt werden die beiden Verschiebungen x_1 und x_2 einzeln aufgebracht. Die sich aus diesen Belastungen ergebenden Auflagerkräfte am virtuellen Auflager im Federansatzpunkt f_{1s} und f_{2s} können nun erneut durch das Aufstellen des Kräftegleichgewichts an einem Rundschnitt um den Federansatzpunkt bestimmt werden. Die beiden Lastzustände sind in Abb. 4.5 dargestellt. Man erhält:

$$f_{is} = x_i \cdot \left(-\frac{EA}{l_i} \right) \tag{4.2}$$

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN



(a) Lastzustand x_1 **(b)** Lastzustand x_2

Abb. 4.5: Darstellung der Lastzustände mit den aufgebrachten Verschiebungen x_1 beziehungsweise x_2. Die Stab- und Federkräfte sind in einem Rundschnitt angetragen. Da die Feder und der lastabgewandte Stab keine Längenänderung erfahren wirken hier keine Kräfte.

Da das virtuelle Auflager nur für die Berechnung eingeführt wurde und tatsächlich nicht vorhanden ist muss die Summe der hier wirkenden Auflagerkräfte für die beiden Lastfälle getrennt betrachtet den Wert Null annehmen. Hieraus folgen die Bestimmungsgleichungen

$$k_{ss} \cdot s + f_{is} = 0 \tag{4.3}$$

für die Verschiebung s zufolge der Verschiebungen an den beiden Stabendpunkten. Durch das Umstellen nach s erhält man

$$s = -\frac{f_{is}}{k_{ss}} = x_i \cdot \frac{EA}{l_i \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}. \tag{4.4}$$

4.2.2 Nachlaufrechnung zur Bestimmung der Einträge der Elementsteifigkeitsmatrix

Aus der so bestimmten Verschiebung des Federansatzpunktes können nun im Zuge einer Nachlaufrechnung die Auflagerkräfte f_{ij} an den Endknoten zufolge der Verschiebungen x_1 und x_2 bestimmt werden. Der erste Index i steht hierbei für den Knoten an dem die Verschiebung aufgebracht wird und der zweite Index j steht für den Knoten an dem die Auflagerkraft wirkt. Hierfür wird das Produkt aus der Ersatzfedersteifigkeit und der Längenänderung der Teilstäbe gebildet.

$$f_{11} = \left(x_1 - x_1 \cdot \frac{EA}{l_1 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right) \cdot \frac{EA}{l_1} = x_1 \cdot \left[\frac{EA}{l_1} - \frac{EA^2}{l_1^2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right] = x_1 \cdot k_{11} \tag{4.5}$$

$$f_{12} = \left(-x_1 \cdot \frac{EA}{l_1 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right) \cdot \frac{EA}{l_2} = x_1 \cdot \left[-\frac{EA^2}{l_1 \cdot l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right] = x_1 \cdot k_{12} \tag{4.6}$$

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

$$f_{21} = \left(-x_2 \cdot \frac{EA}{l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right) \cdot \frac{EA}{l_1} = x_2 \cdot \left[-\frac{EA^2}{l_1 \cdot l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right] = x_2 \cdot k_{21} \quad (4.7)$$

$$f_{22} = \left(x_2 - x_2 \cdot \frac{EA}{l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right) \cdot \frac{EA}{l_2} = x_2 \cdot \left[\frac{EA}{l_2} - \frac{EA^2}{l_2^2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right] = x_2 \cdot k_{22} \quad (4.8)$$

Aus den Gleichungen (4.5) bis (4.8) können nun die gesuchten Einträge der Elementsteifigkeitsmatrix k_{11}, k_{12}, k_{21} und k_{22} identifiziert werden. Die Symmetriebedingung, nach der k_{12} und k_{21} identisch sein müssen, ist hierbei erfüllt. Durch das Eintragen der identifizierten Steifigkeiten in die Matrixform erhält man Gleichung (4.9).

$$k = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} \\ k_{21} & k_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{l_1} - \frac{EA^2}{l_1^2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)} & -\frac{EA^2}{l_1 \cdot l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)} \\ -\frac{EA^2}{l_1 \cdot l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)} & \frac{EA}{l_2} - \frac{EA^2}{l_2^2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)} \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

4.3 Elementlastvektor f infolge einer im Ansatzpunkt der Feder angreifenden Einzelkraft F

Zur Bestimmung des Elementlastvektors wird auf das Verschiebungsgrößenverfahren aus Kapitel 4.2.1 zurückgegriffen. Die Einzelkraft F stellt einen neuen Lastfall dar. Da sie direkt am virtuellen Auflager angreift nimmt dieses die volle Kraft auf und die virtuelle Auflagerkraft f_{Fs} beträgt $-F$. Nun kann erneut die Bestimmungsgleichung

$$k_{ss} \cdot s + f_{Fs} = 0 \quad (4.10)$$

für s aufgestellt werden. Hieraus erhält man für die Verschiebung den Ausdruck

$$s = -\frac{f_{Fs}}{k_{ss}} = \frac{F}{\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)}. \quad (4.11)$$

Die realen Auflagerkräfte können nun erneut durch das Produkt aus Längenänderung und Ersatzsteifigkeit der Teilstäbe bestimmt werden. Man erhält

$$f_{F1} = F \cdot \left[-\frac{EA}{l_1 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right] \quad (4.12)$$

und

$$f_{F2} = F \cdot \left[-\frac{EA}{l_2 \cdot \left(\frac{EA}{l_1} + \frac{EA}{l_2} + k(s)\right)}\right]. \quad (4.13)$$

Eine im Federansatzpunkt angreifende Einzelkraft teilt sich demnach entsprechend des jeweiligen Anteils an der Gesamtsteifigkeit k_{ss} auf die drei angrenzenden Bestandteile des Elements auf.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

4.4 Berechnungsalgorithmus

4.4.1 Grundsätzliche Vorgehensweise bei der nicht linearen Berechnung

In den bestimmten Ausdrücken für die Elementsteifigkeitsmatrix und den Lastvektor ist die Federsteifigkeit $k(s)$ enthalten. Diese wurde in Kapitel 3 an den Versuchen mit einer Maschenweite bestimmt und ist nicht konstant sondern abhängig vom Schlupf, der sich im Verbundpunkt einstellt. Da dieser Schlupf jedoch Teil des gesuchten Ergebnisses ist, wird für die Berechnung ein iteratives Vorgehen gewählt. Zur Anwendung kommt das Newton-Raphson-Verfahren, dessen grundsätzliches Konzept in Abb. 4.6 schematisch dargestellt ist.

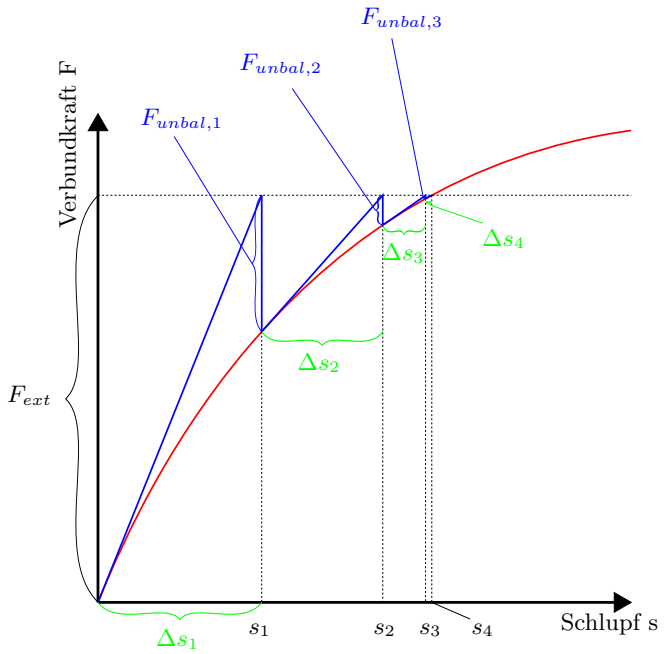


Abb. 4.6: Schematische Darstellung der Vorgehensweise beim Newton-Raphson-Verfahren für ein System mit einem Freiheitsgrad. In jedem Iterationsschritt wird die zur aktuellen Verschiebung s zugehörige tangentiale Steifigkeit bestimmt. Mit dieser Steifigkeit wird anschließend die Ungleichgewichtskraft $F_{unbal,i}$ auf das System aufgebracht, wodurch sich eine Zusatzverschiebung Δs_i ergibt. Dies wird wiederholt bis die Änderungen innerhalb eines Iterationsschrittes vernachlässigbar klein werden.

Die Berechnung startet immer in einem bereits bekannten Gleichgewichtszustand. Auf diesen wird im ersten Berechnungsschritt die externe Belastung F_{ext} aufgebracht. Die Berechnung der Differenzverschiebung Δs_1 erfolgt linear mit der tangentialen Steifigkeit, die zu Beginn des Iterationsschrittes vorliegt. Aufgrund der linearen Berechnung entsteht ein Fehler, der sich dadurch äußert, dass rechnerisch eine Kraft in der Feder unterstellt wird, die bei dem vorliegenden Schlupf tatsächlich nicht wirkt. Da die innere Kraft der Feder nicht mit der äußeren Belastung übereinstimmt befindet sich das System demnach nicht im Gleichgewicht. Die Differenz der Kräfte ist die Ungleichgewichtskraft $F_{unbal,1}$. Die nachfolgenden ((i)ten) Iterationsschritte starten nun bei dem Gleichgewichtszustand, der bei dem Schlupf s_{i-1} aus den vorherigen Schritten gilt. Dieser Schlupf ist die Summe der Differenzverschiebungen Δs_i aus den vorherigen Rechenschritten

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

$$s_i = \sum_{j=1}^{i} \Delta s_j. \tag{4.14}$$

Für den Schlupf s_{i-1} wird erneut die tangentiale Steifigkeit bestimmt. Als Belastung wird nun nicht mehr die externe Last F_{ext} angesetzt sondern die Ungleichgewichtskraft $F_{unbal,i-1}$ aus dem vorherigen Rechenschritt. Als Ergebnis erhält man einen zusätzlichen Schlupf Δs_i und eine Ungleichgewichtskraft $F_{unbal,i}$. Die Iterationsschleife wird solange durchlaufen bis die Ungleichgewichtskraft $F_{unbal,i}$ und die hinzukommende Differenzverschiebung Δs_i ausreichend klein sind um vernachlässigt werden zu können.

4.4.2 Umgesetzter Algorithmus

Da die Berechnung vor allem für Systeme mit mehreren Maschenweiten, und somit auch mit mehreren nichtlinearen Federn, erfolgen soll, muss das oben beschriebene Vorgehen für mehrere Punkte gleichzeitig durchgeführt werden. Im Folgenden werden die hierbei durchlaufenen Rechenschritte einzeln erläutert. Umgesetzt wurde das Modell mit dem Programm *MATLAB R2018b* des Herstellers *MathWorks*. Der Quelltext ist in Anhang A enthalten.

Systemdefinition

In diesem Abschnitt wird das zu berechnende System definiert. In Abb. 4.7 sind die wählbaren Programmparameter abgebildet. Das System besteht aus n Maschen, die den Verbundbereich abbilden. Diese werden durch das zuvor entwickelte Grundelement modelliert. Für die Anzahl n kann eine beliebige natürliche Zahl gewählt werden. Die Länge einer Maschenweite wird über den Parameter l angegeben wobei der Parameter ζ festlegt an welcher Stelle innerhalb der Maschenweite der angenommene Verbundpunkt liegt. Für ζ kann hierbei ein beliebiger Wert zwischen null und eins gewählt werden. Auf der lastzugewandten Seite des Verbundbereichs wird zusätzlich ein Vorfeld definiert dessen Länge $l_{Vorfeld}$ beliebig gewählt werden kann. Am vorderen Ende des Vorfeldes befindet sich ein festes Auflager, das die Einspannung in die Prüfmaschine abbildet. An diesem Auflager wird in Form der ebenfalls frei wählbaren eingeprägten Verschiebung u_M die Belastung auf das System übertragen. Die Dehnsteifigkeit EA des Bewehrungsstranges ist konstant über die gesamte Systemlänge und kann ebenfalls beliebig gewählt werden.

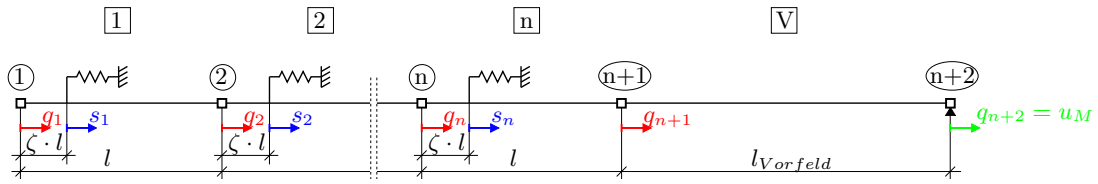


Abb. 4.7: Darstellung des durch das entwickelte Programm berechneten Systems. Die wählbaren geometrischen Parameter umfassen die Anzahl n der Maschen im Verbund, die Maschenweite l und die Position des Verbundpunktes durch den Parameter ζ. Zusätzlich kann die Länge $l_{Vorfeld}$ des Vorfeldes zwischen Verbundbereich und Lastangriffspunkt frei gewählt werden. Für den gesamten Bewehrungsstrang wird die konstante Dehnsteifigkeit EA verwendet. Die Verschiebungen q_i der insgesamt $(n+2)$ Knotenpunkte stellen die Freiheitsgrade des Systems dar, wobei die Verschiebung q_{n+2} die durch den Maschinenweg u_M vorgegebene Belastung darstellt.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Tab. 4.1: Zusammenfassung der wichtigsten für die Berechnung verwendeten Variablen

	Verwendungszweck	Dimension
n	Anzahl der Maschenweiten innerhalb der Verbundlänge	$[1 \times 1]$
n_{FG}	Anzahl der Systemfreiheitsgrade	$[1 \times 1]$
n_L	Anzahl der Laststeigerungsschritte in denen die maximale Belastung aufgebaut wird	$[1 \times 1]$
s	Vektor in dem der Schlupf an den Verbundpunkten gespeichert wird	$[n \times 1]$
Δs	Vektor in dem die Änderung des Schlupfes an den Verbundpunkten innerhalb eines Rechenschrittes gespeichert wird	$[n \times 1]$
F	Vektor in dem die nach einem Berechnungsschritt innerhalb der Verbundpunkte rechnerisch wirkenden Kräfte gespeichert werden	$[n \times 1]$
F_{soll}	Vektor in dem die beim vorhanden Schlupf nach der zugrundeliegenden Verbundkraft-Schlupf-Beziehung tatsächlich innerhalb der Verbundpunkte wirkenden Kräfte gespeichert werden	$[n \times 1]$
F_{unbal}	Vektor in dem die sich aus F und F_{soll} wirkenden Ungleichgewichtskräfte gespeichert werden	$[n \times 1]$
$k_{F,s}$	Vektor in dem die für den vorhandenen Schlupf wirksamen Federsteifigkeiten der Verbundfedern gespeichert werden	$[n \times 1]$
q	Vektor in dem die Verschiebung der Knotenpunkte gespeichert wird	$[n_{FG} \times 1]$
Δq	Vektor in dem die Differenzverschiebung der Knotenpunkte innerhalb eines Iterationsschrittes gespeichert wird	$[n_{FG} \times 1]$
K	Matrix in der die tangentiale Systemsteifigkeitsmatrix gespeichert wird	$[n_{FG} \times n_{FG}]$
ΔP	Vektor in dem der Systemlastvektor für den aktuellen Rechenschritt gespeichert wird	$[n_{FG} \times 1]$

Berechnung

In diesem Abschnitt erfolgt die iterative Berechnung des Systems. Hierfür werden zunächst vor der Iteration die verwendeten Variablen definiert. Die wichtigsten Variablen sind in Tab. 4.1 zusammengefasst. Im Zuge der iterativen Berechnung werden die in den Variablen gespeicherten Werte schrittweise aktualisiert oder überschrieben. Die Berechnung erfolgt in insgesamt n_L Laststeigerungsschritten, über die die vorgegebene Zielverschiebung $u_{Maschine}$ gleichmäßig aufgebaut wird. Durch dieses Vorgehen werden mehrere Gleichgewichtszustände als Zwischenergebnisse ausiteriert. Hierdurch wird die Ausgabe eines Last-Verschiebungs-Diagrammes ermöglicht. Zusätzlich wird durch die schrittweise Laststeigerung die numerische Stabilität des Programmes verbessert, da sich durch zu große Lastschritte Divergenz einstellen kann.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

Die Iteration erfolgt demnach durch zwei ineinander liegende Schleifen. Die äußere Schleife dient dazu die Verschiebung $q_{n_{FG}}$ schrittweise zu erhöhen. Es handelt sich um eine for-Schleife mit der fest vorgegebenen Wiederholungszahl n_L. Mit der zweiten inneren Schleife wird für jeden einzelnen Lastschritt der in Kapitel 4.4.1 vorgestellte Algorithmus ausgeführt und somit der zwischenzeitliche Gleichgewichtszustand bestimmt. Da hierbei ein Abbruchkriterium verwendet wird, ist die Anzahl der nötigen Wiederholungen vor der Berechnung nicht bekannt und es wird eine while-Schleife verwendet. Um Endlosschleifen zu verhindern wird die Schleife spätestens nach einer Wiederholungszahl von 100 Schritten abgebrochen.

Die eigentliche Berechnung erfolgt vollständig innerhalb der inneren Schleife. In der äußeren Schleife wird lediglich zu Beginn jedes Laststeigerungsschrittes die Differenzverschiebung am Knoten n_{FG} in den Systemlastvektor ΔP eingetragen. Hierbei muss beachtet werden, dass aufgrund der weggesteuerten Lastaufbringung keine Kraft eingetragen wird sondern eine Verschiebung. Dies wird später bei der Systemsteifigkeitsmatrix berücksichtigt. Da die Last in n_L gleich großen Schritten gesteigert wird, wird an die (n_{FG})te Stelle des Vektors ΔP der Wert

$$\Delta P(n_{FG}) = \frac{u_M}{n_L} \tag{4.15}$$

eingetragen. Die übrigen Einträge des Systemlastvektors werden vorerst bei Null belassen, da nur am Knoten n_{FG} eine externe Belastung angreift.

Für die Berechnung in der inneren Schleife wird zunächst die momentane Systemsteifigkeitsmatrix K und der Systemlastvektor ΔP für den jeweiligen Rechenschritt gebildet. Zum Bilden dieser beiden Elemente wird innerhalb der zweiten Schleife eine weitere Schleife durchlaufen, in der die Maschenweiten der Bewehrung einzeln behandelt werden. Zum Erstellen der momentanen Größen werden die Ergebnisse aus den vorausgegangenen Rechenschritten verwendet. Zunächst wird aus der Verbundkraft-Schlupf-Beziehung die tangentiale Federsteifigkeit $k_{F,s}$ für den aktuellen Schlupf s ausgelesen. Durch die Anwendung der Formeln (4.12) und (4.13) wird im nächsten Schritt der Systemlastvektor ΔP mit den Einträgen zufolge der Ungleichgewichtskräfte F_{unbal} aufgefüllt. Hierfür werden im Zuge der Assemblierung die beiden Einträge des Elementlastvektors für jede Maschenweite an die zugehörigen Stellen des Systemlastvektors gestellt. Dasselbe Vorgehen wird für die Systemsteifigkeitsmatrix unter Anwendung von Formel (4.9) durchgeführt. An dieser Stelle endet die dritte Schleife. Sie wird in jedem Iterationsschritt für alle n Maschenweiten, die im Verbund mit dem Beton stehen, durchlaufen.

Im Anschluss wird die Systemsteifigkeitsmatrix um die Elementsteifigkeitsmatrix des Vorfeldes ergänzt. Diese hat die Form

$$k_{Vorfeld} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{l_{Vorfeld}} & -\frac{EA}{l_{Vorfeld}} \\ -\frac{EA}{l_{Vorfeld}} & \frac{EA}{l_{Vorfeld}} \end{bmatrix}. \tag{4.16}$$

Da die Belastung in Form einer vorgegebenen Verschiebung aufgebracht wird muss die Systemsteifigkeitsmatrix noch an die Verschiebungsrandbedingung angepasst werden. Hierfür werden alle Einträge in der (n_{FG})ten Zeile von K zu null gesetzt und auf der Hauptdiagonalen eine eins angeordnet. Durch diese Manipulation des Gleichungssystems wird gewährleistet, dass die erhaltene Verschiebung am Freiheitsgrad n_{FG} gleich der im Systemlastvektor an dieser Stelle vorgegebenen Verschiebung ist.

Jetzt kann als zentraler Rechenschritt der Iteration das Gleichungssystem aus Gleichung (4.17) gelöst werden.

$$K \cdot \Delta q = \Delta P \tag{4.17}$$

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Die unbekannte Größe in dieser Gleichung ist der Vektor Δq der sich im Iterationsschritt einstellenden Differenzverschiebungen. Mit dem bestimmten Δq kann im Anschluss die Gesamtverschiebung der Knotenpunkte durch den Ausdruck nach Gleichung (4.18) aktualisiert werden.

$$q_{(neu)} = q_{(alt)} + \Delta q \tag{4.18}$$

Im Anschluss erfolgt im Zuge einer weiteren Schleife über alle Maschenweiten die Nachlaufrechnung auf den neuen Schlupf und die neuen Verbundkräfte im Verbundpunkt. Zur Bestimmung des gesamten Schlupfes in den Verbundpunkten wird zunächst aus den Differenzknotenverschiebungen Δq, der Ungleichgewichtskraft F_{unbal} und der Federsteifigkeit $k_{F,s}$ der Differenzschlupf aus dem aktuellen Iterationsschritt Δs bestimmt. Hierfür werden die Ausdrücke in den Gleichungen (4.4) und (4.11) verwendet. Aus dem Differenzschlupf Δs und dem Gesamtschlupf im vorherigen Iterationsschritt $s_{(alt)}$ wird anschließend der neue Gesamtschlupf

$$s_{(neu)} = s_{(alt)} + \Delta s \tag{4.19}$$

bestimmt. Nun kann die rechnerisch wirkende Verbundkraft F bestimmt werden. Hierfür wird zu der bereits vor dem Berechnungsschritt nach dem Verbundmodell wirkenden Verbundkraft $F_{soll,(alt)}$ die elastische Änderung der Federkraft innerhalb des Berechnungsschrittes hinzugezählt. Die elastische Änderung wird hierbei durch das Produkt aus der tangentialen Federsteifigkeit $k_{F,s}$ und dem hinzugekommen Differenzschlupf Δs bestimmt. Man erhält den in Gleichung (4.20) angegebenen Ausdruck.

$$F = F_{soll,(alt)} + \Delta s \cdot k_{F,s}. \tag{4.20}$$

Im Anschluss wird aus der zugrunde gelegten Verbundkraft-Schlupf-Beziehung $F(s)$ die für den vorhandenen Schlupf s wirkende Kraft F_{soll} ausgelesen. Aus der nun bekannten rechnerisch wirkenden Kraft F und der tatsächlich in der Feder wirkenden Kraft F_{soll} wird die Ungleichgewichtskraft

$$F_{unbal} = F - F_{soll} \tag{4.21}$$

bestimmt. Hier endet die Schleife für die Nachlaufrechnung und die Berechnung des Iterationsschrittes ist abgeschlossen. Zur Kontrolle ob der Laststeigerungsschritt konvergiert ist werden die beiden Abbruchkriterien

$$q_{Kriterium} = norm\left(\frac{\Delta q}{q}\right) \tag{4.22}$$

und

$$F_{Kriterium} = norm\left(\frac{F_{unbal}}{F_{soll}}\right) \tag{4.23}$$

aufgestellt. Sobald beide Kriterien kleiner als 10^{-8} sind wird die Berechnung abgebrochen.

Korrektur für negative Federsteifigkeiten

In den zugrunde gelegten Verbundkraft-Schlupf-Beziehungen treten im Zuge des Verbundversagens auch negative Steifigkeiten auf. Ist der Betrag dieser negativen Steifigkeiten größer als die Ersatzfedersteifigkeit des Bewehrungsstabes zwischen der Verbundfeder und der Einspannung in

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

die Prüfmaschine kommt es bei der Iteration zu einem oszillierenden Effekt, im Zuge dessen der Gleichgewichtszustand nicht gefunden wird.

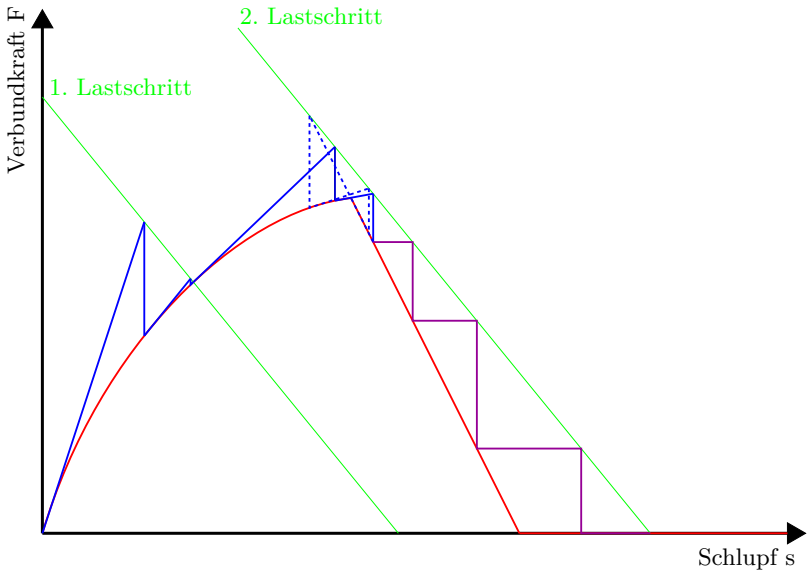


Abb. 4.8: Darstellung eines Newton-Raphson-Verfahrens mit weggesteuerter Lastaufbringung in zwei Laststeigerungsschritten. Die grünen Linen stellen die im Bewehrungsstab wirkenden Kräfte dar und die rote Linie die Kraft in der Verbundfeder. Im ersten Laststeigerungsschritt liegt der Schnittpunkt und Gleichgewichtszustand noch im Bereich vor dem Abfall der übertragbaren Verbundkraft und kann mit dem umgesetzten Algorithmus gut bestimmt werden. Im zweiten Laststeigerungsschritt liegt er erst hinter dem Lastabfall. Da die Steigung im abfallenden Ast der Verbundkraft-Schlupf-Beziehung geringer ist als die des Bewehrungsstabes kann der Gleichgewichtszustand nicht gefunden werden und es bildet sich eine Hysterese Schleife aus (strichliert). Wählt man für diesen Bereich eine betragsmäßig geringere Steifigkeit (z.b. null) kann die Berechnung fortgeführt werden und der Gleichgewichtszustand wird gefunden (lila).

Um diesen Effekt zu erklären muss man genauer auf das Verhalten des Newton-Raphson-Verfahrens bei der hier durchgeführten weggesteuerten Lastaufbringung eingehen. Da die Belastung nicht direkt an den Verbundfedern aufgebracht wird, sondern am Knoten n_{FG}, muss bei der Betrachtung in Abb. 4.6 auch die Steifigkeit des Bewehrungsstabes zwischen der Feder und der Einspannung in die Prüfmaschine berücksichtigt werden. In Abb. 4.8 ist dies mit den beiden grünen Linien umgesetzt. Bei einer Zunahme des Schlupfes nimmt aufgrund der Verkürzung des Bewehrugsstabes die im Stab wirkende Kraft ab. Die Steigung der grünen Linien entspricht dabei der negativen Steifigkeit des angesprochenen Abschnittes des Bewehrungsstranges. Der gesuchte Gleichgewichtszustand ist nun der Schnittpunkt der grünen Linie mit der Verbundkraft-Schlupf-Beziehung.

Bei dem ersten Laststeigerungsschritt in Abb. 4.8 funktioniert der bisher umgesetzte Algorithmus auch für diese Aufgabenstellung. Beim zweiten Laststeigerungsschritt liegt der Gleichgewichtszustand erst hinter dem Lastabfall und die Verbundkraft-Schlupf-Beziehung fällt steiler ab als die grüne Linie für die Belastung. Der Schnittpunkt der Tangente mit der grünen Linie liegt

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

demnach bei einem geringeren Schlupf als bereits als Zwischenergebnis vorliegt. Hierdurch fällt man bei der Berechnung in eine Schleife bei der das Ergebnis zwischen zwei Werten wechselt. Diese Schleife ist in Abb. 4.8 strichliert dargestellt. Durch eine Manipulation der Federsteifigkeit wird diese Schleife verhindert. Dabei wird für den Fall, dass die tangentiale Federsteifigkeit geringer ist als die negative Steifigkeit des voraus liegenden Bewehrungsstabes, die Federsteifigkeit für die Berechnung zu null gesetzt. Dies ist in Abb. 4.8 in lila dargestellt. Durch diese Korrektur kann der gesuchte Gleichgewichtszustand gefunden werden.

Wird mehr als eine Maschenweite im Verbundbereich untersucht so kommt es zu einer Interaktion der Steifigkeiten zwischen den Maschenweiten. In diesem Fall ist die Abgrenzung, ob die Steifigkeitsanpassung zwingend nötig ist, nicht mehr so einfach zu treffen wie bei einer Maschenweite. Daher wird ein Kriterium stark auf der sicheren Seite gewählt, nach dem bei jeder negativen tangentialen Federsteifigkeit eine Anpassung der Steifigkeit erfolgt. Das Kriterium ob eine Steifigkeitsanpassung nötig ist reduziert sich demnach auf folgenden Ausdruck:

$$k_{F,s} < 0 \tag{4.24}$$

Ist diese Bedingung erfüllt wird die Federsteifigkeit in der betreffenden Maschenweite zu null gesetzt. Die entwickelte Anpassung funktioniert bei dem hier vorliegenden Verbundproblem zuverlässig. Dies liegt daran, dass die Belastung kontinuierlich gesteigert wird. Daher ist der gesuchte Schnittpunkt, auch wenn es zwei oder mehr Schnittpunkte zwischen der grünen Lastlinie und der Verbundkraft-Schlupf-Beziehung gibt, immer der Gleichgewichtszustand mit dem nächst höheren Schlupf. Aufgrund der Eigenschaften des ansteigenden Astes sowie der Korrektur im absteigenden Ast stellen sich nur positive Werte für Δs ein. Zudem können die berechneten Zwischenergebnisse nicht oberhalb der grünen Lastkurve liegen. Es wird also immer zuverlässig der nächste Schnittpunkt gefunden.

Federsteifigkeit bei Schlupf s = 0

Da der in Kapitel 3.8.4 bestimmte Parameter b für alle drei gemessenen Bewehrungstypen zwischen Null und Eins liegt, handelt es sich bei den Interpolationsfunktionen um Wurzelfunktionen. Demzufolge weisen sie bei einem Schlupf von Null eine vertikale Tangente beziehungsweise eine unendlich große Steifigkeit auf. Diese hat für die Berechnung zur Folge, dass im Ausgangszustand, in dem noch kein Schlupf vorhanden ist, unendlich hohe Federsteifigkeiten vorliegen. Demzufolge kann sich rechnerisch kein Schlupf ausbilden.

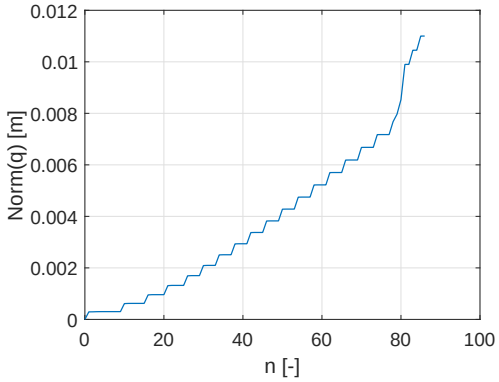
Um diesen Effekt zu umgehen wird ein Hilfswertepaar eingeführt bestehend aus einem sehr geringen Schlupf von $s_{hilf} = 10^{-5}$ mm und der zugehörigen Verbundkraft $F(s_{hilf})$. Im Intervall zwischen null und s_{hilf} wird die Funktion mithilfe der Sekante durch diese beiden Punkte angenähert. Durch die Anpassung erhält man an jeder Stelle der Beziehung eine endliche Steifigkeit und die Berechnung kann durchgeführt werden.

Ausgabe

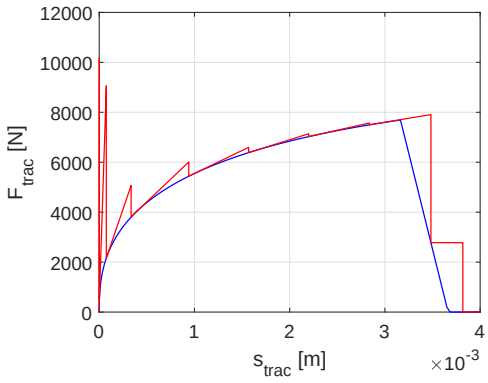
Während der iterativen Berechnung kann der Verlauf beliebig vieler Variablen abgespeichert werden. Hierbei können die Werte sowohl für jeden Laststeigerungsschritt als auch für jeden Iterationsschritt aufgenommen werden. Dies ist bereits für einige Variablen umgesetzt. In Abb. 4.9 sind die grafischen Ausgaben des Programms dargestellt und erklärt. Hierbei liegen nicht jeder Ausgabe dieselben Eingabewerte zugrunde, da die unterschiedlichen Ausgaben für verschiedene Beispiele interessante Informationen enthalten.

Die in Abb. 4.9a und 4.9b dargestellten Diagramme dienen dazu numerische Probleme in der Berechnung zu erkennen. Durch das Newton-Raphson-Diagramm in Abb. 4.9b kann beispielsweise

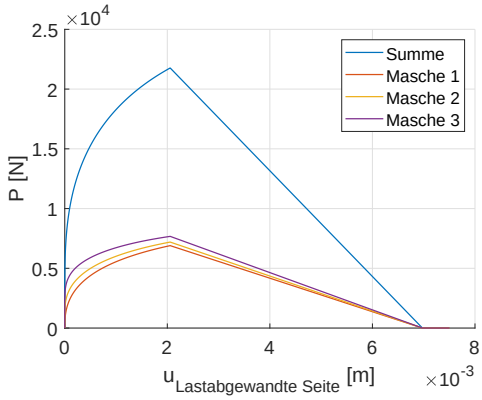
Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN



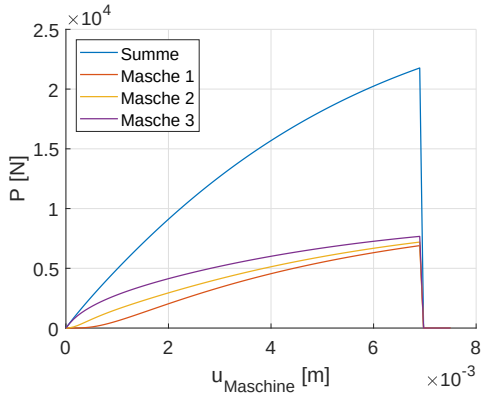
(a) Die Norm des Verschiebungsvektors q wird über die Nummer des Iterationsschrittes ausgegeben. Mithilfe dieser Ausgabe können eventuelle numerische Probleme erkannt werden.



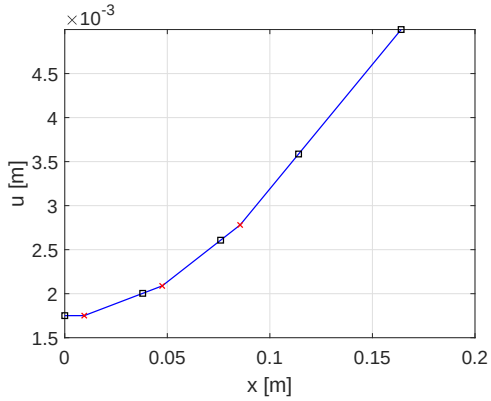
(b) Die von der lastzugewandten Maschenweite durchlaufenen Rechenschritte werden in einem Newton-Raphson-Diagramm ausgegeben. Mithilfe dieser Ausgabe können eventuelle numerische Probleme erkannt werden. Hier wurden sechs Laststeigerungsschritte durchlaufen.



(c) Die gesamte Prüfkraft sowie die in den einzelnen Verbundpunkten wirkenden Verbundkräfte werden über der Verschiebung am lastabgewandten Ende ausgegeben.



(d) Die gesamte Prüfkraft sowie die in den einzelnen Verbundpunkten wirkenden Verbundkräfte werden über der Verschiebung an der Einspannung in die Prüfmaschine ausgegeben.



(e) Die Verschiebungen u der Knotenpunkte im Endzustand werden über die x-Position des unbelasteten Zustandes dargestellt.

Abb. 4.9: Zusammenstellung der bereits implementierten Ausgaben.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

das in Kapitel 4.4.2 beschriebene Oszillieren sehr einfach und schnell erkannt werden. Mithilfe der Ausgabe der Norm des Verschiebungsvektors über die Anzahl der Iterationsschritte in Abb. 4.9a kann beispielsweise die Konvergenz der Berechnung beobachtet werden. Vor jedem neuen Laststeigerungsschritt sollte sich hier ein horizontales Plateau ausbilden.

Die übrigen drei Ausgaben dienen der Veranschaulichung der Berechnungsergebnisse. In Abb. 4.9c und 4.9d werden hierfür Last-Verformungs-Diagramme ausgegeben. Abb. 4.9c zeigt die gesamte Prüfkraft über die Verschiebung auf der lastabgewandten Seite des Prüfkörpers. Dieses Diagramm wird im Anschluss mit den Versuchsergebnissen verglichen. In Abb. 4.9d wird die gesamte Prüfkraft über den Maschinenweg dargestellt. In beiden Diagrammen wird zusätzlich der Anteil der einzelnen Maschenweiten (Verbundkraft je Verbundpunkt) an der gesamten Prüfkraft dargestellt. Bei der Ausgabe in Abb. 4.9e handelt es sich um die Verschiebungen, die entlang des Bewehrungsstranges auftreten. Dargestellt wird der Zustand, der sich nach dem letzten Laststeigerungsschritt einstellt.

4.5 Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Versuchsergebnissen

Mithilfe des entwickelten Programmes werden nun die Versuche für den Bewehrungstyp K1 mit zwei Maschenweiten im Verbundbereich nachgebildet. Hierfür wird im Berechnungsprogramm die aus den Versuchen mit einer Maschenweite bestimmte Interpolationsfunktion für die Verbundkraft-Schlupf-Beziehung in den einzelnen Verbundpunkten hinterlegt. Die numerischen und experimentellen Ergebnisse für die aufgebrachte Prüfkraft und den zugehörigen Schlupf auf der lastabgewandten Seite des Probekörpers sind gemeinsam in Abb. 4.10 gegenübergestellt. Die Ergebnisse des oben vorgestellten Berechnungsmodells sind in der Kurve $FEM_{diskret}$ dargestellt.

Da der Haftverbund nicht bei der Interpolation der Verbundkraft-Schlupf-Beziehung berücksichtigt wurde, weicht das Berechnungsergebnis im Anfangsbereich noch deutlich vom Verlauf der Messergebnisse ab. Ab einer Kraft von etwa 4000 N passen die Ergebnisse aus dem Berechnungsmodell qualitativ gut mit denen der Versuche zusammen. Bei steigender Belastung fällt die Steigung der Beziehung zwischen Verbundkraft und Schlupf auf der lastabgewandten Seite für das Berechnungsmodell jedoch stärker ab als es bei den Versuchen der Fall war.

Anhand einer Variation des Berechnungsmodells wird untersucht ob die Abweichung durch die Modellannahme des diskreten Verbundpunktes bedingt ist. Hierfür wird anstatt des diskreten Verbundpunktes ein kontinuierlicher Verbund über die halbe Elementlänge angenähert. Dies wird umgesetzt indem in der Verbundzone (jeweils halbe Maschenweite) 20 der zuvor hergeleiteten Verbundelemente angeordnet werden. Für dieses Modell muss in den jeweils 20 Verbundpunkten je Maschenweite eine angepasste Verbundkraft-Schlupf-Beziehung hinterlegt werden. Zunächst wird die ursprüngliche Beziehung um den Faktor 20 herunter skaliert. Zusätzlich muss die Beziehung noch durch einen weiteren Anpassungsfaktor skaliert werden. Dies ist notwendig, da aufgrund der Nachgiebigkeit der Bewehrung nicht in jedem der 20 Verbundpunkte derselbe Schlupf auftritt. Dieser Anpassungsfaktor wird anhand einer Berechnung für eine Maschenweite im Verbundbereich so angepasst, dass die Ergebnisse möglichst gut mit der ursprünglichen Interpolationsfunktion zusammenpassen. Die Anpassung erfolgt händisch und liefert den Faktor 0,995. Zur Veranschaulichung der Modellverfeinerung zur Annäherung des kontinuierlichen Verbundes sind in Abb. 4.11 die sich aus beiden Modellen (diskret und kontinuierlich) ergebenden Verschiebungen für ansonsten identische Randbedingungen gemeinsam dargestellt. Bis auf den unmittelbaren Verbundbereich ist hier beinahe kein Unterschied zwischen den Modellen erkennbar.

Die Ergebnisse für eine Berechnung mit zwei Maschenweiten im Verbundbereich und kontinuierlichem Verbund sind mit der Kurve $FEM_{kontinuierlich}$ in Abb. 4.10 dargestellt. Die Umstellung auf

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

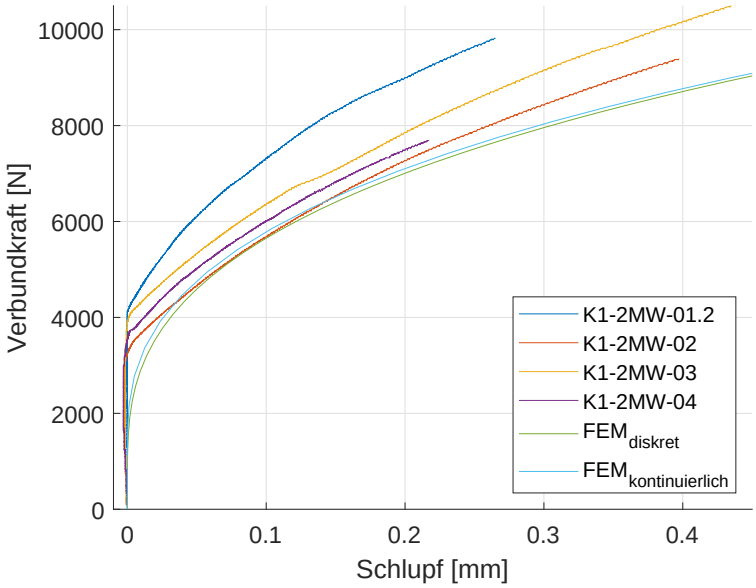


Abb. 4.10: Gemeinsame Darstellung der Ergebnisse des Berechnungsmodells und der Versuchsergebnisse. Die Berechnung wurde in zwei unterschiedlichen Varianten durchgeführt. Bei der Kurve $FEM_{diskret}$ wurde das oben beschriebene Modell der Verbundpunkte umgesetzt. Für die Kurve $FEM_{kontinuierlich}$ wurden bei jeder Maschenweite über die halbe Länge jeweils 20 Verbundelemente angeordnet. So wurde in diesem Bereich ein kontinuierlicher Verbund angenähert. Die Systeme in der Berechnung verhalten sich vergleichbar und weisen eine etwas geringer Steifigkeit auf als die Versuche.

einen annähernd kontinuierlichen Verbund bewirkt bei der Berechnung mit zwei Maschenweiten eine geringfügige Steigerung der übertragenen Verbundkraft. Die beiden Berechnungsmodelle verhalten sich ansonsten jedoch nahezu identisch. Durch den Ansatz eines diskreten Verbundpunktes verursacht man demnach keinen maßgebenden Fehler im Vergleich zu einem kontinuierlichen Verbundmodell über die halbe Maschenweite.

Die Ursache für die leichte Abweichung zwischen Berechnungsmodell und Versuchen lässt sich abschließend nicht genau feststellen. Mögliche Ursachen könnten in leicht unterschiedlichen Eigenschaften der für die Versuche mit einer und zwei Maschenweiten verwendeten Betone oder im geringen Stichprobenumfang der Versuche liegen, auf denen die interpolierte Verbundkraft-Schlupf-Beziehung beruht.

4.6 Anwendung des Berechnungsmodells zur Beschreibung des Verankerungsverhaltens

Das Berechnungsmodell wird nun angewendet um das Verankerungsverhalten der textilen Bewehrung vom Typ K1 zu untersuchen. Hierbei wird die Berechnung für verschiedene Verankerungslängen durchgeführt und die Ergebnisse werden miteinander verglichen. Die Länge des Vorfeldes wird für diese Berechnung so gewählt, dass der Abstand zwischen dem vordersten Verbundpunkt und der Einspannung in die Prüfmaschine genau der Länge einer Maschenweite entspricht. In Abb. 4.12a und Abb. 4.12b sind die aufgebrachten Prüfkräfte über den Verschiebungen am lastabgewandten beziehungsweise lastzugewandten Ende des Faserstrangs für eine schrittweise Vergrößerung der Verankerungslänge von einer einfachen Maschenweite bis zum

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

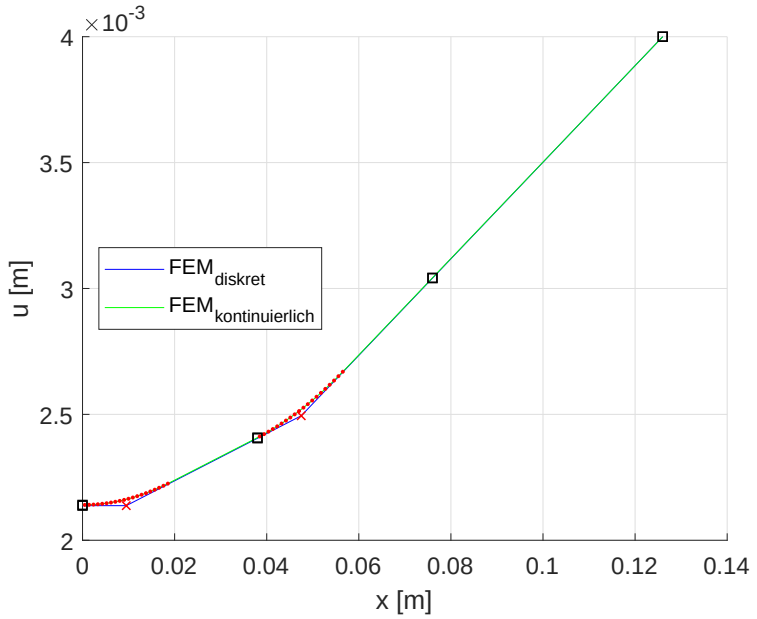


Abb. 4.11: Gemeinsame Darstellung der sich aus dem diskreten und dem kontinuierlichen Berechnungsmodell ergebenden Verschiebungen. Die Verbundpunkte des diskreten Verbundmodells sind durch rote Kreuze dargestellt und die des kontinuierlichen Verbundmodells durch rote Punkte. Bis auf den direkten Verbundbereich ist kaum ein Unterschied in den Verformungen zu erkennen.

Vierfachen der Maschenweite abgebildet. Zusätzlich wurde das Modell für das Zehnfache der Maschenweite als Verankerungslänge ausgewertet. Dabei wurde die Berechnung immer bis zum rechnerischen Versagen durchgeführt. Bei einer Verankerungslänge von einer Maschenweite ist hierbei das unmittelbare Verbundversagen maßgebend. Für die übrigen berechneten Beispiele wird als Versagenskriterium das Erreichen der mittleren Zugfestigkeit des Faserstranges von 12 kN maßgebend. Bei der Betrachtung der Verformungen entlang des Faserstranges in Abb. 4.12c wurde die Berechnung für alle Verankerungslängen bis zu dem beim Versagen von vier Maschenweiten im Verbundbereich vorliegenden Maschinenweg durchgeführt.

Durch den Vergleich der Kraftkurven wird deutlich, dass die Steifigkeit der Verankerung durch eine Vergrößerung der Verankerungslänge stetig zunimmt. Ab einer Verankerungslänge von vier Maschenweiten wird durch eine zusätzliche Verlängerung des Verbundbereiches jedoch keine nennenswerte Veränderung des Verhaltens mehr erreicht. Die Ursache hierfür ist im Verformungsplot in Abb. 4.12c zu sehen. Aufgrund der Nachgiebigkeit des Faserstranges und der im Verhältnis dazu hohen Verbundsteifigkeit können die hinter der vierten Masche gelegenen Maschen bis zum Erreichen der Risslast nicht mehr aktiviert werden.

Für eine Verankerungslänge von vier Maschenweiten ist die Aufteilung der verankerten Kraft auf die einzelnen Maschenweiten in Abb. 4.13 dargestellt. Hierbei ist besonders die Verbundkraft der lastzugewandten Masche von Interesse. Sie übersteigt bereits vor dem Erreichen der Risslast des Faserstranges die von Preinstorfer (2019) ermittelte Spaltlast von etwa 3800 N. Diese Spaltlast wurde an Verbundversuchen mit derselben Kombination aus Bewehrung und Beton bestimmt wie sie hier in dieser Arbeit verwendet wurde. Anders als hier wurde jedoch eine realitätsnahe Bauteildicke von 3 cm verwendet. Die Berechnungen zeigen, dass unter diesen Randbedingungen selbst durch eine Vergrößerung der Verankerungslänge keine vollständige Verankerung der Be-

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

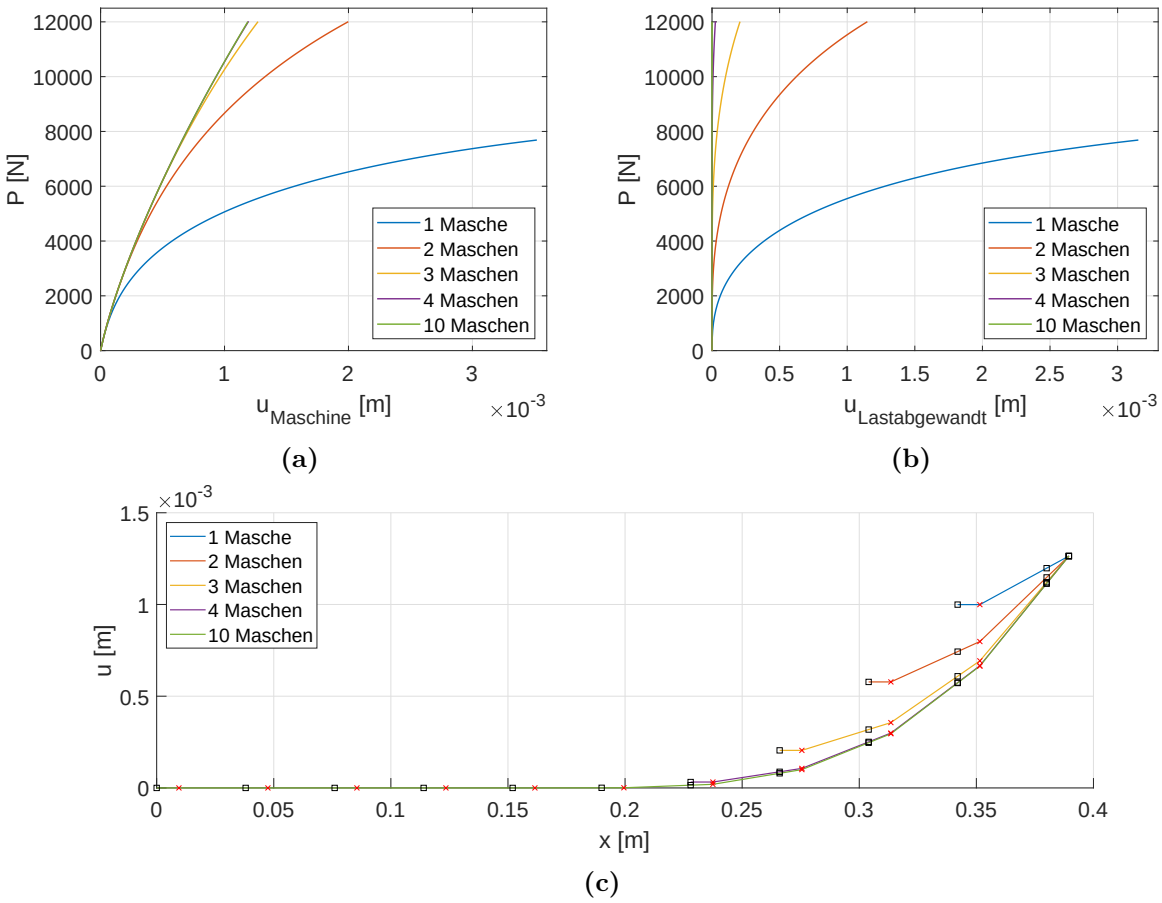


Abb. 4.12: Grafische Ausgabe der Berechnungsergebnisse für unterschiedlich große Verankerungslängen. Abb. 4.12a zeigt den Zusammenhang zwischen Verankerungskraft und Verschiebung an der Einspannung in die Prüfmaschine während Abb. 4.12b den Zusammenhang zwischen Verankerungskraft und der Verschiebung auf der lastabgewandten Seite des Verankerungsbereiches zeigt. Je länger die Verankerungslänge wird, desto steifer verhält sich die Verankerung. Ab einer Verankerungslänge, die dem Vierfachen der Maschenweite entspricht, hat eine zusätzliche Verlängerung der Verankerungslänge keinen nennenswerten Einfluss mehr auf das Verankerungsverhalten. In Abb. 4.12c sind die Verschiebungen entlang der Stabachse für die berechneten Verankerungslängen dargestellt (lastzugewandtes Ende rechts). Auch hier sieht man, dass bei einer Vergrößerung von vier auf zehn Maschenweiten keine bedeutenden Unterschiede im Verschiebungsverlauf vorhanden sind.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

wehrung erreicht werden kann. Es kommt zu einem vorzeitigen Versagen durch Delamination in der Bewehrungsebene, das in Kapitel 2.3.5 beschrieben ist.

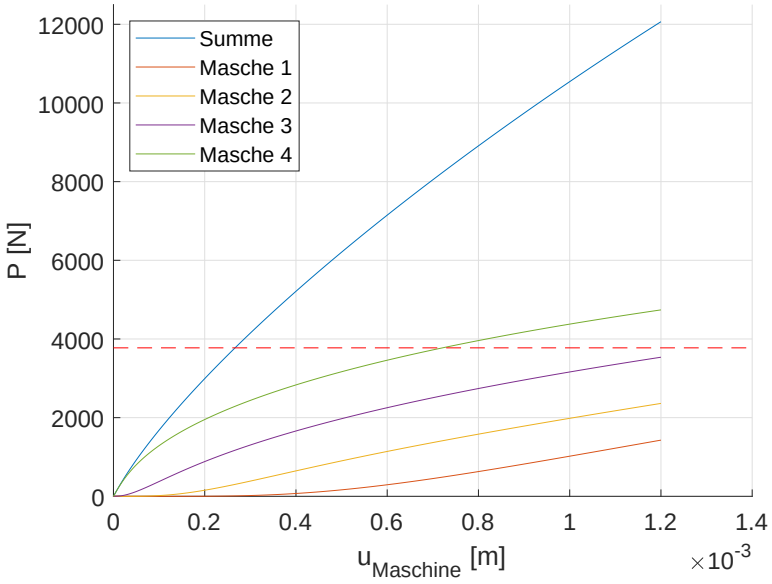


Abb. 4.13: Darstellung der über die einzelnen Maschenweiten wirkenden Verbundkräfte für eine Verankerungslänge von vier Maschenweiten. Die Nummerierung der Maschen erfolgt hierbei beginnend von der lastabgewandten Seite. Mit der gestrichelten Linie ist die aus Versuchen in Preinstorfer (2019) bestimmte Spaltlast pro Maschenweite bei einer Bauteildicke von 3 cm für die verwendete Kombination aus Bewehrung und Beton abgebildet. Da in Masche 4 diese Spaltlast bereits überschritten ist, könnte der Faserstrang unter diesen Randbedingungen nicht vollständig verankert werden.

Bei den Versuchen von Bielak et al. (2018) konnte demgegenüber, bei einem ähnlichen Versuchsaufbau mit einer Bauteildicke von 4 cm und einem anderen Beton, bereits ab einer Verankerungslänge von zwei Maschenweiten für einen Teil der Versuche eine volle Verankerung derselben Bewehrung realisiert werden (in einigen Fällen wird aber auch für diese Verankerungslänge ein Spaltversagen angetroffen). Für eine Verankerungslänge von einer Maschenweite wurde dabei eine Spaltlast von etwa 6000 N gemessen. Im Folgenden werden diese Versuche nachgerechnet. Die Verbundkräfte pro Masche sind in Abb. 4.14 für die Berechnung mit zwei Maschenweiten im Verbundbereich dargestellt. Als Verbundkraft-Schlupf-Beziehung wurde die in dieser Arbeit ermittelte Beziehung im Programm hinterlegt, da bei Bielak et al. (2018) dieselbe Bewehrungskonfiguration verwendet wurde. Hier wird die Annahme getroffen, dass sich die in dieser Arbeit bestimmte Ausgleichsfunktion für das Verbundverhalten des Bewehrungstyps K1 näherungsweise auch auf andere Betone übertragen lässt. Beim Erreichen der Risslast des Faserstrangs befinden sich in diesem Fall die Verbundkräfte beider Maschen im Bereich der Spaltlast. Berücksichtigt man die Tatsache, dass die Größen für die einwirkende Spaltzugkraft und den Spaltzugwiederstand statistisch streuende Größen darstellen, passen die Berechnungsergebnisse auch hier gut mit den Versuchsergebnissen zusammen (teilweise Spalten, teilweise vollständige Verankerung).

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

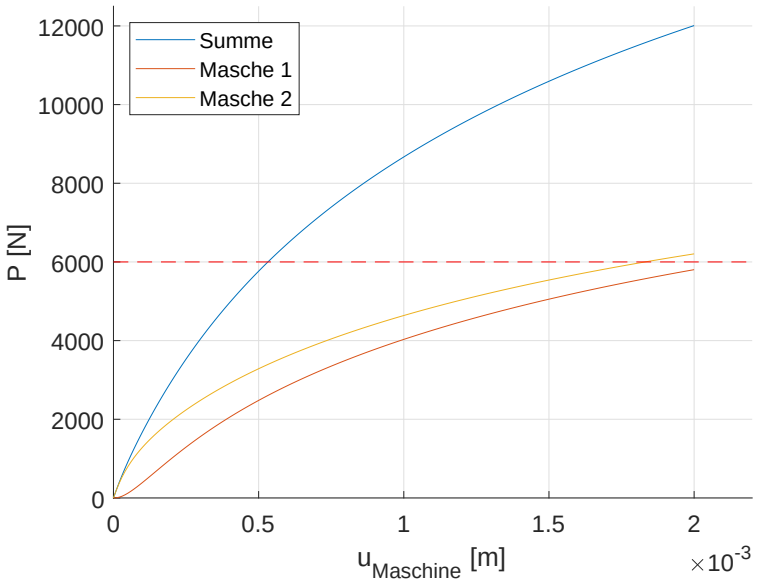


Abb. 4.14: Darstellung der über die einzelnen Maschenweiten wirkenden Verbundkräfte für eine Verankerungslänge von zwei Maschenweiten. Die Nummerierung der Maschen erfolgt hierbei beginnend von der lastabgewandten Seite. Mit der gestrichelten Linie ist die aus Versuchen in Bielak et al. (2018) bestimmte Spaltlast pro Maschenweite abgebildet. Die Verbundkraft beider Maschen liegt beim Erreichen der Risslast des Faserstranges im Bereich der Spaltlast.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Kapitel 5

Zusammenfassung

5.1 Problemstellung

Mit dem Ziel das Verbundverhalten von textiler Bewehrung besser beschreiben zu können wurde in dieser Arbeit die ideale Verbundkraft-Schlupf-Beziehung textiler Bewehrungen untersucht. Eine Spaltrissbildung wurde hierbei durch ausreichende Betondeckungen verhindert. Darüber hinaus wurden für einen der experimentell untersuchten Bewehrungstypen durch eine Variation der Verankerungslänge Untersuchungen zum Vernakerungsverhalten angestellt. Mithilfe dieser experimentellen Untersuchungen wurde ein vereinfachtes Berechnungsmodell für das Verankerungsverhalten textiler Bewehrungen entwickelt. Dieses Rechenmodell bildet das Verbundverhalten der verwendeten textilen Bewehrung mit beliebig langen Verankerungslängen ab.

5.2 Ergebnisse der Untersuchungen

Untersuchungen wurden zu den drei Bewehrungstypen K1, S1 und S2 durchgeführt. Bei den beiden Bewehrungstypen K1 und S2 konnte die angestrebte ideale Verbundkraft-Schlupf-Beziehung ohne das Einsetzten einer Spaltrissbildung erfasst werden. Hier stellte sich dennoch kein duktiles Verbundversagen in Form eines Faserstrangauszuges ein. Das Versagen erfolgte für beide Bewehrungstypen spröde in Form eines vollständigen oder teilweisen Faserstrangrisses innerhalb der Verbundzone. Eine Schädigung des Betons im Verbundbereich wurde nicht beobachtet. Dieses Versagen lässt sich daher am ehesten dem Versagen der Oberflächenstruktur der Bewehrung zuordnen. Durch die hohen Beanspruchungen in der Kontaktfläche kommt es zu einer Schädigung an der Oberfläche der Bewehrung und ausgehend von dieser Schädigung breitet sich der Riss in das Innere der Bewehrung aus. Bei den Versuchen für den Bewehrungstyp S1 stellte sich dagegen trotz einer großen Betondeckung in beide Querrichtungen eine Spaltrissbildung ein. Hierbei wurden in der Kontaktfläche zwischen Beton und Bewehrung sowie an der Bewehrung selber keine unmittelbaren Schädigungen festgestellt. Bei den Versuchen für den Bewehrungstyp K1 mit zwei Maschenweiten innerhalb der Verbundlänge stellte sich das Versagen in Form eines Faserstrangrisses ein. Dieser trat in der freien, nicht im Verbund mit dem Beton stehenden, Länge des Faserstrangs auf. Die Verankerungslänge von zwei Maschenweiten reicht demnach für diesen Bewehrungstyp bei ausreichender Betondeckung aus um eine volle Verankerung zu realisieren.

5.3 Modellierung mittels eines vereinfachten Berechnungsmodells

Aufgrund der ausgeprägten herstellungsbedingten periodischen Aufweitung innerhalb einer Maschenweite der Bewehrungen wurde für das Berechnungsmodell die zentrale Modellannahme der diskreten Verbundpunkte getroffen. Nach dieser wird die Verbundwirkung nicht kontinuierlich über die gesamte Verbundlänge übertragen sondern innerhalb einer Maschenweite wird die

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

gesamte Verbundkraft an einem diskreten Punkt übertragen. Jede Masche wird demnach als einzelne Rippe betrachtet.

Für die Modellierung wurde ein finites Element entwickelt, das je eine Maschenweite abbildet. Der Verbund zwischen Bewehrung und Beton wurde durch eine Feder im Verbundpunkt modelliert. In dieser wurde die aus den Verbundversuchen mit einer Maschenweite im Verbundbereich bestimmte Verbundkraft-Schlupf-Beziehung hinterlegt. Durch die Anordnung mehrerer Elemente in Reihe kann mithilfe des Modells das Verankerungsverhalten der Bewehrung modelliert werden.

Ein Vergleich der Berechnungsergebnisse für zwei Maschenweiten mit den Versuchsergebnissen lieferte ein vergleichbares Verhalten. Die Versuche verhielten sich dabei etwas steifer als die Berechnung. Zur Kontrolle der Annahme der Verbundpunkte wurde zusätzlich in einer Variation des Berechnungsmodells ein kontinuierlicher Verbund im Verbundbereich anstatt eines diskreten Verbundpunktes angenähert. Hierdurch ergaben sich jedoch keine nennenswerten Unterschiede im Berechnungsergebnis. Die genaue Ursache für die leichte Abweichung konnte nicht abschließend bestimmt werden.

Mit Hilfe des Berechnungsmodells wurde abschließend das Verankerungsverhalten der Bewehrung vom Typ K1 untersucht. Hierbei stellte sich heraus, dass sich eine Vergrößerung der Verankerungslänge nur bis zu einer Länge von vier Maschenweiten auf das Verhalten auswirkt. Die weiter hinten gelegenen Maschen können aufgrund der hohen Verbundsteifigkeit in Kombination mit der geringen Dehnsteifigkeit der Bewehrung vor dem Zugversagen der Bewehrung nicht aktiviert werden.

Mit Hilfe des Berechnungsmodells konnten die Versuchsergebnisse zur Verankerung des Bewehrungstyps K1 von Bielak et al. (2018), wobei bei einer Verankerungslänge von zwei Maschenweiten sowohl eine Spaltrissbildung als auch eine vollständige Verankerung der Bewehrung beobachtet wurde, nachvollzogen werden.

5.4 Weiteres Vorgehen

Der erste Versuch des Bewehrungstyps S2 musste aufgrund des Versagens an der Einspannstelle in die Prüfmaschine zweimal belastet werden. Bei der Wiederbelastung zeigte sich, dass sich keine erkennbare Grenze zwischen Haftverbund und Formverbund mehr ausgebildet hat. Die Prüflast konnte ohne nennenswerten Schlupfanstieg deutlich über den in den übrigen Versuchen angetroffenen Haftverbund gesteigert werden. Zudem versagte der Betonkörper unterhalb der in der Erstbelastung aufgebrachten Prüfkraft durch eine Spaltrissbildung. Hieraus erwächst die Frage, wie sich der Verbund von textiler Bewehrung unter einer zyklischen Belastung verhält.

Nach den Berechnungsergebnissen kann der Bewehrungstyp K1 bei einer Bauteildicke von 3 cm durch eine Verlängerung der Verankerungslänge nicht vollständig verankert werden. Bereits bei einer geringeren Last würde es zu einem reißverschlussartigem Delaminationsversagen kommen. Durch eine versuchstechnische Überprüfung dieses Verhaltens könnte das Berechnungsmodell zusätzlich verifiziert werden.

Für die Bestimmung der auf den Beton wirkenden Spaltzugkraft wurde bereits ein erstes greifbares Berechnungsmodell vorgestellt. Für die Bestimmung des Betonwiderstandes gegen eine Spaltrissbildung existiert dagegen noch keine einfache Berechnungsmethode. Zur Erstellung eines solchen Modelles bedarf es umfangreicher Versuche mit Parameterstudien bezüglich der Betondeckungen, der Betoneigenschaften sowie der Bewehrungseigenschaften.

Durch die zuverlässige Bestimmung der Spaltzugkraft und des Betonwiderstandes gegen eine Spaltrissbildung könnten Bauteile aus Textilbeton so ausgelegt werden, dass es nicht zu einer Spaltrissbildung in der Bewerhungsebene kommt. Da es bei dem in dieser Arbeit untersuchten Bewehrungstyp S1 jedoch trotz einer sehr großen Betondeckung in beide Achsrichtungen noch zu

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

einem Versagen durch Spaltrissbildung gekommen ist, stellt sich die Frage, ob dieser Weg alleine mit den Vorteilen des Textilbetons in Einklang steht. Eine Vergrößerung der Betondeckung steht einer materialsparenden leichten Bauweise im Weg.

Ziel muss es demnach vor allem auch sein, textile Bewehrungen mit möglichst großen Faserstrangquerschnitten zu entwickeln, die nicht in dem Maß zur Spaltrissbildung neigen wie es bisher der Fall ist. Auf lange Sicht könnten dann die Eigenschaften von textiler Bewehrung durch Normen vereinheitlicht werden und hierauf abgestimmte Bemessungsverfahren entwickelt werden. So könnte der Textilbeton für die breite Masse an Bauprojekten nutzbar gemacht werden, anstatt nur eine Lösung in Ausnahmefällen darzustellen.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

Literaturverzeichnis

Baena, M., L. Torres, A. Turon und C. Barris (2009). „Experimental study of bond behaviour between concrete and FRP bars using a pull-out test“. In: *Composites Part B: Engineering* 40.8, S. 784–797.

Bielak, J., A. Spelter, N. Will und M. Claßen (2018). „Verankerungsverhalten textiler Bewehrungen in dünnen Betonbauteilen“. In: *Beton-und Stahlbetonbau* 113.7, S. 515–524.

Cherif, C. et al. (2011). „Textile Werkstoffe für den Leichtbau“. In: *Techniken, Verfahren, Materialien, Eigenschaften. SpringerLink: Bücher. 9783642179921. Heidelberg ua: Springer.*

Curbach, M. und F. Jesse (2009). „Eigenschaften und Anwendung von Textilbeton“. In: *Beton-und Stahlbetonbau* 104.1, S. 9–16.

Esfandeh, M., A. R. Sabet, A. M. Rezadoust und M. B. Alavi (2009). „Bond performance of FRP rebars with various surface deformations in reinforced concrete“. In: *Polymer Composites* 30.5, S. 576–582.

Hegger, J., N. Will, H. N. Schneider und P. Kölzer (2004). „Neue Bauteile aus textilbewehrtem Beton“. In: *Beton-und Stahlbetonbau* 99.6, S. 482–487.

Krüger, M. (2004). „Vorgespannter textilbewehrter Beton“. Diss. Universität Stuttgart.

Kulas, C. (2013). „Zum Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente für Betonbauteile“. Diss. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.

Lin, Z. und V. C. Li (1997). „Crack bridging in fiber reinforced cementitious composites with slip-hardening interfaces“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 45.5, S. 763–787.

Lorenz, E. (2014). „Endverankerung und Übergreifung textiler Bewehrungen in Betonmatrices“. Diss. Technische Universität Dresden.

Lorenz, E., R. Ortlepp, J. Hausding und C. Cherif (2011). „Effizienzsteigerung von Textilbeton durch Einsatz textiler Bewehrungen nach dem erweiterten Nähwirkverfahren“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 106.1, S. 21–30.

Molter, M. (2005). „Zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton“. Diss. Rheinisch Westfälische Technische Hochschule Aachen.

Offermann, P., T. Engler, T. Gries und A. Roye (2004). „Technische Textilien zur Bewehrung von Betonbauteilen“. In: *Beton-und Stahlbetonbau* 99.6, S. 437–443.

Preinstorfer, P., B. Kromoser und J. Kollegger (2019). „Kategorisierung des Verbundverhaltens von Textilbeton“. In: *Bauingenieur* 94.11, S. 416–424.

Preinstorfer, P. (2019). „Zur Spaltrissbildung in Textibeton“. Diss. TU Wien.

Preinstorfer, P., B. Kromoser und J. Kollegger (2018). „Einflussparameter auf die Spaltrissbildung in Textilbeton“. In: *Beton-und Stahlbetonbau* 113.12, S. 877–885.

Pritschow, A. (2016). „Zum Verbundverhalten von CFK-Bewehrungsstäben in Bauteilen aus ultrahochfestem Beton“. Diss. Universität Stuttgart.

Richter, M. (2005). „Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textilbewehrtem Feinbeton“. Diss. Technische Universität Dresden.

RILEM (1994). „RC 6 Bond test for reinforcement steel. 2. Pull-out test“. In: *RILEM recommendations for the testing and use of constructions materials*, S. 218–220.

Scholzen, A., R. Chudoba und J. Hegger (2012). „Dünnwandiges Schalentragwerk aus textilbewehrtem Beton: Entwurf, Bemessung und baupraktische Umsetzung“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 107.11, S. 767–776.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

Schütze, E. und M. Curbach (2019). „Zur experimentellen Charakterisierung des Verbundverhaltens von Carbonbeton mit Spalten als maßgeblichem Versagensmechanismus“. In: *Bauingenieur* 94.4.

solidan (2020). URL: `https://www.solidian.com` (Zugriff am 17. 02. 2020).

Younes, A., A. Seidel, S. Rittner, C. Cherif und R. Thyroff (2015). „Innovative textile Bewehrungen für hochbelastbare Betonbauteile“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 110.S1, S. 16–21.

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU WIEN Bibliothek Your knowledge hub

Anhang A

Quelltext

Program Code A.1: Berechnungsmodell für diskrete Verbundpunkte

```
close all
clear
clc


%% Systemeingabe

% Anzahl der betrachteten Maschenweiten im Verbundbereich
n = 2;  % [-]

% Dehnsteifigkeit der Bewehrung
EA = 3.62 * 220e3; % [N]

% Länge einer Maschenweite
l = 3.8e-2; % [m]

% Position des Verbundpunktes in einer Maschenweite
zeta = 0.4; % [-]

% Länge des Vorfeldes
l_Vorfeld =5e-2; % [m]

% Maximaler Maschinenweg
u_Maschine = 4e-3; % [m]

% Anzahl der Laststeigerungsschritte
n_Lastschritte = 100; % [-]


%% Variablen Definition

% Anzahl der Freiheitsgrade
n_FG = n+2;

% Vektor für den Schlupf an den Verbundpunkten
s = zeros(n,1);

% Vektor für den Differenzschlupf im Iterationnschritt
DeltaS = zeros(n,1);

% Vektor für die rechnerisch wirkende Verbundkraft
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

```
42 F = zeros(n,1);
43
44 % Vektor für die tastächlich wirkende Verbundkraft
45 F_Soll = zeros(n,1);
46
47 % Vektor für die Ungleichgewichtskraft
48 F_unbal = zeros(n,1);
49
50 % Vektor für die Verdersteifigkeit im Verbundpunkt
51 k_F_s = zeros(n,1);
52
53 % Verschiebungsvektor
54 q = zeros(n_FG,1);
55
56 % Differenzverschiebungsvektor im Iterationsschritt
57 Deltaq = zeros(n_FG,1);
58
59 % Systemsteifigkeitsmatrix
60 K = zeros(n_FG,n_FG);
61
62 % Systemlastvektor
63 DeltaP = zeros(n_FG,1);
64
65
66 %% Iteration
67
68 % Laufvariable für die gesamte Schrittanzahl
69 count = 1;
70
71 % Maximale Iterationszahl eines Laststeigerungsschrittes
72 grenz_iter = 100;
73
74 % Grenze für das Abbruchkriterium
75 grenz_kriterium = 1e-8;
76
77 % Schleife für die Aufbringung der Laststeigerungsschritte
78 for i_last = 1 : n_Lastschritte
79     % Definition der externen Belastung
80     DeltaP(n_FG,1) = u_Maschine/n_Lastschritte;
81
82     % Laufvariable für die Iteration im Lastschritt
83     count_iter = 0;
84
85     % Startwert für das Abbruchkriterium
86     kriterium = 1;
87
88     % Schleife für die Iteration im Laststeigerungsschritt
89     while kriterium > grenz_kriterium  && count_iter < grenz_iter
90         % Aktualisieren der Laufvariablen
91         count_iter = count_iter +1;
92         count = count +1;
93
94         % Aufstellen von Steifigkeitsmatrix und Lastvektor
95         for i = 1 : n
96             % Bestimmung der Federsteifigkeit
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

```
97          [~, k_F_s(i)] = F_s_Beziehung(s(i));
98
99          % Steifigkeitsanpassung gegen Oszillieren
100         if(k_F_s(i) < 0)
101             k_F_s(i) = 0;
102         end
103
104         % Aufstellen des Lastvektors zufolge der Ungleichgewichtskräfte
105         DeltaP(i:i+1,1) = DeltaP(i:i+1,1) + ...
106             Last_Vek_DeltaF(F_unbal(i),EA,l,zeta,k_F_s(i));
107
108         % Bilden der Elementsteifigkeitsmatrix
109         K(i:i+1,i:i+1) = K(i:i+1,i:i+1) + k_Mat(EA,l,zeta,k_F_s(i));
110     end
111
112     % Steifigkeitsmatrix des Vorfeldes
113     K(n_FG-1:n_FG,n_FG-1:n_FG) = K(n_FG-1:n_FG,n_FG-1:n_FG) + ...
114         [EA/l_Vorfeld, -EA/l_Vorfeld; -EA/l_Vorfeld, EA/l_Vorfeld];
115
116     % Berücksichtigen der Verschiebungsrandbedingung
117     K(n_FG,:) = zeros(1,n_FG);
118     K(n_FG,n_FG) = 1;
119
120     % Bestimmen der Differenzverschiebungen
121     Deltaq = K\DeltaP;
122
123     % Aktulisieren der Gesamtverschiebungen
124     q = q + Deltaq;
125
126     % Rückrechnung auf Schlupf und Verbundkräfte
127     for i = 1 : n
128         % Ermitteln des hinzugekommenen Schlupfes
129         DeltaS(i) = Rueck_DeltaS(Deltaq(i),Deltaq(i+1), EA, l, ...
130             k_F_s(i), zeta, F_unbal(i));
131
132         % Aktualisieren des Schlupfes im Verbundpunkt
133         s(i) =  s(i) + DeltaS(i);
134
135         % Aktualisieren der rechnerischen Verbundkraft
136         F(i) = F_Soll(i) + k_F_s(i) * DeltaS(i);
137
138         % Aktualisieren der tatsächlichen Verbundkraft
139         [F_Soll(i), ~] = F_s_Beziehung(s(i));
140
141         % Aktualisieren der Ungleichgewichtskraft
142         F_unbal(i) = (F(i)-F_Soll(i));
143     end
144
145     % Aufstellen des Abbruchkriteriums für die Verschiebungen
146     q_kriterium = norm(Deltaq./q);
147
148     % Aufstellen des Abbruchkriteriums für die Verbundkräfte
149     F_kriterium = norm(F_unbal./F_Soll);
150
151     % Bestimmen des maßgebenden Abbruchkriteriums
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

```
152            kriterium = max([q_kriterium, F_kriterium]);
153
154            % Zurücksetzen des Lastvektors
155            DeltaP = zeros(n_FG,1);
156
157            % Zurücksetzen der Steifigkeitsmatrix
158            K = zeros(n_FG,n_FG);
159
160            % Speichern von Zwischenergebnissen für die Ausgabe
161            Norm_q(count) = norm(q);
162            s_trac(count) = s(n);
163            F_trac(count) = F(n);
164        end
165
166        % Ausgabe falls der Laststeigerungsschritt nicht auskonvergiert
167        if count_iter == grenz_iter && kriterium > grenz_kriterium
168            disp(['Lastschritt ', num2str(i_last), ':'])
169            disp(['Maximale Iterationszahl von ', num2str(grenz_iter), ...
170                ' erreicht!'])
171            disp(['q_kriterium = ', num2str(q_kriterium)])
172            disp(['F_kriterium = ', num2str(F_kriterium)])
173            disp('————————')
174        end
175
176        % Speichern von Zwischenergebnissen für die Ausgabe
177        u_Last_Verschiebung(i_last+1) = q(n_FG);
178        P_Last_Verschiebung(i_last+1) = sum(F);
179        Schlupf_Lastabgewandt(i_last+1) = q(1);
180        for i = 1:n
181            P_Masche(i_last+1,i) = F(i);
182        end
183    end
184
185
186    %% Ausgabe
187
188    % Definition der Vektoren für die Verschiebungsausgabe
189    u = zeros(1,2*n+1);
190    x = zeros(1,2*n+1);
191    x_V = zeros(1,n);
192    u_V = s;
193    x_K = zeros(1,n_FG);
194    u_K = q;
195
196    % Aufstellen der Vektoren für die Verschiebungsausgabe im Verbundbereich
197    for i = 1:n
198        u(2*i-1) = q(i);
199        u(2*i) = s(i);
200        x(2*i-1) = (i-1)*l;
201        x(2*i) = (i-1)*l+l*zeta;
202        x_V(i) = (i-1)*l+l*zeta;
203        x_K(i) = (i-1)*l;
204    end
205
206    % Aufstellen der Vektoren für die Verschiebungsausgabe im Vorfeld
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

```
u(2*n+1) = q(n+1);
u(2*n+2) = q(n+2);
x(2*n+1) = n*l;
x(2*n+2) = n*l+l_Vorfeld;
x_K(n_FG-1) = (n_FG-2)*l;
x_K(n_FG) = (n_FG-2)*l+l_Vorfeld;

% Plot der Verschiebungen über die x-Position
figure('Name','Verschiebung über x-Position','NumberTitle','off')
plot(x,u,'b',x_V,u_V,'xr',x_K,u_K,'sk')
grid on
xlabel('x [m]')
ylabel('u [m]')

% Plot der Verankerungskraft über der Verschiebung am Lastangriffspunkt
figure('Name','Last-Verschiebungs-Diagramm','NumberTitle','off')
hold on
plot(u_Last_Verschiebung,P_Last_Verschiebung)
legende = {'Summe'};
for i = 1:n
    plot(u_Last_Verschiebung,P_Masche(:,i))
    legende(1+i) = {['Masche ' num2str(i)]};
end
legend(legende,'Location','northwest')
grid on
xlabel('u_{Maschine} [m]')
ylabel('P [N]')
hold off

% Plot der Verankerungskraft über der Verschiebung am lastabgewandten Ende
figure('Name','Verankerungskraft-Lastabgewandter Schlupf-Diagramm', ...
    'NumberTitle','off')
hold on
plot(Schlupf_Lastabgewandt,P_Last_Verschiebung)
legende = {'Summe'};
for i = 1:n
    plot(Schlupf_Lastabgewandt,P_Masche(:,i))
    legende(1+i) = {['Masche ' num2str(i)]};
end
legend(legende,'Location','northeast')
grid on
xlabel('u_{Lastabgewandte Seite} [m]')
ylabel('P [N]')
hold off

% Erzeugen der Werte für das Newton-Raphson-Diagramm

% Anzahl der Auswertungspunkte der idealen Kurve je Iterationsschritt
n_ideal = 10;

% Definition der Vektoren für die ideale Kurve
s_ideal = zeros(n_ideal*(count-1),1);
F_ideal = zeros(n_ideal*(count-1),1);

% Aufstellen der Vektoren für die ideale Kurve
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

```
for i = 1:count-1
    for j =1:n_ideal
        s_ideal((i-1)*n_ideal+j) = s_trac(i) + (j-1) * ...
            (s_trac(i+1) - s_trac(i)) / n_ideal;
        [F_ideal((i-1)*n_ideal+j), ~] = F_s_Beziehung( ...
            s_ideal((i-1)*n_ideal+j));
    end
end
s_ideal(n_ideal*(count-1)+1) = s_trac(count);
[F_ideal(n_ideal*(count-1)+1), ~] = F_s_Beziehung( ...
    s_ideal(n_ideal*(count-1)+1));

% Definiton der Vektoren für den Berechnungsverlauf
s_trac_plot = zeros(2*count,1);
F_trac_plot = zeros(2*count,1);

% Aufstellen der Vektoren für den Berechnungsverlauf
for i = 1:count
    s_trac_plot(i*2-1) = s_trac(i);
    s_trac_plot(i*2) = s_trac(i);
    F_trac_plot(i*2-1) = F_trac(i);
    [F_trac_plot(i*2), ~] = F_s_Beziehung(s_trac(i));
end

% Plot des Newton-Raphson-Diagramms
figure('Name','Newton-Raphson-Diagramm','NumberTitle','off')
plot(s_ideal,F_ideal,'b',s_trac_plot,F_trac_plot,'r')
grid on
xlabel('s_{trac} [m]')
ylabel('F_{trac} [N]')

% Plott der Verschiebungsnorm über die Nummer des Berechnungsschrittes
figure('Name','Verschiebungsnorm über Berechnungsschritt', ...
    'NumberTitle','off')
plot(0:(count-1),Norm_q)
grid on
xlabel('n [-]')
ylabel('Norm(q) [m]')


%% Funktionen

% Funktion zur Definition der Verbundkraft-Schlupf-Beziehung
function [F, k_F_s] = F_s_Beziehung(s)
% s [m], F [N], k_F_s [N/m]

% Angabe des Bewehrungstyps
Bewehrungstyp = 'K1';

% Definition der Interpolationsfunktionen
switch Bewehrungstyp
    case 'K1'
        s_hilf = 1e-8;                    %[m]
        s_F_max = 3.163789250541032e-3;   %[m]
        ds_abfall = 0.5e-3;               %[m]
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek Your knowledge hub WIEN

```
317
318             parameter = [6.245709440373253e+03, 0.399465033313553, ...
319                 -6.962961000745915e+02];
320
321             F_hilf = parameter(1) * (s_hilf*1e3) ^ parameter(2) + ...
322                 parameter(3) * (s_hilf*1e3);
323             F_max = 7.691642151459225e+03;    %[N]
324         case 'S1'
325             s_hilf = 1e-8;                    %[m]
326             s_F_max = 1.685311696468964e-3;   %[m]
327             ds_abfall = 0.5e-3;               %[m]
328
329             parameter = [8.853061036124114e+03, 0.426015746031606, ...
330                 -1.579522042422674e+03];
331
332             F_hilf = parameter(1) * (s_hilf*1e3) ^ parameter(2) + ...
333                 parameter(3) * (s_hilf*1e3);
334             F_max = 8.395662222220306e+03;    %[N]
335         case 'S2'
336             s_hilf = 1e-8;                    %[m]
337             s_F_max = 5.919905419270038e-3;   %[m]
338             ds_abfall = 0.5e-3;               %[m]
339
340             parameter = [4.763652692995139e+03, 0.361824939777485, ...
341                 1.411136867035565e+02];
342
343             F_hilf = parameter(1) * (s_hilf*1e3) ^ parameter(2) + ...
344                 parameter(3) * (s_hilf*1e3);
345             F_max = 9.900693333324829e+03;    %[N]
346         otherwise
347             disp('Ungültiger Bewehrungstyp in Funktion F_s_Beziehung!')
348             disp('————————')
349 end
350
351 % Vektoren zur Definiton der Bereichsgrenzen in der F-s-Beziehung
352 s_grenz = [s_hilf, s_F_max, s_F_max+ds_abfall];
353 F_grenz = [F_hilf, F_max, 0];
354
355 % Bestimmen der Werte der F-s-Beziehung für das gegebene s
356 if s < s_grenz(1)
357     F = F_grenz(1) * s / s_grenz(1);
358     k_F_s = F_grenz(1) / s_grenz(1);
359 elseif s < s_grenz(2)
360     s = s * 1e3;  % Umrechnung auf [mm]
361     F = parameter(1) * s ^ parameter(2) + parameter(3) * s;
362     k_F_s = 1e3 * (parameter(1) * parameter(2) * s ^ (parameter(2)-1) + ...
363         parameter(3));
364 elseif s < s_grenz(3)
365     F = F_grenz(2) + (F_grenz(3) - F_grenz(2)) * (s - s_grenz(2)) / ...
366         (s_grenz(3) - s_grenz(2));
367     k_F_s = (F_grenz(3) - F_grenz(2)) / (s_grenz(3) - s_grenz(2));
368 else
369     F = 0;
370     k_F_s = 0;
371 end
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub

```
end

% Funktion zur Bestimmung des Elementlastvektors zufolge F_unbal
function P = Last_Vek_DeltaF(F_unbal,EA,l,zeta,k_F_s)

l_1 = l * zeta;
l_2 = l - l_1;

k_ss = (EA/l_1 + EA/l_2 + k_F_s);

F_1 = F_unbal * EA/l_1 / k_ss;
F_2 = F_unbal * EA/l_2 / k_ss;

P = [F_1 ; F_2];

end

% Funktion zur Rückrechnung von den Knotenverschiebungen auf den Schlupf
function Delta_s = Rueck_DeltaS(q_1,q_2, EA, l, k_F_s, zeta, F_unbal)

l_1 = l * zeta;
l_2 = l - l_1;

k_ss = (EA/l_1 + EA/l_2 + k_F_s);

Delta_s = q_1 * EA/l_1 / k_ss + q_2 * EA/l_2 / k_ss + F_unbal / k_ss;

end

% Funktion zum Aufstellen der Elementsteifigkeitsmatrix
function k = k_Mat(EA,l,zeta,k_F_s)

l_1 = l * zeta;
l_2 = l - l_1;

k_ss = (EA/l_1 + EA/l_2 + k_F_s);

k_11 = EA/l_1 * (1 - EA/l_1 / k_ss);
k_12 = - EA/l_1 * EA/l_2 / k_ss;
k_22 = EA/l_2 * (1 - EA/l_2 / k_ss);

k = [k_11 k_12; k_12 k_22];

end
```

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar.
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.
TU Bibliothek WIEN Your knowledge hub